

**MINISTERUL EDUCAȚIEI NAȚIONALE  
UNIVERSITATEA "POLITEHNICA" TIMIȘOARA  
FACULTATEA DE MECANICĂ**

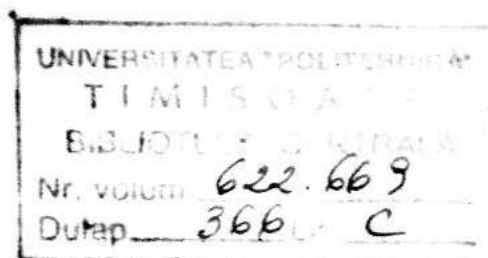


**Șef. lucr. ing. EUGEN-FILIP STÎNGU**

**STUDIUL POSIBILITĂȚILOR DE REDUCERE A  
TENSIUNILOR REMANENTE ȘI A DEFORMAȚIILOR  
CU AJUTORUL VIBRAȚIILOR**

**TEZĂ DE DOCTORAT**

BIBLIOTECA CENTRALĂ  
UNIVERSITATEA "POLITEHNICA"  
TIMIȘOARA



**Conducător științific  
Prof. dr. ing. LIVIU BRÎNDEU**



**Timișoara 1998**

*Dedic această teză familiei mele: copiilor - Codruța și Vlad,  
soției - Florentina Doina și mamei - Eleonora Sîngu.*

## *CUPRINS*

1. Introducere	5
2. Tensiuni remanente .....	11
2.1. Definirea tensiunilor remanente .....	11
2.2. Modele reologice de corpuri care pot înmagazina tensiuni remanente	14
2.3. Originea și clasificarea tensiunilor remanente	17
2.4. Teoria producerii tensiunilor remanente ca aplicație a calculului în domeniul plastic .....	20
2.4.1. Generalități privind comportarea materialelor în domeniul plastic	20
2.4.2. Tensiuni remanente produse la încovoierea plastică a barelor ...	23
2.4.3. Tensiuni remanente produse la răsucirea barelor în domeniul plastic	28
2.4.4. Tensiuni remanente în bare solicitate la tracțiune sau compresiune	31
2.5. Procesul de formare al tensiunilor de ordinul II și III	35
2.6. Exemple de producere a tensiunilor remanente ca urmare a unor procese tehnologice	45
2.6.1. Tensiuni remanente produse datorită încălzirii și răcirii neuniforme în general	45
2.6.2. Tensiuni remanente produse în piese sudate	49
2.6.3. Tensiuni remanente produse în piese turnate	57
2.6.4. Tensiuni remanente produse la călirea unui oțel ce prezintă transformări de fază	65
3. Generarea deformațiilor	69
3.1. Clasificarea deformațiilor	69

3.2. Aspecte fenomenologice privind deformațiile plastice ce se produc în urma unor procese tehnologice	72
4. Metode de determinare a tensiunilor remanente	77
4.1. Metode analitice de determinare a tensiunilor remanente	78
4.1.1. Determinarea analitică a tensiunilor remanente dintr-o placă cu sudură simetrică	78
4.1.2. Determinarea analitică a tensiunilor remanente dintr-un element sudat cu secțiunea I nesimetrică	79
4.1.3. Determinarea analitică a tensiunilor remanente structurale	81
4.1.4. Determinarea analitică a tensiunilor remanente în cazul ansamblelor sudate din oțeluri diferite	81
4.2. Metode experimentale de determinare a tensiunilor remanente .....	83
4.2.1. Metode distructive și semidistructive	83
4.2.1.1. Metoda de determinare a tensiunilor remanente spațiale cu ajutorul găurii adânci(Bauman)	83
4.2.1.2. Metoda găuririi	85
4.2.2. Metode nedistructive de determinare a tensiunilor remanente ...	91
4.2.2.1. Metoda utilizării ultrasunetelor	91
4.2.2.2. Metoda electromagnetică	91
4.2.2.3. Metoda Powey	91
4.2.2.4. Metoda folosirii razelor X	91
5. Unele aspecte privind reducerea tensiunilor remanente în materiale în cazul aplicării unor metode de detensionare convenționale	93
5.1. Detensionarea prin tratament termic de recoacere	93
5.1.1. Aspecte tehnologice.Criteriul Larson-Miller	93
5.1.2. Aspecte fenomenologice.Mecanismul detensionării termice	96
5.2. Reducerea tensiunilor remanente prin îmbătrânire naturală	100
5.2.1. Generalități	100
5.2.2. Mecanismul îmbătrânirii naturale	100

5.3. Reducerea tensiunilor remanente prin aplicarea unor sarcini statice repetate	110
6. Analiza teoretică a posibilităților de a reduce a tensiunile remanente cu ajutorul vibrațiilor	114
6.1. Analiza pe modele a posibilităților de reducere a tensiunilor remanente	115
6.1.1. Mecanismul detensionării prin vibrații explicat la scară macroscopică cu ajutorul modelelor reologice	116
6.1.2. Detensionarea prin vibrații a corpului elasto-plastic	118
6.1.3. Detensionarea prin vibrații a corpului Goldsmith	120
6.1.4. Detensionarea prin vibrații a corpurilor cu comportare complet neliniară	122
6.2. Aspecte fenomenologice privind procesul de reducere al tensiunilor remanente cu ajutorul vibrațiilor	124
6.2.1. Curgerea microplastică o posibilă cauză a reducerii tensiunilor remanente la aplicarea vibrațiilor	125
6.2.2. Efecte secundare ce apar la deformarea elastică a metalelor ...	127
6.2.2.1. Abaterea materialelor de la comportarea elastică (anelasticitatea)	128
6.2.2.2. Fenomene de relaxare, rezonanță și histereză	130
6.2.2.3. Variația modulului de elasticitate în cazul solicitărilor dinamice	133
6.2.3. Implicațiile frecării interne	136
6.2.3.1. Mărimi ce caracterizează frecarea internă	139
6.2.5. Analogia între procesul de restaurare termică și cel de stabilizare dimensională prin vibrații	145
6.2.5.1. Tensiunile remanente privite ca o formă de stocare neuniformă a energiei în materialele metalice	145
6.2.5.2. Introducerea noțiunii de poligonizare sub sarcină variabilă .....	147

7. Instalații și echipamente utilizate pentru reducerea tensiunilor remanente și a deformațiilor cu ajutorul vibrațiilor	151
7.1. Clasificare	151
7.2. Instalații industriale specializate	153
7.2.1. Principiul de funcționare	153
7.2.2. Metode de evaluare a tratamentului	153
7.2.3. Determinarea frecvențelor optime de vibrare	158
7.2.4. Modul de lucru	159
7.3. Vibratoare electromagnetice	159
7.4. Instalații de vibrare cu ultrasunete	160
7.5. Instalații de vibrare în medii lichide	160
8. Cercetări experimentale privind reducerea tensiunilor remanente și a deformațiilor cu ajutorul vibrațiilor	162
8.1. Stadiul cercetării experimentale în domeniul reducerii tensiunilor remanente și al deformațiilor cu ajutorul vibrațiilor	162
8.2. Cercetări experimentale pentru verificarea eficacității aplicării vibrațiilor	178
8.2.1. Cercetări experimentale efectuate cu metoda V.S.R	179
8.2.1.1. Verificarea influenței vibrațiilor asupra stabilizării dimensionale a pieselor sudate	179
8.2.1.2. Stabilirea influenței vibrațiilor asupra caracteristicilor mecanice ale îmbinărilor sudate	188
8.2.1.3. Stabilirea influenței vibrațiilor asupra deformabilității pieselor călite	195
8.2.2. Cercetări experimentale efectuate cu standuri de laborator	197
8.2.2.1. Studiul influenței vibrațiilor asupra tensiunilor remanente de ordinul I dintr-o piesă tip inel	199
8.2.2.2. Studiul influenței vibrațiilor asupra tensiunilor remanente de ordinul I din piese sudate cap la cap din oțeluri diferite	205

8.2.2.3. Evidențierea modificării vitezei undelor ultrasonice la piesele tratate prin vibrații	206
8.2.2.4. Studiul influenței vibrațiilor asupra tensiunilor remanente de ordinul I și a unor caracteristici fizice ale oțelului OL 52	210
8.2.2.5. Studiu privind modificarea frecării interne în urma tratamentului cu vibrații pe epruvete sudate din oțel	217
8.3. Reevaluarea mecanismului reducerii tensiunilor remanente și al deformațiilor prin prisma rezultatelor experimentale	230
9. Concluzii finale. Contribuții originale .....	235
Bibliografie	245
Anexe	

## Cap.1. INTRODUCERE

Transformarea materiilor prime în semifabricate și apoi în piese finite cu configurații complexe, necesită parcurgerea unui anumit itinerar tehnologic. În timpul operațiilor tehnologice la care este supus un corp, în material pot avea loc fenomene ce pot duce la formarea unor tensiuni remanente. Astfel, se produc tensiuni remanente în urma: sudării, turnării, călirii, laminării, deformării plastice la rece, prelucrărilor mecanice prin așchiere, etc.

Particularitatea cea mai importantă a tensiunilor remanente este faptul că, ele există în corpuri fără ca asupra lor să se exercite acțiuni exterioare și deci formează un sistem de forțe în echilibru. Orice intervenție care perturbă acest echilibru duce la redistribuirea lor și poate avea drept consecință deformarea necontrolată a corpului respectiv.

Cu excepția cazului când tensiunile remanente sunt introduse voit în piese (de exemplu la fretare sau compresiune în strat) se poate spune că prezența lor este dăunătoare. Datorită suprapunerii peste ele a sarcinilor exterioare de lucru, se poate ajunge la depășirea limitelor admisibile. În această situație apar efecte negative cum sunt: deformațiile exagerate, pierderea stabilității, sau chiar ruperea materialului.

Pentru eliminarea acestor dificultăți s-a impus utilizarea unor metode de detensionare. Acestea au apărut cronologic pe măsura evoluției tehnicii, ca urmare a observațiilor practice și a experienței acumulate de către ingineri și tehnicieni.

Astfel se pot enumera :

**a)** detensionarea prin **îmbătrânire naturală**, ce constă din expunerea pieselor la intemperii în aer liber o perioadă de timp cuprinsă între șase luni și doi ani;

**b)** detensionarea prin **tratament termic de recoacere**, când piesa este introdusă într-un cuptor, încălzită uniform până la o temperatură inferioară temperaturii de recristalizare, menținută o anumită perioadă de timp la această temperatură și apoi răcită cu viteză controlată;



c) detensionarea prin **aplicarea unor sarcini statice** de foarte scurtă durată și de intensitate mare, care trebuie să conducă la depășirea locală a limitei de curgere a materialului;

d) detensionarea prin **șoc**; în acest caz pentru reducerea tensiunilor remanente piesele sunt aruncate din macara pe un "pat de nisip";

e) detensionarea cu ajutorul **vibropercuțiilor**, se aplică de exemplu în cazul sudurilor, unde zgura se înlătură cu ajutorul unor ciocane vibropercutante care au rol și de a reduce tensiunile remanente din zona îmbinării;

f) utilizarea **oscilațiilor termice**, constă în producerea de dilatări și contracții alternative ce duc la o relaxare a tensiunilor;

g) utilizarea **vibrațiilor mecanice** de diferite frecvențe și amplitudini, metodă ce folosește energia undelor mecanice pentru a produce o *relaxare locală* a tensiunilor în zonele în care acestea prezintă maxime; această relaxare are drept consecință obținerea unei bune *stabilizări dimensionale* a piesei.

Cu toate că există așa o multitudine de metode de detensionare, explicațiile în legătură cu mecanismele ce guvernează acest proces sunt sumare și nu intră în detalii. Majoritatea răspunsurilor sunt date de rezultatele practice efective care nu sunt deseori în concordanță cu teoria. Cea mai bine descrisă metodă, al cărei mecanism s-a încercat a fi elucidat, este recoacerea de detensionare. Aceasta și pentru faptul că ea a dat rezultate satisfăcătoare în multe situații. Însă recoacerea de detensionare are printre altele două mari dezavantaje: *este mare consumatoare de energie și nu se poate aplica la toate materialele* folosite în industria constructoare de mașini (de exemplu în cazul oțelurilor austenitice sau a îmbinarilor sudate bimetalice). Datorită lor, s-a căutat înlocuirea ei cu alte metode de detensionare neconvenționale. Dintre acestea o atenție deosebită se acordă detensionării prin vibrații. De exemplu în S.U.A. această metodă tinde să se standardizeze și se aplică la scară industrială. În acest scop au fost realizate și utilaje specializate. Acestea sunt instalate pe unități mobile ce manevrează în marile zone industriale și pot fi solicitate prompt în vederea executării detensionării. În Europa însă, detensionarea prin vibrații se aplică restrictiv, la piese de o importanță mai redusă. Dar și aici se fac auzite voci care cer aplicarea la scară

industrială a procedurii. De exemplu după Lamert F., [83], Institutul Internațional de Sudură / International Institute of Welding (I.I.S. / I.I.W.) are în vedere standardizarea procedurii și înlocuirea în cel mai scurt timp a detensionării termice cu cea prin vibrații mecanice, la toate piesele și construcțiile sudate la care aceasta se pretează.

Cele mai favorabile argumente în favoarea detensionării prin vibrații sunt:

- consum de energie redus;
- posibilitatea aplicării la o gamă foarte largă de materiale feroase și neferoase;
- timp redus de tratament;
- eliminarea transportului piesei (aparatura este portabilă);
- păstrarea caracteristicilor mecanice și de rezistență la nivelul anterior tratamentului, lucru nerealizabil în cazul recoacerii pentru detensionare;
- menținerea formei piesei în timpul și în urma tratamentului;
- eliminarea operației de curățire a suprafeței piesei de depunerile de oxizi puternic aderenți, ce rezultă în urma tratamentului termic de detensionare;
- construcție simplă și cost relativ redus al instalațiilor.

Cauza răspândirii totuși mai restrânse a detensionării prin vibrații este faptul că, fiind de dată mult mai recentă, prezintă multe aspecte practice și teoretice neelucidate complet. Acestea sunt legate de:

- frecvența vibrațiilor utilizate,
- mărimea amplitudinii tensiunilor aplicate,
- durata de tratament,
- modul de așezare al piesei,
- locul de așezare al vibratorului,
- adoptarea unui model teoretic de corp solid care analizat sub acțiunea vibrațiilor să ducă la rezultate în concordanță cu datele obținute experimental,
- fenomenele intime ce se produc în material la acțiunea vibrațiilor.

Cea mai des întâlnită opinie este de a *utiliza vibrații de joasă frecvență, la rezonanță*. Acest lucru ar permite realizarea unor amplitudini suficient de mari, pentru ca în unele părți ale piesei tratate să fie depășită limita de curgere a ma-

materialului și astfel să aibe loc o redistribuire și o reducere a tensiunilor remanente. Studii în acest sens au fost efectuate de o seamă de cercetători din țară și străinătate.

Dintre acestea, se remarcă experiențele realizate de Silaș Gh., Brândeș L., Klepp H., [121], pe epruvete sudate, asupra cărora s-a acționat cu tensiuni oscilante. Ei au pus în evidență atât rolul amplitudinii solicitării, care trebuie să ducă la depășirea limitei de curgere a materialului, cât și al coeficientului de asimetrie.

În sprijinul acestor concluzii obținute experimental, vin studiile teoretice efectuate pe modele reologice de corpuri solide de către Brîndeș L. și Drăgulescu D. [21].

McGoldrick J., Moore W., [71], Laskshin H., [142], Adoyan G.A., [2], [3], [4], Claxton R.A., Sounders M., [48], [49], Dawson R., Moffat W.G., [52], [53], Sagalevici W.M., [115], [116], indică și ei utilizarea unor amplitudini mari ale vibrațiilor. Totuși părerile sunt împărțite în ceea ce privește frecvențele de tratament și numărul ciclurilor de solicitare, respectiv durata tratamentului.

Bühler R. și Pfalzgraf H., [37] ajung la concluzia că nu este obligatorie depășirea limitei de curgere pentru a obține o reducere a tensiunilor remanente.

Același lucru îl afirmă Barbarin P. și Bouhelier C., [17], care în plus spun că nu este necesară nici o vibrație la rezonanță.

O altă ipoteză ar fi utilizarea *unor vibrații de frecvență înaltă*, în domeniul ultrasunetelor, a căror energie să poată provoca modificări la nivelul rețelei cristaline, în speță să acționeze asupra defectelor de material de tipul dislocațiilor, atomilor interstițiali și vacanțelor. Pentru susținerea ei pledează studiile teoretice elaborate de Sestopalov L.M., [119], Drăgulescu D., Brândeș L., [53]-[60], care cuprind aspecte referitoare la rolul dislocațiilor în procesul de relaxare.

Gafițanu M. și Bercea M., [13], [65] emit ipoteza implicării modulului de elasticitate dinamic și al "oboselii materialului" în mecanismul detensionării prin vibrații. Cercetările sistematice asupra unor piese supuse la solicitări ciclice au scos în evidență faptul că, în anumite condiții, se pot produce modificări în material care să determine o relaxare a tensiunilor remanente.

Buzdugan Gh., Mihăilescu M., Radeș M., [36], Schlagel A., [118], dau ex-

plicații în legătură cu semnificația fizică a modului de elasticitate dinamic și metodele prin care acesta se poate determina.

O importanță deosebită se acordă și aspectelor legate de dependența dintre tensiunile remanente și frecarea internă [122], [143]. Pe baza ei au fost realizate instalații de stabilizare dimensională prin vibrații care pot controla durata tratamentului. Aceasta se apreciază prin evaluarea curentului absorbit de motorul vibratorului sau prin evaluarea creșterilor de amplitudine la rezonanță.

Legat de construcția de echipamente specializate pentru detensionare, cele mai cunoscute sunt fabricate de firmele americane: "Martin Engineering", ce a lansat metoda industrială de detensionare prin vibrații cunoscută sub numele de VSR (Vibratory Stress Relief), [143] și Stress Relief Engineering Co, ce a promovat metoda "Formula 62", [141].

La noi în țară, astfel de echipamente au fost realizate de către colective de cercetători din Timișoara, Iași, Cluj, Craiova, București, etc., dintre care unele au fost și brevetate.

Având în vedere cele prezentate, lucrarea de față încearcă să facă o sinteză cu privire la rolul pe care îl au vibrațiile mecanice asupra reducerii tensiunilor remanente și a deformațiilor din materiale. La baza studiului se află analiza riguroasă a mecanismului formării tensiunilor remanente în piese la toate nivelele: macro, micro și submicroscopic. S-a avut în vedere că, dacă pentru producerea tensiunilor remanente trebuie îndeplinite obligatoriu anumite condiții și reducerea lor este guvernată de aceleași principii.

Odată stabilite condițiile formării tensiunilor remanente, se prezintă exemple de modele teoretice de corp solid ce pot înmagazina astfel de tensiuni.

Apoi, se trece la analiza factorilor fenomenologici care pot influența scăderea nivelului tensiunilor remanente prin metode convenționale și prin aplicarea vibrațiilor mecanice.

Premergător prezentării unor date experimentale, care pun în evidență modul cum vibrațiile mecanice pot influența reducerea nivelului tensiunilor remanente și a deformațiilor din materiale, se descriu unele instalații industriale și standuri de laborator utilizate în acest scop. De asemenea sunt prezentate me-

tode de măsurare a tensiunilor remanente ce au fost utilizate la efectuarea încercărilor.

Finalul lucrării cuprinde concluziile desprinse din analiza și cercetările experimentale efectuate, precum și sublinierea elementelor ce au caracter de noutate.

\* \*  
\*

*Prezenta teză de doctorat, reprezintă rezultatul unei perioade de 6 ani de muncă asiduă, presărată cu momente dificile, când răspunsurile la unele întrebări nu se întrezăreau prea limpede și căutările păreau zadarnice. Dată fiind complexitatea temei abordate, finalizarea ei nu ar fi fost posibilă fără un sprijin susținut și concertat.*

*Un remarcabil aport în acest sens l-a avut conducătorul de doctorat d-nul prof. dr. ing. Liviu Brîndeu, care mi-a pus la dispoziție, pe lângă o bibliografie substanțială și experiența unui cercetător ajuns la apogeul carierei. Având în vedere acest lucru, îi mulțumesc călduros domnului profesor pentru tot sprijinul acordat și pentru sollicitudinea arătată.*

*Mai trebuie menționat faptul că, am avut norocul să-mi susțin referatele într-o catedră din care fac parte oameni de știință care au avut contribuții importante în domeniul reducerii tensiunilor remanente cu ajutorul vibrațiilor. Remarcile critice și sfaturile acordate de d-nul prof. dr. doc. ing. Gheorghe Silaș, membru corespondent al Academiei Române și de d-na prof. dr. ing. Doina Drăgulescu, mi-au fost de un real folos în elaborarea tezei.*

*De asemenea, mi-au fost de mare ajutor sugestiile și observațiile datorate prof. dr. ing. Dragoș Cioclov, prof. dr. ing. Eugen Deciu, prof. dr. ing. Mircea Radeș, prof. dr. ing. Polidor Bratu, prof. dr. Mihai Toader, care mi-au fost examinatori în cadrul examenelor susținute.*

*Discuții extrem de utile am purtat cu prof. dr. ing. Mircea Golumba, un bun specialist în măsurarea tensiunilor remanente cu raze X.*

*O recunoștință deosebită o am pentru d-nul prof. dr. ing. Octavian Crivacucea, care fiind colaborator direct, m-a înțeles și mi-a acordat tot sprijinul în vederea finalizării tezei.*

*Nu în ultimul rând trebuie să mulțumesc celor care au fost implicați în cadrul programului experimental și care mi-au pus la dispoziție, aparatură, bibliografie și bogata lor experiență: cerc. șt. ing. Ioan Avram, cerc. șt. fiz. Remus Rîjniță, dr. ing. Ioan Tioc, fiz. Florin Giulvezan, ing. Walter Klemens.*

*Pentru că lista celor care m-au ajutat ar putea continua, țin să mulțumesc în final tuturor aceluia care au fost alături de mine și și-au adus aportul la finalizarea tezei.*

## Cap.2. TENSIUNI REMANENTE

### 2.1. Definirea tensiunilor remanente

Înainte de a accepta o definiție pentru tensiunile remanente se face observația că acestea se mai întâlnesc și sub denumirea de tensiuni reziduale, proprii sau interne. În studiul de față s-a utilizat denumirea de **tensiune remanentă**, deoarece aceasta este recomandată de majoritatea lucrărilor de referință din domeniul mecanicii solidului deformabil [21], [33], [54], [65], [75], [95], [98], [101], [109], [110], [116], [120]. De asemenea s-a considerat util să se prezinte și definiția tensiunii și stării de tensiune în general.

Conform STAS 1965-75(în vigoare) prin **tensiune** se înțelege "*intensitatea forței interioare într-un punct al corpului solid, exprimată prin raportul dintre forțele care acționează și aria corespunzătoare*", iar prin **stare de tensiune**, "*starea definită de ansamblul tensiunilor, care acționează într-un punct al unui corp solid*".

Același standard definește **tensiunea reziduală (remanentă)** astfel: "*tensiune existentă într-un corp care nu este supus solicitării exterioare (tensiunea poate provenii din deformații plastice uniforme, transformări de fază sau din alte cauze)*".

Din definițiile de mai sus se observă că nu rezultă clar ce forțe contribuie la producerea tensiunilor remanente, de aceea se va dezvolta detaliat acest aspect.

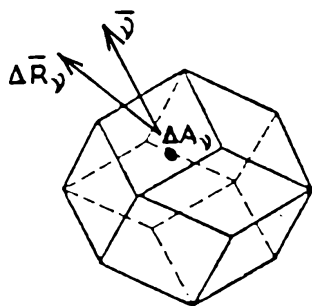


Fig.2.1.

În baza ipotezei continuității, separarea unei particule din jurul unui punct  $M$  al unui corp, presupune secționarea acestuia cu o serie de suprafețe, ceea ce revine la desfacerea legăturilor particulei cu restul corpului. Considerând particula de formă poliedrică, deci mărginită de " $n$ " fețe plane ( $n = 4, \dots$ ), pentru a lua în considerare acțiunea restului corpului (înlăturat) asupra particulei, trebuie introduse pe fiecare față o serie de forțe de legătură. Astfel, pe o față orientată cu normala  $\bar{u}$ , de suprafață foarte mică  $\Delta A_v$ , acțiunea

restului corpului -considerată uniform distribuită pe suprafața respectivă- poate fi reprezentată prin *forța de legătură elementară*  $\Delta \bar{R}_v$ , aplicată în centrul de greutate al suprafeței (fig.2.1). Această forță denumită efort elementar, ce are caracter de forță de legătură, depinde de:

- a) *forțele exterioare* aplicate asupra corpului, la distanță (masice) sau de contact (active sau de legătură cu alte corpuri);
- b) *forțele de inerție* (respectiv mișcarea corpului);
- c) *forțele de coeziune intermoleculară și cele care rezultă din procesul de fabricație dându-i corpului forma sa.*

Ansamblul eforturilor elementare  $\Delta \bar{R}_v$  de pe toate fețele poliedrului, dacă dimensiunile acestuia tind la zero, alcătuiesc starea de eforturi din punctul considerat  $M$ . În mod evident această stare de eforturi depinde și de poziția punctului  $M$ , adică de coordonatele  $(x, y, z)$  ale acestuia față de un reper solidar legat de forma nedeformată a corpului.

Tensiunea pe fața cu normala  $\bar{v}$  se poate determina cu relația:

$$\bar{p}_v = \lim_{\Delta A_v \rightarrow 0} \frac{\Delta \bar{R}_v}{\Delta A_v} \quad [N/mm^2]$$

Ansamblul tensiunilor  $\bar{p}_v$ , de pe toate fețele poliedrului, constituie starea de tensiune din punctul  $M$ , fiind o măsură a stării de eforturi.

Din cele de mai sus rezultă că în lipsa forțelor exterioare, starea de tensiune dintr-un punct al unui corp aflat în repaus este dată de forțele din categoria c).

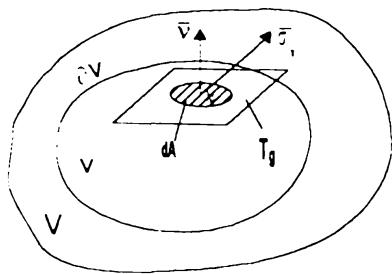


Fig. 2.2.

De altfel, împărțirea forțelor în interioare și exterioare, referitor la un corp, este relativă. Acest lucru se demonstrează mai simplu în cele ce urmează.

Pentru aceasta se izolează dintr-un corp  $V$ , o porțiune oarecare  $v$ , de frontieră  $\partial v$ , netedă pe porțiuni (fig. 2.2).

Fie  $\bar{v}$  versorul normalei exterioare în punctul  $M \in \partial v$  și  $T_g$  planul tangent în acest punct. Se observă că acțiunea forțelor

masice și superficiale (de contact) precum și a forțelor interioare din porțiunea ( $V - v$ ) asupra părții izolate  $v$  se transmite prin frontiera  $\partial v$ . Din acest motiv suntem conduși să admitem că acțiunea părții ( $V - v$ ) prin forțele masice, de contact (superficiale) și interioare, asupra părții  $v$ , este echivalentă un câmp de forțe exterioare ce acționează asupra frontierei  $\partial v$ . Remarcăm că acestea cuprind de fapt și forțe de natură interioară, ceea ce arată că o clasificare a forțelor în interioare și exterioare este relativă.

Concluzionând, rezultă că definiția tensiunilor remanente este convențională. Ea are sens numai dacă corpul este considerat ca un întreg. Prin extragerea unui element  $v$  din corpul  $V$ , parte din tensiunile care erau proprii în raport cu  $V$ , vor deveni exterioare în raport cu elementul  $v$ .

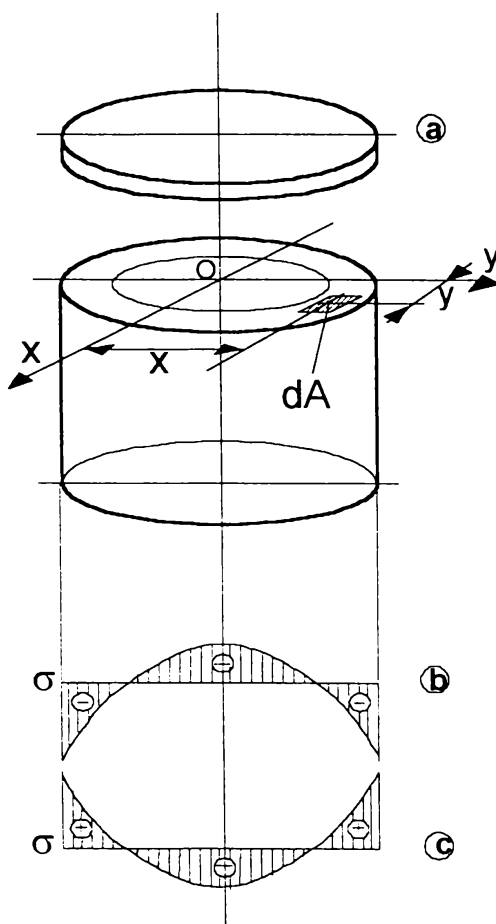


Fig.2.3.

Din teoria elasticității se știe, că pe suprafețele pe care nu acționează forțe exterioare, tensiunile sunt nule, adică  $\sigma = 0$  și  $\tau = 0$ . Ca urmare a anulării lui  $\sigma$  și  $\tau$  marginile elementului se deformează. Prin măsurarea deformațiilor se pot determina tensiunile  $\sigma$  și  $\tau$ . Dacă tăierea elementului nu provoacă deformarea lui, aceasta înseamnă că pe suprafețele respective și în întregul corp tensiunile remanente au fost nule,  $\sigma = 0$  și  $\tau = 0$ .

Din definiția tensiunilor remanente rezultă o particularitate importantă a lor și anume că *ele formează un sistem de forțe în echilibru*.

Pentru exemplificare se consideră o piesă cilindrică care a fost încălzită și apoi

răcită neuniform (fig.2.3). La încălzirea cu o sursă termică din exterior, straturile situate la suprafață au tendința să se dilate, dar vor fi împiedicate de straturile reci de la interior. Tensiunile apărute fără aportul unor forțe exterioare, dar



datorate acțiunii temperaturii se întâlnesc sub denumirea de *tensiuni termice* și în continuare nu vor fi considerate tensiuni remanente. Ele vor fi de compresiune în straturile mai calde și de tracțiune în cele mai reci.

La răcire, se întâmplă invers. Straturile exterioare se contractă primele și vor fi solicitate la tracțiune de straturile din interior mai calde și dilatate mai mult, care la rândul lor vor fi solicitate la compresiune. Dacă în timpul solicitării s-a depășit limita de curgere a materialului, în corp va rămâne o stare de tensiune remanentă conform fig.2.3.c.

Secționând cilindrul cu un plan confundat cu planul Oxy și dacă se îndepărtează partea lui superioară, acțiunea ei asupra părții inferioare trebuie înlocuită prin forțe și momente echivalente. Fiecare forță elementară aplicată pe suprafața infinit mică  $dA$  va fi egală cu  $\sigma \cdot dA$ . Deoarece în partea inferioară nu sunt aplicate nici un fel de forțe exterioare, în afară de tensiunile din plan, aceste forțe interioare trebuie să fie echilibrate între ele. Pentru păstrarea echilibrului trebuie să fie respectate condițiile statice:

$$\Sigma Z = 0, \Sigma M_x = 0, \Sigma M_y = 0 \text{ sau } \int \sigma \cdot dA = 0, \int \sigma \cdot x \cdot dA = 0, \int \sigma \cdot y \cdot dA = 0.$$

Rezultă că într-un sistem de forțe care se echilibrează reciproc, cum sunt cele care cauzează tensiunile remanente, acestea trebuie să fie de două semne: pozitive (de tracțiune), echilibrate de cele negative (de compresiune).

## **2.2. Modele reologice de corpuri care pot înmagazina tensiuni remanente**

Starea în care se găsește un corp cu tensiuni remanente poate fi ușor exemplificată folosind modele reologice construite din elemente simple Hooke și Saint - Vénant, ce țin seama de proprietățile elastice și plastice ale materialului [24], [33], [101], (fig. 2.4.).

În cazul modelului din fig. 2.4.a., se consideră arcurile laterale, de aceeași constantă elastică  $k_1$  și aceeași lungime  $l_1$ , așezate simetric față de cel din mijloc, de constanta  $k_2$  și lungimea  $l_2$  ( $l_2 > l_1$ ). La capetele arcurilor se fixează două plăci rigide, astfel încât arcurile se deformează având o lungime comună  $l$ .

În domeniul elastic de solicitare se poate scrie ecuația de echilibru :

$$l(2k_1 + k_2) = 2k_1l_1 + k_2l_2 \quad \text{sau} \quad l = \frac{2k_1l_1 + k_2l_2}{2k_1 + k_2}.$$

Deoarece  $l_1 < l < l_2$ , în sistem se formează tensiuni remanente. Arcurile laterale vor fi întinse, iar cel din mijloc comprimat. Această situație rezultă în lipsa forțelor exterioare, iar tensiunile se găsesc în echilibru.

Dacă se aplică sistemului o forță exterioară de tracțiune, arcurile laterale sunt solicitate suplimentar. Indiferent cât de mare este solicitarea, la un asemenea model nu pot apare decât deformații elastice. Totuși se poate întâmpla ca forța să fie atât de mare, încât însumată cu forțele elastice deja existente să depășească limita de rupere a materialului. În această situație arcurile cele mai solicitate vor ceda. Aceasta explică pericolul de deteriorare a unei piese datorită tensiunilor remanente atunci când peste acestea se suprapune o solicitare exterioară.

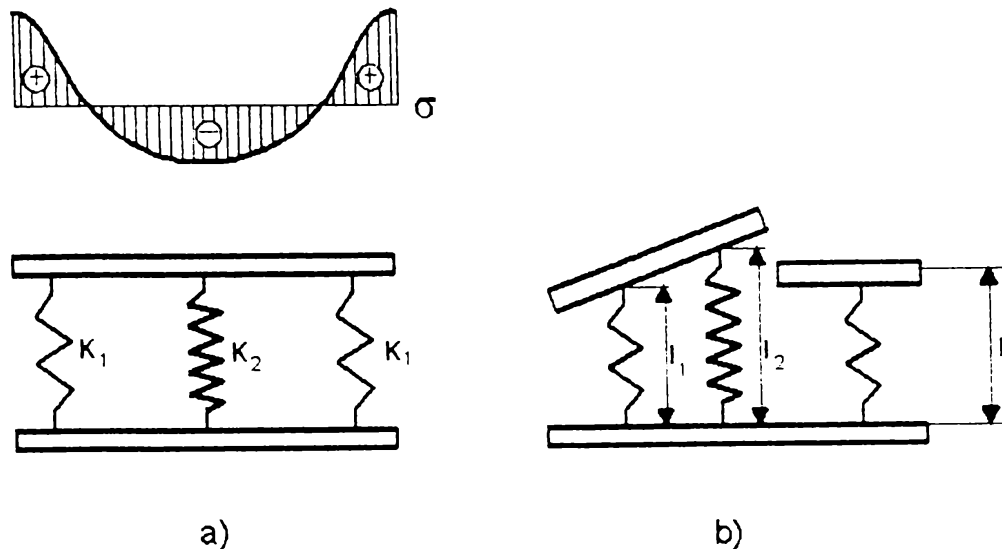


Fig.2.4.

În condițiile tăierii plăcii superioare (fig.2.4.b.), arcurile se eliberează, tensiunile remanente dispar și sistemul se deformează. Analog, la piesele cu tensiuni remanente, din cauza prelucrărilor mecanice pot să apară deformații importante datorate modificărilor de rigiditate ce au loc prin variația secțiunilor.

Modelul prezentat în fig.2.4. are dezavantajul că nu poate explica modul cum s-au produs tensiunile remanente. Acest lucru este posibil dacă la arcurile ce reprezintă în modelarea reologică elemente Hooke, se atașează în serie

elemente cu frecare uscată de tip Saint-Venant. Arcurile vor avea aceeași constantă elastică  $k$ , dar elementele Saint-Venant vor avea prag diferit de curgere pentru intrarea în funcțiune ( $\sigma_{c1} < \sigma_{c2}$ )(fig.2.5.). Acest lucru se poate întâmpla în practică la materialele policristaline deoarece grăunții au limită de curgere diferită în funcție de orientarea rețelei lor față de direcția solicitării.

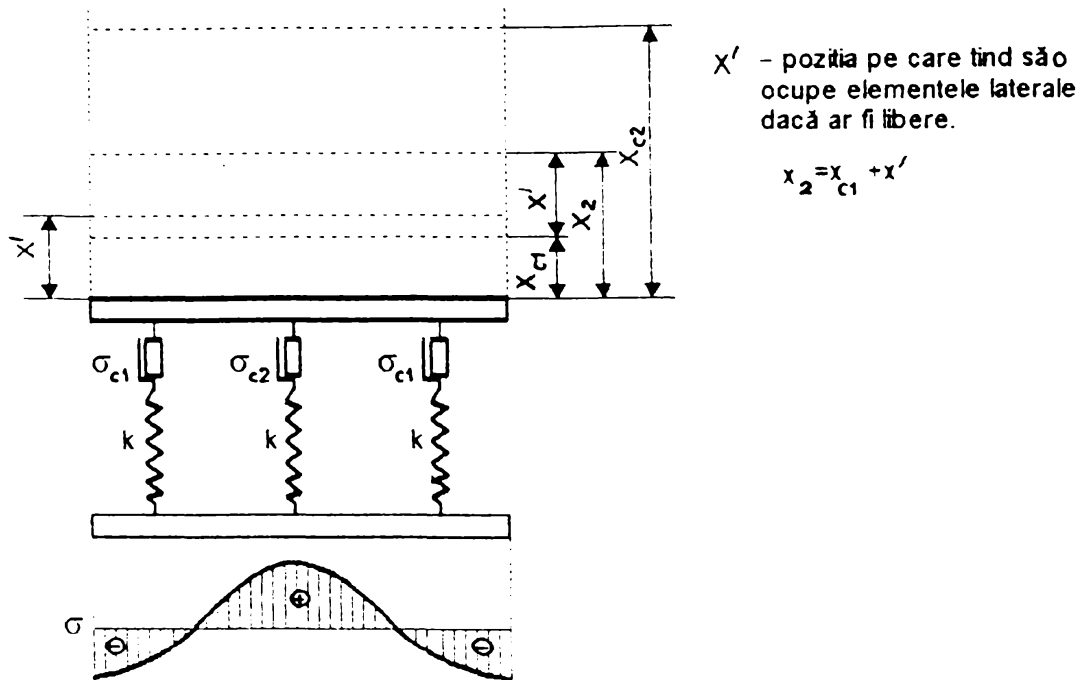


Fig.2.5.

La aplicare unei forțe exterioare suficient de mari, elementele laterale Saint-Venant din fig. 2.5 având limita de curgere mai scăzută  $\sigma_{c1}$ , vor intra mai repede în funcțiune la o deformație  $X_{c1}$ , pe când cel din mijloc, cu limita de curgere mai mare  $\sigma_{c2} > \sigma_{c1}$ , va intra în funcțiune mai târziu, la o deformație  $X_{c2} > X_{c1}$ . Forțele elastice corespunzătoare deformațiilor  $X_{c1}$  și  $X_{c2}$  la care se produce curgerea vor fi în elementele laterale  $F_{c1} = k \cdot X_{c1}$ , iar în elementul din mijloc  $F_{c2} = k \cdot X_{c2}$  ( $F_{c2} > F_{c1}$ ).

Dacă solicitarea este de așa manieră încât deformația corpului este  $X_2$  ( $X_{c1} < X_2 < X_{c2}$ ), în părțile laterale se ajunge la depășirea limitei de curgere și vor apare deformații permanente, iar în partea din mijloc deformațiile vor fi doar elastice. La înlăturarea sarcinii exterioare în corp vor apare tensiuni remanente. Aceasta se datorează faptului că revenirea se face numai elastic. Adică dacă  $X_2 = X_{c1} + X'$  arcurile laterale își vor reveni numai cu distanța  $X_{c1}$ , deplasarea  $X'$  fiind

permanentă. În schimb arcul din mijloc tinde să-și revină la lungimea inițială. Revenirea lui liberă ar presupune deplasarea elementului superior al modelului cu distanța  $x_{c1} + \chi'$ . Dar acest lucru nu este posibil datorită blocării elementelor laterale Saint - Vénant. În final arcurile laterale vor fi solicitate la compresiune iar cel din mijloc la tracțiune.

### **2.3. Originea și clasificarea tensiunilor remanente**

Tensiunile remanente definite în paragraful anterior fac parte din categoria tensiunilor proprii, cu observația că ele rămân în piese și după înlăturarea cauzelor care le produc. La originea acestora se află operațiile tehnologice la care materialul este supus pe parcursul procesului de fabricație.

Un caz des întâlnit este producerea lor datorită existenței în corp a unui gradient de temperatură. El este caracteristic pentru procesele tehnologice de: turnare, sudare, călire, etc. Tensiunile iau naștere datorită faptului că părți mai reci ale corpului împiedică dilatarea liberă a celor mai calde, astfel producându-se forțe de reacțiune care duc la depășirea limitei de curgere a materialului.

Unele transformări de fază, ca de exemplu transformarea austenitei în martensită, sunt însoțite de modificări de volum ce produc de asemenea tensiuni numite și structurale.

Prelucrările prin deformare plastică la rece, în categoria cărora se plasează trefilarea, laminarea, etc, produc și ele tensiuni remanente deoarece limita de elasticitate este depășită în mod diferit în punctele corpului. Datorită condiției de continuitate, revenirea elastică nu este completă, ceea ce face ca în corp să rămână o stare de tensiune.

Se mai pot aminti tensiunile remanente care iau naștere datorită nepotrivirilor de montaj și cele care rezultă inevitabil în urma prelucrărilor mecanice prin așchiere, cum sunt: strunjirea, rectificarea, frezarea, etc.

O imagine calitativă referitoare la apariția tensiunilor remanente ce rezultă în urma diferitelor procese tehnologice a fost dată de Brîndeu L. și Drăgulescu D. fiind reprodusă în fig.2.6. [25].

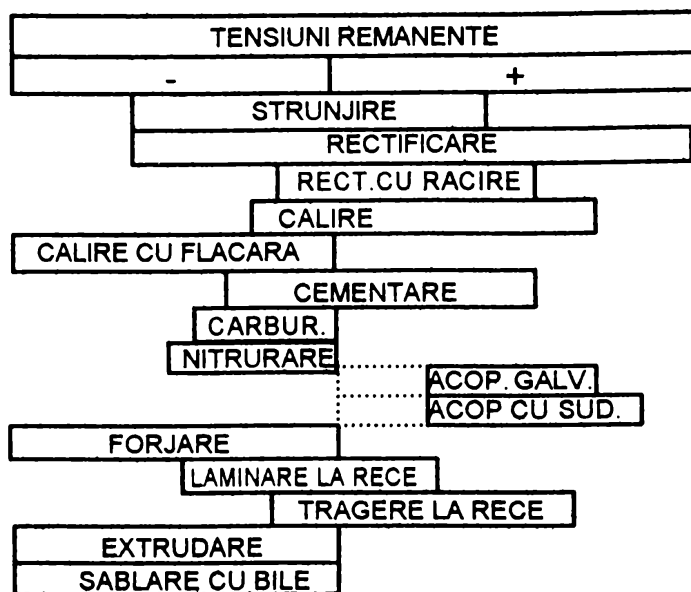


Fig.2.6.

În plus, trebuie luate în considerare și tensiunile remanente apărute în urma distorsionării rețelei cristaline în jurul defectelor de rețea de tipul limitelor de grăunte, dislocațiilor, atomilor interstițiali. Spre exemplu, câmpul de tensiuni din jurul unei dislocații este prezentat în fig.2.7. [92].

În ceea ce privește clasificarea tensiunilor remanente, prezentată în cele ce urmează, ea s-a făcut ținând seama de doi factori: volumul în care aceste tensiuni se echilibrează și orientarea lor în spațiu [25], [98], [110].

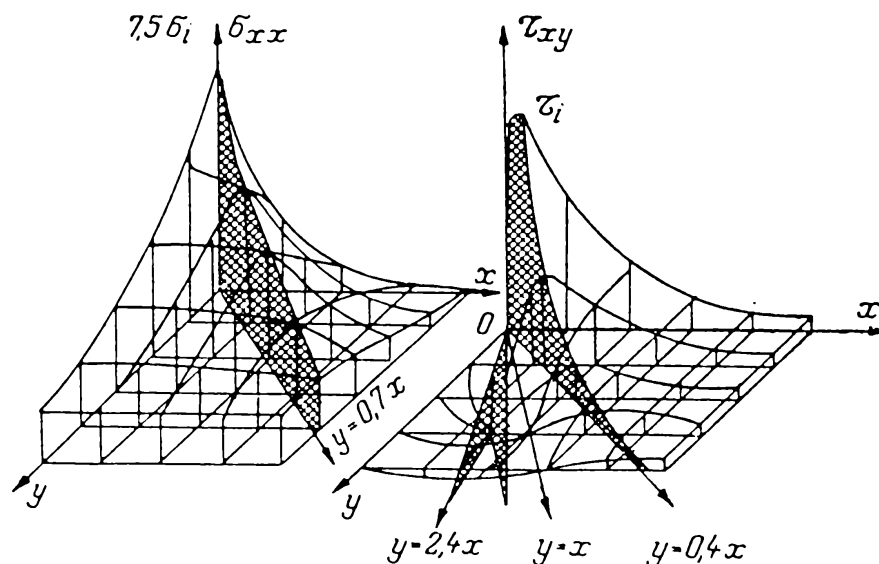


Fig. 2.7.

Tensiunile de ordinul I se echilibrează în volume relativ mari, de același ordin de mărime ca și piesa. Ele se determină pe cale teoretică cu ajutorul metodelor din rezistența materialelor, din teoria elasticității și plasticității, precum și pe cale experimentală.

Din această categorie fac parte tensiunile produse datorită:

- 
- deformațiilor elasto-plastice realizate de sarcinile exterioare;
  - încălzirii și răcirii neuniforme;
  - precomprimării sau pretensionării;
  - acoperirilor metalice;
  - nepotrivilor de montaj, etc.

Tensiunile de ordinul II se echilibrează în volume microscopice din corp între limita unuia sau mai multor grăunți cristalini. Ele nu au o orientare determinată și nu depind de forma pieselor. Metodele cunoscute din rezistența materialelor și din teoria elasticității și plasticității sunt insuficiente pentru determinarea lor. Se pot în schimb determina pe cale experimentală după difuzia liniilor de pe röntgenograme.

Aceste tensiuni sunt provocate de:

- modificarea caracteristicilor fizico-chimice ale grăunților cristalini;
- diferența de dilatație a constituenților;
- alunecarea sau fluajul constituenților.

Tensiunile de ordinul III se echilibrează în volume ultramicroscopice, între limitele rețelei atomice. Sunt neorientate în spațiu și se pot determina pe cale experimentală după gradul de variație al intensității liniilor de pe röntgenograme.

Fac parte din această categorie:

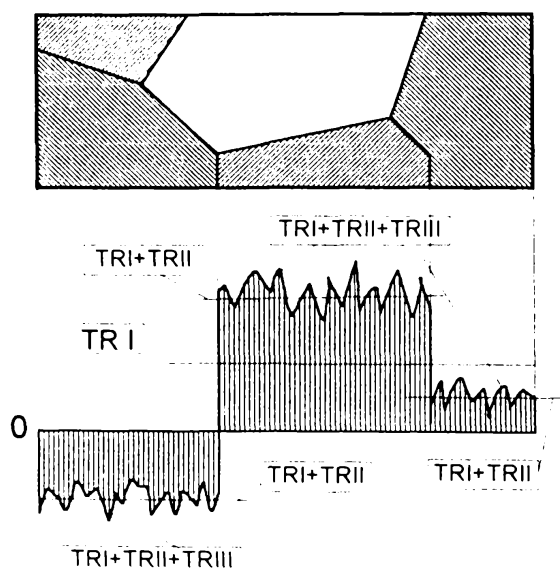
- tensiunile datorate defectelor de rețea de tipul dislocațiilor;
- tensiunile cauzate de deplasări statice ale atomilor de fier de la pozițiile lor ideale provocate de prezența atomilor de carbon în interstițiile rețelei de soluție solidă suprasaturată (în cazul aliajelor Fe-C).

De obicei, în calculele de rezistență se iau în considerare doar tensiunile de ordinul I, cele de ordinul II și III considerându-se că se echilibrează reciproc la scara întregului corp. Această părere este însă pusă la îndoială deoarece studiile experimentale au pus în evidență faptul că, valoarea tensiunilor de ordin superior poate fi destul de mare și poate influența atât unele caracteristici ale materialului, cum este de exemplu rezistența la rupere la oboseală [47]. [107]. [108]. [111]. precum și stabilitatea dimensională la scară macroscopică [71]. [97]. De exemplu

În cazul pieselor sudate cap la cap cu rosturile prelucrate în X și V, tensiunile de ordinul II pot ajunge până la valoarea de  $300 \text{ N/mm}^2$  la suprafață și scad către mijloc la valoarea de  $100 \text{ N/mm}^2$  [110].

Din aceste considerente în acest studiu se va acorda importanța cuvenită tensiunilor remanente de ordinul II și III și se va considera că starea de tensiune remanentă într-un punct va fi dată de suma tensiunilor de diferite ordine.

În fig.2.8 se prezintă o reprezentare simplificată a modului cum apar și se



distribue tensiunile remanente într-un volum de material ce cuprinde câțiva grăunți cristalini [7].

În funcție de orientarea în spațiu tensiunile remanente pot fi clasificate astfel: triaxiale, biaxiale (în plan), monoaxiale (acționează după o singură direcție). Tensiunile de ordin superior sunt triaxiale.

Fig. 2.8.

## **2.4. Teoria producerii tensiunilor remanente macroscopice ca aplicație a calculului în domeniul plastic**

### **2.4.1. Generalități privind comportarea materialelor solicitate în domeniul plastic**

Întrucât în general în tehnică se utilizează materiale de tipul metalelor, este interesant de văzut cum se comportă ele atunci când îndeplinesc condiția de bază a formării tensiunilor remanente și anume aceea de solicitare în domeniul plastic.

Complexitatea calculului în domeniul plastic depinde de alura curbei caracteristice a materialului fig.2.9.a.

O simplificare importată a acestui calcul se obține prin adoptarea unei curbe caracteristice schematizate, de tipul uneia din fig.2.9.b, denumită curbă

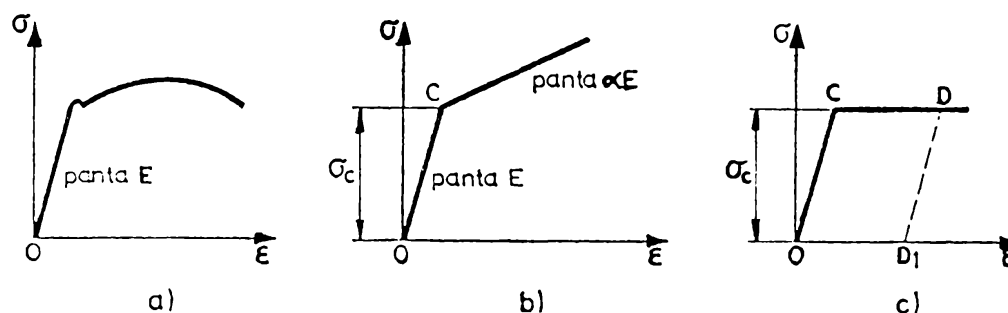


Fig. 2.9.

caracteristică cu zonă de întărire, sau de tipul celei din fig.2.9.c, denumită *curba lui Prandtl*. În ambele cazuri zona de proporționalitate se extinde până la valoarea limitei de curgere a materialului  $\sigma_c$ . Aceasta înseamnă că limita domeniului elastic pentru o bară corespunde atingerii în fibra cea mai sollicitată a valorii  $\sigma_c$ . Stadiul plastic complet corespunde atingerii valorii  $\sigma_c$  în toate fibrele.

La o bară sollicitată la încovoiere, când tensiunile normale de pe o întreagă secțiune ating valoarea  $\sigma_c$ , fețele acelei secțiuni, în ipoteza curbei lui Prandtl, se pot roti liber, ceea ce înseamnă că secțiunea respectivă se comportă ca o articulație; în acest stadiu secțiunea se transformă într-o *articulație plastică*, iar sistemul obține un grad de libertate. Apariția unei articulații plastice îl transformă într-un mecanism, denumit *meccanism de cedare*. Încărcarea maximă la care o structură se transformă într-un mecanism este denumită încărcare limită, sau sarcină limită  $F_{LP}$ .

Prin împărțirea acestei sarcini cu valoarea maximă a sarcinii efective  $F_{max}$ , se obține coeficientul de siguranță  $c = F_{LP}/F_{max}$ .

Dacă se notează cu  $F_{LF}$  sarcina maximă corespunzătoare domeniului elastic, atunci raportul  $s = F_{LP}/F_{LF}$ , constituie sporul de sarcină portantă datorită capacității de rezistență în domeniul plastic.



**Observație.** Este de remarcat faptul - în contextul explicării detensionării termice, prin îmbătrânire naturală și prin vibrații - că atingerea limitei de curgere în cazul corpului Prandtl nu implică detensionarea, adică scăderea tensiunii, ci neputința ei de a crește în continuare peste această limită. Pentru detensionare este nevoie ca eventual o întregă secțiune să se plastificeze, fapt ce ar permite o redistribuire a tensiunilor la scara întregului corp, lucru care însă poate fi dăunător din punctul de vedere al rezistenței construcției .

Prin calcul, în domeniul plastic se poate evidenția faptul că determinarea coeficientului de siguranță în metoda rezistențelor admisibile prin raportul:

$c = \frac{\sigma_c}{\sigma_{\max}}$  sau  $c = \frac{\sigma_c}{\sigma_{ech}}$  nu corespunde unei stări reale limită de cedare și deci are caracter convențional.

Dacă se urmărește descărcarea unei bare solicitată în domeniul plastic, fig. 2.9. c, se constată că descărcarea ei se face elastic (*dreapta DD<sub>1</sub>*), ceea ce conduce la apariția unor *deformații remanente (OD<sub>1</sub>)* și deci la *tensiuni remanente*. Aceste tensiuni devin favorabile (când au semn diferit) tensiunilor produse de sarcinile exterioare, sau nefavorabile (când au același semn). În consecință, solicitarea plastică poate duce la mărirea sau diminuarea capacității de rezistență în domeniul elastic al elementelor și în practica inginerescă se cunosc atât procedee tehnice de folosire rațională a tensiunilor remanente (rezervelor plastice a materialelor) cât și metode de reducere a lor.

Se precizează însă faptul că fenomenul deformațiilor plastice este deosebit de complex și calculul practic se face pe baza unor ipoteze simplificatoare, ceea ce, evident, îndepărtează rezultatele de situația reală. Dintre ipotezele generale admise se menționează :

- a) toate sarcinile exterioare variază proporțional una față de alta, astfel încât pot fi caracterizate printr-un singur parametru [111];
- b) materialul din care se realizează barele unei structuri poate avea deformații plastice locale importante, astfel încât, limita de rezistență a structurii să corespundă cu transformarea ei într-un mecanism.

### 2.4.2. Tensiuni remanente produse la încovoierea plastică a barelor

Pentru calculul tensiunilor remanente din barele încovoiate în domeniul plastic, în afara ipotezelor a) și b) de la paragraful anterior, se mai admit următoarele :

- ★) secțiunile plane înainte de încovoierea plastică rămân plane și după;
- ★) curba caracteristică  $\sigma-\varepsilon$  pentru întindere este aceeași și pentru compresiune;
- ★) deformațiile se consideră infinit mici, astfel încât raza de curbură a fibrei neutre se poate lua egală cu raza de curbură a fibrei mediane;
- ★) sarcinile exterioare acționează într-un plan longitudinal de simetrie al barei;
- ★) tensiunile tangențiale au efect neglijabil în domeniul plastic.

În fig. 2.10 se consideră o porțiune de bară dreaptă sollicitată la încovoiere plană pură [54].

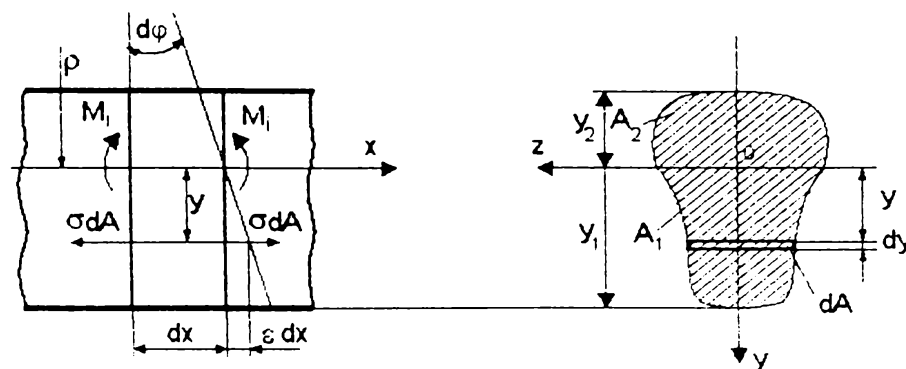


Fig. 2.10.

Presupunem că momentul încovoiător are o valoare suficient de mare pentru a produce deformații plastice ( $M_i > \sigma_c W_z$ ) și secțiunea transversală are cel puțin o axă de simetrie  $Oy$ , care se află în planul longitudinal al forțelor. Datorită simetriei secțiunii și a stării de solicitare, axa neutră  $Oz$  este perpendiculară pe planul forțelor, (poziția ei însă trebuie determinată). Axa neutră împarte secțiunea transversală de arie  $A$  în două zone, una întinsă prin încovoiere ( $A_1$ ) și cealaltă comprimată.

Ca și în cazul încovoierii liniar - elastice, datorită valabilității ipotezei lui Bernoulli, lungirea specifică în lungul unei fibre oarecare, situată la distanța  $y$  de axa neutră, se poate exprima în funcție de raza de curbură  $\rho$  a fibrei medii deformate :

$$\varepsilon = \frac{y}{\rho} \quad (1)$$

Lungirilor specifice le corespund tensiuni normale orientate în lungul fibrelor. Relația dintre lungiri și tensiuni este reprezentată de curba caracteristică a materialului,  $\sigma = f(\varepsilon)$ . Cu expresia (1) se obține, pentru toate punctele secțiunii:

$$\sigma = \frac{1}{\rho} f(y) \quad (2)$$

ceea ce arată că, tensiunile normale de încovoiere sunt repartizate față de axa neutră pe înălțimea secțiunii după o lege asemănătoare cu cea exprimată de curba caracteristică a materialului. O astfel de distribuție a tensiunilor se produce și în cazul încovoierii liniar elastice, când valoarea tensiunii este proporțională cu distanța fibrei la axa neutră, în concordanță cu porțiunea rectilinie a curbei caracteristice.

Din ecuația proiecțiilor eforturilor elementare pe axa longitudinală a barei:

$$\int_A \sigma \cdot dA = 0 \quad (3)$$

se obține poziția axei neutre. Ecuația arată că, în absența forței axiale, suma eforturilor interioare din zona întinsă a secțiunii transversale trebuie să fie egală cu cea din zona comprimată.

Ecuația momentelor în jurul axei neutre  $Oz$  oferă relația dintre tensiunile  $\sigma$  și momentul încovoiator  $M_i$  :

$$M_i = \int_A \sigma \cdot y \cdot dA \quad (4)$$

Integralele din ecuațiile (3) și (4) se pot calcula, dacă se admite curba caracteristică a materialului și forma secțiunii transversale.

Se consideră cazul unui material *ideal elasto - plastic*, fig.2.9c, adică un material cu o curbă caracteristică de tip Prandtl schematizată prin două drepte, prima de modul de elasticitate  $E$ , iar a doua de modul de plasticitate  $E_p=0$ .

În fig.2.11 se arată stările de tensiune ce se produc succesiv în secțiunea transversală a barei odată cu creșterea încărcării (momentului încovoietor).

Deci până aici se observă că nu s-au produs tensiuni remanente, ci tensiuni datorită solicitărilor exterioare. Și de remarcat că solicitarea în domeniul plastic nu a fost însoțită de o *relaxare*, adică de scăderea tensiunilor la deformație constantă, ci de *fluaj*, adică creșterea deformației la tensiune constantă. Solicitarea în domeniul plastic nu implică deci decât creșterea deformației în timp fără o creștere a tensiunii.

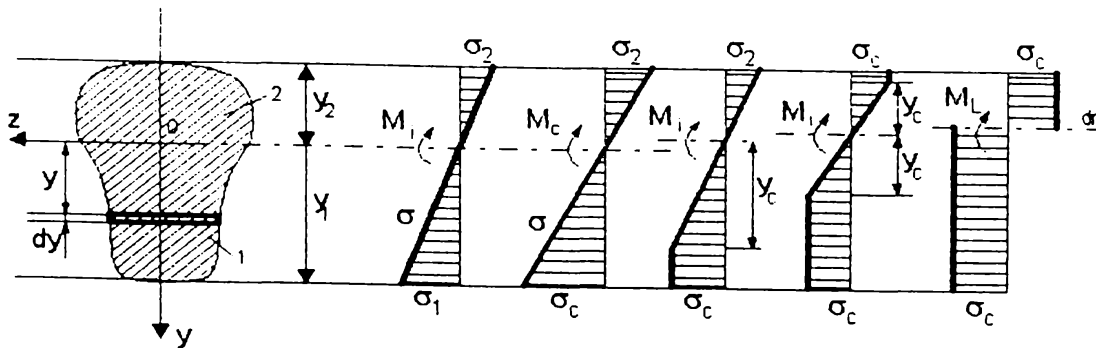


Fig.2.11.

Pentru ca în bară să apară tensiuni remanente este necesar ca ea să fie *descărcată*, adică să se înlăture sarcinile exterioare (sau să fie solicitată în sens opus solicitării inițiale). La înlăturarea sarcinilor exterioare ea rămâne cu deformații permanente, numite *deformații remanente*, deci și cu *tensiuni remanente*. Acest lucru se întâmplă datorită faptului că descărcarea se face în domeniul elastic conform legii lui Hooke (fig.2.9c), după o dreaptă de modul de elasticitate  $E$  egal cu cel al încărcării.

Prin studiul fenomenului încărcării și descărcării se pot determina tensiunile remanente.

Pentru exemplificare se consideră grinda dreaptă din fig. 2.12, cu secțiunea dublu simetrică, solicitată la încovoiere plană pură peste limita de elasticitate. Se admite că și în timpul descărcării se realizează ipoteza lui Bernoulli. Materialul din care este făcută epruveta se consideră ideal elasto - plastic.

Prin încărcarea grinzii se aplică un moment încovoietor :

$$M_i = \sigma_c \cdot (W_e + S_p)$$

Descărcarea echivalează cu suprapunerea unui moment egal și de sens contrar, sub acțiunea căruia grinda se comportă liniar și satisface relația lui Navier.

$$M_i = \sigma_0 W_z$$

Din egalitatea acestor două expresii se obține valoarea tensiunii maxime de descărcare :

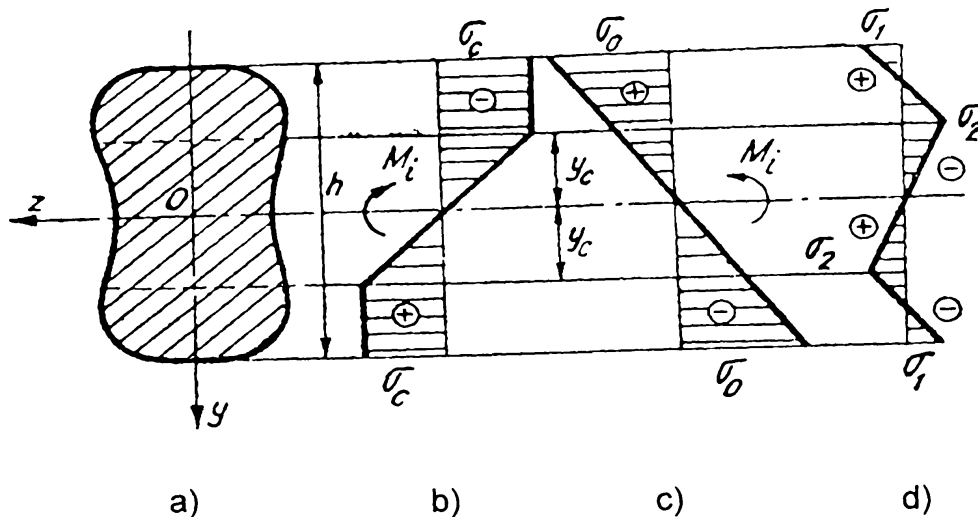


Fig.2.12.

$$\sigma_0 = \sigma_c \frac{W_e + S_p}{W_z}$$

Reprezentarea tensiunilor la încărcare și descărcare este dată în fig.12. b și c.

Tensiunile remanente rezultă ca diferență dintre tensiunea corespunzătoare încărcării și descărcării (fig.12. d).

Valorile maxime ale acestora sunt egale cu :

$$\sigma_1 = \sigma_c - \sigma_0 = \left( 1 - \frac{W_e + S_p}{W_z} \right) \sigma_c$$

$$\sigma_2 = \sigma_c - \frac{2y_c}{h} \cdot \sigma_0 = \left( 1 - \frac{2y_c}{h} \cdot \frac{W_e + S_p}{W_z} \right) \sigma_c$$

Asemănător se poate determina și curbura remanentă. Curbura pentru starea elasto - plastică se determină cu relația (stabilită mai sus):

$$\frac{1}{\rho_p} = \frac{\sigma_c}{E \cdot y_c}$$

iar pentru procesul liniar de descărcare cu relația încovoierii liniar - elastice :

$$\frac{1}{\rho_e} = \frac{M_i}{E \cdot I}$$

$E \cdot I$  fiind modulul de rigiditate al grinzii la încovoierea liniar - elastică. Prin diferență se obține după descărcare :

$$\frac{1}{\rho} = \frac{1}{\rho_p} - \frac{1}{\rho_e} = \frac{\sigma_c}{E \cdot y_c} - \frac{M_i}{E \cdot I}$$

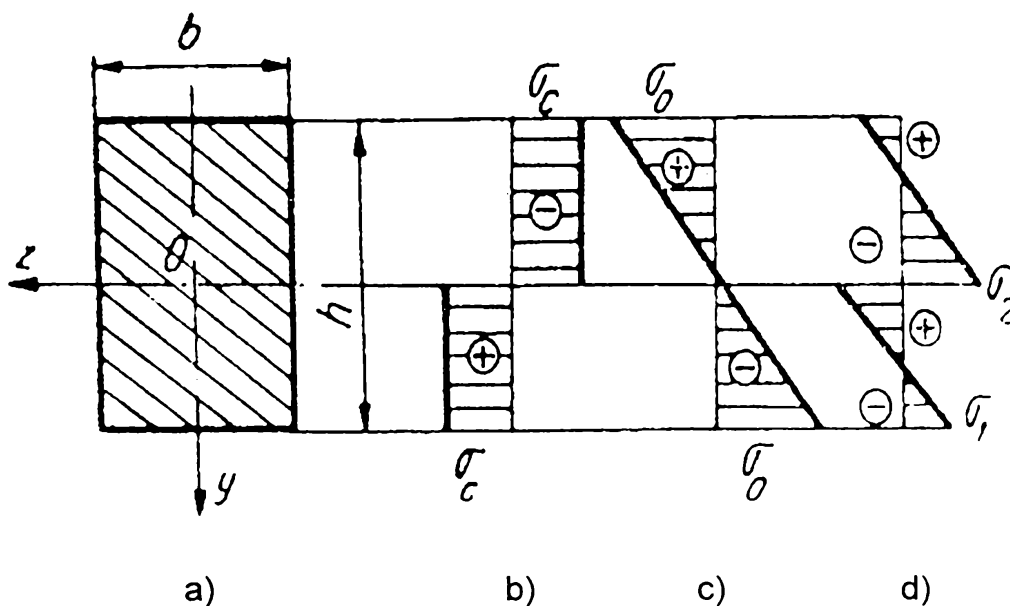


Fig.2.13.

De exemplu se pot calcula valorile tensiunilor remanente maxime  $\sigma_1$  și  $\sigma_2$ , existente într-o grindă cu secțiune dreptunghiulară (fig.2.13) ca urmare a dispariției cuplului de încovoiere pură plană care a creat o stare complet plastifiată, cu modul de plasticitate  $E_p=0$ .

Dacă se aplică relațiile stabilite mai sus pentru  $\sigma_1$  și  $\sigma_2$  în care se consideră:

$$y_c=0 ; \quad W_e=0 ; \quad W_z = \frac{b \cdot h^2}{6} ; \quad S_p = \frac{b \cdot h^2}{4} ; \quad \text{rezultă :}$$

$$\sigma_1 = -\frac{1}{2} \sigma_c ; \quad \sigma_2 = \sigma_c .$$

**Observație.** In practică se întâlnesc foarte rar asemenea condiții de solicitare care să permită încărcarea și descărcarea unor structuri complexe, la care fiecare piesă în parte să satisfacă condițiile cerute.

### 2.4.3. Tensiuni remanente produse la răsucirea barelor în domeniul plastic

Pentru evidențierea tensiunilor remanente produse la solicitarea de torsiune în domeniul elasto-plastic se consideră o bară de secțiune circulară cu diametrul  $D=2R$  solicitată de un cuplu de torsiune a cărui moment este  $M_t$ . Sub acțiunea momentului  $M_t$ , un element de suprafață de arie  $dA$ , din secțiunea transversală, se deplasează pe un arc de cerc. Se cunoaște că lunecarea specifică  $\gamma$  din dreptul elementului este proporțională cu unghiul de torsiune specific  $\theta$  și cu distanța  $r$  a elementului la centrul secțiunii circulare,

$$\gamma = \theta r.$$

Relația dintre tensiunile tangențiale  $\tau$  și lunecarea specifică  $\gamma$  este dată de curba caracteristică a materialului :

$$\tau = f(\gamma)$$

care poate fi reprezentată pe baza unei încercări de torsiune executată pe o epruvetă de secțiune inelară cu perete subțire. Cu relația  $\gamma = \theta r$  se obține:

$$\tau = \theta f(r)$$

ceea ce arată că tensiunile tangențiale  $\tau$  se repartizează în secțiune transversală după o lege asemănătoare cu cea exprimată de curba caracteristică a materia-

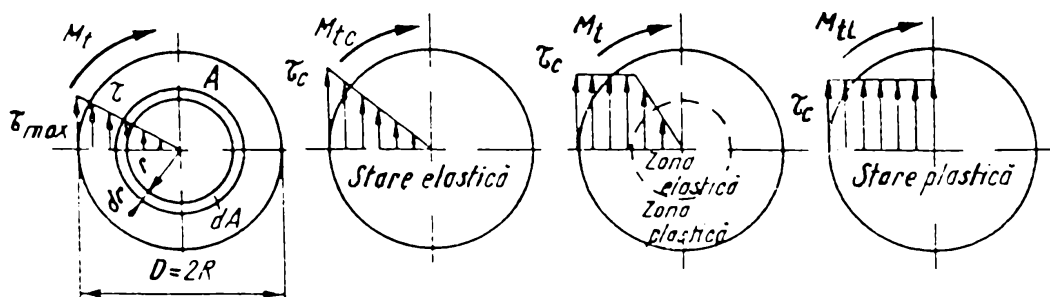


Fig.2.14.

lului ( ca în cazul torsiunii liniar-elastice).

Se admite că bara de secțiune circulară este solicitată la torsiune cu valori din ce în ce mai mari ale momentului de torsiune  $M_t$  (fig.2.14).

Pentru o valoare mică a momentului de torsiune  $M_t$ , tensiunile tangențiale  $\tau$  se distribuie liniar în lungul razei. Valoarea lor se determină cu relația:

$$\tau = \frac{M_t \cdot r}{I_p}$$

Tensiunea tangențială maximă  $\tau_{\max}$  devine egală cu cea corespunzătoare limitei de curgere, dacă momentului de torsiune este egal cu:

$$M_{tc} = \tau_c \cdot W_p = \frac{\pi D^3}{16} \cdot \tau_c .$$

Prin creșterea în continuare a momentului de torsiune, secțiunea trece în stare elasto-plastică. Tensiunile tangențiale se distribuie în lungul razei asemănător cu curba caracteristică schematizată. Raza  $r_c$  delimitează zona plastică de cea elastică. Pe măsură ce momentul crește, zona elastică centrală se micșorează, pentru ca la valoarea limită a momentului  $M_{tL}$  toată secțiunea să ajungă în domeniul plastic.

Pentru toate stările de solicitări descrise, relația dintre tensiunile tangențiale  $\tau$  și momentele de torsiune  $M_t$  este dată de ecuația de echivalență:

$$M_t = \int_A \tau r dA = 2\pi \int_0^R \tau r^2 dr ,$$

căci se poate considera  $dA=2\pi r dr$ .

Pentru o stare ideal elasto - plastică ( $M_{tc} < M_t < M_{tL}$ ), folosind relația  $\gamma = \theta \cdot r$ , tensiunile se pot exprima în felul următor:

$$\left. \begin{array}{l} \tau = G \cdot \gamma, \text{ pentru } 0 < r < r_c, \\ \tau = \tau_c, \text{ pentru } r_c < r < R, \end{array} \right\} \text{unde raza } r_c \text{ satisface relația } \tau_c = G \cdot \theta_c,$$

Cu aceste valori expresia momentului de torsiune  $M_t = \int_A \tau r dA$  devine:

$$M_t = \frac{\pi}{6} \tau_c (4R^3 - r_c^3).$$

În cazul particular al secțiunii solicitate numai plastic ( $r_c=0$ ) se obține valoa-



rea limită a momentului de torsiune:

$$M_{tl} = \frac{2\pi}{3} R^3 \tau_c = \frac{\pi D^3}{12} \tau_c.$$

Dacă facem raportul momentelor obținem:

$$\frac{M_{tl}}{M_{tc}} = \frac{4}{3},$$

de unde rezultă că momentul de torsiune trebuie să crească cu 33% pentru a aduce bara din starea elastică limită în starea plastică limită.

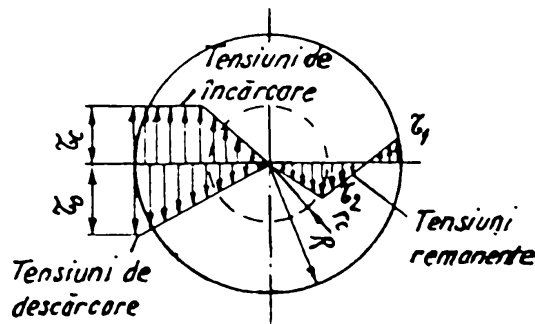


Fig.2.15.

Ca urmare a descărcării, după ce a fost solicitat în regim elasto-plastic, bara conține tensiuni remanente. Valorile acestora se determină considerând descărcarea ca o aplicare a unui moment de torsiune de sens contrar celui

aplicat inițial, sub acțiunea căruia se produc tensiuni tangențiale repartizate liniar în lungul razei, având valoarea maximă (fig.2.15.):

$$\tau_0 = \frac{M_t}{W_p}.$$

Cu relația obținută anterior  $\left[ M_t = \frac{\pi}{6} \tau_c (4R^3 - r_c^3) \right]$  se obține:

$$\tau_0 = \frac{4}{3} \tau_c \left( 1 - \frac{r_c^3}{4R^3} \right).$$

Rezultă valorile tensiunilor remanente:

$$\tau_L = \tau_c - \tau_0 = -\frac{1}{3} \tau_c \left( 1 - \frac{r_c^3}{R^3} \right)$$

$$\tau_L = \tau_c - \frac{r_c}{R} \tau_0 = \tau_c \left( 1 - \frac{4r_c}{R} + \frac{r_c^4}{R^4} \right)$$

Dacă secțiunea a fost plastificată complet ( $r_c=0$ ), la descărcare obținem:

$$\tau_1 = -\frac{1}{3} \tau_c; \tau_2 = \tau_c.$$

**Observație.** Și aici se remarcă că ajungerea în stadiul plastic nu implică reducerea tensiunilor, aceasta survine la descărcare când de fapt are loc o diminuare și o redistribuire a lor.

#### 2.4.4. Tensiuni remanente produse în bare solicitate la tracțiune sau compresiune

Se consideră o bară dreaptă de lungime  $l$ , cu aria secțiunii transversale constantă  $A$ , solicitată de o forță axială  $N$ . Tensiunile normale din secțiunea transversală se calculează cu relația dedusă pentru stări elastice liniare:

$$\sigma = \frac{N}{A}$$

dacă nu este depășită limita de curgere.

Lungimea specifică  $\varepsilon$  rezultă în acest caz din diagrama caracteristică a materialului pentru o anumită tensiune  $\sigma$ , iar lungimea totală este  $\Delta l = \varepsilon l$ .

Dacă se depășește limita de curgere și diagrama caracteristică se adoptă sub forma a două drepte ( $\sigma > \sigma_c$ ), atunci lungimea totală devine:

$$\Delta l = \varepsilon \cdot l = \left( \varepsilon_c + \frac{\sigma - \sigma_c}{E_p} \right) l = \frac{\sigma_c l}{E} + \left( \frac{N}{A} - \sigma_c \right) \frac{l}{E_p}.$$

Pot apărea două cazuri limită :

a) *deformația elastică se poate neglija* ( $E \rightarrow \infty$ ), atunci se obține:

$$\Delta l = \left( \frac{N}{A} - \sigma_c \right) \frac{l}{E_p};$$

b) *Modulul de elasticitate este neglijabil* (curba Prandtl când  $E_p \rightarrow 0$ ), când lungimea plastică devine nedefinită, adică ea crește chiar dacă forța aplicată corespunzătoare limitei de curgere se menține constantă.

Pentru o bună înțelegere a apariției tensiunilor remanente la solicitarea de tracțiune se va studia cazul concret a unei bare de lungime  $l$ , cu secțiunea transversală de arie  $A$  și care este montată fix (încăstrată) într-o structură complexă rigidă. Bara este confecționată dintr-un material elasto-plastic, iar tensiunea de curgere are aceeași valoare pentru tracțiune și compresiune. Acțiunea

exterioră care duce la depășirea limitei de curgere este  $P$ , fiind situată la  $\frac{1}{3}$  de capătul de sus al barei. Se vor determina tensiunile remanente din această bară dacă forța are valoarea  $P' = n \cdot \sigma_c \cdot A$ , unde  $n > 1,5$  (fig.2.16.).

Se observă că problema este simplu static determinată .

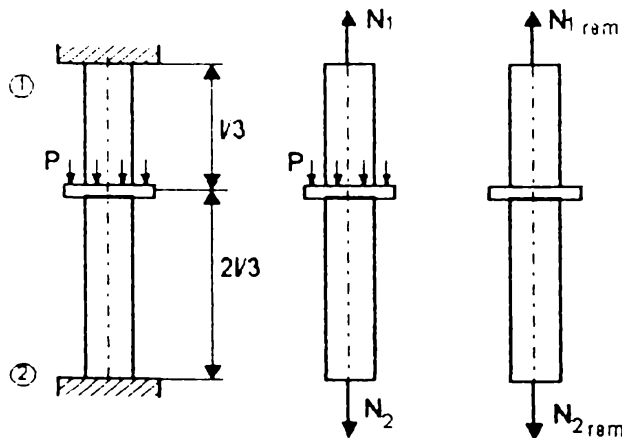


Fig.2.16.

Ridicând nedeterminarea ,în ipoteza deformațiilor elastice se obțin valorile reacțiilor:

$$N_1 = \frac{2}{3} P \text{ și } N_2 = -\frac{1}{3} P,$$

porțiunea superioară fiind sollicitată la tracțiune cu forța axială  $N_1$ , iar cea inferioară la compresie cu  $N_2$ . Deoarece  $|N_1| > |N_2|$ , deformațiile plas-

tice apar mai întâi în zona sollicitată la întindere ,atunci când forța aplicată devine egală cu  $P_c$ , adică atunci când  $\frac{N_1}{A} = \frac{2P_c}{3A} = \sigma_c$  , de unde rezultă  $P_c = \frac{3}{2} \sigma_c \cdot A$ .

Prin încărcarea barei cu o forță  $P > P_c$  ( $P' > 1,5P_c$ ) în ipoteza menționată  $E_p = 0$ , tensiunea din zona întinsă rămâne constantă și egală cu limita de curgere  $\sigma_c$ . Deci și forța axială și reacțiunea de pe această porțiune își păstrează valoarea  $N_1 = \sigma_c \cdot A$ .

Din condiția de echilibru rezultă forța axială de compresie de pe porțiunea inferioară a barei :

$$N_2 = -(P - \sigma_c \cdot A)$$

Rezultă că la acțiunea peste limita de elasticitate , problema devine static determinată .

**Observație.** Dacă  $E \neq 0$ , atunci, nu se reduce gradul de nedeterminare după depășirea limitei de curgere.

După cum rezultă din ultima relație , forța axială de pe o porțiunea comprimată crește odată cu creșterea forței,  $P > P_c$ . Valoarea limită a forței  $P_L$  corespun-

de stării pentru care și tensiunea de pe zona comprimată devine egală cu cea de curgere :

$$\frac{P_L - \sigma_c \cdot A}{A} = \sigma_c ,$$

de unde rezultă :

$$P_L = 2\sigma_c A$$

Se observă că  $P_L$  se poate deduce fără studiul deformației barei static nedeterminate. Pentru calculul ei este suficient ca să se folosească ecuația de echilibru, în care trebuie considerat că pe ambele porțiuni ale barei tensiunea atinge valoarea limitei de curgere  $\sigma_c$ .

Pentru a ilustra etapele procesului de deformație , în fig.2.17 se prezintă diagrama de variație a forței  $P$  în funcție de deplasarea  $\tau$  a punctului de aplicație .

Lungimea zonei solicitate la întindere , egală cu scurtarea zonei comprimate, este egală cu deplasarea punctului de aplicație a forței .

În domeniul deformațiilor elastice pentru  $0 < P < P'_L$  rezultă :

$$\delta = \frac{N_1 \cdot l_1}{EA} = \frac{2Pl}{9EA} .$$

La limita pentru  $P=P_c$  , avem:

$$\delta_c = \frac{2P_c l}{9EA} = \frac{l\sigma_c}{3E} .$$

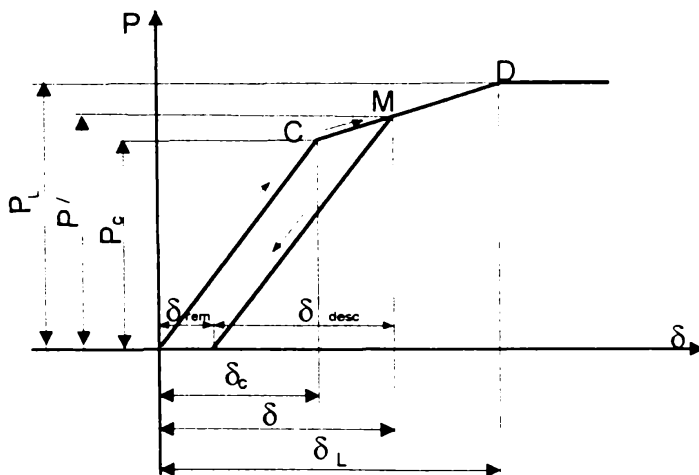


Fig.2.17.

În cazul deformațiilor elasto - plastice ( $P_c < P < P_L$ ) deplasarea punctului de aplicație este egală cu scurtarea porțiunii comprimate, unde este satisfăcută legea lui Hooke :

$$\delta = \frac{P - \sigma_c A}{EA} \cdot \frac{2}{3} \cdot l$$

Din această relație se obține și deplasarea cores-

punzătoare forței limită  $P_L$  :

$$\delta_L = \frac{P_L - \sigma_c \cdot A}{EA} \cdot \frac{2}{3} l = \frac{2}{3} \frac{\sigma_c}{E} l$$

Pentru  $\delta > \delta_L$ , rezultă  $P = P_L = \text{constant}$ .

Se observă că lungirea specifică  $\varepsilon_L$  corespunzătoare lungirii  $\delta_L$

$$\varepsilon_L = \delta_L \cdot \left(\frac{1}{3} l\right)^{-1} = 2 \frac{\sigma_c}{E} = 2\varepsilon_c,$$

este numai de două ori mai mare decât cea corespunzătoare limitei de curgere.

Acest lucru este foarte important, deoarece în cazul oțelurilor cu conținut scăzut de carbon, palierul de curgere poate avea o lungime de 10-20 de ori mai mare decât deformația corespunzătoare lui  $\varepsilon_c$ . Astfel, prin solicitare, în acest caz nu se atinge zona de întărire de pe curba caracteristică, iar materialul poate fi considerat ideal elasto-plastic.

Dacă se aplică o sarcină de tipul  $P' = n\sigma_c A$  ( $n > 1.5$ ), de exemplu  $P' = \frac{7}{4}\sigma_c \cdot A$ , se realizează o stare elasto-plastică, deoarece  $P_c < P' < P_l$ . Din relațiile deduse rezultă:

$$N_1 = \sigma_c A; N_2 = -\frac{3}{4}\sigma_c A \text{ și } \delta = \frac{1}{2} \frac{\sigma_c}{E} l.$$

Descărcarea completă poate fi considerată o încărcare orientată însă în sens contrar, sub acțiunea căruia bara se comportă elastic. Variațiile de efort corespunzătoare descărcării de pe cele două porțiuni de bară sunt egale cu:

$$N_{1\text{desc}} = \frac{2}{3} P' = \frac{7}{6}\sigma_c A, \quad N_{2\text{desc}} = \frac{1}{3} P' = \frac{7}{12}\sigma_c A$$

Eforturile remanente rezultă din diferența dintre efortul produs prin încărcare și cel produs prin descărcare. Astfel se obține:

$$N_{1\text{rem}} = N_{2\text{rem}} = -\frac{1}{6}\sigma_c A$$

Se observă că, datorită semnului minus, tensiunile remanente sunt de compresiune. Deci, ca rezultat al descărcării, după ce a fost solicitată în domeniul plastic cu forța  $P'$ , bara rămâne în stare comprimată.

Deplasarea corespunzătoare descărcării este egală cu :

$$\delta_{\text{desc}} = \frac{2}{9} \frac{P' l}{EA} = \frac{7}{18} \frac{\sigma_c}{E} l$$

Deplasarea remanentă a punctului de aplicație al forței este dată de diferența dintre deplasarea produsă prin încărcare și cea produsă prin descărcare.

**Observație.** Acest caz se poate asemăna cu acela al unei piese care din montaj, a fost solicitată cu sarcina  $P'$ . Deci, în loc de sarcină exterioară putem considera că  $P'$  produce o tensiune remanentă dată de acțiunea altor părți din ansamblu asupra barei. Dacă piesa nu este detensionată, sarcina  $P'$  rămâne în bară, deci și tensiunea remanentă corespunzătoare ei. Dacă în schimb aplicăm o vibrație, care să permită de fapt descărcarea piesei datorită deformațiilor ce le poate produce, tensiunea dată de  $P'$  se va reduce la tensiunea remanentă dată de formulele finale, care este mult mai mică decât cea dată de  $P'$ .

Aceste concluzii se impun și la solicitările de încovoiere și torsiune .

Sigur că în practică solicitările sunt mult mai complexe, dar în principiu aceasta pare a fi rezolvarea problemei mecanismului detensionării prin vibrații. În plus, se adaugă o uniformizare a tensiunilor remanente, ce are loc în urma încărcărilor și descărcărilor succesive care duc la rearanjarea lor secvențială, astfel încât suma tensiunilor să fie egală cu zero. Ca urmare a acestui fapt tensiunile remanente *nu se anulează*, ci se reduc la niște valori mai mici decât cele inițiale.

### **2.5. Procesul de formare al tensiunilor remanente de ordinul II și III**

Acest proces se va explica cu ajutorul unor noțiuni de teoria structurală a proprietăților materialelor metalice și în special cu ajutorul teoriei dislocațiilor.

Se cunoaște faptul că materialele utilizate în practică prezintă numeroase abateri de la structura perfectă a unui cristal. Aceste abateri de la structura perfectă a unui cristal se numesc *imperfecțiuni* sau *defecte de structură*, iar cristalele care le conțin, *cristale reale*.

Defectele de structură ale cristalelor joacă un rol important în determinarea multora dintre proprietățile corpurilor solide, ele influențând de exemplu puternic proprietățile fizico-mecanice ale acestora [66], [67], [68], [69].

Dintre aceste defecte un rol important îl au așa numitele *defecte statice*. Acestea produc deplasări de atomi, care, dacă temperatura nu este prea ridicată ca atomii să difuzeze și asupra corpului nu mai acționează nici o altă sursă de energie, se mențin timp îndelungat. Datorită acestor deplasări în structura cristalelor se produc distrugerii. În jurul defectelor au loc distorsionări ale rețelei cristaline ce duc la o înmagazinare de energie de deformare și implicit la apariția unei stări de tensiune ce se poate considera reziduală.

Clasificarea defectelor statice de rețea se poate face după criteriul geometric și este prezentată în tabelul următor.

Clasificarea defectelor de rețea după criteriul geometric

Tabelul 2.1.

Tip	Denumire	Descriere
Defecte plane	- Limită de grăunte (fig.2.18.a)	- Limită între două cristale într-un material policristalin.
	- Limită de subgrăunte (fig.2.18.b)	- Limita între două porțiuni adiacente perfecte în același cristal care se deosebesc printr-o mică diferență de orientare.
	- Defect de împachetare	- Limita între două porțiuni de cristal care au succesiunea straturilor compacte schimbată.
Defecte liniare	- Dislocație pană (marginală, de colț)	- Șirul de atomi cu care se termină în interiorul cristalului un plan cristalin incomplet (un semiplan).
	- Dislocație elicoidală	- Șirul de atomi în jurul căruia un plan cristalin normal se desfășoară în formă de spirală.
Defecte punctiforme	- Vacanță (defect Schottky)	- Atom absent dintr-un punct al rețelei.
	- Atom interstițial	- Atom suplimentar în poziție interstițială.
	- Defect complex (defect Frenkel)	- Atom deplasat în poziție interstițială și vacanța asociată pe care o creează.

Din punct de vedere termodinamic imperfecțiunile de rețea din materialele metalice pot fi *stabile* sau *instabile*. Atunci când sunt instabile numărul lor este funcție de natura și mărimea constrângerilor exercitate asupra materialului în diversele etape ale proceselor de prelucrare.

Scara de mărime a imperfecțiunilor de rețea este diferită: limitele de grăunte și subgrăunte sunt observabile prin microscopie optică; dislocațiile pot fi puse în evidență prin microscopie electronică; dimensiunile defectelor punctiforme sunt sub limita de rezoluție a microscopiei electronice. Imperfecțiunile de rețea definesc deci structura microscopică sau submicroscopică a unui material cristalin real, în opoziție cu un cristal ideal. De aici rezultă și împărțirea tensiunilor remanente care însoțesc defectele de rețea cristalină în *tensiuni remanente microscopice*, numite și *tensiuni remanente de ordinul II* și *tensiuni remanente submicroscopice*, numite și *tensiuni remanente de ordinul III*.

Importanța și rolul acestor tensiuni de ordin superior în comportarea materialelor metalice derivă tocmai din rolul pe care îl au defectele de rețea asupra unor proprietăți ale materialelor metalice.

Se cunoaște că materialele metalice au proprietăți care pot fi *independente* sau *dependente* de structură [66], [76], [77], [133].

Proprietățile *independente* de structură sau foarte puțin dependente variază foarte puțin în probe diferite prelucrate din același material, nefiind afectate de prezența și cantitatea imperfecțiunilor de rețea, deci nici de a tensiunilor remanente de ordin superior.

Proprietățile *dependente* de structură, nu depind numai de structura materialului ci și de *biografia* sa, ele schimbându-și valoarea în limite largi în funcție de natura, cantitatea și stabilitatea imperfecțiunilor de rețea deci și a tensiunilor remanente de ordin superior introduse în procesul tehnologic de prelucrare a materialului.

Se poate concluziona că imperfecțiunile de rețea introduc în material tensiuni remanente de ordinul II și III care vor influența anumite proprietăți ale acestuia cum sunt proprietățile mecanice și de plasticitate sau proprietățile magnetice și electrice în funcție de natura, cantitatea și stabilitatea lor.

**Observație.** Este de remarcat că proprietățile care determină utilizarea majorității materialelor metalice sunt sensibile la structură.



### a) Procesul de formare al tensiunilor remanente de ordinul II

După cum am amintit în paragrafele anterioare tensiunile remanente de ordinul II sunt acele tensiuni care apar și se echilibrează într-un volum de material egal cu unul sau câțiva grăunți cristalini. Ele se manifestă la materialele policristaline prelucrate prin: deformare plastică la rece, călire, turnare, sudare și la aliajele bifazice pe limita de separație între fazele cu coeficienți de dilatare diferiți [92],[98].

Procesul formării lor se poate explica cu ajutorul teoriei structurale a proprietăților materialelor referitoare la modul de cristalizare a unui material real sub formă de grăunți. Într-un asemenea material aranjamentul atomilor în rețea este puternic perturbat la limita de separație între grăunți. Diferențele de orientare cristalină ale rețelei în grăunții vecini sunt considerabile, unghiurile de dezorientare având valori de ordinul zecilor de grade. Tranziția de la un grăunte la altul se face printr-o zonă cu grosime de câteva diametre atomice, numită limită de grăunte (fig.2.18.a). În zona limitei de grăunte aranjamentul atomilor nu corespunde nici unuia din cristalele vecine ci este un aranjament de tranziție cu un grad pronunțat de dezordine în care este prezentă o rețea complexă de dislocații și vacanțe. Prezența oricărei interfete de separație, inclusiv a limitelor de grăunte conduce la creșterea energiei libere. Deoarece starea de echilibru cere ca sistemul să aibă o energie cât mai mică, sistemele mecanice policristaline tind să-și micșoreze energia prin micșorarea limitelor de grăunți. Aceste concluzii sunt valabile și pentru limitele de fază.

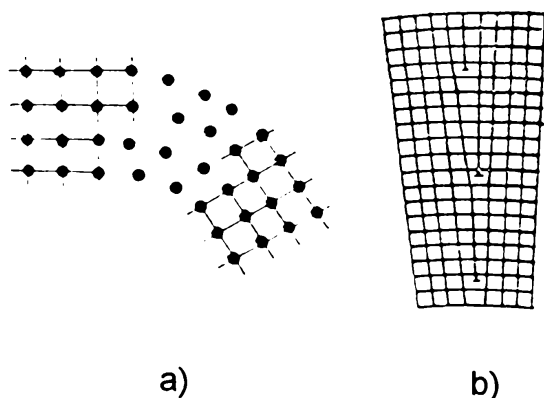


Fig.2.18

Energia de suprafață a unei limite de grăunte are dimensiunea  $J/m^2$ , dimensiuni echivalente cu  $N.m/m^2$ , adică  $N/m$ . Ultimele dimensiuni sunt însă dimensiunile unei tensiuni superficiale, motiv pentru care energia limitelor se descrie cu ajutorul tensiunii superficiale  $\sigma$ .

Explicarea procesului formării tensiunilor remanente de ordinul II are la bază faptul că datorită existenței grăunților și a limitelor de grăunți, pe lângă faptul că rețeaua este distorsionată, aceștia se comportă diferit la acțiunea unor solicitări ce pot rezulta din procesul de fabricație al unui material. În unii dintre ei se poate depăși limita de curgere, iar în alții, nu. Aceasta se datorează faptului că, grăunții cristalini au orientări diferite față de direcția solicitării, iar deformația plastică produsă într-unii dintre ei nu poate trece de limita de grăunte, dacă nu este depășită o anumită valoare a solicitării. După înlăturarea solicitării la grăunții care au fost solicitați în domeniul plastic, vor apare tensiuni remanente microscopice, care mai sunt întâlnite în literatură și sub numele de tensiuni Hein [28]. Această ipoteză emisă de G. Mesing a fost confirmată și experimental [43],[108],[113].

Tot experimental s-a stabilit că intervențiile exterioare în echilibrul tensiunilor remanente de ordinul II, conduc la modificări dimensionale macroscopice ale piesei [97].

### ***b) Procesul de formare al tensiunilor remanente de ordinul III***

Tensiunile remanente de ordinul III, numite și tensiuni submicroscopice, acționează și se echilibrează într-un volum de material corespunzător uneia sau câtorva celule elementare. Ele sunt legate de imperfecțiunile rețelei cristaline (mai ales de tipul dislocațiilor) care produc distorsiuni ale acesteia. Până nu demult, aceste tensiuni submicroscopice de ordinul III erau neglijate, însă, s-a dovedit că ele interacționează împreună cu cele de ordinul I și II și influențează proprietățile oricărui material, precum și transformările la care acesta este supus prin operațiile de prelucrare [70],[97],[108],[143].

În continuare se va prezenta modul cum se formează tensiunile remanente submicroscopice în jurul dislocațiilor. Pentru aceasta este necesară și o prezentare succintă a unor noțiuni de teoria dislocațiilor.

După cum s-a amintit anterior, dislocația face parte din categoria defectelor statice de rețea cristalină, ea fiind un defect liniar ce se poate considera ca o regiune de perturbări localizate ale rețelei, separând zonele dintr-un cristal în care s-a produs o alunecare, de zonele în care alunecarea nu a avut loc. Studiul dislocațiilor este foarte important, deoarece el explică alunecarea cristalelor și, strâns

legate de aceasta, aproape toate procesele mecano-structurale: ecrusarea, limita de curgere, fluajul, relaxarea, frecarea internă, comportarea materialelor la sarcini variabile și șocuri.

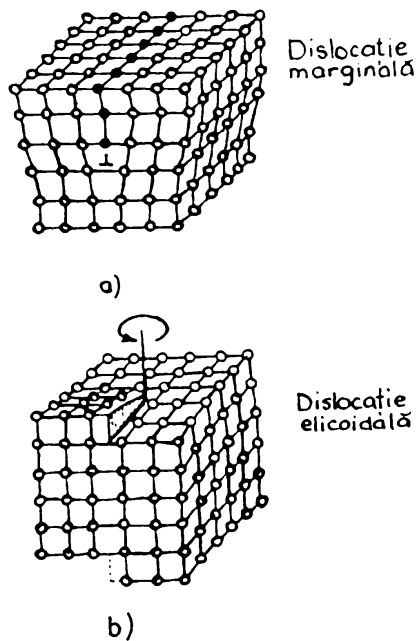


Fig.2.19.

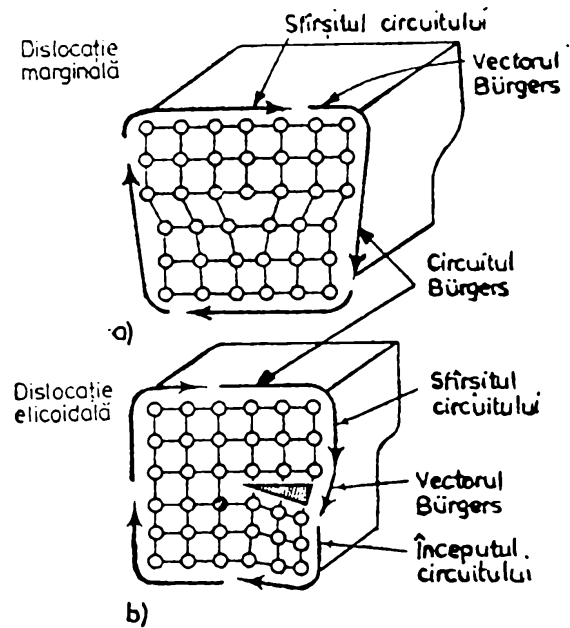


Fig.2.20.

Dislocațiile pot fi considerate ca fiind de două tipuri: *dislocații marginale* (*pană*) și *dislocații elicoidale*. Geometria neregularităților rețelei, descrisă de aceste două tipuri de dislocații, este prezentată în fig.2.19. O dislocație este de obicei redată, pentru simplificare, prin linii care reprezintă partea centrală a dislocației. Proprietatea esențială a dislocațiilor se definește cu ajutorul *vectorului Bürgers*,  $b$ , care descrie atât mărimea, cât și direcția alunecării fig.2.20. Un circuit din atom în atom în jurul dislocației se închide prin completare cu vectorul Bürgers, în timp ce un circuit similar în jurul atomilor dintr-un cristal perfect, ar fi complet.

Examinându-se deplasarea unei dislocații marginale și a uneia elicoidale fig.2.20, se observă că, linia dislocației reprezintă granița dintre porțiunile din cristal unde s-a produs alunecarea și acelea unde nu s-a produs. Linia dislocației trebuie să intersecteze suprafața cristalului, fie să se închidă în interiorul cristalului, iar când se întâlnesc trei dislocații într-un punct din cristal, suma vectorilor Bürgers corespunzători este nulă:  $b_1 + b_2 + b_3 = 0$ . Linia dislocațiilor poate să cutureie-re prin cristal, fiind o linie de dislocație marginală în unele locuri, o linie de dislo-

cație marginală sau mixtă, în altele. Vectorul Bürgers este perpendicular pe linia unei dislocații elicoidale pure, iar vectorul Bürgers al unei dislocații mixte formează un unghi cu linia dislocației respective. După cum se poate remarca din figura 2.21, o bucată de dislocație închisă prezintă caracteristica unei linii corespunzătoare unei dislocații marginale pentru unele porțiuni, și unei dislocații elicoidale pentru alte porțiuni, vectorul Bürgers fiind același în toate punctele de-a lungul liniei dislocației. Mai este de notat faptul că semnele dislocației diferă pe părțile opuse ale buclei.

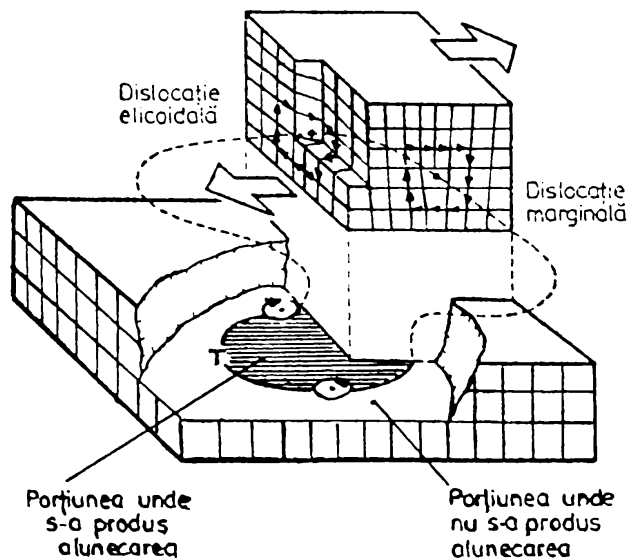


Fig.2.21.

toare unei dislocații marginale pentru unele porțiuni, și unei dislocații elicoidale pentru alte porțiuni, vectorul Bürgers fiind același în toate punctele de-a lungul liniei dislocației. Mai este de notat faptul că semnele dislocației diferă pe părțile opuse ale buclei.

Vectorul Bürgers al unei dislocații marginale sau mixte și linia dislocației definesc planul de alunecare; în condiții normale asemenea dislocații sunt forțate să se deplaseze în

planul de alunecare. Vectorul Bürgers și linia dislocației elicoidale pure sunt paralele și nu definesc un plan unic.

**Energia și câmpul de tensiuni al unei dislocații.** Dislocațiile nu sunt stabile din punct de vedere termodinamic, prezența lor măbind întotdeauna energia liberă a cristalului. Practic este imposibil să se elimine complet dislocațiile din rețeaua cristalului, iar acelea care rămân tind să-și asigure o configurație stabilă.

Cu ajutorul teoriei dislocațiilor se pot explica următoarele fenomene ce pot lămurii formarea tensiunilor remanente și mecanismul detensionării prin vibrații:

- faptul că deformarea plastică realizată prin deplasarea dislocațiilor necesită o tensiune mai mică decât aceea reclamată prin deplasarea unui plan atomic întreg pe aceeași distanță;
- curgerea materialelor;
- înmuierea materialelor prin recoacere și recristalizare;
- formarea limitelor de grăunți la unghiuri mici și instabilitatea acestora;

- efectul Bauschinger, care duce la scăderea limitei de curgere a unui material, când după o solicitare într-un sens se aplică o solicitare de sens opus.

Pentru estimarea energiei unei dislocații se consideră un cristal de formă cilindrică de lungime  $l$  având o dislocație cu un vector Búrgers  $b$  de-a lungul axei sale. Deformarea elastică prin forfecare  $\gamma$  într-o secțiune inelară subțire de rază  $r$  și grosime  $dr$  (fig.2.22) este [77]:

$$\gamma = \frac{b}{2\pi r}, \quad (1)$$

unde  $b = |b|$ .

Energia pe unitate de volum,  $dE/dv$ , a unei regiuni inelare subțiri, se scrie de forma:

$$\frac{dE}{dv} = \frac{1}{2} \cdot \tau \cdot \gamma = \frac{1}{2} \cdot G \cdot \gamma^2 = \frac{G}{2} \left[ \frac{b}{2\pi r} \right]^2, \quad (2)$$

unde  $G$  este modulul de elasticitate transversal.

Volumul inelului circular este dat de relația:

$$dv = 2 \cdot \pi \cdot r \cdot l \cdot dr, \quad (3)$$

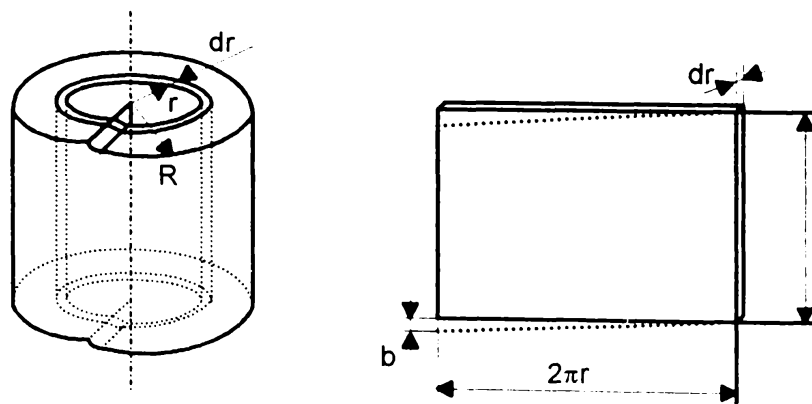


Fig.2.22.

deci ecuația (2) devine:

$$dE = \frac{G \cdot l \cdot b^2}{4 \cdot \pi} \cdot \frac{dr}{r}. \quad (4)$$

Energia de deformare corespunzând prezenței acestei dislocații poate fi calculată prin integrarea relației (4) între două limite arbitrare  $r_0$  și  $R$ , astfel:

$$E = \int_{r_0}^R \frac{G \cdot l \cdot b^2}{4 \cdot \pi} \cdot \frac{dr}{r} = \frac{G \cdot l \cdot b^2}{4 \cdot \pi} \ln\left(\frac{R}{r_0}\right) + E_0 \quad (5)$$

Dacă limitele alese sunt  $r_0=0$  sau  $R=\infty$ , integrala este infinită, ceea ce este fizic imposibil; dacă se ia  $r_0=b$ , energia de deformare reală în centrul dislocației  $E_0$  devine o fracțiune neglijabilă din energia totală. Deoarece energia este relativ independentă față de  $R/r$ , se utilizează de obicei  $\ln(R/r_0)=4\pi$ ; în cadrul limitelor de aproximare făcute, energia unei dislocații elicoidale devine:

$$E \cong G \cdot l \cdot b^2 \quad (6)$$

Energia unei dislocații marginale se poate aproxima prin relația:

$$E = \frac{1}{1-\nu} \cdot \frac{G \cdot l \cdot b^2}{4 \cdot \pi} \cdot \ln\left(\frac{R}{r_0}\right) + E_0 \cong \frac{G \cdot l \cdot b^2}{1-\nu}, \quad (7)$$

unde  $\nu$  este coeficientul lui Poisson.

Dacă  $\nu = 1/3$ , energia unei dislocații marginale este de cca 3/2 față de aceea corespunzând unei dislocații elicoidale de aceeași lungime.

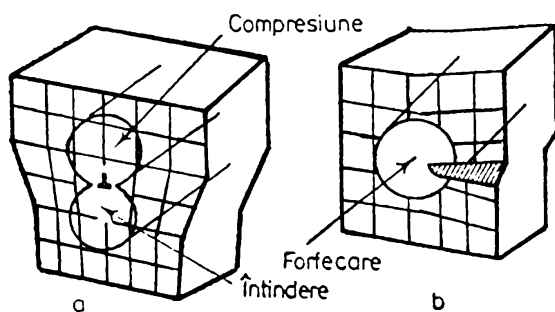


Fig.2.23

Deoarece energia dislocațiilor marginale și elicoidale este

proporțională cu  $b^2$ , dislocațiile cele mai stabile sunt acelea ce prezintă vectorii Burgers minimi. Ecuația (7) indică de asemenea că energia dislocației este proporțională cu lungimea ei, iar (8) arată că o dislocație curbată va avea o tensiune lineară  $T$ , corespunzătoare unui vector ce acționează de-a lungul liniei, de forma:

$$T = \frac{\partial E}{\partial l} \cong G \cdot b^2 \quad (8)$$

O dislocație provoacă o deformare a rețelei cristaline în jurul ei, dând naștere deci unui câmp de tensiuni. În fig. 2.23 se indică distribuția câmpurilor de tensiuni ce înconjoară dislocațiile marginale(fig. 2.23 a) și elicoidale(fig. 2.23 b).

Pentru un material având un vector Burgers de mărime  $b$  pe direcția axei  $x$ , tensiunile exprimate față de trei direcții ortogonale vor fi de forma[77]:

$$\sigma_x = -\frac{D \cdot x(3x^2 + y^2)}{(x^2 + y^2)^2}; \quad \sigma_y = \frac{D \cdot y(x^2 - y^2)}{x^2 + y^2}; \quad \sigma_z = \nu \cdot (\sigma_x + \sigma_y) \quad (9)$$

și

$$\tau_{xy} = \frac{D \cdot x \cdot (x^2 - y^2)}{(x^2 + y^2)^2}; \quad \tau_{xz} = \tau_{yz} = 0, \quad (10)$$

unde:

$$D = \frac{G \cdot b}{2 \cdot \pi(1 - \nu)};$$

$G$ -modulul de elasticitate transversal;

$\nu$ - Coeficientul lui Poisson.

În coordonate polare, tensiunile vor lua următoarea formă pentru punctul de coordonate  $r$  și  $\theta$  :

$$\sigma_r = \sigma_\theta = -\frac{D \cdot \sin \theta}{r}; \quad \tau_{r\theta} = \frac{D \cdot \cos \theta}{r} \quad (11)$$

În cazul unei dislocații elicoidale amplasată de-a lungul axei  $z$  și cu vectorul Burgers de mărime  $b$  pe direcția acestei axe, tensiunile corespunzătoare sunt de forma [77]:

$$\tau_{xz} = -\frac{D \cdot y}{x^2 + y^2}; \quad \tau_{yz} = \frac{D \cdot x}{x^2 + y^2}; \quad \tau_{r\theta} = \frac{D}{r}, \quad (12)$$

unde în acest caz :  $D = G \cdot b / 2\pi$ .

Pentru dislocațiile elicoidale oricare altă tensiune este nulă.

**Observație.** Tensiunile au fost determinate cu ajutorul teoriei elasticității și nu sunt valabile în apropierea centrului dislocației, ci la distanța de cel puțin câțiva atomi. Regiunea în interiorul căreia legile teoriei elasticității nu sunt valabile se crede că are o energie de cca 1 eV pentru un atom-lungime [44].

## 2.6. Exemple de producere a tensiunilor remanente ca urmare a unor procese tehnologice

### 2.6.1. Tensiuni remanente produse datorită încălzirii și răcirii neuniforme în general

Se consideră o placă de metal care se încălzește cu un conductor electric de-a lungul axei longitudinale (fig. 2.24. a). Pe lățime încălzirea este neuniformă. Materialul piesei are proprietăți elasto-plactice, diagrama încercării de tracțiune având forma din fig. 2.24. e. În ipoteza că materialul se comportă la deformare elastic până la atingerea valorii  $\varepsilon_c$  și că atunci când  $\varepsilon > \varepsilon_c$  se deformează perfect plastic această diagramă de obicei se schematizează prin linii drepte.

După un timp de încălzire, la momentul în care aportul de căldură va fi echilibrat cu cedarea de căldură, în placă va apare o stare termică limitată.

Cu excepția porțiunilor de la capete, distribuția temperaturii  $T$  în toate secțiunile transversale ale plăcii va fi, în acest caz, de forma  $T = \Phi(x)$ , în care  $\Phi(x)$  este o funcție oarecare de distanța dintre punctul considerat și axa  $y$ .

Coeficientul de dilatare termică  $\alpha$  poate fi considerat constant, independent de temperatură, în cazul când se consideră suficientă rezolvarea aproximativă a problemei. De aceea, alungirea absolută liberă a fiecărei fibre a plăcii datorită încălzirii până la temperatura  $T$  va fi  $\alpha T l$ , iar alungirea relativă  $\alpha T$ . Dacă fibrele plăcii nu ar fi legate între ele capetele lor s-ar așeza pe curba :

$$\varepsilon = \alpha T = \alpha \Phi(x).$$

La încălzirea unei plăci cu lungime mare față de lățimea ei, secțiunile ei transversale nu se deformează, ci se deplasează; secțiunea  $OO'$  se va deplasa în poziția  $mm'$  (fig. 2.24. a). Segmentele dintre curba  $\alpha T$  și noua poziție  $mm'$  a secțiunii transversale  $OO'$ , exprimă deformațiile elastice ale plăcii, iar produsele  $\alpha T$  prin modulul de elasticitate  $E$ , mărimea tensiunilor termice:

$$\sigma = \varepsilon E = \alpha T E.$$

În zona axei plăcii se formează tensiuni de compresiune, iar pe margini tensiuni de tracțiune. Dacă se presupune că grosimea plăcii este egală cu



unitatea, atunci forța elementară provocată de încălzirea neuniformă a plăcii, va fi egală cu  $\sigma dx$ , iar suma acestor forțe în secțiunea transversală va fi egală cu zero:

$$\int_0^b \sigma dx = 0$$

Integrala raportată la  $E$  reprezintă suprafața hașurată din fig. 2.24. a. Această suprafață - din condiția echilibrării tuturor forțelor în secțiunea transversală - trebuie să fie nulă. Pe baza acestei condiții se poate determina analitic poziția dreptei  $mm'$ . Dreapta trebuie trasată astfel încât suprafața hașurată de deasupra dreptei  $mm'$  să fie echivalentă cu suma suprafețelor hașurate de sub dreapta  $mm'$ .

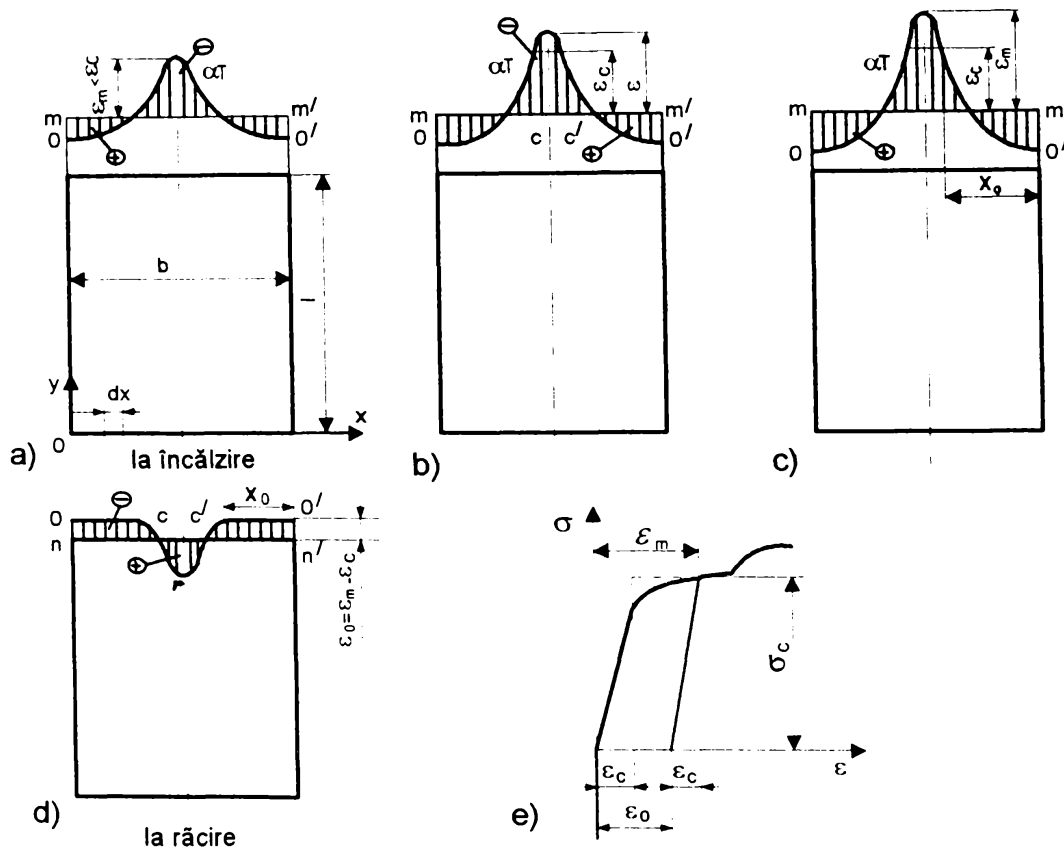


Fig.2.24

Dacă la încălzire deformația maximă de compresiune nu depășește deformația elastică  $\epsilon_c$ , cu alte cuvinte dacă elementul lucrează între limitele de elasticitate, după răcire deformațiile elastice și tensiunile elastice vor dispărea. Inșă dacă deformația specifică  $\epsilon$  este mai mare decât  $\epsilon_c$ , atunci în zona de

plasticitate învecinată cu axa plăcii  $vb$ , placa va lucra atât în zona deformațiilor elastice cât și în zona deformațiilor plastice (fig. 2.24, b). Epura tensiunilor își va schimba întrucâtva înfățișarea. În punctele în care deformațiile  $\varepsilon > \varepsilon_c$ , tensiunile  $\sigma$  își păstrează valoarea fiind egale cu  $\sigma_c$  (fig. 2.24. c).

Parametrii necunoscuți  $Om = p$  și  $x_0$  se determină în acest caz din două operații :

$$\int_0^b \sigma dx = 0$$

$$[\alpha \cdot \Phi(x_0) - p] = \varepsilon_c.$$

Dacă între fibrele plăcii nu ar fi nici o legătură, după răcire, în zona așezată pe axa plăcii s-ar forma deformații plastice remanente:

$$\varepsilon_0 = \varepsilon_m - \varepsilon_c.$$

Deformațiile remanente nu ar apărea în zona în care  $\varepsilon < \varepsilon_c$ , iar capetele fibrelor s-ar situa pe curba  $crc'$  (fig. 2.24. d.). În realitate, secțiunile transversale ale plăcii nu se deformează, ci rămân plane, de aceea la răcire secțiunea transversală  $OO'$  se va deplasa în poziția  $nn'$ . Segmentele dintre  $crc'$  și dreapta  $nn'$  exprimă deformațiile elastice relative ale plăcii, iar produsele acestor deformații relative  $\varepsilon$ , prin modulul de elasticitate  $E$ , reprezintă tensiunile remanente după răcirea plăcii.

Deoarece forțele interne trebuie să se echilibreze între ele, suma ariilor hașurate ale epurei trebuie să fie nulă. Această condiție permite să se determine poziția dreptei  $nn'$ . Din epura prezentată în fig. 2.24.d. rezultă că în zona temperaturii maxime, după răcire se formează tensiuni remanente de tracțiune, iar în zonele mai puțin încălzite, tensiuni remanente de compresiune. Valorile tensiunilor remanente depind de mărimea și distribuția temperaturii pe lățimea plăcii și de proprietățile mecanice ale materialului.

În continuare, se va considera cazul când se încălzește una din marginile longitudinale ale plăcii, - de exemplu marginea din stânga (fig. 2.25. a.) - deci încălzirea asimetrică. Distribuția temperaturii pe lățimea plăcii va satisface ecuația  $T = \Phi(x)$ . Deoarece secțiunile plăcii la deformări longitudinale rămân plane, secțiunea  $OO'$  se va deplasa datorită încălzirii și va ocupa o nouă poziție

$mm'$ . Segmentele cuprinse între curba  $\alpha T = \alpha \Phi(x)$  și dreapta  $mm'$  exprimă deformația elementului la încălzire, iar produsul acestor deformații prin  $E$ , tensiunile termice. Dreapta  $mm'$  trebuie trasată astfel încât să fie respectate condițiile de echilibru ale forțelor interioare :

$$\sum Y = 0 ; \sum M = 0,$$

sau sub forma explicită, în condițiile în care placa se consideră de grosime egală cu unitatea:

$$\int_0^b \sigma dx = 0 \quad \int_0^b \sigma x dx = 0 .$$

Astfel suma ariilor hașurate din fig. 2.25. a., pe care o vom numi  $\Omega$  este nulă. Momentul ariilor hașurate față de orice punct  $M_\Omega = 0$ . Din aceste două ecuații se poate obține poziția dreptei  $mm'$ .

Dacă  $\varepsilon_m < \varepsilon_c$ , după răcire, deformațiile și tensiunile remanente vor dispărea. Când deformația maximă  $\varepsilon_m > \varepsilon_c$  (fig. 2.25. b.), în zona întregă în care deformația  $\varepsilon > \varepsilon_c$  vor apărea după răcire deformații remanente. În acest caz, epurarea tensiunilor își va modifica aspectul (fig. 2.25. c.). În punctele în care deformațiile  $\varepsilon > \varepsilon_c$ , tensiunile vor fi  $\sigma = \sigma_c$ . Parametrii necunoscuți  $om$ ,  $mm'$  și  $x_0$  se determină din ecuațiile :

$$\int_0^b \sigma dx = 0 \quad \int_0^b \sigma x dx = 0 \quad \text{și} \quad \alpha \cdot \Phi(x_0) - p = \varepsilon_c$$

Dacă ar lipsi legătura reciprocă dintre fibre, acestea ar avea lungimea  $rcO'$  (fig. 2.25. d.). În realitate, secțiunea plăcii nu se deformează, ci rămâne plană ocupând poziția  $nn'$ . Suprafața hașurată exprimă deformațiile remanente, iar produsul lor prin  $E$  exprimă tensiunile remanente datorită încălzirii neuniforme. Poziția dreptei  $nn'$  se determină din condiția ca toate forțele interioare să fie echilibrate, adică suma suprafețelor hașurate ale epurii să fie nulă.

În acest caz, la fel ca în cel precedent, în zona cu temperatură maximă la încălzire se formează tensiuni de compresiune, iar după răcire tensiuni de tracțiune.

Din analiza efectuată asupra pieselor încălzite și răcite neuniform,

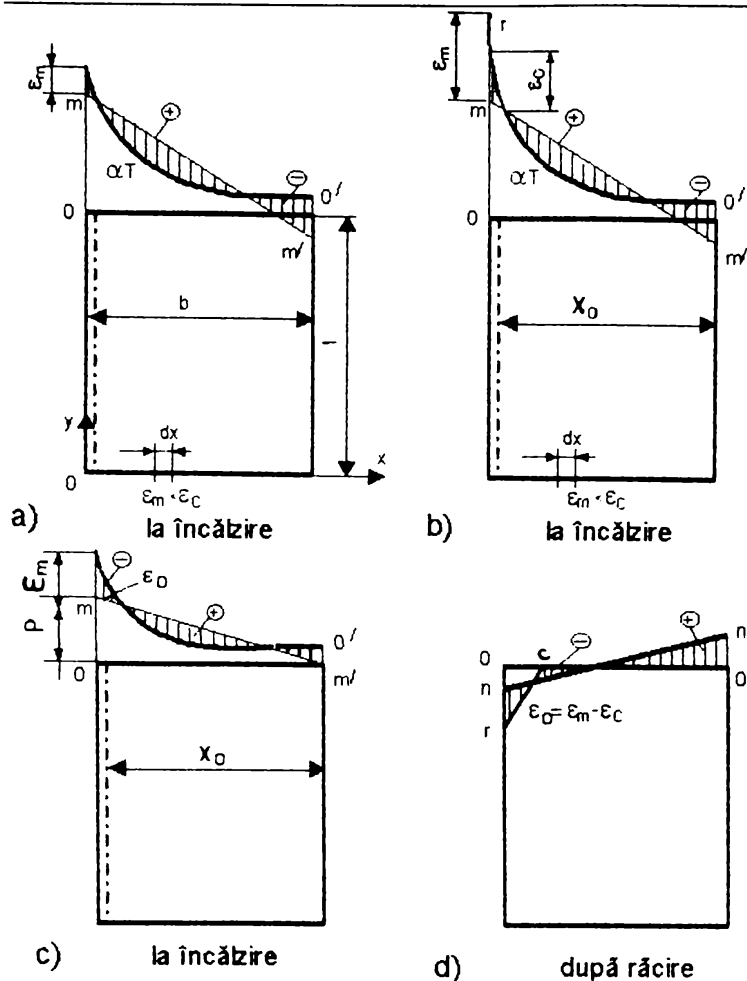


Fig.2.25.

se ajunge la concluzia că cea mai puternică influență asupra întregului proces de formare a tensiunilor remanente îl au doi factori: caracterul distribuției temperaturilor și valoarea limitei de curgere a metalului. Cu cât curba de distribuire a temperaturilor scade mai brusc pe lățimea plăcii, cu atât valoarea tensiunilor termice și a celor remanente va fi și ea mai mare. Distribuția uniformă a temperaturii pe lățimea elementului contribuie la reducerea tensiunilor remanente.

### 2.6.2. Tensiuni remanente produse în piese sudate

Tensiunile remanente din construcțiile sudate sunt considerate de mulți autori ca fiind cele mai importante dintre cele care apar ca urmare a unor acțiuni termice, iar necesitatea de a cunoaște mărimea acestor tensiuni a contribuit mult la dezvoltarea tehnicii măsurării tensiunilor remanente în general.

Valoarea și modul de repartiție al tensiunilor remanente din îmbinările sudate sunt influențate de mai mulți factori, dintre care amintim:

- procedeul de sudare utilizat;
- materialul și dimensiunile componentelor ce se sudează;
- gradul de rigiditate al construcției sudate;
- tehnologia de sudare, etc.

În cele ce urmează se vor prezenta câteva exemple de îmbinări sudate și modul cum se distribuie tensiunile remanente în acestea [40], [99], [101].

a) Cordon de sudură depus pe o placă încastrată la extremității.

În figura 2.26. curba *MNOP* reprezintă repartiția temperaturilor maxime atinse în timpul sudării în fibrele plăcii paralele cu direcția cordonului. Aceste fibre se pot asimila cu o serie de bare de secțiune foarte mică (fig.2.27.).

Curba *T* din fig. 2.27. reprezintă curba temperaturilor *MNOP* din fig.2.26, iar tensiunile remanente sunt distribuite după diagrama *ABCD*. Punctele *B* și *C* corespund temperaturii pentru care deformația plastică este egală cu alungirea corespunzătoare limitei de elasticitate a materialului. Între *B* și *C* tensiunea remanentă rămâne constantă și egală cu limita de elasticitate  $\sigma_e$ . La controlul experimental al distribuției tensiunilor remanente, în placă, se constată că acestea nu se repartizează după curba *ABMCD*, datorită faptului că fibrele plăcii nu pot fi considerate efectiv ca independente și asimilate cu bare izolate. În timpul răcirii ele se influențează reciproc, iar în timpul trecerii de la starea elastică la starea plastică, fiecare fibră exercită asupra fibrelor vecine o contracție, care reduce

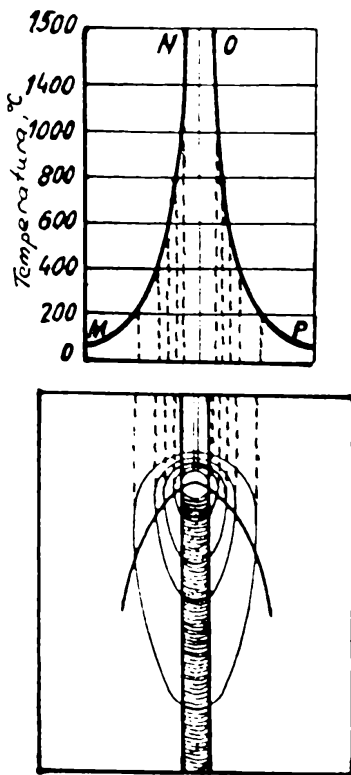


Fig.2.26.

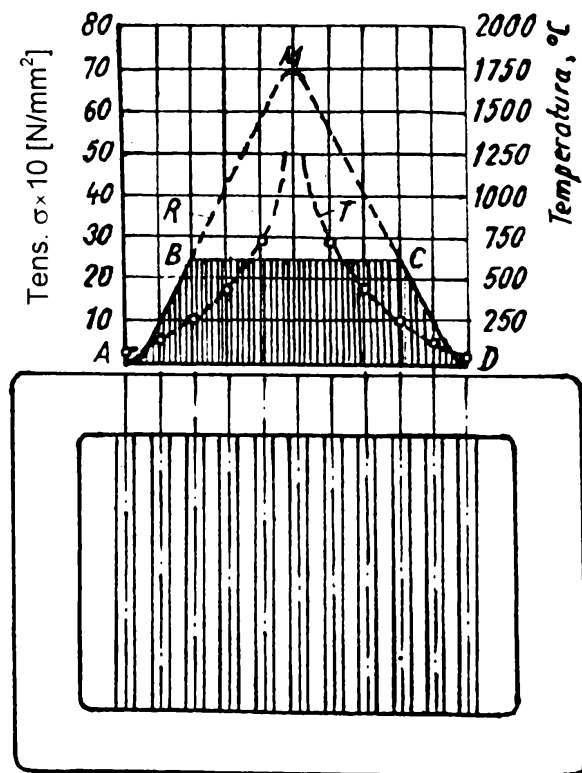


Fig.2.27.

alungirea datorită deformației plastice, ridicând în consecință limita de elasticitate. Limita de elasticitate va fi deci cu atât mai ridicată, cu cât diferența de temperatură între două fibre vecine este mai mare, altfel zis, cu cât gradientul de temperatură este mai mare. Prin urmare forma curbei  $ABMCD$  depinde, în afară de caracteristicile mecanice și termice ale materialului, și de forma curbei  $T$ , care la rândul ei, depinde de regimul termic întrebuițat la sudare.

Figura 2.28 reprezintă diagramele  $ABMCD$  pentru două regimuri termice diferite.

Primul caz reprezintă un regim termic moderat (având un gradient de temperatură mare), caracteristic pentru sudarea electrică cu energie liniară scăzută.

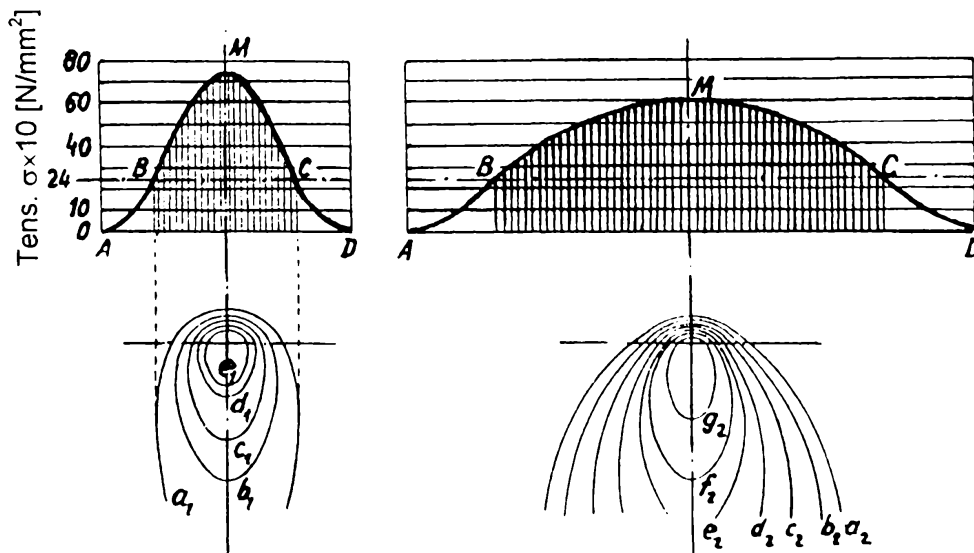


Fig.2.28.

Al doilea caz reprezintă sudarea cu un regim de sudare dur, la care energia liniară are valori mari și deci gradientul termic este redus.

Regimul termic, în cazul sudării electrice, este caracterizat de energia liniară, de fapt de raportul dintre intensitatea curentului de sudare și viteza de sudare.

În comparație cu sudarea oxiacetilenică, gradientul de temperatură la sudarea electrică este mult mai mare, deoarece în acest caz zona de încălzire este mai restrânsă. Gradientul de temperatură depinde și de conductivitatea termică a metalului. În cazul cuprului de exemplu, care are conductivitatea termică mare, gradientul de temperatură este relativ mic.

Gradientul mai depinde și de masa piesei și anume, cu cât masa piesei este mai mare cu atât gradientul este mai mic.

b) Cordon de sudură de-a lungul unei plăci libere la extremități.

Dacă placa este suficient de subțire, cordonul de sudură se poate considera că lucrează asupra întregii grosimi a plăcii și deci, regimul termic va fi același pe toată grosimea. Pe de altă parte, dacă placa este suficient de lungă în raport cu lățimea, se poate admite, cu excepția secțiunilor  $R$  și  $S$  din apropierea capetelor (fig.2.29.), că toate secțiunile se găsesc în aceeași stare din punct de vedere al tensiunilor și deformațiilor remanente.

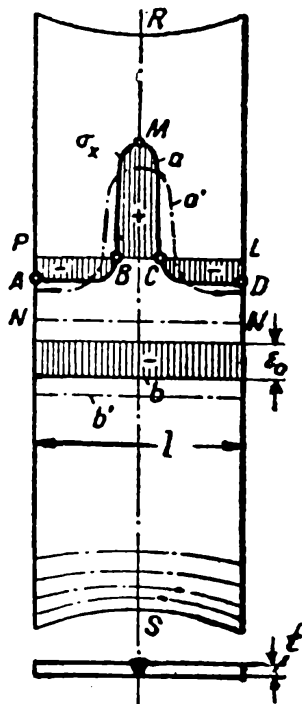


Fig.2.29.

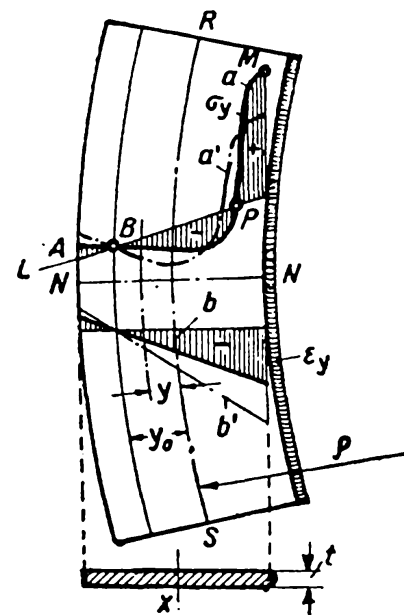


Fig.2.30.

Curbura care o capătă secțiunile  $R$  și  $S$  din cauza contractiei în timpul răcirii se reduce repede, cu cât crește distanța față de extremități. Toate secțiunile care sunt la distanțe mai mari decât lățimea plăcii se pot considera că rămân plane și după răcire.

Pentru secțiunea  $NN$  situată la mijlocul plăcii, curba  $a$  din fig.2.29 reprezintă variația tensiunilor remanente în această secțiune. Dacă placa ar fi împiedicată să se deformeze în timpul răcirii (fiind ținută rigid la cele două capete), în baza celor expuse mai sus, diagrama  $ABMCD$  (fig.2.27) ar reprezenta eforturile remanente după răcire.

Placa fiind însă liberă să se deformeze, aceste eforturi vor fi micșorate cu valoarea corespunzătoare contracției fibrei respective.

Dacă:  $-\sigma_m$  este tensiunea în fibră dată de diagrama *ABMCD*,

-  $\varepsilon_0$  contracția fibrei, care după cum s-a arătat, este aceeași pentru toate fibrele unei secțiuni,

-  $E$  modulul de elasticitate al materialului plăcii,

valoarea tensiunii remanente pentru o fibră oarecare va fi:

$$\sigma_x = \sigma_m - E \cdot \varepsilon_0 .$$

Placa fiind liberă, suma tensiunilor remanente pe întreaga secțiune trebuie să fie egală cu zero:

$$\int \sigma_x \cdot dA = \int \sigma_m \cdot dA - E \cdot \varepsilon_0 \cdot dA = 0 ,$$

de unde

$$\varepsilon_0 = \frac{\int \sigma_m \cdot dA}{E \cdot A} = \frac{\int \sigma_m dx}{E \cdot l} .$$

Deci contracția specifică este egală cu raportul dintre suprafața diagramei *ABMCD* și modulul de elasticitate, multiplicat cu lățimea plăcii.

Înlocuind valoarea de mai sus a lui  $\varepsilon_0$  în expresia tensiunii remanente  $\sigma_x$  se obține:

$$\sigma_x = \sigma_m - \frac{\int \sigma_m \cdot dx}{l} .$$

Tensiunea remanentă în fiecare punct al secțiunii este deci reprezentată prin ordonata diagramei *ABMCD*, luată față de dreapta *PL* perpendiculară pe axa plăcii, astfel încât suprafața pozitivă a acestei diagrame să fie egală cu suprafața negativă.

Curba *a'* din fig.2.29 reprezintă tensiunile remanente în aceeași secțiune, în cazul unui regim mai cald.

Comparând cele două curbe se vede că tensiunile remanente pozitive (de întindere) au valori mai mici pentru regimurile termice calde, în timp ce tensiunile remanente de compresiune sunt cu atât mai mari cu cât regimul este mai cald.



Tensiunile remanente de compresiune prea mari pot da naștere la flambaj local, din care cauză nu se recomandă întrebuințarea regimurilor calde la sudarea tablelor subțiri.

c) *Cordon de sudură dezaxat pe o placă liberă (fig.2.30.)*

În cazul când placa ar fi împiedicată să se deformeze liber în timpul răcirii, tensiunile remanente ar fi reprezentate de către jumătatea diagramei *ABMCD* (fig.2.27). Placa fiind liberă se va deforma ca în figură, iar secțiunile plăcii, în afară de mișcarea de translație, vor avea și o mișcare de rotație una față de alta.

Pentru a determina repartiția tensiunilor remanente în fiecare secțiune, se presupune, ca și în cazul precedent, că lungimea plăcii este foarte mare și că, la o anumită distanță de extremități, toate secțiunile transversale ale plăcii se găsesc în aceeași situație din punct de vedere al tensiunilor și deformațiilor remanente.

Calcululele se fac în acest caz pentru secțiunea mediană *NN*, care din motive de simetrie rămâne plană și după deformare.

În aceeași situație se pot considera și celelalte secțiuni care sunt suficient de îndepărtate de extremitățile *R* și *S* ale plăcii.

Întrebuințând următoarele notații:

$\rho$  - raza de curbură a axei tablei deformate în planul ei,

$y_0$  - distanța de la centrul de greutate al secțiunii la axa neutră,

$\sigma_y$  - tensiunea în fibră, dată de diagrama *ABMCD*,

$\varepsilon_y$  - contractia aceleiași fibre (situată la distanța  $y$  de centrul de greutate al secțiunii),

rezultă:

$$\varepsilon_y = \frac{y - y_0}{\rho},$$

iar tensiunea pentru aceeași fibră va fi:

$$\sigma_y = \sigma_m - \frac{E \cdot (y - y_0)}{\rho}.$$

Pe de altă parte, ecuațiile de echilibru dau:

$$\int \sigma_y \cdot dA = \int \sigma_m \cdot dA - E \frac{\int y \cdot dA}{\rho} + E \cdot y_0 \cdot \frac{A}{\rho} = 0,$$

$$\int \sigma_y \cdot y \cdot dA = \int \sigma_m \cdot y \cdot dA - \frac{E}{\rho} \int y^2 \cdot dA + E \cdot \frac{y_0}{\rho} \int y \cdot dA = 0,$$

în care:

$\int y \cdot dA$  reprezintă momentul static al secțiunii în raport cu axa  $x$ , care trece prin centrul său de greutate, deci este nul;

$\int y^2 \cdot dA$  reprezintă momentul de inerție al secțiunii în raport cu aceeași axă;

$\int \sigma_m \cdot dA = t \cdot \int \sigma_m \cdot dy = A_0$  reprezintă jumătatea suprafeței diagramei  $ABMCD$  înmulțită cu grosimea plăcii;

$\int \sigma_m \cdot y \cdot dA = t \cdot \int \sigma_m \cdot y \cdot dy = A_1$  reprezintă momentul static al jumătății diagramei  $ABMCD$  în raport cu centrul de greutate al secțiunii, multiplicat cu grosimea plăcii.

Înlocuind aceste expresii cu notațiile respective, în relațiile de mai sus, se obține:

$$\rho = \frac{E \cdot I}{A_1};$$

$$\varepsilon_y = \frac{A_1}{E \cdot I} \cdot y + \frac{A_0}{E \cdot A};$$

$$y_0 = - \frac{A_0 \cdot I}{A_1 \cdot A};$$

$$\sigma_y = \sigma_m - \left( \frac{A_1}{I} \cdot y + \frac{A_0}{A} \right).$$

Prin urmare, tensiunea pentru fiecare punct al secțiunii este dată de ordonata curbei  $a$  luată în raport cu dreapta  $LP$ , care este înclinată față de secțiunea  $NN$  astfel încât:

- suprafața pozitivă a diagramei să fie egală cu suprafața negativă;
- momentul static al diagramei în raport cu centrul de greutate al secțiunii să fie zero:

Examinând curba tensiunilor  $a$  și curba deformațiilor  $b$ , se vede că nici în acest caz nu există proporționalitate între tensiuni și deformații. Tensiunea trece

de două ori prin zero (în  $B$  și  $P$ ), în timp ce diagrama  $b$  ne arată că numai o singură fibră nu-și schimbă lungimea.

Exprimând ultimele două cazuri se vede că, în cazul cordonului dezaxat, deformațiile sunt mai accentuate decât în cazul cordonului axial, în schimb tensiunile remanente sunt mai reduse, deoarece în acest caz, piesa se deformează mai ușor.

Dacă deformația ar fi complet împiedicată, tensiunile ar fi aceleași în ambele cazuri, bineînțeles dacă regimurile termice ar fi aceleași.

#### d) Cordon de sudură transversal

Dacă cordonul de sudură este dispus perpendicular pe axa piesei (cazul a două plăci sudate cap la cap), în afară de tensiunile remanente transversale (dirijate după direcția  $Ox$ ), apar în cusătură și eforturi longitudinale (dirijate după direcția  $Oy$ ).

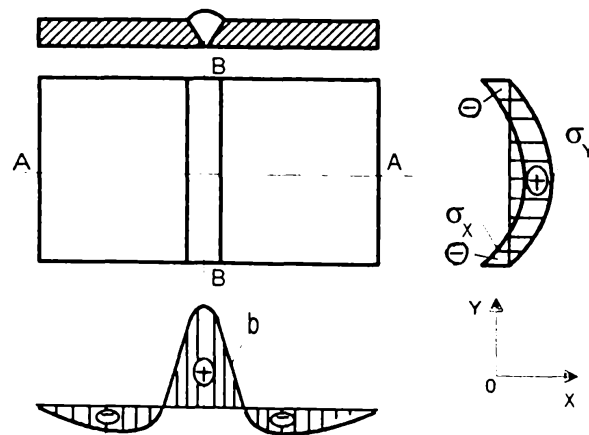


Fig.2.31.

ge la metode experimentale.

În figura 2.31 se arată repartiția tensiunilor transversale și longitudinale de-a lungul cusăturii. Tensiunile longitudinale  $\sigma_y$  sunt nule la marginea cusăturii, în schimb tensiunile transversale  $\sigma_x$  la extremitățile cusăturii au valori destul de ridicate (compresiune).

Curba  $b$  arată variația tensiunilor de-a lungul secțiunii A-A. Dacă tablele sunt libere la extremități, tensiunile transversale de-a lungul cusăturii trebuie să-și facă echilibru. Deci tensiunile de compresiune de la marginea cusăturii echilibrează tensiunile de întindere din mijloc. Dacă însă tablele ce se sudează sunt

fixate la extremități, reacțiile din încastrări mențin sub efort toate secțiunile tablilor. În acest caz, rezultanta tensiunilor transversale într-o secțiune oarecare este diferită de zero.

*Teoretic, tensiunile remanente pot avea valori superioare rezistenței la rupere a materialului. Practic însă, datorită deformațiilor plastice ale materialului, tensiunile remanente au valori inferioare chiar celor corespunzătoare limitei de curgere.*

În cazul materialelor casante îndeosebi, tensiunile pot atinge de cele mai multe ori valori periculoase dacă nu se iau măsuri corespunzătoare.

Posibilitatea de deformare, atât a materialului de bază, cât și a materialului de adăus, are deci un rol însemnat în ceea ce privește apariția și mărimea tensiunilor remanente.

Tensiunile remanente în cazul sudurilor pot să apară local, cum este cazul exemplilor prezentate mai sus, s-au extinzându-se pe componentele alăturate din construcția sudată pe arii considerabile, cum este cazul construcțiilor navale sau hidroenergetice. *Dacă oțelurile care se sudează prezintă și transformări de fază la încălzire și răcire, datorită schimbărilor de volum ce au loc la transformarea fazei, vor apare local și tensiuni remanente structurale. Acestea se vor suprapune peste cele datorate deformațiilor plastice produse la sudare. De subliniat că, tensiunile remanente se produc numai dacă diferența de temperatură este suficient de mare să se producă o deformare plastică sau o transformare structurală (în cazul oțelurilor ce prezintă asemenea transformări).*

### **2.6.3. Tensiuni remanente produse în piese turnate**

Apariția tensiunilor remanente în piesele turnate se datorează faptului că, metalul aflat la o temperatură ridicată, superioară celei de topire, urmează să se răcească în forme special confecționate. Variația temperaturii în timpul răcirii - datorată contactului cu forma de turnare și dimensiunilor diferite ale părților corpurilor - la care se adaugă constrângerile dimensionale impuse de formă, sunt principala cauză a producerii acestor tensiuni. În plus, se mai pot adauga și cele

de natură structurală, ce sunt provocate de gazele rămase în interiorul porilor, de segregările ce nu se elimină prin difuzie etc.

Dinamica procesului producerii tensiunilor remanente la turnare este foarte greu de analizat pentru piese cu configurații complexe, datorită multitudinii de factori care trebuie luați în considerare. Din acest motiv, rezultate satisfăcătoare concretizate prin relații care să exprime tensiunile în timpul procesului de solidificare și după terminarea lui, au fost obținute doar în cazul unor piese simple.

Se va exemplifica mecanismul producerii tensiunilor remanente pentru corpul simetric din fig.2.32.a,b., format din trei bare paralele și o parte masivă care face legătura între ele și care este considerată nedeformabilă [33].

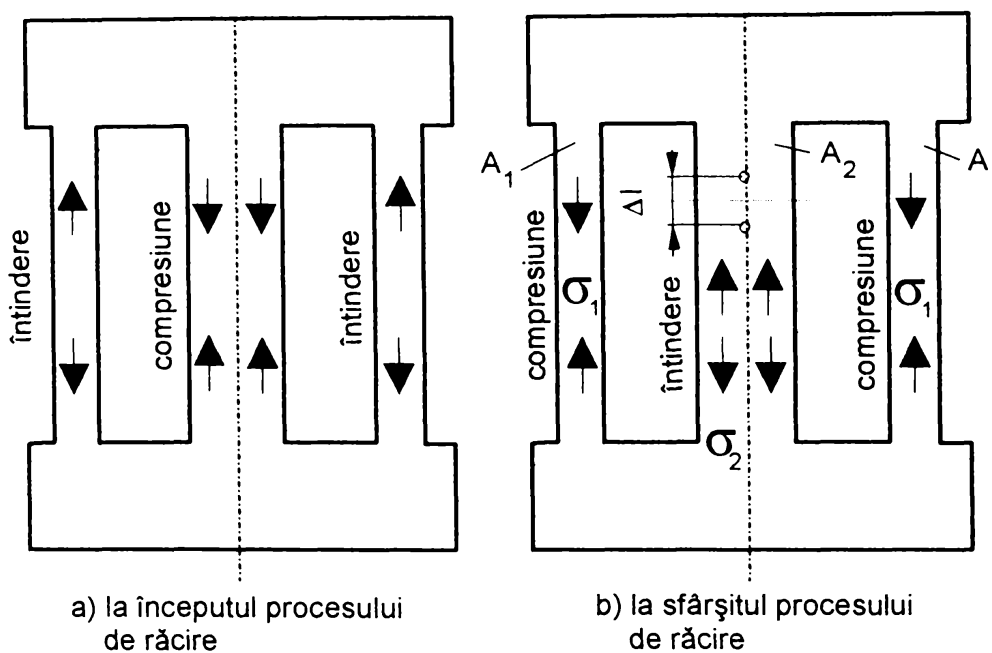


Fig.2.32.

La începutul procesului de răcire părțile subțiri se contractă mai rapid decât partea centrală mai groasă și vor fi solicitate la întindere, iar aceasta din urmă la compresiune. Apoi la sfârșitul răcirii, partea centrală fiind mai groasă și contractându-se după un timp mai îndelungat decât părțile laterale, deja stabilizate termic, va acționa în așa fel încât va conduce la producerea unor tensiuni remanente. În bara centrală tensiunea  $\sigma_2$  va fi de întindere, iar barele laterale vor fi solicitate la compresiune de tensiunea  $\sigma_1$ . Determinarea tensiunilor din bare se

poate face în ipoteza că ele sunt uniform distribuite pe secțiune. Practic aceasta se realizează în felul următor:

Pe bara centrală, cu ajutorul unui extensometru, se marchează două repere (fig.2.32.b). Apoi se taie bara centrală între repere, ceea ce face ca tensiunile din ea să dispară. Datorită faptului că bara nu mai este întinsă, distanța dintre repere se micșorează cu  $\Delta l$  și în același timp, în urma tăierii barei centrale, cele laterale se eliberează de tensiunile de compresiune, ceea ce are ca efect îndepărtarea reperelor de pe bara centrală.

Micșorarea distanței rezultă din suprapunerea unei scurtări datorită eliminării tensiunilor  $\sigma_2$  și datorită eliberării lui  $\sigma_1$ , adică:

$$-\frac{\Delta l}{l} = -\varepsilon_2 + \varepsilon_1 = -\frac{\sigma_2}{E} + \frac{\sigma_1}{E}.$$

Pentru determinarea tensiunilor mai este necesară o ecuație, care se obține din condiția de echilibru a forțelor :

$$A_2 \sigma_2 + 2A_1 \sigma_1 = 0.$$

Din rezolvarea sistemului de ecuații se obține :

$$\sigma_1 = -E \frac{\Delta l}{l} \frac{A_2}{2A_1 + A_2}, \quad \sigma_2 = E \frac{\Delta l}{l} \frac{2A_1}{2A_1 + A_2}.$$

Alt mod de determinare a tensiunilor remanente la această piesă presupune tăierea barei din mijloc până la o adâncime la care aceasta se rupe [25]. Suprafața de rupere va fi proporțională cu tensiunea corespunzătoare din bară și se poate măsura. În funcție de suprafața secțiunii rupte  $A_r$  și ținând seama de rezistența la rupere  $\sigma_r$  corespunzătoare a materialului, se poate determina valoarea tensiunilor remanente.

În realitate, distribuția tensiunilor în bare nu este uniformă. Ea depinde de variația temperaturii în secțiune și de structură, iar determinarea ei este destul de complicată.

Drăgulescu D., prezintă cazul unei piese obținută prin turnare într-o formă cilindrică ce îi rigidizează capetele [25] (fig.2.33.). Structura acesteia se consideră columnară la margine (se neglijează porțiunea de lângă forma de turnare) și echi axială la mijloc. Cele două porțiuni cu structuri diferite sunt delimi-

tate de razele  $R_1$  și  $R_2$ , fiind constituite dintr-un cilindru (partea cu grăunți echiaxiali), respectiv o porțiune inelară (partea cu structură dendritică).

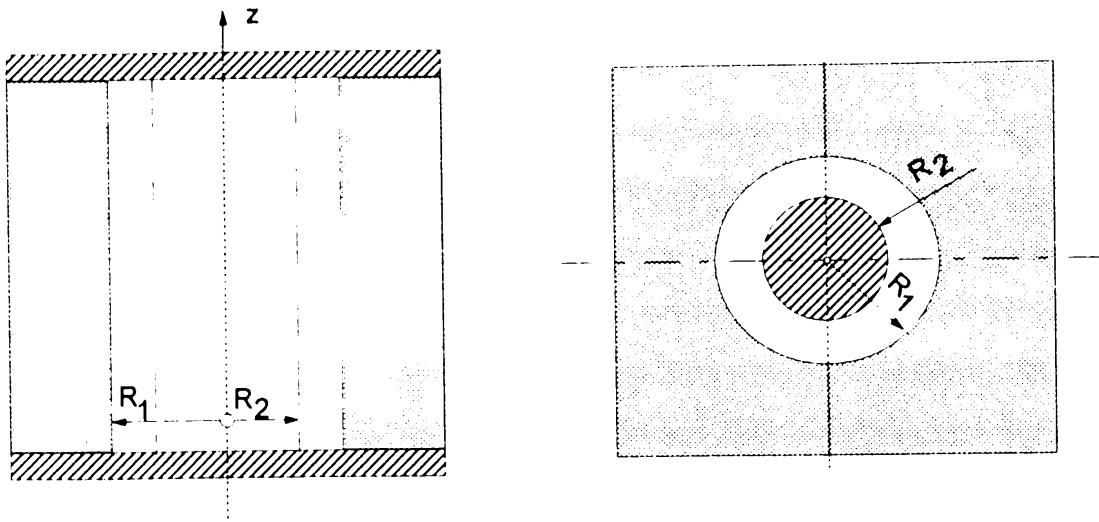


Fig.2.33.

Condiția impusă de forma de turnare la un anumit moment dat al procesului de solidificare este:

$$\varepsilon_1 = \varepsilon_2, \quad (1)$$

unde:  $\varepsilon_1$  reprezintă deformația părții din mijloc și  $\varepsilon_2$  deformația părții laterale.

Dacă în cele două porțiuni se produc eforturile  $N_1$  și  $N_2$ , ecuația de echilibru a barei este:

$$N_1 + N_2 = 0 \quad \text{sau} \quad N_1 = -N_2, \quad (2)$$

în care  $N_1$  este efortul normal dezvoltat în stratul exterior cu structură columnară, iar  $N_2$  este efortul normal din cilindru interior cu structură echiaxială.

Se va ține seama că în realitate, deformația totală a materialului conține și o deformație termică, astfel că în cele ce urmează va trebui luată în considerare o deformație rezultantă:

$$\varepsilon_{rez} = \varepsilon_t + \varepsilon. \quad (3)$$

Determinarea tensiunilor remanente în cilindru considerat se va face pe cale grafică, (fig.2.34) pe baza curbelor  $N = f(\varepsilon_{rez})$ . În timpul răcirii la momentul considerat  $\tau_1$ , temperaturile celor două straturi diferă, temperatura stratului exterior  $t_1$  fiind evident mai mică decât temperatura  $t_2$  a miezului. La temperaturile respective curbele  $N=f(\varepsilon_{rez})$  ale celor două straturi sunt diferite, fiind construite pe

baza curbelor  $\sigma=f(\varepsilon_{rez})$  prin multiplicarea ordonatelor cu ariile secțiunilor transversale. Cele două straturi trebuie să respecte condiția de echilibru (2), astfel că punctele ce caracterizează eforturile din piesă sunt  $A_1$  (situat la intersecția curbelor  $N_1 = f(\varepsilon_{rez})$  cu  $-N_2 = f(\varepsilon_{rez})$ ) și simetricul său  $A_2$  (situat pe curba  $N_2=f(\varepsilon_{rez})$ ). Construind din  $A_2$  segmentul  $A_2B$  înclinat față de axa deformațiilor cu unghiul  $\beta_2=arctgE_2$ , se obține valoarea deformației remanente,  $\varepsilon_{2rem}$ , în cilindrul interior cu structură echiaxială.

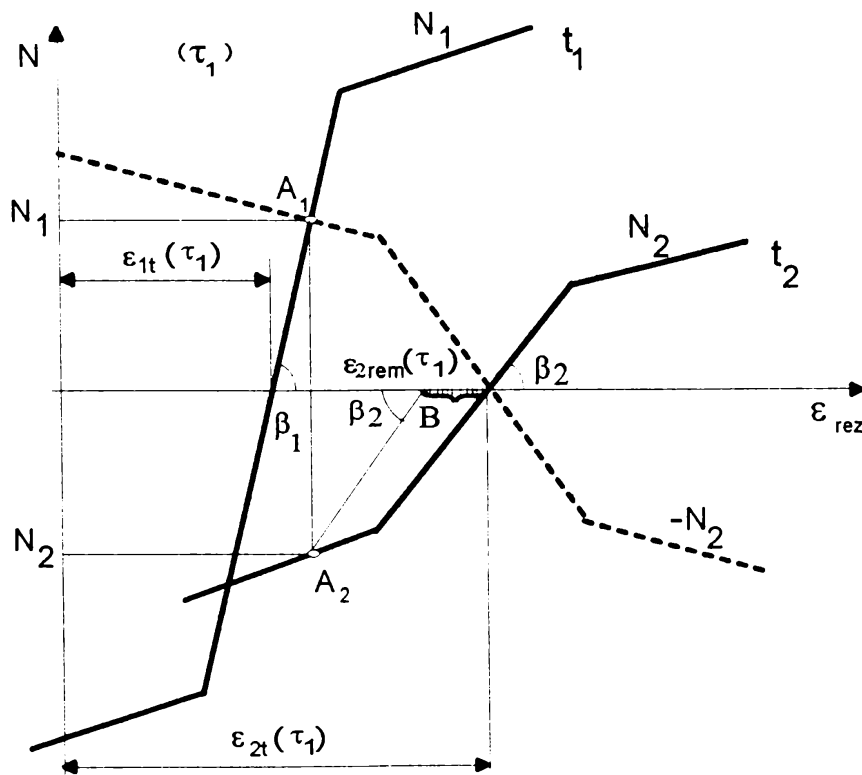


Fig.2.34.

Din construcția grafică astfel realizată, rezultă valorile celor două eforturi:

$$N_1 = |N_2| = \frac{\varepsilon_{2t} - \varepsilon_{1t}}{\operatorname{tg}\beta_1 + \operatorname{tg}\beta_2} = \frac{(\varepsilon_{2t} - \varepsilon_{1t}) \cdot E_1 E_2 A_1 A_2}{E_1 A_1 + E_2 A_2}, \quad (4)$$

în care:  $E_1$  și  $E_2$  reprezintă valorile modului de elasticitate longitudinală al materialului lingoului la cele două temperaturi  $t_1$  și  $t_2$ ;

$A_2 = \pi R^2$  și  $A_1 = \pi(R_1^2 - R_2^2)$ , ariile secțiunilor transversale ale celor două straturi ale lingoului.

Deformațiile termice  $\varepsilon_{1t}$  și  $\varepsilon_{2t}$  se exprimă prin intermediul unui coeficient global de dilatare liniară  $\alpha^*(t)$ , care se consideră numai funcție de temperatură:



$$\varepsilon_{1t} = \int_0^{t_1} \alpha^*(t) \cdot dt; \quad \varepsilon_{2t} = \int_0^{t_2} \alpha^*(t) \cdot dt \quad (5)$$

Deoarece în procesul răcirii lingoului nu se realizează diferențe foarte mari între deformațiile termice ale celor două straturi, cu suficient de bună aproximație se poate considera:

$$\varepsilon_{2t} - \varepsilon_{1t} = \alpha_{\text{mediu}}^* (t_2 - t_1). \quad (6)$$

Coroborând relațiile (4) și (6) rezultă că eforturile în bară cresc cu creșterea diferenței temperaturilor celor două straturi.

Tensiunile dezvoltate devin:

$$\sigma_1 = \frac{(\varepsilon_{2t} - \varepsilon_{1t}) E_1 E_2 A_2}{E_1 A_1 + E_2 A_2} = \alpha_{\text{mediu}}^* (t_2 - t_1) \cdot \frac{E_1 E_2 A_2}{E_1 A_1 E_2 A_2} \quad (7)$$

$$\sigma_1 = \frac{(\varepsilon_{2t} - \varepsilon_{1t}) E_1 E_2 A_1}{E_1 A_1 + E_2 A_2} = \alpha_{\text{mediu}}^* (t_2 - t_1) \cdot \frac{E_1 E_2 A_1}{E_1 A_1 E_2 A_2}.$$

Expresiile (7) ale tensiunilor pun în evidență atât directa lor proporționalitate cu diferența de temperatură, cât și faptul că într-un lingou ele cresc cu mărirea valorii modulului de elasticitate.

Pentru determinarea relațiilor (7) nu s-a ținut seama de un factor esențial: *timpul*. În timp, lingoul continuă să se răcească, ceea ce conduce la modificarea curbelor  $\sigma=f(\varepsilon_{\text{rez}})$ .

Dacă se presupune că cele două straturi ale lingoului au ariile secțiunilor transversale egale ( $A_1=A_2$  sau  $R_1/R_2=\sqrt{2}$ ) există posibilitatea urmării evoluției în timp a proceselor, direct pe curbele  $N=f(\varepsilon_{\text{rez}})$ . La un moment dat  $\tau_2$ , temperaturile celor două straturi au devenit  $t_4$ , pentru cel interior și  $t_3$  pentru cilindrul interior. Curbele  $N=f(\varepsilon_{\text{rez}})$  corespund materialului la temperaturile respective, dar curba aferentă cilindrului interior este deplasată spre axa ordonatelor cu valoarea  $\varepsilon_{\text{rem}}(\tau_1)$  (fig.2.35.). În final, când timpul  $\tau$  se consideră că tinde la infinit ( $\tau \rightarrow \infty$ ), se presupune că temperatura este stabilizată la o anumită valoare  $t^*$ , curba  $N_2$  depășește spre stânga originea sistemului de axe, ceea ce semnifică o schimbare a semnului deformației remanente. Aceasta implică de fapt schimbarea semnului tensiunilor în cele două straturi (fig.2.36.). Miezul lingoului care a fost

comprimat va fi solicitat la întindere ( $\sigma_2 > 0$ ), iar stratul exterior este acum comprimat ( $\sigma_1 > 0$ ).

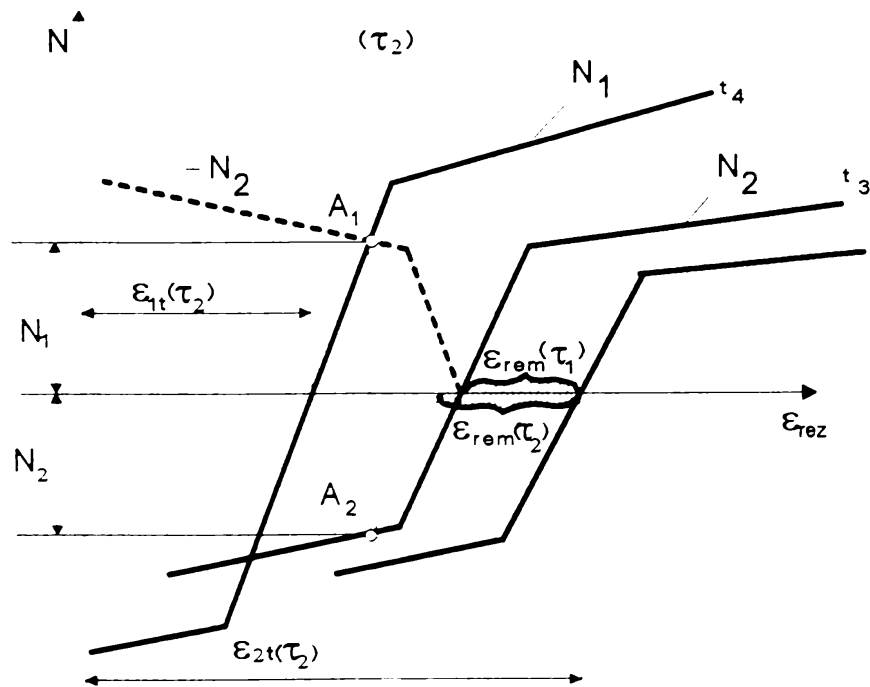


fig.2.35.

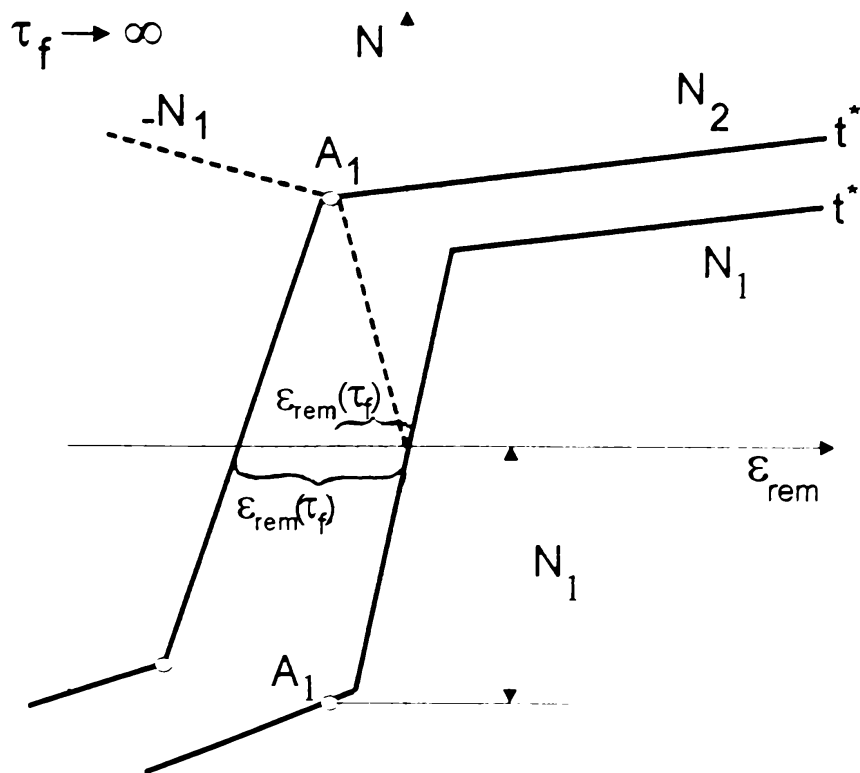


Fig.2.36.

Modul de determinare a deformației remanente la momentul final al experimentului  $\tau_f$  (care teoretic se consideră infinit) este ilustrat în fig.2.36. Tensiunea ce rămâne în lingou după un timp teoretic infinit de la începutul procesului de solidificare, care corespunde deformației remanente  $\varepsilon_{rem} \tau_{\infty}$ , este tensiunea remanentă de turnare. În funcție de complexitatea și dimensiunile piesei, tensiunile rămase după turnare pot avea valori de până la 0,7 din rezistența la încovoiere a materialului [15].

Experimental se constată că și în cele mai simple cazuri, schimbarea semnului tensiunii se produce de mai multe ori în diferitele zone ale lingoului, până la răcirea completă a acestuia.

Pentru determinarea tensiunilor remanente, radiale  $\sigma_r$  și tangențiale  $\sigma_{\theta}$ , se admite pentru acestea o repartitie axial simetrică în condițiile unei invariante pe

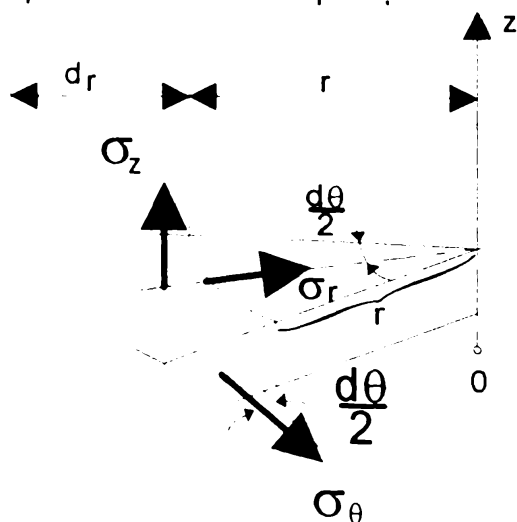


Fig.2.37.

(8) și tensiunile corespunzătoare, conform teoriei elasticității, se scriu de forma:

$$\varepsilon_r = \frac{1}{E}(\sigma_r - \mu\sigma_{\theta}), \quad \varepsilon_{\theta} = \frac{1}{E}(\sigma_{\theta} - \mu\sigma_r). \quad (9)$$

Rezolvând sistemul de ecuații (9) rezultă expresiile tensiunilor:

$$\sigma_r = \frac{E}{1-\mu^2} \cdot (\varepsilon_r + \mu \cdot \varepsilon_{\theta}), \quad \sigma_{\theta} = \frac{E}{1-\mu^2} \cdot (\varepsilon_{\theta} + \mu \cdot \varepsilon_r). \quad (10)$$

Scriind condiția de echilibru a elementului de volum detașat, proiectată pe direcția tensiunii  $\sigma_r$ , rezultă:

înălțimea lingoului(fig.2.37.).

Se consideră că, după răcirea lingoului, într-o secțiune oarecare a acestuia, se înregistrează la distanța  $r$  de axa acestuia o deplasare  $u(r)$ , care conduce la deformațiile relative:

$$\varepsilon_r = \frac{du}{dr} \quad \text{și} \quad \varepsilon_{\theta} = \frac{u}{r}. \quad (8)$$

Relațiile dintre deformațiile

$$\left(\sigma_r + \frac{d\sigma_r}{dr}\right)(r+dr)d\theta dz - \sigma_r r d\theta dz - 2\sigma_\theta dr dz \sin \frac{d\theta}{2} = 0. \quad (11)$$

Neglijând termenul ce conține pe  $dr^2$  și aproximând  $\sin(d\theta/2) \cong d\theta/2$ , prin simplificare cu  $dr dz d\theta$ , rezultă:

$$r \frac{d\sigma_r}{dr} + \sigma_r - \sigma_\theta = 0 \quad (12)$$

sau

$$\sigma_\theta = r \frac{d\sigma_r}{dr} + \sigma_r = \frac{d}{dr}(r\sigma_r) \quad (13)$$

Introducând expresiile (10) în ecuația diferențială (12), se obține:

$$\frac{E}{1-\mu^2} \frac{d}{dr}(\varepsilon_r + \mu\varepsilon_\theta) + \frac{1}{r} \frac{E}{1-\mu^2} [(\varepsilon_r - \varepsilon_\theta) + \mu(\varepsilon_\theta - \varepsilon_r)] = 0. \quad (14)$$

Ținând seama de expresiile (8) ale deformațiilor, ecuația (14) devine, după simplificare cu  $E/(1-\mu^2)$ :

$$\frac{d^2 u}{dr^2} + \mu \frac{d}{dr} \left( \frac{u}{r} \right) + \frac{1}{r} \frac{du}{dr} - \frac{u}{r^2} + \mu \frac{u}{r^2} - \mu \frac{1}{r} \frac{du}{dr} = 0 \quad (15)$$

Ținând seama că:

$$\frac{d}{dr} \left( \frac{u}{r} \right) = -\frac{u}{r^2} + \frac{1}{r} \frac{du}{dr} \quad (16)$$

ecuația (15) devine:

$$\frac{d^2 u}{dr^2} + \frac{1}{r} \frac{du}{dr} - \frac{u}{r^2} = 0. \quad (17)$$

Rezolvarea ecuației diferențiale (17) permite determinarea funcției  $u(r)$ , pe baza căreia, cu expresiile (8) și (9), se calculează deformațiile și tensiunile remanente corespunzătoare din lingou.

#### **2.6.4. Tensiuni remanente produse la călirea unui oțel ce prezintă transformări de fază**

În acest paragraf se va prezenta mecanismul producerii tensiunilor remanente la călirea unui oțel ce prezintă transformări de fază. Acest exemplu s-a ales pentru a evidenția modul în care trebuie să se determine tensiunile remanente totale, prin suprapunerea tensiunilor datorate transformărilor structurale, peste cele provocate de încălzirea și răcirea neuniformă.

La răcirea produselor metalice apare, - ca umare a vitezei diferite de schimbare a temperaturii în secțiunea lor - un gradient de temperatură a căru

valoare variază în timp, în funcție de condițiile de răcire (fig.2.38.). Diferența de

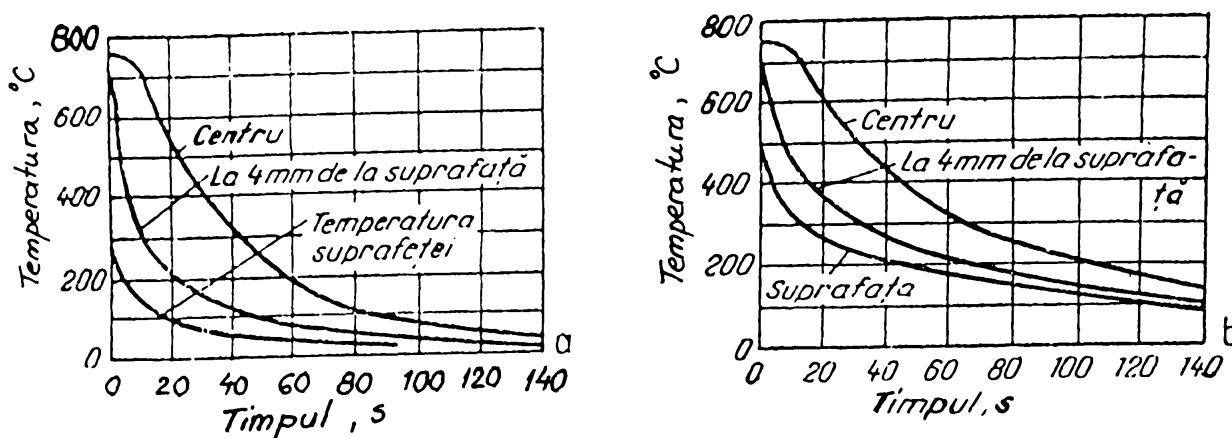


Fig.2.38.

temperatură între suprafață și centrul piesei  $S = T_s - T_i$  variază în timp, deoarece la începutul răcirii temperatura suprafeței scade mai repede decât a centrului  $dT_s/dt > dT_i/dt$ , iar la sfârșitul răcirii, invers  $dT_s/dt < dT_i/dt$ .

Valoarea maximă a gradientului de temperatură corespunde punctului de întoarcere a curbei  $S=f(t)$  și se determină din condiția  $S' = f'(t) = 0$ , din care rezultă:

$$S' = (T_s - T_i)' = \frac{dT_s}{dt} - \frac{dT_i}{dt} = 0$$

și deci

$$\frac{dT_s}{dt} = \frac{dT_i}{dt},$$

adică gradientul maxim de temperatură se realizează în momentul în care vitezele de răcire pe suprafețe și centru sunt egale.

Sub acțiunea gradientului de temperatură apar tensiuni interne temporare, variabile în timp și remanente. Dacă au loc și transformări structurale, din momentul începerii acestora, peste tensiunile termice, apărute ca urmare a răcirii austenitei până în domeniul subcritic, se suprapun tensiunile structurale, iar pe măsură ce se desfășoară transformările de fază, se suprapune și componenta datorată neuniformităților structurale.

Dacă se va analiza o piesă calită, la răcirea acesteia stratul superficial tinde să se contracte. Dacă deformațiile ar fi numai elastice, tensiunile ar crește până la un maxim, apoi ar scădea, ajungând la sfârșitul răcirii, în toată secțiunea, la o valoare egală cu zero. Deoarece însă oțelul are o plasticitate ridicată, la temperaturi înalte

deformațiile sunt elasto - plastice și ca urmare straturile superficiale sunt întinse, iar cele interioare comprimate. Răcindu-se, straturile interioare tind apoi să se contracte, însă datorită rigidității straturilor superioare răcite anterior, această contracție nu este posibilă. În aceste condiții, în straturile superficiale, tensiunile își schimbă sensul devenind de compresie, iar cele din straturile centrale devin de

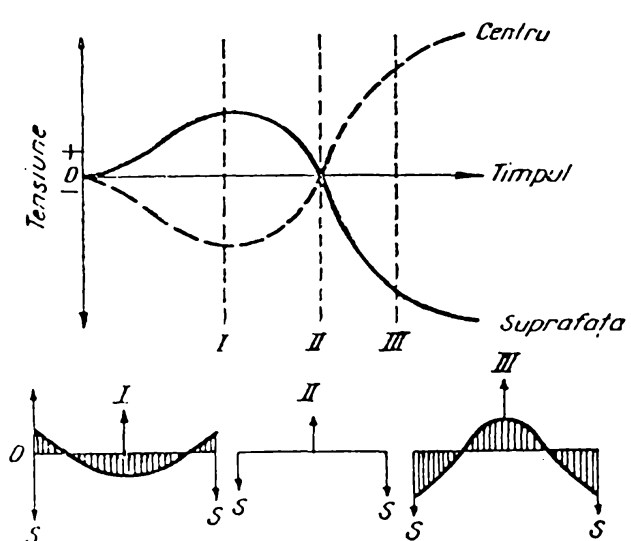


Fig.2.39.

întindere fig.2.39. Aceasta este forma finală a tensiunilor remanente macroscopice.

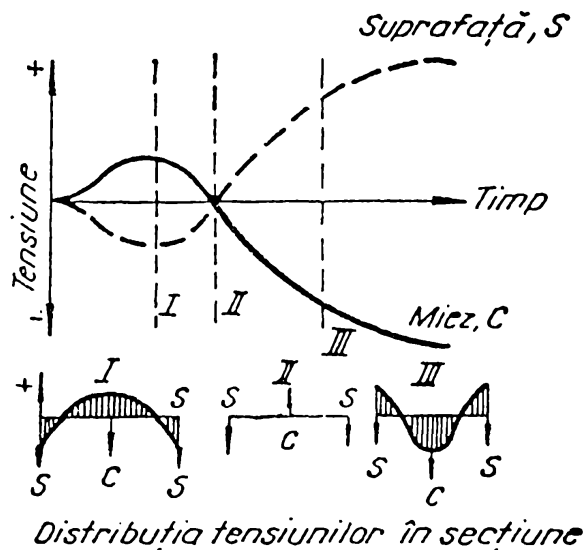


Fig. 2.40.

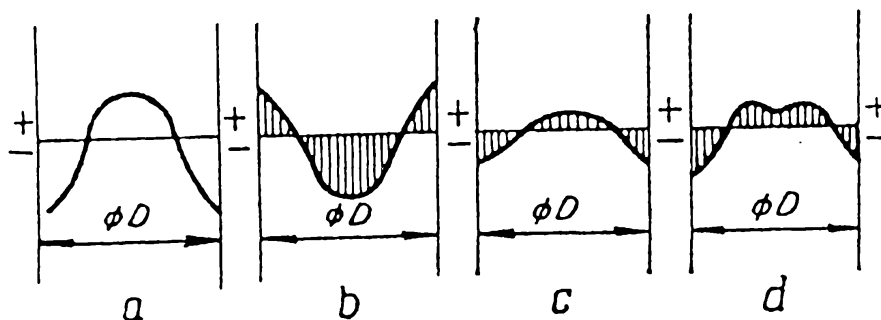


Fig. 2.41.

Dar pe lângă tensiunile remanente macroscopice, datorate dilatărilor și contracțiilor produse de gradientul termic, în piesă mai apar, după cum am amintit anterior, și tensiuni remanente structurale, datorate transformărilor de fază. În momentul când suprafața produsului a atins temperatura punctului  $M_S$ , începe transformarea martensitică însoțită de creștere de volum, care determină apariția unor tensiuni de compresie în straturile superficiale. Simultan cu continuarea transformării martensitice în straturile interioare, deformațiile elastice trec în

---

deformații plastice, datorită deplasării preferențiale a atomilor în direcție corespunzătoare minimului de energie liberă în câmpul respectiv de tensiuni. De aceea, tensiunile structurale se schimbă în sens invers față de cele termice (fig.2.40).

Rezultanta tensiunilor, luând în considerare și cele datorate neuniformităților structurale, va fi cea din fig. 2.41.

### **Cap.3. GENERAREA DEFORMAȚIILOR**

În capitolul anterior s-a arătat, că pentru producerea unei deformații remanente este necesar ca materialul să fie solicitat în domeniul plastic. Acest lucru, implică o deplasare a atomilor sub acțiunea unei sarcini cu cel puțin o distanță interatomică, astfel încât după îndepărtarea forței, atomii să nu se mai reîntoarcă la vechile poziții. Trebuie specificat în acest context, că deformarea plastică nu produce modificarea volumului materialului, ci numai schimbarea formei sale. Materialele care pot fi deformate plastic fără să se rupă fragil, se numesc ductile. Ductilitatea materialelor metalice se datorește prezenței și mobilității dislocațiilor din structura cristalină, care, fac posibilă deformarea plastică a materialului la eforturi ce depășesc limita de elasticitate.

Mecanismele elementare prin care se poate produce deformarea plastică, deci tensiunile și deformațiile remanente, sunt: alunecarea în interiorul grăunților, maclarea, alunecarea reciprocă a grăunților cristalini și fluajul prin difuzie[67],[68],[69]. Dintre acestea, cea mai mare pondere o are alunecarea în interiorul grăunților. Maclarea se produce numai la temperaturi joase, mai ales la metalele cu rețea hexagonală compactă, iar ultimele două mecanisme intră în funcțiune numai la temperaturi înalte.

Rezultă că, deformațiile remanente se pot produce în piese din cauza aplicării asupra acestora a unor operații tehnologice ce fac operante mai mult sau mai puțin mecanismele mai sus amintite.

În acest capitol se va face o clasificare a deformațiilor în general și se va explica pe scurt modul de producere a deformațiilor remanente .

#### **3.1. Clasificarea deformațiilor**

Datorită fenomenelor care însoțesc procesele de: sudare, turnare, forjare, laminare, etc., în piese apar deformații. În funcție de cauzele care determină apariția lor și de modificarea formei elementelor prelucrate, se poate face o clasificare a acestora[110].



---

• **Clasificarea deformațiilor în funcție de cauzele care le determină.**

a) *Deformații termice libere.*

Acestea pot să apară datorită unor încălziri uniforme și se vor nota  $\varepsilon_T$ . Formarea lor nu conduce la apariția unor tensiuni remanente și nici la deformarea permanentă a rețelei atomice a materialului metalic, dacă nu sunt depășite punctele critice de temperatură.

b) *Deformații provocate de forțe interioare.*

Acestea determină condițiile de rezistență și de rupere ale pieselor și se vor nota cu  $\varepsilon$ . Studiul lor este foarte important și li s-a mai dat denumirea de deformații elasto-plastice.

c) *Deformații datorită modificării formei elementelor.*

Acestea sunt provocate de acțiunea combinată a temperaturii și a forțelor interioare, de tipul reacțiunilor de legătura între zonele cu temperaturi diferite, sau de reacțiile de fixare rigidă a elementelor construcției. Se vor nota  $\varepsilon_f$  și au două componente:

$$\varepsilon_f = \varepsilon_T + \varepsilon,$$

unde:  $\varepsilon_T$  - deformații termice libere;

$\varepsilon$  - deformații produse de forțele interioare.

• **Clasificarea deformațiilor în funcție de modificarea formei elementelor.**

a) *Deformații generale.*

Acestea produc modificarea dimensiunilor și a formei construcției (piesei) în ansamblu.

b) *Deformații locale.*

Sunt acele deformații care produc modificarea dimensiunilor și a formei numai a unei părți din construcție (piesă), neinfluențând forma și mărimea elementului în întregime.

**Observație.** În cazul construcțiilor voluminoase, deformațiile generale pot fi împărțite în : deformații longitudinale și deformații transversale.

Un model simplu pe care se poate urmări formarea deformațiilor este prezentat în figura 3.1 și este format dintr-un element de bară, de lungime egală cu unitatea, fixat rigid la unul din capete, iar la celălalt având o legătură elastică.

Deformațiile care pot apare sunt:

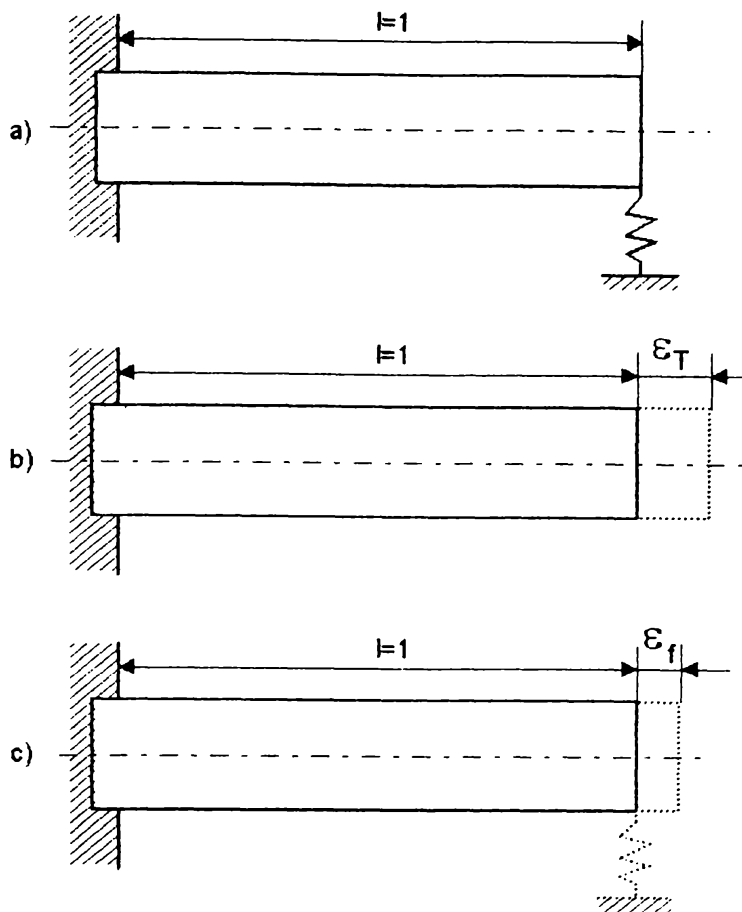


Fig.3.1.

- deformația termică

liberă, ce este datorată încălzirii uniforme a elementului

$$\epsilon_T = \alpha \cdot T,$$

- deformația elasto-plastică în element datorită factorului dinamic și egală cu :

$$\epsilon = R/EA,$$

- deformația de modificare a formei, care reprezintă alungirea elementului, când se ține seama de existența legăturii elastice:

$$\epsilon_f = \alpha \cdot T + R/EA,$$

unde: R este reacțiunea în legătura elastică, iar EA

rigiditatea barei.

Deformația datorită factorului dinamic ia naștere sub influența directă a forțelor interioare și poate fi elastică, dacă  $\epsilon < \epsilon_c$ , sau elasto-plastică, dacă  $\epsilon > \epsilon_c$ ; unde  $\epsilon_c$  este deformația corespunzătoare limitei de curgere  $\sigma_c$  a materialului. Se poate spune, că o deformație remanentă se poate produce, numai dacă piesa a fost supusă unei sarcini, care a depășit limita de curgere. Acest lucru implică, după cum am văzut, producerea unor deformații plastice.

### **3.2.Aspecte fenomenologice privind deformațiile plastice ce se produc în urma unor operații tehnologice**

Procesele de sudare și turnare de exemplu, având loc la temperaturi ridicate, deformațiile plastice care apar în urma lor pot fi cauzate de două fenomene ce se petrec la nivelul rețelei cristaline. Acestea sunt fenomenul de alunecare și cel de difuzie, deformațiile care apar numindu-se *deformații de alunecare și deformații de difuzie*.

#### **• Deformații de alunecare**

Deformațiile de alunecare au loc ca urmare a unor deplasări relative ireversibile a unor zone de cristal, unele în raport cu altele, fără o schimbare a volumului. De obicei, deplasarea se face în planele cu densitate maximă de atomi, numite și *plane de alunecare*, și pe distanțe egale cu un număr întreg de vectori de translație ai rețelei cristaline.

Direcția din planul de alunecare după care se face alunecarea se numește *direcție de alunecare*.

Planul de alunecare și direcția de alunecare formează împreună *sistemul de alunecare*.

Tensiunea tangențială necesară producerii alunecării, se numește *rezistență critică la forfecare* ( $\tau_{cr}$ ). Aceasta se poate calcula pentru un cristal perfect în ipoteza că deplasarea prin forfecare poate fi legată de forța corespunzătoare printr-o funcție sinusoidală de forma:  $\tau = \tau_{cr} \sin 2\pi x/d$ , unde  $x$  este distanța de deplasare a atomilor în raport cu pozițiile de echilibru din nodurile rețelei cristaline și  $d$  este distanța interatomică (egală cu lungimea de undă). Valoarea calculată în această ipoteză a tensiunii critice la forfecare este  $\tau_{cr} = G/2\pi$  (unde  $G$  modulul de elasticitate transversal) și este cu mult mai mare decât rezistența observată experimental. Aceasta se datorează faptului că alunecarea într-un cristal perfect este sincronă (fig.3.2.a), implicând deplasarea simultană a tuturor atomilor din planul superior, în raport cu cel inferior, pe când la cristalele reale, datorită defectelor de rețea

cristalină și în special a dislocațiilor, alunecarea se produce asincron, din aproape în aproape (fig.3.2.b).

În figura 3.2.b se observă, că prin migrarea treptată a unei dislocații marginale (pană) dintr-o extremitate în alta a planului de alunecare, se produce în cristal o deplasare a extremității superioare a acestuia, echivalentă cu o deplasare sincronă, ce are ca efect formarea unor trepte pe suprafața cristalului, egale cu o distanță interatomică, numite *trepte de alunecare*.

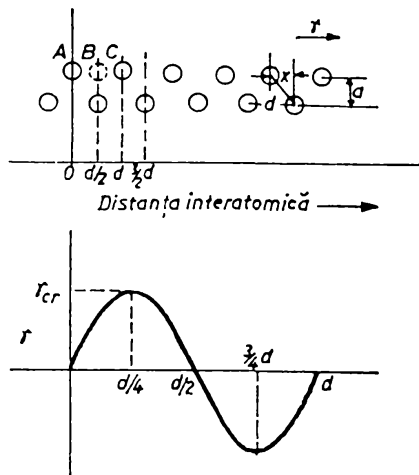


Fig.3.2.a.

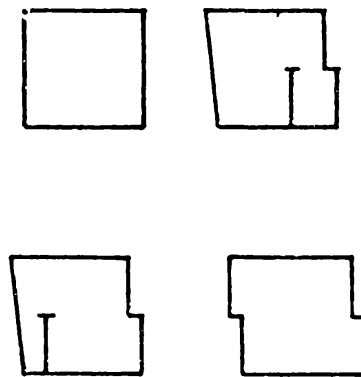


Fig.3.2.b.

Esențial la alunecarea asincronă este faptul că, efectuându-se treptat prin perturbări locale, necesită eforturi cu câteva ordine de mărime mai mici decât în cazul alunecării sincrone.

Forța necesară pentru deplasarea unei dislocații mobile aflată pe un plan de alunecare (deci pentru producerea unei deplasări asincrone), se numește *forță Peierls-Nabarro* și are valoarea:

$$\tau_{PN} = \frac{2G}{(1-\nu)} \cdot \frac{1}{e^{2\pi W/b}}$$

unde  $b$  este distanța interatomică pe direcția de alunecare (egală cu vectorul Bürgers al dislocației),  $W$  este lățimea dislocației egală cu câteva distanțe interatomice în cristalele metalice,  $G$  modulul de elasticitate transversal și  $\nu$  coeficientul lui Poisson. De fapt, mișcarea dislocației presupune trecerea ei dintr-o poziție de minim energetic într-o alta, prin configurații intermediare cu energie sporită ce necesită aplicarea forței  $\tau_{PN}$ .

Comparând forța Peierls-Nabarro  $\tau_{PN}$  cu rezistența teoretică la alunecare  $\tau_{cr}$ , se constată că prima este mai mică cu câteva ordine de mărime decât a doua, din cauza factorului exponențial ce conține raportul supraunitar  $W/b$ .

Se observă că apariția deformațiilor plastice prin alunecare (deci și a tensiunilor remanente) depinde de mișcarea dislocațiilor. Această mișcare este determinată de forțele care acționează asupra dislocațiilor. Într-un cristal, câmpul de tensiuni care generează forțele care produc mișcarea dislocațiilor, poate fi produs, fie de aplicarea unor eforturi exterioare, fie de existența unor alte defecte ale rețelei cristaline. Asemenea defecte care creează în jurul lor un câmp de tensiuni și care exercită forțe asupra dislocațiilor sunt: atomii străini dizolvați, particulele de faze secundare, precum și alte dislocații.

Se poate demonstra, [67], că forța  $F_d$  care acționează perpendicular pe unitatea de lungime de dislocație și care produce deplasarea dislocației, este proporțională cu vectorul Burgers al dislocației și cu efortul aplicat:

$F_d = \tau b$  - în cazul deplasării sub acțiunea eforturilor tangențiale (deplasarea prin alunecare);

$F_d = \sigma b$  - în cazul deplasării sub acțiunea eforturilor normale (deplasarea prin urcare).

În cristalele metalice, nedirecționalitatea legăturilor interatomice, bazate pe existența gazului de electroni liberi, asigură lățimi mari ale dislocațiilor și forțe mici pentru deplasarea acestora.

**Observație.** *Ca regulă generală câmpurile de tensiuni ale dislocațiilor dintr-un cristal interacționează deplasând dislocațiile și aducându-le în poziții cărora le corespunde o energie totală minimă a cristalului [78].*

În cazul unui material metalic policristalin, trebuie avut în vedere că menținerea continuității microscopice impune condiția ca dislocațiile să nu părăsească cristalul la limita de grăunte în cursul deformării plastice, căci în acest caz s-ar forma trepte de alunecare ce ar duce la separarea grăunților. Din acest motiv, dislocațiile care se apropie de limitele de grăunte sunt supuse unor forțe care se opun deplasării lor în continuare, creându-se *aglomerări de dislocații*. Aceste forțe generează în același timp tensiuni de forfecare în grăuntele vecin, tensiuni

care pot provoca alunecări în acesta. Deci, într-un ansamblu policristalin în care grăunții au diverse orientări, deformarea plastică are un caracter neomogen, realizându-se prin alunecări în interiorul grăunților și prin distorsiuni complexe (încovoieri, răsuciri) în zonele din vecinătatea limitelor de grăunte unde se aglomerează dislocațiile.

O consecință foarte importantă a caracterului neomogen al deformării plastice în materialele policristaline, constă din apariția tensiunilor remanente. Explicația producerii lor rezidă în faptul că deformația într-un material policristalin se produce nesimultan. Datorită orientării diferite, depășirea limitei de elasticitate nu se produce concomitent în toți grăunții, aceștia intră pe rând în deformare plastică, iar la sfârșitul deformării, când efortul aplicat din exterior încetează, gradul de deformare în diverșii grăunți este diferit. Ca urmare a acestui fapt și ca urmare a menținerii contactului dintre grăunți, grăunții în care gradul de deformare a fost mai mic se vor afla în stadiu de întindere, iar cei în care deformarea a fost mai mare se vor afla în stare de compresiune (vezi figura 2.7).

#### • **Deformațiile de fluaj prin difuzie**

Deformațiile de fluaj prin difuzie sau plasticitatea de difuzie, se dezvoltă în special pe suprafața grăunților și duce la distrugeri intercristaline. Ea se manifestă la temperaturi ridicate ce fac posibile deplasări ale dislocațiilor marginale (pană) prin difuzie (*climb*), un proces în care semiplanul suplimentar este, fie micșorat, fie mărit cu un șir de atomi.

În plasticitatea de difuzie, procesul de deformare al metalului se apropie de curgerea plastică. La dezvoltarea plasticității de difuzie, curgerea plastică poate să înceteze datorită fenomenului de întrepătrundere a grăunților și în anumite zone să apară deformații locale de alunecare.

Formarea deformațiilor de alunecare și de difuzie este determinată de următorii factori :

a) *gradul de mărime al grăuntelui de metal*; când granulația este fină suprafața grăunților în ansamblu este mare și deci, plasticitatea de difuzie se

manifestă mai intens; când grăunții sunt mai mari, predomină plasticitatea de alunecare.

b) experimental s-a stabilit că dezvoltarea deformațiilor plastice de alunecare și de difuzie depinde la încălzire de temperatură[110]. Dacă temperatura crește se dezvoltă cu preponderență deformațiile de difuzie și se reduc cele de alunecare. La temperaturi relativ mici predomină deformațiile de alunecare.

c) tot experimental s-a stabilit dependența de viteza de deformare[110].

Odată cu creșterea vitezei de deformare crește numărul deformațiilor produse prin alunecare.

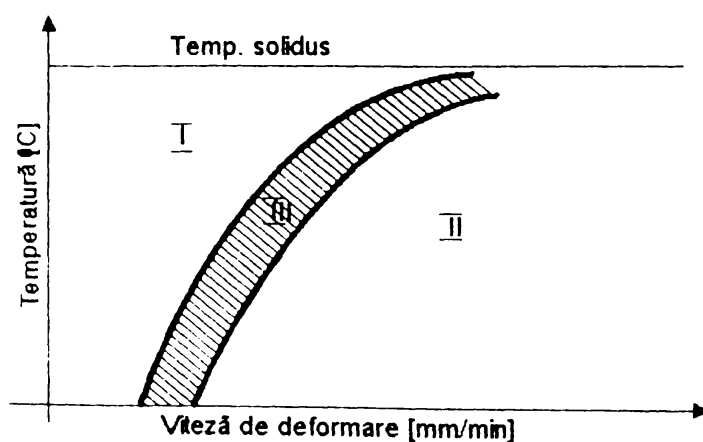


Fig.3.3.

În practică, la temperaturi mari, rareori se întâlnesc deformații de alunecare sau difuzie în stare pură. De obicei predomină un mod de deformare, dar întotdeauna este prezent și celălalt.

În fig. 3.3 sunt prezentate zonele de deformare în funcție de temperatură. Zona I este zona deformațiilor prin difuzie care se formează la temperaturi relativ ridicate și viteze mici de deformare. Zona II este zona deformațiilor de alunecare care apar la temperaturi relativ joase și la viteze mari de deformare. Zona III este domeniul deformațiilor plastice combinate.

Se observă în contextul detensionării cu ajutorul vibrațiilor că la valori mari ale vitezei de deformare și temperaturi joase, predomină deformațiile prin alunecare.

#### **Cap.4. METODE DE DETERMINARE A TENSIUNILOR REMANENTE**

Pentru determinarea tensiunilor remanente au fost imaginate o multitudine de metode, ce sunt catalogate de literatura de specialitate a fi atât analitice, cât și experimentale. De fapt metode pur experimentale nu există, deoarece măsurarea tensiunilor nu se face direct, ci acestea sunt calculate cu ajutorul altor parametri ce se pot măsura experimental. Metodele utilizate pot oferi o imagine calitativă sau cantitativă a nivelului tensiunilor remanente dintr-o piesă. Aplicarea lor poate conduce sau nu la distrugerea parțială sau totală a obiectului asupra căruia se fac determinările. În funcție de acest criteriu, metodele de determinare a tensiunilor remanente se împart în: metode nedistructive, semidistructive și distructive.

Dintre metodele catalogate drept analitice s-au dezvoltat foarte mult cele care privesc îmbinările sudate. Câteva exemple de calcul pentru diverse tipuri de îmbinări se vor prezenta în cele ce urmează.

În ceea ce privește metodele experimentale, dintre acestea se pot enumera: metoda perforării (Mathar), metoda Rosental și Norton, metoda causticelor, metoda lacurilor casante, fotoelasticitatea, metodele interferometrice, metoda cu ultrasunete, metoda electromagnetică, metoda difracției razelor X, etc.

**Observație.** *Măsurarea tensiunilor remanente de ordinul II și III se poate face numai cu ajutorul metodei difracției razelor X.*

La alegerea metodei de determinare a tensiunilor remanente trebuie luați în considerare o serie de factori, printre care amintim:

- scopul propus,
- materialul, dimensiunile, precum și geometria modelului sau structurii ce face obiectul cercetării,
- nivelul la care vrem să determinăm tensiunile remanente; macro, micro, sau submicroscopic,
- precizia ce se cere rezultatelor măsurărilor,
- numărul și poziția punctelor unde urmează să se efectueze măsurători,
- durata măsurărilor și condițiile atmosferice în care acestea se execută,



- baza materială de care se dispune și fondurile alocate pentru cercetare,  
 - calificarea personalului în ceea ce privește efectuarea măsurătorilor și interpretarea rezultatelor.

**Observație.** Este indicat uneori ca la aceeași lucrare să se utilizeze mai multe metode de măsurare.

Se poate spune deci, că la selectarea metodei de măsurare, aceasta trebuie aleasă astfel încât scopul urmărit să fie atins, dar să se țină seama și de factorii care pot influența calitatea determinărilor.

#### 4.1. Metode analitice de determinare a tensiunilor remanente

##### 4.1.1. Determinarea analitică a tensiunilor remanente dintr-o placă cu sudură simetrică

Se consideră o placă formată printr-o îmbinare sudată ce este dispusă simetric față de margini (fig.4.1.).

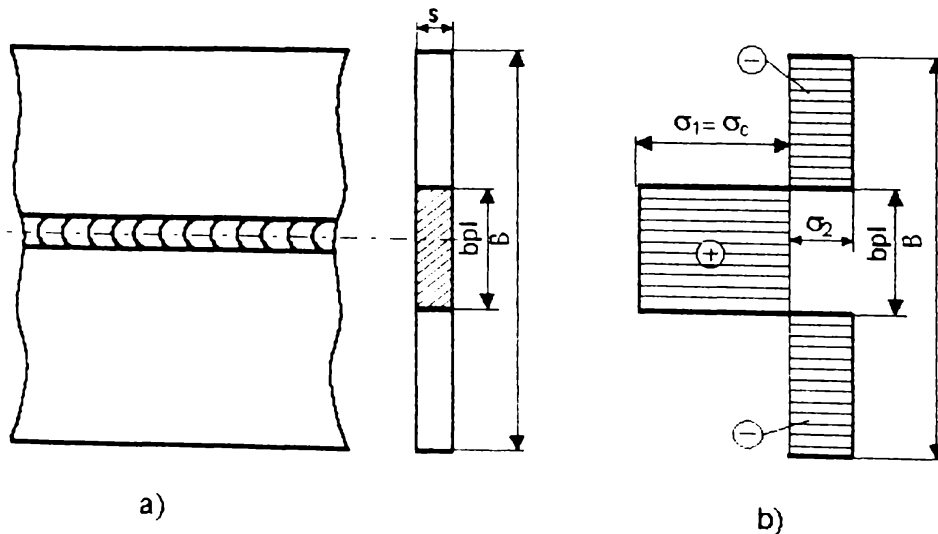


Fig.4.1.

Tensiunile care iau naștere în zona învecinată sudurii sunt de tracțiune  $\sigma_1$  și egale cu limita de curgere, iar în restul plăcii iau naștere tensiuni de compresiune  $\sigma_2$  (fig.4.1. b).

Lățimea zonei  $b_{pl}$ , în limitele căreia se formează tensiunile de tracțiune  $\sigma_1$ , poate fi determinată aproximativ din expresia:

$$b_{pl} = A_{pl} / s,$$

unde  $A_{pl}$  este determinată de relația:

$$A_{pl} = \frac{1}{\frac{1}{A} + \frac{z'}{I_x} - \frac{\varepsilon_c}{\mu \cdot q_e}},$$

în care:  $A$  este aria secțiunii transversale totale,  $z'$  distanța de la centrul de greutate al secțiunii sudurii la centrul de greutate al secțiunii elementului,  $\mu = -0,335 \alpha/c\gamma$ , un coeficient de material,  $q_1$  energia liniară introdusă la sudare,  $\varepsilon_c$  deformația corespunzătoare limitei de curgere,  $I_x$  momentul de inerție față de axa  $Ox$ .

Tensiunile de compresiune  $\sigma_2$  pot fi determinate de egalitatea:

$$\begin{aligned} \sigma_2 (B - b_{pl}) \cdot s &= \sigma_1 \cdot b_{pl} \cdot s \\ \sigma_2 &= \sigma_1 \cdot \frac{b_{pl} \cdot s}{(B - b_{pl}) \cdot s} = \sigma_c \cdot \frac{A_{pl}}{A - A_{pl}} \\ \sigma_2 &= E \cdot \varepsilon_c \cdot \frac{1}{\frac{A}{A_{pl}} - 1} = \frac{E \cdot \varepsilon_c}{\frac{1}{A} + \frac{\varepsilon_c}{\mu \cdot q_1} - 1} \\ \sigma_2 &= \mu \cdot E \cdot \frac{q_1}{A} = \Delta_{dc} \cdot E \\ \Delta_{dc} &= \mu \cdot \frac{q_1}{A}. \end{aligned}$$

#### **4.1.2. Determinarea analitică a tensiunilor remanente dintr-un element sudat cu secțiunea I nesimetrică**

Pentru rezolvarea acestei probleme se vor folosi relațiile determinate anterior. Astfel pentru elementul cu secțiune nesimetrică (fig.4.2), tensiunile  $\sigma_1'$  și  $\sigma_2'$  se determină după cum urmează:

$$\sigma_1' = E\mu \left[ q_{11} \left( \frac{1}{A} + \frac{z_1 z_1'}{I_x} \right) + q_{12} \left( \frac{1}{A} - \frac{z_1 z_2'}{I_x} \right) \right] = E\mu \left[ \frac{1}{A} (q_{11} + q_{12}) + \frac{z_1}{I_x} (q_{11} z_1' - q_{12} z_2') \right]$$

$$\sigma_2'' = E\mu \left[ q_{11} \left( \frac{1}{A} - \frac{z_2 z_1'}{I_x} \right) + q_{12} \left( \frac{1}{A} + \frac{z_2 z_2'}{I_x} \right) \right] = E\mu \left[ \frac{1}{A} (q_{11} - q_{12}) + \frac{z_2}{I_x} (q_{12} z_2' - q_{11} z_1') \right]$$

În cazul când energiile liniare pentru executarea cusăturilor 1 și 2 sunt egale:  $q_{11} = q_{12} = q_1$ , expresiile tensiunilor remanente vor deveni:

$$\sigma_2' = E \cdot \mu \cdot q_1 \left[ \frac{2}{A} + \frac{z_1}{I_x} (z_1' - z_2') \right]$$

$$\sigma_2'' = E \cdot \mu \cdot q_1 \left[ \frac{2}{A} + \frac{z_2}{I_x} (z_2' - z_1') \right]$$

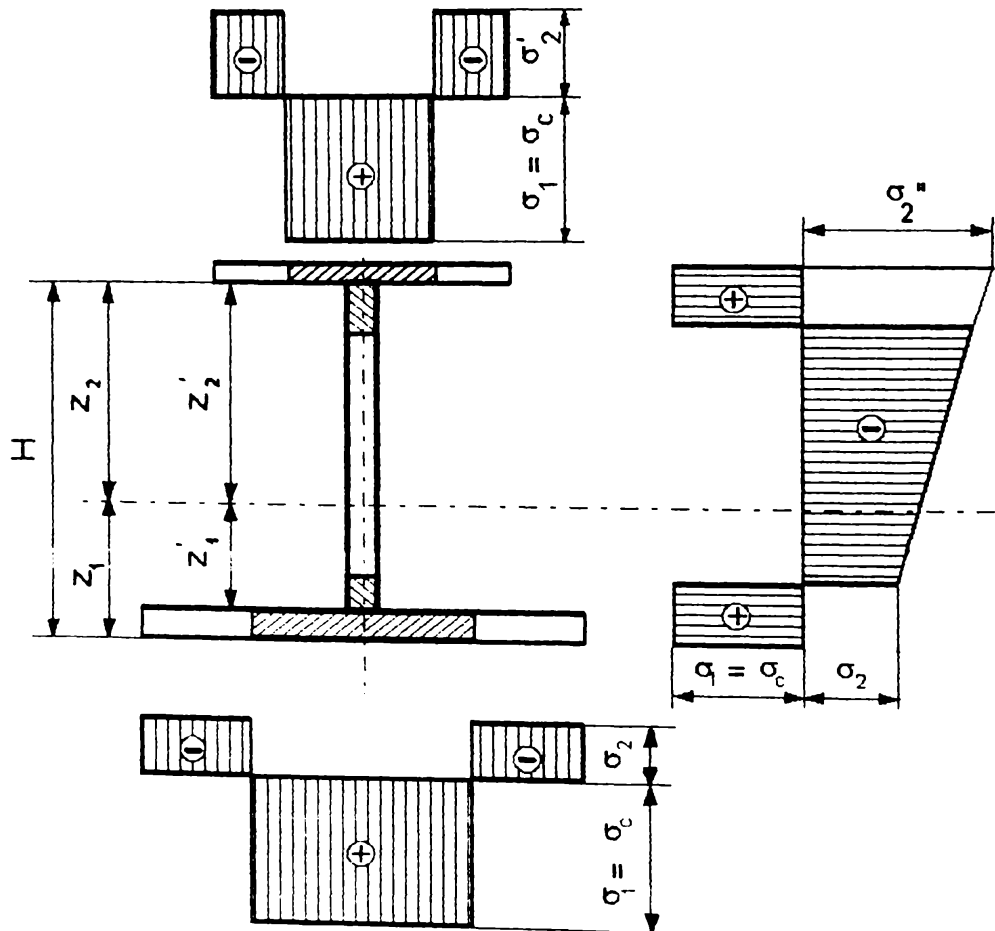


Fig.4.2.

Din aceste expresii rezultă că atunci când energiile liniare sunt egale, influența încovoierii poate fi luată în considerare înlocuind cele două cusături printr-una singură, aplicată la o distanță egală cu diferența  $z_1' - z_2'$ .

#### 4.1.3. Determinarea analitică a tensiunilor remanente structurale

La sudarea oțelurilor călibile și aliate, tensiunile remanente se pot determina cu aceleași relații ca și pentru oțelurile obișnuite, cu deosebirea că în locul coeficientului  $\mu$  este necesară introducerea coeficientului:

$$\mu_{str} = \mu - \frac{539}{c \cdot \gamma} \cdot 10^{-6} (\lambda_{str} - \alpha \cdot T_t),$$

unde :  $\lambda_{str}$  este coeficientul de dilatare datorită transformărilor structurale;

$T_t$  temperatura la care se produc transformările structurale.

În zona transformărilor structurale, pentru determinarea tensiunilor remanente se poate folosi relația:

$$\sigma_{rem.str} = E(\varepsilon_c - \lambda_{str} + \alpha \cdot T_t)$$

Aceste tensiuni vor fi :

- de compresiune, dacă:  $\lambda_{str} - \alpha \cdot T_t > \varepsilon_c$
- de tracțiune, dacă:  $\lambda_{str} - \alpha \cdot T_t < \varepsilon_c$

#### 4.1.4. Determinarea analitică a tensiunilor remanente în cazul ansamblurilor sudate din oțeluri diferite

În acest caz apar în plus tensiuni remanente, datorită diferenței dintre coeficienții de dilatare ai oțelurilor respective. Influența diferenței dintre coeficienții de dilatare ai celor două materiale poate fi stabilită prin examinarea următoarei scheme (fig.4.3).

Se consideră două platbenzi din oțeluri diferite (fig.4.3. a.), care au celeași dimensiuni. Una din platbenzi este oțel austenitic cu coeficientul de dilatare  $\alpha_1$ ,

iar cealaltă din oțel obișnuit cu  $\alpha_2$  ( $\alpha_2 < \alpha_1$ ). Ambele platbenzi se încălzesc până la temperatura  $T$ . Din cauza coeficienților  $\alpha_1 \neq \alpha_2$ , platbenzile au mărimi diferite.

Dacă se îmbină prin sudare platbenzile încălzite, atunci la răcire, scurtarea platbenzii superioare va fi împiedicată de platbanda inferioară, care se scurtează mai puțin. În final, în platbenzile îmbinate vor apărea tensiuni remanente și de asemenea vor primi o deformație de încovoiere.

În zona de îmbinare a platbenzilor tensiunile vor fi maxime și egale cu:

$$\sigma_{\max} = 0,5 (\alpha_1 - \alpha_2) \cdot E \cdot T$$

Tensiunile din platbanda de oțel austenitic vor fi de tracțiune, iar în cealaltă de compresiune (fig.4.3, b). În zona marginilor îmbinate ale pieselor vor lua naștere tensiuni de semne opuse.

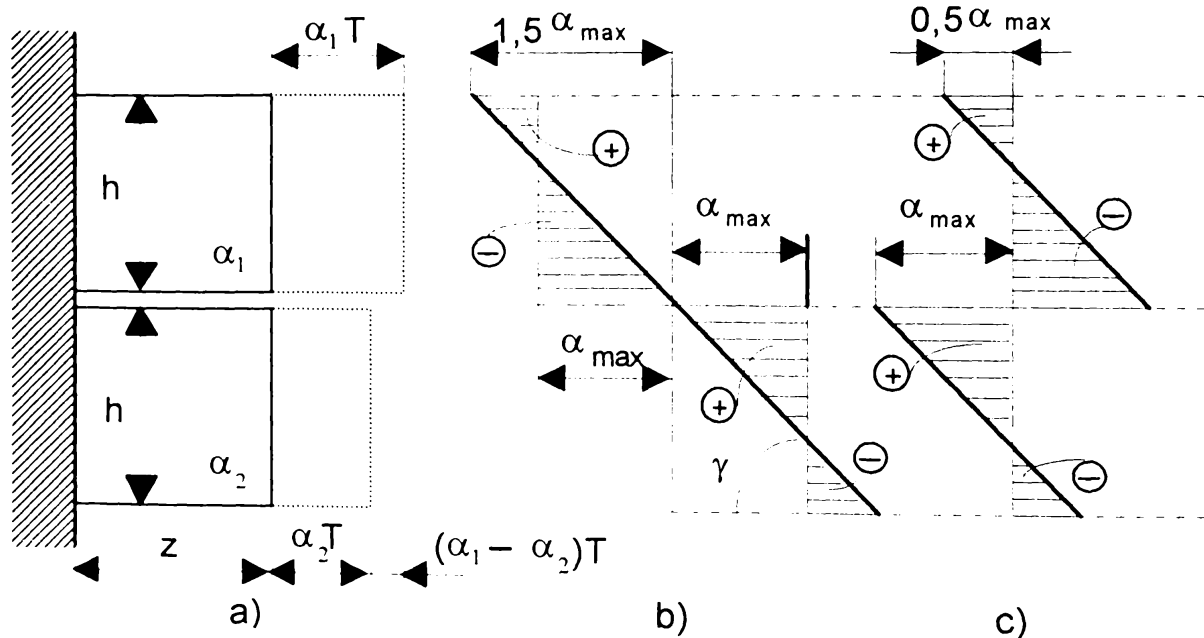


Fig.4.3.

Este de remarcat faptul că aceste tensiuni nu pot fi eliminate prin tratament termic de recoacere de detensionare. La încălzire vor fi eliminate tensiunile remanente datorită sudării, însă la răcire vor apărea tensiuni remanente noi, provocate de diferența dintre coeficienții de dilatare liniară  $\alpha_1 \neq \alpha_2$ . Aspectul acestor tensiuni va fi analog cu cel prezentat în fig.4.3, c. În zona cusăturii sudate tensiunile remanente vor avea altă mărime și alt semn.

**Observație.** Fenomenul se întâmplă și în cazul când electrozii au coeficient de dilatare diferit față de cel al materialului de bază.

## 4.2. Metode experimentale de determinare a tensiunilor remanente

Acestea se pot împărți în două mari categorii, și anume: metode distructive, când piesa nu mai poate fi utilizată și metode nedistructive, când determinarea tensiunilor nu implică distrugerea piesei de cercetat.

### 4.2.1. Metode distructive și semidistructive

În general metodele experimentale folosite pentru determinarea tensiunilor remanente la sudare sunt distructive sau semidistructive. Dintre acestea se vor prezenta câteva.

#### 4.2.1.1. Metoda de determinare a tensiunilor remanente spațiale cu ajutorul găurii adânci (Bauman)

Această metodă se folosește în cazul cusăturilor groase, formate din mai multe straturi, când nu se poate neglija componenta tensiunilor remanente după direcția grosimii cusăturii [101]. Cu ajutorul ei se pot determina tensiunile remanente atât în adâncimea îmbinării sudate, cât și la suprafața îmbinării, unde tensiunile sunt biaxiale.

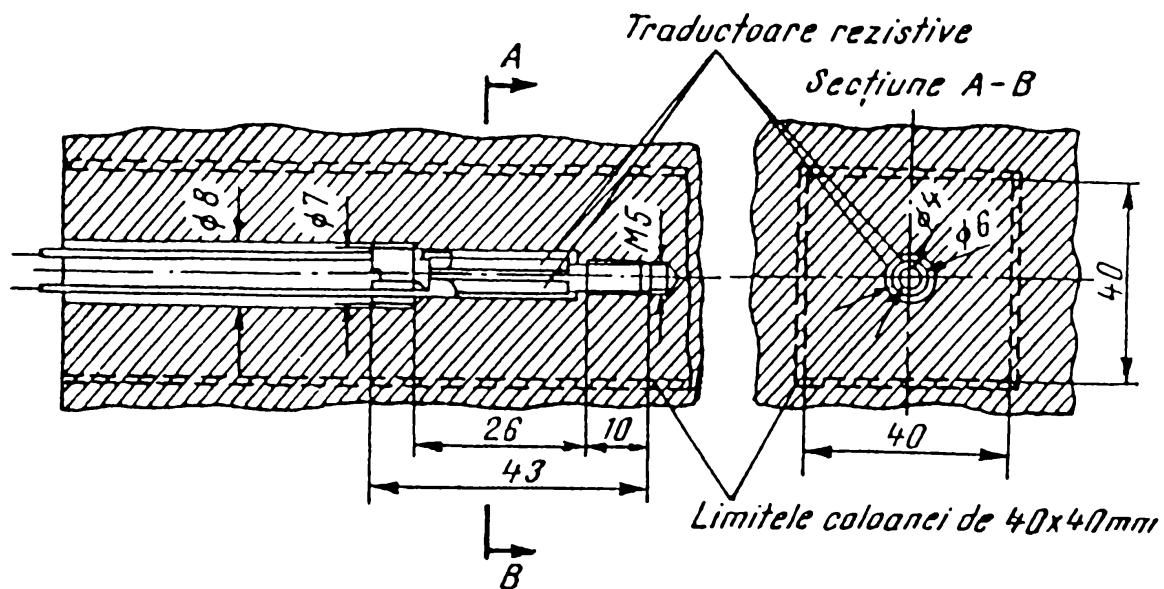


Fig.4.4.

Determinarea tensiunilor remanente se face cu ajutorul unor elemente de formă cilindrică (fig.4.4), pe care sunt lipite traductoare rezistive. Elementele se introduc în găuri executate în trepte în piesa de cercetat.

Înainte de introducerea elementului în piesă, acestuia i se imprimă o tensiune preliminară.

După ce s-a înregistrat deformația corespunzătoare acestei tensiuni, se taie din epruvetă o coloană de material cu secțiunea 40 x 40 mm, egală în lungime cu elementul de măsurare și se înregistrează o altă valoare a deformației.

Din diferența măsurărilor, înainte și după înlăturarea tensiunilor remanente, se obține valoarea deformațiilor specifice  $\varepsilon_x, \varepsilon_y, \varepsilon_z$ .

În cazul când axa găurii coincide cu una din direcțiile principale, componentele tensiunii remanente la o anumită adâncime se determină cu relațiile:

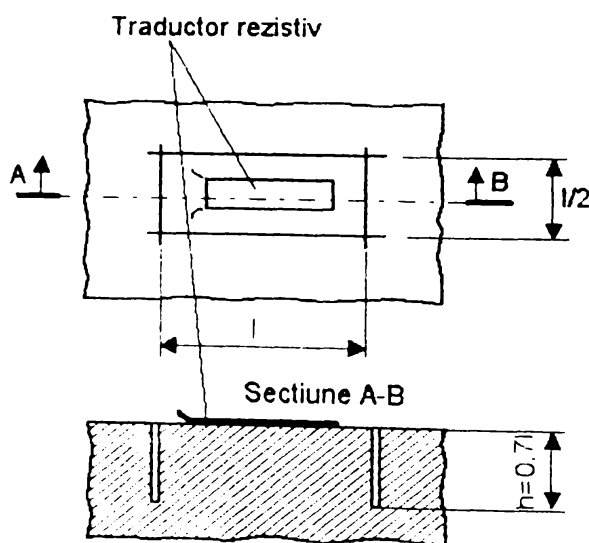


Fig.4.5.

Aceste componente se măsoară cu ajutorul unor traductoare rezistive lipite de-a lungul cusăturii, pentru măsurarea deformației  $\varepsilon_x$  și transversal pe cusătură pentru măsurarea deformației  $\varepsilon_y$ . Descărcarea tensiunilor remanente se face prin tăierea metalului, în jurul traductorului, pe o adâncime  $h=0,7 \times l$ .

$$\sigma_x = \frac{\mu \cdot E}{(1 + \mu)(1 - 2\mu)} \Delta + \frac{E}{1 + \mu} \varepsilon_x$$

$$\sigma_y = \frac{\mu \cdot E}{(1 + \mu)(1 - 2\mu)} \Delta + \frac{E}{1 + \mu} \varepsilon_y$$

$$\sigma_z = \frac{\mu \cdot E}{(1 + \mu)(1 - 2\mu)} \Delta + \frac{E}{1 + \mu} \varepsilon_z$$

în care  $\Delta = \varepsilon_x + \varepsilon_y + \varepsilon_z$ .

Întrucât la suprafața îmbinării  $\sigma_r = 0$ , determinarea tensiunilor remanente la suprafață se reduce la determinarea componentelor  $\sigma_x$  și  $\sigma_y$  orientate longitudinal, respectiv transversal față de cusătură.

### 4.2.1.2. Metoda găuririi (perforării)

Metoda a fost propusă de Mathar și poate fi utilizată pentru determinarea în special a tensiunilor din plăci supuse unor stări plane de tensiune. Se poate utiliza și la măsurarea tensiunilor de la suprafața unei piese oarecare, dar în acest caz adâncimea găurii este limitată la aproximativ jumătate din diametrul acesteia (care variază între 6 și 12 mm).

Principiul metodei se bazează pe măsurarea ovalizării găurii circulare efectuată cu ajutorul unui burghiu sau a unei freze. Aceasta dă cu aproximație direcția și valoarea tensiunilor remanente principale din zona respectivă [147].

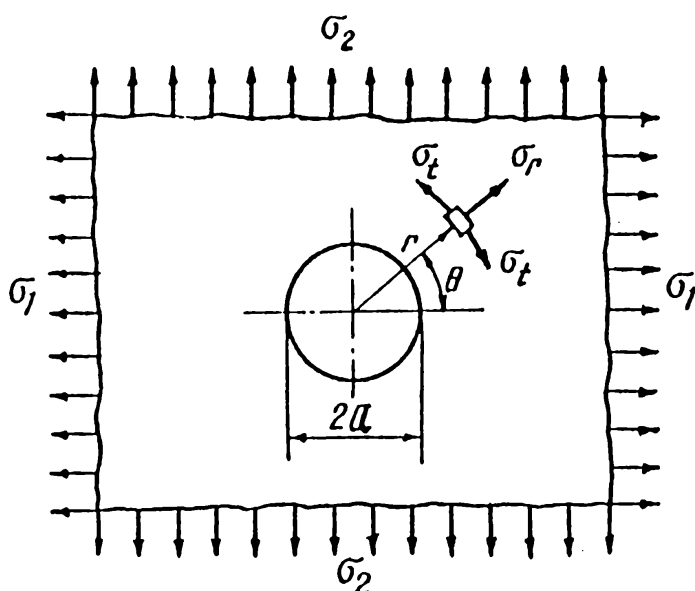


Fig.4.6.

Fie placa din figura 4.6, supusă unor tensiuni remanente uniforme repartizate pe grosimea acesteia. Se presupune că în placă a fost efectuată o gaură de diametru  $2a$  și că tensiunile principale  $\sigma_1$  și  $\sigma_2$  sunt cunoscute.

Cu ajutorul teoriei elasticității se pot determina tensiunile după direcția razei  $\sigma_r$  și pe o direcție perpendiculară pe aceasta  $\sigma_t$ , tensiuni determinate la distanța " $r$ " de centrul găurii.

$$\sigma_r = \frac{\sigma_1 + \sigma_2}{2} \left[ 1 - \frac{1}{1+k^2} \right] + \frac{\sigma_1 - \sigma_2}{2} \left[ 1 - 4 \frac{1}{k^2} + 3 \frac{1}{k^4} \right] \cos 2\theta \quad (*)$$

$$\sigma_t = \frac{\sigma_1 + \sigma_2}{2} \left[ 1 + \frac{1}{1+k^2} \right] - \frac{\sigma_1 - \sigma_2}{2} \left[ 1 + 3 \frac{1}{k^4} \right] \cos 2\theta$$

unde  $k=r/a$ .



Dacă  $a=0$  (adică placa nu este perforată) se pot calcula tensiunile  $\sigma_r'$  și  $\sigma_t'$ , acestea fiind determinate pentru o direcție dată de unghiul  $\theta$ , măsurat față de  $\sigma_1$ , precum și perpendicular pe aceasta.

$$\begin{aligned}\sigma_r' &= \frac{\sigma_1 + \sigma_2}{2} + \frac{\sigma_1 - \sigma_2}{2} \cos 2\theta \\ \sigma_t' &= \frac{\sigma_1 + \sigma_2}{2} - \frac{\sigma_1 - \sigma_2}{2} \cos 2\theta.\end{aligned}\quad (**)$$

Relațiile (\*\*) rezultă din (\*) pentru  $r=k/a=\infty$ .

În urma practicării găurii au avut loc variații de tensiuni ce se obțin prin scăderea relațiilor (\*\*) din relațiile (\*):

$$\begin{aligned}\Delta\sigma_r = \sigma_r - \sigma_r' &= -\frac{\sigma_1 + \sigma_2}{2} \frac{1}{k^2} + \frac{\sigma_1 - \sigma_2}{2} \left( -4 \frac{1}{k^2} + 3 \frac{1}{k^4} \right) \cos 2\theta \\ \Delta\sigma_t = \sigma_t - \sigma_t' &= \frac{\sigma_1 + \sigma_2}{2} \frac{1}{k^2} - \frac{\sigma_1 - \sigma_2}{2} 3 \frac{1}{k^2} \cos 2\theta.\end{aligned}$$

Acestor variații le corespund deformațiile specifice:

$$\begin{aligned}\varepsilon_r &= \frac{1}{E} (\Delta\sigma_r - \mu\Delta\sigma_t) \\ \varepsilon_t &= \frac{1}{E} (\Delta\sigma_t - \mu\Delta\sigma_r).\end{aligned}$$

Practic nu se pot măsura alungirile corespunzătoare unui punct, iar pentru determinarea lui  $\sigma_1$  și  $\sigma_2$  se utilizează următoarele metode:

- Utilizarea rozetelor cu traductoare rezistive;
- Utilizarea lacurilor casante;
- Utilizarea lacurilor fotoelastice.

#### a) **Metoda rozetei tensometrice**

Utilizând traductoare rezistive cu baza  $l_0 = r_2 - r_1$ , acestea măsoară pe direcția radială  $\theta$  o alungire medie, a cărei valoare este dată de relația:

$$\begin{aligned}\varepsilon_0 &= A \frac{\sigma_1 + \sigma_2}{E} + B \frac{\sigma_1 - \sigma_2}{E} \cos 2\theta, \quad \text{unde:} \\ A &= -\frac{a^2}{2} \frac{1 + \mu}{r_1 \cdot r_2}, \\ B &= \frac{2a^2}{r_1 r_2} \left[ -1 + \frac{1 + \mu}{4} \frac{r_1^2 + r_1 r_2 + r_2^2}{r_1^2 r_2^2} \right].\end{aligned}$$

În aceste relații  $\sigma_1$ ,  $\sigma_2$  și  $\theta$  sunt necunoscute. Pentru a le putea determina sunt necesare trei ecuații. Acestea se obțin dacă se măsoară alungirile după trei direcții radiale. Se utilizează în acest scop o rozetă tensometrică formată din trei traductoare rezistive (fig. 21). Rozeta se lipește în locul unde se face măsurarea și apoi se execută în piesă exact în centrul rozetei o gaură cu diametrul  $2a$ . În prealabil puntea a fost echilibrată. Se măsoară apoi alungirile  $\varepsilon_\alpha$ ,  $\varepsilon_\beta$ ,  $\varepsilon_\gamma$  (fig. 21 a). Dacă se ia ca origine pentru unghiuri traductorul  $\alpha$ , cele trei alungiri conform relației (a) sunt:

$$\varepsilon_\alpha = \frac{A}{E}(\sigma_1 + \sigma_2) + \frac{B}{E}(\sigma_1 - \sigma_2)\cos 2\theta_1 \quad ,$$

$$\varepsilon_\beta = \frac{A}{E}(\sigma_1 - \sigma_2) + \frac{B}{E}(\sigma_1 + \sigma_2)\cos 2\left(\theta_1 + \frac{2\pi}{3}\right) \quad (b)$$

$$\varepsilon_\gamma = \frac{A}{E}(\sigma_1 + \sigma_2) + \frac{B}{E}(\sigma_1 - \sigma_2)\cos 2\left(\theta_1 + \frac{2\pi}{3}\right) \quad .$$

Din acest sistem rezultă:

$$\sigma_1 = \frac{E}{4A}(\varepsilon_\beta + \varepsilon_\gamma) + \frac{E}{4B}\sqrt{(2\varepsilon_\alpha - \varepsilon_\beta - \varepsilon_\gamma)^2 + (\varepsilon_\beta - \varepsilon_\gamma)^2}$$

$$\sigma_2 = \frac{E}{4A}(\varepsilon_\beta + \varepsilon_\gamma) - \frac{E}{4B}\sqrt{(2\varepsilon_\alpha - \varepsilon_\beta - \varepsilon_\gamma)^2 + (\varepsilon_\beta - \varepsilon_\gamma)^2}$$

$$\operatorname{tg} 2\theta_1 = \frac{\varepsilon_\gamma - \varepsilon_\beta}{2\varepsilon_\alpha - \varepsilon_\beta - \varepsilon_\gamma} \quad .$$

Unghiul  $\theta_1$  se măsoară în sens trigonometric de la direcția lui  $\varepsilon_\alpha$  (fig.4.7, a).

Dacă se utilizează rozeta din figura 4.7, relațiile rămân valabile numai că la cea de-a treia se schimbă semnul.

**Observație:** După calculele făcute de Boitéu și Ten Cate[70], în cazul când se utilizează rozeta din figura 4.7 a, având baza traductoarelor  $l_0 = 4 \text{ mm}$ ,  $r_1 = 2,5 \text{ mm}$ ,  $2a = 2 \text{ mm}$ , eroarea datorită neluării în considerație a stabilității transversale este de 10%.

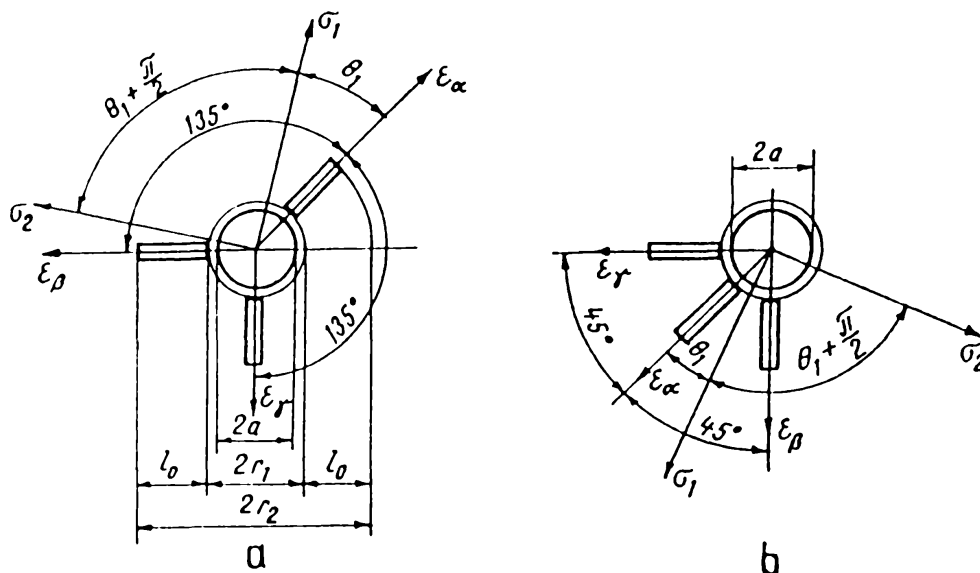


Fig.4.7.

### b) Utilizarea lacurilor casante

Metoda se utilizează în general pentru obținerea unor informații calitative, dar cu ajutorul ei se pot obține și informații cantitative cu privire la mărimea și distribuția tensiunilor remanente.

Principiul metodei este acela că lacurile casante, realizate după diverse rețete, au proprietatea că se fisurează la o anumită deformație. Aplicând o peliculă de lac casant pe suprafața piesei în care se presupune că sunt tensiuni remanente, în urma perforării se eliberează aceste tensiuni, pe suprafața piesei putându-se observa cu ajutorul lacului, locurile unde apar fisurile peliculei și orientarea acestora. Experiența arată că fisurile sunt perpendiculare pe direcția alungirii specifice maxime.

Aceste lacuri se etalonează prin aplicarea pe suprafețe de piese cu o stare cunoscută de deformații. Ele fisurează pentru o temperatură dată și o umiditate dată. Schimbarea condițiilor de temperatură și umiditate modifică mult valoarea deformației la care lacul se fisurează.

Lucrând cu un lac corect etalonat, în condiții bine controlate de temperatură și umiditate, se pot măsura tensiunile cu precizie de  $\pm 10\%$ .

În figura 4.8 se prezintă câmpul de fisuri în cazul de tensiuni biaxiale și anume: fig. 4.8, a pentru cazul întinderii cu  $\sigma_1 > \sigma_2$ , fig.4.8, b, cazul unei plăci soliciitate la compresiune biaxială cu  $|\sigma_2| > |\sigma_1|$ , iar în fig.4.8, c cazul sollicitărilor de întindere și compresiune când  $\sigma_1 = -\sigma_2$ .

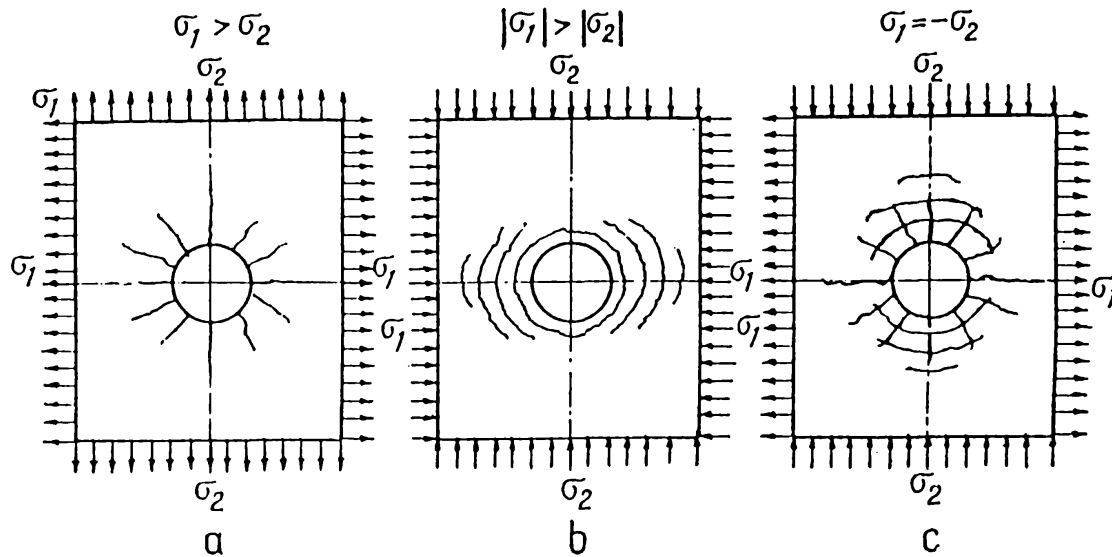


Fig.4.8.

### c) Utilizarea lacurilor fotoelastice

Metoda se folosește pentru determinarea tensiunilor remanente principale  $\sigma_1$  și  $\sigma_2$ , într-un punct situat pe suprafața unei structuri. Pentru aceasta, zona din vecinătatea punctului considerat se acoperă cu un lac fotoelastic.

**Observatie.** Se pot folosi și folii din material fotoelastic lipite pe piesă cu adeziv.

Piesa se găurește ( $\Phi=1,5-3$  mm), adâncimea găurii trebuie să fie de dimensiunile diametrului și să se perforzeze pelicula de lac.

Prin găurire tensiunile remanente se redistribuie, astfel că efectul fotoelastic observat va fi proporțional cu modificarea stării de tensiune. După găurire în jurul găurii se formează un câmp simetric de franje fotoelastice. Axele de simetrie ale câmpului fotoelastic vor da direcțiile tensiunilor principale. Astfel axa pe care se înregistrează valoarea cea mai mică a ordinului de bandă pe conturul găurii va da direcția tensiunii principale  $\sigma_1$ . Valoarea maximă a ordinului de bandă determinat pe această axă va da tensiunea principală  $\sigma_2$  (fig.4.9). Axa pe care

se înregistrează valoarea cea mai mare a ordinului de bandă va coincide cu direcția tensiunii principale  $\sigma_2$ , iar ordinul de bandă maxim de pe această axă va da valoarea tensiunii principale  $\sigma_1$ .

**Observație.** N. Nishida propune pentru o mai mare exactitate a determinărilor (conturul găurii neregulat), ca ordinul de bandă să se afle între puncte situate pe un cerc (fig.4.9) de rază  $r = \sqrt{3}a$ .

În acest caz tensiunile principale  $\sigma_1$  și  $\sigma_2$  calculate în punctele M și N sunt:

$$\sigma_1 = \frac{3}{2} \cdot \frac{k_M \cdot f \cdot E}{1 + \mu}$$

$$\sigma_2 = \frac{3}{2} \cdot \frac{k_N \cdot f \cdot E}{1 + \mu},$$

unde:  $k_M$  și  $k_N$  sunt ordinele de bandă determinate pe cele două direcții a lui  $\sigma_1$  și  $\sigma_2$ ;

a - raza găurii;

f - constanta de bandă a lacului fotoelastic.

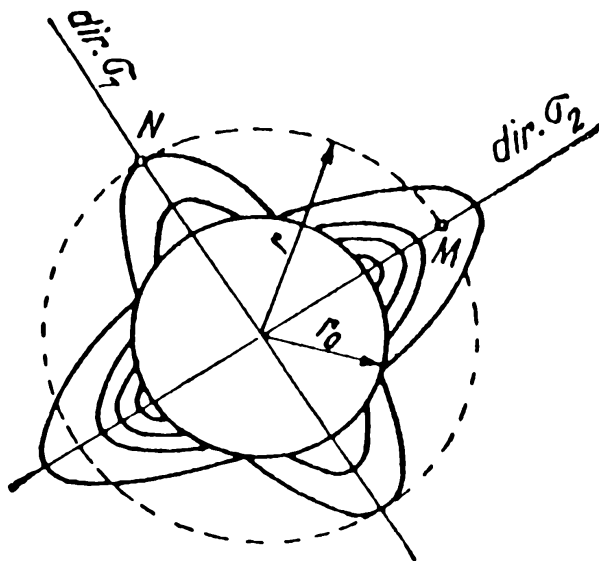


Fig.4.9.

## **4.2.2. Metode nedistructive de determinare a tensiunilor remanente**

### **4.2.2.2. Metoda utilizării ultrasunetelor**

Această metodă se bazează pe dependența vitezei de propagare a undelor ultrasonore transversale, de valoarea tensiunilor ce soliciță materialul [101]. Unii cercetători, cum sunt de exemplu Toupin și Bernstein, au stabilit chiar relații matematice ce exprimă dependența dintre viteza de propagare a undelor sonore transversale și tensiunea la care este supus materialul.

Frecvențele utilizate în tensometrie sunt cuprinse între 3 și 6 MHz.

### **4.2.2.2. Metoda electromagnetă**

Aceasta are la bază faptul că proprietățile magnetice ale materialelor feromagnetice sunt foarte sensibile la modificările valorii tensiunilor din masa materialului.

Cercetările experimentale au arătat că până în apropiere de limita de elasticitate a materialului legătura dintre tensiune și permeabilitate, practic, poate fi considerată liniară și depinde de intensitatea câmpului magnetic [101]

În cazul încercării stabilirii de relații cantitative între valoarea tensiunii și caracteristicile magnetice ale metalului [99], [101], rezultatele obținute nu au fost satisfăcătoare, fiind eterogene și incomplete.

### **4.2.2.3. Metoda Powey**

Are la bază legătura ce există între tensiunile remanente la suprafața piesei și duritate [101].

### **4.2.2.4. Metoda folosirii razelor X**

Pentru determinarea tensiunilor remanente cu ajutorul razelor X se are în vedere măsurarea distanțelor dintre planele rețelelor atomice. Aceste distanțe se modifică datorită solicițării. Deformația specifică se calculează cu relația:

$$\varepsilon = \frac{d_1 - d}{d},$$

---

unde:  $d$  - este distanța măsurată pe perpendiculara dintre două plane succesive ale aceleiași rețele;

$d_1$  - distanța reticulară după solicitare;

Prin plan reticular se înțelege planul definit prin trei noduri oarecare ale rețelei cristaline.

Deci, pentru calculul deformației specifice trebuie să se cunoască distanța  $d$ . Determinarea ei se poate face pe cale analitică sau experimentală.

Metoda prezintă următoarele caracteristici:

- este singura care permite determinarea stării de tensiune absolută într-un metal fără să se facă măsurători pe epruvete nesolicitate;
- se poate folosi numai la metale cu structură fină;
- este limitată la straturile de pe suprafața piesei;
- are dezavantajul că poate determina numai deformațiile elastice nu și cele plastice.

## Cap.5. UNELE ASPECTE PRIVIND REDUCEREA TENSIUNILOR REMANENTE ÎN MATERIALE ÎN CAZUL APLICĂRII UNOR METODE DE DETENSIONARE CONVENȚIONALE

Problema reducerii tensiunilor remanente în materiale a fost și este de actualitate, deoarece aceste tensiuni produc mari neajunsuri la realizarea pieselor și construcțiilor metalice. Din cauza lor pot apărea probleme atât pe parcursul procesului tehnologic de fabricație, cât și după realizarea produsului finit. Nu ne vom opri la aceste aspecte deoarece ele au fost prezentate anterior, ci ne vom preocupa de căile și metodele privind posibilitatea reducerii tensiunilor remanente.

### 5.1. Detensionarea prin tratament termic de recoacere

#### 5.1.1. Aspecte tehnologice. Criteriul Larson - Miller

Cel mai utilizat procedeu de reducere a tensiunilor remanente este tratamentul termic de *recoacere de detensionare*. În urma aplicării sale tensiunile remanente se reduc la toate nivelele macro, micro și submicroscopic. El constă din încălzirea lentă a piesei până la o anumită temperatură, menținerea la această temperatură până se ajunge la omogenizare termică, după care urmează răcirea lentă cu viteză controlată. În figura 5.1. se prezintă ciclograma de tratament ter-

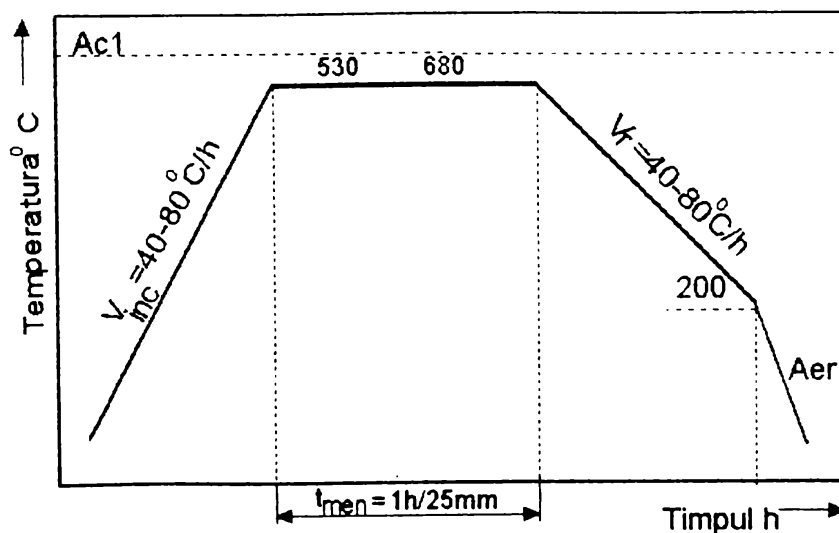


Fig.5.1.



mic de recoacere al unui produs din oțel.

Temperatura de menținere este parametrul tehnologic cel mai important, ea determinând în mod direct gradul de detensionare și calitatea detensionării. Valoarea ei este stabilită în funcție de calitatea materialului. De exemplu, la produse din oțeluri și fonte cenușii, temperatura maximă de detensionare nu poate depăși punctul critic  $A_{c1}$ . Alt parametru important este timpul de menținere. Pentru determinarea lui se folosesc diferite relații empirice. De exemplu, în cazul îmbinărilor sudate timpul de menținere se calculează în funcție de grosimea maximă a componentelor în milimetrii ( $t_{men} = \frac{\Delta_{max}}{25}$ , [98]). Mai trebuie avut în vedere faptul că încălzirea trebuie făcută lent, pe o parte pentru evitarea apariției unor tensiuni termice ridicate, care s-ar putea suprapune peste cele remanente și ar conduce la deformarea sau fisurarea produsului, iar pe de altă parte pentru că în cursul acestei faze are loc deja un proces de detensionare dinamică, astfel că o bună parte din tensiune se elimină în această etapă. Și viteza de răcire trebuie să fie scăzută (40 - 80 °C/h), tocmai pentru a nu se introduce tensiuni termice în produsul deja detensionat.

Pentru a sintetiza datele obținute (experimental) s-a căutat ca efectul timpului și al temperaturii să fie cuprinse într-un singur parametru. Astfel s-a ajuns la *criteriul Larson - Miller*, pe care îl vom nota cu  $C_{LM}$ , și care are expresia:

$$C_{LM} = T + k \log t, \quad (*)$$

unde: T- temperatura în K ( $T = \theta + 273,14$ )

t - timpul

k = (24÷28) constantă caracteristică mărcii de oțel.

Din relația (\*) se desprind următoarele semnificații:

- a) Pentru una și aceeași valoare a lui  $C_{LM}$  se produc asupra materialului aceleași efecte cu atât mai pronunțate cu cât  $C_{LM}$  crește.
- b) Atât creșterea temperaturii cât și a duratei duc la creșterea lui  $C_{LM}$
- c) Efectul temperaturii este mai pronunțat decât al timpului. De exemplu pentru k=25 obținem aceeași valoare pentru  $C_{LM}$  fie ridicând temperatura cu

25°C, fie păstrând temperatura, dar prelungind de 10 ori durata de acțiune asupra materialului.

De aici se poate trage concluzia că la o detensionare termică efectul temperaturii de menținere este primordial, iar prelungirea duratei de menținere are efecte nu tocmai semnificative, mai ales că economic nu ne putem permite să prelungim foarte mult menținerea în cuptor a pieselor. Sigur, timpul de menținere stabilit în funcție de dimensiunile piesei nu trebuie să fie sub cel necesar ca temperatura de detensionare să fie atinsă în toate punctele piesei.

S-au făcut și alte încercări de a corela temperatura de menținere cu timpul de menținere. Pe baza unor date experimentale obținute pe oțeluri, a căror limită de curgere se situează între 250 și 1250 MPa, s-au constituit diagramele din figura 5.2.a,b. În figura 5.2.a se evidențiază influența temperaturii de încălzire asupra micșorării tensiunilor remanente pentru o durată de 1 h.

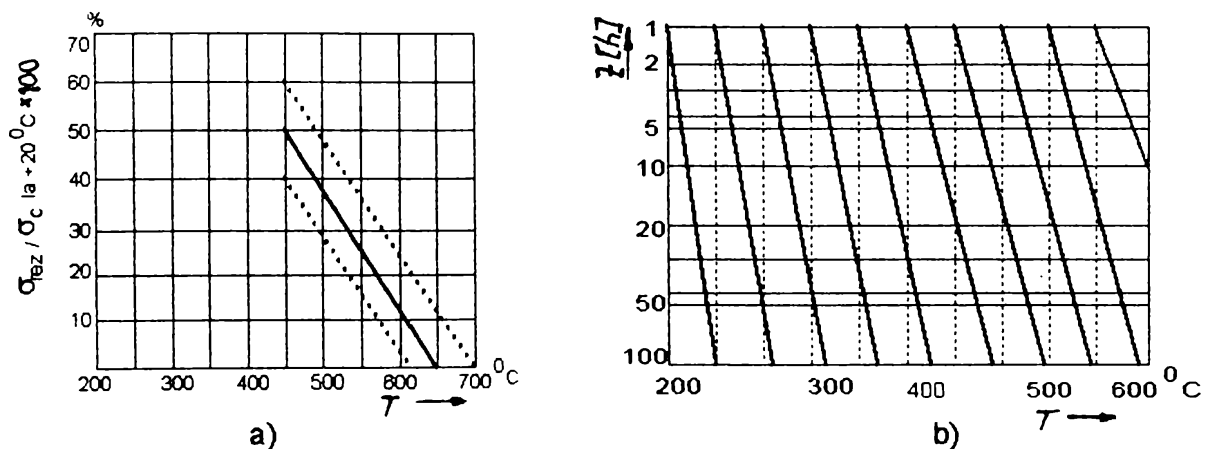


Fig.5.2.

Efectul creșterii duratei de menținere asupra modificării tensiunilor se urmărește pe diagrama din fig. 5.2.b de-a lungul liniilor înclinate de temperatură, până la intersecția cu orizontala timpului. De exemplu, după o recoacere la 450°C timp de o oră, reducerea tensiunilor remanente în raport cu limita de curgere este de circa 50 %. Pentru eliminarea completă a tensiunilor este necesară efectuarea recoacerii la 650°C timp de o oră, sau la 600°C timp de 15 ore.

Gradul de tensionare se stabilește cu relația:

$$G_T = \frac{\sigma_0 - \sigma_T}{\sigma_1} \times 100, [\%],$$

unde  $\sigma_0$  - este valoarea tensiunii remanente ( $\sigma_0 \leq \sigma_e$ ) existentă în piesă la temperatura mediului;

$\sigma_T$  - este valoarea tensiunii remanente la o anumită temperatură T.

### 5.1.2. Aspecte fenomenologice. Mecanismul detensionării termice

Mecanismul detensionării termice se explică prin faptul că sub acțiunea temperaturii, deformațiile elastice ce însoțesc tensiunile remanente se transformă în deformații plastice. La baza acestor transformări stau trei fenomene care se completează unul pe altul: scăderea modului de elasticitate, scăderea limitei de curgere și fluajul.

#### a) Scăderea modului de elasticitate

În conformitate cu legea lui Hooke, valoarea tensiunilor remanente este proporțională cu modulul de elasticitate:  $\sigma_{rem} = \varepsilon_{rem} \cdot E$ , respectiv  $\tau_{rem} = \gamma_{rem} \cdot G$ .

În consecință, dacă modulul de elasticitate al materialului este adus la un nivel mai coborât, automat scade și nivelul tensiunilor remanente. Scăderea modului de elasticitate este posibilă prin încălzirea materialului metalic, deoarece el este o măsură a forțelor de legătură dintre atomi, iar prin încălzire aceștia se depărtează și forțele de legătură interatomică se micșorează (fig.5.3.).

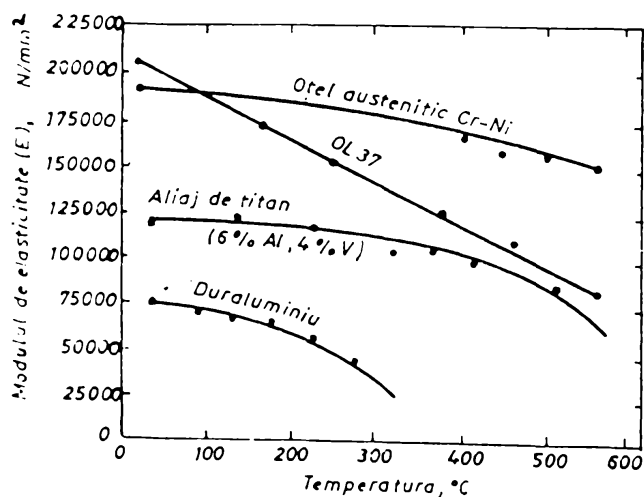


Fig.5.3.

#### b) Scăderea limitei de curgere cu temperatura

Pe de altă parte, tot conform legii lui Hooke, valoarea tensiunilor remanente nu poate depăși limita de curgere a materialului, deoarece s-ar provoca o deformație plastică, respectiv schimbări dimensionale ale produsului. Din această cauză, între valoarea tensiunilor remanente considerate la o anu-

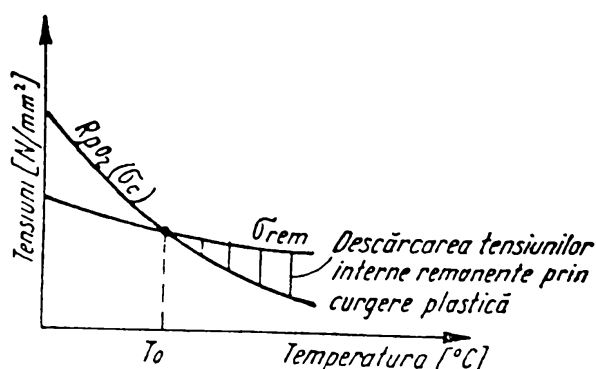


Fig.5.4.

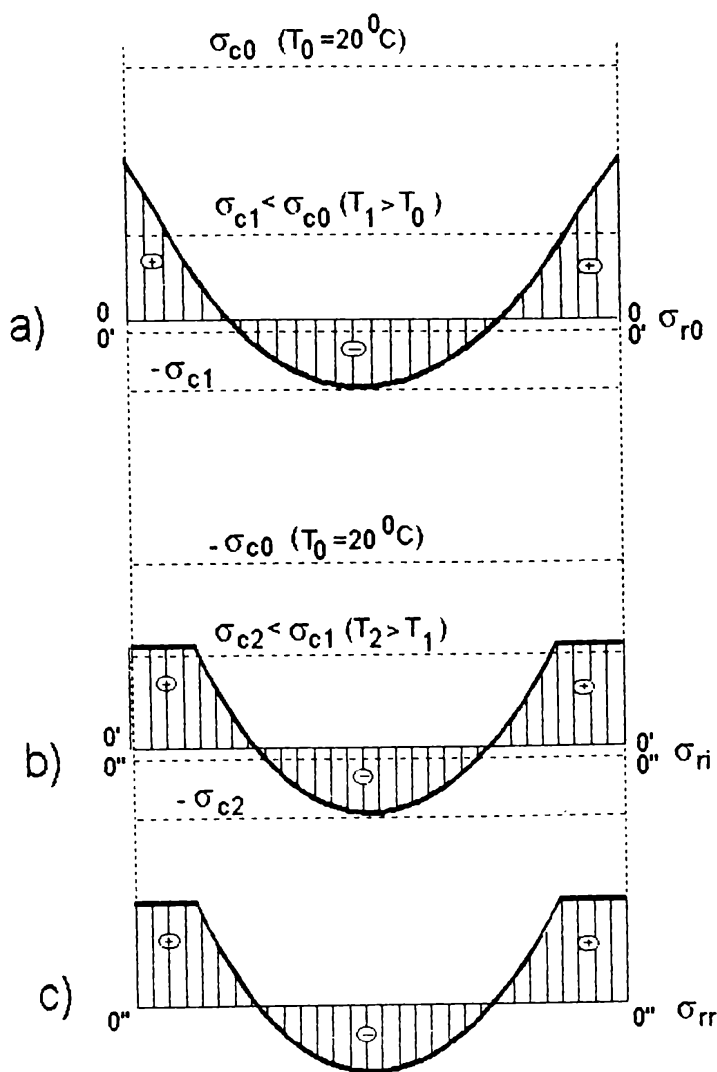


Fig.5.5.

mită temperatură și cea a limitei de curgere, se stabilește inegalitatea  $\sigma_{rem} \leq \sigma_c$ ; (respectiv  $\tau_{rem} \leq \tau_c$ ).

Această inegalitate ne duce la concluzia că, dacă se micșorează limita de curgere, va avea loc o scădere a tensiunilor remanente până la noua valoare a lui  $\sigma_c$ . Dar se știe că pe măsură ce temperatura crește, limita de curgere a unui material scade (fig.5.4.), deci tensiunile remanente vor scădea și ele. Problema este că fenomenul nu este static. Dinamica lui este descrisă în felul următor:

$$\sigma_c = f(T),$$

Fie o piesă la care tensiunile remanente au o distribuție ca în figura 5.5. La încălzire, limita de curgere este atinsă numai în anumite puncte ale materialului în care valoarea tensiunilor a fost cea mai ridicată. Pe măsură ce în aceste locuri tensiunile remanente scad, pe baza faptului că la scara întregului corp ele trebuie să se echilibreze, are loc o redistribuire a lor. Deci pe parcursul întregii perioade de tratament au loc schimbări con-

tinue în distribuția tensiunilor remanente conform fig.5.5. În această figură s-au notat cu  $\sigma_{r0}$  - tensiunile remanente inițiale din piesă la temperatura mediului am-

biant ( $T_0=20^\circ\text{C}$ ), cu  $\sigma_n$  - tensiunile remanente într-o fază intermediară a procesului de detensionare când piesa a ajuns la o temperatură  $T_1>T_0$  și cu  $\sigma_m$  - tensiunile remanente rezultate în piesă după atingerea temperaturii de menținere  $T_2>T_1$ . Reducerea tensiunilor se observă că este parțială. La creșterea temperaturii, limita de curgere a materialului scade de la valoarea  $\sigma_{c0}$ , la una inferioară  $\sigma_{c1}$  (fig.5.5.a). În fibrele în care tensiunile remanente depășesc limita de curgere  $\sigma_{c1}$  se produce o reducere a lor la valoarea acestei tensiuni. Pentru ca suma tuturor tensiunilor din întreaga secțiune să fie nulă, linia  $OO$  se va muta în  $O'O'$ . Apoi, procesul se reia deoarece temperatura crește din nou la valoarea  $T_2$ , căreia îi corespunde o limită de curgere mai mică  $\sigma_{c2}$  (fig.5.5.b) și linia  $O'O'$  se deplasează în  $O''O''$ . În final se obține diagrama din fig.5.5.c. Sigur aceasta este o abordare simplificată a problemei, în realitate apărând complicații datorită tensiunilor termice ce nu pot fi evitate. Totuși, această explicație este satisfăcătoare dacă ne gândim la faptul că, în practică, în timpul tratamentului termic de recoacere de detensionare piesele se deformează mai mult sau mai puțin secvențial.

### c) Fluajul

Este cunoscut faptul că, dacă un material metalic este supus unei tensiuni constante (inferioară limitei de curgere) un timp mai îndelungat și la temperatură ridicată, are loc o deformare plastică lentă a sa. Fenomenul se produce la nivelul limitei de grăunte unde au loc alunecări între cristale[67].

Comportarea unui material în condiții de solicitare la fluaj este descrisă de curbele de fluaj trasate în coordonate deformare plastică timp, deformarea putând fi de întindere, compresiune, forfecare sau încovoiere(fig.5.6). În mod uzual curbele de fluaj se trasează la întindere, sub sarcină constantă, prezentând următoarele zone caracteristice (fig.5.6.a):

- deformarea instantanee  $AB$ ;
- deformarea prin fluaj tranzitoriu (decelerat) zona  $BC$ ;
- deformare prin fluaj accelerat- zona  $DE$  care precede ruperea.

Influența factorilor exteriori - temperatură, efort aplicat - asupra deformării prin fluaj este reprezentată în fig.5.6.b.

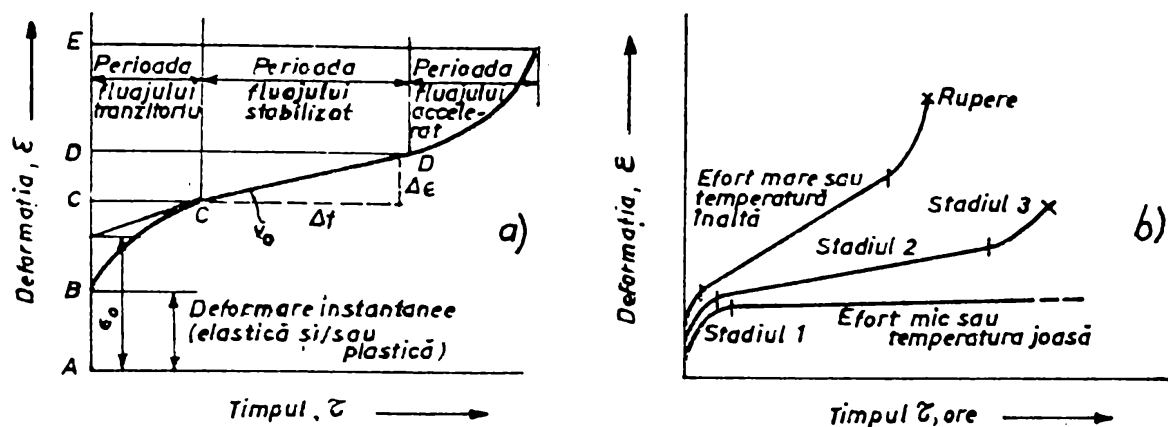


Fig.5.6.

Deformarea prin fluaj este condiționată de mișcarea dislocațiilor în material și ca urmare orice particularitate structurală care restrânge mișcarea dislocațiilor reduce implicit și deformarea prin fluaj.

Datorită timpului relativ restrâns pe care îl presupune un tratament termic de recoacere de detensionare, fluajul are un rol destul de restrâns în mecanismul acestui proces. De pe diagrama de fluaj interesează de fapt, și aceasta în mică măsură, doar zona fluajului tranzitoriu. Acesta implică un mecanism de înmuiere care devine din ce în ce mai puțin operant pe măsură ce deformarea progresează.

În concluzie se poate spune că, mecanismul recoacerii de detensionare este guvernat de trei fenomene care au loc la creșterea temperaturii și care au o pondere mai mică sau mai mare la reducerea tensiunilor remanente. De obicei, detensionarea începe cu scăderea modului de elasticitate ce apare la o temperatură  $T_1$ , situată, pentru majoritatea materialelor metalice, în jurul valorii de  $100^\circ\text{C}$ . Apoi se manifestă fluajul la o temperatură  $T_2 > T_1$  ( $\cong 400^\circ\text{C}$ ) și în cele din urmă scăderea limitei de curgere ce are loc la o temperatură  $T_3 > T_2$ .

Cea mai mare pondere în mecanismul detensionării termice îl are scăderea limitei de curgere, însă încălzirea la o temperatură suficientă pentru producerea detensionării este limitată de atingerea unor temperaturi critice pentru diferite materiale. În cazul oțelurilor obișnuite, de exemplu, temperatura de menținere nu trebuie să depășească  $A_{C1}$ , dar în cazul unor oțeluri inoxidabile nu poate depăși nici pragul de  $400^\circ\text{C}$ . Acest lucru restrânge aria de aplicabilitate a procedurii.

## **5.2. Reducerea tensiunilor remanente prin îmbătrânire naturală.**

### **5.2.1. Generalități**

Îmbătrânirea este procedeul de reducere a tensiunilor remanente - respectiv de stabilizare dimensională relativă - ce are loc în timp datorită fenomenului de *relaxare*. Ea constă practic în a expune piesele, imediat după realizarea lor, la intemperii în aer liber, o anumită perioadă de timp ce poate varia între șase luni și doi ani. La această operație eliminarea tensiunilor remanente se apreciază a fi în jur de 10%. Îmbătrânirea pieselor este din ce în ce mai puțin utilizată datorită gradului scăzut de detensionare și a duratei lungi de expunere a pieselor, ceea ce este neeconomic.

După cum am amintit, fenomenul care stă la baza îmbătrânirii naturale este fenomenul de relaxare. El constă din reducerea în timp a tensiunii la care este supusă o piesă, când deformația este menținută constantă. Uneori, acest fenomen se asimilează greșit cu fenomenul de fluaj, care constă din creșterea deformației în timp în condiții de menținere constantă a sarcinii. Acest lucru se întâmplă datorită faptului că menținerea unei deformații constante în timp la un corp solid, dacă se ține seama de fluaj, este posibilă numai prin reducerea tensiunii aplicate. După Sestopalov L.M., [119], Drăgulescu D. și Brîndeu L., [56], [57], [60], intensitatea relaxării depinde de o serie de factori cum sunt: natura materialului, temperatură, deformațiile și perturbațiile la care este supus corpul.

### **5.2.2. Mecanismul îmbătrânirii naturale**

Esența fluajului și a relaxării din punct de vedere al teoriei dislocațiilor poate fi privită ca rezultatul echilibrului dintre eliberarea dislocațiilor și blocarea lor în dreptul obstacolelor existente și generate [56],[57]. Interacțiunile dintre dislocații se realizează prin mecanisme cunoscute ( Cottrell, Seeger, Suzuki, etc.) ca-

re în fond au ca efect modificarea stării energetice a structurii metalice, cu tendința de a se realiza o stare de echilibru [67].

În general, comportarea unui sistem ce tinde să se stabilizeze în timp este descrisă printr-o ecuație de stabilizare energetică de forma:

$$\frac{dE}{dt} = -\frac{E - E_0}{t_r}, \quad (1)$$

unde:  $E$  - energia sistemului la momentul  $t$ ;

$E_0$  - valoarea energiei sistemului în stare stabilizată (de echilibru);

$t_r$  - timpul de stabilizare (de relaxare) a sistemului.

Considerarea rolului principal al defectelor în procesul de stabilizare se concretizează prin transcrierea ecuației (1) pentru energia asociată defectelor,  $E_d$ , în speță, dislocațiilor, a căror contribuție la comportarea materialelor metalice este esențială.

Astfel ecuația de stabilizare ia forma:

$$\frac{dE_d}{dt} = -\frac{E_d - E_{d0}}{t_r} \quad (2)$$

Deoarece, după Drăgulescu și Brîndeu[25], modificarea energiei defectelor se reflectă direct în modificări ale curbei tensiune-deformație, se utilizează în locul ecuației (2) ecuația lui Maxwell pentru mediile elasto-plastice scrisă în cazul solicitării monoaxiale:

$$\frac{d\sigma}{dt} = E \cdot \frac{d\varepsilon}{dt} - \frac{\sigma}{t_r}, \quad (3)$$

în care:  $E$  - reprezintă modulul de elasticitate transversal.

Aplicând o tensiune exterioară  $\sigma$ , dislocațiile se vor deplasa sub acțiunea componentei tangențiale a acesteia în planul de alunecare caracteristic defectului. Din această cauză pentru procesele de deformare în care dislocațiile au un rol esențial (cu precădere în domeniul plastic, deci pentru tensiuni ce depășesc limita de curgere a materialului), ecuația (3) se scrie de forma:

$$\frac{d\tau}{dt} = G \cdot \frac{d\gamma}{dt} - \frac{\tau}{t_r}, \quad (4)$$

în care:  $\tau$  - tensiunea tangențială sub acțiunea căreia o dislocație este mobilă;

$\gamma$  - este deformația corespunzătoare tensiunii  $\tau$ ;



$G$  - modulul de elasticitate transversală al materialului.

Ecuțiile (3) și (4) reprezintă forme diferite de tratare a aceluiași proces de stabilizare mecanică a corpului elasto-plastic.

Mărimea ce influențează în mod esențial procesul de stabilizare a stării de tensiuni într-un material metalic și ca atare nivelul tensiunilor remanente care se stabilește în materialul respectiv, este  $t_r$ .

Este evident că timpul de stabilizare a stării de tensiuni este cu atât mai lung cu cât energia necesară pentru activarea procesului este mai mare. Deoarece în procesele de deformare plastică intervin nu numai dislocațiile care sunt defecte atermice ci și defectele punctiforme a căror mobilitate este mult influențată de temperatură, timpul de stabilizare  $t_r$  va scădea cu creșterea temperaturii. Se poate deci adopta pentru mărimea  $t_r$  o expresie de forma:

$$t_r = t_{r_0} \cdot e^{\frac{E_d}{RT}}, \quad (5)$$

în care la exponent apare doar energia dislocațiilor  $E_d$ , deoarece celelalte defecte au contribuții nesemnificative din acest punct de vedere, rolul lor manifestându-se preponderent în factorul  $T$ .

Mărimea  $t_{r_0}$  ar reprezenta timpul de stabilizare pentru un material metalic construit din cristale ideale (fără defecte  $E_d = 0$ ). La un astfel de cristal starea de deformare se realizează prin modificări ale pozițiilor atomice în raport cu configurația de echilibru. Cu foarte bună aproximație această mărime se poate considera egală cu perioada  $T_0$  a mișcării de vibrație termică a atomilor respectivi, care, [42], este de forma:

$$T_0 = \frac{h}{K \cdot \theta_D}, \quad (6)$$

în care:  $h$  - constanta lui Planck;

$K$  - constanta lui Boltzmann;

$\theta_D$  - temperatura Debye a materialului considerat.

În tabelul 5.1 sunt indicate valorile timpului de relaxare  $t_{r_0}$  calculate cu relația (6) pentru câteva cristale ideale, indicându-se pentru acestea și valorile modulului de elasticitate longitudinal.

Tabelul 5.1.

## Valorile timpului de relaxare pentru câteva materiale

Metalul	E [N/mm <sup>2</sup> ] $\times 10^7$	$T_0=t_{r0}\cdot 10^{-13}$ [s]
Plumb	0,16	5,4
Cositor	0,35	1,81
Cupru	1,17	1,52
Aluminiu	0,71	1,22
Fier	2,1	1,1

Expresia (5) nu scoate în evidență un element esențial: influența tensiunilor aplicate unui material metalic real asupra duratei de atingere a stării sale stabilizate.

Pentru a putea exprima cantitativ această influență se apelează la expresia energiei necesare deplasării unei dislocații marginale de lungime unitară în planul său de alunecare [1]:

$$E_d = \frac{Gb^2}{2\pi(1-\nu)} + \frac{Gb^2}{\pi(1-\nu)} \cdot e^{-\frac{2\pi A_0}{b}} \cos \frac{2\pi x}{b} \quad (*)$$

a cărei valoare maximă se atinge pentru coordonata  $x=0$  a miezului acesteia:

$$E_{d\max} = \frac{Gb^2}{2\pi(1-\nu)} + \frac{Gb^2}{\pi(1-\nu)} \cdot e^{-\frac{2\pi A_0}{b}} \quad (7)$$

Se ia în calcule în continuare această valoare maximă deoarece cu ajutorul său s-a determinat forța critică Peierls-Nabarro care este capabilă să pună în mișcare dislocația considerată și deci intervine în relațiile (2) și (5).

Dacă se notează:

$$E_{d_1} = \frac{Gb^2}{2\pi(1-\nu)} \quad (8)$$

expresia (7) devine:

$$E_{d\max} = E_{d_1} + 2E_{d_1} \cdot e^{-\frac{2\pi A_0}{b}} \quad (9)$$

În cazul în care dislocația marginală se află în stare de echilibru, pentru unitatea de lungime de dislocație marginală în echilibru, la valori ale raportului  $R/R_0$  caracteristic cristalelor reale, energia asociată se poate considera:

$$E_{d_0} = \frac{G b^2}{\pi(1-\nu)}. \quad (10)$$

Cu aceste precizări:  $E_{d0} = 2E_{d1}$  și relația (9) conduce la:

$$E_{d_{\max}} = E_{d_0} - E_{d_1} + 2E_{d_1} \cdot e^{-\frac{2\pi A_0}{b}} = E_{d_0} - E_{d_1} \left(1 - 2e^{-\frac{2\pi A_0}{b}}\right) \cong E_{d_0} - E_{d_1} \operatorname{th} \frac{\pi A_0}{b}. \quad (11)$$

Din expresia semilățimii dislocației  $A_0$ , se poate face aproximația:

$$\frac{\pi A_0}{b} \cong \frac{2\pi \cdot u(x)}{b}. \quad (12)$$

Cu semnificațiile cunoscute ale mărimilor ce intervin în (12) se va considera:

$$\frac{2\pi \cdot u(x)}{b} \cong \sin \frac{2\pi \cdot u(x)}{b} \quad (13)$$

și care va fi egală cu:

$$\sin \frac{2\pi \cdot u(x)}{b} = \frac{\tau}{\tau_{\max}} \quad (14)$$

Introducând în relația (14) valoarea determinată pentru tensiunea tangențială maximă și coroborând expresia obținută cu relațiile (13) și (12) rezultă:

$$\frac{\pi A_0}{b} = \frac{\tau}{G} \cdot \frac{\pi a(3-2\nu)}{b}, \quad (15)$$

în care se notează:

$$\delta = \frac{\pi a(3-2\nu)}{Gb}. \quad (16)$$

Pe baza considerațiilor de mai sus, expresia (11) a energiei asociată dislocației în mișcare este:

$$E_{d_{\max}} = E_{d_0} - E_{d_1} \operatorname{th} \delta \tau. \quad (17)$$

Se poate scrie astfel o nouă formă a expresiei (5) a timpului de stabilizare a stării de tensiuni într-un metal real:

$$t_r = t_{r_0} \cdot e^{\frac{Ed_0}{RT} - \frac{Ed_1}{RT} th \delta \tau}. \quad (18)$$

Pentru simplificarea expresiei se notează:

$$\begin{aligned} \frac{Ed_0}{RT} &= \alpha \\ \frac{Ed_1}{RT} &= \beta. \end{aligned} \quad (19)$$

Astfel timpul de stabilizare devine:

$$t_r = t_{r_0} \cdot e^{\alpha - \beta th \delta \tau}. \quad (20)$$

Expresia (20) s-a stabilit luând în considerare o singură dislocație marginală mobilă care s-a deplasat cu distanța  $u(x)$  în planul de alunecare sub acțiunea unei tensiuni tangențiale. În realitate, dislocația nu este izolată, ea se mișcă în corelație cu dislocațiile înconjurătoare și cu defectele punctiforme, producându-se diverse fenomene structurale prin mecanismele amintite [41].

În aceste condiții este evident că în expresia timpului de stabilizare  $t_r$ , diferiții coeficienți ce intervin ar suferi modificări dacă s-ar putea lua în considerare toate interacțiunile posibile. Expresia (20), verificată prin date experimentale, a indicat însă o bună corespondență cu realitatea.

Relaxarea tensiunilor este în fond un proces de stabilizare, a cărui evoluție poate fi urmărită cantitativ pe baza expresiei (20) a timpului de mobilitate a dislocațiilor.

Astfel, considerând sistemul :

$$\begin{cases} \frac{d\tau}{dt} = G \cdot \frac{d\gamma}{dt} - \frac{\tau}{t_r} \\ t_r = t_{r_0} \cdot e^{\alpha - \beta th \delta \tau} \end{cases} \quad (21)$$

se urmărește determinarea legii de variație în timp a tensiunii  $\tau = \tau(t)$ , care survine după ce procesul de deformare sub acțiunea sarcinilor exterioare s-a epuizat ( $d\gamma/dt=0$ ).

Drept condiții inițiale se consideră deformația remanentă în material și tensiunea remanentă corespunzătoare, adică la  $t = t_0$ :  $\gamma = \gamma_{rem} = \gamma_0$ ,  $\tau = \tau_{rem} = \tau_0$ .

Pe baza celor precizate, sistemul (21) se va restrânge la ecuația diferențială:

$$\frac{d\tau}{dt} = - \frac{\tau \cdot e^{\beta th \delta \tau}}{t_{r_0} \cdot e^{\alpha}}. \quad (22)$$

Datorită valorilor foarte mici ale argumentului tangentei hiperbolice, se poate face aproximația:

$$th \delta \tau = \delta \tau \quad (23)$$

și dacă se utilizează notația  $t_{r_0} e^{\alpha} = t_r^*$ , ecuația (22.) devine:

$$\frac{d\tau}{dt} = - \frac{\tau \cdot e^{\beta \delta \tau}}{t_r^*}. \quad (24)$$

Deoarece exponentul  $\beta \delta \tau$  are valori extrem de reduse, astfel încât este valabilă aproximația:

$$e^{\beta \delta \tau} = 1 + \beta \delta \tau, \quad (25)$$

ecuația diferențială (24) ia forma:

$$\frac{d\tau}{dt} = - \frac{\tau}{t_r^*} (1 + \beta \delta \tau), \quad (26)$$

sau

$$\frac{d\tau}{\tau(1 + \beta \delta \tau)} = - \frac{1}{t_r^*} dt, \quad (26')$$

care integrată membru cu membru conduce la:

$$\int \frac{d\tau}{\tau(1 + \beta \delta \tau)} = - \frac{t}{t_r^*} + C, \quad (27)$$

Scriind membrul stâng al ecuației (27) sub forma:

$$\int \frac{1 + \beta \delta \tau - \beta \delta \tau}{\tau(1 + \beta \delta \tau)} d\tau = \int \left( \frac{1}{\tau} - \frac{\beta \delta}{1 + \beta \delta \tau} \right) d\tau,$$

rezultă prin efectuarea calculelor:

$$\ln \tau - \ln(1 + \beta \delta \tau) = - \frac{t_0}{t_r^*} + C. \quad (28)$$

Determinarea constantei de integrare C se face prin impunerea condițiilor inițiale menționate pentru procesul de relaxare, rezultând din ecuația (28):

$$\ln \tau_0 - \ln(1 + \beta\delta\tau) = -\frac{t_0}{t_r^*} + C. \quad (29)$$

De unde:

$$C = \frac{\tau_0}{1 + \beta\delta\tau_0} + \frac{t_0}{t_r^*}. \quad (30)$$

Înlocuirea valorii (30) a constantei de integrare C în ecuația (28) conduce la:

$$\ln \frac{\tau}{\tau_0} \frac{1 + \beta\delta\tau_0}{1 + \beta\delta\tau} = -\frac{t - t_0}{t_r^*}. \quad (31)$$

Astfel expresia tensiunii  $\tau$ , ca funcție de timp, în cursul procesului de relaxare considerat, este:

$$\tau = \frac{\tau_0 \cdot e^{-\frac{t-t_0}{t_r^*}}}{1 + \beta\delta\tau_0 \left( 1 - e^{-\frac{t-t_0}{t_r^*}} \right)}. \quad (32)$$

Reprezentarea grafică a funcției  $\tau = \tau(t)$  poartă denumirea de curbă de relaxare a materialului pentru tensiunile tangențiale (Fig.5.7)

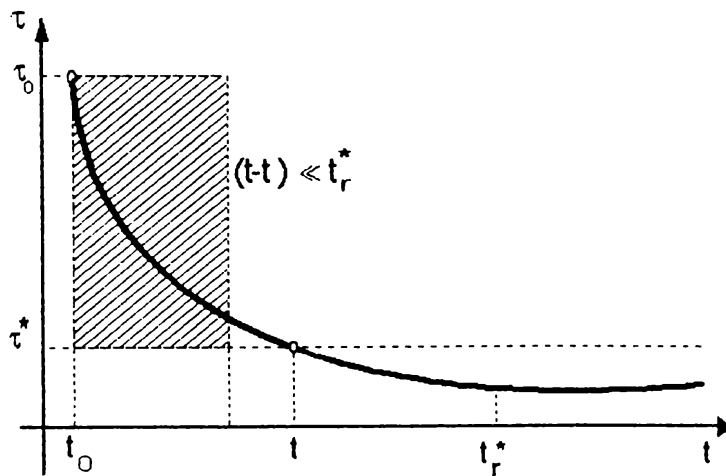


Fig.5.7.

Legea de variație (32) arată că procesul de relaxare depinde de caracteristicile de material (prin mărimile  $t_r^*$ ,  $\beta$ ,  $\delta$ ), de temperatură (prin mărimile  $t_r^*$ ,  $\beta$ ) și de procesul de deformare anterior, materializat prin mărimea tensiunii remanente  $\tau_0$ .

Dacă intervalul de timp în care se produce procesul de relaxare este redus în raport cu  $t_r^*$ , adică:

$$\frac{t-t_0}{t_r^*} \ll 1,$$

atunci:

$$e^{-\frac{t-t_0}{t_r^*}} = 1 - \frac{t-t_0}{t_r^*} \quad (33)$$

și expresia (32) a tensiunii  $\tau$  devine:

$$\tau = \tau_0 \frac{1 - \frac{t-t_0}{t_r^*}}{1 + \beta \delta \tau_0 \frac{t-t_0}{t_r^*}} \quad (34)$$

Dimpotrivă, dacă intervalul de timp studiat se apropie ca mărime de  $t_r^*$ , adică:

$$t-t_0 \cong t_r^*, \quad (35)$$

atunci expresia tensiunii  $\tau$  se poate scrie de forma:

$$\tau^* = \frac{\tau_0}{1 + (e-1)\beta\delta \tau_0} \quad (36)$$

Semnificația expresiei (36) este deosebit de importantă: ea reprezintă valoarea tensiunii remanente ce se mai înregistrează în material după ce procesul de relaxare s-a epuizat.

În același mod se poate stabili legea de variație a tensiunilor normale pornind de la un sistem de relații asemănător cu (21), de forma:

$$\begin{cases} \frac{d\sigma}{dt} = E \frac{d\varepsilon}{dt} - \frac{\sigma}{t_r} \\ t_r = t_{r0} \cdot e^{\alpha - \beta \cdot t \cdot \delta \sigma} \end{cases} \quad (37)$$

în care mărimile  $\alpha$ ,  $\beta$ ,  $t_r$  au aceleași semnificații și expresii ca și cele stabilite pentru tensiunile tangențiale, modulul de elasticitate transversal  $G$  este înlocuit de modulul de elasticitate longitudinal  $E$ , iar tensiunea  $\tau$  ce produce deplasarea dislocațiilor alunecare este înlocuită cu tensiunea  $\sigma$  ce produce deplasarea dislocațiilor prin cățărare (urcare). Factorul  $\delta$  nu va mai avea expresia (16), ci va su-

feri o modificare neesențială prin considerarea valorii  $\sigma_{max}$  care se obține multiplicându-l pe  $\tau_{max}$  printr-un factor constant supraunitar.

Impunând condițiile inițiale ale procesului de relaxare: la  $t=t_0$ ,  $\varepsilon=\varepsilon_{rem}=\varepsilon_0$ , și corespunzător  $\sigma=\sigma_{rem}=\sigma_0$  și efectuând aceleași operații ca și în cazul rezolvării sistemului (21), rezultă legea de variație în raport cu timpul a tensiunii normale  $\sigma$ :

$$\sigma = \sigma_0 \frac{1 - \frac{t-t_0}{t_r^*}}{1 + \beta \delta \sigma_0 \left( 1 - e^{-\frac{t-t_0}{t_r^*}} \right)} \quad (38)$$

a cărei reprezentare grafică reprezintă curba de relaxare a materialului pentru tensiunile normale (Fig.5.8)

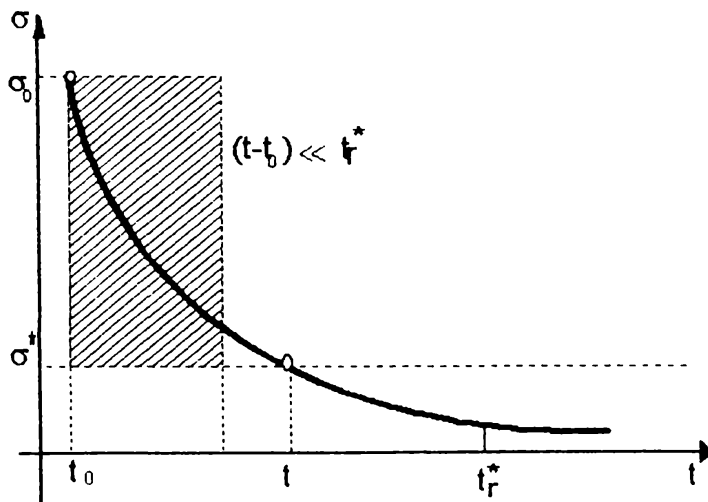


Fig.5.8.

În cazul în care este valabilă inegalitatea:

$$t-t_0 \ll t_r^*$$

rezultă o lege de variație simplificată:

$$\sigma = \sigma_0 \frac{1 - \frac{t-t_0}{t_r^*}}{1 + \beta \delta \sigma_0 \frac{t-t_0}{t_r^*}} \quad (39)$$

În caz contrar,

pentru  $t-t_0 \approx t_r^*$  se obține valoarea tensiunii normale remanente în material după ce procesul de relaxare s-a încheiat:

$$\sigma^* = \frac{\sigma_0}{1 + (e-1)\beta \delta \sigma_0} \quad (40)$$

Rezultă din expresiile (32) și (38) că tensiunile relative  $\sigma/\sigma_0$  și  $\tau/\tau_0$  sunt funcții de duratele de timp relative  $t/t_r^*$ . Deoarece valoarea mărimii  $t_r^*$  depinde de natura metalului și de temperatură, așa cum rezultă din relațiile (24), (19), (6), este evident că și curbele de relaxare vor fi diferite în funcție de natura materialului și de temperatură.



### 4.3.Reducerea tensiunilor remanente prin aplicarea unor sarcini statice repetate

Metoda de detensionare prin aplicarea unor sarcini repetate de întindere este utilizată mai puțin în practică deoarece, la piese cu o structură complexă solicitarea este foarte greu de realizat și forțele care se distribuie pe fiecare element în parte al construcției nu pot fi controlate. Dacă la o epruvetă cu configurație simplă în care au fost introduse tensiuni remanente prin sudare - de exemplu - se pot aprecia atât nivelul tensiunilor remanente introduse, cât și valoarea forței exterioare care suprasolicită materialul, la piese cu configurație complexă acest lucru este foarte greu.

Principiul metodei se bazează pe faptul că, datorită suprapunerii unor tensiuni exterioare peste tensiunile remanente existente în piesă, se depășește limita de curgere, realizându-se deformații plastice. Apoi, la descărcare are loc o schimbare a epurei tensiunilor remanente astfel încât acestea ajung la un nivel mai scăzut decât cel inițial. Ca urmare a unor solicitări repetate piesa se va detensiona.

În cele ce urmează se va analiza cazul unei plăci de oțel pe care s-a depus un rând de sudură (fig.5.9.).

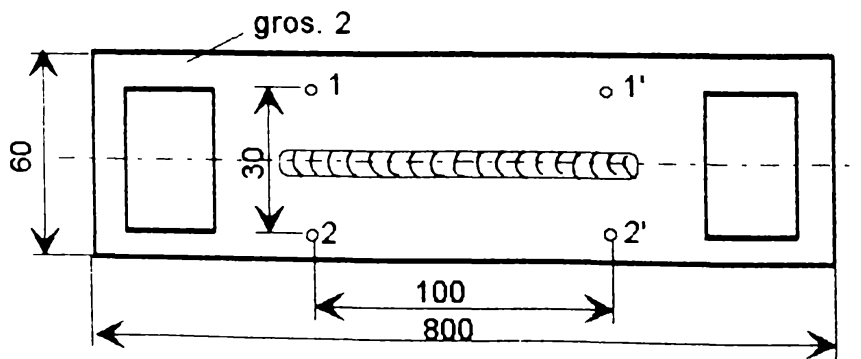


Fig.5.9.

Epura tensiunilor produse în epruvetă după sudare are alura reprezentată în figura 5.10 prin linie întreruptă.

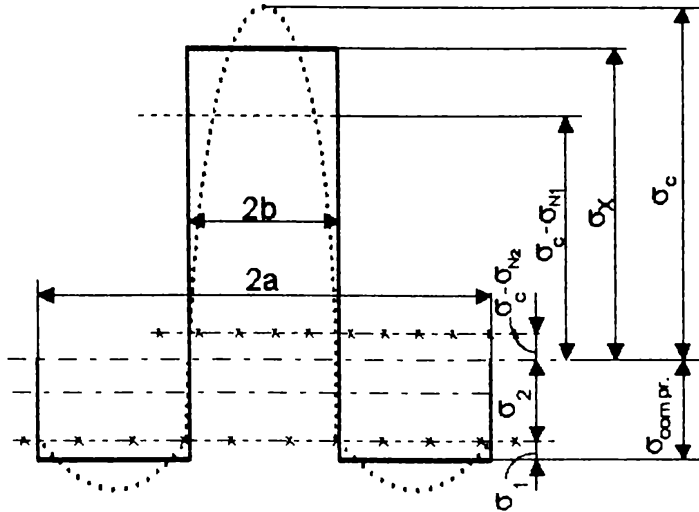


Fig.5.10.

În scopul simplificării calculelor ea se înlocuiește cu o epură indicată cu linie continuă. În această situație, tensiunea medie de compresiune în zona îndepărtată de cusătură, unde deformările plastice au lipsit, se pot determina pe baza legii lui Hooke:

$$\sigma_{compr} = \varepsilon_{med} \cdot E \quad (1)$$

unde,  $\varepsilon_{med} = \Delta_{med}/100$

$\Delta_{med}$  - alungirea medie a fibrelor 1 și 2 în mm (vezi fig.1) la baza 100 mm, adică:

$$\sigma_{compr} = \Delta_{med} \cdot 2,1 \cdot 10^5 \text{ N/mm}^2 \quad (2)$$

Întrucât nu există forțe exterioare, epura tensiunilor remanente trebuie astfel construită încât să exprime faptul că tensiunile sunt în echilibru. De unde:

$$(2a - 2b)\sigma_{compr} = 2b \cdot \sigma_x \quad (3)$$

În această relație există două necunoscute  $b$  și  $\sigma_x$ , pentru determinarea cărora este necesar să se stabilească încă o relație. De aceea, pentru construcția epurei nu sunt încă date suficiente.

Prin încărcarea epruvetei cu sarcini exterioare, în epruvetă existând tensiuni remanente datorită sudării, se poate deduce mecanismul îndepărtării lor și se pot obține date pentru construcția epurei.

În acest sens se încarcă epruveta cu o sarcină exterioară. După descărcarea epruvetei se pot efectua măsurători, putându-se calcula valoarea medie  $\Delta_{med}$ , ca diferență a dimensiunilor bazei după descărcarea cu sarcina exterioară și după sudare.

În procesul de încărcare al epruvetei, în zona deformațiilor plastice tensiunile datorită forței exterioare  $\sigma_N$  se adună la tensiunile remanente de întindere și

într-un anumit moment ating limita de curgere a materialului. La creșterea în continuare a încărcării exterioare are loc deformarea plastică la valoarea constantă a tensiunii din acea zonă.

După îndepărtarea sarcinii, tensiunile în zonă devin egale cu  $\sigma_C - \sigma_N$  și mai mici decât  $\sigma_x$ , dacă  $\sigma_x + \sigma_N > \sigma_C$ . Această micșorare a tensiunilor de întindere, determină micșorarea tensiunilor de compresiune în zona îndepărtată de cusătură. De aceea  $\Delta_{med1}$  caracterizează deformația plastică corespunzătoare micșorării tensiunii remanente în zona de compresiune. Această mărime permite să se calculeze valoarea cu care se micșorează tensiunile remanente:

$$\sigma_1 = \Delta_{med1} \cdot 2,1 \cdot 10^5 \text{ N/mm}^2. \quad (4)$$

Se poate folosi din nou condiția de echilibru a epurei tensiunilor remanente după îndepărtarea sarcinii exterioare:

$$(2a - 2b)(\sigma_{comp} - \sigma_1) = 2b(\sigma_C - \sigma_{N1}), \quad (5)$$

unde:  $\sigma_C$  - limita de curgere a materialului epruvetei;

$\sigma_{N1}$  - tensiunea datorată sarcinii exterioare.

Considerând împreună relațiile (3) și (5) se obține:

$$\sigma_x = \frac{(\sigma_C - \sigma_{N1}) \cdot \sigma_{comp}}{\sigma_{comp} - \sigma_1}$$

$$b = \frac{a \cdot \sigma_{comp}}{\sigma_x + \sigma_{comp}}.$$

Cu aceste date se poate construi epura tensiunilor după sudare și aplicarea sarcinii statice.

Dacă în continuare urmează un nou ciclu de încărcare, măsurarea dimensiunilor plăcii va duce, ca și în cazul precedent, la posibilitatea aprecierii gradului de reducere a tensiunii de compresiune:

$$\sigma_2 = \Delta_{med2} \cdot 2,1 \cdot 10^5 \text{ N/mm}^2.$$

unde  $\Delta_{med2}$  - este deformația fibrei medii în  $mm$  la baza de  $100 mm$  .

Tensiunea  $\sigma_C - \sigma_N$  se determină din relațiile de echilibru ale epruvei.

Se observă că principalul parametru care determină reducerea tensiunilor remanente este valoarea forței exterioare cu care se solicită epruveta. Dacă forța nu este suficient de mare astfel încât să se depășească limita de curgere a materialului, practic nu are loc nici o detensionare. Mai trebuie menționat faptul că, la al doilea ciclu de încărcare trebuie ca sarcina exterioară să fie mărită pentru a produce detensionarea, deoarece tensiunile remanente fiind mai reduse, este necesară o forță mai mare pentru realizarea deformației plastice.

Dacă se face o reprezentare grafică a evoluției sarcinii exterioare în timp, se obține figura 5.11.

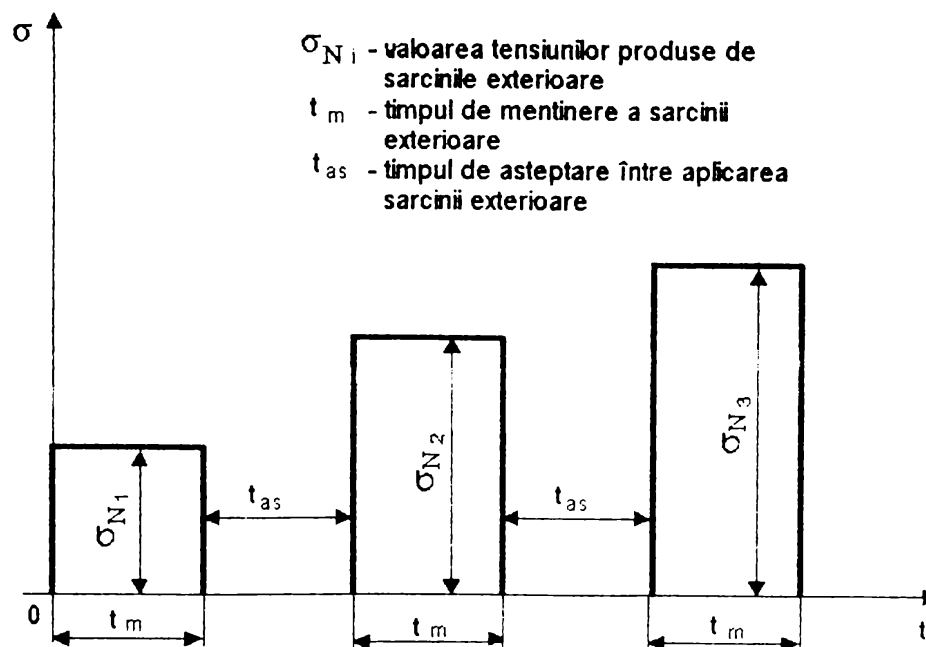


Fig.5.11.

Perioada  $T$  nu trebuie să fie prea mare pentru a evita ecruisajul.

## **Cap.6. ANALIZA TEORETICĂ A POSIBILITĂȚILOR DE A REDUCE TENSIUNILE REMANENTE CU AJUTORUL VIBRAȚIILOR**

În capitolele anterioare s-a arătat că producerea tensiunilor remanente într-un corp este posibilă numai prin solicitarea lui în domeniul plastic. Ca o consecință a acestui fapt s-a demonstrat apoi, că și reducerea tensiunilor remanente, prin tratament termic, îmbătrânire naturală sau prin aplicarea unor sarcini statice repetate de scurtă durată, se poate realiza numai dacă în piese au loc deformații plastice. Se știe însă că orice deformație plastică implică o mișcare a dislocațiilor, mișcare ce devine operantă printr-un aport energetic. În cazurile de detensionare prezentate, dislocațiile deveneau mobile prin:

- introducerea unei energii suplimentare de natură termică - cazul recoacerii pentru detensionare;
- variația energiei de deformație înmagazinată de corp din cauza expunerii la intemperii în aer liber - cazul îmbătrâniri;
- introducerea unei energii suplimentare de natură mecanică - cazul detensionării prin aplicarea unor solicitări statice.

Mecanismele intime prin care se realizează deformația plastică sunt diferite de la o metodă de detensionare la alta, în funcție de fenomenele care au loc în material (fluajul, relaxarea, curgerea plastică, curgerea microplastică, scăderea modulului de elasticitate la acțiunea temperaturii, etc.). De aceea, pare nejustificat ca numai bilanțul energetic și analiza la scară microscopică să fie indicate de unii autori, ca fiind cele mai concludente metode în ceea ce privește aprecierea gradului de detensionare și a posibilității efective de reducere a tensiunilor remanente. Dacă ar fi așa, detensionarea prin îmbătrânire nici nu ar fi posibilă.

Dacă privim posibilitatea reducerii tensiunilor remanente cu ajutorul vibrațiilor prin prisma mecanismelor de detensionare prin procedee convenționale, rezultă următoarele:

- dacă vrem să obținem o reducere substanțială a tensiunilor remanente macroscopice, trebuie să facem o analogie cu detensionarea termică, respectiv cu

cea realizată prin aplicarea unor sarcini statice intense; este deci necesar ca piesa să suporte deformații plastice macroscopice, ce duc de fapt la deformarea permanentă a piesei; acest lucru este însă foarte greu de realizat practic pe piese reale, cum sunt de exemplu construcțiile sudate de dimensiuni mari din domeniul hidroenergetic, al motoarelor navale și feroviare, etc.

- dacă dorim numai obținerea unei bune stabilizări dimensionale, atunci trebuie făcută o analogie a detensionării prin vibrații cu îmbătrânirea naturală, ce are la bază fenomenele de relaxare și fluaj.

Indiferent de comparația care se face, pentru că bilanțul energetic nu poate fi de ajuns pentru explicarea mecanismului detensionării prin vibrații, trebuie să se țină seama și de particularitățile care apar la solicitarea unui material cu sarcini vibratorii.

În capitolul care urmează se va face un studiu de evaluare a posibilităților de reducere a tensiunilor remanente cu ajutorul vibrațiilor pe modele teoretice de corpuri continue, iar apoi se efectuează și o analiză din punct de vedere fenomenologic al proceselor ce au loc în timpul detensionării prin vibrații.

### **6.1. Analiza pe modele a posibilităților de reducere a tensiunilor remanente**

Trebuie specificat de la început, că abordarea problemei reducerii tensiunilor remanente cu ajutorul vibrațiilor utilizând modelele reologice, se poate face doar la scară macroscopică. La baza construcției modelelor reologice stau principalele proprietăți ale corpurilor, definite prin relațiile dintre tensiuni și deformații. Acțiunea vibrațiilor se studiază pe baza diagramei tensiune-deformație a corpului (modelului) considerat. Aici trebuie însă precizat, că se ține seama de dependența  $\sigma$ - $\varepsilon$  existentă la un moment dat și nu de evoluția ei în timp. De fapt, este o primă aproximație ce exprimă cantitativ aspectul staționar al fenomenului, față de care mai pot apărea efecte suplimentare de relaxare. Apoi, trebuie să ținem seama că efectul produs de vibrații asupra tensiunilor existente din corp, depinde în primul rând de modul de acționare[21]. Astfel, cercetările experimentale efectuate cu

ajutorul unui pulsator care imprimă corpului o tensiune oscilantă [81], au arătat că reducerea tensiunilor remanente de ordinul I poate fi substanțială, numai dacă nivelul lor este ridicat.

Alt mod de acționare este acela cu surse care produc deformații vibratorii. Aceste deformații se determină din studiul dinamic al interacțiunii sursă-corp, ce presupune cunoscute caracteristicile elastice și de inerție ale sistemului. Eficiența aplicării vibrațiilor rezultă apoi în urma analizei condițiilor de realizare a deformației, funcție de comportarea reologică a materialului.

Este de remarcat însă faptul, că în cazul modelelor reologice liniare, ca de exemplu al corpurilor elasto-vâscoase, nu poate fi evidențiată reducerea tensiunilor remanente de ordinul I la aplicarea vibrațiilor. Prin urmare, trebuie considerate modelele având comportare neliniară. Deoarece plasticitatea constituie comportamentul neliniar cel mai caracteristic al corpurilor, trebuie considerate modele de corpuri ce lucrează în domeniul plastic. Condiția obligatorie pentru a avea loc o reducere a tensiunilor remanente de ordinul I, este ca tensiunea creată în urma aplicării vibrațiilor să depășească limita de curgere macroscopică a materialului.

### **6.1.1. Mecanismul detensionării prin vibrații explicat la scară macroscopică cu ajutorul modelelor reologice**

Explicarea mecanismului reducerii tensiunilor remanente prin vibrații a fost dată de Brîndeu L. și Drăgulescu D., pornind de la analiza comportării corpului la solicitarea în domeniul plastic. Prin aplicarea vibrațiilor se ajunge în domeniul plastic, iar pentru situația medie de vibrație, care se obține în final, va corespunde o tensiune situată sub cea inițială.

Se va dezvolta acest raționament pentru cazul corpului din figura 6.1, ce prezintă o caracteristică de revenire elastică.

În starea inițială de echilibru se presupune că acționează tensiunea  $\sigma_0$ , corespunzătoare deformației  $\varepsilon_0$  (fig.6.2.). Notând prin  $\delta$  amplitudinea deformației produsă de generatorul de vibrații, deformația rezultantă se poate scrie:

$$\varepsilon = \varepsilon_0 + \delta \sin \omega t, \quad (1)$$

unde  $\omega$  este pulsația vibrațiilor produsă de generator. Realizarea eficienței maxime necesită acordarea generatorului la rezonanță, ceea ce presupune reglarea pulsației lui astfel încât să coincidă cu una din pulsațiile proprii ale structurii corpului.

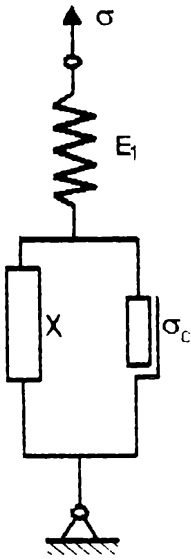


Fig.6.1.

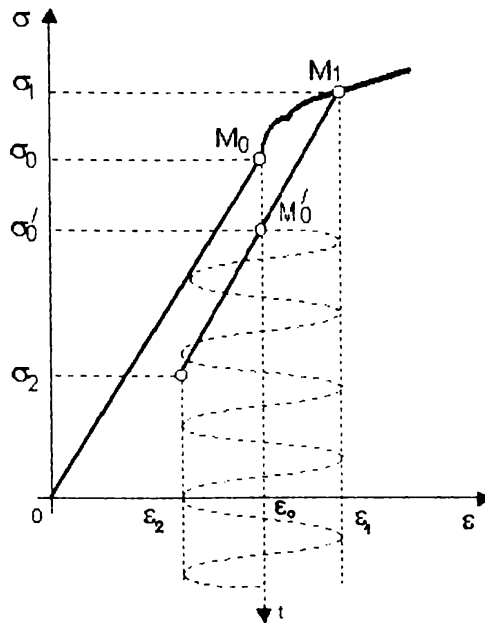


Fig.6.2.

Conform expresiei (1) deformațiile extreme vor fi:

$$\varepsilon_1 = \varepsilon_0 + \delta \quad \text{și} \quad \varepsilon_2 = \varepsilon_0 - \delta \quad (2)$$

iar tensiunile corespunzătoare  $\sigma_1$  și  $\sigma_2$ .

Pornind de la deformația inițială  $\varepsilon_0$  și tensiunea corespunzătoare  $\sigma_0$ , se ajunge la deformația maximă  $\varepsilon_1$  și tensiunea  $\sigma_1$ , ce se deduce considerând modelul din figura 6.1 supus la încărcare

peste limita de curgere  $\sigma_c$ , deci cu toate componentele în funcțiune.

Descărcarea până la deformația minimă  $\varepsilon_2$  și tensiunea  $\sigma_2$  se face elastic, modulul de elasticitate fiind tot  $E$ .

Urmează mai multe cicluri de încărcare-descărcare, parcurse ca urmare a vibrației, până la oprirea ce va corespunde deformației medii  $\varepsilon_0$ , din figura 6.2.

Datorită caracteristicii de revenire elastică a modelului considerat, tensiunea descrește liniar în funcție de deformație. Prin urmare deformației inițiale  $\varepsilon_0$ , la sfârșitul procesului de vibrație, va trebui să îi corespundă tensiunea medie:

$$\sigma_0 = \frac{\sigma_1 + \sigma_2}{2} \quad (3)$$

Se realizează astfel o reducere a tensiunii inițiale dată de expresia:

$$\Delta\sigma = \sigma_0 - \frac{\sigma_1 + \sigma_2}{2} \quad (4)$$



Ținând seama că revenirea se face elastic, se poate scrie:

$$\sigma_1 - \sigma_2 = E_1(\varepsilon_1 - \varepsilon_2) \quad (5)$$

și deci:

$$\sigma_2 = \sigma_1 - 2E_1 \cdot \delta. \quad (6)$$

Dacă în relația (4) se introduce expresia (6), rezultă:

$$\Delta\sigma = \sigma_0 - \sigma_1 + E_1 \cdot \delta. \quad (7)$$

Evident odată modelul fixat se poate calcula  $\sigma_1$  și apoi raportul  $\frac{\Delta\sigma}{\sigma_0}$ , care poate fi potrivit ca măsura a efectului detensionării prin vibrații.

### 6.1.2. Detensionarea prin vibrații a corpului elasto-plastic

Pentru studiul acestei probleme se folosește un model reologic format dintr-un element Hooke, legat în serie cu un alt element format prin legarea în paralel a unui corp Saint-Venant cu unul elastic Hooke (fig.6.3). Se obține corpul cu caracteristica de curgere evidentă și consolidare liniară. Curba tensiune-deformație pentru acest corp este redată în figura 6.4.

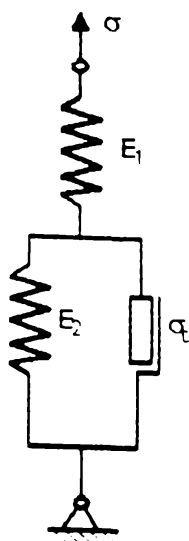


Fig.6.3.

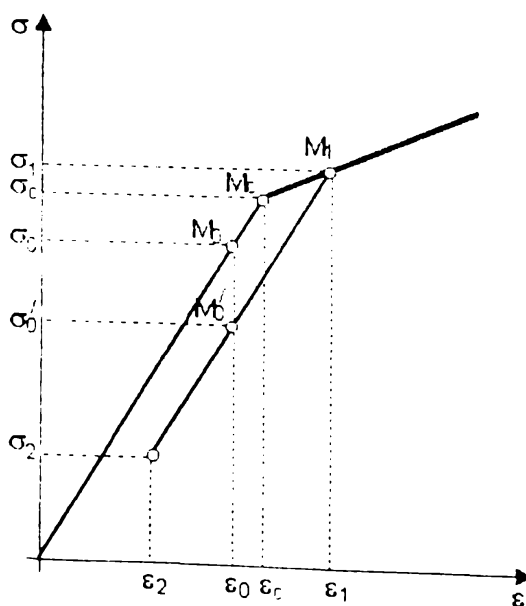


Fig.6.4.

Presupunând tensiunea inițială  $\sigma_0$  în domeniul elastic:

$$\varepsilon_0 \leq \varepsilon_c = \frac{\sigma_c}{E_1},$$

este necesar ca în urma aplicării vibrațiilor să se ajungă în domeniul plastic, adică:

$$\delta \geq \varepsilon_c - \varepsilon_0, \quad (1)$$

unde  $\delta$  este amplitudinea vibrației.

Analitic, dependen-

ța  $\sigma$ - $\varepsilon$  în domeniul elastic este:

$$\sigma = E \cdot \varepsilon, \text{ pentru } \varepsilon \leq \varepsilon_c, \quad (2)$$

iar în domeniul plastic:

$$\sigma = E_p \cdot \varepsilon + \frac{E - E_p}{E} \cdot \sigma_c, \text{ pentru } \varepsilon \geq \varepsilon_c, \quad (3)$$

unde  $\varepsilon_c$  și  $\sigma_c$  sunt deformația și tensiunea corespunzătoare limitei de curgere.

Modulele de elasticitate s-au determinat ținând seama că în faza de încărcare nu lucrează decât  $E$  și prin identificare rezultă  $E_1 = E$ , iar apoi când se depășește  $\sigma_c$ , arcurile ajung să fie legate în serie, și deci:

$$\frac{1}{E_p} = \frac{1}{E_1} + \frac{1}{E_2} \Rightarrow E_p = \frac{E_1 \cdot E_2}{E_1 + E_2}.$$

Tensiunea  $\sigma_1$  corespunzătoare deformației maxime  $\varepsilon = \varepsilon_0 + \delta$  (materialul fiind în domeniul plastic) se obține din ecuația (3):

$$\sigma_1 = E_p(\varepsilon_0 + \delta) + \frac{E - E_p}{E} \cdot \sigma_c. \quad (4)$$

Dacă expresia (4) se introduce în relația stabilită pentru reducerea tensiunilor remanente anterior,  $\Delta\sigma = \sigma_0 - \sigma_1 + E_1 \cdot \delta$ , rezultă:

$$\frac{\Delta\sigma}{\sigma_0} = \frac{E - E_p}{E} \left( 1 - \frac{\sigma_c}{\sigma_0} + \frac{\delta}{\varepsilon_0} \right). \quad (5)$$

Aceasta este pentru corpul cu consolidare liniară în domeniul plastic, măsura reducerii tensiunilor remanente din corp [21], [22], [23], [28].

Pentru corpul plastic ideal de tip Prandtl ( $E_p = 0$ ), se obține:

$$\frac{\Delta\sigma}{\sigma_0} = 1 - \frac{\sigma_c}{\sigma_0} + \frac{\delta}{\varepsilon_0}. \quad (6)$$

Pentru simplificare se aproximează tensiunea inițială la limita de curgere ( $\sigma_0 \cong \sigma_c$ ), astfel încât formula (6) devine:

$$\frac{\Delta\sigma}{\sigma_0} = \frac{\delta}{\varepsilon_0}. \quad (7)$$

Relația (6) permite stabilirea eficacității aplicării vibrațiilor asupra reducerii tensiunilor remanente. Aceasta se face simplu dacă amplitudinile se determină experimental, iar valoarea  $\varepsilon_0$  se aproximează prin valoarea  $\varepsilon_c = 0,2$ , care reprezintă deformația specifică corespunzătoare limitei de curgere convențională.

### 6.1.3. Detensionarea prin vibrații a corpului Goldsmith

Modelul asupra căruia se acționează este redat în figura 6.5 și este cunoscut în literatura de specialitate sub numele de corpul Goldsmith.

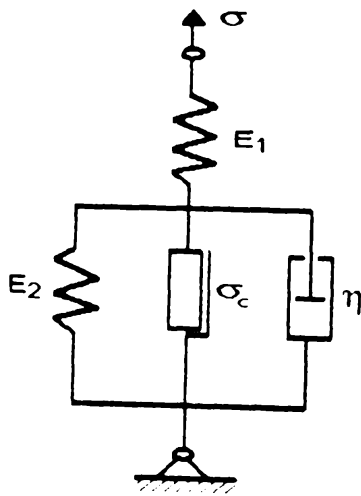


Fig. 6.5.

Acesta este format dintr-un element Hooke, de care este legat în serie un sistem de trei corpuri în paralel: un corp Hooke, unul Saint-Venant și unul Newton.

Ecuția constitutivă a corpului Goldsmith este:

$$\frac{\dot{\sigma}}{E_1} + \frac{1}{\eta} \left[ \left( 1 + \frac{E_2}{E_1} \right) \sigma - \sigma_c \right] = \dot{\varepsilon} + \frac{E_2}{\eta} \varepsilon. \quad (1)$$

La scrierea ecuației (1) s-a ținut seama de faptul că:

$$\sigma = E_1 \cdot \varepsilon_1 = E_2 \cdot \varepsilon_2 + \eta \cdot \dot{\varepsilon}_2 + \sigma_c \quad \text{și}$$

$$\varepsilon = \varepsilon_1 = \varepsilon_2, \text{ dacă } \sigma > \sigma_c,$$

unde prin  $\varepsilon_2$  s-a notat deformația celor trei elemente legate în paralel.

Dacă se aplică corpului o vibrație, deformația în urma aplicării acesteia se poate scrie:

$$\varepsilon = \varepsilon_0 + \delta \sin \omega t, \quad (2)$$

unde  $\delta$  este amplitudinea vibrațiilor produse de generator și  $\omega$  pulsația vibrațiilor.

Introducând expresia (2) în (1) obținem:

$$\dot{\sigma} + h\sigma = A \cos(\omega t - \varphi) + S, \quad (3)$$

unde:

$$h = \frac{E_1 + E_2}{\eta} ; A = \frac{E_1 \cdot \delta}{\eta} \sqrt{E_2^2 + \eta^2 \cdot \omega^2} ; \operatorname{tg} \varphi = \frac{E_2}{\eta \cdot \omega} ; S = \frac{E_1 \cdot \sigma_c + E_2 \cdot \sigma_0}{\eta} . \quad (4)$$

Soluția ecuației diferențiale (3) este de forma:

$$\sigma = C \cdot e^{-ht} + \frac{A \cdot \omega}{\omega^2 + h^2} \left[ \sin(\omega t + \varphi) + \frac{h}{\omega} \cos(\omega t - \varphi) \right] + \frac{S}{h} , \quad (5)$$

unde C este constanta de integrare. Aceasta se poate determina din condițiile de continuitate a tensiunilor la trecerea peste limita de curgere [25], [26], [27].

Conform relației (2), la momentul trecerii prin punctul limită ( $t=t_c$ ), avem ecuația:

$$\sin \omega t_c = \frac{\sigma_c - \sigma_0}{E_1 \cdot \delta} . \quad (6)$$

În momentul  $t=t_c$  tensiunea are mărimea  $\sigma_c$ , adică:

$$\sigma(t_0) = \sigma_c . \quad (7)$$

Ținând seama de expresia (3), din ecuația (7) se obține constanta de integrare:

$$C = e^{ht_c} \left\{ \sigma_c - \frac{A \cdot \omega}{\omega^2 + h^2} \left[ \sin(\omega t_c - \varphi) + \frac{h}{\omega} \cos(\omega t_c - \varphi) \right] - \frac{S}{h} \right\} . \quad (8)$$

După cum se constată în soluția (5), componenta  $C e^{-ht}$  descrește exponențial în timp și după un număr de cicluri de vibrații poate fi neglijată. Deformația maximă are loc pentru momentul în care  $\sin \omega t = 1$ . Corespunzător acesteia tensiunea este:

$$\sigma_1 = E_1 \cdot \delta \frac{(E_1 + E_2) \cdot E_2 + \eta^2 \omega^2}{(E_1 + E_2) + \eta^2 \omega^2} + \frac{S}{h} . \quad (9)$$

Înlocuind tensiunea  $\sigma_1$  dată de ecuația (9), în formula găsită pentru aprecierea detensionării prin vibrații ( $\Delta \sigma = \sigma_0 - \sigma_1 + E_1 \cdot \delta$ ), se obține:

$$\Delta \sigma = - \frac{E_1 (\sigma_c - \sigma_0)}{E_1 + E_2} + \frac{E_1^2 (E_1 + E_2) \cdot \delta}{(E_1 + E_2)^2 + \eta^2 \omega^2} . \quad (10)$$

În consecință, măsura reducerii relative a tensiunii datorate vibrații, ce definește gradul de detensionare va fi:

$$\frac{\Delta\sigma}{\sigma_0} = \frac{E_1}{E_1 + E_2} \left[ 1 - \frac{\sigma_c}{\sigma_0} + \frac{1}{1 + \frac{\eta^2 \omega^2}{(E_1 + E_2)^2}} \cdot \frac{E_1 \cdot \delta}{\sigma_0} \right]. \quad (11)$$

După înlocuirea lui  $E_1$  și  $E_2$  se obține:

$$\frac{\Delta\sigma}{\sigma_0} = \frac{E - E_p}{E} \left[ 1 - \frac{\sigma_c}{\sigma_0} + \frac{1}{1 + \frac{\eta^2 \omega^2}{E^4} (E - E_p)^2} \cdot \frac{\delta}{\varepsilon_0} \right]. \quad (12)$$

Se observă că vâscozitatea corpului are un efect defavorabil asupra detensionării. Într-adevăr, efectul vibrațiilor se micșorează pe măsura creșterii coeficientului de vâscozitate  $\eta$  (relația 12).

#### 6.1.4. Detensionarea prin vibrații a corpurilor cu comportare complet neliniară

Există numeroase studii privind exprimarea prin relații analitice neliniare a dependenței tensiune-deformație. În majoritatea situațiilor întâlnite, prima parte a dependenței  $\sigma$ - $\varepsilon$ , s-a arătat că poate fi bine reprezentată prin ecuația [25]:

$$\varepsilon = \frac{\sigma}{E_0} + k \cdot \left( \frac{\sigma}{E_0} \right)^2, \quad (1)$$

unde:

$$E_0 = \left( \frac{d\sigma}{d\varepsilon} \right)_0 \text{ este modulul de elasticitate în origine,}$$

$K = 5 - 7$  un coeficient ce depinde de material.

Relația (1) s-a dovedit a fi suficient de exactă pentru a caracteriza comportarea unor materiale.

Modelul reologic adoptat pentru studiul detensionării cu ajutorul vibrațiilor este dat în figura 6.1, cu observația că în acest caz se va considera  $E_1 = E_0$ , iar

componenta  $X$  va fi un element nelinier al cărui răspuns este proporțional cu pătratul tensiunii aplicate [21], [25].

Ecuția (1) pentru condițiile inițiale se scrie:

$$\varepsilon_0 = \frac{\sigma_0}{E_0} + k \left( \frac{\sigma_0}{E_0} \right)^2 \quad (2)$$

Dacă corpul este supus unor vibrații care îl deformează după legea:

$$\varepsilon = \varepsilon_0 + \delta \sin \omega \cdot t, \quad (3)$$

unde:  $\delta$  este amplitudinea vibrațiilor,  $\omega$  pulsația vibrațiilor și  $\varepsilon_0$  deformația corespunzătoare tensiunii remanente  $\sigma_0$ , deformația maximă se produce când  $\varepsilon = \varepsilon_0 + \delta$  și deci se poate scrie:

$$\varepsilon_0 + \delta = \frac{\sigma_1}{E_0} + k \left( \frac{\sigma_1}{E_0} \right)^2 \quad (4)$$

Din (4) rezultă:

$$\delta = \frac{\sigma_1 - \sigma_0}{E_0} + k \frac{\sigma_1^2 - \sigma_0^2}{E_0^2} \quad (5)$$

Ecuția (5) se poate pune sub forma:

$$k\sigma_1^2 + E_0 \cdot \sigma_1 - E_0 \cdot \sigma_0 - k \cdot \sigma_0^2 - E_0^2 \cdot \delta = 0 \quad (6)$$

Considerând pe  $\sigma_1$  ca necunoscută, din (6) rezultă:

$$\sigma_1 = \frac{-E_0 + \sqrt{(E_0 + 2k\sigma_0)^2 + 4kE_0^2\delta}}{2k} \quad (7)$$

Pe baza inegalității:

$$\sqrt{1+x} \leq 1 + \frac{1}{2}x,$$

se deduce:

$$\sqrt{1 + \frac{4kE_0^2 \cdot \delta}{(E_0 + 2k\sigma_0)^2}} \leq 1 + \frac{2kE_0^2 \cdot \delta}{(E_0 + 2k\sigma_0)^2} \quad (8)$$

Din (7) și (8) rezultă:

$$\sigma_1 \leq \sigma_0 + \frac{E_0^2 \delta}{E_0 + 2k\sigma_0} \quad (9)$$

Pe baza relației (9) ținând seama de relația care exprimă pe  $\Delta\sigma$  în cazul general al detensionării prin vibrații obținem:

$$\Delta\sigma \geq \frac{2kE_0\sigma_0\delta}{E_0 + 2k\sigma_0}, \quad (10)$$

$$(\Delta\sigma = \sigma_0 - \sigma_1 + E_1 \cdot \delta$$

- relația generală în cazul detensionării prin vibrații).

Efectul reducerii prin vibrații a tensiunilor remanente poate fi exprimat conform (10), cel puțin prin mărimea:

$$\frac{\Delta\sigma}{\sigma_0} = \frac{2kE_0\delta}{E_0 + 2k\sigma_0} \quad (11)$$

În condițiile când  $\sigma_0 \gg E_0$  relația (11) devine:

$$\frac{\Delta\sigma}{\sigma_0} = 2 \cdot k \cdot \delta, \quad (12)$$

Se observă că eficiența aplicării vibrațiilor va fi determinată de mărimea amplitudinii mișcării transmise corpului.

Formula (12) permite o evaluare imediată a gradului de reducere a tensiunilor remanente. Această reducere nu este substanțială, chiar dacă amplitudinea deformației atinge valori mari comparabile cu deformația corespunzătoare limitei de curgere.

## **6.2. Aspecte fenomenologice privind procesul de reducere al tensiunilor remanente cu ajutorul vibrațiilor**

Explicarea detensionării prin vibrații cu ajutorul modelelor reologice neliniare ale corpurilor are dezavantajul, că nu ține seama de eventualele fenomene ce se pot produce în timp la acțiunea unor sarcini variabile. Acestea pot duce la modificarea anumitor proprietăți ale materialului în funcție de: frecvența de aplicare a sarcinii, amplitudine, durata totală de tratament, temperatură, starea materialului, etc.

În cazul modelelor reologice neliniare analizate, un rol important în procesul de detensionare îl are amplitudinea vibrațiilor. Ea trebuie să fie destul de mare, astfel încât să producă o tensiune maximă, care adunată la tensiunea remanentă să ducă la depășirea limitei de curgere macroscopică a materialului. Aceasta practic înseamnă că, imediat după primul ciclu de solicitare se produce o redistribuire a tensiunilor și apoi indiferent la câte cicluri este supus corpul, deformația impusă de amplitudinea vibrațiilor se găsește numai în domeniul elastic. Dacă acest lucru s-ar întâmpla în realitate, problema s-ar reduce la cea a detensionării prin aplicarea unei simple sarcini statice.

Alt aspect controversat al acestei analize ar fi acela că nu s-a luat în considerare masa corpurilor, de fapt inerția având totuși un rol important în procesul de detensionare [141].

Din aceste motive, s-a considerat că este necesară analizarea din punct de vedere fenomenologic al factorilor ce ar putea contribui la explicarea reducerii tensiunilor remanente cu ajutorul vibrațiilor.

### ***6.2.1. Curgerea microplastică o posibilă cauză a reducerii tensiunilor remanente la aplicarea vibrațiilor***

În cazul încercării de reducere a tensiunilor și deformațiilor remanente din piesele reale (care au o configurație complexă și dimensiuni mari), sunt foarte greu de realizat cu ajutorul vibrațiilor asemenea sarcini, încât limita de curgere macroscopică să fie depășită. Astfel, se pune întrebarea dacă se pot reduce tensiunile remanente cu ajutorul vibrațiilor și fără să fie respectată condiția ca suma tensiunilor remanente și a celor aplicate ciclic să depășească limita de curgere globală a materialului. Răspunsul la această întrebare se poate da, dacă se ține seama că la scară microscopică, datorită caracterului neomogen al deformațiilor plastice produse în urma proceselor tehnologice, tensiunile remanente sunt distribuite neuniform; neomogenitatea distribuției tensiunilor în cristale și concentrarea de efort la intersecțiile limitelor grăunților sau în jurul dislocațiilor, pot produce împreună cu sarcinile vibratorii eforturi locale destul de mari pentru a cauza



o deformație plastică locală, chiar dacă efortul mediu (macroscopic) este foarte mic [71]. Aceste deformații plastice locale sunt însoțite de eliberarea unei părți din energia acumulată datorită tensiunilor remanente de toate ordinele și produc efecte de relaxare.

Un rol important trebuie atribuit și *efectului Baushinger*. El se manifestă în faptul că, la solicitări ciclice limita de proporționalitate, respectiv de curgere a materialului, nu mai este constantă ci variază cu direcția de aplicare a efortului. La aplicarea efortului într-o direcție, limita de curgere crește după direcția respectivă ca efect al ecruisajului, dar dacă efortul se schimbă în direcția opusă, deformarea începe la o valoare mai scăzută a limitei de curgere decât cea la care s-a produs deformarea inițială. Efectul Baushinger intervine deci prin micșorarea tensiunilor necesare pentru deformarea plastică locală, ceea ce duce la procese microscopice de curgere plastică. Explicarea fenomenului se bazează pe ipoteza lui G. Masing privind apariția microtensiunilor Hein în domeniul plastic[25]. Aceasta se referă la faptul că grăunții cristalini, datorită poziției și orientării lor, prezintă limite de curgere diferite și se comportă diferit la depășirea acestor limite. După înlăturarea solicitării, în unii grăunți vor apare tensiuni remanente, numite și *microtensiuni Hein*, care sunt de sens opus tensiunii corespunzătoare deformării plastice. La deformarea de sens opus, microtensiunile se însumează cu tensiunea exterioară, ceea ce duce la apariția anticipată a deformațiilor plastice.

Dacă se admite această ipoteză în legătură cu detensionarea prin vibrații, atunci trebuie să se țină seama și de faptul că în baza teoriei mecanicii ruperii materialelor[47], inițierea și propagarea fisurii de oboseală are la bază aceleași procese microscopice de curgere plastică, la care se adaugă după un anumit număr de cicluri și ruperile locale. Dacă se ajunge la aceasta efectul poate fi dezastruos, deoarece ele acționează ca și concentratori de tensiuni și pot conduce la dezvoltarea și propagarea unor fisuri.

Sudnic și Jarlyka[71], fără a face referiri la efectul lui Bauschinger, dezvoltă și propun o teorie conform căreia, detensionarea prin vibrații se datorează în principal curgerii microplastice. Ei trasează astfel o diagramă de oboseală ce conține cinci curbe (fig.6.6.):

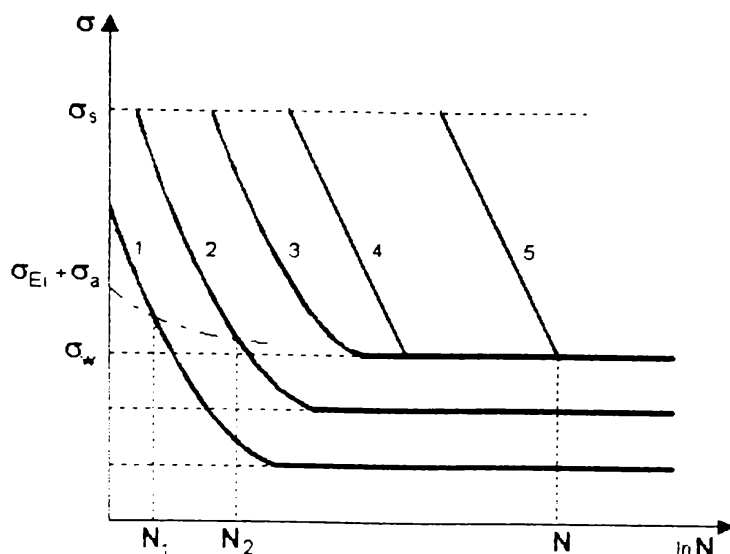


Fig.6.6.

Pe figură mai sunt notate:

$\sigma_{Ei}$  - tensiunea reziduală.

$\sigma_a$  - tensiunea vibratorie.

Explicarea detensionării constă din faptul, că sub efectul tensiunilor vibratorii suprapuse peste cele remanente, după un anumit număr de cicluri  $N_1$ , se produce o curgere microplastică, care sub efectul vibrațiilor duce la o relaxare a tensiunilor reziduale. Cu cât amplitudinea vibrațiilor este mai mare, cu atât relaxarea este mai pronunțată. Vibrația trebuie întreruptă după  $N_2$  cicluri pentru a evita apariția fenomenului de oboseală.

### **6.2.2. Efecte secundare ce apar la deformarea elastică a metalelor și care pot contribui la reducerea tensiunilor remanente prin vibrații**

Într-adevăr, curgerea microplastică pare a fi o explicație satisfăcătoare în ceea ce privește posibilitatea detensionării prin vibrații. Totuși însă rămân neexplicate aspectele fenomenologice intime ce stau la baza acestui proces. Din această cauză s-a considerat necesară și o analizare a comportării materialelor supuse la solicitări variabile în domeniul elastic.

1- curba de amorsare a curgerii la nivel microscopic;

2 - curba de amorsare a curgerii la nivel macroscopic;

3 - curba sfârșitului curgerii macroscopice;

4- curba de amorsare a ruperii submicroscopice;

5- curba ruperii la oboseală.

### 6.2.2.1. Abateră materialelor de la comportarea elastică (anelasticitatea)

Dacă un corp metalic perfect elastic este supus unei deformații simple (alungire sau torsiune), atunci între tensiunea  $\sigma$  și deformația specifică  $\varepsilon$  există conform legii lui Hooke relația liniară:

$$\sigma = M \cdot \varepsilon, \quad (1)$$

care este independentă de timp.

$M$  este modulul de elasticitate al metalului, putând fi la deformații simple  $E$  sau  $G$ .

În realitate metalele prezintă abateri de la comportarea perfect elastică, chiar dacă nu se depășește limita de elasticitate.

a) Dacă unui corp metalic  $i$  se imprimă, în domeniul elastic, o deformație ce rămâne constantă în timp, se constată o scădere treptată a tensiunii către o valoare constantă, fenomenul purtând numele de *relaxare*.

b) Dacă printr-un procedeu oarecare menținem constantă tensiunea, observăm că după o deformație instantanee apare alta progresivă, care tinde către o valoare determinată. Acest fenomen este cunoscut sub numele de *fluaj*.

**Observație.** În multe cazuri fluajul este inclus în procesul de relaxare.

Fenomenul de relaxare și respectiv fluaj se reflectă în determinarea modulului de elasticitate  $M$ .

La solicitări mici metalele prezintă un  $M$  constant ce poate fi determinat, dar valoarea lui depinde pentru o aceeași probă dacă el se determină prin metode statice sau dinamice. Explicația poate fi dată cu ajutorul fenomenului de relaxare. Admițând linearitatea legii lui Hooke (fig. 6.7), dreapta  $OA$  corespunde deformației instantanee, iar  $OB$  cazului relaxării.

Luând în considerare factorul timp, se poate presupune că  $\sigma$  crește brusc de la  $0$  la  $\sigma_A$ , iar deformația de la  $0$  la  $\varepsilon_A$ . După ce  $\sigma_A$  rămâne constant,  $\varepsilon$  totuși crește până la valoarea  $\varepsilon_B$  (fig. 6.7). Deformația totală  $\varepsilon$  la un moment dat este  $\varepsilon = \varepsilon_{el} + \varepsilon_s$ , unde  $\varepsilon_{el} = \varepsilon_A$  reprezintă deformația instantanee elastică, iar  $\varepsilon_s$  o

deformație suplimentară a cărei valoare maximă la relaxare totală este

$$\varepsilon_{0s} = \varepsilon_B - \varepsilon_A.$$

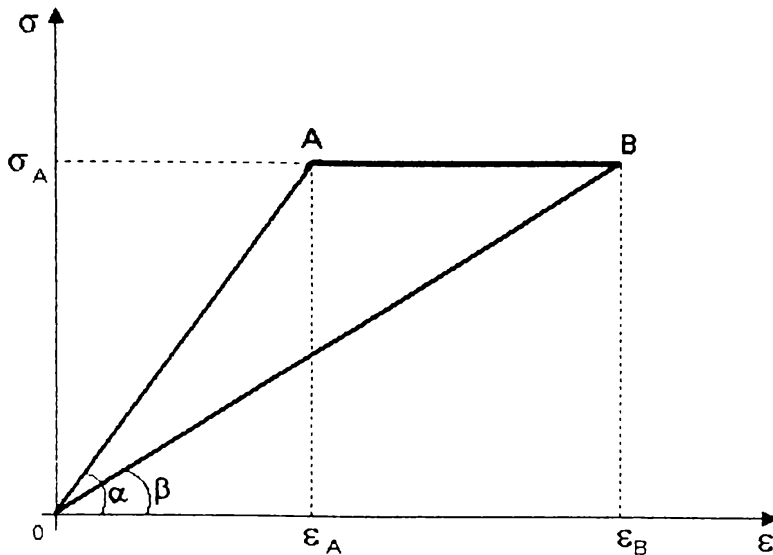


Fig.6. 7.

Se observă că:

$$M_I > M_R$$

La determinarea statică se determină  $M_R$ .

La determinarea dinamică suficient de rapidă se determină  $M_I$  (sau dacă nu este suficient de rapidă un  $M > M_R$ ).

Din cele de mai sus rezultă că metalele prezintă, chiar la solicitări mici, mai multe tipuri de deformații, dacă luăm în considerare factorul timp:

1) Deformațiile instantanee care apar simultan cu aplicarea forței și se mențin constante dacă forța rămâne constantă. Acesta este un caz ideal.

2) Deformații care se desfășoară în timp, modificându-se chiar la menținerea constantă a efortului. Aici apar fenomenele de relaxare și fluaj. Sunt descrise foarte bine cu ajutorul funcției exponențiale de tipul  $e^{-\frac{t}{\tau}}$ ,  $\tau$  fiind o constantă numită timp de relaxare.

3) Mai apare și cazul când deformația suplimentară capătă un caracter oscilatoriu, tinzând spre valoarea finală după o funcție oscilatorie amortizată. Dacă solicitarea este periodică poate apare *rezonanța*.

Modulul de elasticitate  $M$  poate fi interpretat ca fiind panta dreptei  $\sigma$ - $\varepsilon$ . Astfel se disting două module elastice:

-modulul instantaneu nerelaxat :

$$M_I = \operatorname{tg} \alpha = \left( \frac{\sigma}{\varepsilon} \right)_{t=0}$$

-modulul relaxat:

$$M_R = \operatorname{tg} \beta = \left( \frac{\sigma}{\varepsilon} \right)_{t=\infty}$$

Ținând seama de dependența deformației suplimentare de tensiune, obținem următoarea clasificare:

A) Dependența liniară, când  $\varepsilon_s = k \cdot \sigma$  și la trasarea diagramei  $\sigma$ - $\varepsilon$  se obține o dreaptă (dreapta OB din fig. 6.7).

B) Curba  $\varepsilon = f(\sigma)$  este una arbitrară, dependența  $\sigma$ - $\varepsilon$  este univocă.

C) Deformația suplimentară este independentă de timp, dar  $\varepsilon_s = f(\sigma)$  nu este funcție univocă de tensiunile anterioare. La creșterea tensiunii (de exemplu întindere) se obține o anumită curbă  $\sigma$ - $\varepsilon$ , iar la scăderea ei (revenire, respectiv compresiune) altă curbă. Aici apare fenomenul de histereză.

Dacă se combină cele 3 clasificări rezultă:

2+A = procese de relaxare

3+A = procese de rezonanță

1+C = procese de histereză.

Această proprietate de abatere de la elasticitatea perfectă poartă numele de *anelasticitate*.

### 6.2.2.2. Fenomene de relaxare, rezonanță și histereză

#### a. Relaxarea

Deformațiile care se datoresc fenomenului de relaxare, pot fi descrise cu precizie satisfăcătoare cu ajutorul unor funcții exponențiale de timp, în ipoteza că valoarea finală a deformației suplimentare este direct proporțională cu solicitarea.

Presupunem că tensiunea crește brusc la o valoare dată, rămâne apoi constantă un interval de timp, după care scade iarăși brusc la zero. (fig. 6.8.a). În momentul apariției tensiunii deformația instantanee este  $\varepsilon_{el}$  (fig. 6.8.b), dar deformația continuă să crească după legea:

$$\varepsilon_s = \varepsilon_{0s} \cdot e^{-\frac{t}{\tau_\sigma}}$$

(aici  $t=0$  în momentul dispariției tensiunii). Constanta  $\tau_\sigma$  are dimensiunile timpului și depinde de natura și proprietățile metalului. Ea se numește timp de relaxare la tensiune constantă.

În figura 6.9 se poate urmări relaxarea tensiunii la deformare constantă. Și aici se introduce un timp de relaxare, dar la o deformare constantă  $\tau_\epsilon$ . Se observă că în acest caz are loc o deformare plastică, deoarece ca să aducem deformarea  $\epsilon$  la zero se necesită o tensiune de sens invers (fig. 6.9.b).

Foarte important este cazul unor solicitări alternative pe care le considerăm dreptunghiulare (figura 6.10.a). Pe baza figurii 6.8 rezultă că forma de variației a deformăției este cea din figura 6.10.b, iar dependența  $\sigma$ - $\epsilon$  este ca cea din figura 6.10.c. Ceea ce trebuie să ne atragă atenția în mod deosebit, este atingerea valorii maxime a lui  $\epsilon$  în mod treptat, adică după momentul în care  $\sigma$  își atinge maximum. Această întârziere se manifestă evident și atunci când este vorba de oscilații armonice (fig. 6.11), la care apare un defazaj al deformăției  $\epsilon$  în urma tensiunii  $\sigma$ . Acest defazaj este consecința comportării anelastice și ar dispărea la metale perfect elastice.

**Observație.** Se poate prevedea că fenomenele legate de relaxare vor fi dependente de frecvența oscilațiilor, dar independente de amplitudine.

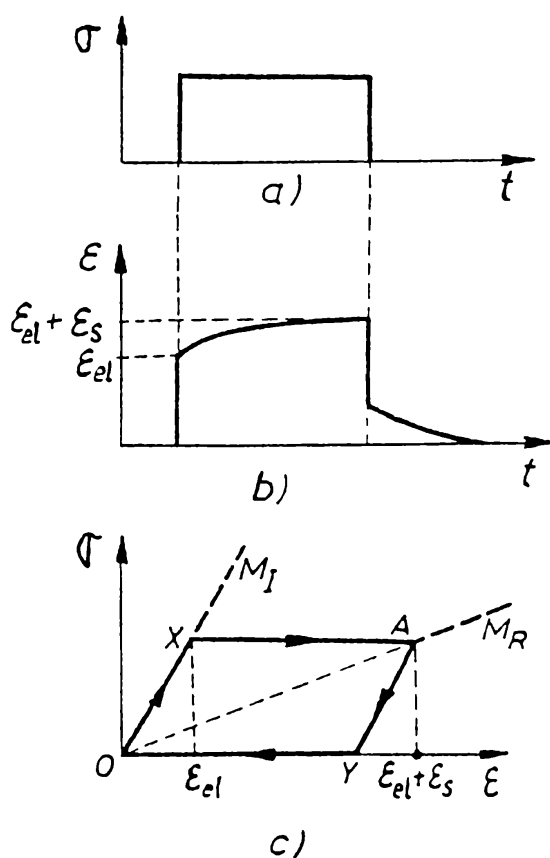


Fig.6.8.

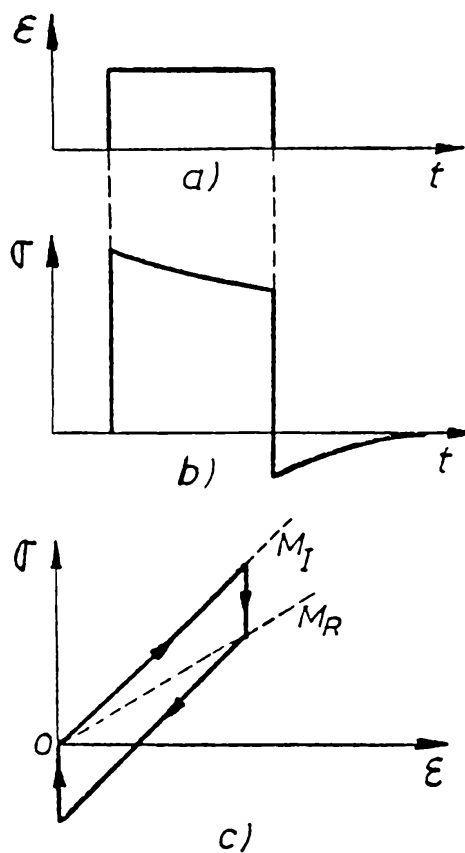


Fig.6.9.

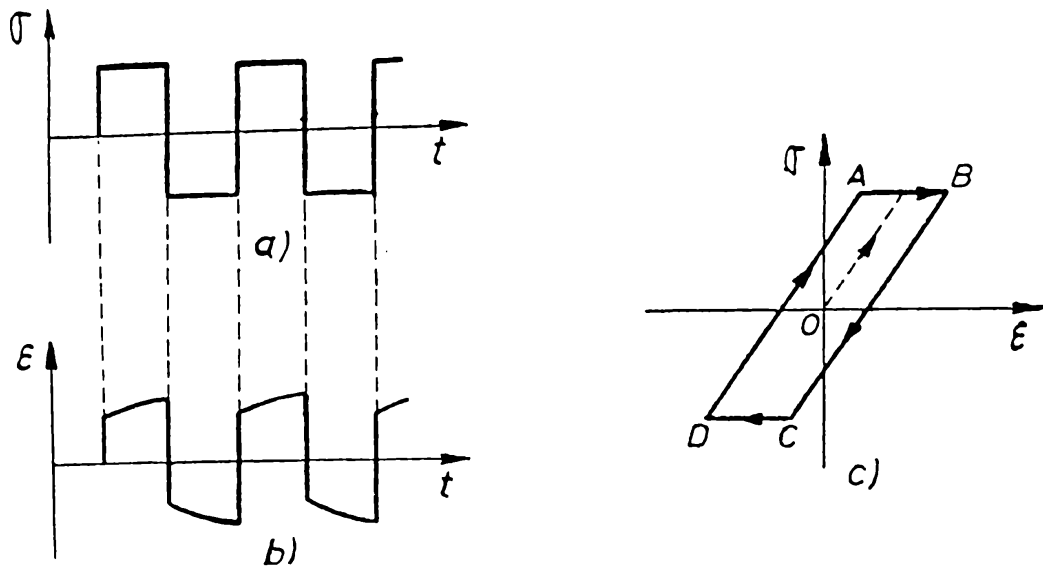


Fig.6.10.

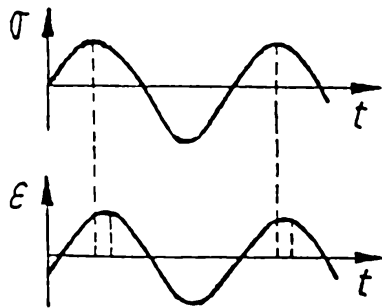


Fig.6.11.

**b. Rezonanța**

Dacă la o probă metalică apare brusc o tensiune (fig. 6.12.a), se poate întâmpla ca deformația suplimentară să varieze conform figurii 6.12.b, adică să oscileze cu o frecvență  $\nu_0$  în jurul valorii  $\epsilon_s$  și să se amortizeze.

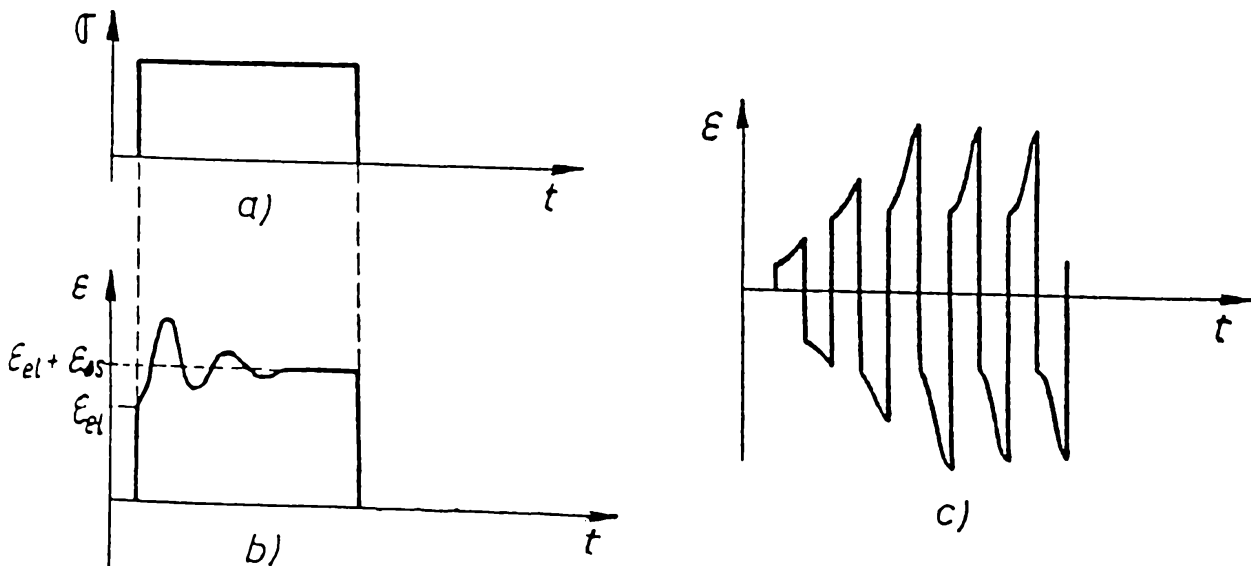


Fig.6.12.

Dacă proba este supusă unor solicitări periodice și frecvența impusă este mult diferită de  $\nu_0$ , procesele ce decurg sunt analoge relaxării. Pentru frecvențe mult mai mari, deformația suplimentară n-are timp să se producă și determinările experimentale nu permit înregistrarea ei, deci modulul de elasticitate este mare ( $M_I$ ).

Dacă dimpotrivă, frecvența este foarte mică, deformația suplimentară este tot timpul realizată și se găsește un modul mic ( $M_R$ ).

Cel mai interesant caz este la rezonanță când  $\nu_0$  coincide cu frecvența impusă. Valoarea deformației suplimentare devine cu mult mai mare decât deformația statică, ceea ce conduce la o scădere puternică, sub valoarea statică a modulului de elasticitate. În cazul rezonanței materialul devine foarte deformabil. Se înțelege și aici dependența fenomenelor studiate de frecvența și independența de amplitudine.

### ***c. Histereza***

Acest proces se manifestă prin faptul că, unei anumite tensiuni  $\sigma$  îi pot corespunde două sau mai multe valori pentru  $\varepsilon$  și invers. El nu este influențat de timp, nu depinde de numărul ciclurilor sau viteza de propagare a lor, ci depinde doar de amplitudine.

**Observație.** Întrucât la procesele de relaxare, rezonanța și histereza, un ciclu include o arie diferită de zero pe diagrama  $\sigma$ - $\varepsilon$  (fig. 6.8.c aria OXAY), la fiecare ciclu se disipează energie. Această energie provine de la energia totală de oscilație și este responsabilă de amortizarea oscilațiilor, rezultând deci o dependență între relaxare și frecarea internă.

### **6.2.2.3. Variația modulului de elasticitate în cazul solicitărilor dinamice.**

După cum am văzut, între comportarea statică și dinamică a unui material există deosebiri importante. Curba  $\sigma$ - $\varepsilon$  determinată ciclic pentru un material dat (figura 6.13), poate fi situată deasupra sau sub curba  $\sigma$ - $\varepsilon$  determinată static în funcție de natura materialului [65]. Dacă solicitările statice elasto-plastice sunt caracterizate de parametrii  $E$ , respectiv  $G$  pentru domeniul elastic și  $E_P$ , respectiv  $G_P$  pentru domeniul plastic, în cazul solicitărilor dinamice parametrii similari sunt  $E_d$ ,



respectiv  $G_d$  [1]. Acest lucru se datorează unui defazaj care apare între tensiunea aplicată  $\sigma_a$  și deformația corespunzătoare  $\varepsilon_a$ .

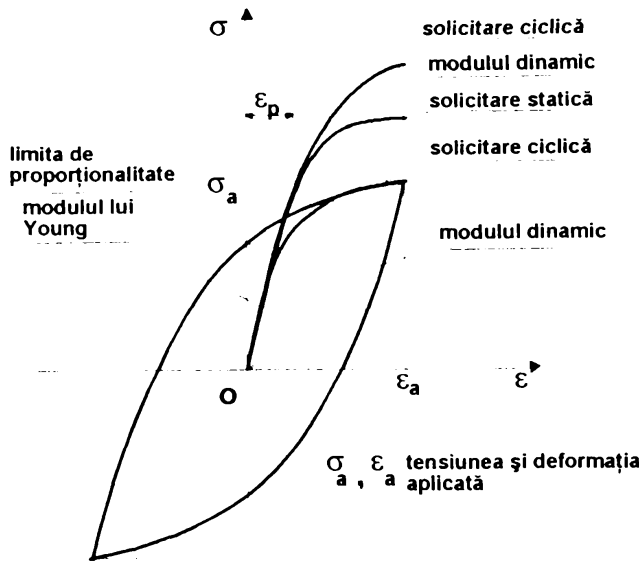


Fig.6.13

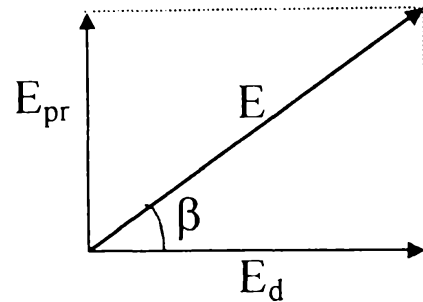


Fig.6.14

Dacă se definește un modul de elasticitate complex  $E^*$  ca o combinație de doi parametri  $E_d$  și  $E_{pr}$  (Fig.6.14)

$$E^* = \frac{\sigma_0}{\varepsilon_0} \cos \beta + i \cdot \frac{\sigma_0}{\varepsilon_0} \sin \beta = E_d + i \cdot E_{pr}$$

$$\sigma_a = \sigma_0 \cdot \sin(\omega t - \beta)$$

$$\varepsilon_a = \varepsilon_0 \cdot \sin \omega t$$

atunci modulul de elasticitate dinamic  $E_d$  este definit ca raportul dintre mărimile în fază ale tensiunii și deformației specifice, calculate în momentul în care deformația specifică este maximă. Termenul  $E_{pr}$  descrie proprietățile neelastice ale materialului. Legătura dintre cei doi parametri este dată de factorul de pierdere:

$$\operatorname{tg} \beta = \frac{E_d}{E_{pr}}$$

unde:  $E_{pr}$ , modulul pierderilor;

$\beta$ , unghiul de defazaj între tensiune și deformație.

Prin urmare, indiferent de modalitatea ciclică de solicitare, materialul își pierde proprietățile sale inițiale, procesul depinzând de natura materialului, tipul

ciclului, frecvența și numărul ciclurilor, de amplitudine etc. Termenul utilizat pentru punerea în evidență a acestui fenomen este cel de *deteriorare*.

Pentru a pune în evidență deteriorarea, mecanica mediilor continue a elaborat mai multe criterii, dintre care unul ia în considerație și modulul de elasticitate. Acesta are expresia[62],[71]:

$$D = 1 - \frac{\bar{E}}{E},$$

unde  $\bar{E}$  este modulul de elasticitate deteriorat și  $D$  gradul de deteriorare.

Explicația fizică a fenomenului se bazează pe faptul că, modulul de elasticitate  $E$  caracterizează forțele de legătură dintre atomi [69], ca o măsură a forței necesare pentru deplasarea atomilor unul în raport cu altul.

Considerând o tensiune uniaxială  $\sigma_a$  aplicată unui metal policristalin, care în general nu are întotdeauna direcția sa paralelă cu linia ce trece prin centrul a doi atomi adiacenți ci face un unghi  $0 \leq \theta \leq \frac{\pi}{2}$ , modulul de elasticitate are următoarea expresie[37]:

$$E = \frac{\sigma_a \cdot r_0}{r - r_0} = \frac{4 \cdot \Delta H_s \cdot n \cdot m}{\pi \cdot r_0 \cdot N \cdot W} \left( \frac{\rho}{M_a} \right)$$

unde:  $r$  - distanța interatomică instantanee;

$r_0$  - distanța interatomică când energia interatomică este minimă;

$\Delta H_s$  - căldura de sublimare pe mol;

$m, n$  - constante de material;

$N$  - numărul lui Avogadro;

$\rho$  - densitatea;

$M_a$  - masa atomică

$W$  - numărul de coordinație al materialului.

Concluzia care se desprinde din formula de mai sus este că, modificarea modulului de elasticitate  $E$  poate avea loc în anumite condiții de solicitare numai dacă densitatea " $\rho$ " și distanța dintre atomi " $r_0$ " se modifică. Prin variația acestor parametri are loc de fapt o apropiere sau o îndepărtare a atomilor, proces care determină o mișcare a dislocațiilor. Acestea, în funcție de tipul lor și mărimea energiei de activare, se deplasează până se ancorează într-o poziție de echilibru.

Mișcarea dislocațiilor implicând o deformație plastică, rezultă că modulul de elasticitate dinamic depinde la rândul său de condițiile de realizare a unor deformații plastice.

O serie de lucrări [44] pun în evidență descreșterea modulului de elasticitate odată cu creșterea deformațiilor plastice acumulate. Deci, o piesă cu tensiuni remanente, care a suferit deformații plastice importate și care este sollicitată ciclic în domeniul elastic în vederea detensionării, este caracterizată la început de un modul de elasticitate mic, fapt ce atrage și reducerea vitezei de propagare a undelor elastice în metale. Sunt revelatoare în acest sens experiențele lui Jukov [44], care a găsit că pentru o creștere a deformațiilor plastice  $\varepsilon_{pl}$  cu 2%, modulul de elasticitate  $E$  se reduce cu 20%. Extrem de importantă pare a fi și observația sa conform căreia, modulul de elasticitate deteriorat, datorită deformațiilor plastice, revine la valoarea sa inițială în timp (circa 80 de zile). Observația prezintă interes, dar nu sunt cunoscute procesele care determină revenirea modulului de elasticitate și implicațiile în acest sens a deformațiilor plastice. O ipoteză ar fi că deformarea materialului determină fluctuații ale frecării interne  $Q^{-1}$ .

### **6.2.3. Implicațiile frecării interne**

Este foarte simplu de demonstrat experimental că oscilațiile libere ale unui corp metalic se amortizează în timp. Dacă se face abstracție de frecările corpului cu mediul înconjurător, a căror influență se consideră neglijabilă în anumite condiții, cauzele amortizării oscilațiilor rezultă a fi de natură interioară și se spune că are loc o "frecare internă". Fenomenul se explică prin faptul că în timpul cât durează oscilația amortizată, energia macroscopică mecanică, se transformă treptat, ea fiind preluată de către sisteme microscopice de atomi (limită de grăunte, limită de subgrăunte, dislocații, etc.) sau chiar de atomi izolați, dând naștere la o cantitate echivalentă de căldură (efectul termoelastic).

Mai la obiect, frecarea internă se poate defini ca fiind fenomenul prin care energia mecanică macroscopică este disipată într-un sistem mecanic vibrant, ce constă dintr-un volum de materie macrocontinuuă (solid).

---

Rezultă deci că procesele de frecare internă sunt ireversibile.

Frecarea internă poate fi asociată unor mecanisme cum sunt: alunecarea plastică sau curgerea, mișcarea dislocațiilor, deformațiile neomogene[1]. Ținând seama că tensiunile remanente și deformațiile din materiale se produc prin aceleași mecanisme, rezultă că se poate face o legătură între frecarea internă și tensiunile și deformațiile remanente. Mai mult, demonstrând anterior că și *reducerea* tensiunilor remanente se produce prin mecanisme similare, rezultă că frecarea internă poate fi asociată și proceselor de detensionare.

Pe lângă amortizarea oscilațiilor, frecarea internă este răspunzătoare și de mici deviații de la legea lui Hooke (efectul anelatic), de absorția sunetului prin solide, sau de producerea efectului termoelastic. Aceste abateri, s-a dovedit experimental, depind fie de imperfecțiunile de rețea sau modificările structurale în material, fie de condițiile de aplicare a sarcinii.

Datorită faptului că frecarea internă depinde în mare măsură de neomogenitățile materialului la scară microscopică și submicroscopică, studiile de frecare internă se pot folosi pentru a da lămuriri asupra structurii interne a materialului și a tensiunilor remanente de ordin superior.

În ceea ce privește dependența de imperfecțiunile de rețea, un rol important în acest sens îl au dislocațiile. Datorită vibrațiilor, dislocațiile primesc energie suplimentară care poate provoca deplasarea lor. Această deplasare se amorsează în locurile cu energie reziduală mare datorată tensiunilor remanente, are loc în sensul dobândirii de către dislocații a unor poziții stabile, deci a unei energii minime și poate conduce la relaxarea locală a materialului prin curgere microplastică[1], [63]. Variația frecării interne în timpul unor solicitări periodice evidențiază de fapt aceste aspecte(fig.6.15). Odată stabilit echilibrul micro-energetic ce corespunde fixării dislocațiilor în poziții mai stabile, frecarea internă scade, abaterile de la legea lui Hooke sunt reduse, energia oscilațiilor fiind disipată în mai mică măsură. În cazul solicitării unui material cu o forță perturbatoare periodică la una din frecvențele de rezonanță, acest lucru se reflectă în creșterea amplitudinii oscilațiilor în mișcarea de regim și o reducere a frecvenței de rezonanță[9](fig.6.16).

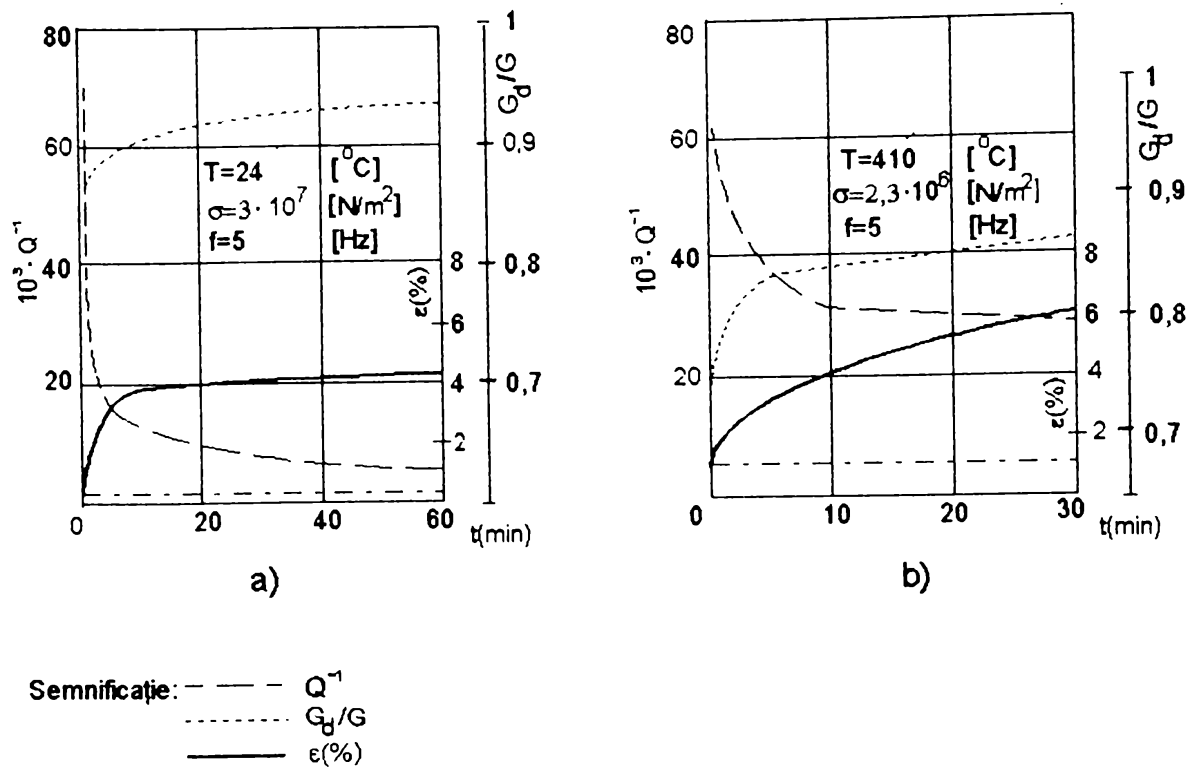


Fig.6.15.

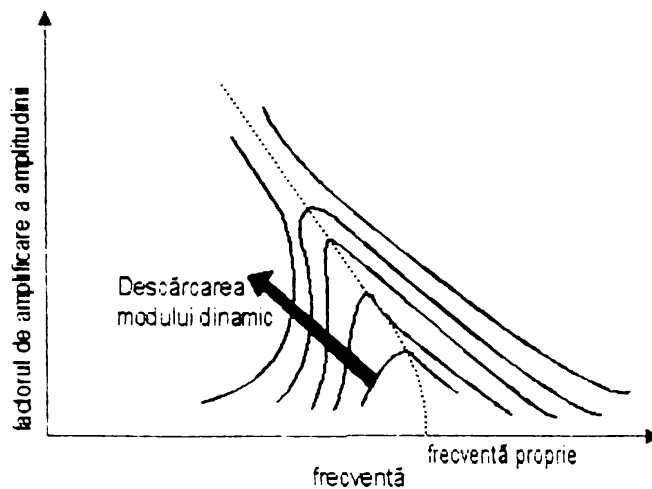


Fig.16.

Dacă solicitarea este de încovoiere, disiparea de energie și scăderea vâscozității poate fi pusă pe seama efectului termoelastic. Datorită lui în material apare un flux termic. Energia oscilațiilor este transformată în energie termică, care se transferă mediului înconjurător. Experimental s-a dovedit

că energia necesară pentru deformare scade cu numărul de cicluri [9], iar cantitatea de energie disipată este proporțională cu căldura rezultată în material. Procesul fiind ireversibil, rezultă că într-un material ce a fost supus la vibrații și la care s-a constatat o reducere a frecării lui interne, amorsarea unor noi microdeformații plastice este mai greu de realizat, ceea ce împiedică relaxarea prin îmbătrânire naturală sau producerea de noi tensiuni și deformații rema-

nente. Acesta este de fapt mecanismul prin care piesele tratate prin vibrații mecanice dobândesc o mai bună stabilitate dimensională.

### 6.2.3.1. Mărimi ce caracterizează frecarea internă și care pot evidenția reducerea tensiunilor remanente

În cazurile practice, determinarea frecării interne se realizează cu ajutorul proceselor oscilatorii (pendul de torsiune, sistem oscilant fără masă auxiliară, absorbția sunetului etc.). De aceea mărimile fizice care o definesc sunt tot din domeniul oscilațiilor.

#### a) Cazul oscilațiilor libere

Oscilațiile amortizate se pot studia pe baza modelului unui punct material, asupra căruia acționează forța elastică și o forță de rezistență proporțională cu viteza:

$$m\ddot{x} + c\dot{x} + kx = 0. \quad (1)$$

Soluția care interesează la mișcări oscilatorii amortizate ( $c < c_{cr}$ ), are forma:

$$x = A \cdot e^{-ht} \cos(pt + \varphi) \quad (2)$$

cu notațiile:

$$h = \frac{c}{2m}, \quad p^2 = \omega_n^2 - h^2, \quad \omega_n^2 = \frac{k}{m} \quad (3)$$

Dacă forța de rezistență lipsește, relația (2) devine:

$$x = A \cos(pt + \varphi). \quad (4)$$

Calculând forța elastică cu ajutorul elongației (4), găsim:

$$F = -kx = -kA \cos(pt + \varphi) = kA \cos(pt + \varphi + \pi), \quad (5)$$

de unde rezultă că valoarea forței este în fază cu valoarea deformației (4).

Îndată ce se include însă forța de rezistență, forța "interioară" - constând din suma dintre această forță și cea elastică calculată prin folosirea soluției (2)- are expresia:

$$F = -kx - c\dot{x} = -kA \cdot e^{-ht} \cos(pt + \varphi) + cAh \cdot e^{-ht} \cos(pt + \varphi) + cAp \cdot e^{-ht} \sin(pt + \varphi). \quad (6)$$

Cum prin ipoteză  $c$  este mic, termenul al doilea din această sumă, în care intră produsul  $ch=c^2/2m$ , se poate neglija și relația (6) are valoarea aproximativă:

$$F = A \cdot e^{-ht} \left[ -k \cos(pt + \varphi) + cp \sin(pt + \varphi) \right] \quad (7)$$

sau după unele transformări efectuate cu ajutorul notațiilor (3) și ținând seama că  $p \cong \omega_n$ ,

$$F = -kA \cdot e^{-ht} \left[ \cos(pt + \varphi) - \frac{2h}{\omega_n} \sin(pt + \varphi) \right]. \quad (8)$$

Deoarece  $h$  este mic, putem scrie:

$$\sin \frac{2h}{\omega_n} \cong \frac{2h}{\omega_n} \quad \text{și} \quad \cos \frac{2h}{\omega_n} \cong 1 \quad (9)$$

și relația (8) se transformă în:

$$F = kA \cdot e^{-ht} \cos \left( pt + \varphi + \pi + \frac{2h}{\omega_n} \right). \quad (10)$$

Comparând între ele ecuațiile (2), (5), (10), se vede că în cazul acțiunii forței de rezistență apare un defazaj al forței înaintea deformației.

Pe baza modelului tratat mai sus, se înțelege că situația fazelor este analogă și dacă ne referim la variația în timp a tensiunii și a deformației specifice într-un punct oarecare al unui corp metalic, care efectuează oscilații amortizate cvasiarmonice, de ecuații:

$$\varepsilon = \varepsilon_m \cos pt; \quad \sigma = \sigma_m \cos(pt + \beta). \quad (11)$$

Defazajul dintre tensiune și deformația specifică, egal cu:

$$\beta = Q^{-1} = 2h/\omega_n \quad (12)$$

și exprimat adesea sub forma:

$$Q^{-1} \cong \sin \beta \cong \text{tg} \beta \cong 2h/\omega_n, \quad (13)$$

este o consecință a frecării interne și constituie o măsură a ei. Notația  $Q^{-1}$  s-a adoptat pentru frecarea internă, în analogie cu inversul factorului de calitate al unui circuit electric.

Calculând decrementul logaritmic al oscilației prin utilizarea defazajului (12), se găsește

$$\delta = \ln \frac{e^{-ht}}{e^{-h(t+T)}} = hT = \frac{\omega_n \cdot Q^{-1}}{2} \cdot \frac{2\pi}{\omega_n} = \pi \cdot Q^{-1}$$

De aici decurge: 
$$Q^{-1} = \frac{\delta}{\pi} \quad (14)$$

Ca o măsură a frecării interne se poate deci folosi și decrementul logaritmic (împărțit la  $\pi$ ).

Deoarece prin frecare internă se produce o disipare de energie, este de așteptat ca să existe o relație între energia disipată și  $Q^{-1}$ . Pentru a stabili această relație, observăm că energia oscilației se poate exprima la un moment dat ca energia potențială maximă. Considerând amplitudinea din (2), avem:

$$E_{p_{\max}} = \frac{kA^2 \cdot e^{-2ht}}{2} \quad (15)$$

Energia disipată pe un ciclu este (în valoare absolută) egală cu :

$$\Delta E_m = E_{p_{\max}} (1 - e^{-2hT}) \quad (16)$$

Dezvoltând funcția exponențială în serie și având în vedere că  $h$  este mic, rezultă :

$$\Delta E_m = E_{p_{\max}} (1 - 1 + 2hT + \dots) = 2hTE_{p_{\max}} = 2\delta E_{p_{\max}} \quad (17)$$

și cu utilizarea relației (14),

$$Q^{-1} = \frac{1}{2\pi} \cdot \frac{\Delta E_m}{E_{p_{\max}}} \quad (18)$$

Frecarea internă este așadar proporțională cu energia disipată într-un ciclu, raportată la energia totală a oscilației.

### **b) Cazul oscilațiilor forțate**

Frecarea internă se poate determina și în cazul oscilațiilor forțate. Ecuația acestor oscilații, în modelul punctului material, este:

$$\ddot{x} + 2h\dot{x} + \omega_n^2 x = q \cos \omega t, \quad (1)$$

$q$  fiind amplitudinea forței perturbatoare raportată la unitatea de masă, iar  $\omega$  pulsația ei.

$$q = \frac{F_0}{m}; \quad 2h = \frac{c}{m}; \quad \omega_n^2 = \frac{k}{m}; \quad (2)$$

În regim staționar amplitudinea oscilației este:

$$A = \frac{q}{\sqrt{(\omega_n^2 - \omega^2)^2 + 4h^2 \cdot \omega^2}} \quad (3)$$



și ea trece printr-un maxim la rezonanță, care are loc pentru un  $h$  mic la  $\omega = \omega_n$  (fig.6.17).

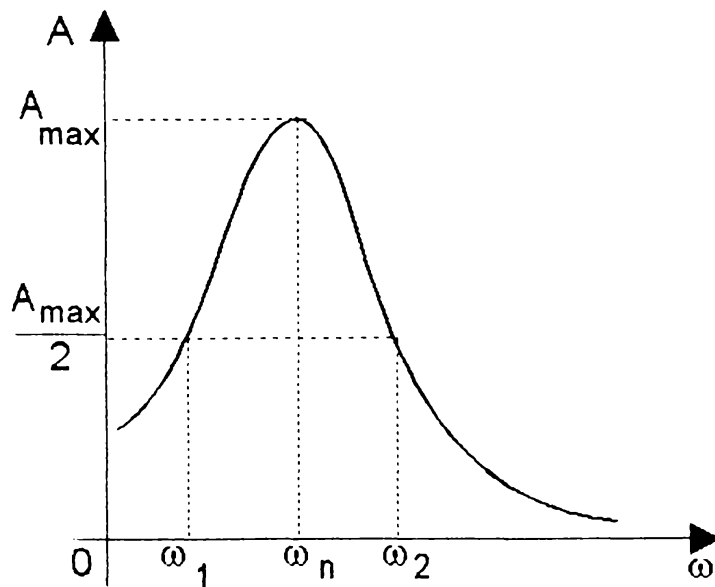


Fig. 6.17.

Modelul punctului material ilustrează situația și în cazul sistemelor elastice,  $A$  reprezentând amplitudinea deformației specifice.

Să găsim pulsațiile  $\omega_1$  și  $\omega_2$ , pentru care  $A$  este egal cu jumătatea valorii sale maxime,  $A_{\max}$ , adică:

$$\frac{A}{A_{\max}} = \frac{1}{2}.$$

Înlocuind această condiție în (3) și având în vedere că pentru  $h$  mic avem:

$$A_{\max} = \frac{q}{2h\omega_n},$$

obținem:

$$\frac{\omega_n^2 - \omega^2}{\omega_n^2} = \pm 2\sqrt{3} \frac{h}{\omega_n} = \pm \sqrt{3} \cdot Q^{-1}, \quad (4)$$

unde s-a folosit definiția (12). Din (4) se găsește:

$$\omega_1 = \omega_n \sqrt{1 - \sqrt{3}Q^{-1}}; \quad \omega_2 = \omega_n \sqrt{1 + \sqrt{3}Q^{-1}}$$

Prin dezvoltarea în serie a radicalilor și păstrarea primilor termeni se ajunge la:

$$\frac{\omega_2 - \omega_1}{\omega_n} = 1 + \frac{1}{2}\sqrt{3}Q^{-1} + \dots - 1 + \frac{1}{2}\sqrt{3}Q^{-1} - \dots = \sqrt{3}Q^{-1}$$

și deci:

$$Q^{-1} = \frac{\omega_2 - \omega_1}{\sqrt{3}\omega_n} \quad (5)$$

În relația (5)  $\omega_1$  și  $\omega_2$  sunt pulsațiile pentru care amplitudinea scade la jumătatea valorii sale maxime, înregistrată la frecvența de rezonanță.

### c) Cazul ultrasunetelor

Frecarea internă se măsoară adesea prin absorbția sunetului. Dacă ecuația unei plane este:

$$y = y_0 \cdot e^{-\alpha x} \cos \left[ \omega \left( t - \frac{x}{v} \right) \right],$$

$\alpha$  fiind coeficientul de amortizare, atunci disiparea de energie pe o perioadă se găsește din proporționalitatea energiei cu pătratul amplitudinii,

$$Q^{-1} = \frac{\Delta E}{E} = \frac{A_x^2 - A_{x+\lambda}^2}{A_x^2} = 1 - e^{-2\alpha \cdot \lambda} \cong 2\alpha \cdot \lambda. \quad (6)$$

Această relație, permite calcularea frecării interne în fenomenul de absorbție a sunetului:

$$Q^{-1} = 2 \cdot \alpha \cdot \lambda = 2\alpha \cdot \frac{v}{f},$$

unde:

- $\lambda$  - lungimea de undă,
- $\alpha$  - coeficient de atenuare,
- $v$  - viteza de propagare,
- $f$  - frecvența.

### d) Caracterizarea frecării interne prin variația modulului de elasticitate

În studiul frecării interne este avantajos de a reprezenta mărimile oscilatorii prin metoda complexă. Se știe că deformațiile se compun dintr-o parte elastică, în fază cu tensiunea și una anelastică, defazată. Dacă reprezentăm amplitudinea tensiunii,  $\sigma_m$ , pe axa reală, atunci amplitudinea deformației elastice,  $\varepsilon_{el}$ , se reprezintă pe aceeași axă (fig.6.18), iar cea anelastică,  $\varepsilon_{an}$ , defazată în urma ei, având deci o componentă reală,  $\varepsilon'_1$  și una imaginară,  $\varepsilon_2$ .

Deformația complexă totală are amplitudinea  $\varepsilon_0$  și se obține cu regula paralelogramului din  $\varepsilon_{el}$  și  $\varepsilon_{an}$ . În felul acesta apare defazajul  $\beta$  a deformației totale în urma tensiunii.

Să scriem ecuațiile (11) sub forma:

$$\begin{aligned} \varepsilon &= \varepsilon_m \cdot e^{i(\rho t - \beta)} = \varepsilon_0 \cdot e^{i\rho t} \\ \sigma &= \sigma_m \cdot e^{i\rho t} = \sigma_0 \cdot e^{i\rho t} \end{aligned} \quad (7)$$

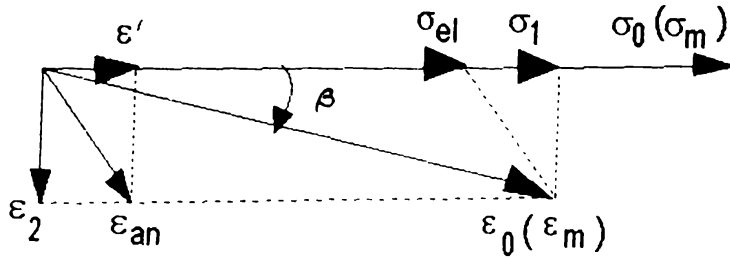


Fig. 6.18.

care se dovedește mai utilă scopului urmărit imediat. Aici,  $\varepsilon_m$  și  $\sigma_m$  sunt mărimi reale, iar  $\varepsilon_0$  este amplitudinea complexă a deformației.  $\varepsilon_m$  este modulul lui  $\varepsilon_0$ . Din (7) se vede că:

$$\varepsilon_0 = \varepsilon_m \cdot e^{-i\beta} = \varepsilon_m (\cos \beta - i \sin \beta) = \varepsilon_1 - i \cdot \varepsilon_2 \quad (8)$$

Oscilațiile lui  $\varepsilon$  se pot deci interpreta ca fiind compuse dintr-o componentă în fază cu  $\sigma$ ,  $\varepsilon_1 e^{i\omega t}$ , având amplitudinea reală  $\varepsilon_1$  și alta defazată cu  $90^\circ$  în urma lui  $\sigma$ ,  $-i\varepsilon_2 e^{i\omega t}$ , având amplitudinea  $\varepsilon_2$ . Se vede că:

$$Q^{-1} = \operatorname{tg} \beta = \frac{\varepsilon_2}{\varepsilon_1}. \quad (9)$$

Din (8) rezultă însă că  $\varepsilon_2$  și  $\varepsilon_1$  sunt partea imaginară, respectiv partea reală a amplitudinii complexe  $\varepsilon_0$ . De aceea (9) se mai poate pune sub forma:

$$Q^{-1} = -\frac{\operatorname{Im}(\varepsilon_0)}{\operatorname{Re}(\varepsilon_0)}. \quad (10)$$

Din legea lui Hooke se poate defini un modul complex de elasticitate,

$$E' = \frac{\sigma}{\varepsilon} = \frac{\sigma_0}{\varepsilon_m} e^{i\alpha} = \frac{\sigma_0}{\varepsilon_m} (\cos \beta + i \sin \beta). \quad (11)$$

Pentru frecarea internă se obține din (11):

$$Q^{-1} = \frac{\operatorname{Im}(E')}{\operatorname{Re}(E')}, \quad (12)$$

adică frecarea internă este raportul dintre partea imaginară și partea reală a modulului complex de elasticitate.

Din (9) și cu ajutorul figurii 6.18 se mai vede că la deformații anelastice mici, care dau frecări interne mici, avem:

$$Q^{-1} = \frac{\varepsilon_2}{\varepsilon_1} \cong \frac{\varepsilon_2}{\varepsilon_{el}}.$$

Dar  $\varepsilon_{an} = \varepsilon' - i\varepsilon_2$ , așa că  $\varepsilon_2 = -\operatorname{Im}(\varepsilon_{an})$ . Cum  $\varepsilon_{el}$  este real, avem o altă modalitate de a exprima frecarea internă sub forma:

$$Q^{-1} = -\operatorname{Im}\left(\frac{\varepsilon_{an}}{\varepsilon_{el}}\right). \quad (13)$$

Când există un defazaj între tensiune și deformație, modulul de elasticitate nu mai poate fi calculat prin simpla împărțire a tensiunii cu deformația. Se definește un modul dinamic,  $M'$ , drept raport dintre tensiune și aceea componentă a deformației care este în fază cu ea. Cu notațiile precedente avem:

$$M' = \frac{\sigma_m}{\varepsilon_1}. \quad (14)$$

Modulul instantaneu de elasticitate este însă  $M_l = \sigma_m / \varepsilon_{el}$ , așa că (14) se poate exprima astfel:

$$M' = M_l \frac{\varepsilon_{el}}{\varepsilon_1} = M_l \frac{\varepsilon_{el}}{\varepsilon_{el} + \varepsilon'} = M_l \left(1 - \frac{\varepsilon'}{\varepsilon_{el}}\right). \quad (15)$$

Mărimea: 
$$\frac{\Delta M}{M_l} = \frac{M_l - M'}{M_l} = \frac{\varepsilon'}{\varepsilon_{el}} \quad (16)$$

caracterizează variația relativă a modului de elasticitate în fenomenele anelastice și se numește grad de relaxare, iar  $\Delta M$  defect de modul. Gradul de relaxare este egal, după (16), cu raportul dintre partea reală a deformației anelastice și deformația elastică, adică:

$$\frac{\Delta M}{M_l} = \operatorname{Re}\left(\frac{\varepsilon_{an}}{\varepsilon_{el}}\right). \quad (17)$$

### **6.2.5. Analogia între procesul de restaurare termică și cel de stabilizare dimensională prin vibrații**

#### **6.2.5.1. Tensiunile remanente privite ca o formă de stocare neuniformă a energiei în materialele metalice**

Ținând seama că tensiunile remanente se produc în piese doar atunci când materialul suferă o deformare plastică, vom analiza în cele ce urmează acest aspect.

În cursul unei deformări plastice majoritatea lucrului mecanic consumat se transformă în căldură, dar o anumită fracțiune de ordinul a câtorva procente se înmagazinează în materialul deformat sub două forme:

a. energia defectelor de rețea asociată tensiunilor remanente de ordin superior(cea mai mare parte din energia totală);

b. energia de deformare elastică asociată tensiunilor remanente de ordinul I (o mică parte din energia totală).

#### **a. Energia asociată defectelor de rețea**

Deformația plastică introduce în rețeaua cristalină defecte suplimentare de următoarele tipuri: vacanțe, atomi interstițiali, dislocații, defecte de împachetare, limită de maclă. Cantitatea de energie înmagazinată și asociată acestor defecte depinde de energia per defect și de densitatea de defecte produse prin deformare[67]. Cele mai importante defecte produse prin deformare plastică sunt vacanțele (dar acestea înmagazinează doar o mică parte din energia totală) și dislocațiile (la grade mari de deformare plastică densitatea lor crește de la  $10^6 \div 10^7$  în material recopt la  $10^{11} \div 10^{12}/\text{cm}^2$ ). Energia asociată cu prezența dislocațiilor depinde nu numai de densitatea dislocațiilor ci și de distribuția acestora (care poate fi observată prin microscopie electronică de transmisie).

O diminuare a energiei înmagazinată în materialul deformat plastic se obține dacă dislocațiile nu sunt distribuite uniform, ci se concentrează în aglomerări sau pereți ce divizează fiecare grăunte în celule lipsite de dislocații[1],[74]. Ca urmare, ceea ce apare în materialul deformat ca un grăunte cristalin la microscopul optic, este constituit de fapt din milioane de subgrăunți sau celule cu orientare cristalografică diferită, separați prin aglomerări de dislocații.

Modul de distribuție uniform sau neuniform al rețelei de dislocații în materialul deformat, depinde de mobilitatea dislocațiilor la temperatura de deformare și posibilitatea acestora de a executa procese de alunecare deviată ("crosslip"), posibilitate dependentă la rândul său de energia defectelor de împachetare. Când energia defectelor de împachetare este mare, fenomenul de descompunere a unei dislocații liniare într-o dislocație extinsă este puțin important, alunecarea deviată

este posibilă și aceasta permite dislocațiilor să se deplaseze fără difuzie aglomerându-se în pereți de celule sau de subgrăunți [67],[68].

Cantitatea de energie asociată defectelor de rețea din materialul deformat plastic și implicit forța motrice necesară procesului de eliminare a tensiunilor remanente, depinde de o serie de factori ca: puritatea metalului, modul și gradul de deformare, temperatura de deformare, granulația în materialul deformat [67].

#### **b. Energia de deformare elastică asociată tensiunilor remanente**

Nu vom insista prea mult asupra acestui aspect deoarece a fost tratat pe larg în capitolele anterioare, ci vom aminti doar faptul că, la realizarea unei piese prin diverse operații tehnologice, materialul suferă deformații plastice, iar revenirea elastică nu se produce în toate secțiunile piesei, așa încât o anumită deformație elastică se menține. Ca urmare a acestui fapt, în corp se stochează o anumită cantitate de energie care este repartizată neuniform.

Împiedicarea revenirii elastice poate fi cauzată de geometria piesei sau chiar de caracteristicile materialului. Astfel în materialele policristaline cu orientare întâmplătoare a grăunților, grăunții favorabil orientați față de un efort oarecare aplicat suferă deformări plastice importante și se ecruisează, împiedicând prin rigiditatea lor revenirea elastică a grăunților defavorabil orientați, a căror deformare a fost doar elastică. În fine, anizotropia constantelor elastice poate conduce în grăunții cu orientări cristalografice diferite din materialul policristalin, la o revenire elastică diferită, chiar dacă grăunții au fost deformați plastic prin aplicarea aceluiași efort.

#### **6.2.5.2. Introducerea noțiunii de poligonizare sub sarcină variabilă**

Pentru diminuarea neajunsurilor apărute la o piesă care a fost deformată plastic (instabilitate dimensională în timp, deformarea în timpul operațiilor de prelucrare mecanică, etc.), de obicei se recurge la încălzirea materialului, tratamentul termic numindu-se recoacere. Prin acest proces de recoacere are loc de fapt o eliberare a energiei înmagazinată în corp datorită tensiunilor remanente de toate ordinele. Un rol important în acest sens îl are prima fază a procesului și anume cea de restaurare. Aceasta se desfășoară la temperaturi relativ reduse de

ordinul  $0,1 T_t$  ( $T_t$ , temperatura de topire în grade absolute) [67]. și în cursul ei transformările se produc în interiorul grăunților cristalini la nivelul substructurii, înainte ca grăunții ca atare să devină instabili. Structura metalografică nu se modifică, ci în cadrul acestor grăunți au loc procese de redistribuire a defectelor de rețea: vacante, atomi interstițiali, dislocații mobile, precum și o anumită creștere și uniformizare a dimensiunilor subgrăunților. Eliminarea tensiunilor remanente în cursul restaurării practic nu afectează proprietățile mecanice (ductilitatea, rezistența la rupere, rezistența la curgere), singura proprietate modificată substanțial fiind rezistivitatea electrică ce scade până la valoarea anterioară deformării.

Dacă se ține seama de fenomenele care au loc într-un material, dacă acesta este supus unor sarcini variabile, se poate face o analogie privind procesul de restaurare și cel de stabilizare dimensională prin vibrații. Astfel, detensionarea prin vibrații poate fi considerată ca un proces de restaurare. Acest lucru poate fi luat în considerare dacă ținem seama că energia necesară pentru detentă (prima faza a restaurării) este relativ mică,  $T < 0,1T_t$  și deci poate fi compensată prin introducerea unor energii vibratorii. Trebuie să se țină seama însă de faptul că, distribuția energiei stocate datorită defectelor de rețea, deci a tensiunilor de ordin superior, este neuniform distribuită, (acestea sunt în general concentrate în regiunile de la limitele de grăunte, dar se pot extinde și pe regiuni ce acoperă întregul grăunte), lucru care determină și o absorbție neuniformă a energiei vibratorii introduse. După cum se cunoaște, absorbția energiei introdusă prin vibrații se datorează frecării interne și este maximă în locurile cu neuniformități de rețea. Aplicarea vibrațiilor va determina un proces similar restaurării termice, proces ce a fost evidențiat în studiile efectuate la încercările de oboseală și numit proces de *poligonizare sub sarcină variabilă* [1],[74].

Forța motrice a transformărilor o constituie energia suplimentară înmagazinată în rețeaua cristalină a materialului metalic în cursul procesului de deformare plastică. În cursul transformării energia înmagazinată în rețea și limitele de grăunte se micșorează, materialul obținând o stare termodinamică mai stabilă. Această trecere spre structura de echilibru nu se produce în mod spontan în materialul deformat plastic, deoarece este necesară o energie de activare pentru

deplasarea defectelor de rețea (vacanțe, dislocații, limite de grăunte). Energia de activare a acestor procese este furnizată prin încălzire sau vibrații mecanice, viteza transformărilor fiind generată de o relație de tip Arrhenius:

$$v_{tr} = A \cdot e^{-\frac{Q}{KT}}$$

Q, energia de activare pentru depășirea barierei de energie (depinde de legătura interatomică);

A - constantă în care sunt implicate mărimile n și v: n = numărul de atomi care posedă în orice moment energia necesară Q; v = frecvența vibrațiilor atomice;

K - constanta lui Boltzman;

T - temperatura absolută;

Q depinde de natura materialului, de conținutul de impurități, de gradul de deformare plastică probabilă.

Se poate deci concluziona că, reducerea tensiunilor remanente se poate face cu ajutorul vibrațiilor și constă din diminuarea energiei suplimentare înmagazinată în corp. Procesele elementare care au loc la aplicarea vibrațiilor sunt:

1. scăderea conținutului de defecte punctiforme - vacanțe și atomi interstițiali - înspre valoarea de echilibru;
2. anihilarea reciprocă a dislocațiilor până la dispariția lor;
3. redistribuirea dislocațiilor în aranjamente mai stabile.

Detensionarea materialului se produce într-o așa numită etapă de destindere sau detentă în care nu se produc modificări sesizabile în structura microscopică, ci numai la nivelul structurii fine a rețelei cristaline. Mecanismul nu implică deplasarea prin difuzie a dislocațiilor, ci:

- migrarea defectelor punctiforme spre regiunile de anihilare (dislocații și limite de grăunte);
- combinarea defectelor punctiforme;
- deplasarea și anihilarea dislocațiilor de sens opus și rearanjarea dislocațiilor în limite de subgrăunte.

Aceste mecanisme mai pot influența eventual rezistența electrică, care scade indicând o reducere considerabilă a concentrației defectelor punctiforme (vacanțe și atomi interstițiali), deoarece acestea acționează mai intens decât



---

dislocațiile ca centre de dispersie pentru mișcarea electronilor, densitatea, care scade indicând o reducere a concentrației de vacanțe (eventual o scădere a densității dislocațiilor până), viteza de propagare a ultrasunetelor, coeficientul de atenuare a undelor ultrasonice și frecarea internă.

---

## **Cap.7. INSTALAȚII ȘI ECHIPAMENTE UTILIZATE PENTRU REDUCEREA TENSIUNILOR REMANENTE ȘI A DEFORMAȚIILOR CU AJUTORUL VIBRAȚIILOR**

Datorită faptului că posibilitatea de a reduce tensiunile remanente și deformările cu ajutorul vibrațiilor reprezintă o alternativă mult mai ieftină și mai ușor de aplicat, față de detensionarea termică prin recoacere sau față de îmbătrânirea naturală, această metodă a stârnit un larg interes în rândul firmelor producătoare de piese sudate și turnate. Acest interes a condus după anii 1950 la efectuarea unor studii și cercetări intense în legătură cu metoda detensionării prin vibrații. Acestea au vizat posibilitatea înlocuirii procedeelelor clasice de detensionare cu varianta detensionării prin vibrații. Rezultatele obținute în urma acestor cercetări s-au manifestat și în producerea unor echipamente și instalații necesare acestui scop. La început ele au fost concepute și utilizate doar pentru încercări de laborator. Mai apoi, unele dintre cele cu ajutorul cărora s-au obținut rezultate bune s-au impus și în practica industrială, fiind realizate în producție de serie. Așa sunt de exemplu instalațiile: VSR ("Vibratory Stress Reduction") realizată de firma "Martin Engineering GmbH" și "Formula 62" produsă de firma "Stress Relief Engineering Co".

La începutul acestui capitol se va face o prezentare generală a echipamentelor și instalațiilor folosite la reducerea tensiunilor remanente și a deformărilor cu ajutorul vibrațiilor. Apoi se vor descrie mai pe larg câteva dintre echipamentele cele mai reprezentative, unele dintre acestea fiind utilizate chiar la efectuarea determinărilor experimentale ale autorului.

### **7.1. Clasificare**

O clasificare a instalațiilor utilizate pentru încercarea de a reduce tensiunile remanente și deformările cu ajutorul vibrațiilor, se poate face în funcție de scopul pentru care a fost produs echipamentul. Din acest punct de vedere avem:

**A. Instalații cu aparatură universală pentru studiu în laborator**, care nu au fost concepute inițial pentru detensionare; componentele unei asemenea in-

stalații au utilitate generală, ca de exemplu la măsurarea vibrațiilor, sau efectuarea unor încercări la oboseală. În această categorie se pot plasa cele care utilizează ca sursă de vibrații:

- pulsatoare hidraulice tipizate,
- vibratoare electrodinamice,
- vibratoare electromagnetice,
- vibratoare pneumatice,
- instalații specializate pe tipuri de solicitări.

**B. Instalații industriale specializate**, care au fost concepute special pentru tratarea pieselor turnate și sudate în vederea detensionării și stabilizării dimensionale a lor. Din categoria acestora se pot aminti cele cu:

- vibratoare mecanice,
- vibratoare electromagnetice,
- generatoare de ultrasunete,
- generatoare de vibrații în medii lichide (vibrațiile sunt produse cu ajutorul energiei înmagazinate în baterii de condensatori).

**Observație.** În cazul clasificărilor A și B s-au făcut referiri doar în ceea ce privește vibratoarele utilizate pentru realizarea tratamentului de detensionare; de fapt, instalațiile industriale specializate sunt mult mai complexe, ele cuprinzând aparatură electronică ce permite determinarea rapidă a frecvențelor, inclusiv cele de rezonanță și a timpului cât trebuie să fie tratată piesa; în cazul instalațiilor de laborator, determinarea frecvențelor și a altor mărimi ce interesează a fi controlate în timpul tratamentului se face clasic, cu aparatura utilizată la măsurarea vibrațiilor.

### **7.2. Instalații industriale specializate cu vibratoare mecanice centrifugale**

Instalațiile cu vibratoare mecanice centrifugale s-au impus în practică deoarece sunt simple, relativ ieftin de construit și cu ajutorul lor s-au obținut rezultate bune în ceea ce privește stabilitatea dimensională a pieselor tratate [95], [100], [144]. Problema care se pune în cazul utilizării lor este determinarea frecvențelor

optime de vibrare și a timpului cât durează detensionarea. Aceste aspecte s-au rezolvat practic studiind răspunsul dinamic al unei structuri la o excitație vibratorie de tip armonic și prin observații experimentale.

### **7.2.1. Principiul de funcționare**

Principiul de bază al unor asemenea instalații este aplicarea asupra piesei a vibrațiilor mecanice de joasă frecvență și amplitudine controlată, ce duc la uniformizarea câmpurilor de tensiuni remanente din piese și creșterea stabilității lor dimensionale. Fenomenul se datorează faptului că vibrațiile mecanice produse de vibrator au componente ce se transmit în toate planurile și produc o frecare internă de tipul relaxării, ce în cazul frecvențelor joase nu depinde de amplitudine. Pe baza acestui fenomen se pot produce efecte locale de relaxare, fără a fi nevoie de aplicarea unor sarcini mari care să producă depășirea limitei de curgere globală a materialului și astfel să se pericliteze rezistența la oboseală a acestuia.

Majoritatea instalațiilor industriale specializate sunt prevăzute cu echipamente electronice ce permit atât determinarea frecvențelor optime de vibrare, cât și a timpului cât durează tratamentul.

### **7.2.2. Metode de evaluarea duratei tratamentului**

Din practică s-a constatat că o structură nestabilizată dimensional are o frecare internă mai mare ca a uneia stabilizată, fapt care permite interpretarea gradului de stabilizare al unei structuri pe baza evaluării cantitative a frecării sale interne.

La procedeul de stabilizare dimensională prin vibrații mecanice cu vibratoare inerțiale, urmărirea procesului de stabilizare se poate face pe baza unor evaluări energetice cum sunt: măsurarea curentului absorbit de motorul de antrenare al generatorului de vibrații, sau creșterea amplitudinii la un regim de vibrare rezonant [120].

În cele ce urmează se va studia *răspunsul dinamic al unei structuri în timpul procesului de stabilizare dimensională* în vederea evaluării timpului pentru un tratament eficient.

Pentru aceasta se consideră o structură mecanică elastică, asupra căreia se aplică o forță de excitație armonică prin intermediul unui vibrator inerțial cu mase excentrice, având momentul static al excentricelor  $M_0$ . Răspunsul dinamic, după o anumită direcție al unui punct al structurii, este dat de legea de mișcare  $x(t)$  a punctului, care sub forma unei dezvoltări modale de tip structural este:

$$x(t) = \sum_{r=1}^N C_{ar} \frac{M_0 \left( \frac{f}{f_r} \right)^2 \cos(2\pi f t - \alpha_r)}{\sqrt{\left[ 1 - \left( \frac{f}{f_r} \right)^2 \right]^2 + \eta_r^2}}, \quad (1)$$

unde:  $f_r$  și  $\eta_r$  sunt frecvența proprie și raportul de amortizare corespunzător celui de al  $r$ -lea mod natural de vibrație al structurii din cele  $N$  considerate semnificative pentru domeniul de frecvență al vibratorului;  $C_{ar}$  ( $r=1,2,3,\dots,N$ ) sunt constante ce depind de formele modurilor, de poziția punctului și direcția de măsură a vibrației  $x(t)$ ;  $\alpha_r$  ( $r=1,2,3,\dots,N$ ) sunt defazajele componentelor modale în raport cu forța perturbatoare și se exprimă prin relațiile:

$$\alpha_r = \operatorname{arctg} \frac{\eta_r}{1 - \left( \frac{f}{f_r} \right)^2}. \quad (2)$$

Puterea medie absorbită de structură într-o perioadă  $T$  a mișcării vibratorii ( $T = \frac{1}{f}$ ) are expresia:

$$P_{med} = \sum_{r=1}^N C_{pr} \frac{M_0^2 \left( \frac{f}{f_r} \right)^5}{\left[ 1 - \left( \frac{f}{f_r} \right)^2 \right]^2 + \eta_r^2}, \quad (3)$$

unde constantele  $C_{pr}$  ( $r=1,2,3,\dots,N$ ) depind de aceiași parametri ca și coeficienții  $C_{ar}$ .

Dacă procesul de stabilizare dimensională a structurii este însoțit de o scădere lentă în timp a amortizării sale interne, atunci înseamnă că în relațiile (1), (2), (3), rapoartele amortizărilor modale se vor micșora, structura considerându-se relaxată atunci când valorile  $\eta_r$  devin staționare.

Pentru un regim de vibrație rezonant al structurii, la  $f=f_r$ , ponderea în răspunsul (1) al structurii este dată de cel de-al  $r$ -lea mod natural de vibrație pentru care se pot defini amplitudinea adimensională:

$$A(f) = \frac{\left(\frac{f}{f_r}\right)^2}{\sqrt{\left[1 - \left(\frac{f}{f_r}\right)^2\right]^2 + \eta_r^2}} \quad (4)$$

și puterea medie adimensională:

$$P_a(f) = \frac{\eta_r \left(\frac{f}{f_r}\right)^5}{\left[1 - \left(\frac{f}{f_r}\right)^2\right]^2 + \eta_r} \quad (5)$$

Pentru a vedea cum variază amplitudinea adimensională  $A(f)$  și puterea medie adimensională  $P_a(f)$ , cele două mărimi sunt reprezentate grafic în figurile 7.1 și 7.2. Reprezentarea s-a făcut pentru un domeniu de frecvență având banda de 2 Hz în jurul unei frecvențe proprii  $f_r = 100$  Hz.

La început se consideră că structura este nestabilizată dimensional, având la începutul operației de stabilizare raportul de amortizare al modului  $r$ ,  $\eta_r=0.005$ , obținându-se curbele  $C_1$  din figurile 7.1 și 7.2 (pentru  $A(f)$  și  $P_a(f)$ ). Apoi la sfârșitul operației de vibrație, când structura este considerată stabilizată dimensional, se consideră  $\eta_r = 0.004$ ,  $A(f)$  și  $P_a(f)$  fiind reprezentate prin curbele  $C_2$  din aceleleași figuri.

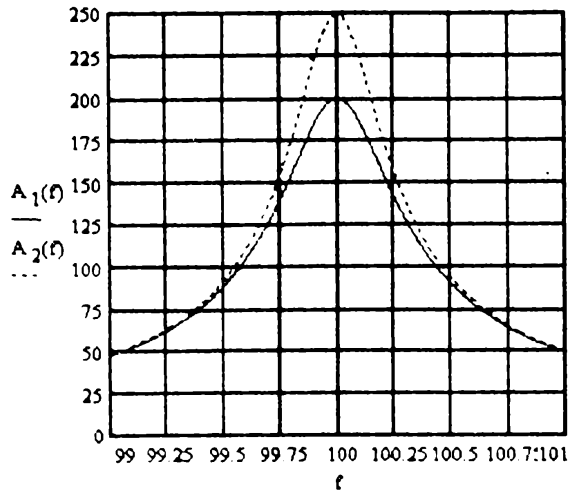


Fig.7.1.

Hz) în care  $P_a(f)$  crește, iar în afara intervalului se micșorează. Mai clar aceste variații se observă în figura 7.3 unde sunt reprezentate rapoartele funcționale:

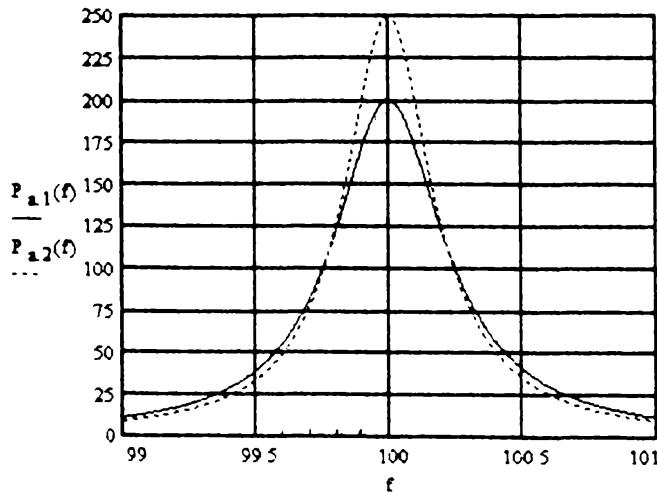


Fig.7.2.

Din cele expuse anterior rezultă că există două metode de evaluare a sfârșitului operației de stabilizare dimensională a pieselor prin vibrații, respectiv a eficienței procedurii.

Urmărind curbele  $C_1$  și  $C_2$  din cele două figuri, se poate observa că în timpul operației de stabilizare dimensională prin vibrații mecanice la un regim rezonant, amplitudinile  $A(f)$  cresc pe întreaga bandă de frecvență considerată. Pe aceeași bandă de frecvență se constată că puterea adimensională  $P_a(f)$  are un domeniu îngust ( $99.68 \div 100.22$

$$T_a(f) = \frac{A_2(f) - A_1(f)}{A_1(f)} \quad (6)$$

și

$$T_p(f) = \frac{P_{a2}(f) - P_{a1}(f)}{P_{a1}(f)} \quad (7)$$

unde  $A_1(f)$  și  $P_{a1}(f)$  sunt amplitudinea și respectiv puterea medie adimensională la începutul operației de stabilizare, iar  $A_2(f)$  și  $P_{a2}(f)$  corespund sfârșitului operației.

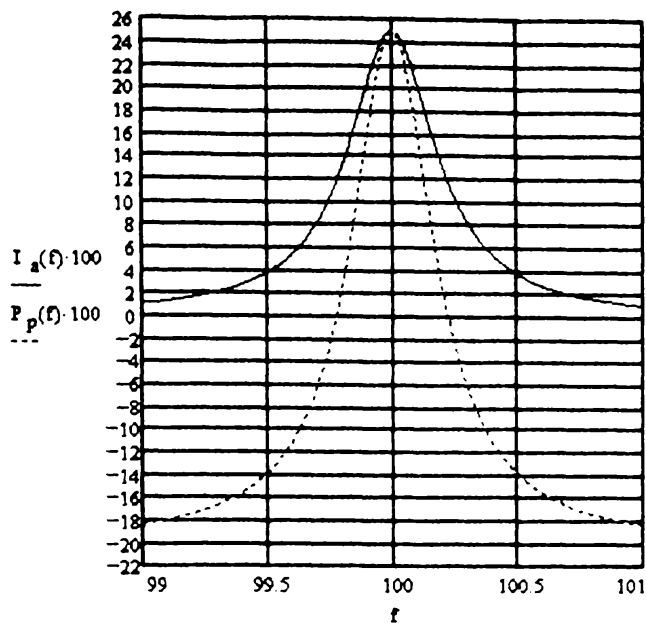


Fig.7.3.

**A. Prin evaluarea curentului absorbit de motorul de antrenare al vibratorului centrifugal.**

Dacă eficiența operației de stabilizare se urmărește prin evaluarea curentului absorbit de motorul de antrenare al vibratorului centrifugal, atunci se poate constata din figurile 7.2 și 7.3 că, dacă se lucrează la rezonanță, la o variație mică a frecvenței de regim  $f$ , curentul absorbit poate să treacă de la o variație negativă la una pozitivă, ceea ce duce la aprecierea eronată a stabilizării. Pentru a nu se întâmpla acest lucru, frecvența de regim se poate îndepărta de  $f_r$ , fapt ce micșorează energia absorbită de structură. Aceasta se poate mări totuși prin utilizarea unui vibrator mai puternic. La această variantă mai trebuie luate în considerare și pierderile energetice ale motorului în lagăre, datorită încălzirii, etc.

**B. Prin evaluarea creșterilor amplitudinilor de rezonanță.**

În acest caz frecvența  $f$  a regimului de vibrație se poate alege cât mai aproape de a modului  $r$ ,  $f_r$ , unde transferul energetic către structură este maxim, nefiind necesare vibratoare masive.

Pentru menținerea unui regim rezonant stabil se poate urmări ca faza  $\alpha_r$  să rămână constantă pe toată durata operației de vibrație ca în diagrama polară a răspunsului complex al structurii din fig.7.4. Aici  $R_e$  și  $I_r$  reprezintă componentele reală și imaginară a răspunsului (1). Razele vectoriale  $OP_1$  și  $OP_2$  reprezintă amplitudinea înainte și după operația de stabilizare a structurii, unghiul dintre acești vectori și axa reală  $R_e$  fiind chiar faza  $\alpha_r$ .

Punând condiția ca  $\alpha_r$  să rămână constantă, punctul reprezentativ al regimului de vibrație se va deplasa din punctul  $P_1$  în  $P_2$ , segmentul de dreaptă  $P_1P_2$  reprezentând creșterea de amplitudine. Deoarece faza  $\alpha_r$  este rapid variabilă la



rezonanță, ea poate fi un element de referință (buclă de reacție) în menținerea unui regim stabil de vibrare.

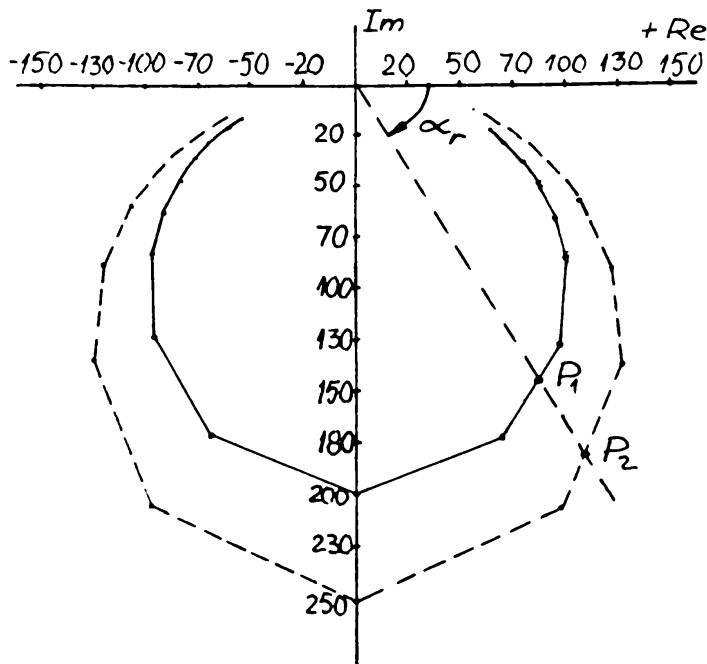


Fig. 7.4.

marcă ideea înregistrării unor șocuri în curentul motorului pe măsură ce turația crește. Aceste șocuri s-a dovedit că apar atunci când turația motorului atinge o valoare identică cu o frecvență de rezonanță a corpului metalic (fig.7.5.)

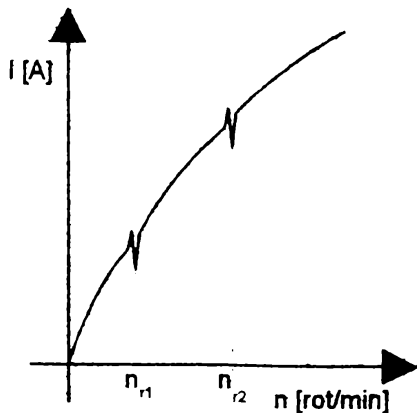


Fig.7.5.

### 7.2.3. Determinarea frecvențelor optime de vibrare

Problema depistării frecvențelor optime de vibrare s-a rezolvat experimental. Într-un brevet SUA [145], care prezintă o instalație de stabilizare dimensională ce utilizează un vibrator mecanic cu excentric antrenat de un motor de curent continuu serie cu turație reglabilă, se re-

marcă ideea înregistrării unor șocuri în curentul motorului pe măsură ce turația crește. Aceste șocuri s-a dovedit că apar atunci când turația motorului atinge o valoare identică cu o frecvență de rezonanță a corpului metalic (fig.7.5.)

Făcând un tratament al piesei la una din aceste frecvențe transferul energetic este maxim, obținându-se o bună stabilizare dimensională a sa. De obicei instalațiile moderne permit înregistrarea automată a valorilor optime ale parametrilor de lucru, iar tratamentul constă din vibrarea piesei la câteva dintre aceste valori.

#### **7.2.4. Modul de lucru**

Pentru tratarea unei piese metalice cu ajutorul unei instalații de stabilizare dimensională cu vibrator mecanic centrifugal sunt necesare parcurgerea următoarelor etape:

- stabilirea modului de așezare al piesei ce urmează să fie tratată și executarea acestei operații;
- stabilirea greutății vibratorului și a excentricității în funcție de masa piesei de tratat și fixarea lui în poziția indicată de producătorul echipamentului; tratarea se poate face dintr-o singură prindere sau mai multe prinderi;
- determinarea frecvenței de rezonanță a piesei;
- vibrarea piesei la frecvența determinată;
- stabilirea momentului când piesa este stabilizată dimensional prin metodele energetice amintite anterior.

Aceste operații pot fi executate manual sau automat în funcție de complexitatea aparaturii utilizate. În ultimul timp însă instalațiile apărute pe piață sunt automatizate, procesul fiind comandat de către un microprocesor.

#### **7.3. Vibratoare electromagnetice**

Aceste tipuri de vibratoare permit realizarea facilă a vibrațiilor cu frecvențe independente de amplitudinea lor. Ele pot fi utilizate atât în timpul proceselor de turnare sau de sudare cât și după ce aceste operații au avut loc. Una din aplicațiile cele mai importante ale unui asemenea tip de vibrator a fost detensionarea în timpul sudării a tancurilor și părților componente ale corpului rachetei Saturn V.

Este de menționat că un asemenea vibrator nu este construit special pentru detensionare și că determinarea valorilor parametrilor la care trebuie să aibe loc tratamentul cu vibrații se face prin mijloace clasice.

#### 7.4. Instalații de vibrare cu ultrasunete

Primele instalații de vibrare cu ultrasunete au fost folosite în domeniul sudării. Modul de utilizare constă din introducerea în baia de metal topit a unui vibrator numit "sonotrodă" care generează ultrasunete. Gama de frecvențe poate varia în limite destul de largi. Rezultate bune s-au obținut cu frecvențe de 20 kHz în cazul sudării unor aliaje de titan și aluminiu [96]. Principiul detensionării cu ultrasunete constă din faptul că datorită energiei ultrasunetelor are loc o redistribuire a dislocațiilor astfel încât structura este mai fină și cantitatea de energie înmagazinată în material, mai scăzută.

Procedeul cu ultrasunete se poate utiliza și după sudare în vederea obținerii unor piese cu o mai mare stabilitate dimensională.

#### 7.5. Instalații de vibrare în medii lichide

Pentru un transfer mai bun al energiei vibrațiilor de la sursa de vibrații la

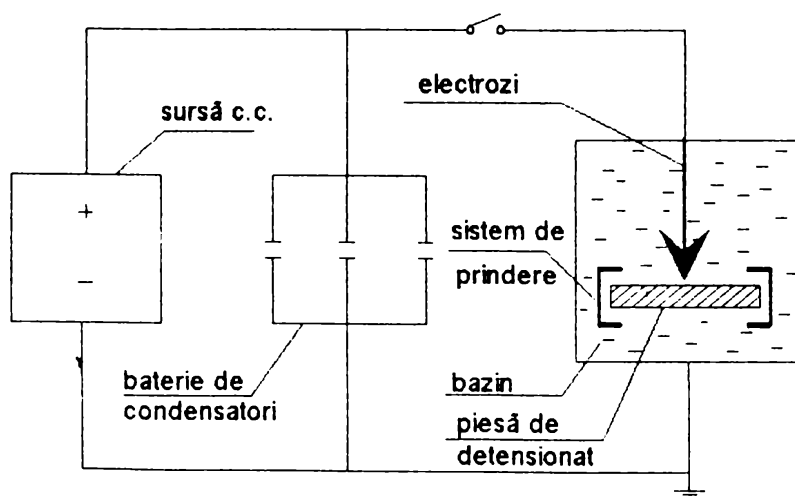


Fig. 7.6.

obiectul de vibrat, a fost imaginată o metodă care realizează acest deziderat. Ea constă din scufundarea pieselor într-un mediu lichid și producerea unor vibrații în piesele menționate prin transformarea e-

nergiei electrice înmagazinată în baterii de condensatori, în energie mecanică necesară producerii și propagării undelor în medii lichide.

Pentru realizarea instalației (fig7.6) sunt utilizați un anumit număr de electrozi ce sunt distribuiți uniform în bazinul în care este scufundată piesa.

Distanța între electrozi și structură este reglabilă în funcție de: parametrii curentului electric, natura și grosimea materialului, etc. Vibrația structurii, provocată prin descărcări electrice în medii lichide, este rezultatul unor fenomene complexe:

- unde de șoc cu intensități foarte mari;
- fluxuri de fluid cu viteze mari;
- fenomene cavitaționale;
- infra și ultrasunete cu presiuni ridicate.

Impulsurile hidraulice, determinate de fenomenele menționate, conduc la apariția în structuri a unor tensiuni cu mărimi apropiate de limita de curgere a materialului, proces care favorizează în timp stabilizarea tensiunilor și deformațiilor remanente, cu implicații în privința stabilizării dimensionale și a preciziei funcționale. Durata necesară unui tratament eficient este de 3-5 minute, autorii precizând posibilitatea reducerii tensiunilor în proporție de 50%[95].

## **Cap.8. CERCETĂRI EXPERIMENTALE PRIVIND REDUCEREA TENSIUNILOR REMANENTE ȘI A DEFORMAȚIILOR CU AJUTORUL VIBRAȚIILOR**

Încercări de a reduce tensiunile remanente dintr-un corp prin utilizarea vibrațiilor există de peste o jumătate de secol. Cercetări sistematice însă s-au efectuat mult mai recent. Cele mai semnificative dintre acestea vor fi descrise pe scurt la începutul acestui capitol, iar apoi se vor prezenta pe larg experiențele proprii ale autorului.

### **8.1. Stadiul cercetării experimentale în domeniul reducerii tensiunilor remanente și a deformațiilor cu ajutorul vibrațiilor**

a) Mc. Goldrik J., Sounders M., (1943), au efectuat cercetări pe epruvete sudate și turnate [52]. Ei nu au pus la dispoziție date cantitative. Concluziile la care au ajuns sunt următoarele:

- piesele supuse vibrațiilor se pot stabiliza dimensional;
- stabilizarea prin vibrații depinde de apariția condițiilor de plasticitate;
- eficacitatea procedurii depinde de amplitudine;
- frecvențele optime de tratament sunt cele de rezonanță.

b) Moore W., (1944), utilizând epruvete conice cu tensiuni remanente create prin sablare, remarcă faptul că reducerea tensiunilor remanente depinde de amplitudinea și durata solicitărilor ciclice [53].

c) Laskshin H., (1949), a efectuat încercări pe o piesă de aluminiu în formă de coroană [71]. Acestea au demonstrat că amplitudinea vibrațiilor este de o importanță capitală și că nivelul minim necesar ar putea fi obținut cu vibrații în domeniul de rezonanță. El și-a rezumat observațiile astfel: „Un tratament de aplicare a vibrațiilor în condiții de rezonanță poate reduce eficace tensiunile interne în piesele din aliaje stabilizate termic. Această relaxare locală a tensiunilor perturbă echilibrul macrotensiunilor din interiorul piesei, antrenând totodată o redistribuire și reducere a tensiunilor . . .”

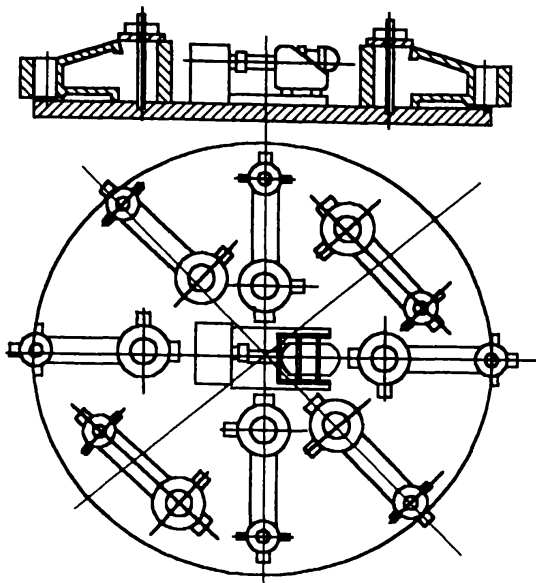


Fig. 8.1.

[18]. Piesa a avut o masă de 230 kg, lungimea de 2,15 m, configurația puternic nervurată și a fost turnată cu patru luni înainte (fig.8.2.). Durata de tratament prin vibrație a fost de 4,25 ore.

Înainte de efectuarea tratamentului, piesa s-a așezat pe o placă de control prin

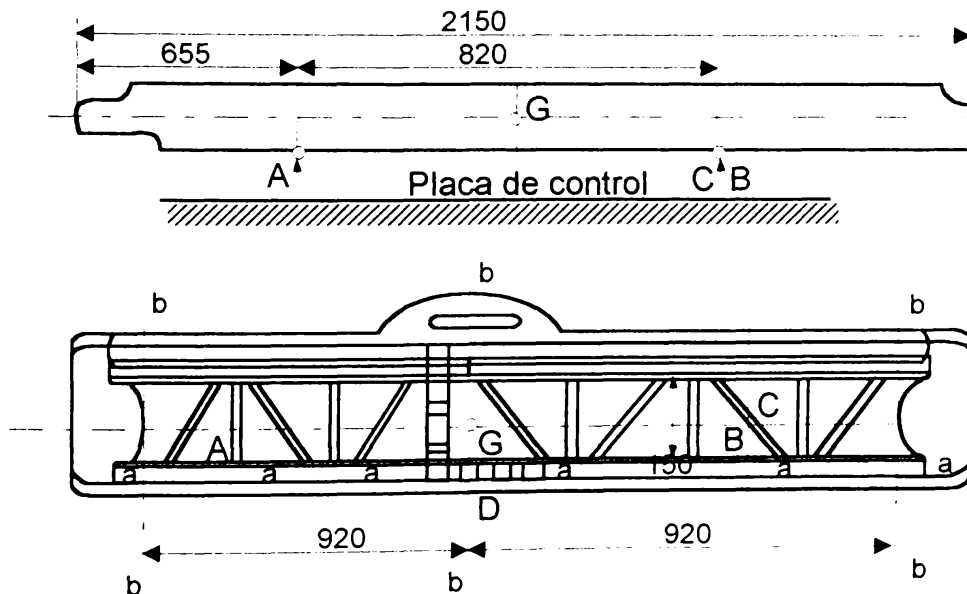


Fig. 8.2.

intermediul a trei elemente de susținere: A, B, C. Apoi s-a verificat orizontalitatea cu ajutorul unei nivele cu bulă de aer după două direcții perpendiculare a-a și b-b (fig.8.2.). Au fost fixate trei puncte de măsurare longitudinale și trei transversale.

d) Enke F., (1955), utilizând vibratoare mecanice centrifugale acționate de electromotoare, a făcut încercări pe piese turnate din fontă așezate pe mese special construite în acest scop (fig.8.1.) [52].

e) Bramgart A., (1957), a încercat să reducă tensiunile remanente și să stabilizeze dimensional masa unei mașini de rectificat cu ajutorul vibratoarelor Enke

În fiecare punct s-au efectuat trei măsurători. Punctele de măsurare mijloc-transversal și mijloc-longitudinal au fost luate drept puncte de referință pentru măsurătorile următoare.

Pentru vibrare piesa s-a așezat pe tamponane de cauciuc, iar vibratorul a fost prins cu ajutorul unor clești direct pe obiectul de vibrat.

Prima etapă de vibrare a durat 75 de minute, după care masa a fost readusă pe placa de control (la elementele de poziție nu s-a intervenit între timp) unde s-a făcut orientarea ei după cele două puncte de referință mijloc-longitudinal și mijloc-transversal. S-au măsurat apoi abaterile din punctele stânga și dreapta exterior. Procedeu de vibrare s-a repetat până când valorile măsurătorilor s-au deosebit foarte puțin la două citiri consecutive. În total piesa a fost vibrată de patru ori, cu pauză de 15 ore între tratamente. Cu ajutorul rezul-

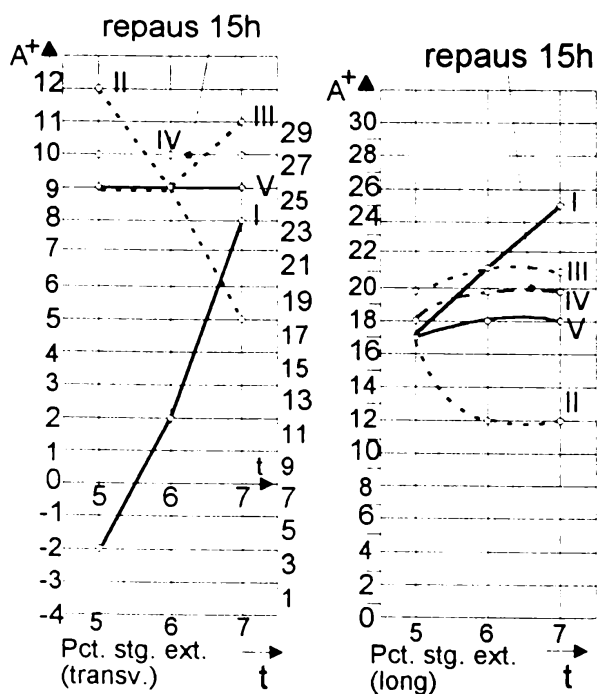


Fig. 8.3.

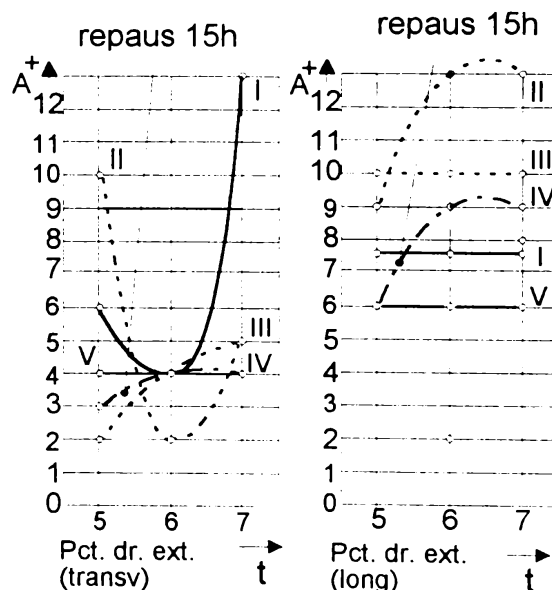


Fig. 8.4.

tatelor măsurătorilor s-au trasat curbele din figurile 8.3 ÷ 8.6. Din acestea se evidențiază că materialul începe să "lucreze" sub influența vibrațiilor. Curbele V din fig. 8.3 ÷ 8.4 arată că deja după  $4^{1/2}$  ore de vibrare a intervenit o anumită calmare în material. În aceste figuri s-a reprezentat abaterea  $A[1/100, \text{mm/m}]$  funcție de timpul  $t$  pentru: prima ( I ), a doua ( II ), a treia ( III ), a patra ( IV ) și a cincea ( V ) măsurare.

O tendință asemănătoare se constată la punctele finale ale curbelor I și II

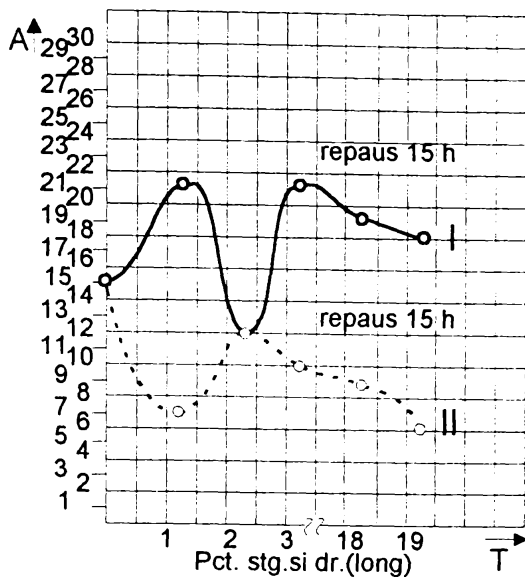


Fig. 8.5

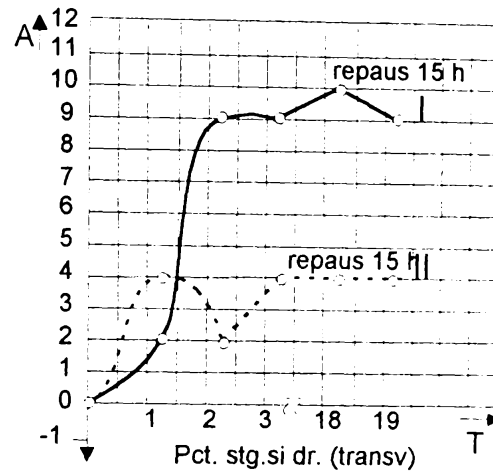


Fig. 8.6

din figurile 8.5, 8.6. Aici cu  $T$  s-a notat timpul de vibrație în ore, iar curbele I și II reprezintă abaterea punctului de măsurare stânga exterior, respectiv dreapta exterior.

f) Bauer F., (1957), a făcut încercări pe batiuri de mașini unelte. Rezultatele obținute s-au dovedit a fi satisfăcătoare [9]. El a arătat că după un an de funcționare nu s-au constatat modificări dimensionale ale pieselor tratate prin vibrații, în schimb cele netratate au trebuit să fie ajustate după un an de la funcționare.

g) Adoian G.A., Cercicov A.M., Gini E.C., (1964), (1974), au făcut o serie de încercări pe piese turnate din fontă [2], [3], [4]. Forma și dimensiunile epruvetelor sunt date în fig. 8.7. Ele sunt formate din: 1 - parte rigidă, 2 - parte activă (grinzi în consolă), 3 - tije calibrate care se introduc între consolele 2 pentru realizarea tensiunii.

Mărimea săgeților de încovoiere a părților active cu ajutorul cărora s-au calculat tensiunile au fost măsurate cu un comparator (diviziuni de 0.001 mm).

Epruvetele s-au etalonat la o mașină universală de încercat la întindere, unde s-a obținut relația între tensiunile create în epruvetă și mărimea săgeții de încovoiere a consolelor.



Vibrarea epruvetelor s-a executat atât la oboseală, cât și cu ajutorul unor

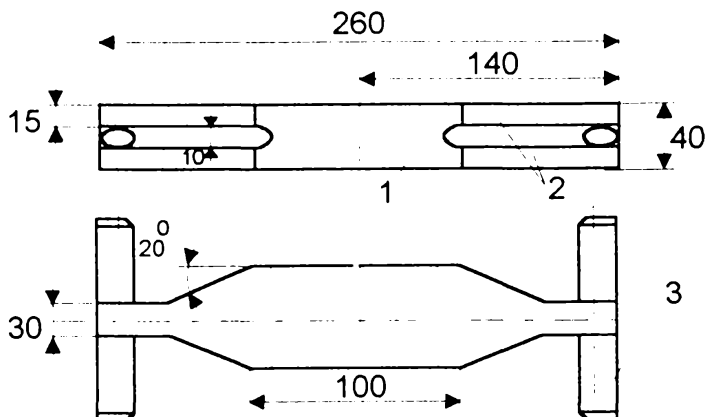


Fig. 8.7.

menținute sub solicitare cu ajutorul tijelor 24 ore, după aceasta tijele au fost scoase și s-au măsurat săgețile. Dimensiunile stabilite s-au adoptat ca dimensi-

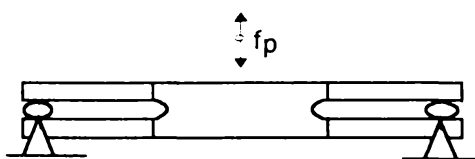


Fig.8.8.

remanente.

Amplitudinea s-a modificat între limitele  $\pm 15 \div \pm 47$  N/mm<sup>2</sup>, frecvența a fost constantă având valoarea de 3000 min<sup>-1</sup>, iar durata de vibrație între 0.5÷6ore.

Concluziile rezultate după efectuarea acestor încercări au fost :

- la creșterea amplitudinii reducerea tensiunilor remanente este mai importantă;
- cea mai mare parte a reducerii tensiunilor remanente are loc în prima jumătate de oră de la începerea vibrației;
- mărirea duratei vibrației peste jumătate de oră nu duce la o scădere semnificativă a tensiunilor remanente;
- creșterea frecvenței, de la 3000 min<sup>-1</sup> la 12000 min<sup>-1</sup>, practic nu are nici o influență asupra reducerii tensiunilor remanente.

vibratoare pneumatice întrebunțate la mașinile de formare. Schema de instalare a epruvetelor este prezentată în fig. 8.8.

Reglarea și controlul regimului de vibrație s-a realizat cu ajutorul unor traductoare tensometrice.

Inițial epruvetele au fost menținute sub solicitare cu ajutorul tijelor 24 ore, după aceasta tijele au fost scoase și s-au măsurat săgețile. Dimensiunile stabilite s-au adoptat ca dimensiuni inițiale pentru calculul tensiunilor în urma solicitării și după relaxare.

La executarea experiențelor s-au urmărit mai multe aspecte ce vor fi redate în cele ce urmează:

•) **Influența amplitudinii** asupra gradului de reducere al tensiunilor

•) **Influența duratei vibrații** a fost analizată mai aprofundat pentru a evalua timpul necesar terminării procesului de detensionare. În epruvetele

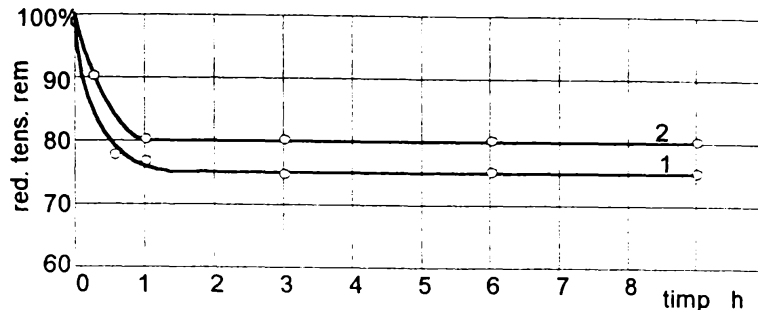


Fig.8.9.

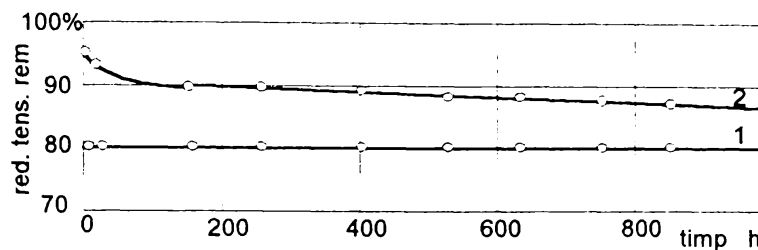


Fig.8.10

folosite în acest scop s-au creat inițial tensiuni, după care au fost supuse vibrații cu un regim care să asigure reducerea maximă a tensiunilor. La intervale de timp bine stabilite vibrația a fost întreruptă și s-au efectuat măsurători pentru aprecierea tensiunilor remanente. Procesul de vibrație a continuat până când s-a constatat că

mărimea tensiunilor nu mai variază. Astfel s-a trasat graficul din fig.8.9.

Din figură se observă că, pentru cazurile când tensiunile inițiale au fost de  $100 \text{ N/mm}^2$  (curba 1) și de  $50 \text{ N/mm}^2$  (curba 2), tensiunile scad rapid în prima parte a intervalului de timp. Practic după 3 ore de la începerea vibrații tensiunile nu mai variază.

•) **Eficiența aplicării vibrațiilor** s-a studiat în două variante:

1. *Compararea epruvetelor vibrante cu unele care au fost solicate la sarcină statică într-un interval de 6 ore.* În acest caz epruvetele au fost solicate inițial până la obținerea unei tensiuni de  $100 \text{ N/mm}^2$ , menținându-se sub sarcină 24 ore. Apoi unele au fost tratate prin vibrații, iar altele au fost încărcate din nou cu o sarcină statică de  $135 \text{ N/mm}^2$  timp de 6 ore.

S-a observat că, prin solicitarea statică simplă a pieselor, a rezultat o reducere a tensiunilor remanente cu aproximativ 25 - 30 % mai mică decât în cazul vibrații.

## 2. Verificarea stabilității dimensionale a pieselor în urma vibrații.

În acest caz o serie de epruvete au fost vibrat 6 ore, după care au fost depozitate timp îndelungat sub sarcină, iar altele nevibrate au fost depozitate și ele ca epruvete de control. Rezultatele acestei experiențe sunt prezentate în fig. 8.10. Curba 1 reprezintă epruvetele supuse vibrațiilor, iar curba 2 cele de control. Pe diagramă se reprezintă tensiunile din epruvete în funcție de timp, considerându-se tensiunea inițială egală cu 100 %.

Din figură se observă că, la probele vibrat, după scăderea bruscă a tensiunilor nu se mai produce nici un fel de modificare în decursul timpului. În schimb la probele de control reducerea tensiunilor este mai pronunțată la început, dar continuă lent și pe parcursul întregii perioade de observație.

În final cercetătorii au concluzionat:

- reducerea tensiunilor remanente cu ajutorul vibrațiilor la piesele turnate din fontă se produce în proporție de 25 % față de tensiunile inițiale;
- mecanismul detensionării este bazat pe realizarea unor deformații plastice;
- gradul de reducere al tensiunilor remanente numai prin vibrații este aproximativ același cu acela când vibrarea este corelată cu îmbătrânirea naturală;
- cu cât sunt mai mari tensiunile în metal, cu atât este mai mare procesul de relaxare;
- frecvența nu are o mare însemnătate asupra procesului de reducere al tensiunilor.

f) Bühler R., (1934 -1964), ajunge la concluzia că solicitarea ciclică a epruvetelor, în condițiile nedepășirii limitei de curgere a materialului, permite reducerea tensiunilor remanente în proporție de 4-20 % [37].

g) Neerfeld H., Möller H., (1949), studiază acțiunea vibrațiilor asupra vârfurilor de tensiuni din crestături rotunjite ale unor probe executate din oțel (fig. 8.11) [105]. Piesele au fost supuse unor solicitări pulsante în direcția longitudinală. S-a constatat că a avut loc o oarecare reducere a vârfurilor tensiunilor. Măsurarea acestora s-a efectuat cu ajutorul razelor X.

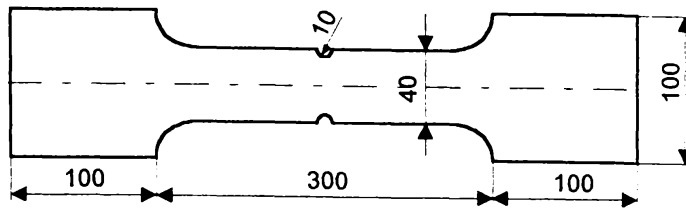


Fig. 8.11.

Explicația pe care o dau autorii este că, în unii grăunți cristalini din zona creștăturilor epruvetelor are loc o creștere a sarcinii peste limita de curgere, fapt care duce la apariția unor

deformații plastice locale. Acești grăunți sunt orientați favorabil din punct de vedere al planului de alunecare față de direcția presolicitării.

h) Crehov, Sostin, (1974), Ibcenko, Crehov, (1977), au efectuat cercetări pe structuri reale precizând că efectul vibrației depinde de punctul de aplicare al

forțelor de excitație [13].

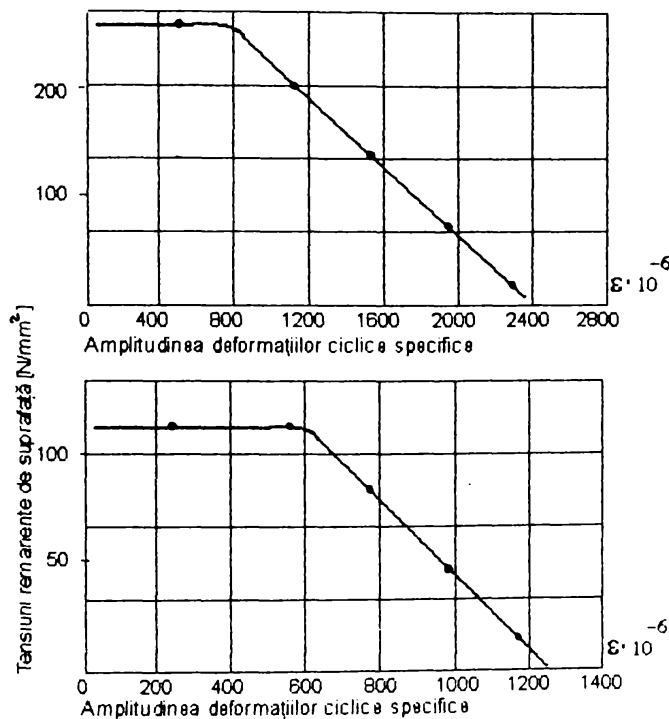


Fig. 8.12.

i) Claxton R.A., Sounders G, (1977), menționează eficiența utilizării vibrațiilor de rezonanță pentru reducerea tensiunilor remanente, dar avertizează că timpul de vibrare trebuie limitat pentru a nu periclita rezistența materialului [48].

j) Dawson R., Moffat, D.G., (1975), [51], în urma unor încercări efectuate pe epruvete ce au fost lăsate să oscileze liber, constată că: 50 -70 % din tensiunile rema-

nente se reduc în primul ciclu;

- 25 -30 % din tensiuni se reduc în următoarele 10 cicluri;
- 10 -25 % din tensiuni se reduc în următoarele 10<sup>4</sup> cicluri (fig. 8.12).

De asemenea ei mai evidențiază faptul că există valori limită pentru amplitudinea vibrațiilor și numărul ciclurilor de solicitare.

Încercările s-au realizat cu ajutorul unui vibrator electrodinamic (fig. 8.13).

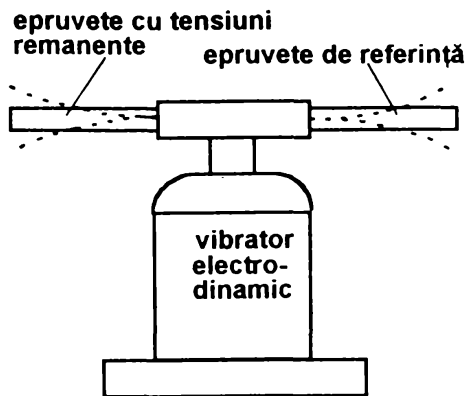


Fig. 8.13

În urma sudării epruvetele s-au deformat, săgețile de încovoiere apărute fiind cuprinse între  $0.92 \pm 4.47$  mm. Apoi, ele au fost supuse unor solicitări variabile, cu ajutorul unui pulsator cu cicluri ondulate pozitive. Forțele de întindere

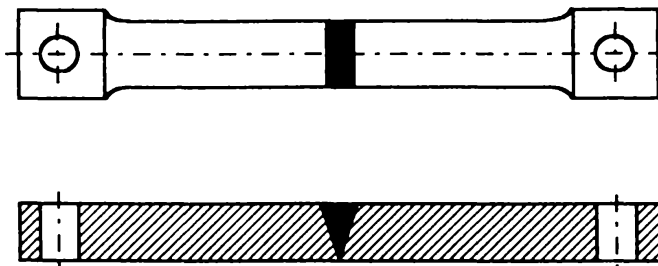


Fig. 8.14

maxime cu care au fost solicitate epruvetele au fost cuprinse între  $(0.5-1,0)\sigma_c$ , iar cele minime cuprinse între  $(0.2-0.68)\sigma_c$ . Frecvența utilizată a fost de 33.3 Hz. S-au făcut măsurători ale săgeții și s-a trasat graficul din fig.8.15.a. Apoi, păstrându-se sarcina maximă constantă, a fost modificat coeficientul de asimetrie al ciclului:  $R = \sigma_{\min} / \sigma_{\max}$ . Rezultatele obținute sunt prezentate în fig. 8.15.b,c,d.

În urma experiențelor efectuate s-au formulat următoarele concluzii :

- piesele sudate supuse unor sarcini variabile pot fi stabilizate dimensional;
- nivelul de solicitare este de mare însemnătate, o determinare eficientă obținându-se la o sarcină egală cu  $0.8 \sigma_c$  ;

- coeficientul de asimetrie are o importanță deosebită; dacă  $R = \sigma_{\min} / \sigma_{\max}$  este mare, scade numărul de cicluri necesar obținerii detensionării și de asemenea sarcina cu care trebuie solicitată piesa scade sub  $0.8 \sigma_c$ ; aceasta înseamnă că detensionarea depinde de valoarea componentei statice a solicitării .

k) Silaș G., Brîndeu L., Klepp H., (1978), efectuează încercări de verificare a eficacității procedurii de reducere a tensiunilor remanente cu ajutorul vibrațiilor mecanice pe piese sudate și turnate din fontă [121].

Primele încercări s-au efectuat pe epruvete sudate cap la cap din OL 37 având forma din fig. 8.14.

Alte încercări s-au făcut pe construcții metalice sudate din comiere, 50x50x5 și 25x25x4, cu greutatea cuprinsă între 50 și 100 Kg. Ca generator de vibrații a fost folosit un vibrator cu motor încorporat având frecvența de 50 Hz și amplitudinea forței 2800 N. El a fost fixat direct pe construcția sudată.

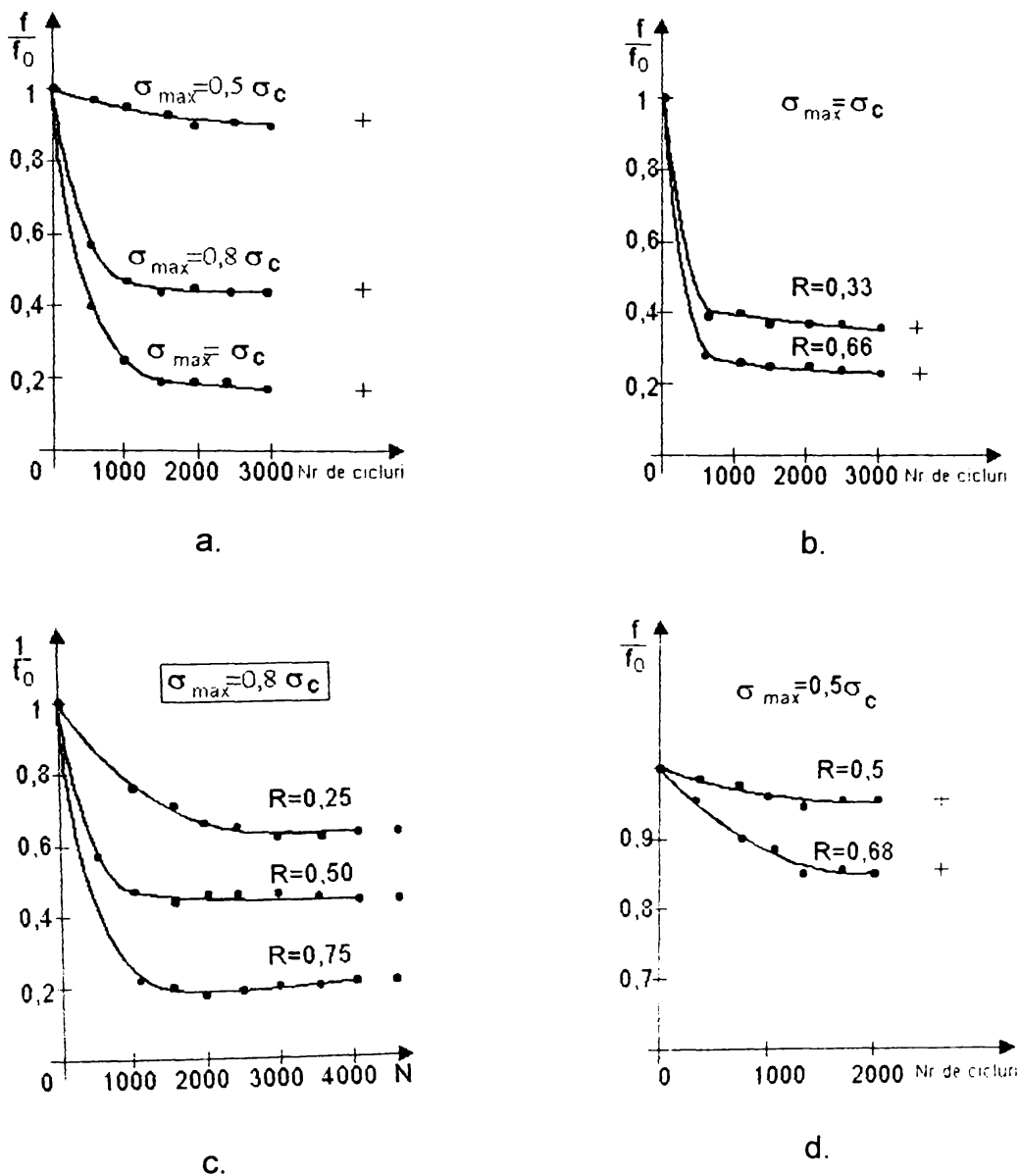


Fig.8.15.

În urma experiențelor s-a ajuns la următoarele concluzii :

- cu ajutorul vibrațiilor mecanice se poate obține o detensionare eficientă a construcțiilor metalice sudate;
- locul de aplicare al vibratorului este de o mare însemnătate;

- planurile de vibrații care se realizează prin excitare trebuie să nu fie planuri de simetrie ale construcției;

- amplitudinea forței de excitație trebuie bine aleasă pentru că, dacă este prea mică nu se produce detensionarea, iar dacă este prea mare se poate întâmpla ca în anumite locuri materialul să cedeze.

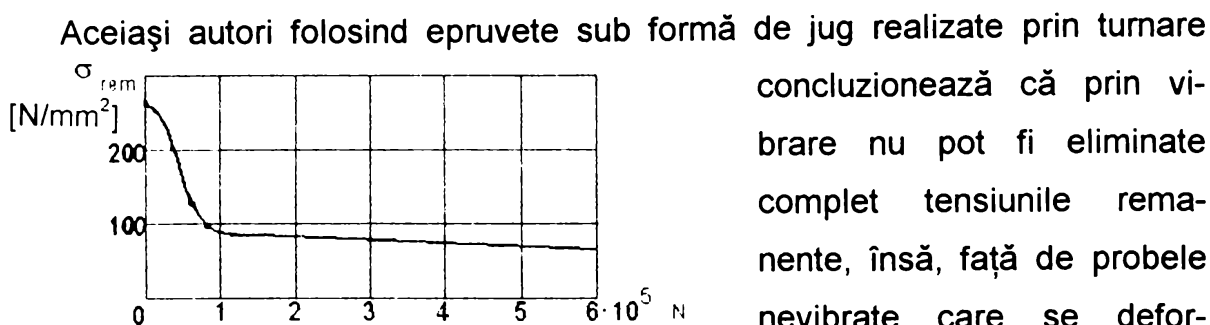


Fig. 8.16.

concluzionează că prin vibrație nu pot fi eliminate complet tensiunile remanente, însă, față de probele nevibrate care se deformează în timp, cele tratate

prin vibrații capătă o mai bună stabilizare dimensională.

l) Sagalevici W.M., ș.a. (1970), (1982), [115], [116], [117], remarcă faptul că reducerea tensiunilor remanente are loc mai pronunțat în primele cicluri de solicitare (fig. 8.16).

m) Weiss, B., Baker G.S., Das Gupta G.R., (1980), [138], au efectuat încercări asupra unor piese sudate circulare vibrate la rezonanță. Durata vibrării a fost de 15 minute, iar frecvența 130 Hz. Amplitudinile tensiunilor utilizate au avut valori mari. Tratamentul a pus în evidență o netă modificare a tensiunilor remanente radiale și axiale încă de la începutul vibrării. Explicarea detensionării este că tensiunile reziduale au fost apropiate de limita de curgere, iar prin aplicarea vibrațiilor s-a produs un fluaj local. Autorii menționează că asemenea condiții sunt greu de îndeplinit în practică, datorită complexității structurilor și a distribuției neuniforme a tensiunilor remanente.

n) Barbarin P., Bouhelier C, ș.a. (1984), studiază piese de tip carter realizate în construcție sudată care apoi sunt supuse detensionării termice și prin vibrații [16]. Autorii constată următoarele :

- pentru detensionarea prin vibrații nu este obligatoriu să se facă tratamentul la rezonanță;

- nu este obligatoriu ca prin solicitare variabilă să se ajungă la limita de

curgere a materialului;

- frecvența vibrațiilor utilizate nu este importantă;

o) Băltănoiu M. (1987), efectuează încercări asupra unor epruvete tip placă din OL 52 - 4K sudate cap la cap, cu dimensiunile 20x200x500 mm, și asupra unei piese sudate reale - " traversă pivot "- de la LDE 2100 CP, din OL 37. Masa traversei a fost de 379 Kg și dimensiunile 1468x950x430 mm [11].

Măsurarea deformațiilor la probele sudate cap la cap în vederea calculării tensiunilor remanente s-a efectuat cu un extensometru mecanic sistem Pfender.

Detensionarea prin vibrații s-a efectuat la o frecvență de 22 Hz, cu amplitudinea 0.11 mm, timp de 20 min. În urma aplicării tratamentului de detensionare, s-a observat o reducere importantă a tensiunilor remanente (fig. 8.17).

Și în cazul " traversei pivot " de la LDE 2100 CP, pentru măsurarea defor-

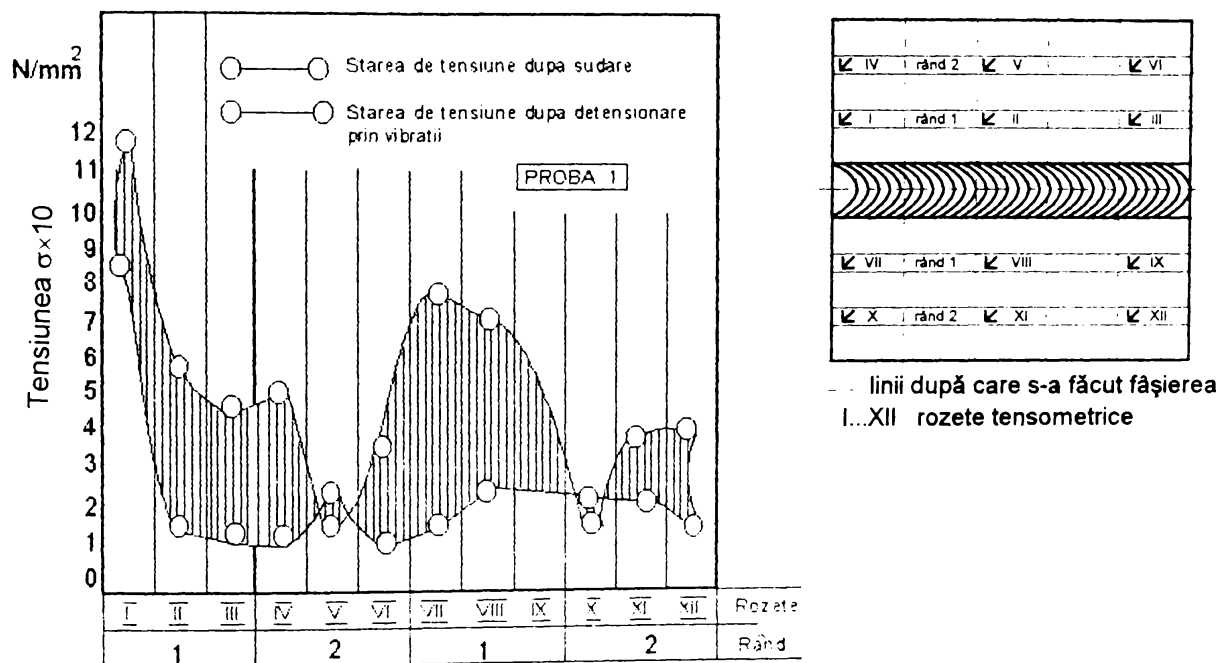
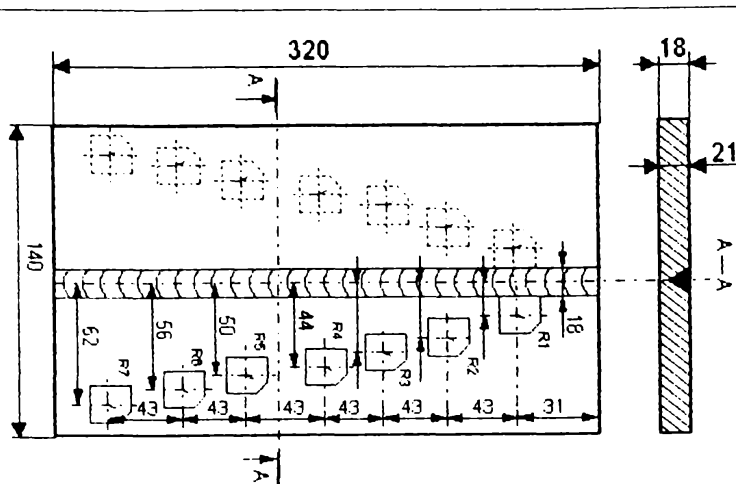


Fig. 8.17.

mațiilor s-a utilizat extensometria mecanică. Vibrațiile s-au aplicat cu o instalație tip VSR, modul LT -120 -Mx800. Parametrii de tratament au fost: frecvența 40, 46 și 55 Hz , durata de vibrare 26 minute, intensitatea curentului la începutul vibrării 5 A , iar la sfârșitul acesteia 3.8 A . Reducerea tensiunilor a fost între 7,5 și 31 %.

Autorul recomandă prudență în cazul detensionării pieselor din oțeluri care la sudare suferă transformări ce duc la apariția unor constituenți fragili .





p) Păstrăv I., Crețu A., ș.a.(1992), efectuează un studiu privind posibilitatea ameliorării stărilor de tensiuni din piesele sudate cap la cap [40]. Probele sudate utilizate au avut dimensiunile și forma din figura 8.18.

Fig. 8.18.

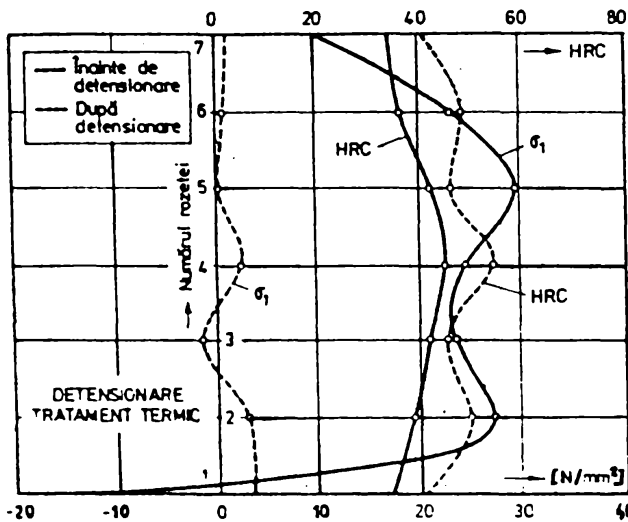


Fig.8.19.

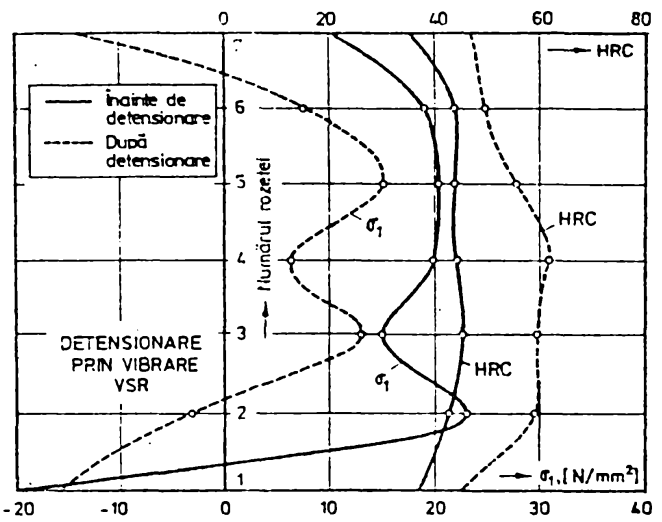


Fig. 8.20.

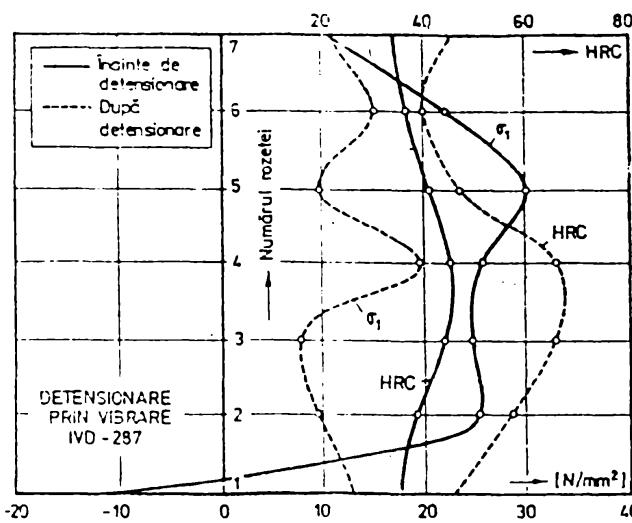


Fig. 8.21.

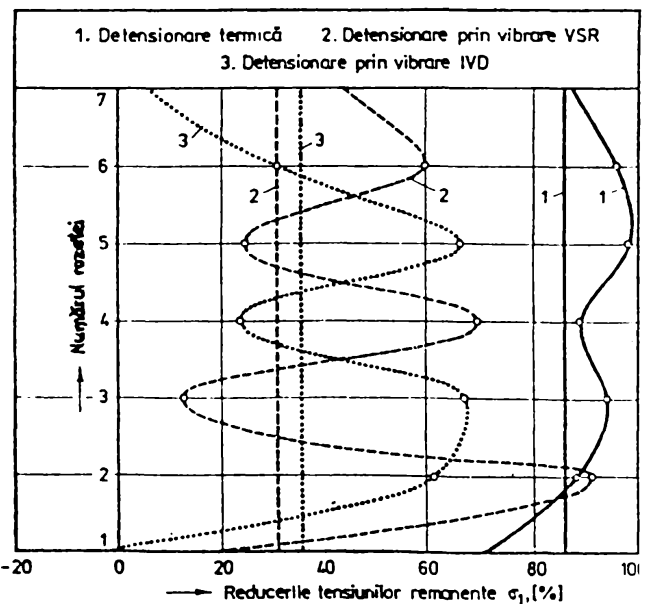


Fig. 8.22.

Tensiunile s-au determinat cu ajutorul tensometriei electrice rezistive folosind metoda găurii oarbe cu martor de deformare. Rezultatele cercetărilor sunt prezentate sub formă de diagrame în fig. 8.19÷8.22.

În graficele din fig. 8.19÷8.22 cu  $\sigma_1$  s-a notat tensiunea normală principală, iar HRC este duritatea Rockwell. Din ele rezultă că detensionarea termică realizează cea mai mare reducere a tensiunilor remanente (86 %), iar prin vibrare are loc o reducere cu 30,7 % în cazul utilizării unei instalații tip VSR (tip LT-120-Mx800) și cu 34,9 % în cazul utilizării unei instalații de vibrare tip IVD - 287 cu vibrator electrodinamic.

r) Palaghian L., Gheorghieș C.(1989), (1992), efectuează studii cu privire la modificările structurale care apar la suprafața pieselor din oțel supuse unor solicitări ciclice [107], [108].

Primele încercări au fost efectuate pe epruvete din OL 37, cu un ciclu alternant simetric de încovoiere, cu moment constant. Nivelul maxim al sarcinilor aplicate a fost de  $350 \text{ N/mm}^2$ .

Evoluția microdeformațiilor interne de ordinul al II -lea (deci a tensiunilor interne de ordinul II) (mărima  $\beta_{220}$ ) s-a urmărit cu un difractometru cu raze X , DRON-3, pe parcursul primelor  $3,1 \times 10^4$  cicluri de solicitare (fig. 8.23).

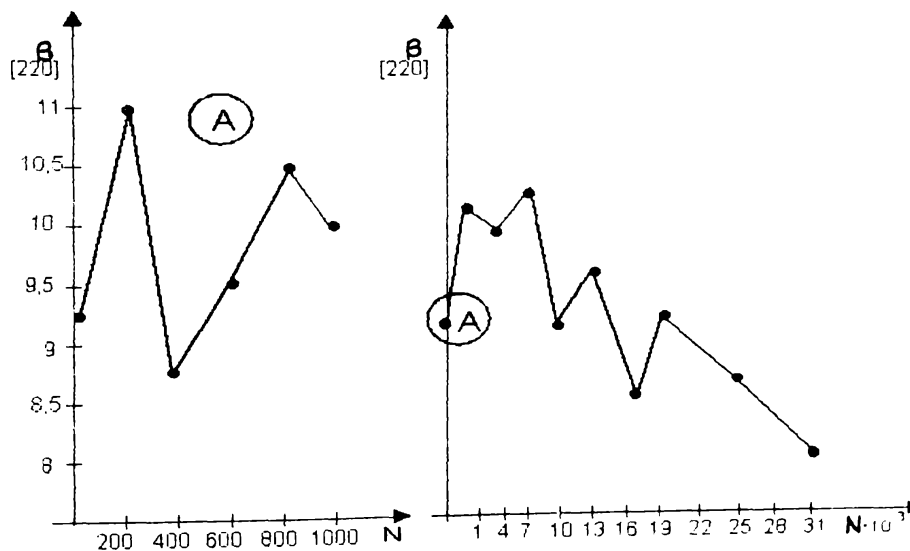


Fig.8.23.

Din fig. 8.23 se observă că, după o creștere a tensiunilor remanente de ordinul II, acestea încep să scadă sub valoarea inițială după  $7 \times 10^3$  cicluri.

Alte cercetări au fost efectuate pe epruvete din OL 52 supuse solicitărilor de încovoiere plană de oboseală, cu epruveta în consolă, la un nivel al tensiunii de  $300 \text{ N/mm}^2$ .

Epruvetele au fost supuse unui număr de  $3,1 \times 10^4$  și  $10^5$  cicluri de solicitare.

După întreruperea solicitării s-a determinat cu ajutorul unui difractometru cu raze X, DRON -3, evoluția în timp a mărimii  $\beta_{220}$ , mărime direct proporțională cu tensiunile interne de ordinul II din rețeaua cristalină. Citirile s-au efectuat pe parcursul a 216 ore la intervale de 24 ore.

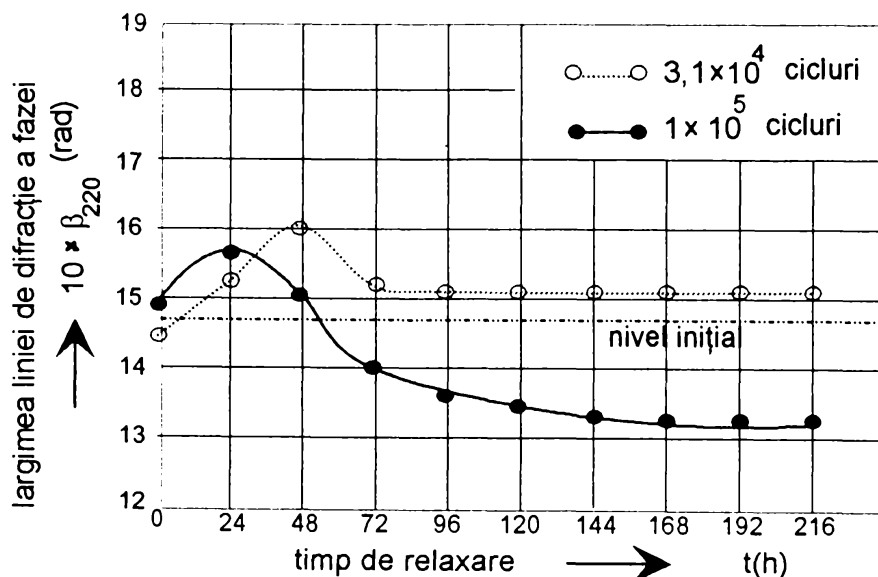


Fig.8.24.

Rezultatele determinărilor s-au concretizat în construcția graficului din fig. 8.24.

Din acest grafic se remarcă faptul că, pentru epruvetele la care întreruperea încercării s-a efectuat după  $3,1 \times 10^4$  cicluri de solicitare, apare o tensionare inițială a rețelei cristaline (creșterea tensiunii interne de ordinul II) față de nivelul inițial (obținut imediat după întreruperea solicitării), cu un maxim după 24 de ore de la întreruperea încercării. Apoi, până la 96 de ore urmează o scădere treptată a tensiunilor remanente până la un nivel inferior nivelului inițial.

După 96 de ore nivelul microtensiunilor remanente rămâne aproximativ constant.

În cazul epruvetelor la care pauza s-a efectuat după  $10^5$  cicluri de solicitare, se observă o creștere a microtensiunilor remanente față de nivelul inițial și față de epruvetele la care pauza s-a efectuat după  $3.1 \times 10^4$  cicluri.

Maximul de tensionare apare după 48 de ore, urmând o scădere treptată dar la un nivel superior celui inițial.

Reluarea încercării la oboseală după 72 de ore de pauză, în cazul când pauza s-a efectuat după  $3.1 \times 10^4$  cicluri de solicitare, se va face de la un nivel mai scăzut al tensiunilor remanente de ordinul II, ceea ce va conduce la creșterea durabilității totale la oboseală până la rupere.

Principala concluzie ce se desprinde din aceste studii este faptul că, pragul de  $3,1 \times 10^4$  cicluri este determinat atât pentru scăderea nivelului tensiunilor remanente de ordinul II, cât și pentru creșterea durabilității la oboseală.

s) Gafițanu M., Bercea M., (1983-1994), au efectuat cercetări sistematice pe parcursul a mai multor ani în domeniul realizării de echipamente și tehnologii pentru detensionarea prin vibrații [13], [65].

O parte a studiilor efectuate de autori a abordat problema relaxării tensiunilor remanente cu ajutorul vibrațiilor torsionale, din țevile sudate electric prin presiune, longitudinal. În acest sens s-au încercat diverse modalități de aplicare a vibrațiilor și s-au comparat rezultatele cu cele obținute cu alte metode de detensionare. Concluziile cele mai importante la care au ajuns sunt:

- solicitarea torsională conform ciclului de relaxare (fig.8.25.b.) este mai eficientă decât solicitarea alternant simetrică (fig.8.25.a.) și depinde în primul rând de tensiunea medie aplicată;

- cu cicluri de relaxare torsionale se pot realiza reduceri ale tensiunilor remanente de până la 50-60 %;

- aplicarea unor sarcini axiale de tracțiune țevilor solicitate torsional, conform unor cicluri de relaxare, intensifică procesul de detensionare;

- procesul de relaxare începe în acele puncte din material în care apar condiții de plasticitate;

- un tratament cu vibrații poate schimba semnul tensiunilor remanente;

- rezultatele unui tratament cu vibrații sunt dependente de: natura materialului, duritate, mărimea sarcinilor aplicate, numărul de cicluri de sollicitare, modul de sollicitare, frecvență;

- fenomenul care provoacă procesul de relaxare mecanică este oboseala; materialul sollicitat dinamic suferă o degradare manifestată prin: modificarea durității, modulului de elasticitate, rezilienței;

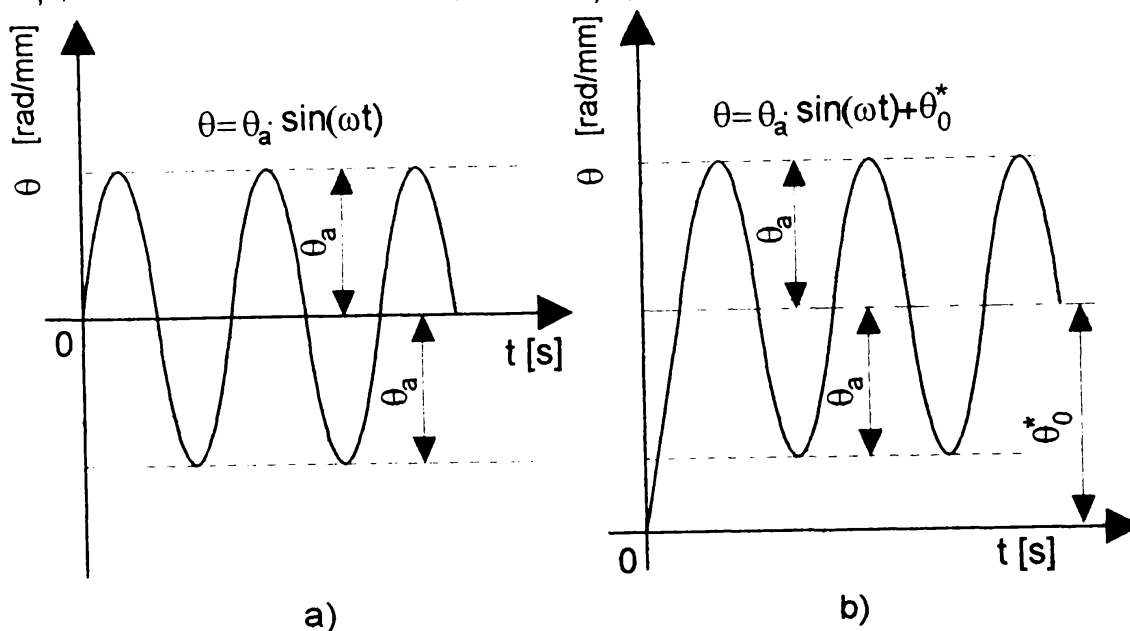


Fig.8.25.

- în procesul de relaxare mecanică parametrul fizico-mecanic care poate pune în evidență acest proces, este modulul de elasticitate dinamic.

## 8.2. Cercetări experimentale pentru verificarea eficacității aplicării vibrațiilor

Deoarece părerile despre posibilitatea reducerii tensiunilor remanente și a deformațiilor cu ajutorul vibrațiilor mecanice sunt împărțite, atât în ceea ce privește eficacitatea, cât și în privința mecanismului și a parametrilor ce trebuie controlați în timpul tratamentului, s-a elaborat un program de cercetare care să încerce să lămurească aceste probleme.

Experiențele au urmărit în primul rând dacă procedeul dă rezultate satisfăcătoare pe piese reale fabricate în uzinele reșițene și dacă nu cumva are repercusiuni asupra caracteristicilor mecanice și de rezistență ale materialelor. După stabilirea acestor aspecte, s-au verificat experimental unele ipoteze teoretice referitoare la mecanismul care stă la baza reducerii tensiunilor remanente și a deformațiilor prin vibrații.

Materialele asupra cărora s-au făcut experimentări sunt cele uzual folosite în secțiile Uzinei Constructoare de Mașini Reșița. Tratamentul pieselor s-a efectuat în două variante: cu o instalație de stabilizare dimensională specializată realizată în România la Întreprinderea Electroputere Craiova, tip "VSR", și cu un stand de laborator cu vibrator electrodinamic produs în Germania.

### **8.2.1. Cercetări experimentale efectuate cu metoda VSR**

#### **8.2.1.1. Verificarea influenței vibrațiilor asupra stabilizării dimensionale a unor piese sudate**

##### *A. Stabilizarea dimensională a unor carcase de reductoare*

Acest experiment a pornit de la constatarea că un lot de carcase de reductoare realizate în construcție sudată au avut probleme la montajul final. Neajunsurile apăreau din cauza faptului că abaterile de la planeitate la planul de separație între carcasa superioară și cea inferioară nu se mențineau constante în urma prelucrării finale. Tehnologia de execuție neimpunând o detensionare prin recoacere, datorită faptului că montajul avea loc la 2 -3 luni de la operația de sudare, piesele se deformatău sub acțiunea tensiunilor remanente. Un tratament termic costând prea mult, s-a recurs la obținerea unei stabilizări dimensionale cu ajutorul vibrațiilor mecanice.

Materialul din care au fost realizate piesele a fost OL 37, iar configurația pieselor este prezentată în figura 8.26.

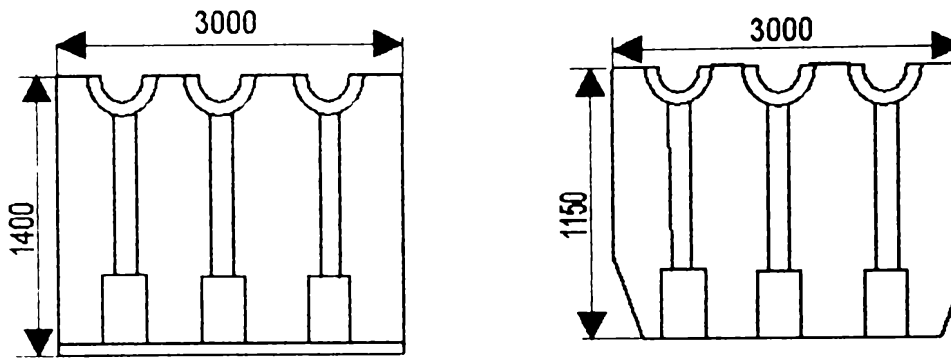


Fig. 8.26.

Dimensiunile de gabarit la semicarcasa inferioară au fost de 3000x1500x1400 mm, masa de 2,7 tone, iar la carcasa superioară de 3000x1500x1150 mm și masa de 1,8 tone.

Pentru tratament s-a utilizat o instalație de stabilizare prin vibrații, tip "VSR," cu afișaj numeric produsă la ICSIT-MTAE Electroputere Craiova (fig.8.27) cu următoarele caracteristici :

- alimentare : 220 V; 50Hz;
- putere instalată : 2.5 KW;
- putere medie absorbită / tratament : 1 KW.

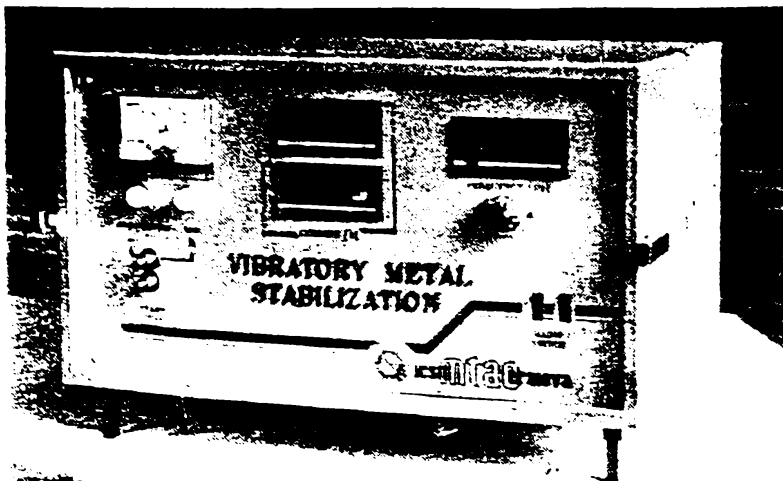


Fig. 8.27.

- TA - traductor de accelerație;
- CF - clești de fixare ai vibratorului;
- TC - tampon de cauciuc;
- P - piesa de tratat;

Schema de principiu a instalației este redată în figura 8.28.

UCR - unitate de comandă și reglaj cu afișaj numeric;

V - vibrator (motor electric cu excentricitate reglabilă);

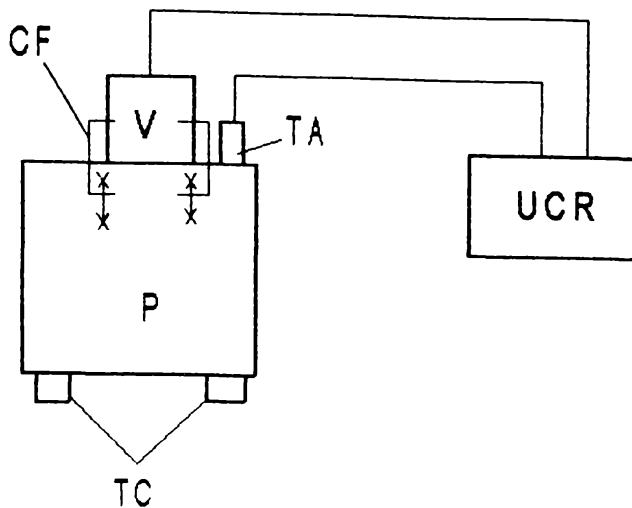


Fig. 8.28.

Instalația este dotată cu trei vibratoare în funcție de masa piesei de prelucrat și frecvență:

-vibrator  $V_1$ , pentru prelucrarea pieselor a căror masă este de  $(0.05 \div 12) t$  cu o frecvență de până la 100 Hz;

-vibrator  $V_2$ , pentru piese cu masa cuprinsă între  $(12 \div 150) t$  cu o frecvență de până la 100Hz;

-vibrator de lucru turație pentru prelucrarea pieselor la frecvență ridicată - 150Hz.

Modul de lucru indicat de producătorul instalației de vibrații este următorul :

-așezarea piesei pe tampoanele de cauciuc pentru izolare;

-fixarea vibratorului pe partea masivă a piesei de prelucrat și direcționat oblic, astfel încât să nu fie paralel sau perpendicular cu marginile geometrice ale piesei;

-așezarea traductorului de accelerație într-o zonă de grosime medie a piesei de prelucrat;

-reglarea excentricității vibratorului în funcție de masa piesei;

-depistarea frecvențelor optime de vibrare;

-selectarea a trei frecvențe din cele determinate anterior : cea mai înaltă, cea medie și cea mai mică;

-tratarea piesei începe la cea mai înaltă frecvență și durează până când valoarea curentului absorbit de motor scade la valoarea curentului memorat (sau se apropie de aceasta) și apoi se continuă în același mod la celelalte două frecvențe selectate.

Valorile parametrilor regimului de vibrare pentru piesele supuse experimentării sunt date în tabelul următor(tabelul 8.1) :



Tabelul 8.1.

*Parametrii regimului de vibrație ai carcaselor de reductoare*

Tip piesă	Nr. crt.	Masa piesei [t]	excen- tricitate vibr. [%]	Frecvență [Hz]			$I_1$ [A]			$I_{f1}$ [A]			t [min.]		
				$f_1$	$f_2$	$f_3$	$I_1$	$I_2$	$I_3$	$I_{f1}$	$I_{f2}$	$I_{f3}$	$t_1$	$t_2$	$t_3$
Carcasă super.	1	2.7	35	55.1	36.7	28.1	2.53	2.11	1.86	2.10	1.72	1.54	15	5	2
	2	2.7	35	55.0	35.2	28.2	2.50	2.14	1.83	2.00	1.69	1.52	15	5	2
	3	2.7	35	55.9	36.0	28.8	2.51	2.12	1.86	2.02	1.68	1.60	15	5	2
Carcasă infer.	4	1.8	25	50.2	32.7	25.0	2.23	2.00	1.89	1.75	1.55	1.49	15	5	2
	5	1.8	25	50.0	32.1	25.7	2.20	2.10	1.85	1.71	1.59	1.48	15	5	2
	6	1.8	25	50.1	32.5	25.4	2.25	2.00	1.87	1.73	1.57	1.48	15	5	2

Scăderea curentului absorbit de motor după efectuarea tratamentului la o anumită frecvență de lucru este prezentată în tabelul 8.2 și fig. 8.29.a. Această variație exprimă de fapt o reducere a energiei necesare realizării deformației piesei și are ca explicație diminuarea frecării interne odată cu uniformizarea valorilor tensiunilor remanente și stabilizarea dimensională a piesei.

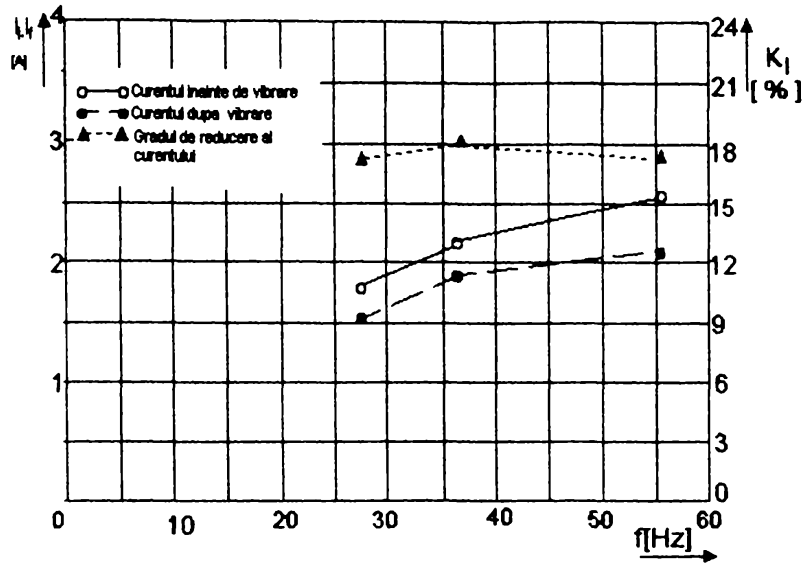
Tabelul 8.2.

*Variația curentului absorbit de motorul vibratorului*

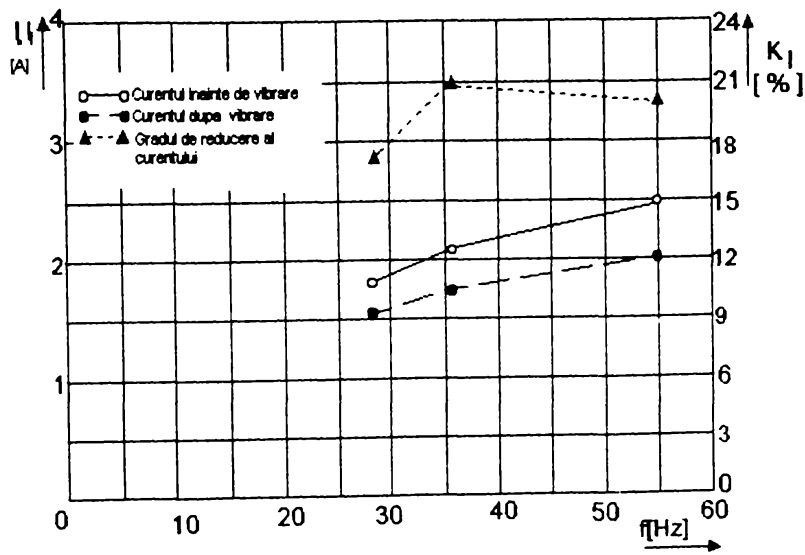
Tip piesă	$\Delta I_1 = I_{i1} - I_{f1}$ [A]	$\Delta I_2 = I_{i2} - I_{f2}$ [A]	$\Delta I_3 = I_{i3} - I_{f3}$ [A]	$K_{I1}$ [%]	$K_{I2}$ [%]	$K_{I3}$ [%]
Semicarcasă inferioară	0.43	0.39	0.32	17	18	17
	0.50	0.45	0.31	20	21	17
	0.49	0.44	0.26	20	21	14
Semicarcasă superioară	0.48	0.45	0.40	22	23	21
	0.49	0.51	0.37	22	24	20
	0.52	0.43	0.39	23	22	21

În tabelul 8.2 s-a notat cu  $K_I$  gradul de reducere al curentului absorbit de motor, care, s-a calculat cu relația:

$$K_I = \frac{\Delta I_1}{I_1} \times 100 = \frac{I_{i1} - I_{f1}}{I_{i1}} \times 100 \quad [\%]$$



a)



b)

Fig .8.29.

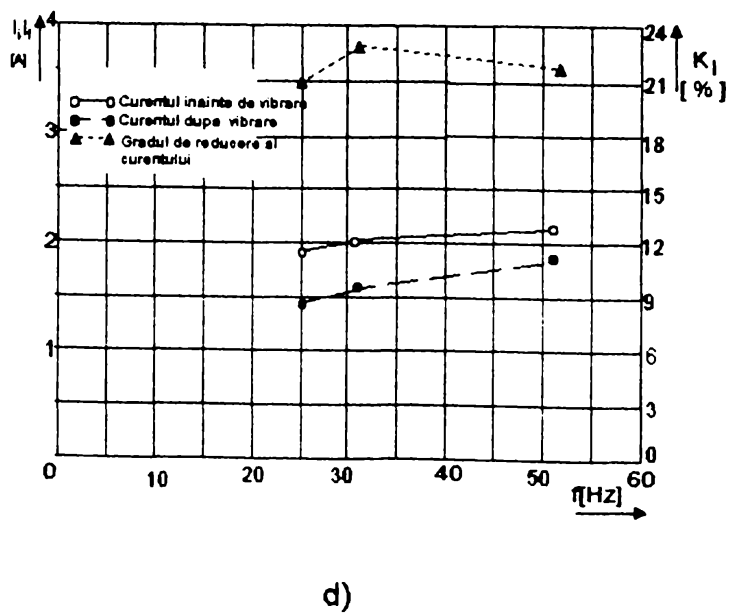
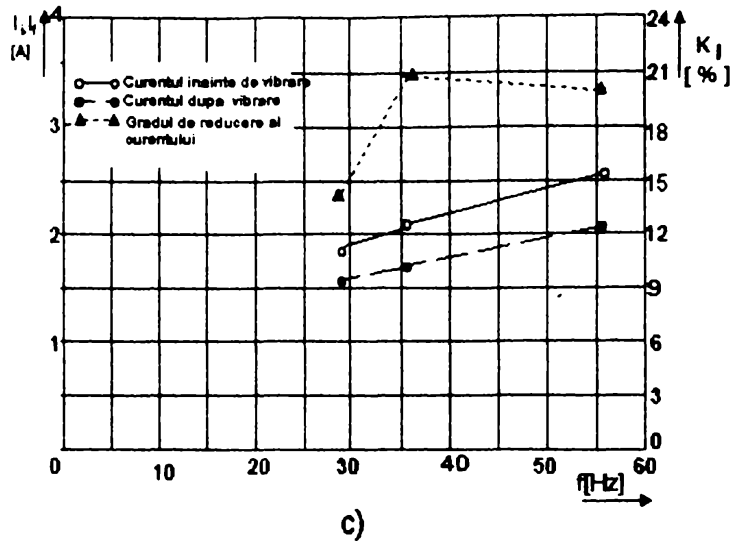


Fig .8.29.

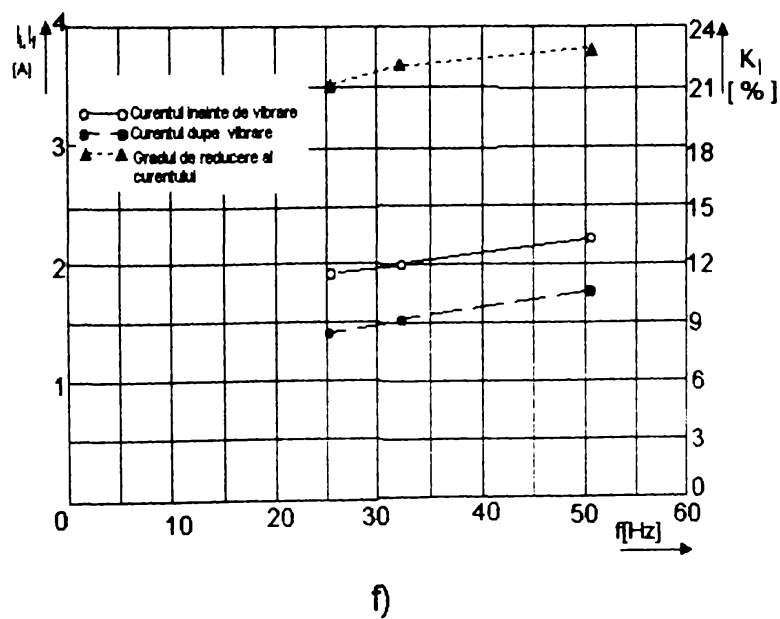
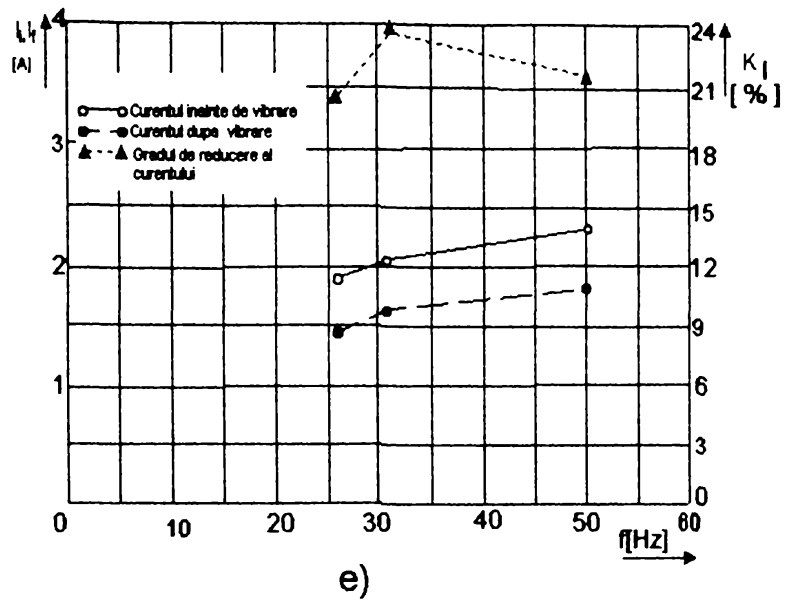


Fig. 8.29.

Din figurile 8.29.a...f se observă că valoarea finală a curentului scade pe tot parcursul intervalului de frecvență, iar gradul de reducere al curentului este aproximativ constant variind cu aproximativ  $(2 \div 3)$  %.

Măsurătorile în vederea verificării stabilizării dimensionale au fost făcute imediat după prelucrarea finală a suprafețelor și după o lună de la ultima prelucrare. Ele s-au efectuat cu un comparator având precizia de 0.001 mm, iar ca bază de măsurare s-a luat suprafața de așezare a pieselor. Nu s-au stabilit puncte de măsură exacte, citirile făcându-se de-a lungul suprafețelor pieselor în zonele marcate în prealabil cu vopsea. Rezultatele măsurătorilor sunt date în tabelul 8.3.

Tabelul 8.3.

*Abaterile la planul de separație a carcaselor de reductor*

Tip piesă	Nr. crt.	Abaterrea admisă [ mm ]	Abaterrea după prelucrare [ mm ]	Abaterrea la o lună după prelucrare [ mm ]
Semicarcasă inferioară	1.	$\pm 0.05$	- 0.020 $\div$ 0.005	-0.01 $\div$ 0.000
	2.		- 0.010 $\div$ 0.015	-0.02 $\div$ 0.02
	3.		- 0.017 $\div$ 0.021	-0.017 $\div$ 0.025
Semicarcasă superioară	4.	$\pm 0.05$	- 0.040 $\div$ 0.035	-0.01 $\div$ 0.004
	5.		- 0.015 $\div$ 0.001	-0.015 $\div$ 0.000
	6.		0.030 $\div$ 0.045	0.01 $\div$ 0.032

Datele din tabelul 8.3. dovedesc faptul că aplicarea unui tratament de stabilizare dimensională prin vibrații este suficient pentru ca abaterile dimensionale să se păstreze în timp, între limitele admise.

*B. Stabilizarea dimensională a unor grinzi cu secțiune I*

Alte încercări au fost efectuate pe oțelul St 37. Ele au avut ca scop să verifice comportarea pieselor sudate și tratate prin vibrații după prelucrări mecanice prin așchiere. Pentru aceasta au fost realizate două grinzi cu secțiunea în formă de I, având lungimea de 4 m și grosimea componentelor de 35 mm. Suprafața aripilor a fost frezată de trei ori succesiv, grosimea stratului îndepărtat fiind de 4

mm. Una din piese a fost tratată prin vibrații doar o singură dată, înainte de prima prelucrare, iar cealaltă nu a fost tratată de loc. După fiecare ciclu de prelucrare au fost măsurate deformațiile în mai multe puncte de-a lungul a trei linii longitudinale trasate pe aripile grinzilor. Rezultatele măsurătorilor sunt prezentate în figurile 8.30. și 8.31.

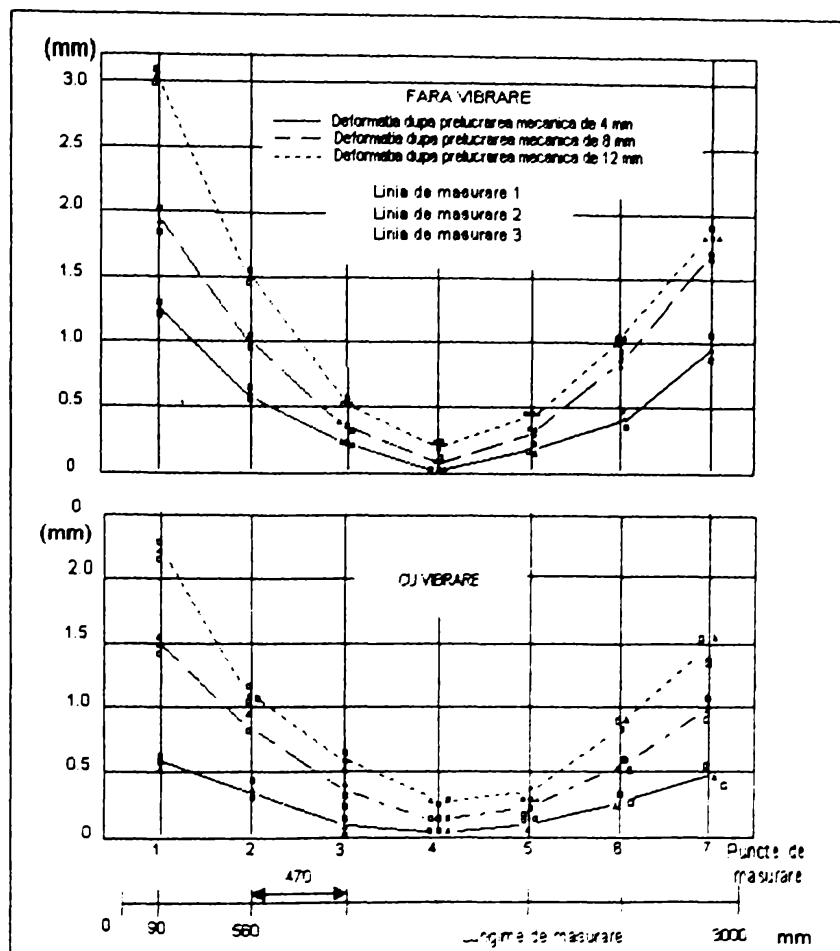


Fig. 8.30.

Se constată că în urma prelucrărilor mecanice, datorită tensiunilor remanente existente în piesă și celor nou introduse prin frezare, capetele grinzii s-au ridicat, formându-se o săgeată la mijlocul grinzilor. Deformația grinzii vibrată a fost doar de 40 % din cea a grinzii nevibrate după prima prelucrare. Diferența absolută a deformației, de aproximativ 0.6 mm, s-a menținut și în timpul celor două prelucrări ulterioare.

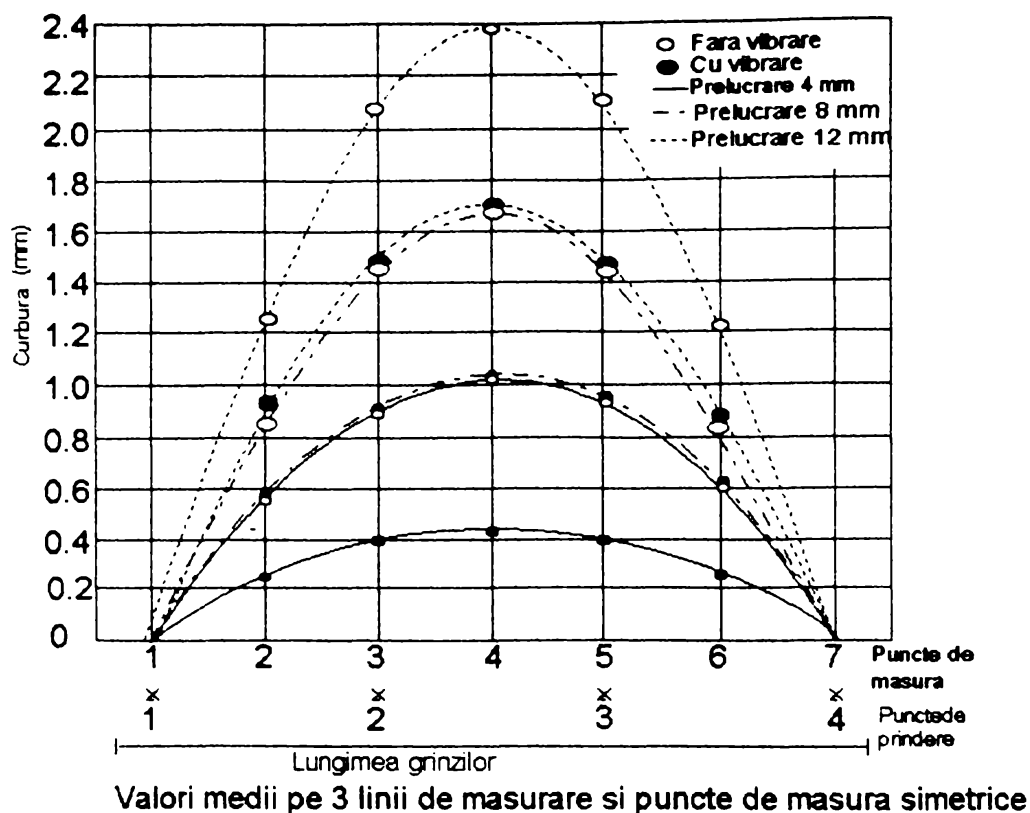


Fig. 8.31.

### 8.2.1.2. Stabilirea influenței vibrațiilor asupra caracteristicilor mecanice ale îmbinărilor sudate

Eficiența procedurii fiind dovedită prin datele prezentate în paragraful anterior, rămânea de dovedit dacă aplicarea vibrațiilor are repercursiuni negative în ceea ce privește caracteristicile mecanice ale materialului de bază și a îmbinărilor sudate. Pentru a verifica acest lucru s-au făcut o serie de încercări complementare pe probe sudate cap la cap din OL 37, care sunt descrise în cele ce urmează.

Număr probe: 4 buc.

Configurație piese: fig. 8.32.

Material piese: OL37.

Tip electrod : supertit.

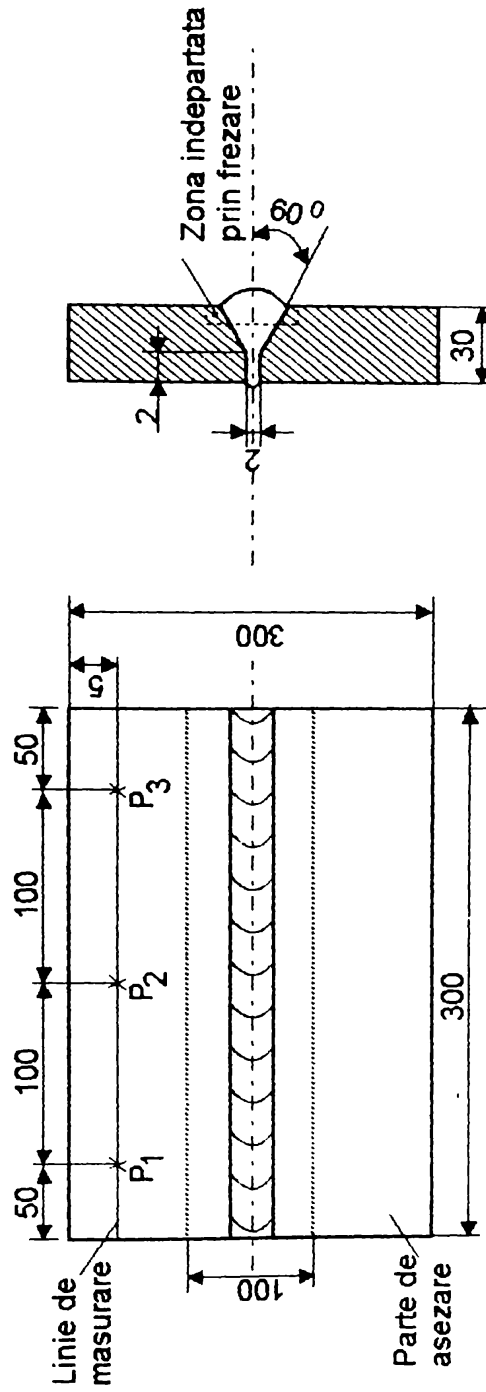


Fig .8.32.



Parametrii regimului de sudare sunt dați în tabelul următor( tabelul 8.4):

Tabelul 8.4.

*Parametrii regimului de sudare ai probelor sudate cap la cap*

Rând	Diametru electrod [ mm ]	Regim de sudare			Energia liniară [KJ / cm ]
		$U_a$ [ V ]	$I_s$ [ A ]	$V$ [cm/s]	
$n_1, n_2$	2.5	28	90	0.184	10.23
$n_3, n_4$	3.25	28	150	0.250	12.55
$n_5 \div n_{17}$	4	28	200	0.248	18.50

### Mod de lucru

Cele patru probe au fost sudate cu aceeași parametri ai regimului de sudare prezentați în tabelul 8.4. Datorită tensiunilor remanente introduse la sudare probele s-au deformat. Pentru măsurarea deformațiilor piesele s-au așezat cu o parte pe masa unei mașini de frezat, iar pe partea nefixată a lor s-a trasat o linie paralelă cu axa cordonului de sudură și s-au marcat trei puncte de măsurare de-a lungul acestor linii. Cotele punctelor  $P_1$ ,  $P_2$ ,  $P_3$  față de masă s-au luat ca dimensiuni de referință, iar apoi s-au măsurat abaterile față de aceste dimensiuni.

S-a urmărit stabilizarea dimensională a probelor, în urma frezării zonei îmbinării sudate(fig. 8.32), în patru cazuri:

- când proba nu a fost detensionată;
- când proba a fost stabilizată dimensional prin vibrații mecanice;
- când piesa a fost tratată în cuptor, după sudare, la o temperatură de  $175^{\circ}$  C timp de 24 ore;
- când piesa a fost tratată prin recoacere de detensionare la  $650^{\circ}$  C.

După măsurarea abaterilor, în toate cele patru cazuri s-au efectuat și încercări mecanice pentru a constata eventualele modificări apărute în urma tratamentelor.

Vibrarea s-a realizat cu instalația specializată tip VSR prezentată anterior (§8.2.1). Parametrii regimului de lucru sunt dați în tabelul 8.5.

Tabelul 8.5.

## Parametrii regimului de vibrare

f	$I_i$	$I_f$	$I_m$	t	$\Delta I = I_i - I_f$	$K_I$
[ Hz ]	[ A ]	[ A ]	[ A ]	[ min ]	[ A ]	[ % ]
19.3	2.23	2.12	1.98	4	0.11	5
22.9	2.44	2.30	2.23	5	0.14	6
24.7	2.65	2.40	2.37	16	0.25	9

Variația curentului absorbit de motorul vibratorului la diferitele frecvențe de lucru, înainte și după tratament, împreună cu gradul de reducere al curentului sunt prezentate în figura 8.33.

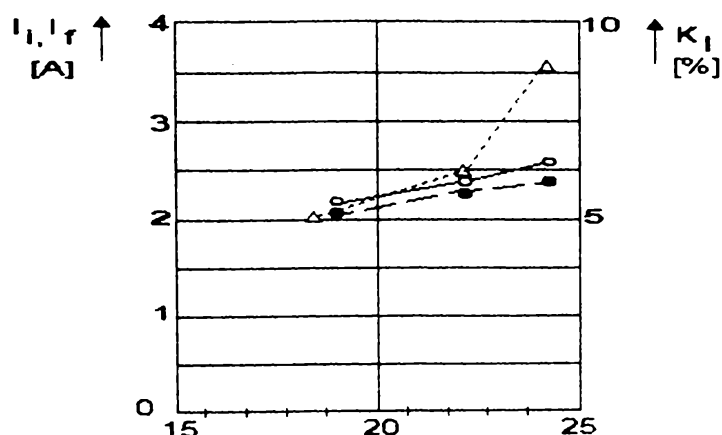


Fig.8.33.

Diagramele de tratament termic sunt prezentate în figura 8.34.a și b.

Rezultatele măsurătorilor, în ceea ce privește stabilizarea dimensională și caracteristicile mecanice, sunt prezentate în tabelele 8.6. și 8.7.

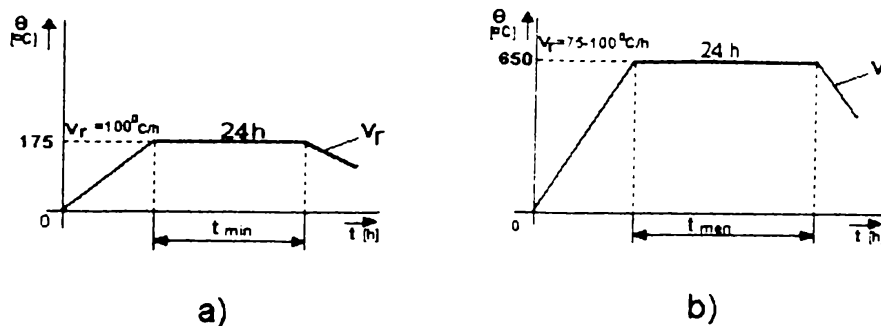


Fig.8.34.

Tabelul 8.6

*Abateri de la starea inițială a probelor*

Stare probă		Abatere după tratament			Abatere după frezare		
		[mm]			[mm]		
		P <sub>1</sub>	P <sub>2</sub>	P <sub>3</sub>	P <sub>1</sub>	P <sub>2</sub>	P <sub>3</sub>
Proba 1	netratată	-	-	-	-0.800	-0.950	-1.030
Proba 2	vibrată după sudare	0.010	0.048	0.023	0.036	0.050	0.030
Proba 3	tratată termic la 175 <sup>o</sup> C	0.012	-0.001	0.004	-0.740	-0.860	-0.940
Proba 4	detensionată termic la 650 <sup>o</sup> C	-2.020	-2.480	-3.020	-2.060	-2.500	-3.000

Tabelul 8.7

*Caracteristici mecanice ale probelor*

Stare probă		$\sigma_c$	$\sigma_r$	A	En. rupere KV la 20 <sup>o</sup> C [J]
		[N/mm <sup>2</sup> ]	[N/mm <sup>2</sup> ]	[%]	
Proba 1	netratată	231	390	25	27
Proba 2	vibrată după sudare	234	386	24	27
Proba 3	tratată termic la 175 <sup>o</sup> C	222	380	28.5	28
Proba 4	detensionată termic la 650 <sup>o</sup> C	186	360	32.5	30

Din tabelele 8.6 și 8.7 se pot stabili următoarele concluzii:

- proba 1, netratată, s-a deformat mult în urma operației de frezare; caracteristicile mecanice ale îmbinării s-au încadrat în limitele normale indicate pentru o astfel de probă.

- proba 2, vibrată, s-a deformat puțin în timpul tratamentului, iar după frezare și-a menținut aproximativ aceeași formă; caracteristicile mecanice nu s-au schimbat prea mult față de proba 1 netratată;

- proba 3, tratată termic la  $175^{\circ}\text{C}$ , s-a comportat rău din punct de vedere al deformațiilor după frezare; caracteristicile mecanice s-au păstrat aproximativ constante ca la proba 1 netratată;

- proba 4, tratată termic la  $650^{\circ}\text{C}$ , s-a deformat puternic în timpul tratamentului, dar și-a păstrat bine forma după frezare; caracteristicile mecanice s-au modificat simțitor față de cele inițiale ale probei netratate; au crescut caracteristicile de ductilitate și au scăzut cele de rezistență.

Se poate concluziona deci, că cercetările făcute pe oțelul OL 37 au evidențiat faptul că vibrațiile mecanice de joasă frecvență au un efect benefic în ceea ce privește stabilizarea dimensională a pieselor în construcție sudată și nu are efecte negative în ceea ce privește caracteristicile mecanice ale materialului. Procedul asigură păstrarea formei pieselor atât după prelucrările mecanice prin așchiere, cât și în timp, pe parcursul depozitării acestora.

Pentru întărirea acestor aspecte se prezintă în continuare și o serie de rezultate experimentale ce au fost obținute la tratarea prin vibrații a unor piese tip inel din OL 52-2k, realizate prin sudare [129]. Configurația și dimensiunile acestora sunt prezentate în figura 8.35.

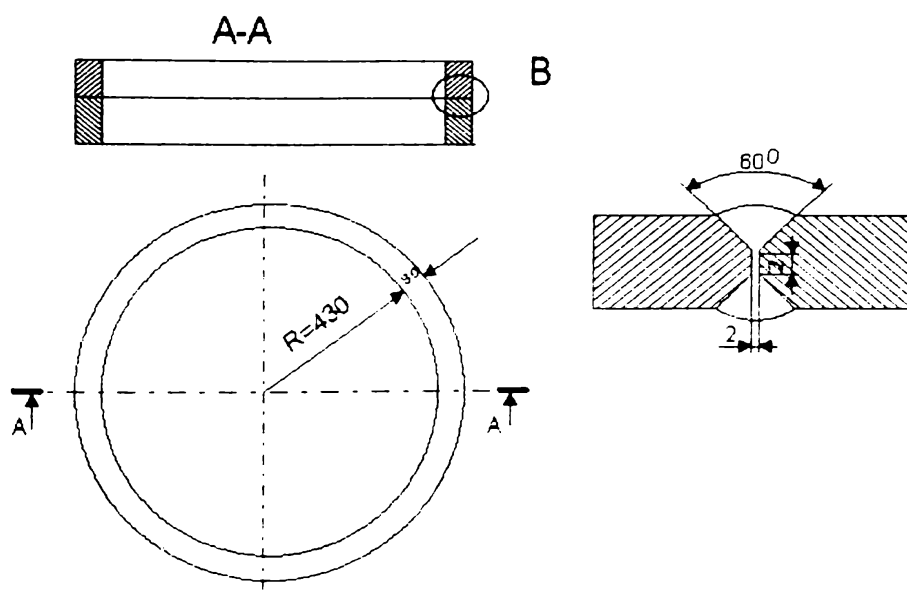


Fig.8.35.

Pentru încercări au fost realizate patru piese dintre care: una a fost tratată termic, una a fost tratată cu metoda VSR după sudare, alta a fost vibrată în timpul sudării, iar ultima nu a fost tratată de loc. S-a urmărit stabilitatea dimensională a pieselor și modul cum sunt influențate caracteristicile mecanice ale îmbinării de către tratamentele respective. Rezultatele experimentale sunt prezentate în tabelul 8.8.

Tabelul 8.8.

Rezultatele experimentale asupra unor piese tip "inel"

Nr. crt.	Abatere maximă [mm]		$\sigma_r$ (*) [N/mm <sup>2</sup> ]	Energia de rupere KV (**) [J]				Duritate maximă HV5
	pe o circum- ferință	pe o gene- ratoare		-70°C	-60°C	-50°C	-40°C	
1	0.11	0.14	545	27	25	73	69	401 - în ZIT
2	0.04	0.11	525	29	40	78	83	341 - în ZIT
3	0.04	0.06	544	27	51	52	85	401 - în ZIT
4	0.03	0.04	548	18	18	55	65	406 - în ZIT

1 - netratat ;

2 - tratat termic ;

3 - VSR la sudare;

4 - VSR după sudare ;

\* - media valorilor a trei încercări efectuate pe epruvete realizate transversal pe cusătura sudată.

\*\* - media valorilor a trei încercări efectuate pe epruvete tip Charpy V cu cusătura executată în zona de tranziție a îmbinării sudate.

**Observație.** În cazul vibrării în timpul sudării rigiditatea piesei se modifică, astfel că este necesară o nouă determinare a frecvenței optime de vibrație.

Analizând datele din tabelul 8.8. se remarcă următoarele :

- abaterile dimensionale cele mai mici se obțin la probele tratate prin vibrații;
- aplicarea vibrațiilor nu afectează rezistența la rupere a îmbinărilor sudate, pe când tratamentul termic duce la scăderea valorii acesteia;
- temperatura de tranziție ductil-fragil este cuprinsă între valorile  $-50^{\circ}\text{C}$  și  $-60^{\circ}\text{C}$ , la toate probele (fig.8.36), neexistând diferențe semnificative ;

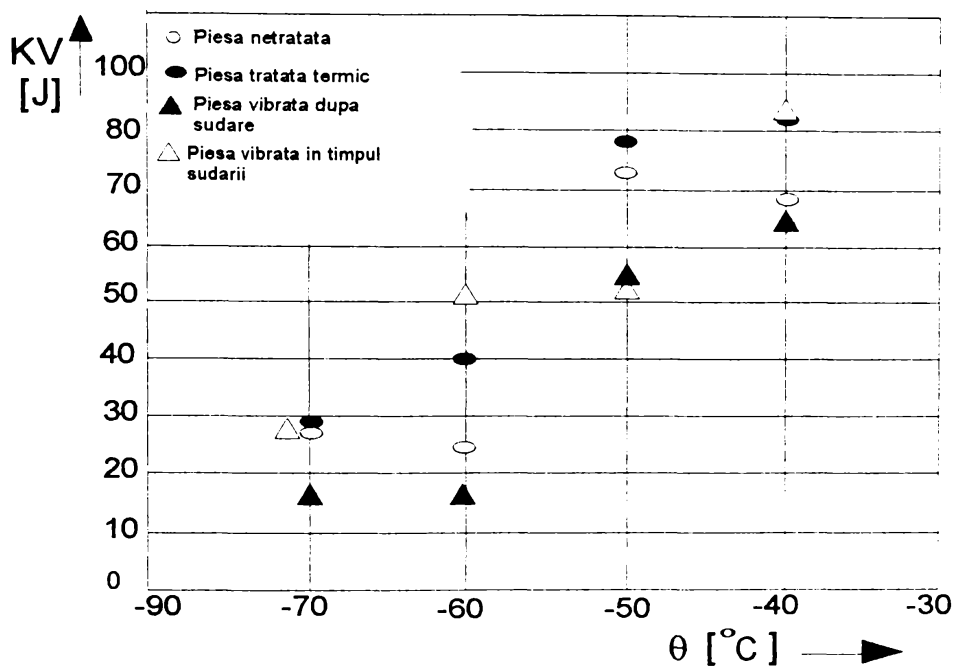


Fig.8.36.

- măsurătorile de duritate efectuate remarcă aceeași comportare a pieselor tratate prin vibrații ca și a celei netratate, în schimb la piesa tratată termic duritatea este semnificativ mai mică.

### 8.2.1.3. Stabilirea influenței vibrațiilor asupra deformabilității pieselor călite

Eficacitatea procedurii de vibrare cu metoda "VSR" a fost demonstrată și în cazul pieselor călite din oțel de înaltă rezistență  $T_1$  [143]. Experimentul a constat din încercarea de înrolare a unor bare de oțel cu diametrul de 6 mm, care au fost supuse unei căliri în apă. Rezultatele încercărilor sunt prezentate în tabelul 8.9.

Tabelul 8.9.

## Rezultatele testelor efectuate pe piese călite

Tip defect	Axa de înrolare „  ” cu direcția de laminare				Axa de înrolare „⊥” pe direcția de laminare			
	Nevibrate		Vibrate		Nevibrate		Vibrate	
	Nr. probe	%	Nr. probe	%	Nr. Probe	%	Nr. Probe	%
Probe rupte transversal	2		1		0		3 <sup>x</sup>	
Probe rupte parțial	6		0		7		2	
Fisuri de suprafață	4		1		3		3	
Total cu fisuri	12	100	2	17	10		8 <sup>x</sup> (5) <sup>xx</sup>	80 (70) <sup>xx</sup>
Fără fisuri vizibile	0	0	10	83	0		2	20 (30) <sup>xx</sup>
Număr total de probe	12	100	12	100	10	100	10 (7) <sup>xx</sup>	100

x - cu defecte de înrolare

xx - fără a lua în considerare defectele de îndoire.

Din tabelul 8.9. rezultă că toate probele nevibrate au avut defecte, în schimb cele vibrate s-au comportat bine. Din totalul pieselor care au încercat să fie înrolate paralel cu direcția de laminare și care au fost tratate prin vibrații doar 17 % s-au fisurat.

### **8.2.2. Cercetări experimentale efectuate cu standuri de laborator**

Aceste cercetări urmăresc găsirea unor răspunsuri privind mecanismul care stă la baza procesului de reducere al tensiunilor remanente și al deformațiilor cu ajutorul vibrațiilor. Până acum s-au lămurit din punct de vedere experimental doar unele aspecte practice, cum sunt: eficacitatea aplicării vibrațiilor mecanice la stabilizarea dimensională a pieselor sudate și turnate, influența pozitivă a vibrațiilor aplicate la piesele călite ce urmează a fi deformat plastic, sau faptul că în anumite condiții de aplicare vibrațiile nu influențează negativ caracteristicile mecanice și de rezistență ale îmbinărilor sudate. Explicațiile teoretice referitoare la acestea, au la bază unele ipoteze ce au fost prezentate în capitolele anterioare. Dintre ele se pot delimita două mai importante .

*A) Ipoteza curgerii macroscopice* a materialului sub acțiunea vibrațiilor (are la bază modele mecanice care iau în considerare doar elasticitatea și plasticitatea materialelor). Acesta este un punct de vedere care consideră că amplitudinea vibrațiilor cu care se acționează asupra pieselor este determinantă. Mai mult, se pune chiar o condiție privind tensiunea minimă necesară pentru detensionarea prin vibrații și anume ca ea să fie de cca 80 % din valoarea limitei de curgere a materialului piesei [25]. Cercetătorii care susțin acest punct de vedere nu iau în considerare decât tensiunile remanente macroscopice.

*B) Ipoteza relaxării locale* la nivelul rețelei cristaline a materialului sub acțiunea vibrațiilor (are la bază modele mecanice care țin seama și de vâscozitatea materialelor). Explicațiile în legătură cu această ipoteză se bazează pe teoria dislocațiilor și a frecării interne, care în cazul unor oțeluri supuse unor solicitări variabile mici și mijlocii, prezintă maxime într-un domeniul frecvențelor joase cuprinse între 1-100 Hz [76]. Se mai ține seama că în cazul solicitărilor ciclice în domeniul elastic, frecarea internă este dependentă de frecvență și independentă de amplitudine. Prin tratarea pieselor cu o frecvență joasă la rezonanță, datorită frecării interne se pot produce modificări energetice la nivel microstructural ce duc la reducerea tensiunilor remanente de ordinul II și III și la o



stabilizare a tensiunilor remanente de ordinul I, chiar dacă nu se atinge limita de curgere macroscopică. Această reducere și uniformizare a tensiunilor duce la rîndul ei la stabilizarea dimensională a pieselor .

Sigur că prima ipoteză este mai ușor de verificat experimental, deoarece există mijloace și metode moderne pentru măsurarea exactă a tensiunilor remanente macroscopice (pe plan mondial și național tensometria s-a dezvoltat foarte mult, atît în ceea ce privește aparatura, cît și metodele de măsurare). De altfel majoritatea cercetărilor au fost făcute în acest sens. Totuși pot apare probleme în acest caz din cauza faptului că, în practică este foarte greu să se respecte condițiile de laborator privind realizarea unor amplitudini ale vibrațiilor care să asigure depășirea limitei de curgere macroscopice în toate secțiunile piesei în care există un nivel ridicat al tensiunilor remanente. Din acest motiv rezultatele obținute în laborator, pe epruvete, nu coincid întotdeauna cu cele obținute pe piese reale cu configurație complexă.

A doua ipoteză este însă foarte dificil de susținut experimental în mod direct, deoarece tensiunile remanente de ordinul II și III se pot determina cantitativ doar prin difracție cu raze X și numai la suprafața piesei. Acest lucru implică dotarea cu aparatură foarte scumpă și personal ultracalificat. De aceea cercetătorii care s-au ocupat de problema influenței vibrațiilor asupra tensiunilor remanente și a deformațiilor, au căutat rezolvarea ei pe căi indirecte. Unele dintre acestea au fost deja prezentate într-un capitol anterior și constau din evaluarea gradului de detensionare prin valoarea curentului absorbit de motorul vibratorului sau prin creșterile de amplitudine.

În ceea ce privește acest studiu, el încearcă să lămurească aspectele referitoare la a doua ipoteză care a fost mai puțin abordată pînă în prezent. Mărimile măsurate nu vor exprima întotdeauna valoarea tensiunilor remanente din piese, ci vor arăta calitativ că sub acțiunea vibrațiilor se pot produce transformări în material. De o mare importanță în elaborarea planului de lucru și evidențierea concluziilor au fost noțiunile legate de frecarea internă și teoria dislocațiilor prezentate anterior. Alte analogii au fost sugerate de anumite studii de

rândul lor au fost explicate cu ajutorul teoriei dislocațiilor. De exemplu, în lucrarea [74] se prezintă ca o certitudine faptul că, în primul stadiu al oboselii dislocațiile libere se mișcă sub acțiunea sarcinilor variabile astfel încât să ocupe poziții cât mai stabile energetic. Are loc în acest sens un aranjament al lor în pereți perpendiculari pe planul de alunecare, care formează limite la unghiuri mici, fenomenul fiind asemănător cu cel de poligonizare. Făcînd analogie cu poligonizarea se poate merge mai departe și emite ipoteza că în urma tratamentului cu vibrații au loc modificări ale unor caracteristici fizice ale materialului cum este: rezistivitatea, viteza de propagare a undelor ultrasonice, coeficientul de atenuare al undelor ultrasonice, e.t.c. La acestea se mai adaugă și mărimile prin care se evidențiază modificarea frecării interne și care au fost deja specificate.

#### **8.2.2.1. Studiul influenței vibrațiilor asupra tensiunilor remanente de ordinul I dintr-o piesă tip inel**

Piesa care face obiectul acestei cercetări a fost prelevată dintr-un arbore de hidrogenerator confecționat din oțel marca 26 Mo Cr 11 și care în prealabil a fost călit în apă, iar apoi recopt pentru detensionare. Eșantionul din care s-a extras inelul a fost lăsat special pentru probe în vederea evaluării tensiunilor remanente. Dimensiunile și forma probei sunt prezentate în figura 8.37.

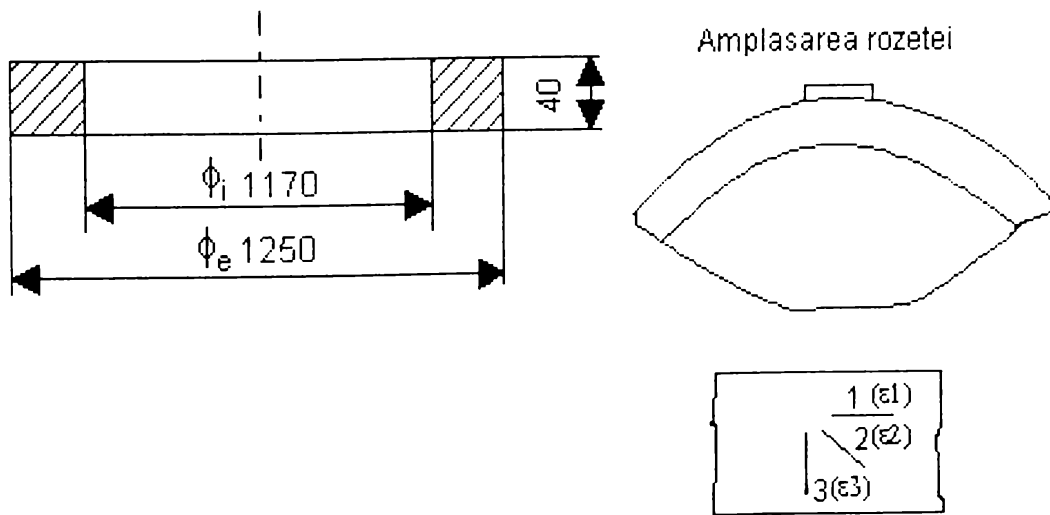


Fig.8.37.

Pentru evidențierea influenței vibrațiilor mecanice asupra stării de tensiune și deformație s-au măsurat tensiunile și deformațiile într-un punct situat pe una din generatoarele exterioare ale inelului cu ajutorul unei rozete tensometrice. Calculul tensiunilor s-a făcut cu metoda Mathar conform ASTM 837-85, iar citirile s-au efectuat înainte de vibrare, în timpul vibrării și după vibrare.

Rozeta utilizată a fost tip: RY 21 cu  $R=120\Omega \pm 0.2\%$ ,  $K=2.07 \pm 1\%$  și este prezentată în figura 8.38. Dimensiunile ei au fost:

- diametrul găurii străpunse  $D_0=2a = 4 \text{ mm}$ ;
- diametrul minim  $2r_1=10\text{mm}$ ; -diametrul maxim  $2r_2=16\text{mm}$ ;

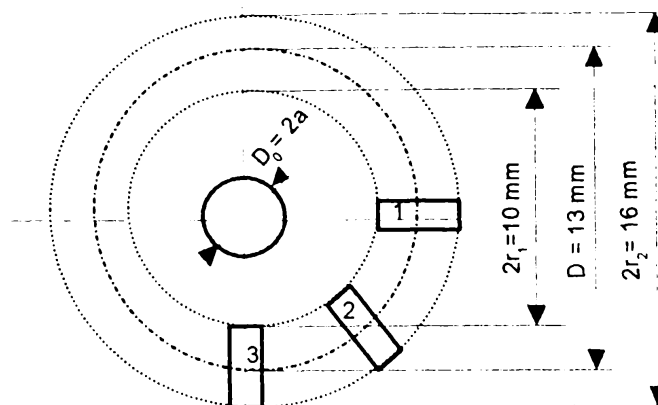


Fig 8.38.

- diametrul mediu  $D = 13 \text{ mm}$  ( $R=6.5\text{mm}$ ).

Pentru vibrare s-a utilizat un vibrator electromagnetic, iar piesa a fost așezată liber pe tampoane de cauciuc.

Timpul de vibrare a fost de 5 minute la frecvențele  $f_1=15\text{Hz}$ ;  $f_2=25\text{Hz}$ ;  $f_3=50\text{Hz}$   $f_4=75\text{Hz}$  și 15 minute la frecvența de rezonanță  $f_r=73 \text{ Hz}$ .

Amplitudinea vibrațiilor la rezonanță a avut valoarea  $A=0.25\mu\text{m}$ .

Măsurarea deformațiilor s-a efectuat cu o punte Philips din 5 în 5 minute.

Rezultatele măsurătorilor sunt trecute în tabelul 8.10.

Evoluția deformațiilor în timpul vibrării piesei este prezentată în figurile 8.39, 8.40 și 8.41.

Tabelul 8.10

*Evoluția deformațiilor în timpul tratamentului cu vibrații la o piesă tip inel*

Deformații $\varepsilon$ [ $\mu\text{m}/\text{m}$ ]	Frecvența vibrațiilor aplicate și timpul de vibrare $f$ [Hz]							
	înainte de vibrare	15Hz 5 min	25Hz 5 min	50Hz 5 min	75Hz 5 min	73Hz 5 min	73Hz 5 min	73Hz 5 min
$\varepsilon_0$ [ $\mu\text{m}/\text{m}$ ]	-18	-8	-9	-10	4	5	10	10
$\varepsilon_{45}$ [ $\mu\text{m}/\text{m}$ ]	8	10	30	20	25	25	25	25
$\varepsilon_{90}$ [ $\mu\text{m}/\text{m}$ ]	37	-58	-56	-86	-45	-42	-49	-45

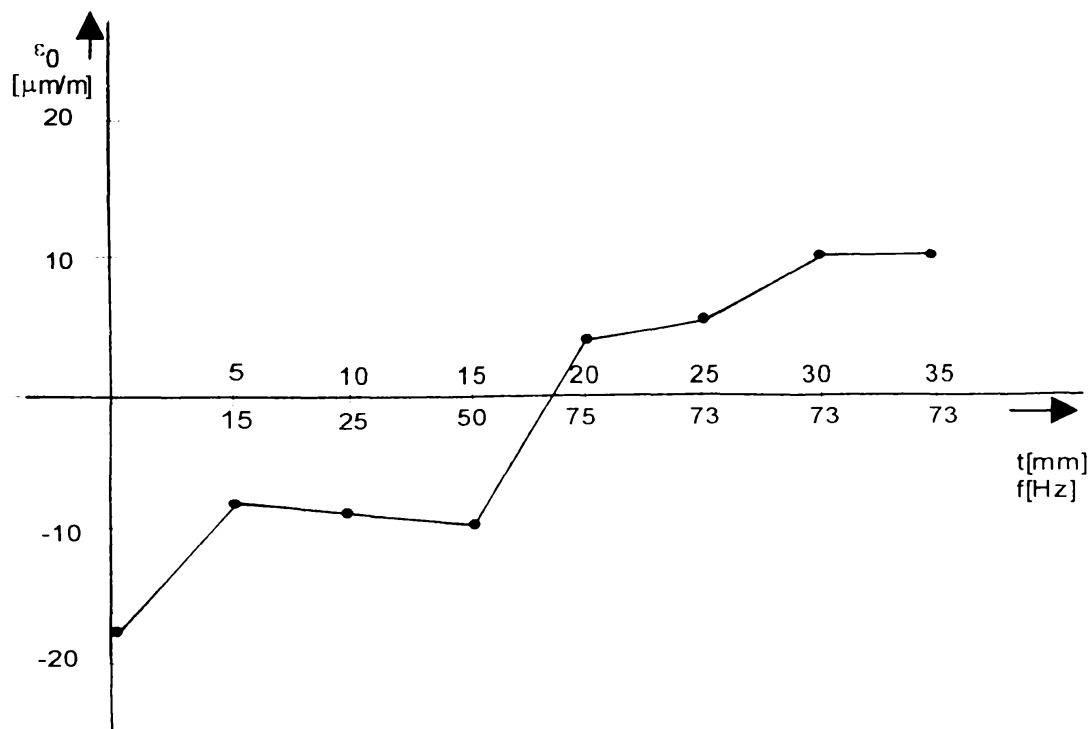


Fig.8.39.

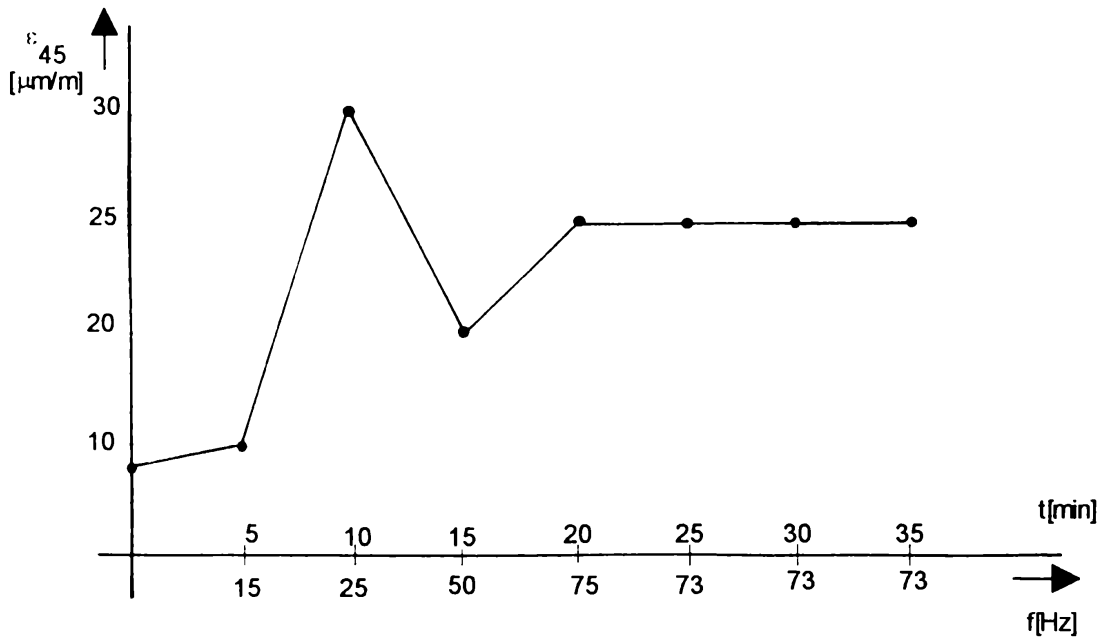


Fig.8.40.

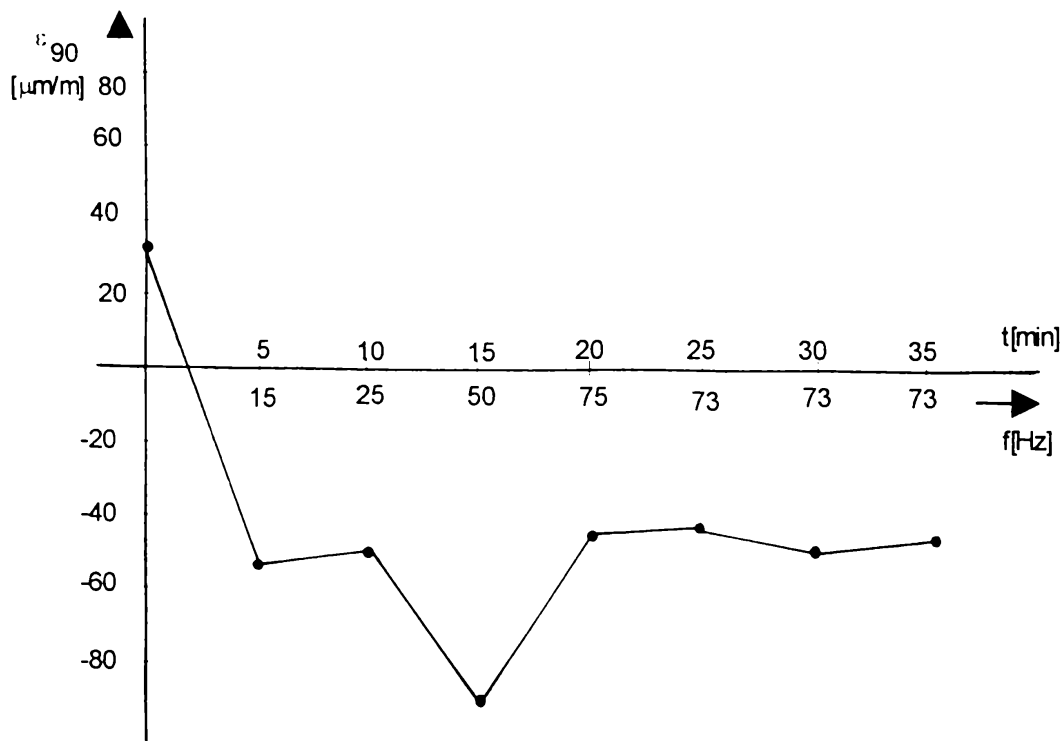


Fig.8.41.

Calculul tensiunilor remanente cu metoda Mathar, gaură străpunsă, s-a efectuat astfel:

$$\mu=0.29; E=2.1 \cdot 10^6 \text{ daN/cm}^2; 2a=4\text{mm}; \bar{a}=0.12; \bar{b}=0.30;$$

$$\sigma_{\max, \min} = \frac{\varepsilon_1 + \varepsilon_3}{4A} \mp \frac{\sqrt{2}}{4B} \sqrt{(\varepsilon_1 - \varepsilon_2)^2 + (\varepsilon_2 - \varepsilon_3)^2}$$

$$\operatorname{tg} 2\alpha = \frac{\varepsilon_1 - 2\varepsilon_2 + \varepsilon_3}{\varepsilon_1 - \varepsilon_3} \quad (***)$$

$$\bar{A} = -\frac{1+\mu}{2E} \cdot \bar{a} \quad \bar{B} = -\frac{1}{2E} \cdot \bar{b}$$

Valorile tensiunilor remanente obținute după efectuarea calculelor sunt prezentate în tabelul 8.11.

Tabelul 8.11.

*Evoluția tensiunilor remanente macroscopice în timpul tratamentului cu vibrații la o piesă tip inel*

f [Hz]	$\sigma \times 10^1 [\text{N/mm}^2]$			$\varphi_{\max} [^\circ]$	t [min]
	$\sigma_{\max}$	$\sigma_{\min}$	$\sigma_{\text{echi}}$		
inițial	63.9	-321.7	357.9	-1 <sup>0</sup> 33' 39"	----
15	795.8	99.5	751.0	-29 <sup>0</sup> 54' 47"	5
25	908.3	-27.1	922.1	-34 <sup>0</sup> 41' 48"	10
50	1196.4	105.8	1147.1	-30 <sup>0</sup> 24' 41"	15
75	639.8	-82.9	685.1	-30 <sup>0</sup> 50' 58"	20
73	597.0	-95.1	649.8	-30 <sup>0</sup> 48' 37"	25
73	628.3	-109.5	689.7	-28 <sup>0</sup> 13' 45"	30
73	591.8	-117.0	542.8	-28 <sup>0</sup> 32' 50"	35

Reprezentarea grafică a evoluției tensiunilor remanente pe parcursul tratamentului cu vibrații este prezentată în graficul din figura 8.42.

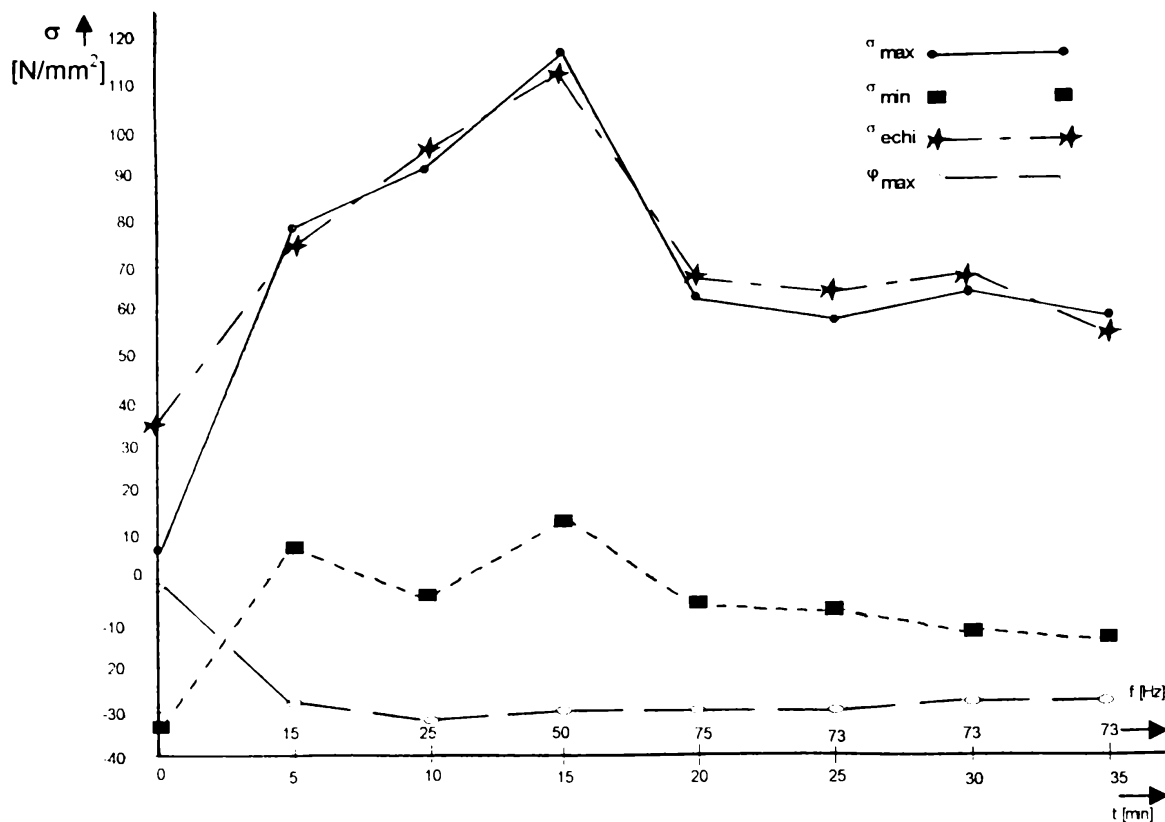


Fig.8.42.

**Observație.** Alte citiri s-au făcut din 24 în 24 de ore pe parcursul a 5 zile și au evidențiat că starea de tensiune s-a stabilizat în urma vibrării, deoarece nu s-au sesizat modificări semnificative ale parametrilor măsurați.

Pe baza rezultatelor experimentale obținute se pot evidenția următoarele concluzii :

-tensiunea  $\sigma_{\max}$  crește la început datorită vibrării, prezintă un maxim după tratarea 5 min la frecvența de 50 Hz, după care scade spre valoarea inițială stabilizându-se în timp;

-tensiunea  $\sigma_{\min}$  schimbă de semn în primele 5 minute de vibrare, variind în valoare absolută cu cca. 40  $\text{N/mm}^2$ , după care se stabilizează în jurul valorii de -10  $\text{N/mm}^2$ ;

-tensiunea  $\sigma_{\text{ech}}$  are o variație asemănătoare cu  $\sigma_{\max}$  stabilizându-se și ea în timp;

-singura tensiune care scade efectiv este  $\sigma_{\min}$ , care se reduce de la -32,17  $\text{N/mm}^2$  la -17,75  $\text{N/mm}^2$ , ceea ce reprezintă cca. 66%;

-unghiul  $\varphi_{\max}$  variază foarte mult în primele 5 min de vibrație, după care rămâne aproximativ constant.

Se poate spune deci că în urma vibrației piesei se poate produce o reducere a tensiunii  $\sigma_{\min}$  cu aproximativ 66%, obținându-se și o stabilizare a tuturor tensiunilor din punct de vedere al mărimii lor și a direcției de solicitare.

O altă observație importantă este aceea că s-au produs modificări importante ale tensiunilor remanente de ordinul I, fără a fi îndeplinită condiția ca nivelul tensiunilor remanente inițiale să fie apropiat de limita de curgere.

### 8.2.2.2. Studiul influenței vibrațiilor asupra tensiunilor remanente de ordinul I din piese sudate cap la cap din oțeluri diferite

Încercările au avut drept scop verificarea influenței vibrațiilor asupra stării de tensiune și deformație de la suprafața unor plăci din oțeluri diferite sudate cap la cap. Materialele din care sunt confecționate componentele sunt: oțelul de uz general OL 37 și oțelul inoxidabil 10 Cr 130.

S-au executat două probe a căror dimensiuni și configurație sunt date în figura 8.43.

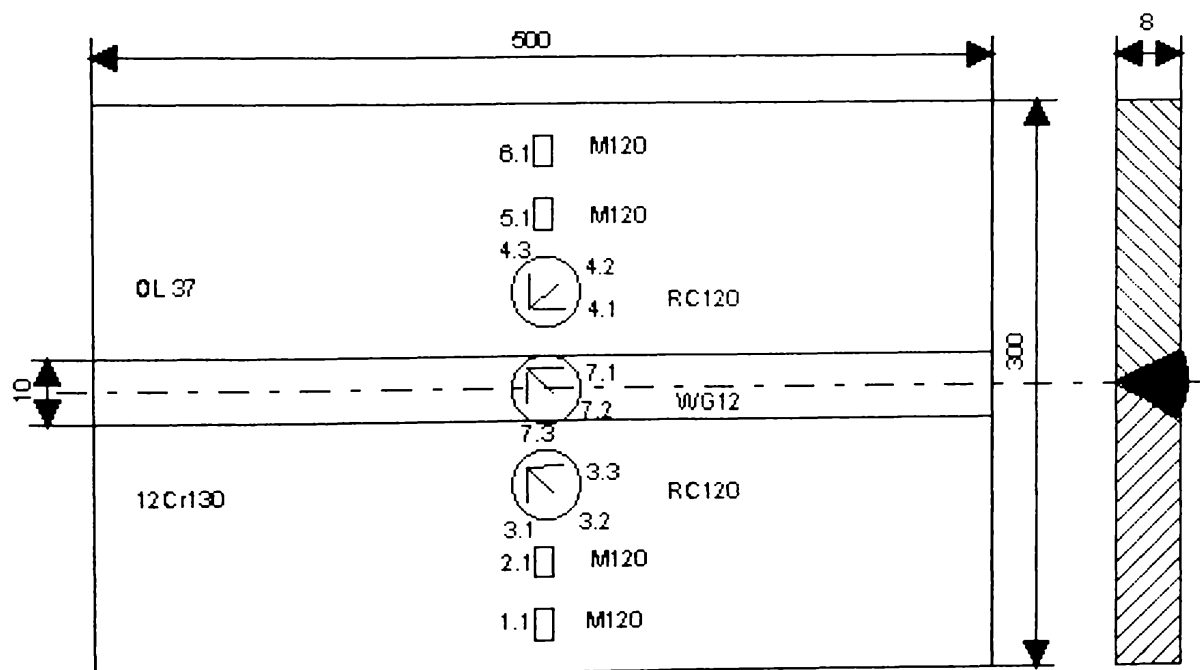


Fig.8.43.



Pentru realizarea sudurii s-au parcurs următoarele etape:

- uscarea electrozilor tip ECr25Ni20B în cuptor la temperatura de 250 °C;
- preîncălzirea componentelor din oțel inoxidabil la temperatura de 300 °C;
- încărcarea suprafeței rostului plăcii din oțel inoxidabil cu electrozii austenitici mai sus amintiți;
- sudarea cap la cap a celor două componente utilizând următoarele valori ale parametrilor regimului de sudare(tabelul.8.12):

Tabelul.8.12

*Parametrii regimului de sudare*

$I_s$ [A]	$U_a$ [V]	$d_e$ [mm]	$v_s$ [cm/min]	$n_r$
150	20	3,25	120	3

Înainte de sudare pe componente s-au lipit timbre tensometrice simple în pozițiile 1, 2, 5, 6 și rozete tensometrice în pozițiile 3 și respectiv 4. Rozeta din poziția 7 s-a lipit după sudare pentru utilizarea metodei Mathar.

După sudare s-au citit deformațiile apărute, iar apoi probele au fost supuse vibrării cu un vibrator electrodinamic. Proba 1 a fost vibrată într-un dispozitiv special, iar proba 2 a fost vibrată atât în dispozitiv, cât și încastrată la unul din capete.

Schema bloc a standului cu care s-a efectuat tratamentul cu vibrații este prezentată în figura A1.1. din anexa 1.

Valorile regimului de vibrare și citirile efectuate la timbrele tensometrice sunt date în tabelele A1.1-A1.10 din anexa1.

În anexa 1 mai sunt reprezentate grafic: evoluția săgeții în funcție de forța de excitație, diagrama de etalonare pentru forța de excitație și evoluția forței de excitație și a tensiunii în funcție de frecvență.

În urma tratamentului cu vibrații se observă că nu s-au produs reduceri ale tensiunilor remanente de ordinul I din îmbinările sudate cap la cap, din oțeluri diferite. Modificările deformațiilor specifice sunt nesemnificative, de aceea nu s-au mai calculat nici tensiunile după vibrare. Cu toate acestea stabilizarea dimensională a pieselor vibrante este bună, lucru care s-a observat în urma frezării cordonului de sudură.

### 8.2.2.3. Evidențierea modificării vitezei undelor ultrasonice la piesele tratate prin vibrații

Problema măsurării tensiunilor remanente cu ajutorul ultrasunetelor a fost abordată de mult timp atât în țară cât și în străinătate [99], [101], [114]. De asemenea a fost evidențiată și dependența caracteristicilor ultrasunetelor de defectele de material[16].

De exemplu atenuarea ultrasunetelor pe dislocații se poate produce în diferite moduri. Un tip de absorbție ar putea fi prin punerea în vibrație forțată de către unda ultrasonică a acestor dislocații, situație în care există un schimb de energie între undă și dislocații, ocazie cu care apare fenomenul de relaxare real. Frecvența de relaxare depinde de natura materialului și atenuarea depinde de densitatea dislocațiilor.

Granato A. și Lucke K.S. [72] au stabilit relații care leagă viteza și atenuarea undelor ultrasonice cu anumite caracteristici ale dislocațiilor cum sunt densitatea sau lungimea buclei de dislocații.

Hikato K. a stabilit pe aluminiu policristalin că atenuarea crește odată cu deformația, prezintă un maxim în vecinătatea limitei de elasticitate a materialului, după care rămâne constantă [16].

Referitor la viteza undelor transversale, ea depinde direct conform relației de definiție, de greutatea specifică a materialului, modulul de elasticitate, coeficientul de contracție transversală și indirect de mărimea și orientarea granulației, natura constituenților și a fazelor, tensiunile remanente.

Dependența  $v_T = f(\sigma_{REM})$  se exprimă prin relația

$$\frac{v_{T\sigma} - v_{T0}}{v_{T0}} = k\sigma_{REM},$$

unde :  $k$  - funcție a constantelor elastice,

$v_{T\sigma}$  - viteza în piesa tensionată,

$v_{T0}$  - viteza în piesa netensionată.

Cum determinarea constantelor elastice trebuie făcută foarte exact pe

mașina de încercat la tracțiune cu amplificare electronică, experiența care urmează nu oferă date cantitative privind reducerea tensiunilor, ci numai date referitoare la variația vitezei ultrasunetelor și a atenuării în piesa vibrată. Rezultatele măsurărilor integrează pe o parte influențele structurale (numărul de defecte, mărimea grăunților, aranjarea defectelor), iar pe de altă parte influențele exercitate de gradul de tensionare asupra caracteristilor elastice și sunt exprimate prin valori medii pe distanța parcursului sonor .

Experiența efectuată a constat în măsurarea variației vitezei undelor ultrasonice transversale într-o epruvetă din OL 37-2K. Citirile s-au efectuat înainte de sudare, după sudare și în urma vibrații.

Configurația și dimensiunile piesei este dată în fig. 8.44.

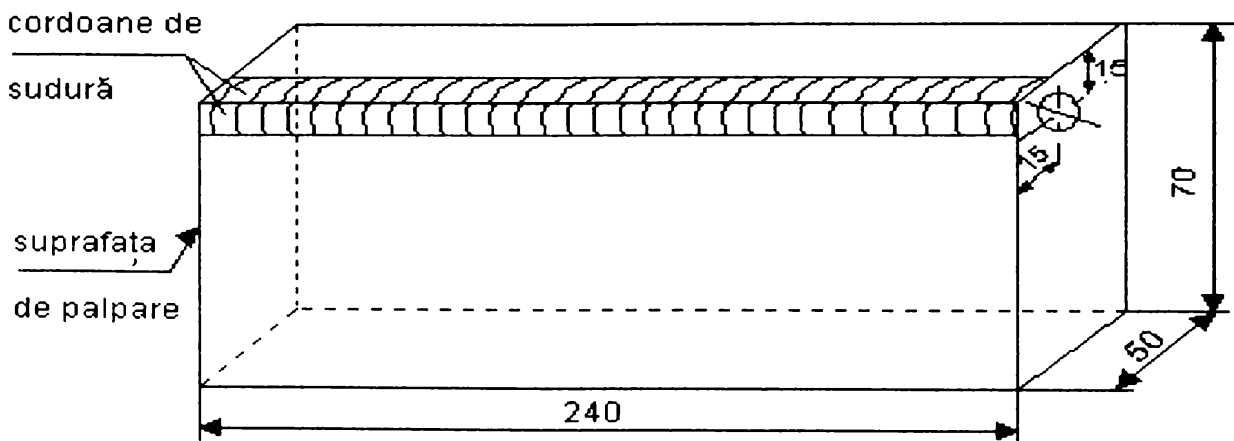


Fig.8.44

Pe două fețe au fost executate cordoane de sudură pentru a fi produse tensiuni remanente și modificări structurale .

Dimensiunile piesei au fost alese astfel încât rigiditatea ei să fie suficient de mare pentru a nu se produce deformații mari la sudare .

Atât suprafața de palpare cât și cea opusă ei s-au prelucrat foarte fin înainte de sudare.

Pe suprafața opusă celei de palpare s-a executat o gaură cu fundul plat  $\Phi 10$  pentru o mai bună ghidare a palpatorului (pe semnal maxim ) în zona afectată de sudură .

Palpatorul utilizat a avut o frecvență de 4MHz și unghiul de înclinare variabil.

Măsurarea vitezei s-a făcut cu un aparat tip USK-7D produs de firma Krautkramer.

Vibrarea piesei în vederea detensionării a fost efectuată conform schemei bloc din fig. 8.45.

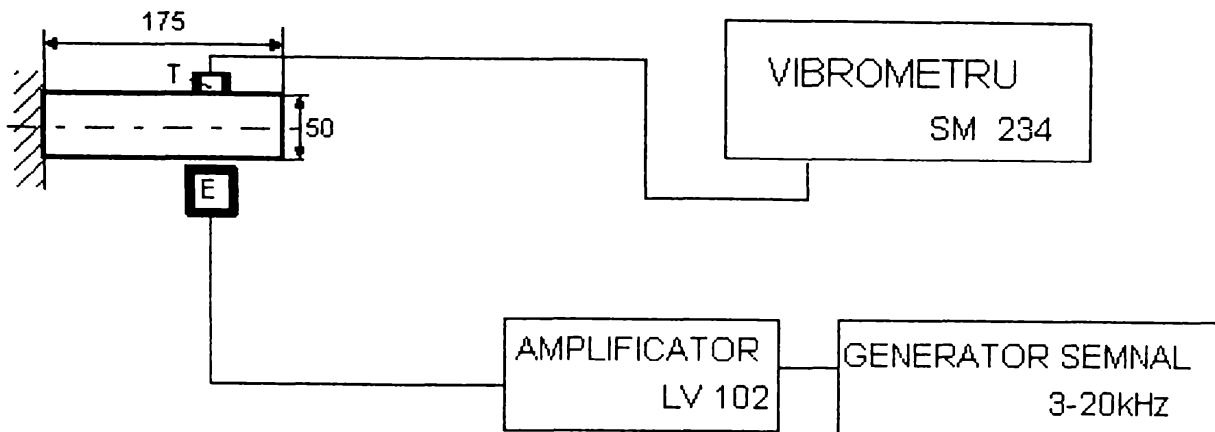


Fig .8.45

E - vibrator (electromagnet )

T - traductor tip KD 91/60233 ( 0,60 mV/ms<sup>-2</sup> )

Piesa a fost vibrată în consolă fiind încastrată la unul din capete, iar forța de excitație perpendiculară pe axa longitudinală a piesei .

Frecvența de rezonanță determinată experimental a fost 194 Hz , iar piesa a fost vibrată la această frecvență timp de 20 minute .

Amplitudinea vibrațiilor a fost 0,21mm.

Oscilogramele obținute înainte de vibrare și după vibrare sunt prezentate în figura A2.1și A2.2, din anexa doi și relevă o diferență de viteză de 23 m/s, ceea ce depășește cu mult valorile indicate în literatura de specialitate [101]( 2 m/s pentru o variație a tensiunii de 100 N/mm<sup>2</sup> în cazul oțelului OLC 45 ). Explicația acestei variații este faptul că datorită vibrării la rezonanță, structura intimă a materialului s-a modificat. Această modificare coroborată cu scăderea și redistribuirea tensiunilor remanente a dus la modificarea semnificativă a vitezei ultrasunetelor.

După cum am spus, este greu de apreciat care dintre factori a dus de fapt la modificarea vitezei, din acest motiv s-au efectuat noi experiențe care să încerce să facă disocierea.

### 8.2.2.4. Studiul influenței vibrațiilor asupra tensiunilor remanente de ordinul I și a unor caracteristici fizice din oțelul OL 52

În acest scop au fost făcute încercări pe probe cu configurație tip bară. Ele au urmărit mai multe aspecte: modificarea tensiunilor remanente de ordinul I la acțiunea vibrațiilor, modificarea vitezei ultrasunetelor și a atenuării lor, variații ale rezistivității, schimbări ale rigidității, respectiv scăderea valorilor frecvențelor de rezonanță în urma tratamentului cu vibrații, influența modului de așezare al pieselor în timpul tratamentului .

#### PROBA 1

Material: OL 52 ( bară cu profil pătrat laminată la cald )

Forma și dimensiunile probei sunt date în figura de mai jos(fig .8.46 ).

La capete, bara este prevăzută cu filet, pentru a se putea prinde între două piulițe papucii cablurilor circuitului electric în vederea observării variațiilor de rezistivitate(fig.8.47).

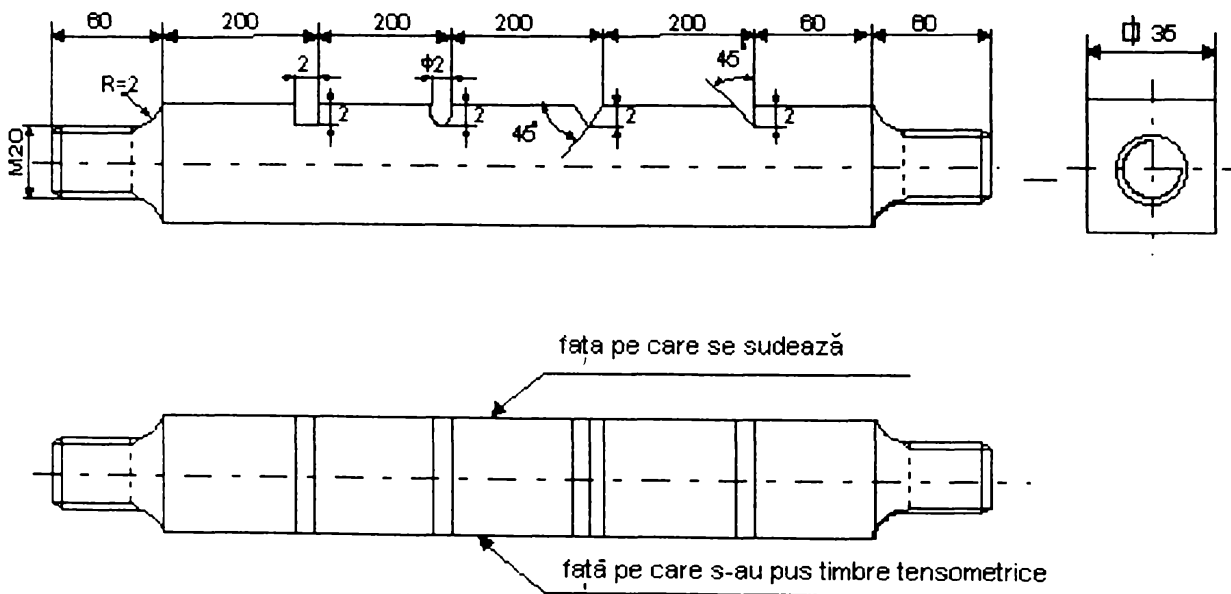


Fig. 8.46

Pe una din fețele barei au fost prelucrate patru canale transversale de diferite forme ce constituie reflectori ai fasciculului ultrasonic și tot o dată concentratori de tensiuni. Pe această față s-a mai trasat o linie paralelă cu muchiile piesei și situată la distanțe egale față de acestea pentru a marca direcția

de palpate .

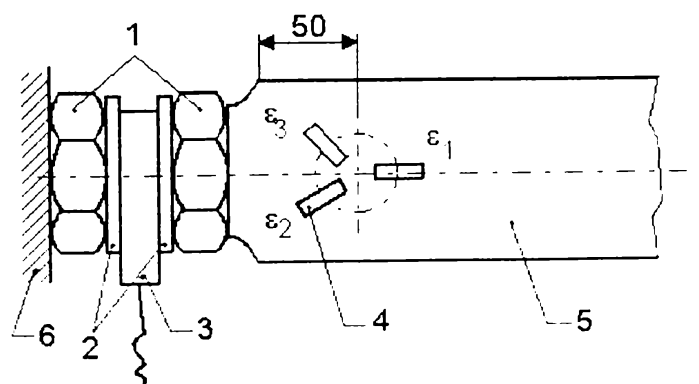
În figura 8.46 mai sunt arătate fața pe care s-a depus cordonul de sudură în vederea producerii de tensiuni remanente și fața pe care s-au lipit timbrele tensometrice pentru punerea în evidență a tensiunilor .

Cordonul de sudură s-a realizat cu bara încastrată la ambele capete, parametrii regimului de sudare fiind :

- curent de sudare:  $I_s = 120 \text{ A}$ ,
- tensiunea arcului:  $U = 60 \text{ V}$ ,
- tip electrod: superbaz;
- diametru electrod: 3,25 mm;
- numărul de rînduri: 2.

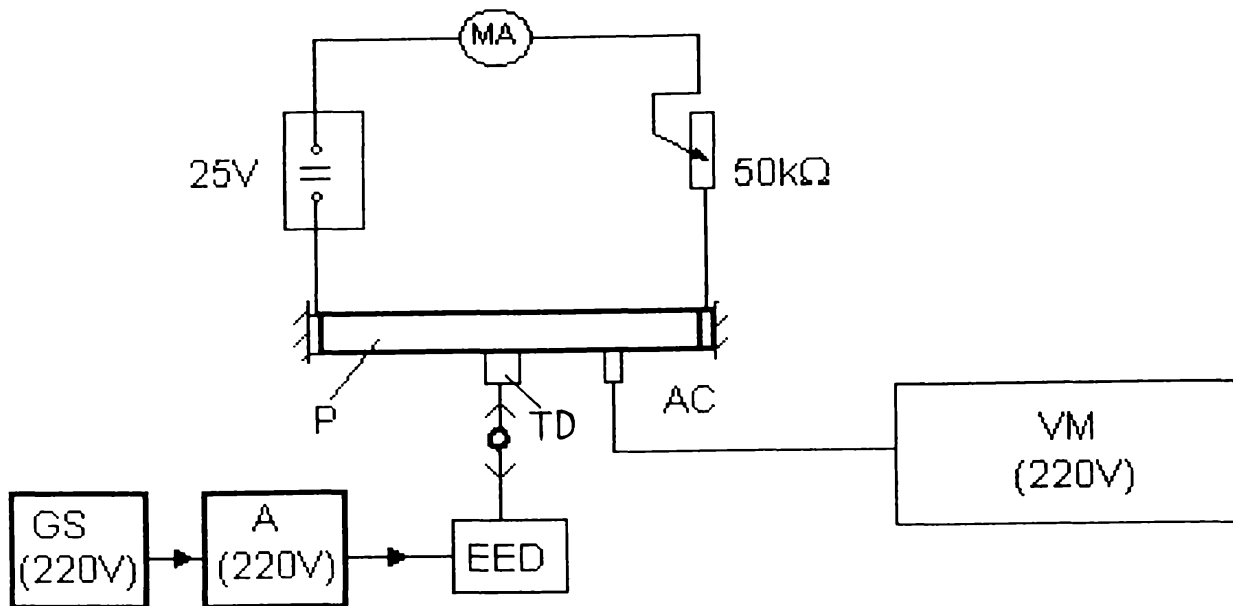
Înainte de sudare bara a fost explorată ultrasonic, iar la unul din capete s-a lipit o rozetă tensometrică formată din trei traductori rezistivi marca Philips, tip PR 9846K/12FE , avînd  $R = 120 \Omega \pm 0,5 \%$  și constanta  $K = 2,0 \pm 1 \%$  (fig.8.47).

După sudare bara a fost explorată ultrasonic și apoi vibrată cu ajutorul unui vibrator electrodinamic. Schema bloc a instalației este prezentată în figura 8.48.



1.Piulițe;2.Șaibe;3.Piesă pentru contact electric("papuc")  
4.Rozetă tensometrică;5.Bară;6.Încăstrare.

Fig.8.47.



MA - instrument de măsură;

P - piesă;

GS - generator de semnal sinusoidal;

EED -excitator electrodinamic;

$X_{vv} = 800 \mu\text{m}$ , amplitudinea vibrațiilor;

A - amplificator de putere;

Ac -accelerometru;

VM - vibrometru;

TD - traductor de deplasare.

Fig.8.48.

Piesa a fost vibrată 20 minute la prima frecvență la care s-au obținut valori maxime ale amplitudinii și apoi câte 5 minute la fiecare dintre celelalte frecvențe la care s-au mai obținut maxime. Valorile frecvențelor înainte de sudare, după sudare și după vibrare sunt date în tabelul 8.10.

Tabelul 8.10.

Valorile frecvențelor la care s-a vibrat proba1

	Frecvență f [Hz]			
	$f_1$	$f_2$	$f_3$	$f_4$
Înainte de sudare	72	149,7	225	286
După sudare	73	152	228	288,3
După vibrare	72,5	151	227,7	288

Măsurarea deformațiilor cu ajutorul timbrei tensometrice a dus la rezultatele din tabelul 8.11.

Tabelul 8.11.

## Valoarea deformațiilor și tensiunilor în bara cu canale

	Deformații [ $\mu\text{m/m}$ ]			Tensiuni [ $\text{N/mm}^2$ ]				$\varphi_{\text{max}}$ [ $^{\circ}$ ]
	$\varepsilon_1$	$\varepsilon_2$	$\varepsilon_3$	$\sigma_{\text{max}}$	$\sigma_{\text{min}}$	$\sigma_{\text{red}}$	$\tau_{\text{max}}$	
După sudare	-250	-98	-3	-109	-57.9	533	235	11 $^{\circ}$ 12'19"
După vibrare	-150	-45	-5	-55	-33.7	313	14.1	7 $^{\circ}$ 44'41"
După desfacerea barei	10	8	5	2.7	1.8	24	0.5	18 $^{\circ}$ 17'41"
După 10 zile de la vibrare	3	-3	-2	0.5	-0.9	12	0.7	-4 $^{\circ}$ 28'27"

Formulele de determinare a tensiunilor au fost următoarele:

$$\sigma_{\text{max}} = \frac{E}{1-\mu} A + \frac{E}{1-\mu} \sqrt{B^2 - C^2}; \quad \sigma_{\text{min}} = \frac{E}{1-\mu} - \frac{E}{1-\mu} \sqrt{B^2 - C^2};$$

$$\sigma_{\text{redus}} = \sqrt{\sigma_{\text{max}}^2 + \sigma_{\text{min}}^2 - \sigma_{\text{max}} \cdot \sigma_{\text{min}}}; \quad \tau_{\text{max}} = \frac{E}{1-\mu} \sqrt{B^2 - C^2}; \quad \varphi_{\text{max}} = \frac{1}{2} \arctg \frac{C}{B}$$

$$A = \frac{\varepsilon_1 - \varepsilon_2 - \varepsilon_3}{3}; \quad B = \varepsilon_1 - A; \quad C = \frac{\varepsilon_2 - \varepsilon_3}{\sqrt{3}};$$

$E$  - modulul lui Young;

$\mu$  - coeficientul lui Poisson;

$\varphi_{\text{max}}$  - unghiul dintre axa traductorului nr.1 din rozetă și direcția tensiunii principale maxime  $\sigma_{\text{max}}$ .

Schema bloc a circuitului de măsurare a tensiunilor este prezentată în figura A2.3, din anexa 2.

După măsurarea deformațiilor în urma vibrării s-a făcut din nou o explorare ultrasonică a barei și s-au urmărit eventualele modificări ale vitezei undelor, respectiv ale atenuării, oscilogramele fiind prezentate în anexa 2, figurile A2.4-A2.31. Centralizarea datelor privind modificarea vitezei undelor transversale este prezentată în tabelul A2.1, din anexa 2.

La această probă s-au mai urmărit eventualele modificări de rezistivitate, prin plasarea barei într-un circuit electric, și scăderea frecării interne, prin modificarea valorii frecvențelor la care amplitudinea deformațiilor a fost maximă.

Concluziile care se impun în urma acestei experiențe sunt următoarele:



- tensiunile care s-au introdus prin sudare la suprafața piesei, în punctul unde a fost lipit timbrul tensometric, s-au modificat semnificativ în urma vibrații, dar nu a avut loc o eliminare completă a lor; ba mai mult, deoarece în urma defacerii barei din încastrare, valoarea lor s-a modificat din nou, reducerea inițială poate fi pusă pe seama eventualelor deplasări permise de încastrare, ce s-a realizat cu șuruburi și care în urma vibrațiilor ar fi putut ceda.

- curentul prin circuitul electric în care a fost înglobată piesa a variat practic numai în timpul vibrații și explorării cu ultrasunete a barei, variație ce poate fi pusă pe seama creșterii temperaturii barei prin efect termoelastic;

- viteza de propagare a undelor ultrasonice transversale a scăzut după sudare cu valori cuprinse între -12 și -44 m/s, iar în urma vibrații ea a tins să revină la valoarea inițială.

### PROBA 2

Material OL52 (bară cu secțiune pătrată de 30 mm, laminată la cald și normalizată).

Forma și dimensiunile piesei sunt date în figura 8.49.

Tensiunile remanente s-au introdus prin sudare pe una din fețe. În timpul sudării piesa a fost lăsată să se deformeze liber.

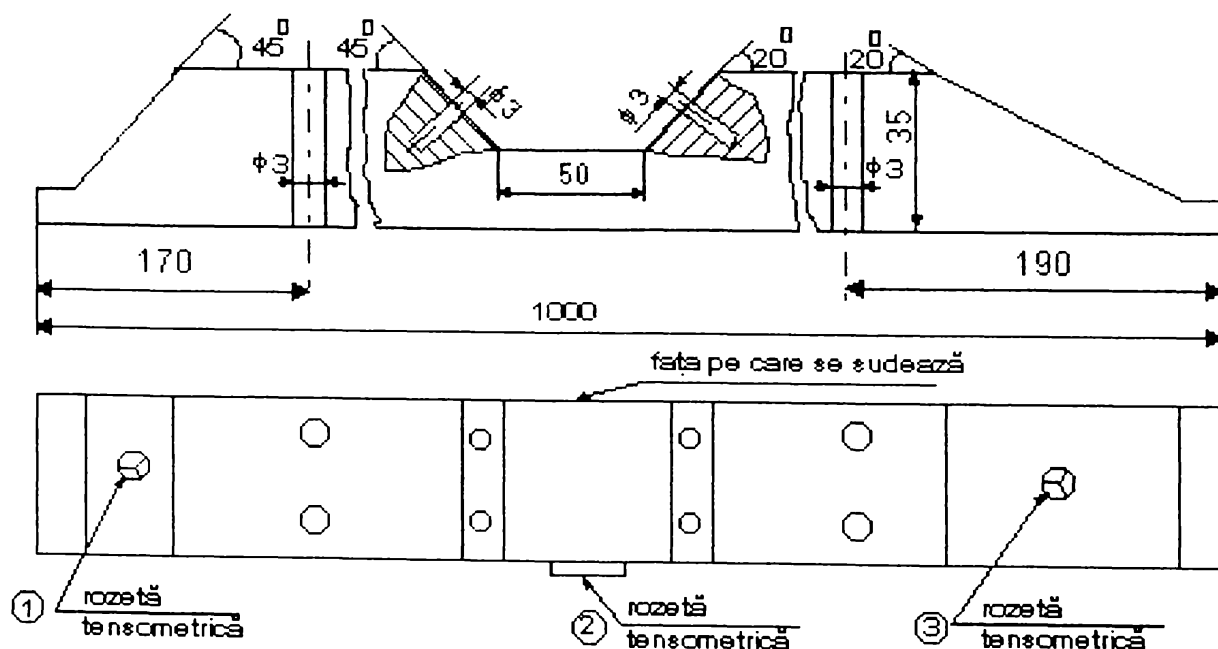


Fig.8.49.

Traductoarele tensometrice utilizate au fost marca Philips, tip PR 9846K/12FE, avînd  $R = 120\Omega \pm 0.5\%$ , constanta  $K = 2.01 \pm 1\%$ . Amplasarea lor a fost făcută conform schiței din figura 8.50.

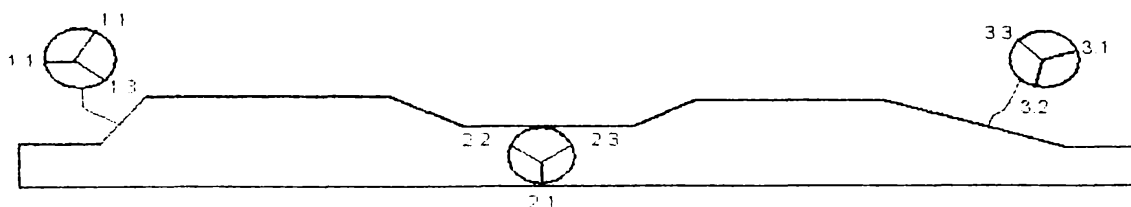


Fig.8.50

Proba 2 a fost supusă unui tratament cu vibrații, similar cu proba 1, numai că de această dată el s-a făcut doar la două frecvențe:  $f_1 = 155$  Hz și  $f_2 = 195$  Hz. După vibrare frecvențele s-au modificat la valorile:  $f'_1 = 153,5$  Hz și  $f'_2 = 194$  Hz. În vederea vibrării placa a fost încastrată la ambele capete.

Orificiile și teșiturile piesei au fost făcute pentru a reflecta mai bine fasciculul ultrasonic.

S-a renunțat la încercarea de evidențiere a unor modificări în ceea ce privește rezistivitatea barei, deoarece la proba 1 rezultatele au fost neconcludente.

Deformațiile și tensiunile (calculate cu formulele aplicate la proba 1) sunt prezentate în tabelul 8.12.

Observație. Datorită valorilor mici ale tensiunilor introduse prin sudare în punctele 1 și 3, nu s-au mai făcut măsurători în aceste locuri și după vibrare.

Oscilogramele obținute la investigarea cu ultrasunete sunt prezentate în anexa 2, figurile A2.33- A2.38.

Centralizarea datelor referitoare la viteza de propagare a undelor ultrasonice transversale este făcută în anexa 2, tabelul A2.2. Tot aici este dată și schița cu modul de palpate al punctelor ce constituie reflectori.

Tabelul 8.12.

*Variația deformațiilor și a tensiunilor la bara cu orificii*

Pct. de măsur.	Deformații [ $\mu\text{m/m}$ ]			Tensiuni [ $\text{N/mm}^2$ ]				$\varphi_{\text{max}}$ [ $^{\circ}$ ]	Obs.
	$\varepsilon_1$	$\varepsilon_2$	$\varepsilon_3$	$\sigma_{\text{max}}$	$\sigma_{\text{min}}$	$\sigma_{\text{red}}$	$\tau_{\text{max}}$		
1	-17	-27	-88	54	-139	178	7.2	26 <sup>0</sup> 39'31"	La 1 oră de la sudare
2	-325	-215	-325	-727	-96.7	87.2	120	-30 <sup>0</sup> 01'47"	
3	12	-35	117	21.9	-7.5	26.5	14.7	39 <sup>0</sup> 19'30"	
1	-39	-30	-112	-92	-26.1	31.7	8.5	33 <sup>0</sup> 39'59"	La 2 ore de la sudare
2	-325	-220	-315	-733	-95.1	86.3	10.9	27 <sup>0</sup> 54'11"	
3	12	-163	132	26.1	-30.0	48.6	28.0	42 <sup>0</sup> 33'27"	
1	-77	-105	-101	-24.8	-30.5	28.1	2.9	4 <sup>0</sup> 17'43"	La 16 ore de la sudare
2	-293	-310	85	-8.5	-92.9	89.0	42.2	31 <sup>0</sup> 07'03"	
3	-60	-33	-49	-11.3	-16.5	14.6	2.6	19 <sup>0</sup> 07'37"	
2	38	23	132	23.0	7.7	27.0	11.1	34 <sup>0</sup> 14'46"	După 1 oră de la vibrare
2	36	28	144	32.7	8.2	29.5	12.3	31 <sup>0</sup> 50'26"	După 24 ore de la vibrare

Se observă că în urma vibrării tensiunea  $\sigma_{\text{max}}$  schimbă de semn, ajungând de la valoarea  $-85 \text{ N/mm}^2$  după sudare, la  $230 \text{ N/mm}^2$  în urma vibrării. Tensiunea  $\sigma_{\text{min}}$  se comportă asemănător, evoluând de la  $-92.9 \text{ N/mm}^2$  după sudare, la  $7.7 \text{ N/mm}^2$  în urma vibrării, iar  $\sigma_{\text{ech}}$  scade de la  $89.0 \text{ N/mm}^2$ , la  $27.0 \text{ N/mm}^2$  după aplicarea tratamentului.

Datele privind variația vitezei de propagare a undelor ultrasonice transversale sunt prezentate centralizat în tabelul A2.2 din anexa 2. Se remarcă o modificare pronunțată a acesteia după sudare și o tendință de revenire după vibrare. Variațiile de viteză în acest caz diferă față de cele obținute la prima bară (nu mai sunt stricte în sensul descreșterii după sudare și creșterii după vibrare). Lucrul este explicabil deoarece bara a doua a fost tratată termic înainte de sudare și astfel a avut o structură diferită față de prima.

#### 8.2.2.4. Studiu privind modificarea frecării interne în urma tratamentului cu vibrații pe epruvete sudate din oțel

Cercetările au avut drept scop completarea datelor obținute anterior pe piese sudate tratate prin vibrații. S-a avut ca obiectiv evidențierea schimbării frecării interne și eventuala legătură a acestui fenomen cu reducerea sau redistribuirea tensiunilor remanente din materiale și stabilizarea pieselor din punct de vedere dimensional.

##### A. Modificarea frecării interne în epruvete obținute din îmbinări sudate cap la cap din OL37

Încercările s-au efectuat asupra a patru epruvete. Trei au fost prelevate prin fierăstruire din aceeași probă sudată, ele având dimensiunile și forma din figura 8.51, iar una a fost realizată din material de bază fără sudură. Cele patru epruvete au fost studiate, din punct de vedere al frecării interne, prin trasarea diagramelor vibrațiilor libere amortizate produse printr-un șoc.

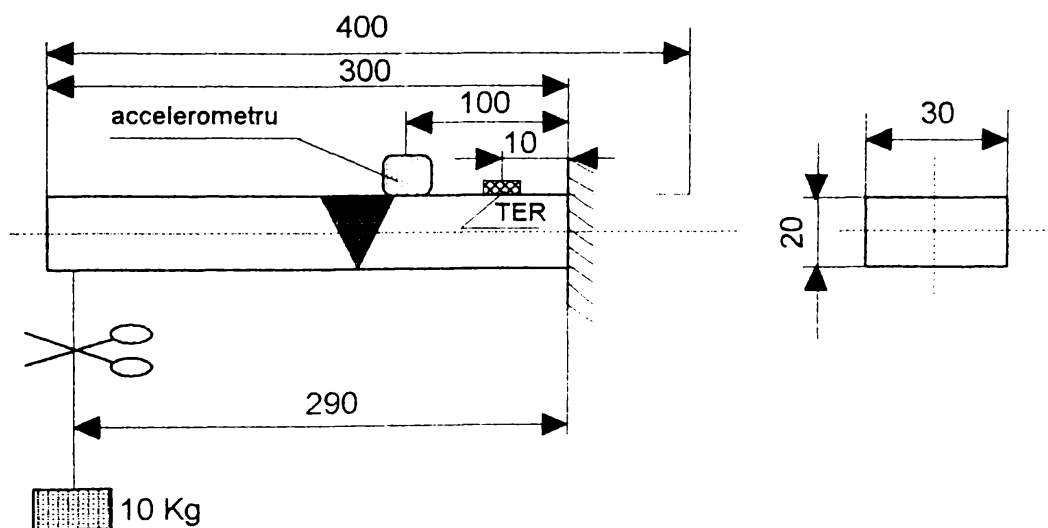


Fig.8.51.

### Modul de lucru

În vederea evidențierii frecării interne, epruvetele au fost încastrate la unul din capete, iar la celălalt capăt au fost solicitate cu o sarcină statică de 100 daN, care brusc a fost înlăturată. Curbele de amortizare au fost înregistrate de un oscilograf cu buclă, semnalul fiind captat prin intermediul unei punți tensometrice de la un traductor tensometric rezistiv (TER), plasat la capătul încastrat (vezi figura 8.51). Apoi una dintre epruvetele sudate a fost vibrată în două moduri de așezare: cu un capăt încastrat și solicitată la celălalt capăt și cu unul din capete prins direct de vibrator, iar celălalt liber. Tratamentul s-a efectuat cu un vibrator electrodinamic alimentat de la o sursă cu frecvență variabilă având trepte de 0.1 Hz, prin intermediul unui amplificator de putere. Frecvențele utilizate pentru tratament au fost acelea la care s-au obținut maxime ale amplitudinii vibrațiilor și ele au fost determinate experimental cu un vibrometru.

După fiecare tratament s-a urmărit cu ajutorul timbrelor tensometrice dacă au survenit modificări esențiale în ceea ce privește tensiunile remanente macroscopice și au fost trasate din nou curbele de amortizare în aceleași condiții de încercare.

Apoi, epruvetele au fost supuse unui regim de încărcare-descărcare cu o forță maximă de 12000 daN la mașina de tracțiune. S-au făcut citiri ale deformațiilor la creșterea solicitării din 3000 în 3000 de daN cu două timbre tensometrice plasate la capete și cu ajutorul unei rozete tensometrice plasată la mijloc.

Tabelul 8.13.

*Rezultate experimentale privind modificarea frecării interne în probe sudate și nesudate din OL 37 în urma tratamentului de detensionare cu vibrații și prin aplicarea unor cicluri de încărcare-descărcare statică*

nr. probă	stare pr.	$t_a$ [sec]	$t_v$ [sec]	$\varepsilon_s$ [ $\mu\text{m}/\text{m}$ ]	$\varepsilon_{1s}$ [ $\mu\text{m}/\text{m}$ ]	$f_{re}$ [Hz]	$f_T$ [Hz]	$t_T$ [min]	$\sigma_T$ [ $\text{N}/\text{mm}^2$ ]	$k_{ta}$ [%]	$k_{:1s}$ [%]
P I	(O)	0,840	0,146	70	20,77	125	-	-	-	-	-
P I	(ID)	1,072	0,128	80	33,77	129	-	-	-	27,6 ↑	62,5 ↑
P II	(S)	0,880	0,160	70	14,69	130	-	-	-	-	-
P II	(VI)	0,480	0,100	70	9,48	130	97,7	30	106	45,4 ↓	35,4 ↓

Tabelul 8.13.(continuare)

nr. probă	stare probă	$t_a$ [sec]	$t_v$ [sec]	$\epsilon_s$ [ $\mu\text{m}/\text{m}$ ]	$\epsilon_{1s}$ [ $\mu\text{m}/\text{m}$ ]	$f_{re}$ [Hz]	$f_T$ [Hz]	$t_T$ [min]	$\sigma_T$ [N/mm <sup>2</sup> ]	$k_{ta}$ [%]	$k_{v,1s}$ [%]
P II	(VL)	0,560	0,096	71	19,59	130	61,3	30	50 13	36,3 ↓	33,3 ↑
P II	*(VL)	0,620	0,140	71	19,59	130	-	-	-	29,5 ↓	33,3 ↑
P II	(ÎDÎ)	0,580	0,144	72	18,41	133	-	-	-	34,0 ↓	25,3 ↑
P II	** (ÎDÎ)	0,624	0,089	70	15,79	105	-	-	-	-	-
P III	(S)	0,880	0,150	70	13,42	130	-	-	-	-	-
P III	(IDÎ)	0,520	0,080	64	21,89	105	-	-	-	40,9 ↓	63,1 ↑

Notații:

(O) - probă nesudată;

(S) - probă sudată;

(ÎDÎ) - probă încărcată-descărcată cu o sarcină statică în patru trepte, până la 12000 daN (a fost supusă la doua cicluri consecutive de încărcare-descărcare);

(VÎ) - probă vibrată încastrată;

(VL) - probă vibrată liber;

\*) - dupa 48 de ore de la tratamentul cu vibratii a piesei libere la un capăt și revibrare în aceleași condiții;

\*\*\*) - diagrama trasată cu un timbru tensometric așezat simetric față de primul;

$t_a$  - timp de amortizare total;

$t_v$  - timpul până la apariția primei amplitudini maxime după șoc;

$\epsilon_s$  - deformația sub acțiunea unei sarcini statice de 10 daN;

$\epsilon_{1s}$  - amplitudinea maximă după șoc;

$f_{ae}$  - frecvența vibrațiilor libere amortizate determinată experimental;

$f_T$  - frecvența la care s-a făcut tratamentul;

- $\sigma_T$  - tensiunea produsă prin vibrații în locul de amplasare al timbrului;  
 $k_{ta}$  - gradul de creștere sau descreștere al timpului total de amortizare;  
 $k_{r,1s}$  - gradul de creștere sau descreștere al amplitudinii maxime după șoc.  
↑ - creștere;  
↓ - descreștere.

Deformația apărută și culeasă cu timbrul tensometric, situat lângă încastrare, în urma primei vibrări a fost de  $+150 \mu\text{m}/\text{m}$ , iar în urma celei de a doua,  $+45 \mu\text{m}/\text{m}$ .

Interpretarea datelor din tabelul 8.13 se poate face ținând seama de factorii care influențează frecarea internă dintr-o piesă. Aceștia sunt:

- 1-tipul materialului;
- 2-starea materialului (ce ține de elaborare, tratamentele termice și termomecanice, prelucrare, etc);
- 3-forma piesei;
- 4-tensiunile remanente macroscopice(TR I);
- 5-temperatura în timpul încercării;
- 6-distribuția efortului în timpul încercării(care este influențată și de tensiunile remanente macroscopice);
- 7-neomogenitățile structurale(decii și tensiunile remanente microscopice de ordinul II);
- 8-defectele rețelei cristaline și în special dislocațiile (decii și tensiunile remanente submicroscopice de ordinul III )

Dintre aceștia, având în vedere modul de prelevare a epruvetelor și condițiile de încercare, s-au păstrat identici 1,2,3,4,5 și 6.

Întrucât din diagramele experimentale(vezi anexa 3, figurile A3.1-A3.14) se constată că forma curbelor de amortizare se modifică semnificativ în urma tratamentului cu vibrații, înseamnă că diferențele nu pot surveni decât de la factorii 7 și 8, care sunt de fapt legați de tensiunile remanente de ordinul unu, doi și trei.

În concluzie, se poate spune că un tratament cu vibrații mecanice de joasă frecvență și amplitudine scăzută poate produce modificări ale frecării

interne (scăderea timpului total de amortizare  $t_a$ , modificarea valorii primei amplitudini maxime după șoc, modificarea timpului după care apare prima amplitudine maximă). Acestea depind de modul de așezare a piesei în timpul tratamentului și pot fi atribuite schimbărilor microstructurale la nivelul rețelei cristaline, ce sunt în strânsă dependență cu tensiunile remanente de ordin superior, și chiar redistribuirii tensiunilor remanente de ordinul I. O piesă tratată, se observă că are o mai mare capacitate de amortizare a șocurilor, iar în urma vibrații libere a piesei se obține o stabilizare în timp a curbei de amortizare.

Referitor la comportarea în urma încărcării și descărcării pieselor, acestea s-au comportat similar, cu excepția faptului că în zona cordonului de sudare piesa vibrată a prezentat o histereză statică ceva mai pronunțată.

Aceste concluzii au fost premiza de la care s-a pornit la studiul amortizării interne pentru o serie de epruvete tip bară cu secțiune mai redusă, care să permită o amortizare mai lentă și mai ușor de analizat.

### **B. Modificarea frecării interne în bare cu tensiuni remanente introduse prin sudare din oțel pentru construcții**

Experiențele au avut ca bază de plecare studiul prezentat anterior, scopul fiind acela de a identifica dacă fenomenul modificării frecării interne este reproductibil și în ce sens. S-a încercat evidențierea factorilor ce pot influența această modificare, cum sunt: starea materialului, modul de așezare a piesei în timpul tratamentului, frecvența vibrațiilor aplicate, amplitudinea vibrațiilor și modul de realizare a sudurii.

#### Condiții de încercare

Au fost executate un număr de paisprezece epruvete din OL 52, dintre care trei au avut dimensiunile 400x30x6 mm și unsprezece dimensiunile 400x30x4 mm. Din cele unsprezece, patru au fost călite.

Pe una din suprafețele fiecărei probe supusă vibrații, la unul capete a fost lipit un timbru tensometric cu ajutorul căruia:

- s-a trasat diagrama de etalonare a forței;
- s-au urmărit deformațiile apărute în urma sudării și vibrații;



-s-au înregistrat diagramele vibrațiilor libere amortizate(figura 8.52).

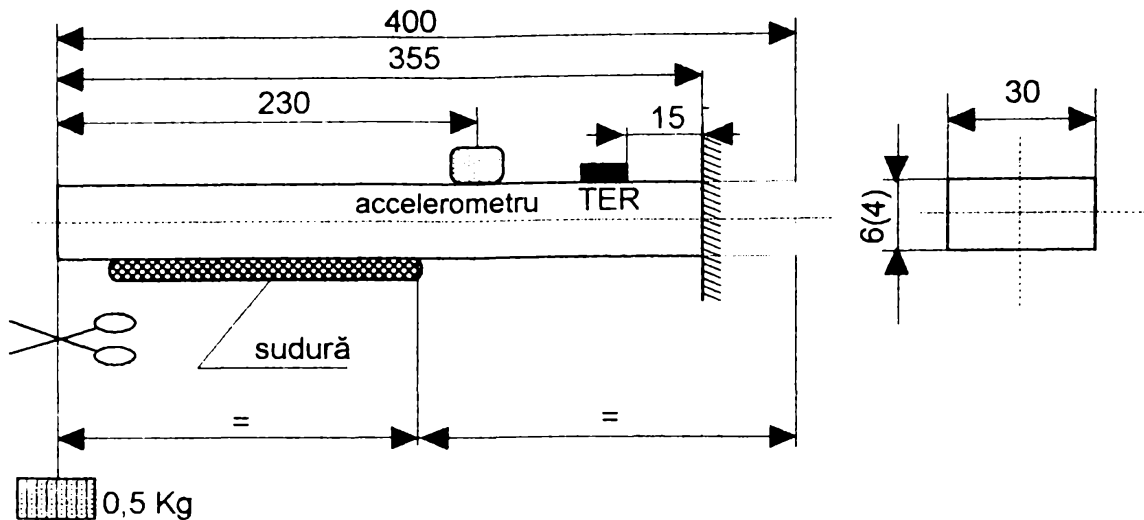


Fig.8.52.

La unele din piese, pentru o mai mare siguranță, înregistrarea diagramei vibrațiilor amortizate s-a făcut simultan cu ajutorul unui oscilograf cu buclă și cu ajutorul unui vibrograf. Apoi s-a renunțat la vibrograf, deoarece accelerometrul pus pe piesă modifica în mare măsură diagrama vibrației amortizate, iar rezultatele culese la cele două aparate erau aproximativ identice din punctul de vedere al parametrilor urmăriți.

După trasarea diagramei de amortizare în starea inițială, pe probe s-a depus câte un rând de sudură pentru a crea tensiuni remanente. Apoi s-au înregistrat din nou diagramele de amortizare și deformațiile apărute, iar piesele au fost supuse unui tratament cu vibrații mecanice. La terminarea tratamentului s-au făcut din nou înregistrări în ceea ce privește amortizarea și deformațiile. Ca parametru care să indice modificarea frecării interne s-a ales decrementul logaritmic, calculat după un număr de perioade când amplitudinea inițială a scăzut la jumătate.

Observație. Nu s-a insistat pe mărimea amplitudinii forței de excitație, deoarece după o experiență simplă, cu una din probele de secțiune redusă, s-a constatat că aceleași modificări se pot produce și în urma unei solicitări statice majore ca și în cazul vibrațiilor de amplitudine mare. Alt motiv a fost și acela că

pentru a ajunge în stadiul plastic, săgeata la capătul liber al piesei trebuie să fie de ordinul centimetrilor, fapt greu de realizat la vibrarea pieselor reale, de mari dimensiuni și configurație complexă.

### Rezultate experimentale

#### Proba 1

Această probă a avut grosimea de 6 mm și a fost supusă unor sudări succesive. Diagramele vibrațiilor libere amortizate obținute experimental sunt prezentate în anexa 3, figurile A3.15 - A3.22. Centralizarea datelor experimentale sunt prezentate în tabelul 8.14.

Tabelul 8.14.

#### *Datele experimentale obținute la proba 1*

Nr. înc.	Stare piesă	$\delta_{1/2}$ $\times 10^{-3}$	$\delta_{1/3}$ $\times 10^{-3}$	$n_{T1/2}$	$n_{T1/3}$	$t_a$ [s]	$\varepsilon_s$ [ $\mu\text{m}/\text{m}$ ]	$f_T$ [Hz]	Observații
1	s.1. (f.a.)	28,8881	27,4653	24	40	3,7	46		
	vî.1 (f.a.)	25,6721	24,4136	27	45	3,9	46	37,1	
2	s.2. (f.a.)	31,5066	32,3121	22	34	2,7	47		La 5 zile de la prima încercare
	vî.2. (f.a.)	31,5066	32,3121	22	34	2,7	47	44,4	
3	s.3. (f.a.)	38,5081	42,2543	18	26	3,3	47		La 16 zile de la a doua încercare
	vl.3. (f.a.)	38,5081	40,6893	18	27	2,4	47	61,6	
	s.4. (f.a.)	36,4814	36,6204	19	30	3,3	46		
	vl.4. (f.a.)	38,5081	40,6893	18	28	3,2	46	62,5	

**Notății:**

$\delta_{1/2}$ ,  $\delta_{1/3}$  - decrementul logaritmic calculat după un număr de perioade după care amplitudinea scade la 1/2, respectiv 1/3 din amplitudinea maximă;

$n_{T1/2}$ ,  $n_{T1/3}$  - numărul de perioade după care amplitudinea scade la 1/2, respectiv 1/3 din amplitudinea maximă;

$\varepsilon_s$  - deformația statică în urma aplicării la capătul liber a unei greutate de 5 N;

$t_a$  - timpul total de amortizare;

$f_T$  - frecvența la care a avut loc tratamentul;

s - sudare; vî - vibrație cu piesa încastrată; vl - vibrație cu piesa liberă;

f.a. - fără accelerometru; c.a. - cu accelerometru.

Din tabelul de mai sus se remarcă următoarele:

- decrementul logaritmic scade în urma primei vibrații, apoi crește dacă piesa este resudată;

- la o nouă vibrație a barei decrementul logaritmic rămâne practic constant, ceea ce înseamnă că prima reducere nu poate fi atribuită scăderii tensiunilor remanente macroscopice (lucru observat și cu ajutorul timbrului tensometric cu care s-au făcut citiri ale deformațiilor), ci mai degrabă modificărilor survenite la nivelul rețelei cristaline a materialului, deoarece piesa a fost obținută dintr-o tablă laminată la cald și tăiată la foarfecă, iar în urma acțiunii câmpului termic de la sudare a dobândit o structură neomogenă, instabilă la nivelul rețelei cristaline; aceasta a putut fi stabilizată cu ajutorul vibrațiilor, iar în urma unei resudări materialul sub acțiunea câmpului termic nu a mai suferit noi modificări structurale importante.

- la alte resudări și revibrări se observă că modificarea decrementului apare numai la resudare, în urma vibrării producându-se modificări nesemnificative;

- în legătură cu timpul total de amortizare, cu toate că acesta nu este indicat în literatura de specialitate ca un parametru important privind aprecierea frecării interne, se observă că în general acesta urmărește variația decrementului logaritmic.

PROBA 1'

Această probă a avut și ea grosimea de 6 mm și a fost supusă la rândul ei unor sudări succesive. Diagramele vibrațiilor libere amortizate obținute experimental sunt prezentate în anexa 3, figurile A3.23 - A3.31. Centralizarea datelor experimentale sunt prezentate în tabelul 8.15.

Tabelul 8.15.

*Datele experimentale obținute la proba 1'*

Nr. înc.	Stare piesă	$\delta_{1/2}$ $\times 10^{-3}$	$\delta_{1/3}$ $\times 10^{-3}$	$n_{T1/2}$	$n_{T1/3}$	$t_a$ [s]	$\varepsilon_s$ [ $\mu\text{m}/\text{m}$ ]	$f_T$ [Hz]	Observații
1	S.1 (c.a.)	46,2098	43,9444	15	25	2,6	43	-	
	VĪ.1 (c.a.)	40,7733	37,8831	17	29	2,7	43	37,4	
	VĪ.2. (c.a.)	40,7733	39,2361	17	28	2,7	43	41,6	
	VĪ.2 (f.a.)	34,6557	34,3316	20	32	3,3	40	41,6	
2	VL.3 (f.a.)	22,35,9 5	22,4206	31	49	4,5	40	63,7	La 48 de ore de la prima încercare
	S.2. (f.a.)	24,7552	22,8877	28	48	4,1	41		
	VL.4. (f.a.)	23,1049	22,8877	30	48	4,7	41	62,9	
3	S.3. (f.a.)	28,8811	26,7954	24	41	3,4	39		La 15 zile de la a doua
	V.L.5 (f.a.)	25,6721	23,8828	27	46	4,8	39	22,6	încercare

Din tabelul de mai sus rezultă următoarele concluzii:

- decrementul logaritmic are o variație semnificativă după prima vibrație;

- la continuarea tratamentului cu piesa încastrată el nu se mai modifică, în schimb la o revibrare cu piesa liberă se produce o nouă modificare importantă a acestuia; lucrul acesta a fost de altfel remarcat și la probele cu secțiunea mai mare din OL 37;

- în urma unor noi sudări și vibrații, practic decrementul variază mai mult datorită sudării și tinde să se stabilizeze după vibrare.

Din punct de vedere al deformațiilor citite cu timbrul tensometric și a săgeților măsurate în trei puncte coliniare de la capătul liber al barei cu un traductor inductiv, acestea sunt date în tabelul următor:

Tabelul 8.16.

*Deformații obținute la probele P O, P 1 și P 1'*

Probă	$\epsilon_{rem,s}$ [ $\mu\text{m}/\text{m}$ ]	$\epsilon_{rem,v}$ [ $\mu\text{m}/\text{m}$ ]	Săgeata f, după ultima sudare [mm]			Săgeata f, după prelucrarea cordonului [mm]			Variația săgeții $\Delta f$ [mm]		
			A	B	C	A	B	C	A	B	C
P O	49	-	7,54	7,89	7,21	6,04	6,13	5,97	-1,48	-1,76	-1,24
P 1(V)	45	28	6,52	6,78	6,86	6,07	6,27	6,34	-0,26	-0,51	-0,52
P 1'(V)	41	32	7,01	6,92	6,80	6,43	6,52	6,41	-0,58	-0,40	-0,39

*Notații:*

P O - probă de referință nevibrată;

$\epsilon_{rem}$  - deformația specifică măsurată în locul de amplasare al timbrului tensometric după sudare;

$\epsilon_{rem,v}$  - deformația specifică măsurată în locul de amplasare al timbrului tensometric după prima vibrare;

A,B,C - puncte echidistante situate pe o dreaptă perpendiculară pe axa de simetrie a probelor, la capătul barei;

Din tabelul de mai sus se observă o mai bună stabilitate dimensională a probelor vibrante față de proba de referință și chiar o modificare a deformațiilor specifice, ce denotă și o redistribuire a tensiunilor remanente macroscopice.

Probele subțiri cu grosimea de 4 mm au fost tratate în loturi de câte trei sau patru, iar rezultatele experimentale referitoare la amortizare sunt date în tabelele următoare.

Probele 2, 2', 2'' au fost sudate cu un regim dur, pentru a provoca deformații și tensiuni remanente importante. Diagramele de amortizare la aceste probe au fost trasate în paralel cu oscilografal și cu vibrografal. Proba 2'' a fost supusă în final și unor solicitări care să ducă la depășirea limitei de curgere a materialului.

Probele 3, 3' și 3'' au fost sudate cu un regim de sudare normal.

Probele 4, 4', 4'' și 4''' înainte de sudare au fost supuse unui tratament termic de călire.

Tabelul 8.17.

*Date experimentale privind amortizarea internă la probele 2, 2' și 2''*

Nr. probă	Stare probă	$\delta_{1/2}$ $\times 10^{-3}$	$\delta_{1/3}$ $\times 10^{-3}$	$n_{T1/2}$	$n_{T1/3}$	$\Delta\varepsilon$ [ $\mu\text{m}/\text{m}$ ]	$\varepsilon_s$ [ $\mu\text{m}/\text{m}$ ]	$f_T$ [Hz]	$t_T$ [min]
P 2	o	9,3296	8,6862	100	162	-	98	-	-
	s(c.a.)	16,9060	16,3971	41	67	90	110	-	-
	vî(c.a.)	9,9021	8,9318	70	123	-10	97	43,6	30
P 2'	o	8,55737	7,57663	81	145	-	104	-	-
	s(c.a.)	14,4405	12,9248	48	85	43	105	-	-
	vî(c.a.)	11,3630	10,4629	61	105	-11	99	39,7	30
P 2''	o	8,25175	7,32408	84	150	-	100	-	-
	s(c.a.)	12,6026	12,0726	55	91	43	105	-	-
	vî(c.a.)	12,1604	12,0726	57	91	-3	100	36,7	30
	vî+pt (c.a.)	14,1458	13,3397	49	82	-1560	96	37,7	30 · 4

S-au păstrat notațiile folosite la proba P 1 cu următoarele adăugiri:

$\Delta\varepsilon$  - variațiile deformațiilor specifice în urma tratamentului;

vî+pt - epruvetă vibrată cu o parte încastrată și pretensionată;

$t_T$  - durata tratamentului.

Tabelul 8.18.

Date experimentale privind amortizarea internă la probele 3,3' și 3''

Nr. probă	Stare probă	$\delta_{1/2}$ $\times 10^{-3}$	$n_{T1/2}$	$\varepsilon_s$ [ $\mu\text{m}/\text{m}$ ]	$f_T$ [Hz]	$t_T$ [min]
P 3	o	8,25175	84	88	-	-
	s	6,93147	100	92	-	-
	vî	7,70163	90	91	40	30
	vl	8,35117	83	92	40	20
	vî	7,40541	93	98	75	10
	vî+pt	7,14584	97	98	50	20
	vl	7,96720	87	98	21,2	30
P 3'	o	8,55737	81	90	-	-
	s	6,02736	139	97	21,2	-
	vl	5,54517	125	93	-	30
P 3''	o	15,0684	46	97	-	-
	s	7,45319	93	95	21,2	-
	vl	5,21163	133	97		30

Tabelul 8.19.

Date experimentale privind amortizarea internă la probele 4,4', 4'' și 4'''

Nr. probă	Stare probă	$\delta_{1/2}$ $\times 10^{-3}$	$n_{T1/2}$	$\varepsilon_s$ [ $\mu\text{m}/\text{m}$ ]	$f_T$ [Hz]	$t_T$ [min]
P 4	c	-	-	95	-	-
	s	5,38304	129	97	-	-
	vl	4,06719	170	96	23,6	30
P 4'	c	3,15653	220	91	-	-
	s	4,32248	94	88	-	-
	vl	3,86907	179	87	23,6	30

Tabelul 8.19(continuare)

Nr. probă	Stare probă	$\delta_{1/2}$ $\times 10^{-3}$	$n_{T1/2}$	$\varepsilon_s$ [ $\mu\text{m}/\text{m}$ ]	$f_T$ [Hz]	$t_T$ [min]
P 4''	c	3,68852	188	87	-	-
	s	4,25598	163	90	-	-
	vl	3,98042	174	89	23,6	30
P 4'''	c	4,42622	156	93	-	-
	s	4,32248	160	94	-	-
	vl	5,17082	134	90	23,6	30

Tabelul 8.20

*Deformații obținute după prelucrarea cordonului la probele subțiri (de tipul 2,3,4)*

Nr. probă	Săgeata f, înainte de prelucrarea cordonului			Săgeata f, după prelucrarea cordonului			Variația săgeții $\Delta f$		
	[mm]			[mm]			[mm]		
	A	B	C	A	B	C	A	B	C
P 2°	3,67	4,16	4,25	1,87	2,17	2,69	-1,80	-1,99	-1,56
P 2	3,14	4,94	5,24	2,15	2,85	4,02	-0,99	-2,09	-1,22
P'	4,03	5,12	4,65	2,97	3,67	3,24	-1,06	-1,45	-1,41
P 2''	3,92	4,86	4,30	2,36	3,17	2,53	-1,56	-1,69	-1,77
P 3°	2,23	3,15	3,96	0,12	0,91	1,12	-2,11	-2,24	-2,84
P 3	2,65	3,62	4,15	0	0,85	2,20	-2,65	-2,77	-1,95
P 3'	1,80	2,90	3,60	-0,60	1,40	2,00	-2,40	-1,50	-1,60
P 3''	3,04	4,04	4,50	1,75	2,50	3,10	-1,29	-1,54	-1,40
P 4°	0,83	1,12	1,76	0,09	0,22	0,62	-0,74	-90	-1,14
P4	0,74	1,50	2,25	0,15	0,30	1,02	-0,59	-1,20	-1,23
P 4'	0,25	0,94	1,60	-0,85	0,03	0,60	-1,10	-0,91	-1,00
P 4''	0,90	1,40	1,10	0	0,50	-0,10	-0,90	-0,90	-1,20
P 4'''	1,00	1,60	2,40	-0,15	0,65	1,42	-1,15	-0,95	-0,98

Analizând datele din tabelele 8.17 - 8.20 se pot evidenția următoarele



---

concluzii:

-decrementul logaritmic variază destul de mult în cazul sudării, în sensul că el crește când parametrii regimului de sudare sunt inadecvați și scade când aceștia sunt bine aleși; explicația poate consta în faptul că atunci când sudura este executată corect, tabla din care sunt realizate piesele, fiind în stadiul inițial deformată plastic puternic în urma laminării și a decupării prin forfecare la rece, capătă o structură mai omogenă datorită câmpului termic.

- variația decrementului logaritmic este mai redusă după vibrație și la majoritatea pieselor este în sensul descreșterii lui;

- nu se pot obține creșteri și descreșteri uniforme, controlabile cantitativ ale decrementului logaritmic, chiar în condițiile vibrației simultane a unor piese, ceea ce denotă faptul că acesta depinde mai mult de condițiile de realizare a sudurii decât de parametrii regimului de tratament; lucrul acesta se desprinde și din analiza deformațiilor apărute datorită sudării, care sunt mult diferite de la o piesă la alta;

- în ceea ce privește stabilizarea dimensională este foarte greu de stabilit pe acest tip de epruvete dacă ea se îmbunătățește sau nu, deoarece piesele s-au contorsionat puternic în urma sudării;

- privind modul de așezare al pieselor în timpul vibrației, se pare că o vibrație liberă dă rezultate mai bune decât o vibrație cu piesa încastrată.

### ***8.3. Reevaluarea mecanismului reducerii tensiunilor remanente și a deformațiilor prin prisma rezultatelor experimentale***

Comportarea pieselor metalice cu tensiuni remanente la acțiunea vibrațiilor se poate reevalua pe baza rezultatelor experimentale și a unor noțiuni de teoria dislocațiilor și a frecării interne. Pentru aceasta însă, trebuie făcute unele precizări.

În primul rând, trebuie abandonată ideea luării în considerare doar a tensiunilor remanente macroscopice și a neglijării celor de ordin superior, pe considerentul că ele se anulează reciproc la scara întregului corp. Dependența

dintre tensiunile macroscopice și microtensiuni a fost dovedită experimental și nu poate fi pusă la îndoială [70]. Această interdependență conferă corpului o instabilitate la nivel structural și chiar la scară macroscopică. Se poate demonstra acest lucru cu ajutorul unui model reologic de corp solid, obținut prin generalizarea modelului prezentat anterior, în cazul explicării producerii tensiunilor remanente (fig. 8.53).

În fig. 8.53 presupunem că fiecare arc este întins sau comprimat și că la scara întregului corp forțele elastice sunt în echilibru. În domeniul S, dintre barele AB și CD, presupunem că se manifestă tensiuni remanente macroscopice. În subdomeniile  $S_1$ ,  $S_2$ ,  $S_3$  și  $S_4$  se consideră că tensiunile remanente sunt de ordin superior. Dacă se taie de exemplu bara AB, se observă că deformația totală este influențată atât de forțele elastice din arcurile plasate direct între barele AB și CD, cât și de acelea din arcurile plasate între barele exterioare și cele din mijloc.

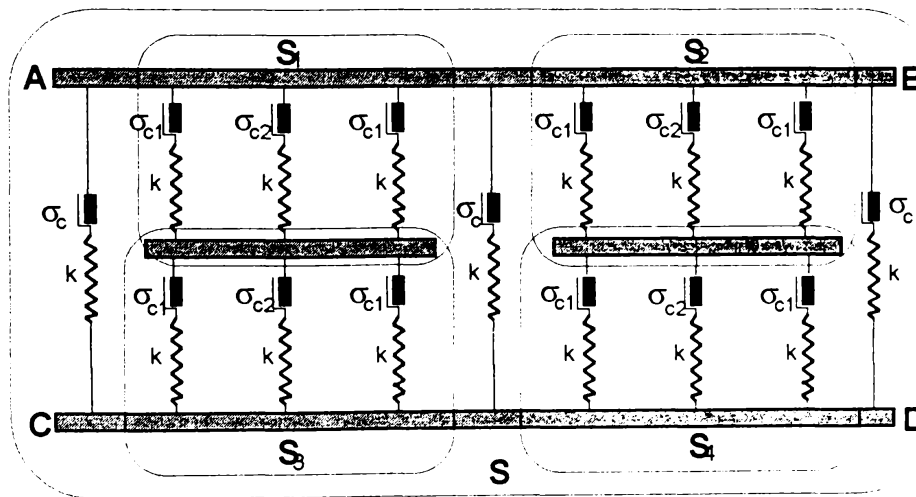


Fig.8.53.

Apoi, unele operații tehnologice și mai ales prelucrările mecanice prin așchiere, trebuie privite ca o nouă sursă de introducere a unor tensiuni și deformații remanente, care se suprapun peste cele existente. Ținând seama că o deformație remanentă se produce prin deformare plastică, înseamnă că deformația finală este obținută ca suma dintre o deformație elastică și una plastică (fig. 8.54). Se poate observa acest lucru și cu ajutorul modelului din fig. 8.53. Dacă la acest model, prin scoaterea unui arc, se perturbă echilibrul forțelor

elastice astfel încât nu intră în funcțiune și elementele cu frecare uscată (Saint - Venant), atunci deformarea sa totală va fi una elastică. Dacă în schimb, pe lângă eliminarea arcului se adaugă și noi sarcini ce determină intrarea în funcțiune a elementelor cu frecare uscată (cazul tensiunilor remanente introduse prin aşchiere), atunci se va produce o deformare plastică suplimentară ce se adaugă la cea elastică.

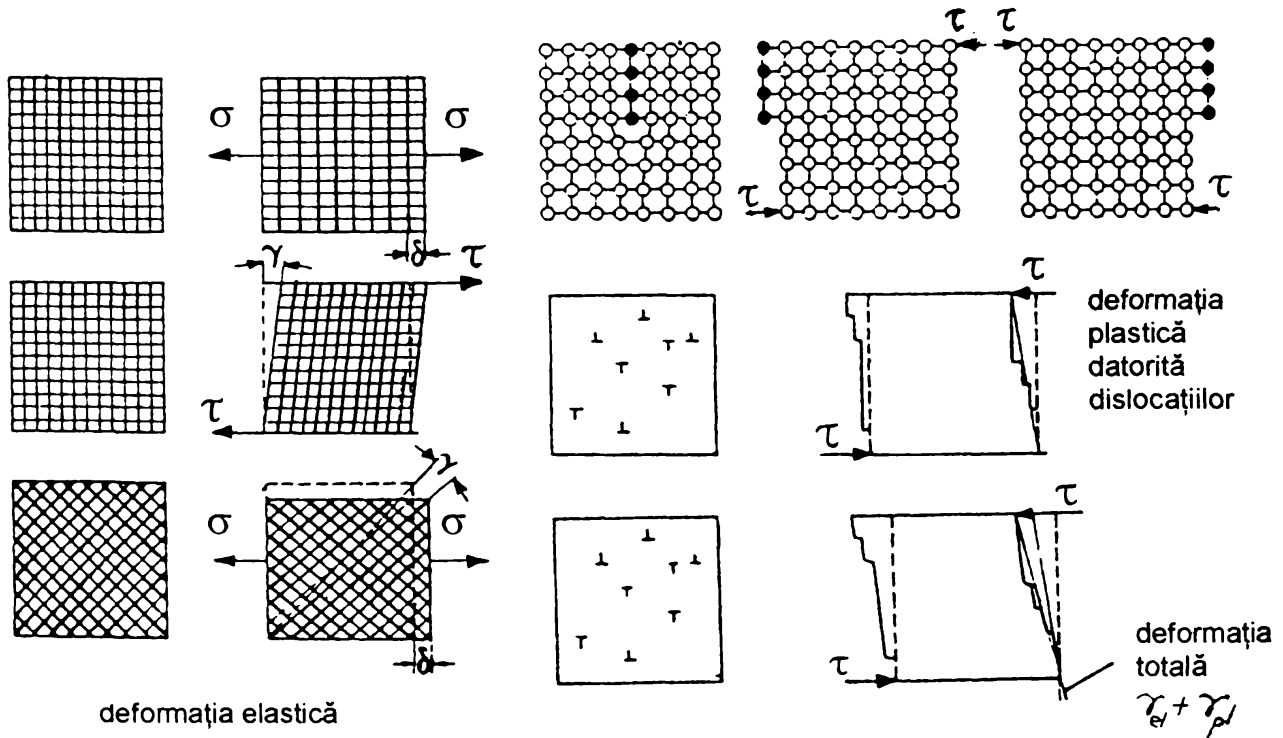


Fig.8.54.

Această prezumție este confirmată de faptul că uneori la modificări minore ale secțiunilor pieselor (deci în distribuția tensiunilor remanente macroscopice) au loc deformări importante la scara întregului corp. Dacă în schimb una dintre componente ar fi împiedicată, deformarea totală ar fi redusă.

Mecanismul reducerii tensiunilor remanente și a deformărilor cu ajutorul vibrațiilor se explică prin faptul că, în urma vibrării se împiedică amorsarea unor deformări plastice prin blocarea dislocațiilor. Această blocare are loc prin rearanjarea acestora în poziții mai stabile și are ca bază principiul dobândirii unui minim energetic [1], [66], [69], dictat termodinamic de condiția ca reacțiile între

dislocații, respectiv deplasarea și rearanjarea lor, să fie însoțită de scăderea energiei libere a cristalului.

Într-o piesă oarecare din oțel, modul de distribuție al rețelei de dislocații depinde de mobilitatea dislocațiilor și de posibilitatea de a executa procese de alunecare deviată. Această posibilitate depinde la rândul său de energia defectelor de împachetare. La început energia acestora este mare, descompunerea unei dislocații unitare într-una extinsă este puțin probabilă și procesul de alunecare deviată se poate produce sub acțiunea vibrațiilor. Prin acest proces se permite de fapt deplasarea dislocațiilor fără difuzie și aglomerarea lor în pereți de celule sau subgrăunți. Noua distribuție este însoțită de micșorarea energiei sistemului prin disipare de căldură, ca urmare a frecării interne [1]. Explicația fizică constă din faptul că, în jurul unei dislocații se manifestă un câmp de tensiuni remanente care se deplasează odată cu ea. Există astfel regiuni dilatate, respectiv comprimate, ale rețelei. Regiunea comprimată se va încălzi, iar cea dilatată se va răci - efectul termoelastic. Apare deci un flux de căldură, iar prin propagarea căldurii se produce o relaxare reală a regiunilor respective și o disipare de energie. Dislocațiile blocate în pereți de subgrăunți vor constitui bariere în calea celorlalte dislocații care ar putea amorsa o eventuala deformație plastică la nivel microscopic.

Acest aspect a fost evidențiat practic prin experiențe care au arătat că piesele vibrante dobândesc o bună stabilizare dimensională atât în timp, nemaifiind permisă relaxarea, cât și la modificarea secțiunilor piesei prin prelucrări mecanice.

Amorsarea fenomenelor menționate se bazează pe faptul că energia nu se absoarbe uniform în toata masa de metal la acțiunea vibrațiilor. Ea este absorbită și disipată mai intens în zonele cu defecte de rețea de tipul dislocațiilor sau defectelor punctiforme, deoarece aici oscilațiile pur elastice sunt împiedicate a se efectua. Această absorbție de energie, datorată frecării interne, este cauza unui defazaj între tensiunea aplicată și deformație și se evidențiază printr-o buclă de histerezis mecanic pe diagrama  $\sigma$ - $\varepsilon$ . În domeniul elastic absorbția și relaxarea asociată ei sunt determinate doar de frecvență și temperatură, pe când în

domeniul plastic amplitudinea este factorul cel mai important [1].

Făcând o analogie cu detensionarea termică, reacția unui corp metalic la acțiunea unor oscilații mecanice poate fi comparată cu aceea produsă la creșterea temperaturii lui. Încă din anul 1964, Grosskruitz [74], analizând comportarea la oboseală a materialelor observa la început o blocare a deformațiilor plastice ca urmare a creșterii densității de dislocații și a interacțiunii dintre acestea și obstacolele existente în rețea, și apoi o stabilizare a configurației dislocațiilor în regim dinamic, prin apariția așa numitei substructuri caracteristice numită *poligonizată*. Dacă solicitarea prin vibrații este de durată în material pot apare microfisuri, de aceea trebuie ca parametrii regimului de tratament să fie bine aleși în ceea ce privește timpul și amplitudinea vibrațiilor. Totuși, în urma experiențelor s-a constatat că un tratament efectuat în anumite condiții nu afectează structura materialului la nivel de constituenți și nu are o influență negativă asupra proprietăților mecanice ale sale .

Transformările la nivelul rețelei cristaline pot fi evidențiate direct, prin difracție cu raze X și microscopie electronică, sau indirect, prin modificarea unor mărimi fizice cum sunt viteza de propagare a undelor ultrasonice sau decrementul logaritmic (ce arată de fapt modificarea frecării interne). Trebuie însă să se țină seama că modificarea vitezei ultrasunetelor reflectă strict transformările survenite în porțiunea de material parcursă de undă, iar frecarea internă se modifică diferit de la o piesă la alta, fiind în strânsă legătură cu condițiile de realizare a piesei, starea materialului, condițiile de aplicare a sarcinii și mai puțin cu materialul propriu-zis. O sudură executată corect poate modifica frecarea internă într-un sens, iar una executată incorect în alt sens, cu toate că materialul a fost identic. În urma vibrării comune a acelorași tipuri de piese, se pot obține rezultate diferite privind parametrii care evidențiază frecarea internă tot din cauza stării materialului și condițiilor de realizare a sudurii.

În concluzie, se poate spune că mecanismul detensionării prin vibrații se amorsează la nivelul rețelei cristaline în locurile unde frecarea internă este mai intensă și constă din blocarea dislocațiilor, astfel încât producerea de noi deformații plastice este împiedicată și deformația totală mai redusă.

## **Cap.9. CONCLUZII FINALE. CONTRIBUȚII ORIGINALE**

Teza conține principalele contribuții privind elucidarea subiectului deosebit de complex, actual și foarte controversat al reducerii tensiunilor remanente și al deformațiilor cu ajutorul vibrațiilor.

Prima parte a lucrării cuprinde aspecte referitoare la modul de producere al tensiunilor remanente și al deformațiilor, metode de determinare a lor, analiza principalelor metode de detensionare convenționale, explicarea mecanismului detensionării prin vibrații cu ajutorul modelelor reologice de corp solid, analiza din punct de vedere fenomenologic a detensionării prin vibrații, prezentarea principalelor echipamente și instalații utilizate pentru detensionare.

Din punct de vedere experimental, este expusă mai întâi o sinteză cu privire la principalele rezultate obținute pe plan național și mondial, iar apoi cercetările proprii ale autorului. Acestea au urmărit două aspecte fundamentale. Mai întâi s-a urmărit dacă tratamentul cu vibrații poate da rezultate satisfăcătoare în condițiile aplicării sale la scară industrială și apoi confirmarea unor ipoteze privind mecanismul reducerii tensiunilor remanente și al deformațiilor cu ajutorul vibrațiilor.

În continuare se fac scurte referiri la conținutul fiecărui capitol, după care se evidențiază concluziile generale și se subliniază contribuțiile personale ale autorului.

Capitolul întâi, prezintă o trecere sumară în revistă a preocupărilor în domeniul reducerii tensiunilor remanente cu ajutorul vibrațiilor. Sunt expuse principalele ipoteze și concluzii la care au ajuns specialiștii ce au abordat această problemă. Apoi se pune în discuție locul pe care îl ocupă detensionarea prin vibrații în raport cu celelalte metode de detensionare.

În capitolul al doilea se clarifică aspectele legate de tensiunile remanente. Din literatura de specialitate se adoptă definiția tensiunilor remanente care să fie în concordanță cu cea a tensiunii în general. Aceasta ține seama de caracterul relativ al împărțirii forțelor în interioare și exterioare. Apoi se prezintă două

modele reologice de corp solid ce pot înmagazina tensiuni remanente. Unul dintre acestea este original și are avantajul că arată clar cauza producerii acestora - *solicitarea în domeniul plastic*. Pentru exemplificare, se prezintă cazuri practice de formare a tensiunilor remanente prin solicitări simple în domeniul plastic.

O atenție deosebită a fost acordată problemelor legate de originea tensiunilor remanente, clasificarea lor și modul de generare la toate nivelele macro, micro și submicroscopic. S-a arătat că instabilitatea defectelor de rețea și în special a dislocațiilor, în jurul cărora se produc tensiunile remanente de ordin superior, poate duce la o instabilitate dimensională a corpurilor.

Pentru că la originea tensiunilor remanente se află operațiile tehnologice la care sunt supuse piesele în procesul de fabricație, este prezentată producerea lor în cazurile cele mai uzuale întâlnite în practică: încălzire neuniformă în general, sudare, turnare, călire.

Generarea deformațiilor a fost abordată în capitolul trei. Se arată că deformația totală a unui corp care a fost solicitat în domeniul elasto-plastic, este obținută prin însumarea mai multor deformații parțiale, ceea ce impune clasificarea deformațiilor în funcție de nivelul solicitării.

Apoi, ținând seama că producerea tensiunilor remanente este condiționată de realizarea unor deformații plastice, s-a efectuat o analiză din punct de vedere fenomenologic a acestui tip de deformație.

În capitolul patru se analizează metodele de determinare a tensiunilor remanente și se arată că la alegerea unei metode trebuie să se țină seama de mai mulți factori. Dintre aceștia cei mai importanți sunt: scopul propus, mijloacele din dotare, nivelul la care vrem să determinăm tensiunile, precizia necesară. Principala concluzie ce se desprinde este că pentru a finaliza un studiu privind reducerea tensiunilor remanente, este necesară și cunoașterea mijloacelor de evaluare a lor. Când se dorește determinarea tensiunilor remanente de ordinul I, cea mai indicată metodă este tensometria electrică rezistivă, iar pentru determinarea tensiunilor remanente de ordinul II și III, se recomandă metoda difracției cu raze X. Informații calitative se pot obține despre nivelul tensiunilor de toate ordinele și cu

---

ajutorul undelor US.

Pentru a putea înțelege mecanismul reducerii tensiunilor remanente și a deformațiilor cu ajutorul vibrațiilor, în capitolul cinci se face o analiză a principalelor metode de detensionare utilizate frecvent în industrie. Se evidențiază importanța acestei analize prin prisma faptului că, orice detensionare, inclusiv cea prin vibrații, presupune producerea unor deformații cu caracter permanent - plastice - diferența între diversele metode constând numai din modul de realizare a lor.

În acest context, se arată că rezultatele detensionării prin tratament termic de recoacere, conform *Criteriului Larson-Miller*, depind în primul rând de temperatură și apoi de timp. Creșterea temperaturii și menținerea ei la o anumită valoare permite producerea fenomenelor de scădere a modulului de elasticitate, fluaj și scăderea limitei de curgere a materialului.

Într-un mod original se prezintă dinamica procesului de detensionare termică, din care reiese că nici măcar o recoacere pentru detensionare nu poate reduce complet tensiunile remanente dintr-o piesă.

În cazul detensionării prin îmbătrânire naturală se precizează că fenomenul care stă la baza sa este relaxarea. Acest fenomen este explicat cu ajutorul teoriei dislocațiilor și se face observația că deseori este confundat cu fenomenul de fluaj sau de curgere. Se arată că relațiile finale care descriu fenomenul de relaxare depind, ca și în cazul detensionării termice, de timp și temperatură.

Cu toate că se aplică în cazuri speciale, ca de exemplu la recipienti, detensionarea prin solicitări statice peste limita de curgere se poate considera o metodă de detensionare consacrată. Mecanismul său a fost analizat deoarece el se apropie cel mai mult de acela al detensionării prin vibrații. Explicarea lui se bazează pe faptul că o solicitare în domeniul plastic, urmată de o revenire în domeniul elastic, duce în final la obținerea unor valori inferioare ale tensiunilor remanente față de cele inițiale.

O importanță deosebită se acordă studiului teoretic al detensionării prin vibrații, care, este prezentat în capitolul șase. În prima parte se efectuează o ana-



liză pe modele reologice a posibilităților de reducere a tensiunilor remanente cu ajutorul vibrațiilor. Mecanismul detensionării prin vibrații este explicat la scară microscopică pe un model generalizat, fiind expuse apoi și trei exemple particulare de corpuri care pot fi detensionate prin această metodă. Se evidențiază rolul determinant al amplitudinii în cazul detensionării corpurilor cu proprietăți plastice și efectul negativ al vâscozității la corpurile ce manifestă asemenea proprietate.

Partea a doua cuprinde aspecte fenomenologice privind procesul de reducere al tensiunilor remanente cu ajutorul vibrațiilor. Referitor la aceasta, s-a efectuat o analiză a diverselor aspecte care pot apare la acțiunea vibrațiilor, ca de exemplu curgerea microplastică, anelasticitatea, relaxarea, rezonanța, histereza, variația modulului de elasticitate, frecarea internă. Tot aici s-a făcut o analogie între stabilizarea dimensională prin vibrații și procesul de restaurare termică. Este prezentată o nouă viziune asupra tensiunilor remanente și anume aceea că pot fi privite ca rezultat al stocării neuniforme a energiei în materiale. Din acest punct de vedere, stabilizarea dimensională prin vibrații rezultă ca o consecință a interacțiunilor ce au loc în material pentru dobândirea unui minim energetic. Efectiv, se realizează prin rearanjarea dislocațiilor și formarea unei structuri caracteristice numită poligonizată.

Capitolul șapte este destinat cunoașterii utilajelor folosite la reducerea tensiunilor remanente și a deformațiilor cu ajutorul vibrațiilor. Acestea sunt clasificate, iar apoi cele mai reprezentative dintre ele sunt amănunțit prezentate.

Un loc aparte îl ocupă instalația de detensionare tip VSR (Vibratory Stress Relief) produsă de firma "Martin Engineering". Modul său de utilizare, precum și principiul de funcționare este detaliat prezentat, deoarece a fost folosită de către autor atât la scară industrială, cât și la realizarea unor experiențe în cadrul U.C.M. Reșița.

Studiile experimentale sunt prezentate în capitolul opt. Mai întâi s-au analizat rezultatele deja obținute pe plan național și internațional, după care s-au prezentat noile încercări efectuate.

Dat fiind faptul că la U.C.M. Reșița detensionarea prin vibrații - cu metoda

VSR- se aplică la scară industrială, s-au făcut o serie de experimente care au căutat să lămurească mai multe aspecte practice. Astfel, s-a dovedit eficiența procedurii în ceea ce privește obținerea unei bune stabilizări dimensionale a pieselor sudate. Încercările efectuate asupra unor carcase de reductoare au dus la concluzia că, stabilizarea dimensională obținută prin tratament cu vibrații se menține atât în urma prelucrărilor mecanice, cât și în urma unor staționări mai îndelungate, premurgătoare montajului final. Aceleași rezultate s-au obținut și în cazul unor piese tip grindă, inel și placă.

În mod special s-a demonstrat că aplicarea unui tratament VSR nu afectează proprietățile de rezistență ale pieselor sudate, lucru nerealizabil în cazul recoacerii pentru detensionare, în urma căreia limita de curgere scade semnificativ.

Tot ca o dovadă a eficienței metodei VSR se prezintă efectul asupra unor piese călite, a căror deformabilitate este mai bună față de a altora similare netratate.

Odată demonstrate aceste lucruri, preocupările s-au concentrat asupra unor aspecte legate de mecanismul detensionării prin vibrații. S-a pus accent pe ipoteza absorbției neuniforme a energiei vibrațiilor, ce se bazează pe fenomenul frecării interne și care presupune utilizarea unor sarcini vibratorii mici. Încercările au fost efectuate cu standuri de laborator, având ca sursă de vibrații vibratoare electrodinamice și electromagnetice.

Rezultatele experimentale obținute nu se referă doar la posibilitatea reducerii tensiunilor remanente macroscopice, ci și la modificările apărute în material la nivel microscopic. Aprecierea detensionării s-a făcut direct cu timbre tensometrice, în cazul tensiunilor remanente de ordinul I, și indirect, prin măsurarea unor mărimi fizice care să exprime modificarea frecării interne, în cazul tensiunilor de ordin superior.

Experiența realizată pe o piesă tip inel, din oțel marca 26MoCr11, prelevată dintr-un arbore de hidrogenerator, a demonstrat că și în cazul sarcinilor vibratorii mici se poate realiza o modificare însemnată a tensiunilor remanente macroscopice. Pentru măsurarea tensiunilor remanente s-a folosit metoda

Mathar, iar piesa a fost vibrată liber cu un vibrator electromagnetic. S-a observat că modificările cele mai însemnate se produc în primele cicluri de solicitare, cu toate că piesa nu a fost vibrată la rezonanță.

În premieră, s-au efectuat cercetări asupra îmbinărilor sudate cap la cap din oțeluri diferite. În acest caz însă, utilizând pentru tratament vibrații de amplitudine mică realizate cu un vibrator electrodinamic, modificările apărute la nivelul tensiunilor remanente de ordinul I au fost totuși ne semnificative.

Importante schimbări la nivelul tensiunilor macroscopice s-au obținut la piese tip bară, confecționate din oțel marca OL 52 și OL 37. Acestea au fost însoțite și de modificări la nivel structural, ce au fost evidențiate prin variația vitezei de propagare a undelor ultrasonice transversale.

O deosebită atenție a fost acordată experiențelor care au evidențiat modificarea frecării interne la acțiunea vibrațiilor. Pentru aceasta s-au folosit epruvete în care tensiunile remanente au fost create prin sudare și călire. În ambele situații s-au observat modificări importante ale frecării interne în urma vibrațiilor. Ele au fost puse în evidență prin înregistrarea diagramelor vibrațiilor libere amortizate ale pieselor. Principalul parametru utilizat a fost decrementul logaritmic.

Analizând atent factorii care duc la modificarea frecării interne și impunând anumite condiții de încercare, în urma experiențelor s-a ajuns la concluzia că modificările survenite sunt strâns legate de microstructură, deci de tensiunile remanente de ordin superior, și mai puțin de cele macroscopice. În ceea ce privește condițiile de tratament, s-a observat că frecvența vibrațiilor are o importanță mai redusă, în schimb modul de fixare a pieselor este hotărâtor.

Ținând seama de rezultatele experimentale obținute, finalul capitolului cuprinde o nouă interpretare a mecanismului reducerii tensiunilor remanente și a deformațiilor cu ajutorul vibrațiilor, prin prisma teoriei dislocațiilor și a frecării interne. De asemenea, aici este prezentat un nou model reologic care pune în evidență modul în care tensiunile remanente microscopice pot influența stabilitatea dimensională în ansamblu a unei piese.

În urma studiului efectuat se desprind următoarele concluzii:

---

- Aplicarea unui tratament cu vibrații mecanice conduce la o bună stabilizare dimensională a pieselor metalice ce au un nivel ridicat al tensiunilor remanente.

- Reduceri semnificative și controlabile ale tensiunilor remanente macroscopice cu ajutorul vibrațiilor sunt dificil de obținut, mai probabilă este redistribuirea lor pe baza principiului dobândirii de către piesă a unui minim energetic. Explicarea acestei situații are la bază observația că tensiunile remanente de toate ordinele trebuie privite ca un mod de stocare neuniformă a energiei în material.

- Amorsarea procesului de detensionare se produce la scară microscopică pe baza acumulării neuniforme a energiei în zonele defectelor de structură de tipul limitelor de grăunte, dislocațiilor, atomilor interstițiali și vacanțelor. În jurul acestora rețeaua cristalină este deformată, creându-se așa zisele tensiuni de ordin superior. Depășirea barierei energetice, necesară pentru a pune în mișcare dislocațiile, se face cu ajutorul energiei undelor elastice introduse în piesă de către vibrator. Ea se absoarbe mai pronunțat în locurile cu un nivel mai ridicat al tensiunilor remanente de ordin superior, deoarece aici deformațiile pur elastice sunt împiedicate a se produce din cauza unei frecări interne mai intense.

- Tratamentul pieselor masive din oțeluri obișnuite, efectuat cu vibrații de amplitudine controlată, a dat rezultate bune în cazul utilizării unor frecvențe joase de până la 100 de Hz, deoarece mecanismul detensionării are la bază frecarea internă, iar aceasta prezintă maxime la amplitudini joase (când sarcinile nu depășesc domeniul elastic de solicitare) în acest interval.

-Varianta utilizării unor vibrații la rezonanță, cu amplitudini mari, este foarte greu de realizat practic în cazul pieselor masive cu configurații complexe. Aceasta deoarece determinarea frecvențelor de rezonanță este dificilă, iar un tratament necorespunzător poate periclita siguranța construcției.

- Chiar la amplitudine mică a vibrațiilor au loc o reduceri și redistribuiri ale tensiunilor remanente urmate de stabilizare dimensională, deoarece în domeniul elastic de solicitare există o frecare internă de tipul relaxării dependentă de frecvență și temperatură și independentă de amplitudine.

---

- Un tratament efectuat cu metoda VSR în timpul sudării conduce la rezultate mai bune decât în cazul vibrații la rece, datorită aportului temperaturii.

- Modificările apărute ca urmare a aplicării vibrațiilor se produc mai intens în primele cicluri de solicitare, după care se tinde către o stare stabilă.

- Vibrațiile mecanice de joasă frecvență și amplitudine controlată nu au influență negativă asupra proprietăților mecanice ale materialelor, dimpotrivă, uneori le îmbunătățesc. Așa este de exemplu cazul limitei de rupere la oboseală, care s-a constatat că poate crește în urma aplicării unor solicitări variabile, cu condiția să se facă întreruperi după un anumit număr de cicluri.

- Schimbările care se produc în ceea ce privește tensiunile remanente din materiale, datorită aplicării vibrațiilor mecanice, depind de mai mulți factori, ca de exemplu, procesul de fabricație (turnat, sudat, forjat, laminat), tratamentul termic și termomecanic suferit, modul de fixare a piesei în timpul tratamentului, frecvența de tratament, etc. Ele sunt puse în evidență prin măsurare directă, sau indirect, prin unele mărimi ce caracterizează de fapt frecarea internă.

Ținând seama de cele de mai sus, procedeul de detensionare prin vibrații este recomandabil a fi aplicat la scară industrială în următoarele cazuri:

- detensionarea termică nu este indicată, datorită materialului piesei ce nu permite încălzirea acesteia în limitele corespunzătoare de temperatură;

- semifabricatele sudate nu au prevăzută o detensionare termică în tehnologie și urmează a fi prelucrate mecanic;

- piesele au fost deja tratate termic, dar au necesitat remanieri prin sudare;

- realizarea de îmbinări sudate din componente foarte groase, când este indicată o vibrație la cald în timpul executării cordoanelor;

- când se dorește eliminarea tratamentelor termice intermediare, interoperații (vibrațiile pot fi aplicate înainte și după fiecare prelucrare).

Principalul rezultat al acestei lucrări este fundamentarea cercetărilor privind acțiunea vibrațiilor asupra tensiunilor remanente și a tehnologiei de reducere a lor prin vibrații. Pe această linie, contribuția autorului este concretizată prin numeroase concluzii deduse atât teoretic cât și experimental, prin practica industrială în importante uzine.

Pentru a evidenția formarea tensiunilor remanente ca urmare a unor solicitări în domeniul plastic s-a introdus un model reologic de corp solid. Se arată că simpla depășire a limitei de curgere macroscopică a unui corp nu implică o relaxare și deci o reducere a tensiunilor remanente, aceasta producându-se numai după revenirea în domeniul elastic. În acest context s-a arătat că în ipoteza curgerii macroscopice, ce se bazează pe rolul determinant al amplitudinii, are loc reducerea tensiunilor remanente fără a mai fi necesare experimentări.

Mecanismele metodelor de detensionare convenționale au fost apoi analizate din punct de vedere fenomenologic pentru a arăta diferența față de detensionarea prin vibrații. Au fost făcute cercetări experimentale în urma cărora s-au comparat rezultatele obținute prin diferite metode de detensionare. De asemenea s-au făcut experiențe asupra unor îmbinări sudate cap la cap din oțeluri diferite, care nu pot fi tratate termic din cauza diferenței dintre coeficienții de dilatare ai componentelor.

Pentru a evidenția modificarea tensiunilor remanente macroscopice și schimbările la nivel microstructural survenite în urma tratamentului cu vibrații, s-au efectuat și măsurători privind modificarea vitezei ultrasunetelor.

Experimental s-a evidențiat faptul că, vibrațiile mecanice produc schimbări ale amortizării interne în piese cu tensiuni remanente, schimbări ce semnifică o redistribuire a acestor tensiuni și o stabilizare structurală a materialului.

Studiul experimental efectuat asupra modificării frecării interne la acțiunea vibrațiilor, a dovedit importanța deosebită ce o are modul de fixare a piesei în timpul tratamentului și rolul mai puțin important al frecvenței și amplitudinii.

Mecanismul reducerii tensiunilor remanente și a deformațiilor cu ajutorul vibrațiilor s-a reevaluat în plus prin prisma teoriei dislocațiilor și a frecării interne. În acest sens, s-a efectuat premergător o analiză privind ipotezele principale admise cu privire la detensionarea prin vibrații. S-a insistat pe ipoteza micilor deformații, ce produc o frecare internă dependentă de frecvență și independentă de amplitudine și care în anumite condiții duce la modificări permanente la nivelul rețelei cristaline. Pentru a sprijini aceste afirmații s-a creat modelul reologic cu

---

ajutorul căruia s-a arătat că, tensiunile remanente de ordin superior pot influența stabilizarea dimensională la scară macroscopică a corpurilor.

\* \*  
\*

Cercetările din lucrarea de față au cuprins aspectele cu privire la posibilitatea reducerii tensiunilor remanente și a deformațiilor din materiale cu ajutorul vibrațiilor. Datorită complexității problemei și a particularităților ce intervin în situațiile concrete ivite în practică, cercetările au necesitat un mare volum de muncă și au urmărit elucidarea tuturor implicațiilor practice, încât metoda să fie imediat aplicată în industrie.

**BIBLIOGRAFIE**

1. Aczel, O., Bozan, C., *Dislocațiile și frecarea internă la metale*, Editura Facla, Timișoara, 1974.
2. Adoyan, G.A., Gercicov, A.M., Gini, E.C., *Cu privire la problema îmbătrânirii prin vibrație a pieselor turnate din fontă* (trad. din lb. rusă), Liteinoe proizvodstvo nr.2, 1964.
3. Adoyan, G.A., s.a., *The Vibratory Stress Relieving of Castings, Machines and Tooling*. Vol.38, Nr.8, 1967, p.18-22.
4. Adoyan, G.A., Gini, E.C., *Spannungen in Gusstücken aus Gusseisen mit Lamellengraphit beim Vibrieren. Izvestia vâșșâh ucebnâh zavedenii. Mașinostranâie*, nr. 11, 1974, p.149-152.
5. Alămoreanu, E., Buzdugan, Gh., Iliescu, N., Mincă, I., Sandu, M., *Îndrumar de calcul în ingineria mecanică*, Editura Tehnică, București, 1996.
6. Andeliç, B., *Otklanjanje ostatnih napetosti vibracionim postupkom, Zavarivanje XIX (1976)*, p. 6-7.
7. Anzuloviç, B., *Usporedba toplinske i vibracione obrade za popuștanje zaostalih napetosti na utrošak energije, Zavarivanje XXIII (1980) 5*, p. 247-253.
8. Atanasiu, N., Drăgan, O., Atanasiu, Z., *Influența ultrasunetelor asupra proprietăților de rezistență ale oțelului carbon (OLT 35) prelucrat prin deformare plastică la rece*, A IV-a Conferință Națională de Acustică, București, 29 mai -5 iunie, 1973, p.117-125.
9. Bauer, F., *Künstliche Alterung von Maschinenteilen, insbesondere Betten von Werkzeugmaschinen*, Das Industrieblatt, nr.5, 1957, p.200-201.
10. Băltănoiu, M., *Considerații asupra detensionării termice și prin vibrații*, Seminarul "Detensionarea prin vibrații", Craiova, 1987, p.101-107.
11. Băltănoiu, M., *Cercetări comparative pe probe de laborator detensionate termic și prin vibrații*, Seminarul "Detensionarea prin vibrații", Craiova, 1987, p.107-115.
12. Băltănoiu, M., *Rezultate obținute pe traversa pivot de la LDE 2100 CP*,



*detensionată termic și prin vibrații*, Seminarul "Detensionarea prin vibrații", Craiova, 1987, p.115-119.

13. Bercea, M., *Cercetări cu privire la posibilitățile de reducere prin vibrații, a tensiunilor remanente din elemente metalice îmbinate prin sudare - Teză de doctorat*, U.T."GH.ASACHI" Iași, Facultatea de mecanică, 1994.

14. Bengus, V.Z., and Smirnov, S.N., *The Effect of Non-uniform Internal Stress Field on Deforming Stress Relaxation*, Mat, Sc. and Eng., Nr.27 (1977), p.73-81.

15. Bengus, V.Z., Komnik, S.N., and Startsev, V.I., *Mechanisms of Relaxation in Solids*, Kaunas Polytechnical Institute, Kaunas, 1974, p.218.

16. Bohățiel, T., Năstase, E., *Defectoscopie ultrasonică fizică și tehnică*, Editura tehnică, București, 1980.

17. Bouhelier, C., Barbarin, P., Deville, J.P., and Miege, B., *"Vibratory Stress Relief of Welded Parts", Mechanical Relaxation of Residual Stresses*, ASTM STP 993, L. Mordfin, Ed., American Society for Testing and Materials, Philadelphia, 1988, p.58-71.

18. Braumgart, A., *Entspannen von Graugussteilen*, Der Maschinenbau, Nr.6 (1957), H7, p.215-216.

19. Brîndeu, L., *Vibrații. Mecanică analitică. Vibrații mecanice*, Litografia IPTV Timișoara, 1978.

20. Brîndeu, L., Drăgulescu, D., *Betrachtungen zur spannungsänderung bei entspannungsvorgängen*, Lucrările simpozionului "Perfecționarea construcției mașinilor agricole, a tractoarelor și a tehnologiilor de exploatare și reparare a acestora", Timișoara, 7-8 decembrie 1984, p.9-16.

21. Brîndeu, L., Drăgulescu, D., *Considerații privind evaluarea reducerii prin vibrații a tensiunilor remanente*, Studii și cercetări de mecanică aplicată, tomul 47, nr.4.p.317-323, Editura Academiei Române, București, 1988.

22. Brîndeu, L., Drăgulescu, D., *Influența vibrațiilor asupra tensiunilor din materiale*, A XI-a Sesiune de Comunicări Științifice și Referate. Institutul de Marină " Mircea cel Bătrân " Constanța, 1988, p.75-80.

23. Brîndeu, L., Drăgulescu, D., Angheliescu, V., Angheliescu, R., *La*

*determination de la deformation elastico-plastique maximum sans l'action des vibrations*, Proc. of the VI-th Conf. on Vibration in Mechanical Engineering. Vol. I Timișoara, 1-3 dec. 1988, p.163-168.

24. Brîndeu, L., Crivacucea, O., *Formarea tensiunilor remanente și posibilitatea reducerii lor prin vibrare*, Sesiunea de Comunicări Științifice "Tehnologii și echipamente tehnologice industriale", Hunedoara, 5-6 noiembrie 1992.

25. Brîndeu, L., Drăgulescu, D., Cioară, T., *Comportarea structurilor sudate supuse vibrațiilor (manuscris)*.

26. Brîndeu, L., Drăgulescu, D., *Sur l'efficacité de l'application des vibrations dans les processus de détente*. Proc. of the VI-th Cons. on Vibration in Mechanical Engineering. Vol. III, Timișoara, 1-3 dec.1988, p.195-198.

27. Brîndeu, L., Bereteu, L., *Rheologische Modelle des Festkörpers gestört durch Schwingungen*, Proc. of the VI-th Conf. on Vibration in Mechanical Engineering. Vol.III, Timișoara 1-3 dec.1988, p. 61-66.

28. Brîndeu, L., Drăgulescu, D., Bereteu, L., *Studiul vibrodetensionării corpurilor cu proprietăți plastice și revenire elastică*, Simpozionul de Tehnologii și Echipamente Moderne de Utilizare a Vibrațiilor în Tehnică - Vibrotehnica. Cluj - Napoca, 26-27 oct. 1989.

29. Brîndeu, L., Stîngu, E., *Tensiuni remanente și reducerea lor prin vibrații*, Sesiunea de Comunicări Tehnico-Științifică "ALMA MATER", Reșița, 1991.

30. Brîndeu, L., Stîngu, E., *Asupra factorilor ce duc la reducerea tensiunilor remanente prin îmbătrânire naturală*, Analele Universității "Eftimie Murgu" Reșița, Fascicula I, Anul IV, Nr.1, Editura Eftimie Murgu Reșița, 1997, p.54-61.

31. Brîndeu, L., Crivacucea, O., Drăgulescu, D., *Acțiunea solicitărilor variabile asupra tensiunilor remanente*, Gazeta Tehnico-Științifică UCM-Reșița-Facultatea de Inginerie Reșița, Nr.1, 1992.

32. Bruce, B., *Precise control of vibratory stress relief*, Poolinght & Production, nov., 1983, p.64-66.

33. Buzdugan, G., *Rezistența materialelor*, Editura Tehnică, București, 1980.

- 
34. Buzdugan, G., *Izolarea antivibratorie a mașinilor*, Editura Academiei Române, București, 1980.
35. Buzdugan, G., Mihăilescu, M., Radeș, M., *Măsurarea vibrațiilor*, Editura Academiei Române, București, 1979.
36. Buzdugan, G., Mihăilescu, M., Radeș, M., *Physical signification and measurement methods of the dynamic modulus of elasticity*, Proc. 9th Yugoslav Congress on Applied Mechanics, Split, 3-8 June 1968.
37. Bühler, R., *Investigations in to the reductions of residual welding stresses by alternating stress test on mechanical vibration*, Doc. I.I.W.-I.I.S.-X-336-64.
38. Cernat, C., Ripianu, A., Chiliban, M., Dumitrașcu, D., *Contribuții privind definirea forțelor de frecare internă ce generează efectul de amortizare histeretică*, A VII-a Conferință de Vibrații Mecanice, vol.I, Timișoara 1993, p.113-120.
39. Costache, P., s.a., *Instalație de stabilizare dimensională a pieselor și structurilor metalice prin vibrații comandată cu microprocesor*, Seminarul "Detensionarea prin vibrații", Craiova, 1987, p.121-129.
40. Crețu, A., ș.a., *Considerații asupra stărilor de tensiune din elementele sudate. Origini, punere în evidență, evaluare*, Al VI-lea simpozion național de tensometrie și înecarea materialelor, vol I, 24-24, sept. Craiova, 1992, p.20-25.
41. Criceotoiu, E., *Principiile teoretice ale detensionării prin vibrații*, Seminarul detensionarea prin vibrații, Craiova, 1987, p.95-101.
42. Crudu, I., Palaghian, L., Gheorghieș, C., *Evoluția stării de tensiuni la oțelurile carbon încercate la oboseală în medii corozive*, Al III-lea simpozion național de tensometrie și înecarea materialelor, 28 sept.-1 oct, Timișoara 1983, p.187-192.
43. Crudu, I., Palaghian, L., Gheorghieș, C., *Structural modifications in the superficial layer of metallic material in wear and fatigue proces*, Proceeding of the International Tribology Conference, Nagoya, 1990, p.214-217.
44. Cristescu, N., Suliciu, I., *Viscoplasticitate, Mecanică teoretică și aplicată*, Editura Tehnică, București, 1976.

45. Cioară, T., Coste, V., Nicolescu, C., *Instalație pentru stabilizare dimensională prin vibrații mecanice*, Brevet R.S.R., nr.88643.

46. Ciobanu, O., *Procedeu automat de detensionare prin vibrare a corpurilor metalice*, Seminarul "Detensionarea prin vibrații", Craiova, 1987, p.167-171.

47. Cioclov, D., *Mecanica ruperii materialelor*, Editura Academiei Române, București, 1977.

48. Claxton, W., Saunders, M., Doc IIW-IIS-X-846-77.

49. Claxton, R.A., *Vibratory Stress Relieving-Part I: Theory*, Verifact, Vol. 10, Nr.1, February 1983.

50. Cudinov, P., *Folosirea tratării cu impulsuri electro-hidraulice pentru reducerea tensiunilor remanente din structurile sudate*, (traducere din lb. rusă), *Avtomaticeskaio Svorka* nr.1, 1977, p.43-44.

51. Darie, S., Chioreanu, R., Vădean, I., *Instalație pentru detensionarea prin vibrații a pieselor turnate și sudate*, Seminarul "Detensionarea prin vibrații", Craiova, 1987, p.145-153.

52. Dawson, R., *Residual stress relief by vibration*, Ph.Dr.Thesis, Liverpool, dec. 1975.

53. Dawson, R., Moffat, D.G., *Vibratory stress relief. A fundamental study of its effectiveness*, J. of Eng.Mat. and Tech. april 1980, vol.102, p.169-176.

54. Deutsch, I., *Rezistența materialelor*, Editura didactică și pedagogică, București, 1979.

55. Drimer, D., Ionescu, S., Arsene, D., *Cercetări privind stabilizarea dimensională prin vibrații a pieselor turnate din fontă*, Seminarul "Detensionarea prin vibrații", Craiova, 1987, p.81-87.

56. Drăgulescu, D., Brîndeu, L., *Consideration sur le comportement dynamique des dislocation en structures cristallines*, Seminarul de mecanică, Timișoara, 1987, p.1-24.

57. Drăgulescu, D., Brîndeu, L., *Asupra ecuațiilor de bază ale deformării metalelor*, A XI-a Sesiune de Comunicări Științifice și Referate. Institutul de marină "Mircea cel Bătrîn" Constanța, 1988, p.71-74.

- 
58. Drăgulescu, D., Brîndeu, L., *Câteva considerații asupra ecuațiilor de mișcare a dislocațiilor în medii elastice*, Metalurgia. XL, Nr.9, 1988, p.468-469.
59. Drăgulescu, D., Brîndeu, L., *Considerații asupra relaxării structurilor metalice prin deplasarea dislocațiilor*, Metalurgia. Anul XLI, Nr.8. 1989, p.373-375.
60. Drăgulescu, D., Brîndeu, L., *Considerații asupra procesului de relaxare a structurilor sudate prin vibrație mecanică*, Metalurgia. XLII, Nr.9-12, 1990, p.475-477.
61. Drăgulescu, D., Brîndeu, L., Crivacucea, O., *Asupra dependenței  $\sigma$ - $\varepsilon$  la viteze diferite de deformare*, Sesiunea de Comunicări Tehnico-Științifice, "ALMA-MATER" , Reșița, 1991, p.207-213.
62. Drăgulescu, D., Brîndeu, L., Crivacucea, O., *Comportarea plastică a materialelor și acțiunea vibrațiilor asupra corpului elasto-plastic*, Sesiunea de Comunicări Tehnico-Științifice, "ALMA-MATER" , Reșița, 1991, p.109-116.
63. Drăgulescu, D., Brîndeu, L., Popescu, M., Crivacucea, O., *Dislocation, cause of stress relaxation in metals*, Comunicări Tehnico-Științifice, Reșița, 22-23 octombrie 1993, p.66-69.
64. Flavenot, J.F., and Skalli, N., *Effects of Grinding Conditions on Fatigue Behavior of 42CD4 Grade Steel; Comparison of Different Fatigue Criteria Incorporating Residual Stresses*, ASTM STP 993, L. Mordfin, Ed., American Society for Testing and Materials, Philadelphia, 1988, p.91-111.
65. Gafițanu, M., Bercea, M., *Considerații privind stadiul actual al cercetărilor în domeniul stabilizării tensiunilor remanente prin vibrații*, Seminarul "Detensionarea prin vibrații", Craiova, 1987, p.21-79.
66. Gâdea, S., Petrescu, M., *Metalurgie fizică și studiul metalelor*, vol 1, Editura Didactică și Pedagogică, București, 1979.
67. Gâdea, S., Petrescu, M., *Metalurgie fizică și studiul metalelor*, vol.3, Editura Didactică și Pedagogică, București, 1983.
68. Geru, N., *Teoria structurală a proprietăților metalelor*, Editura Didactică și Pedagogică, București, 1980.
69. Geru, N., *Metalurgie fizică*, Editura Didactică și Pedagogică, București, 1981.

70. Gheorghieș, C., Scarpete, D., *Relații de interdependență între macro și micro-tensiuni în cazul solicitării de tracțiune*, Al V-lea simpozion național de tensometrie, vol III, p.73-77, 20-23 sept. 1989.

71. Gnirss, G., *Les vibrations et la relaxation des contraintes par vibration. Historique, Théorie et applications pratiques*. Dans "Le soudage dans le Monde" vol.26.Nr.11/12, p. 285-291, 1988.

72. Granato, A., Lucke, K.S., *Theorie of mechanical damping due to dislocations*, J. Appl. Phys., nr.27, 1966.

73. Grimvall, G., Kubat, J., and Rigdahl, M., *A Theory of Stress Relaxation*, Mat, Sc. and Eng., 27 (1977) p.45-47.

74. Grosscreutz, J.C., J.Appl.Phys.33, 1787, 1962.

75. Guscia, O.J., *Măsurarea tensiunilor remanente cu ajutorul ultrasunetelor*, (traducere din limba rusă), Rev. Sudare, tăiere, lipire, nr.5, 1969.

76. Harris, M., Cyril, C., Charles, E., *Șocuri și vibrații, vol. I, II, III*, Editura tehnică, București, 1964.

77. Ispas, S., Nica, A., Morțun, A., *Mecanica materialelor pentru construcțiile aerospațiale*, Editura Academiei RSR, București, 1978.

78. Jhansale, H.R., Topper, T.H., *Engineering analysis of the inelastic stress response of a structural metal under variable cyclic strains. In Cyclic Stress Strain Behavior: Analysis, Experimentation and Failure Prediction*, Am. Soc. Test. Mater. Spec. Tech. Publ., 519 (1973) 246-270.

79. Juncu, M., s.a., *Instalație de stabilizare dimensională a pieselor și structurilor metalice prin vibrații, cu afișaj numeric*, Seminarul "Detensionarea prin vibrații", Craiova, 1987, p.129-139.

80. Kec, W., *Elasticitate și vâscoelasticitate*, Mecanică teoretică și aplicată, Editura Tehnică, București, 1986.

81. Klepp, H., Brindeu, L., Silaș, Gh., s.a., *Influența coeficientului de asimetrie asupra eficacității detensionării prin solicitări oscilante a pieselor sudate*, Lucrări tehnico științifice. Vibrații mecanice, Timișoara, 13-15 mai, 1977, p.105-109.

82. Kuo, H.K., *Changes in Residual Stress, Domain Size and Microstrain*

*During the Fatigue of AISI 1008 Steel*, Mat, Sc. and Eng., 61 (1983) p.127-136.

83. Lammert, F., *Detensionarea prin vibrare*, Universitatea "Aurel Vlaicu" Arad, 1992.

84. Lu, J., Flavenot, J.F., and Turbat, A., *Prediction of Residual Stress Relaxation During Fatigue*, ASTM STP 993, L. Mordfin, Ed., American Societz for Testing and Materials. Philadelphia, 1988, p.75-90.

85. Lemaitre, J., Charbuche, J.L, *Mecanique des materiaux solides*, Dunod 1985, Paris.

86. Lemaitre, J., *Influence de l'endommagement de fatigue sur les caracteristues de rezistences des materiaux*, Rech.Aerosp.no.5., 1970,sept.,oct.

87. Lieurade, H.P., *Les effets es contraintes résiduelles et du raport  $R = \sigma_{min}/\sigma_{max}$  sur la résistance a la fatigue des éléments soudés*. Dans "Le Soudage dans le Monde".Vol.26,Nr.7/8, p.159-187, 1988.

88. Lupu, V., *Asupra posibilităților se aplicare a vibrațiilor pentru detensionarea structurilor sudate navale*, Seminarul "Detensionarea prin vibrații", Craiova, 1987, p.171-175.

89. Masubuchi, K., *Analysis of Welded Structures*, Massachusetts Institute of Technology, Pergamon Press, 1980.

90. Mangra, M., *Contribuții aduse la determinarea tensiunilor interne prin difracție cu raze X*, Al VI-lea simpozion național de tensometrie și încercarea materialelor, vol II, 24-25 sept. 1992, p.826-832.

91. Mateiu, H., *Rezistența materialelor la sollicitari termo-mecanice*, Buletin de Informare Documentare, ISIM Timisoara, 1993.

92. Mantea, Ș., Dulămiță, T., *Teoria și practica tratamentelor termice*, Editura tehnică, București, 1966.

93. Matsuka, K., s.a., *Influence of Residual Stress an Fatigue Strength of Non-Load-Carryng Fillet Welded Joints*, vol. 24, nr.1, "Trans JWS".,1993.

94. McClinton, M., Cohen, J.B., *Changes in Residual Stress during the Tension Fatigue of Normalized and Peened SAE 1040 Steel*, Mat. Sc. and Eng., 56(1982), p.259-263.

- 
95. Merin, D., Olenin, V., *Reducerea tensiunilor remanente cu ajutorul impulsurilor electro-hidraulice*, Svarocinoe Proizvodato nr.1, 1981, p.2-3.
96. Mikloși, V., ș.a., *Bazele proeselor de sudare*, Editura didactică și pedagogică, București, 1982.
97. Mitelea, I., *Studiul metalelor*, Litografia I.P.T.V.Timișoara, 1983.
98. Mitelea, I., Budău, V., *Materiale si tratamente termice pentru structuri sudate*, Editura de Vest, 1992.
99. Mocanu, D.R., Buga, M., Georgescu, C., *Determinarea experimentală a eforturilor unitare*, Editura transporturilor și telecomunicațiilor, 1966.
100. Mocanu, D.R., ș.a., *Analiza experimentală a tensiunilor*, vol. I, Editura tehnică, București, 1976.
101. Mocanu, D.R., ș.a., *Analiza experimentală a tensiunilor*, vol. II, Editura tehnică, București, 1977.
102. Morrow, J., Sinclair, G.M., *Cycle dependet stress relaxion*, In Symp. on Basic Mechaisms in Fatigue, Am. Soc. Test. Mater. Spec. Tech. Publ., 237(1959) p.83-109
103. Myrka, J., Doc. IIW-IIS-X-387-66.
104. Myrka, J., Doc. IIW-IIS-X-857-77..
105. Neerfeld H., Möller H., *Zur Frage des Sspannungsabbaues durch Schwingungsbeanspruchung*. Arch.f.d.Eisenhüttenwessen, 20 (1949), H 5/6, p.205-206.
106. Ohol, R.D.,Nagendra Kumar, B.V., and Noras, R.A., *Measurementof Vibration-Induced Stress Relief in the Heavy Fabrication Industry*, ASTM STP 993, L. Mordfin, Ed., American Societz for Testing and Materials, Philadelphia, 1988, p.45-57.
107. Palaghian, L., Gheorghieș, C., *Influența câmpului magnetic asupra procesului de inițiere a fisurii de oboseală*, Al V-lea simpozion național de tensometrie și încercarea materialelor, Vol III, 20 -23 ept. 1989, p.139-142.
108. Palaghian, L., Gheorghieș, C., *Unele aspecte privind stabilizarea stării structurale a stratului superficial la solicitările de oboseală*, Al VI-lea simpozion național de tensometrie și încercarea materialelor, vol II, 24-25 sept., Craiova,



---

1992, p.444-447.

109. Păstrăv, I., ș.a., *Evaluarea și ameliorarea stărilor de tensiuni remanente din elemente sudate*, Al VI-lea simpozion național de tensometrie și încercarea materialelor, vol II, 24-25 sept., Craiova, 1992, p.70-76.

110. Popovici, V., ș.a., *Ghidul lucrărilor de sudare, tăiere, lipie*, Scrisul românesc, Craiova, 1984.

111. Posea, N., Florian, V., Talle, V., Tocaci, E., *Mecanică aplicată pentru ingineri*, Editura tehnică, București, 1984.

112. Preininger, D., *Analytic Solution for Linear Dislocation Arrays in an Arbitrary Stress Field*, Mat. Sc. and Eng., 21 (1975), p.77-91.

113. McClinton, M., Cohen, J.B., *Changes in Residual Stress during the Tension Fatigue of Normalized and Peened SAE 1040 Steel*, Mat. Sc. and Eng., 56(1982) 259-263.

114. Safta, V., *Defectosopia cu ultrasunete a îmbinărilor sudate*, SID97-1990.

115. Sagalevici, V.M., *Metodâ ustranenia svarocinâh deformații i napriajenii*, Mașinostranie, Moskva, 1974, p.248.

116. Sagalevici, V.M., *Înlăturarea deformațiilor remanente și a tensiunilor datorate sudării din construcțiile din tablă, prin vibrații*. Svarocinoe Proizvodsto 1970, nr.9,p.1-4.

117. Sagalevici, V.M.,...Doc. IIW-IIS-X-1020-82.

118. Schlagel, A., *Measurement of Modules of Elasticity and loss Factor for solid Materials*, B&K, Tehnical Review, oct.1987.

119. Sestopalov, L.M., *Deformirovanie metalovi volnî plasticinosti v nih*, Izd. Akad. Nauk, SSSR, Moskva-Leningrad, 1958.

120. Silaș, Gh., Cioara, T., *Consideratii privind raspunsul dinamic al structurii in timpul procesului de stabilizare dimensionala prin vibratii*, Seminarul "Detensionarea prin vibratii", Craiova, 1987, p.73-79.

121. Silaș, Gh., Klepp, H., Brîndeu, L., Orgovici, I., Cioară, T., Hegedus, A., *Asupra detensionarii prin vibratii a unor piese turnate din fonta si subansambluri sudate*, *Lucrări tehnico științifice.Vibrații mecanice*, "Cintarea Romaniei",

---

Timisoara, 13-15 mai 1977, p.97-104.

122. Silaş, Gh., Cioară, T., Brîndeu, L., Nicolescu, C., *Metodă și instalație pentru stabilizarea dimensională a structurilor sudate și turnate cu ajutorul vibrațiilor mecanice*, Lucrările celei de a -II-a conferințe de "Vibrații în Construcții de Mașini" Timișoara, 24-25 noiembrie 1978, p.425-435.

123. Silaş, Gh., Klepp, H., Brîndeu, L., *Asupra stabilizării Formei la piese sudate sub acțiunea unor solicitări oscilante*, Bul. Șt. Tehnic al Institutului Politehnic Timișoara, Seria Mecanică, Tom 23(37), Fascicola I, 1978, p.13-14.

124. Skorupa, M., *Fatigue Life Prediction of Cruciform Joints Failing at the Weld* Two stage model makes prediction of fatigue life more accurate, vol.71, nr.8, 1992.

125. Sonea, I., *Influența parametrilor acustici asupra caracteristicilor mecanice ale oțelurilor slab aliate sudate în câmp vibrat*, A IV-a Conferință Națională de Acustică, București, 29 mai - 5 iunie, 1973, p.101-107.

126. Stîngu, E., Crivacucea, O., Klemens, W., *Stabilizarea dimensională prin vibrații a pieselor sudate. Aplicații industriale*, Gazeta tehnico-stiintifică a U.C.M.Reșița și F.I.Reșița, nr.2 din 1993.

127. Stîngu, E., *Considerații asupra tensiunilor remanente în îmbinările sudate*, A -II- a Sesiune de comunicări științifice a Universității "Aurel Vlaicu" Arad, 5-6 mai, 1994, p. 72-80.

128. Stîngu, E., *Tensiuni și deformații în ansamblurile sudate. Posibilități și metode de măsurare*, Referat 1, Timișoara, 1994.

129. Stîngu, E., *Influența vibrațiilor asupra tensiunilor remanente din materiale. Mecanismul detensionării prin vibrații*, Referat 2, Timișoara, 1995.

130. Stîngu, E., *Considerații asupra mecanismului producerii tensiunilor remanente*, Analele Universității "Eftimie Murgu", Sesiune jubiliară, Fascicola II, 25-26 octombrie 1996, p.129-134.

131. Stîngu, E., *Asupra factorilor și mecanismului ce produc reducerea tensiunilor remanente în cazul recoacerii pentru detensionare*, Analele Universității "Eftimie Murgu" Reșița, Fascicula I, Anul IV, Nr.1, Editura Eftimie Murgu Reșița, 1997 p.159-164.

132. Șarlău, C., ș.a., *Proiectarea mașinilor, utilajelor și construcțiilor sudate*, IPTV Timișoara, 1982.
133. Tapalagă, I., Berce, P., Achimaș, G., *Extrudarea metalelor la rece*, Editura Dacia, Cluj-Napoca, 1986.
134. Thompson, L., *Method and apparatus for stresses relieving a workpiece by vibration*, Brevet U.S.A. nr.3622.40., din 09.febr.1969.
135. Vaicum, A., *Studiul reologic al corpurilor solide*, Editura Academiei Române, Bucuresti, 1978.
136. Voinea, R., Voiculescu, D., Simion, F.P., *Introducere în mecanica solidului cu aplicații în inginerie*, Ed. Academiei Române, București, 1989, p.11-51.
137. Voinea, R., Voiculescu, D., Ceaușu, V., *Mecanica*, Editura Didactică și Pedagogică, București, 1983.
138. Weiss, B., Baker, G.S., Das Gupta, R.D., *Vibrational Residual Stress Relief in a Plain Carbon Steel Weldment*, *Welding Journal*, February 1976, p.47-54.
139. Wozney, G.P., Crawmer, G.R., *An Investigation of Vibrational Stress Relief in Steel*, *Welding Journal*, Vol.47, Nr.9, September 1968, p.411-418.
140. Zubchenko, O.I., Gruzd, A.A., Torekhov, G., Sostin, A.G., *Vibrating Loads used for Relieving the Residual Stresses in Welded Frames*, *Automatic Welding* Vol.27, Nr.9, 1974, p.59-72.
141. \*\*\* Stress Relief Engineering Co., *"Formula 62" for stress relieving metals, (prospect)*.
142. \*\*\* *Vibrațiile și relaxarea tensiunilor prin vibrație*, I.D.S., nr.153-157, O.I.D., 1989.
143. \*\*\* VSR Martin Engineering, *Application news, (prospect)*, 1982.
144. \*\*\* *Instalația de stabilizare prin vibrații cu afișaj numeric*, prospect, ICSITMTAE Craiova, (prospect) 1988.
145. \*\*\* Brevet S.U.A. nr.3677831-1972.
146. \*\*\* *Measurement of the Complex Modulus of Elasticity: A Brief Survey*, Brüel & Kjaer Application Note 13-099.
147. \*\*\* ASTM E837-85.

# ***ANEXA 1***

*Fig. A1.1. - A1.6.*

*Tab. A1.1. - A1.10.*

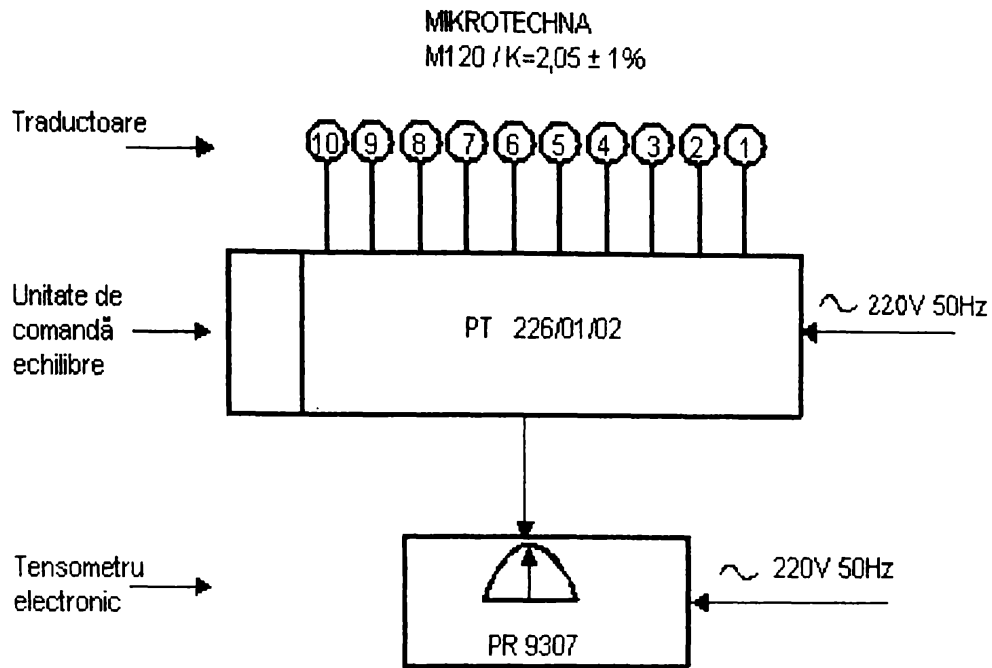


Fig.A1.1.Schema bloc de măsurare a deformațiilor la probele 1 și 2

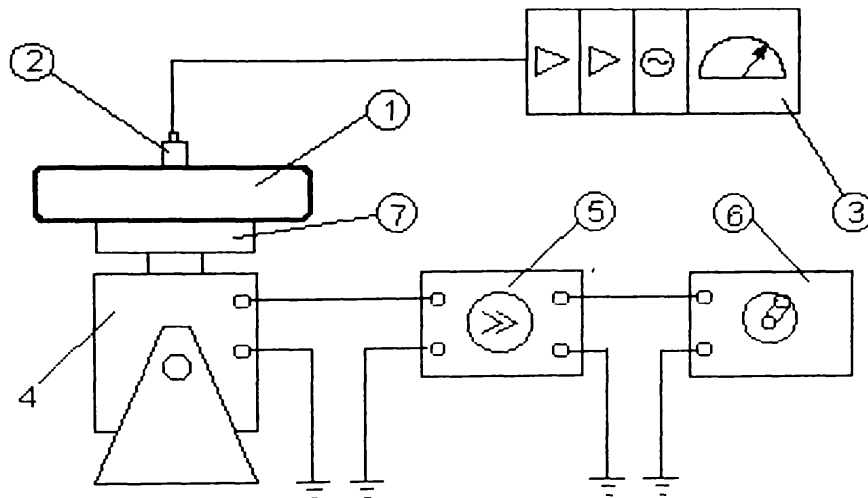


Fig.A1.2.Schema bloc a instalației pentru vibrarea pieselor în suport la probele 1 și 2

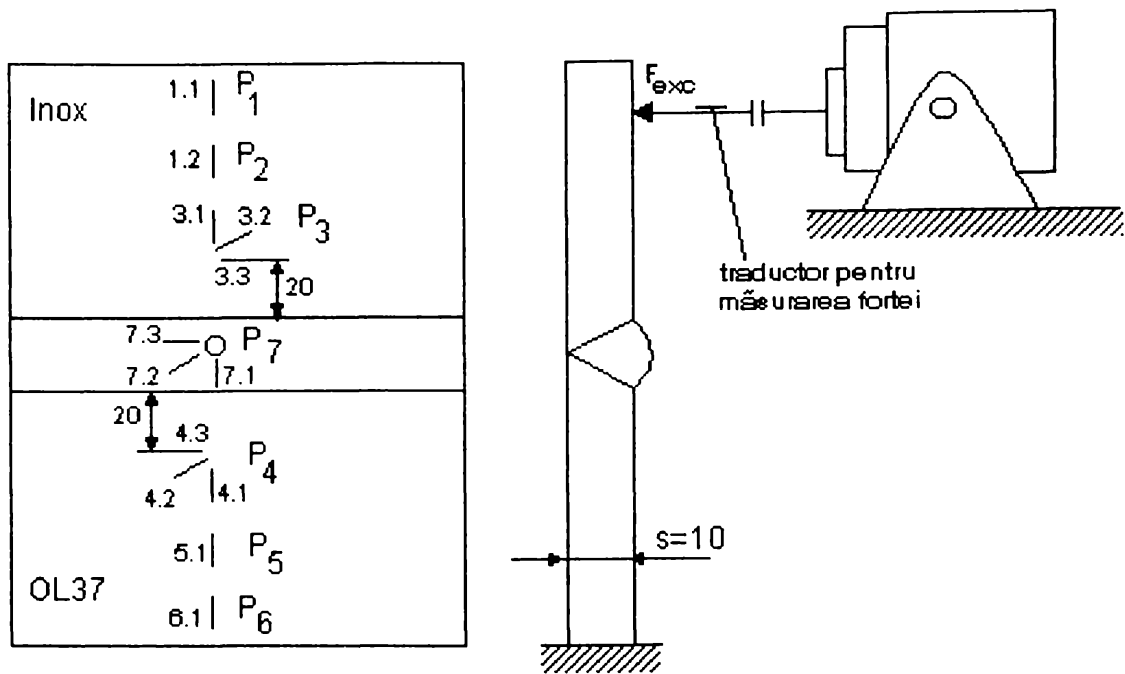


Fig.A1.3. Amplasarea timbrelor tensometrice la probele 1 și 2 și modul de acționare al vibrațiilor la proba 2, când placa a fost încastrată

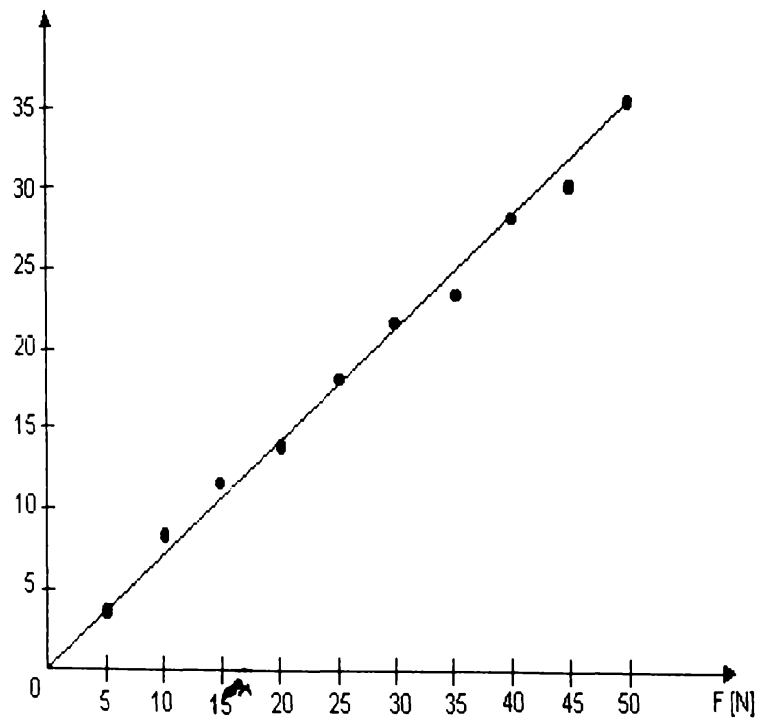


Fig.A1.4. Evoluția săgeții  $s$  în funcție de forța de excitație

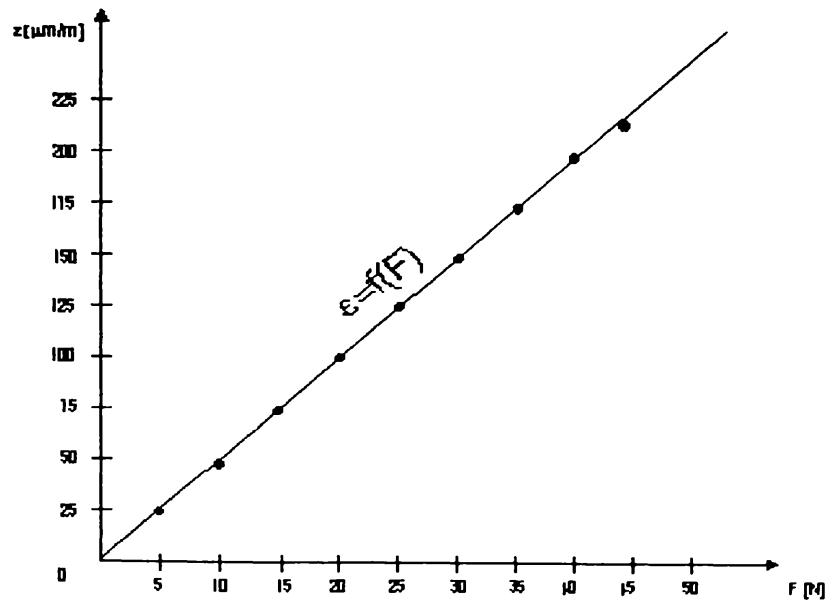


Fig.A1.5. Diagrama de etalonare pentru forța de excitație

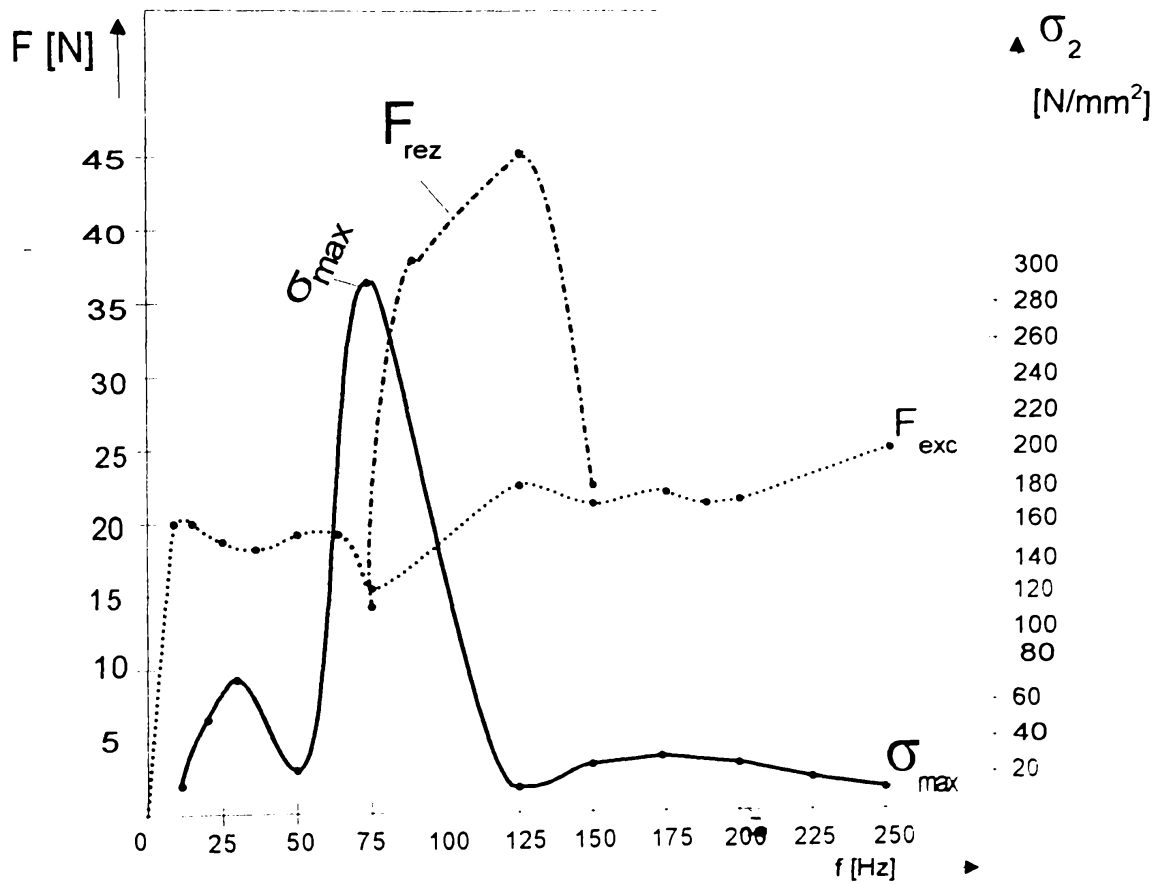


Fig.A1.6. Evoluția forței de excitație și a tensiunii în funcție de frecvență

Tabelul A1.1

Deformații după o oră după sudare la proba 1

Nr. crt	Pct. mäs.	Tim-bru tens	Deformații [ $\mu\text{m}/\text{m}$ ]			Media deformațiilor [ $\mu\text{m}/\text{m}$ ]	Deformații corectate [ $\mu\text{m}/\text{m}$ ]	Observații
			$\varepsilon_I$	$\varepsilon_{II}$	$\varepsilon_{III}$			
1	1	1.1	-230	-230	-230	-230,000	-223,300	Deformații măsurate la 1 oră de la sudare
2	2	2.1	-100	-105	-92	-99,000	-96,116	
3	3	3.1	560	565	560	561,666	532,384	
4		3.2	1200	1100	1100	113,333	1074,249	
5		3.3	1840	1850	1890	1860,000	1763,032	
6	4	4.1	1840	1850	1850	1846,666	1750,394	
7		4.2	1400	1350	1280	1343,333	1273,301	
8		4.3	1700	1680	1680	1686,666	1598,735	
9	5	5.1	-470	-490	-440	-466,666	-453,073	
10	6	6.1	-330	-335	-337	-334,666	-324,981	

$$\varepsilon_{rel} = \varepsilon_{citt} \cdot k_a / k_T$$

Tabelul A1.2

Deformații după trei ore de la sudare la proba 1

Nr. crt	Pct. mäs.	Tim-bru tens	Deformații [ $\mu\text{m}/\text{m}$ ]			Media deformațiilor [ $\mu\text{m}/\text{m}$ ]	Deformații corectate [ $\mu\text{m}/\text{m}$ ]	Observații
			$\varepsilon_I$	$\varepsilon_{II}$	$\varepsilon_{III}$			
1	1	1.1	-235	-230	-235	-233,333	-226,536	Deformații măsurate la 3 ore de la sudare
2	2	2.1	-100	-105	-110	-105,000	-101,941	
3	3	3.1	565	568	565	566,000	549,514	
4		3.2	1210	1115	1120	1148,333	1114,886	
5		3.3	1845	1850	1890	1861,666	1807,442	
6	4	4.1	1845	1850	1850	1848,333	1794,497	
7		4.2	1400	1350	1290	1346,666	1307,442	
8		4.3	1700	1685	1690	1691,666	1642,394	
9	5	5.1	-475	-490	-445	-470,000	-456,310	
10	6	6.1	-330	-335	-330	-331,666	-322,005	

$$\varepsilon_{rel} = \varepsilon_{citt} \cdot k_a / k_T$$

Tabelul A1.3

Deformații după șaptesprezece ore de la sudare la proba 1

Nr. crt	Pct. mäs.	Tim-bru tens	Deformații [ $\mu\text{m}/\text{m}$ ]			Media deformațiilor [ $\mu\text{m}/\text{m}$ ]	Deformații corectate [ $\mu\text{m}/\text{m}$ ]	Observații
			$\varepsilon_I$	$\varepsilon_{II}$	$\varepsilon_{III}$			
1	1	1.1	-235	-230	-235	-233,333	-226,536	Deformații măsurate la 17 ore de la sudare
2	2	2.1	-110	-115	-110	-111,666	-108,413	
3	3	3.1	540	545	540	541,666	515,872	
4		3.2	1050	1010	1000	1033,333	984,126	
5		3.3	1900	1910	1900	1903,333	1812,697	
6	4	4.1	1850	1860	1870	1860,000	1771,428	
7		4.2	1375	1400	1375	1383,333	1317,459	
8		4.3	1700	1705	1700	1701,666	1620,634	
9	5	5.1	-455	-455	-460	-456,666	-443,365	
10	6	6.1	-330	-33	-334	-333,333	-323,624	

$$\varepsilon_{rel} = \varepsilon_{citt} \cdot k_a / k_T$$



Tabelul A1.4

## Deformații după 24 ore de la sudare la proba 1

Nr. crt.	Pct. măs.	Timbru tens	Deformații [ $\mu\text{m}/\text{m}$ ]			Media deformațiilor [ $\mu\text{m}/\text{m}$ ]	Deformații corectate [ $\mu\text{m}/\text{m}$ ]	Observații
			$\varepsilon_I$	$\varepsilon_{II}$	$\varepsilon_{III}$			
1	1	1.1	-250	-245	-255	-250,000	-242,718	Deformații măsurate la 24 ore de la sudare
2	2	2.1	-110	-115	-120	-115,000	-111,650	
3	3	3.1	530	535	540	535,000	519,417	
4		3.2	1000	1100	1200	1100,000	1067,961	
5		3.3	1900	1895	1915	1903,000	1847,572	
6	4	4.1	1850	1855	1850	1851,666	1797,733	
7		4.2	1300	1350	1390	1346,666	1307,442	
8		4.3	1700	1690	1715	1701,666	1652,102	
9	5	5.1	-470	-475	-490	-478,333	-464,400	
10	6	6.1	-330	-335	-330	-331,666	-322,005	

$$\varepsilon_{rel} = \varepsilon_{citt} \cdot k_a / k_T$$

Tabelul A1.5

## Deformații remanente măsurate în punctul 7 după 24 de ore de la sudare

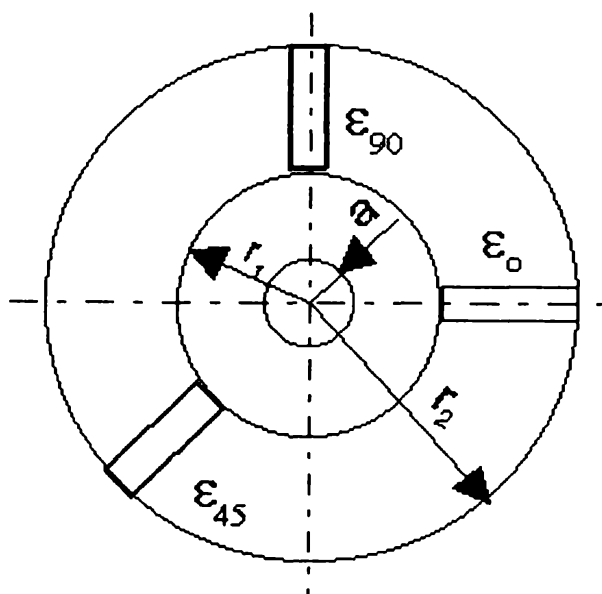
Punct măs.	Interval de timp între măs.	Deformație măsurată [ $\mu\text{m}/\text{m}$ ]	Deformație corectată [ $\mu\text{m}/\text{m}$ ]	Media deform. [ $\mu\text{m}/\text{m}$ ]	Observații
7	24 de ore de la sudare	$\varepsilon_1=470$	$\varepsilon_1=598,726$	$\varepsilon'_0=596,602$	-Burghiu $\phi 5$ -Gaură străpunsă -Turație 2900 rot/min
		$\varepsilon_2=425$	$\varepsilon_2=541,401$		
		$\varepsilon_3=-400$	$\varepsilon_3=-509,554$		
	25 de ore de la sudare	$\varepsilon_1=475$	$\varepsilon_1=605,095$	$\varepsilon'_{45}=539,277$	
		$\varepsilon_2=430$	$\varepsilon_2=547,770$		
		$\varepsilon_3=-425$	$\varepsilon_3=-541,401$		
	26 de ore de la sudare	$\varepsilon_1=460$	$\varepsilon_1=585,987$	$\varepsilon'_{90}=-528,662$	
		$\varepsilon_2=415$	$\varepsilon_2=528,662$		
		$\varepsilon_3=-420$	$\varepsilon_3=-535,031$		

Tabelul A1.6

## Tensiuni produse datorită procesului de sudare la proba 1

Punct măs.	Așezare timbru	Tensiune [ $\text{N}/\text{mm}^2$ ]				$\varphi_{\max}$ [°]	Obs.	
		$\sigma_{\text{ma}}$	$\sigma_{\text{min}}$	$\sigma_{\text{ech}}$	$\tau_{\text{max}}$			
1	$\perp$ pe cusătură	-50,1				$4^{\circ}56'41''$	Măsurători efectuate la 24 de ore de după sudare	
2		-23,4						
3	rozete lipite	347,0	129,3	303,7	108,9			
4	înainte de sudare	534,2	397,3	480,6	68,5			$-39^{\circ}39'16''$
5	$\perp$ pe cusătură	-97,5						
6		-67,6						
7	rozetă	433,6	-558,7	861,7	-			$20^{\circ}57'48''$

**Precizări cu privire la calculul tensiunilor remanente calculate cu metoda  
Mathar în punctul 7 conform ASTM E 837-85**



a - raza găurii;

$r_1$  - raza cercului care este tangent la partea inferioară a grilei traductoarelor;

$r_2$  - raza cercului care este tangent la partea superioară a rețelei traductoarelor.

$a=2,5$  mm;  $r_1=7,5$  mm;  $r_2=9,5$  mm;

$\mu=0,3$ ;  $E = 2,1 \cdot 10^5$  N/mm<sup>2</sup>;

$\varepsilon'_0 = 596,602$ ;  $\varepsilon'_{45} = 596,277$ ;

$\varepsilon'_{90} = 528,622$   $\mu\text{m/m}$ ;

**Relații de calcul**

$$\varepsilon_0 = L \cdot \varepsilon'_0 + M(\varepsilon'_{90} + \varepsilon'_0);$$

$$\varepsilon_{45} = L \cdot \varepsilon'_{45} + M(\varepsilon'_{90} + \varepsilon'_0);$$

$$\varepsilon_{90} = L \cdot \varepsilon'_{90} + M(\varepsilon'_{90} + \varepsilon'_0);$$

$$L = \frac{B}{B'}; \quad M = \frac{A \cdot B' - A' \cdot B}{2 \cdot A' \cdot B'}; \quad A = \frac{1 - \mu}{2}; \quad B = \frac{1 + \mu}{2};$$

$$A' = -\frac{1 + \mu}{2} \cdot \frac{a^2}{r_1 \cdot r_2}; \quad B' = \frac{2 \cdot a^2}{r_1 \cdot r_2} \left[ -1 + \frac{1 + \mu}{4} \cdot \frac{r_1^2 + r_1 \cdot r_2 + r_2^2}{r_1^2 \cdot r_2^2} \cdot a^2 \right];$$

$$\sigma_{\max, \min} = \frac{E}{2} \cdot \frac{\varepsilon_0 + \varepsilon_{90}}{1 - \mu} \pm \frac{E}{1 + \mu} \cdot \frac{1}{\sqrt{2}} \cdot \sqrt{(\varepsilon_0 - \varepsilon_{45})^2 + (\varepsilon_{45} - \varepsilon_{90})^2}$$

$$\operatorname{tg} 2\varphi_{\max} = \frac{2 \cdot \varepsilon_{45} - (\varepsilon_0 + \varepsilon_{90})}{\varepsilon_0 - \varepsilon_{90}}$$

Tipul timbrelor tensometrice utilizate a fost: WG.12(  $R=120 \Omega \pm 0,5 \%$ ;  $k=1,57 \pm 1,5 \%$  ).

Formulele utilizate la calculul tensiunilor la suprafața plăcii în punctele 3 și 4 au fost următoarele:

$$\sigma_{\max} = \frac{E}{1-\mu} A + \frac{E}{1+\mu} \sqrt{B^2 + C^2} ;$$

$$\sigma_{\min} = \frac{E}{1-\mu} - \frac{E}{1+\mu} \sqrt{B^2 + C^2} ;$$

$$\sigma_{\text{redus}} = \sqrt{\sigma_{\max}^2 + \sigma_{\min}^2 - \sigma_{\max} \cdot \sigma_{\min}} ;$$

$$\tau_{\max} = \frac{E}{1+\mu} \sqrt{B^2 + C^2} ;$$

$$\varphi_{\max} = \frac{1}{2} \arctg \frac{C}{B} ;$$

$$A = \frac{\varepsilon_1 + \varepsilon_2 + \varepsilon_3}{3} ; \quad B = \varepsilon_1 - A ; \quad C = \frac{\varepsilon_2 - \varepsilon_3}{\sqrt{3}} ;$$

E - modulul lui Young

$\mu$  - coeficientul lui Poisson

$\varphi_{\max}$  - unghiul dintre axa traductorului nr.1 din rozetă și direcția tensiunii principale maxime  $\sigma_{\max}$ .

Tabelul A1.7

*Tensiuni produse datorită procesului de sudare la proba 2*

Punct măs.	Așezare timbru	Tensiune [N/mm <sup>2</sup> ]				$\varphi_{\max}$ [°]	Obs.	
		$\sigma_{\max}$	$\sigma_{\min}$	$\sigma_{\text{ech}}$	$\tau_{\max}$			
1	⊥ pe cusătură	-6,3					Măsură- tori efec- tuate la 24 de ore e după sudare	
2		-47,25						
3	rozete lipite	308,8	174,2	268,2	67,3			29°52'18"
4	înainte de sudare	582,0	468,1	534,2	57,1			-30°28'21"
5	⊥ pe cusătură	-34,65						
6		-63,0						
7	rozetă	-112,36	-513,13	464,2	-			-1°12'81"

Tabelul A1.9

Deformații măsurate la proba 2 după sudare și vibrație în suport

Pct. măs.	$\epsilon$ [ $\mu\text{m/m}$ ]													
	după sudare							după vibrație în suport						
	1h de la sudare	1,5h de la sudare	16h de la sudare	18h de la sudare	24h de la sudare	7 zile de la sudare	15 min 10Hz	15 min 500Hz	15 min 194Hz rezonanță	7 zile de la vibrație				
P <sub>1</sub>	-52	-50	-120	-50	-52	-30	-32	-30	-20	-19				
P <sub>2</sub>	-230	-225	-300	-225	-215	-225	-220	-215	-210	-215				
P <sub>3</sub>	800	800	1500	820	900	880	890	885	885	880				
	700	680	1300	700	750	730	730	730	725	725				
P <sub>4</sub>	1200	1200	1100	1200	1250	1300	1200	1700	1400	1200				
	1550	1530	1400	1600	1620	1500	1500	1580	2500	2450				
	1500	1500	1450	1550	2000	2000	2000	2000	2000	2000				
	1520	1510	1450	1550	1600	1600	1580	1580	1590	1580				
P <sub>5</sub>	-140	-138	-200	-240	-170	-165	-180	-170	-190	-185				
P <sub>6</sub>	-300	-300	-360	-325	-300	-300	-290	-290	-285	-290				
	460	460	460	460	460	470	390	420	360	395				
P <sub>7</sub>	150	160	160	160	160	160	150	155	160	155				
	-127	-127	-127	-127	-127	-125	-325	-145	-125	-128				

Tabelul A1.8

## Deformații măsurate după vibrare la proba 1

Nr. crt.	Timbru	Pct. măsur	Deformații citite după vibrare [μm/m]			Deformații corectate după vibrare [μm/m]				Deformații după 7 zile de vibrare [μm/m]	
			23 min la 90 Hz	10 min la 192 Hz	5 min la 394 Hz	23 min la 90 Hz	10 min la 192 Hz	5 min la 394 Hz	citite	corectate	
1	1.1	1	-226	-230	-230	-219,4	-223,284	-223,284	-225	-218,430	
2	2.1	2	-100	-99,0	-100	-97,08	-96,109	-97,08	-100	-97,080	
3	3.1	3	545	543	543	529,086	527,144	527,144	540	524,232	
4	3.2		101	98	99	98,051	95,138	96,109	100	97,080	
5	3.3	4	1843	1840	1840	1789,184	1786,272	1786,272	1835	1781,418	
6	4.1		1841	1840	1845	1787,243	1786,272	1791,126	1840	1786,272	
7	4.2	4	1338	1335	1341	1298,930	1296,018	1633,856	1692	1642,594	
8	4.3		1687	1685	1683	1637,740	1635,798	1633,856	1578	1531,922	
9	5.1	5	-457	-451	-452	-443,656	-322,306	-438,802	-451	-437,831	
10	6.1	6	-334	-332	-337	-324,247	-322,306	-327,160	-335	-325,218	
11	7.1	7	590	581	580	751,592	740,127	738,853	585	745,222	
12	7.2		509	508	508	648,408	647,134	647,134	510	649,681	
13	7.3	7	-515	-510	-511	-656,051	-649,681	-650,955	-505	-643,312	

Tabelul A1.10

Variația deformațiilor la proba 2 după vibrarea plăcii cu un capăt încastrat

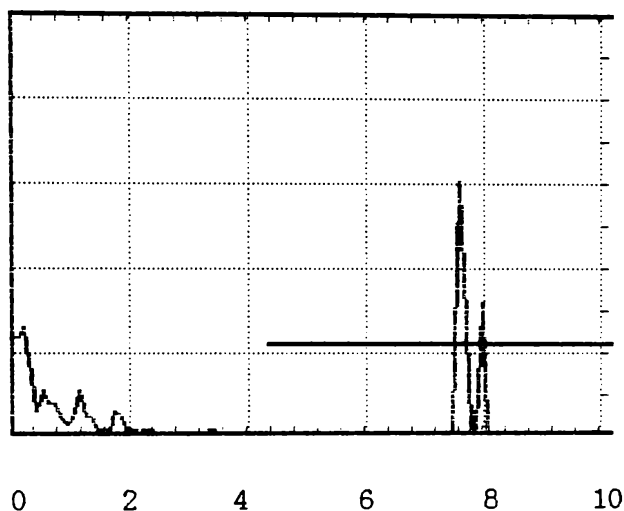
Punct de măsurare	Variația deformațiilor $\Delta\varepsilon$ [ $\mu\text{m/m}$ ]						
	după vibrare placă încastrată			după frezare a cordonului corectat			
	15min 25Hz	15min 50Hz	15min 75Hz	15min 96Hz	citit		
P <sub>1</sub>	5	10	-8	25	50	48,543	
P <sub>2</sub>	-5	-7	-1	-4	12	11,650	
P <sub>3</sub>	-3	-5	5	3	45	42,654	
	4	5	-50	4	12	11,374	
	-40	-50	-5	-50	15	14,218	
P <sub>4</sub>	-100	-225	-275	-120	95	90,047	
	6	5	6	7	30	28,436	
	5	5	2	5	40	37,916	
P <sub>5</sub>	2	2	-3	4	3	2,843	
P <sub>6</sub>	-52	-8	-3	-10	25	23,696	
	-10	-8	20	-8	35	33,175	
P <sub>7</sub>	10	20	3	25	20	18,957	
	2	5	-13	3	15	14,218	

## ***ANEXA 2***

*Fig. A2.1. - A2.69.*

*Tab. A2.1. - A2.2.*

## USK 7 D - Inspection Report



S-PATH 227.6 MM

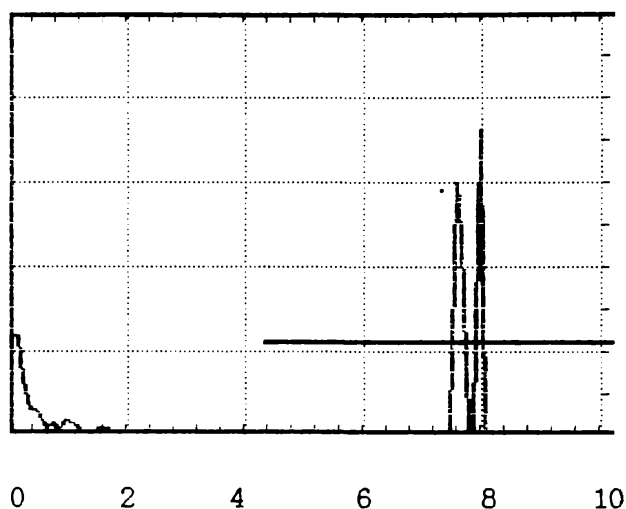
### Instrument adjustment:

GAIN	60.0 DB	PULSER	0 LOW	aTHRSH	21 %
RANGE	300 MM	REJECT	0 %	aSTART	130 MM
MTVEL	3255 M/S	FREQ	0 1-5	aWIDTH	451 MM
DELAY	8.1 US				
DATA-#	17	DSPLAY	0 FULL	PRF	1 MED
ZERO	8.17 US	ECHO	0 1.	MODE	0 THK

Fig.A2.1.Oscilograma obținută după depunerea a patru rânduri de sudură la piesa prismatică.



## USK 7 D - Inspection Report

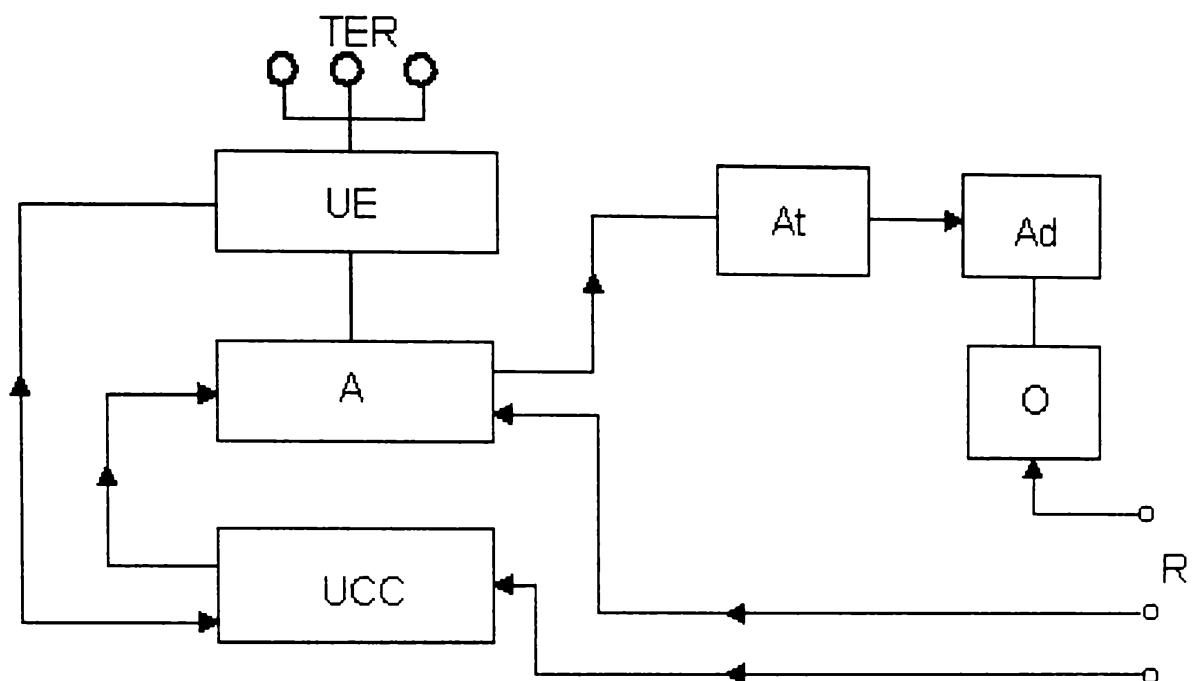


S-PATH 227.8 MM

### Instrument adjustment:

GAIN	60.0 DB	PULSER	0 LOW	aTHRSH	21 %
RANGE	300 MM	REJECT	0 %	aSTART	130 MM
MTVEL	3278 M/S	FREQ	0 1-5	aWIDTH	451 MM
DELAY	8.1 US				
DATA-#	15	DSPLAY	0 FULL	PRF	1 MED
ZERO	8.17 US	ECHO	0 1.	MODE	0 THK

Fig.A2.2.Oscilograma obținută după tratamentul cu vibrații la piesa prismatică.



TER - timbre tensometrice rezistive

UE - unitate de echilibrare rezistivă și capacitivă ( UH 3325/UM3301)

A - amplificator de măsură și redare deformații specifice ( KWS / 33-S)

UCC - unitate de comandă și comutare normală și automată ( US100Sz)

At - atenuator (8MW1)

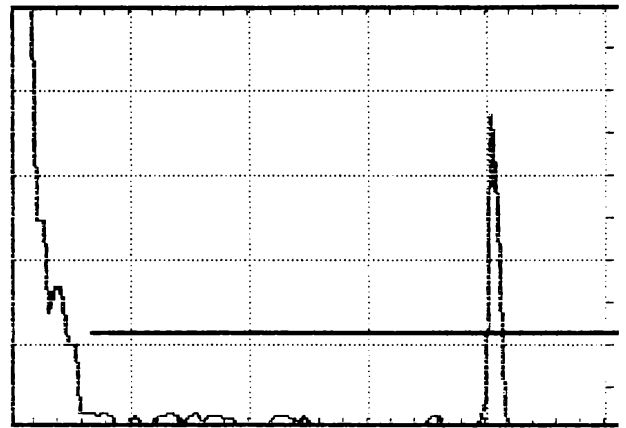
Ad -adaptor (AS102)

O - oscilograf (L152Mα B)

R - alimentare rețea

Fig.A2.3.Schema bloc de măsurare a deformațiilor la probele tip bară.

## USK 7 D - Inspection Report



0 2 4 6 8 10

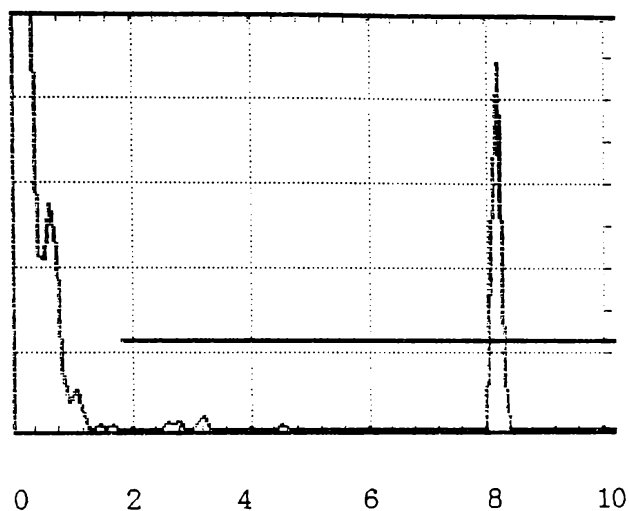
HEIGHT 74 %                      DEPTH 70.9 MM                      S-PATH 100.3 MM

### Instrument adjustment:

GAIN	47.0 DB	PULSER	0 LOW	aTHRSH	22 %
RANGE	136 MM	REJECT	0 %	aSTART	18.0 MM
MTVEL	3337 M/S	FREQ	0 1-5	aWIDTH	140 MM
DELAY	0.2 US				
DATA-#	6	DSPLAY	0 FULL	PRF	1 MED
ZERO	5.94 US	ECHO	0 1.	MODE	2 ANGL
ANGLE	45 GRD	THICK	127 MM	X-VAL	0 MM

Fig A2.4. Oscilograma obținută înainte de sudare în punctul 1, palpat din partea stângă.

## USK 7 D - Inspection Report



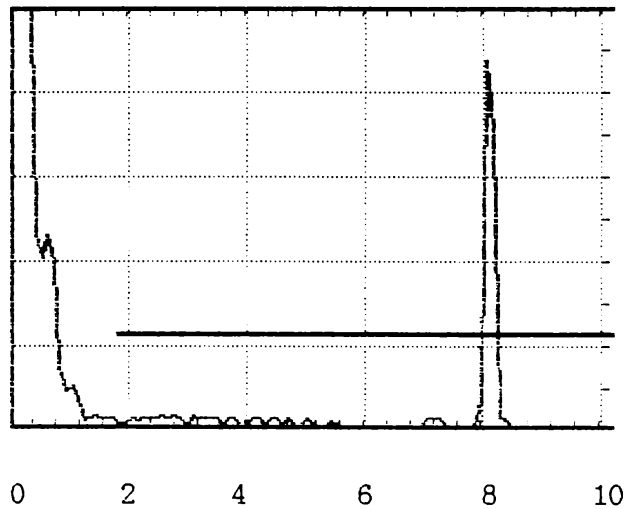
S-PATH 101.0 MM

### Instrument adjustment:

GAIN	47.0 DB	PULSER	0 LOW	aTHRSH	22 %
RANGE	136 MM	REJECT	0 %	aSTART	24.9 MM
MTVEL	3337 M/S	FREQ	0 1-5	aWIDTH	244 MM
DELAY	0.2 US				
DATA-#	4	DSPLAY	0 FULL	PRF	1 MED
ZERO	5.94 US	ECHO	0 1.	MODE	0 THK

Fig A2.5. Oscilograma obținută după sudare în punctul 1, palpat din partea stângă

## USK 7 D - Inspection Report



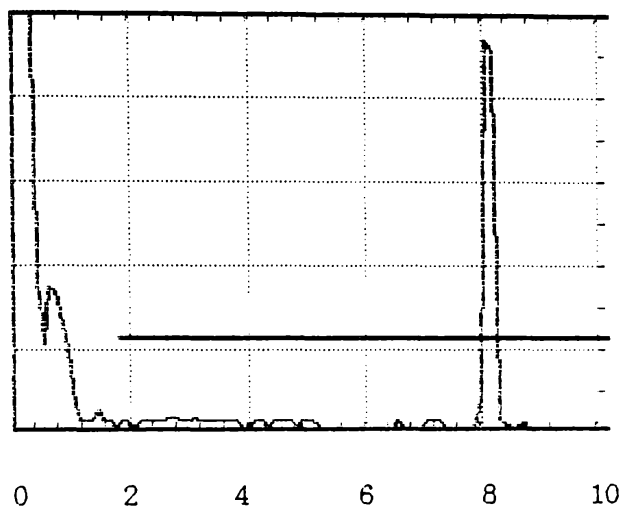
S-PATH 100.3 MM

### Instrument adjustment:

GAIN	47.0 DB	PULSER	0 LOW	aTHRSH	22 %
RANGE	136 MM	REJECT	0 %	aSTART	24.9 MM
MTVEL	3317 M/S	FREQ	0 1-5	aWIDTH	244 MM
DELAY	0.2 US				
DATA-#	5	DSPLAY	0 FULL	PRF	1 MED
ZERO	5.94 US	ECHO	0 1.	MODE	0 THK

Fig A2.6. Oscilograma obținută după sudare în punctul 1, palpat din partea stângă evidențiind modificarea de viteză.

## USK 7 D - Inspection Report



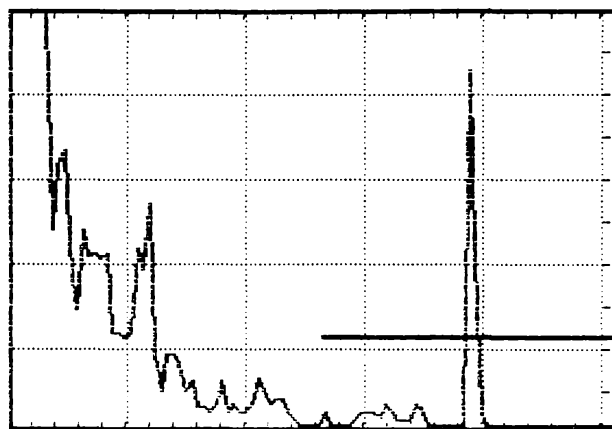
S-PATH 100.3 MM

### Instrument adjustment:

GAIN	47.0 DB	PULSER	0 LOW	aTHRSH	22 %
RANGE	136 MM	REJECT	0 %	aSTART	24.9 MM
MTVEL	3337 M/S	FREQ	0 1-5	aWIDTH	244 MM
DELAY	0.2 US				
DATA-#	4	DSPLAY	0 FULL	PRF	1 MED
ZERO	5.94 US	ECHO	0 1.	MODE	0 THK

Fig A2.7. Oscilograma obținută după vibrație în punctul 1, palpat din partea stângă.

## USK 7 D - Inspection Report



0            2            4            6            8            10

HEIGHT      84 %                      DEPTH    134.4 MM                      S-PATH    190.2 MM

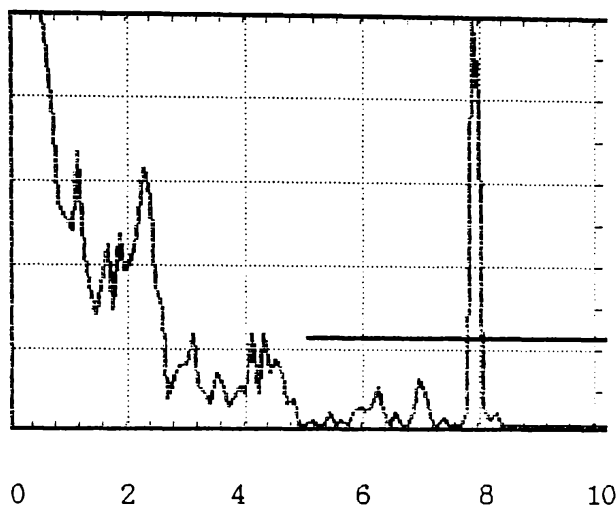
### Instrument adjustment:

GAIN      68.5 DB	PULSER      0 LOW	aTHRSH      22 %
RANGE     250 MM	REJECT     0 %	aSTART     132 MM
MTVEL    3147 M/S	FREQ       0 1-5	aWIDTH    244 MM
DELAY    0.2 US		
DATA-#    17	DSPLAY    0 FULL	PRF        1 MED
ZERO     2.90 US	ECHO       0 1.	MODE      2 ANGL
ANGLE    45 GRD	THICK     299 MM	X-VAL     0 MM

### Inspection data:

Fig A2.8. Oscilograma obținută înainte de sudare în punctul 1, palpat din partea dreaptă cu două reflexii.

## USK 7 D - Inspection Report



S-PATH 192.9 MM

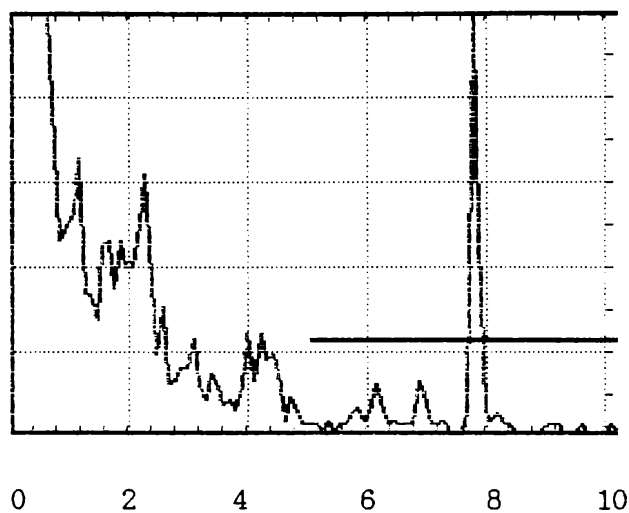
### Instrument adjustment:

GAIN	68.5 DB	PULSER	0 LOW	aTHRSH	22 %
RANGE	250 MM	REJECT	0 %	aSTART	126 MM
MTVEL	3147 M/S	FREQ	0 1-5	aWIDTH	244 MM
DELAY	0.2 US				
DATA-#	14	DSPLAY	0 FULL	PRF	1 MED
ZERO	2.90 US	ECHO	0 1.	MODE	0 THK

Fig A2.9. Oscilograma obținută după sudare în punctul 1, palpat din partea dreaptă cu două reflexii.



## USK 7 D - Inspection Report



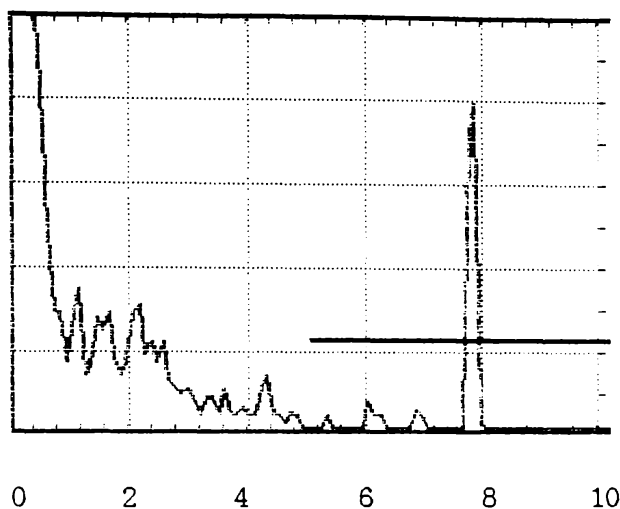
S-PATH 190.2 MM

### Instrument adjustment:

GAIN	68.5 DB	PULSER	0 LOW	aTHRSH	22 %
RANGE	250 MM	REJECT	0 %	aSTART	126 MM
MTVEL	3103 M/S	FREQ	0 1-5	aWIDTH	244 MM
DELAY	0.2 US				
DATA-#	15	DSPLAY	0 FULL	PRF	1 MED
ZERO	2.90 US	ECHO	0 1.	MODE	0 THK

Fig A2.10. Oscilograma obținută după sudare în punctul 1, palpat din partea dreaptă cu două reflexii evidențiind modificarea de viteză

## USK 7 D - Inspection Report



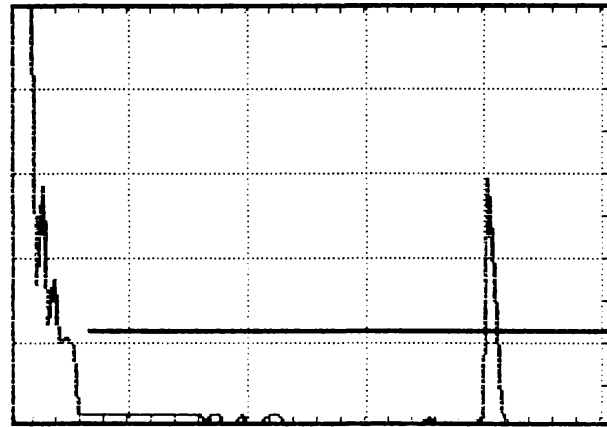
HEIGHT 81 %                      DEPTH 135.0 MM                      S-PATH 191.0 MM

### Instrument adjustment:

GAIN	64.5 DB	PULSER	0 LOW	aTHRSH	22 %
RANGE	250 MM	REJECT	0 %	aSTART	126 MM
MTVEL	3147 M/S	FREQ	0 1-5	aWIDTH	244 MM
DELAY	0.2 US				
DATA-#	10	DSPLAY	0 FULL	PRF	1 MED
ZERO	2.90 US	ECHO	0 1.	MODE	2 ANGL
ANGLE	45 GRD	THICK	299 MM	X-VAL	0 MM

Fig A2.11. Oscilograma obținută după vibrație în punctul 1, palpat din partea dreaptă cu două reflexii.

## USK 7 D - Inspection Report



0            2            4            6            8            10

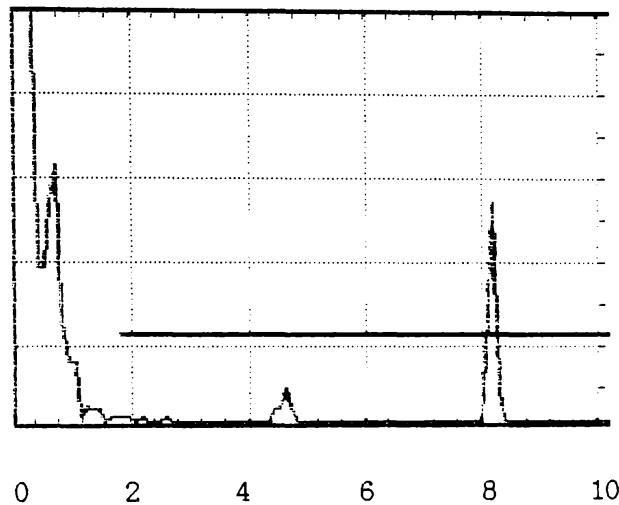
HEIGHT    57 %                    DEPTH    70.8 MM                    S-PATH   100.2 MM

### Instrument adjustment:

GAIN	47.0 DB	PULSER	0 LOW	aTHRSH	22 %
RANGE	136 MM	REJECT	0 %	aSTART	18.0 MM
MTVEL	3337 M/S	FREQ	0 1-5	aWIDTH	140 MM
DELAY	0.2 US				
DATA-#	8	DSPLAY	0 FULL	PRF	1 MED
ZERO	5.94 US	ECHO	0 1.	MODE	2 ANGL
ANGLE	45 GRD	THICK	127 MM	X-VAL	0 MM

Fig A2.12. Oscilograma obținută înainte de sudare în punctul 2, palpat din partea stângă.

## USK 7 D - Inspection Report



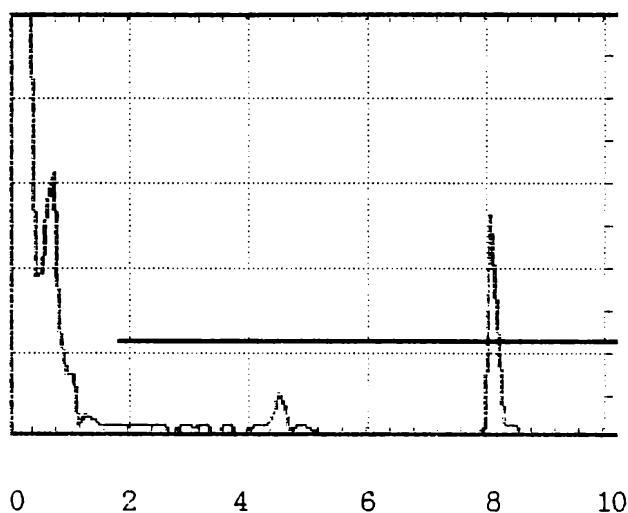
S-PATH 101.2 MM

### Instrument adjustment:

GAIN	47.0 DB	PULSER	0 LOW	aTHRSH	22 %
RANGE	136 MM	REJECT	0 %	aSTART	24.9 MM
MTVEL	3337 M/S	FREQ	0 1-5	aWIDTH	244 MM
DELAY	0.2 US				
DATA-#	8	DSPLAY	0 FULL	PRF	1 MED
ZERO	5.94 US	ECHO	0 1.	MODE	0 THK

Fig A2.13. Oscilograma obținută după sudare în punctul 2, palpat din partea stângă.

## USK 7 D - Inspection Report



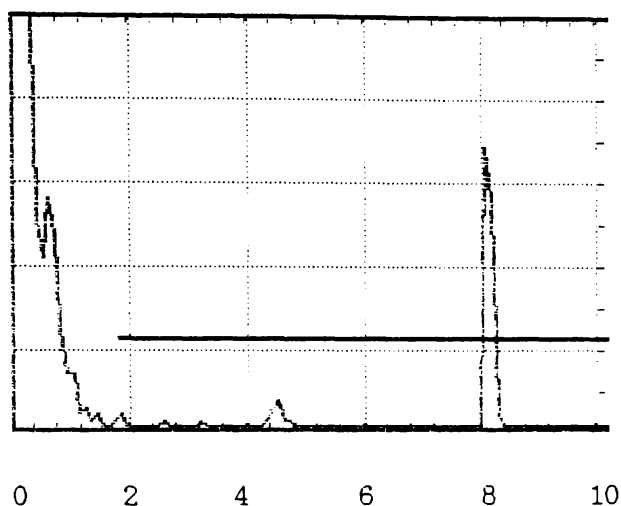
S-PATH 100.2 MM

### Instrument adjustment:

GAIN	47.0 DB	PULSER	0 LOW	aTHRSH	22 %
RANGE	136 MM	REJECT	0 %	aSTART	24.9 MM
MTVEL	3306 M/S	FREQ	0 1-5	aWIDTH	244 MM
DELAY	0.2 US				
DATA-#	9	DSPLAY	0 FULL	PRF	1 MED
ZERO	5.94 US	ECHO	0 1.	MODE	0 THK

Fig A2.14. Oscilograma obținută după sudare în punctul 2, palpat din partea stângă evidențiind modificarea de viteză.

## USK 7 D - Inspection Report



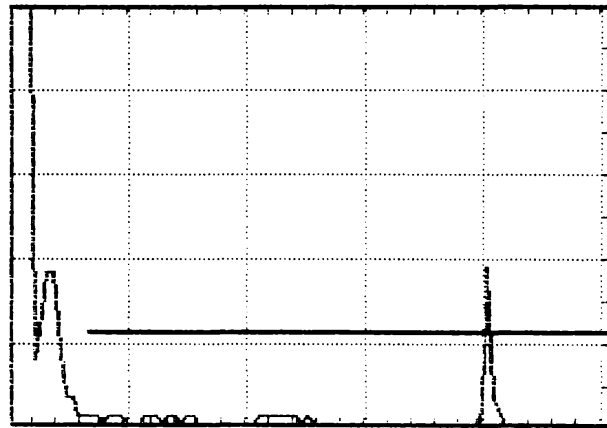
S-PATH 100.3 MM

### Instrument adjustment:

GAIN	47.0 DB	PULSER	0 LOW	aTHRSH	22 %
RANGE	136 MM	REJECT	0 %	aSTART	24.9 MM
MTVEL	3337 M/S	FREQ	0 1-5	aWIDTH	244 MM
DELAY	0.2 US				
DATA-#	5	DSPLAY	0 FULL	PRF	1 MED
ZERO	5.94 US	ECHO	0 1.	MODE	0 THK

Fig A2.15. Oscilograma obținută după vibrație în punctul 2, palpat din partea stângă.

## USK 7 D - Inspection Report



0 2 4 6 8 10

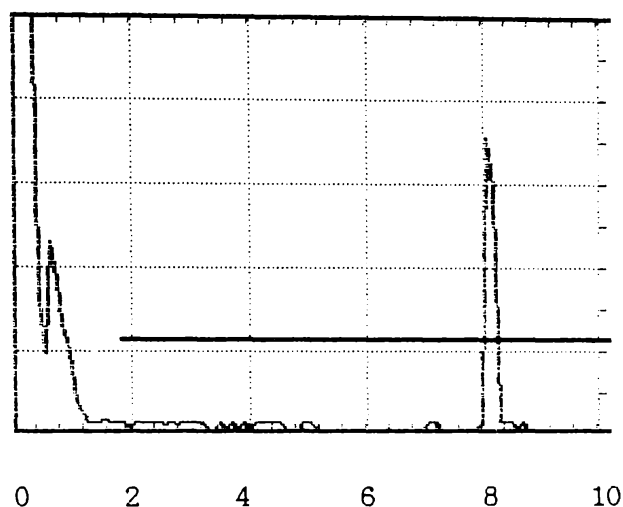
HEIGHT 38 %      DEPTH 70.7 MM      S-PATH 100.0 MM

### Instrument adjustment:

GAIN	45.0 DB	PULSER	0 LOW	aTHRSH	22 %
RANGE	136 MM	REJECT	0 %	aSTART	18.0 MM
MTVEL	3337 M/S	FREQ	0 1-5	aWIDTH	140 MM
DELAY	0.2 US				
DATA-#	11	DSPLAY	0 FULL	PRF	1 MED
ZERO	5.94 US	ECHO	0 1.	MODE	2 ANGL
ANGLE	45 GRD	THICK	127 MM	X-VAL	0 MM

Fig A2.16. Oscilograma obținută înainte de sudare punctul 3, palpat din partea dreaptă.

## USK 7 D - Inspection Report



S-PATH 100.3 MM

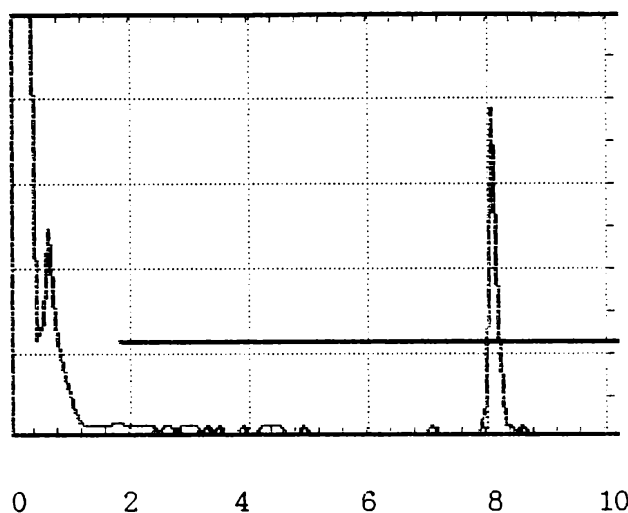
### Instrument adjustment:

GAIN	45.0 DB	PULSER	0 LOW	aTHRSH	22 %
RANGE	136 MM	REJECT	0 %	aSTART	24.9 MM
MTVEL	3337 M/S	FREQ	0 1-5	aWIDTH	244 MM
DELAY	0.2 US				
DATA-#	10	DSPLAY	0 FULL	PRF	1 MED
ZERO	5.94 US	ECHO	0 1.	MODE	0 THK

Fig A2.17. Oscilograma obținută după sudare în punctul 3, palpat din partea dreaptă.



## USK 7 D - Inspection Report



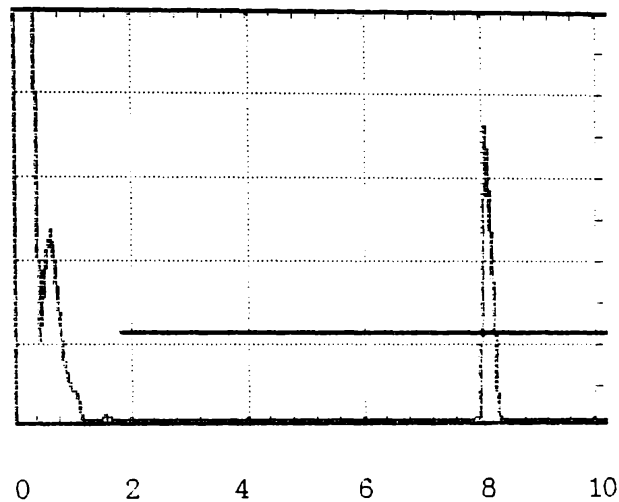
S-PATH 100.0 MM

### Instrument adjustment:

GAIN	45.0 DB	PULSER	0 LOW	aTHRSH	22 %
RANGE	136 MM	REJECT	0 %	aSTART	24.9 MM
MTVEL	3325 M/S	FREQ	0 1-5	aWIDTH	244 MM
DELAY	0.2 US				
DATA-#	11	DSPLAY	0 FULL	PRF	1 MED
ZERO	5.94 US	ECHO	0 1.	MODE	0 THK

Fig A2.18. Oscilograma obținută după sudare în punctul 3, palpat din partea dreaptă evidențiind modificarea de viteză.

## USK 7 D - Inspection Report



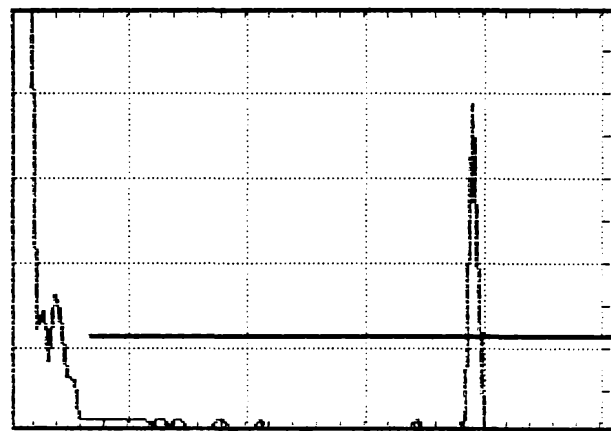
S-PATH 100.1 MM

### Instrument adjustment:

GAIN	45.0 DB	PULSER	0 LOW	aTHRSH	22 %
RANGE	136 MM	REJECT	0 %	aSTART	24.9 MM
MTVEL	3337 M/S	FREQ	0 1-5	aWIDTH	244 MM
DELAY	0.2 US				
DATA-#	7	DISPLAY	0 FULL	PRF	1 MED
ZERO	5.94 US	ECHO	0 1.	MODE	0 THK

Fig A2.19. Oscilograma obținută după vibrație în punctul 3, palpat din partea dreaptă.

## USK 7 D - Inspection Report



0 2 4 6 8 10

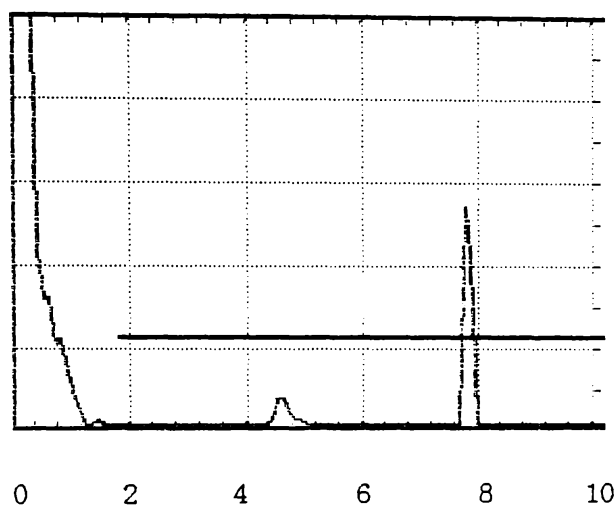
HEIGHT 75 % DEPTH 67.7 MM S-PATH 95.8 MM

### Instrument adjustment:

GAIN	45.0 DB	PULSER	0 LOW	aTHRSH	22 %
RANGE	136 MM	REJECT	0 %	aSTART	18.0 MM
MTVEL	3337 M/S	FREQ	0 1-5	aWIDTH	140 MM
DELAY	0.2 US				
DATA-#	10	DSPLAY	0 FULL	PRF	1 MED
ZERO	5.94 US	ECHO	0 1.	MODE	2 ANGL
ANGLE	45 GRD	THICK	127 MM	X-VAL	0 MM

Fig A2.20. Oscilograma obținută înainte de sudare în punctul 4, palpat din partea stângă.

## USK 7 D - Inspection Report



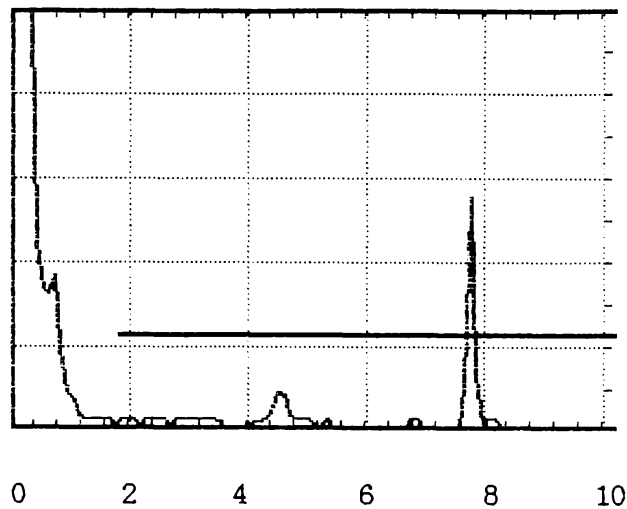
S-PATH 96.3 MM

### Instrument adjustment:

GAIN	45.0 DB	PULSER	0 LOW	aTHRSH	22 %
RANGE	136 MM	REJECT	0 %	aSTART	24.9 MM
MTVEL	3337 M/S	FREQ	0 1-5	aWIDTH	244 MM
DELAY	0.2 US				
DATA-#	6	DSPLAY	0 FULL	PRF	1 MED
ZERO	5.94 US	ECHO	0 1.	MODE	0 THK

Fig A2.21. Oscilograma obținută după sudare în punctul 4, palpat din partea stângă.

## USK 7 D - Inspection Report



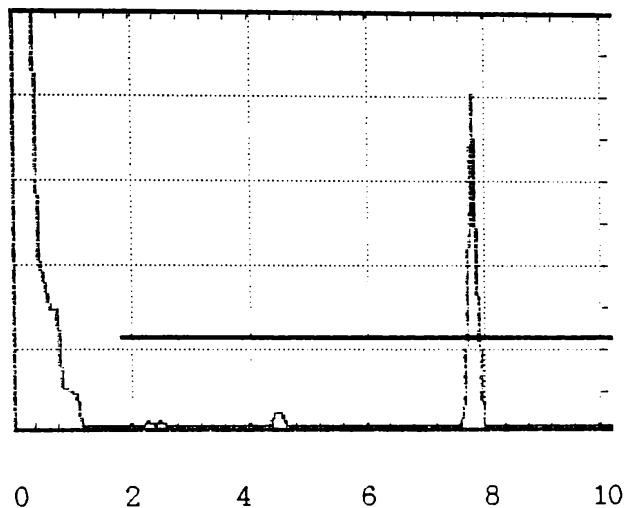
S-PATH 95.8 MM

### Instrument adjustment:

GAIN	45.0 DB	PULSER	0 LOW	aTHRSH	22 %
RANGE	136 MM	REJECT	0 %	aSTART	24.9 MM
MTVEL	3319 M/S	FREQ	0 1-5	aWIDTH	244 MM
DELAY	0.2 US				
DATA-#	7	DSPLAY	0 FULL	PRF	1 MED
ZERO	5.94 US	ECHO	0 1.	MODE	0 THK

Fig A2.22. Oscilograma obținută după sudare în punctul 4, palpat din partea stângă evidențiind modificarea de viteză.

## USK 7 D - Inspection Report



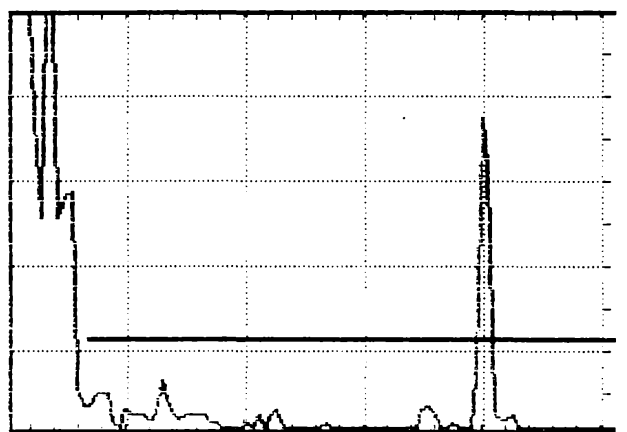
S-PATH 95.7 MM

### Instrument adjustment:

GAIN	45.0 DB	PULSER	0 LOW	aTHRS	22 %
RANGE	136 MM	REJECT	0 %	aSTART	24.9 MM
MTVEL	3337 M/S	FREQ	0 1-5	aWIDTH	244 MM
DELAY	0.2 US				
DATA-#	6	DSPLAY	0 FULL	PRF	1 MED
ZERO	5.94 US	ECHO	0 1.	MODE	0 THK

Fig A2.23. Oscilograma obținută după vibrație în punctul 4, palpat din stânga.

## USK 7 D - Inspection Report



0 2 4 6 8 10

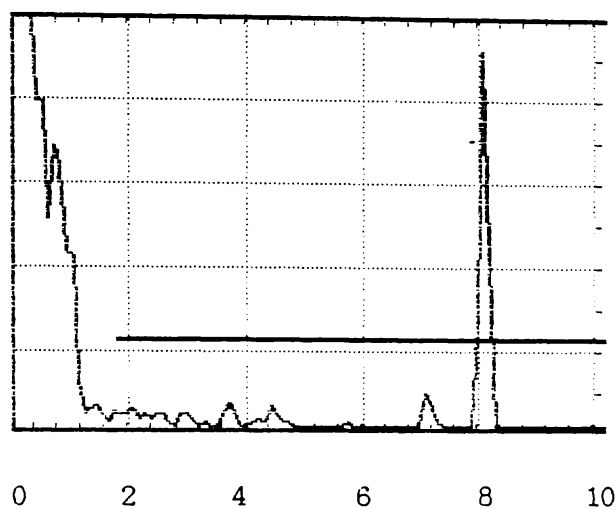
HEIGHT 75 %                      DEPTH 69.8 MM                      S-PATH 98.8 MM

### Instrument adjustment:

GAIN	55.5 DB	PULSER	0 LOW	aTHRS	22 %
RANGE	136 MM	REJECT	0 %	aSTART	18.0 MM
MTVEL	3337 M/S	FREQ	.0 1-5	aWIDTH	140 MM
DELAY	0.2 US				
DATA-#	14	DSPLAY	0 FULL	PRF	1 MED
ZERO	5.94 US	ECHO	0 1.	MODE	2 ANGL
ANGLE	45 GRD	THICK	127 MM	X-VAL	0 MM

Fig A2.24. Oscilograma obținută înainte de sudare în punctul 4, palpat din partea dreaptă.

## USK 7 D - Inspection Report



S-PATH 99.6 MM

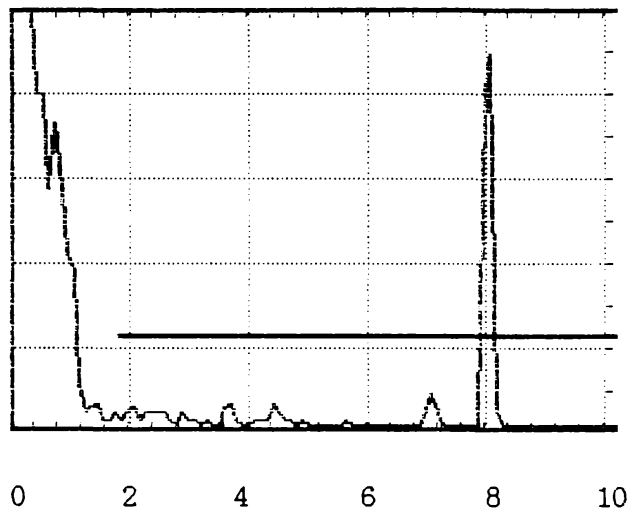
### Instrument adjustment:

GAIN	55.0 DB	PULSER	0 LOW	aTHRSH	22 %
RANGE	136 MM	REJECT	0 %	aSTART	24.9 MM
MTVEL	3337 M/S	FREQ	0 1-5	aWIDTH	244 MM
DELAY	0.2 US				
DATA-#	12	DSPLAY	0 FULL	PRF	1 MED
ZERO	5.94 US	ECHO	0 1.	MODE	0 THK

Fig A2.25. Oscilograma obținută după sudare în punctul 4, palpat din partea dreaptă.



## USK 7 D - Inspection Report



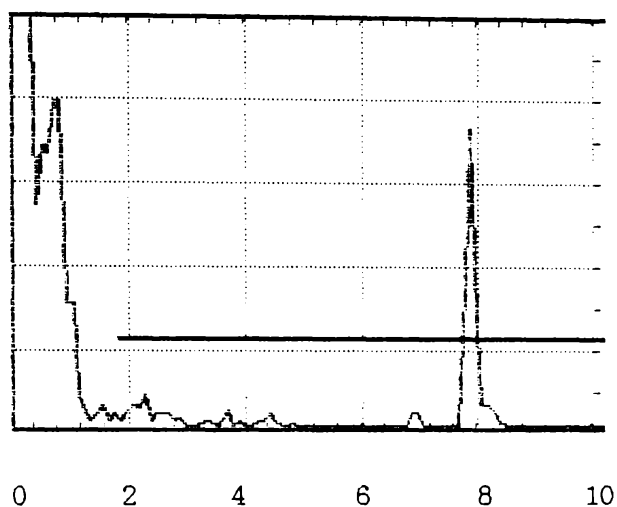
S-PATH 98.8 MM

### Instrument adjustment:

GAIN	55.0 DB	PULSER	0 LOW	aTHRSH	22 %
RANGE	136 MM	REJECT	0 %	aSTART	24.9 MM
MTVEL	3311 M/S	FREQ	0 1-5	aWIDTH	244 MM
DELAY	0.2 US				
DATA-#	13	DSPLAY	0 FULL	PRF	1 MED
ZERO	5.94 US	ECHO	0 1.	MODE	0 THK

Fig A2.26. Oscilograma obținută după sudare în punctul 4, palpat din partea dreaptă evidențiind modificarea de viteză.

## USK 7 D - Inspection Report



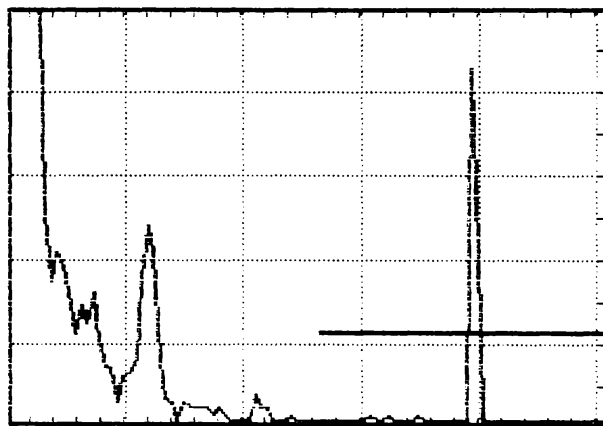
S-PATH 96.6 MM

### Instrument adjustment:

GAIN	53.5 DB	PULSER	0 LOW	aTHRSH	22 %
RANGE	136 MM	REJECT	0 %	aSTART	24.9 MM
MTVEL	3337 M/S	FREQ	0 1-5	aWIDTH	244 MM
DELAY	0.2 US				
DATA-#	8	DSPLAY	0 FULL	PRF	1 MED
ZERO	5.94 US	ECHO	0 1.	MODE	0 THK

Fig A2.27. Oscilograma obținută după vibrație în punctul 4, palpat din partea dreaptă.

## USK 7 D - Inspection Report



0 2 4 6 8 10

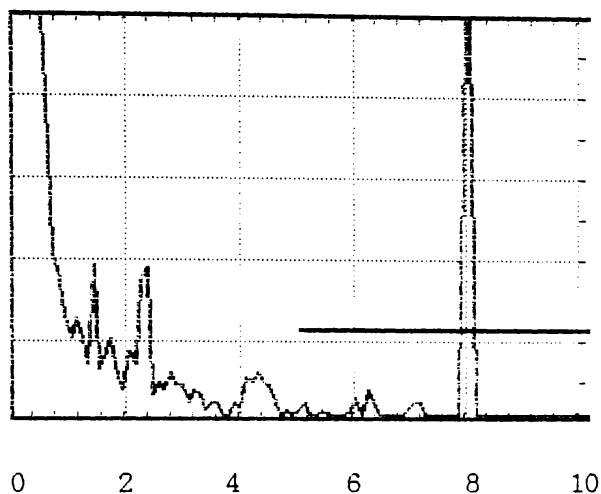
HEIGHT 84 %                      DEPTH 136.5 MM                      S-PATH 193.1 MM

### Instrument adjustment:

GAIN	64.5 DB	PULSER	0 LOW	aTHRSH	22 %
RANGE	250 MM	REJECT	0 %	aSTART	132 MM
MTVEL	3147 M/S	FREQ	0 1-5	aWIDTH	244 MM
DELAY	0.2 US				
DATA-#	18	DSPLAY	0 FULL	PRF	1 MED
ZERO	2.90 US	ECHO	0 1.	MODE	2 ANGL
ANGLE	45 GRD	THICK	299 MM	X-VAL	0 MM

Fig A2.28. Oscilograma obținută înainte de sudare în punctul 4, palpat din partea stângă cu două reflexii.

## USK 7 D - Inspection Report



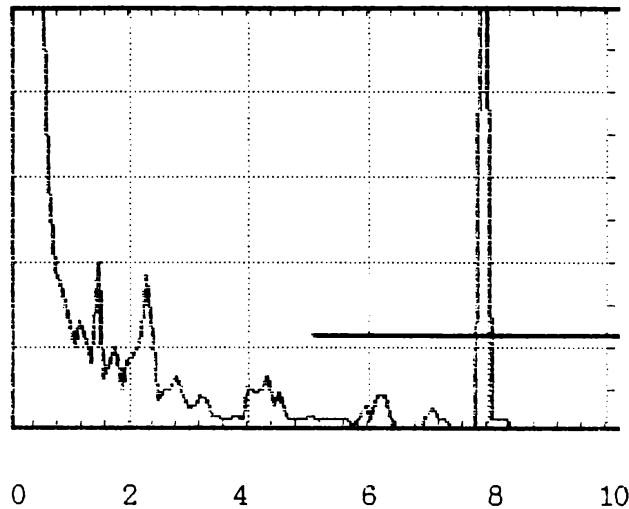
S-PATH 195.7 MM

### Instrument adjustment:

GAIN	64.5 DB	PULSER	0 LOW	aTHRSH	22 %
RANGE	250 MM	REJECT	0 %	aSTART	126 MM
MTVEL	3147 M/S	FREQ	0 1-5	aWIDTH	244 MM
DELAY	0.2 US				
DATA-#	17	DSPLAY	0 FULL	PRF	1 MED
ZERO	2.90 US	ECHO	0 1.	MODE	0 THK

Fig A2.29. Oscilograma obținută după sudare în punctul 4, palpat din partea stângă cu două reflexii.

## USK 7 D - Inspection Report



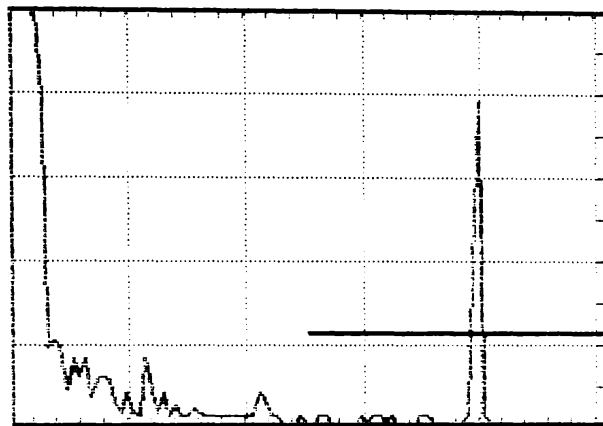
S-PATH 193.1 MM

### Instrument adjustment:

GAIN	64.5 DB	PULSER	0 LOW	aTHRSH	22 %
RANGE	250 MM	REJECT	0 %	aSTART	126 MM
MTVEL	3106 M/S	FREQ	0 1-5	aWIDTH	244 MM
DELAY	0.2 US				
DATA-#	18	DSPLAY	0 FULL	PRF	1 MED
ZERO	2.90 US	ECHO	0 1.	MODE	0 THK

Fig A2.30. Oscilograma obținută după sudare în punctul 4, palpat din partea stângă cu două reflexii, evidențiind modificarea vitezei.

## USK 7 D - Inspection Report



0 2 4 6 8 10

HEIGHT 80 %                      DEPTH 137.1 MM                      S-PATH 193.9 MM

### Instrument adjustment:

GAIN	58.5 DB	PULSER	0 LOW	aTHRSH	22 %
RANGE	250 MM	REJECT	0 %	aSTART	126 MM
MTVEL	3147 M/S	FREQ	0 1-5	aWIDTH	244 MM
DELAY	0.2 US				
DATA-#	11	DSPLAY	0 FULL	PRF	1 MED
ZERO	2.90 US	ECHO	0 1.	MODE	2 ANGL
ANGLE	45 GRD	THICK	299 MM	X-VAL	0 MM

Fig A2.31. Oscilograma obținută după vibrație în punctul 4, palpat din partea stângă cu două reflexii.

Tabelul A2.1

Centralizarea datelor obținute din oscilogramele de la proba cu canale

Pct.	Dir. de palp.	Stare piesă	d [mm]	$v_T$ [m/s]	$\Delta s_{o-s}$ [mm]	$\Delta s_{s-v}$ [mm]	$\Delta s_{o-v}$ [mm]	$\Delta v_{T o-s}$ [m/s]	$\Delta v_{T s-v}$ [m/s]
1	S	o	100,3	3337	+0,7	-0,7	0	-20	+20
		s	101,1	3317					
		v	100,3	3337					
1	D două reflexii	o	190,2	3147	+2,7	-1,9	+0,8	-44	+30
		s	192,9	3103					
		v	191,0	3133					
2	S	o	100,2	3337	+1,2	-1,1	+0,1	-31	+27
		s	101,0	3306					
		v	100,3	3333					
3	D	o	100,0	3337	+0,3	-0,2	+0,1	-12	+8
		s	100,3	3325					
		v	100,1	3333					
4	S	o	95,8	3337	+0,5	-0,6	-0,1	-18	+21
		s	96,3	3319					
		v	95,7	3340					
4	D	o	98,8	3337	+0,8	-3	-2,2	-26	+34
		s	99,6	3311					
		v	96,6	3445					
4	S două reflexii	o	193,1	3147	+2,6	-1,8	+0,8	-41	+28
		s	195,7	3106					
		v	193,9	3134					

Notatii: S - palpare din partea stângă,  
D - palpare din partea dreaptă,  
o - nesudat; s - sudat; v - vibrat;  
d - distanță parcursă de unda US,  
 $v_T$  - viteza undelor US transversale,  
 $\Delta s$  - variații de distanță,  
 $\Delta v_T$  - variații de viteză.

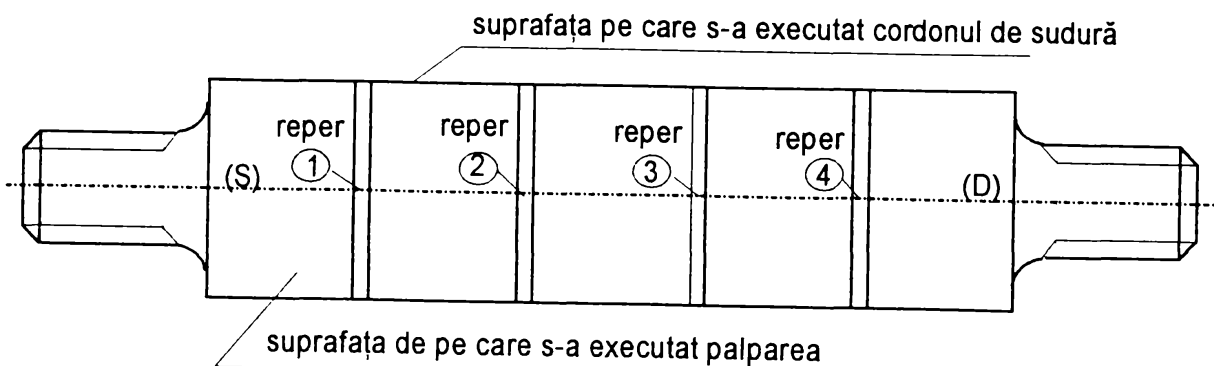
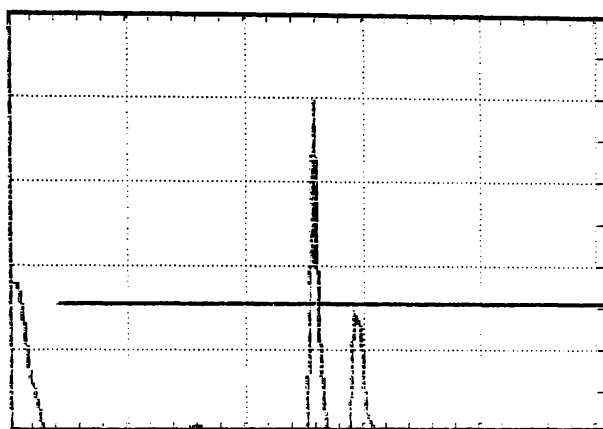


Fig.A2.32.Schema cu amplasare a reperelor și modului de palpare la proba cu canale

## USK 7 D - Inspection Report



	0	2	4	6	8	10
HEIGHT	78 %	DEPTH	50.6 MM	S-PATH	71.6 MM	

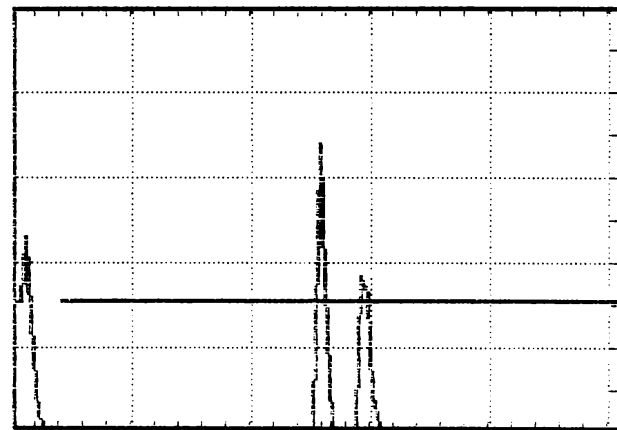
### Instrument adjustment:

GAIN	49.0 DB	PULSER	0 LOW	aTHRSH	30 %
RANGE	145 MM	REJECT	0 %	aSTART	12.0 MM
MTVEL	3395 M/S	FREQ	0 1-5	aWIDTH	185 MM
DELAY	5.2 US				
DATA-#	1	DSPLAY	0 FULL	PRF	1 MED
ZERO	6.25 US	ECHO	0 1.	MODE	2 ANGL
ANGLE	45 GRD	THICK	103 MM	X-VAL	12 MM

Fig.A2.33.Oscilograma obținută în punctul 1 înainte de sudare, cu o reflexie, la bara cu orificii.



## USK 7 D - Inspection Report



0 2 4 6 8 10

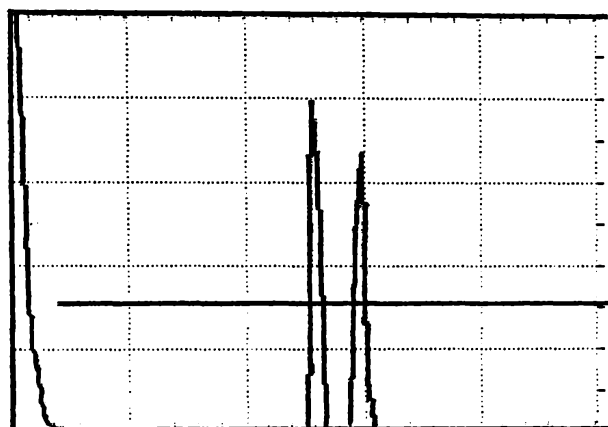
HEIGHT 67 %                      DEPTH 50.8 MM                      S-PATH 71.9 MM

### Instrument adjustment:

GAIN	49.0 DB	PULSER	0 LOW	aTHRSH	30 %
RANGE	145 MM	REJECT	0 %	aSTART	12.0 MM
MTVEL	3395 M/S	FREQ	0 1-5	aWIDTH	185 MM
DELAY	5.2 US				
DATA-#	1	DSPLAY	0 FULL	PRF	1 MED
ZERO	6.25 US	ECHO	0 1.	MODE	2 ANGL
ANGLE	45 GRD	THICK	145 MM	X-VAL	12 MM

Fig.A2.34.Oscilograma obținută în punctul 1 după sudare, cu o reflexie, la bara cu orificii.

## USK 7 D - Inspection Report



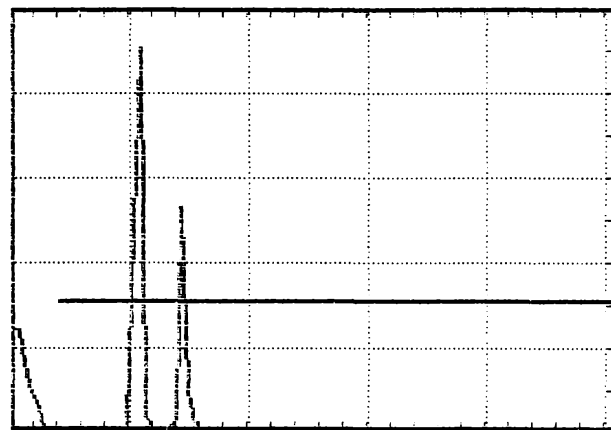
0 2 4 6 8 10  
 HEIGHT 78 %      DEPTH 50.9 MM      S-PATH 72.0 MM

### Instrument adjustment:

GAIN	55.0 DB	PULSER	0 LOW	aTHRSH	30 %
RANGE	145 MM	REJECT	0 %	aSTART	12.0 MM
MTVEL	3395 M/S	FREQ	0 1-5	aWIDTH	185 MM
DELAY	5.2 US				
DATA-H	1	DSPLAY	0 FULL	PRF	1 MED
ZERO	6.25 US	ECHO	0 1.	MODE	2 ANGL
ANGLE	45 GRD	THICK	103 MM	X-VAL	12 MM

Fig.A2.35.Oscilograma obținută în punctul 1 după vibrare, cu o reflexie, la bara cu orificii.

## USK 7 D - Inspection Report



0            2            4            6            8            10

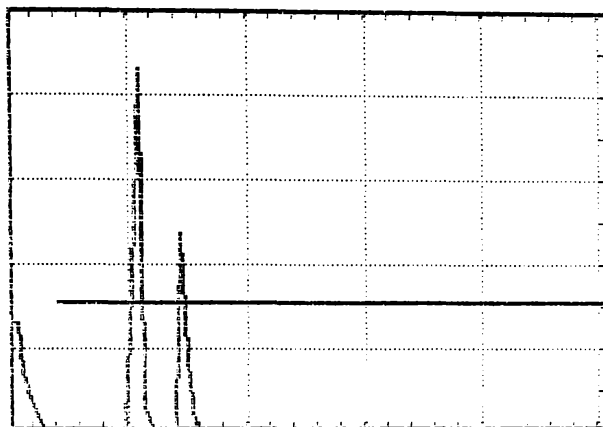
HEIGHT      89 %                      DEPTH      19.6 MM                      S-PATH      27.8 MM

### Instrument adjustment:

GAIN      43.5 DB	PULSER      0 LOW	aTHRSH      30 %
RANGE      145 MM	REJECT      0 %	aSTART      12.0 MM
MTVEL      3395 M/S	FREQ      0 1-5	aWIDTH      185 MM
DELAY      5.2 US		
DATA-#      3	DSPLAY      0 FULL	PRF      1 MED
ZERO      6.25 US	ECHO      0 1.	MODE      2 ANGL
ANGLE      45 GRD	THICK      145 MM	X-VAL      12 MM

Fig.A2.36.Oscilograma obținută în punctul 1 înainte de sudare, prin palpăre directă, la bara cu orificii.

## USK 7 D - Inspection Report



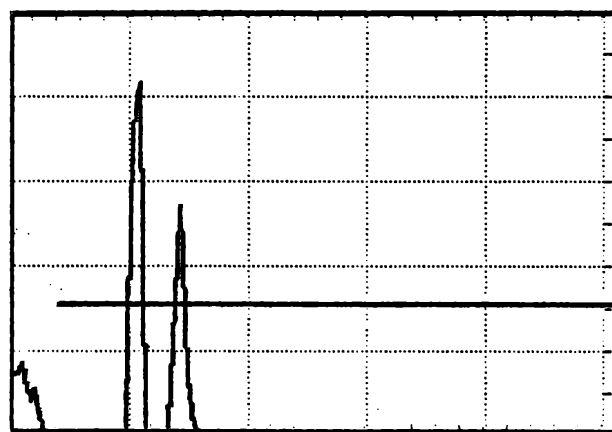
0 2 4 6 8 10  
 HEIGHT 85 % DEPTH 19.7 MM S-PATH 27.9 MM

### Instrument adjustment:

GAIN	42.5 DB	PULSER	0 LOW	aTHRS	30 %
RANGE	145 MM	REJECT	0 %	aSTART	12.0 MM
MTVEL	3395 M/S	FREQ	0 1-5	aWIDTH	185 MM
DELAY	5.2 US				
DATA-#	3	DSPLAY	0 FULL	PRF	1 MED
ZERO	6.25 US	ECHO	0 1.	MODE	2 ANGL
ANGLE	45 GRD	THICK	103 MM	X-VAL	12 MM

Fig.A2.37.Oscilograma obținută în punctul 1 după sudare,  
 prin palpăre directă, la bara cu orificii.

## USK 7 D – Inspection Report



0 2 4 6 8 10

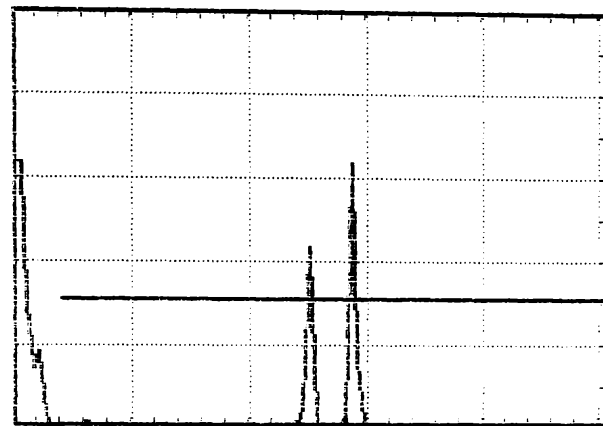
HEIGHT 84 %                      DEPTH 19.4 MM                      S-PATH 27.5 MM

### Instrument adjustment:

GAIN	45.5 DB	PULSER	0 LOW	aTHRSH	30 %
RANGE	145 MM	REJECT	0 %	aSTART	12.0 MM
WTVEL	3395 M/S	FREQ	0 1-5	aWIDTH	105 MM
DELAY	5.2 US				
DATA-N	3	DSPLAY	0 FULL	PRF	1 MED
ZERO	6.25 US	ECHO	0 1.	MODE	2 ANGL
ANGLE	45 GRD	THICK	103 MM	X-VAL	12 MM

**Fig.A2.38.** Oscilograma obținută în punctul 1 după vibrație, prin palpăre directă, la bara cu orificii.

## USK 7 D - Inspection Report



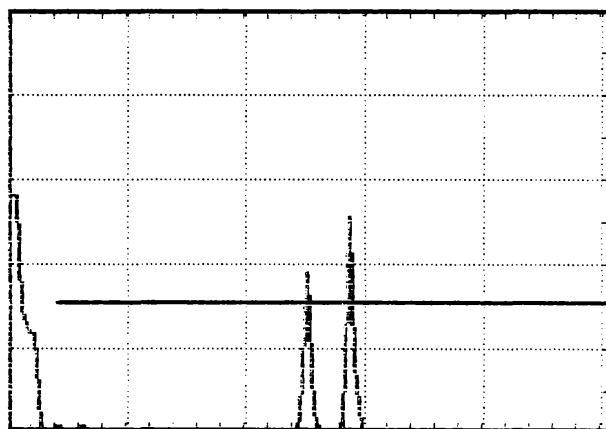
	0	2	4	6	8	10
HEIGHT	63 %	DEPTH	49.4 MM	S-PATH	70.0 MM	

### Instrument adjustment:

GAIN	52.0 DB	PULSER	0 LOW	aTHRSH	30 %
RANGE	145 MM	REJECT	0 %	aSTART	12.0 MM
MTVEL	3395 M/S	FREQ	0 1-5	aWIDTH	185 MM
DELAY	5.2 US				
DATA-#	2	DSPLAY	0 FULL	PRF	1 MED
ZERO	6.25 US	ECHO	0 1.	MODE	2 ANGL
ANGLE	45 GRD	THICK	103 MM	X-VAL	12 MM

Fig.A2.39.Oscilograma obținută în punctul 2 înainte de sudare, cu o reflexie, la bara cu orificii.

## USK 7 D - Inspection Report



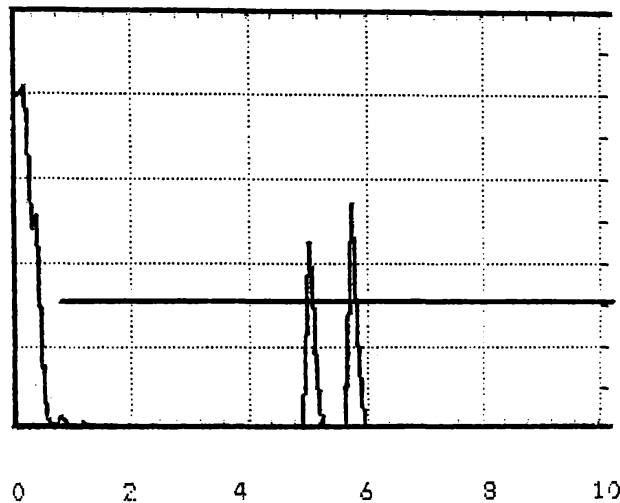
0 2 4 6 8 10  
 HEIGHT 50 % DEPTH 49.7 MM S-PATH 70.3 MM

### Instrument adjustment:

GAIN	52.0 DB	PULSER	0 LOW	aTHRSH	30 %
RANGE	145 MM	REJECT	0 %	aSTART	12.0 MM
MTVEL	3395 M/S	FREQ	0 1-5	aWIDTH	185 MM
DELAY	5.2 US				
DATA-#	2	DSPLAY	0 FULL	PRF	1 MED
ZERO	6.25 US	ECHO	0 1.	MODE	2 ANGL
ANGLE	45 GRD	THICK	145 MM	X-VAL	12 MM

Fig.A2.40.Oscilograma obținută în punctul 2 după de sudare,  
 cu o reflexie, la bara cu orificii.

## USK 7 D - Inspection Report



HEIGHT 52 %      DEPTH 49.7 MM      S-PATH 70.3 MM

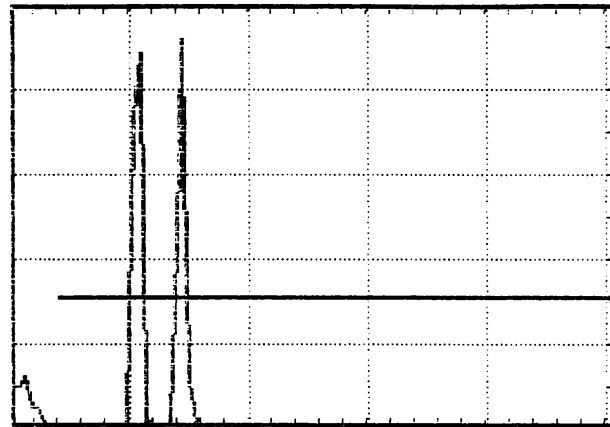
### Instrument adjustment:

GAIN	56.0 DB	PULSER	0 LOW	aTHRSH	30 %
RANGE	145 MM	REJECT	0 %	aSTART	12.0 MM
MTVEL	3395 M/S	FREQ	0 1-5	aWIDTH	195 MM
DELAY	5.2 US				
DATA-#	2	DSPLAY	0 FULL	PRF	1 MED
ZERO	6.25 US	ECHO	0 1.	MODE	2 ANGL
ANGLE	45 GRD	THICK	103 MM	X-VAL	12 MM

Fig.A2.41.Oscilograma obținută în punctul 2 după vibraare, cu o reflexie, la bara cu orificii.



## USK 7 D - Inspection Report



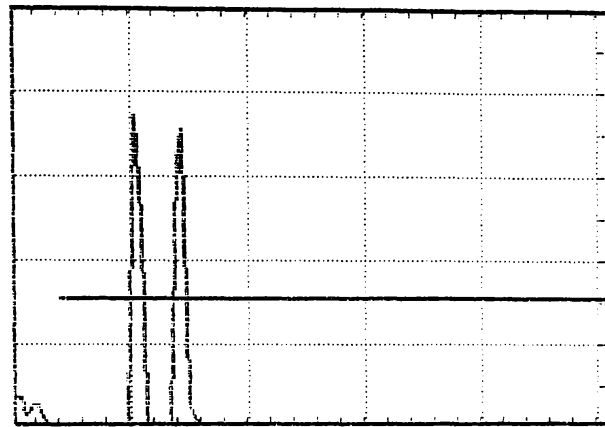
	0	2	4	6	8	10
HEIGHT	88 %	DEPTH	19.5 MM	S-PATH	27.6 MM	

### Instrument adjustment:

GAIN	43.5 DB	PULSER	0 LOW	aTHRSH	30 %
RANGE	145 MM	REJECT	0 %	aSTART	12.0 MM
MTVEL	3395 M/S	FREQ	0 1-5	aWIDTH	185 MM
DELAY	5.2 US				
DATA-#	4	DSPLAY	0 FULL	PRF	1 MED
ZERO	6.25 US	ECHO	0 1.	MODE	2 ANGL
ANGLE	45 GRD	THICK	103 MM	X-VAL	12 MM

Fig.A2.42.Oscilograma obținută în punctul 2 înainte de sudare, prin palpăre directă, la bara cu orificii.

## USK 7 D - Inspection Report



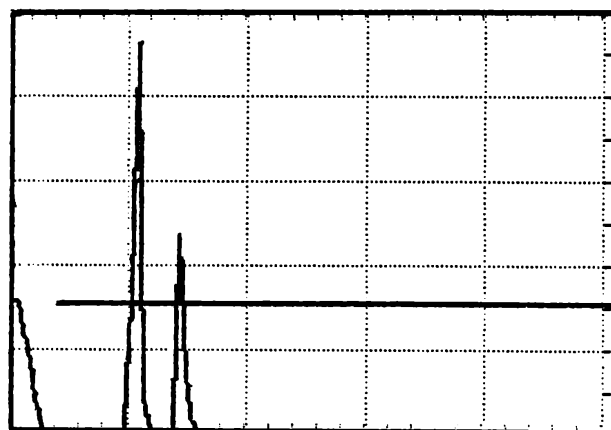
	0	2	4	6	8	10
HEIGHT	76 %	DEPTH	19.3 MM	S-PATH	27.3 MM	

### Instrument adjustment:

GAIN	43.5 DB	PULSER	0 LOW	aTHRSH	30 %
RANGE	145 MM	REJECT	0 %	aSTART	12.0 MM
MTVEL	3395 M/S	FREQ	0 1-5	aWIDTH	185 MM
DELAY	5.2 US				
DATA-#	4	DSPLAY	0 FULL	PRF	1 MED
ZERO	6.25 US	ECHO	0 1.	MODE	2 ANGL
ANGLE	45 GRD	THICK	145 MM	X-VAL	12 MM

Fig.A2.43. Oscilograma obținută în punctul 2 după sudare, prin palpăre directă, la bara cu orificii.

## USK 7 D - Inspection Report



0 2 4 6 8 10

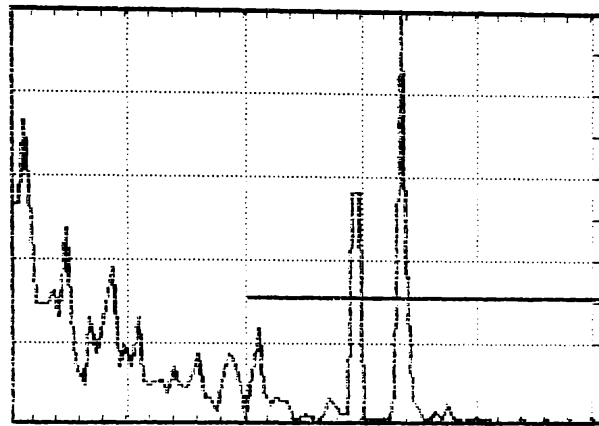
HEIGHT 90 % DEPTH 19.7 MM S-PATH 27.9 MM

### Instrument adjustment:

GAIN	45.5 DB	PULSER	0 LDW	aTHRSH	30 %
RANGE	145 MM	REJECT	0 %	aSTART	12.0 MM
MTVEL	3395 M/S	FREQ	0 1-5	aWIDTH	185 MM
DELAY	5.2 US				
DATA-#	4	DSPLAY	0 FULL	PRF	1 MED
ZERO	6.25 US	ECHO	0 1.	MODE	2 ANGL
ANGLE	45 GRD	THICK	103 MM	X-VAL	12 MM

Fig.A2.44.Oscilograma obținută în punctul 2 după vibrație, prin palpăre directă, la bara cu orificii.

## USK 7 D - Inspection Report



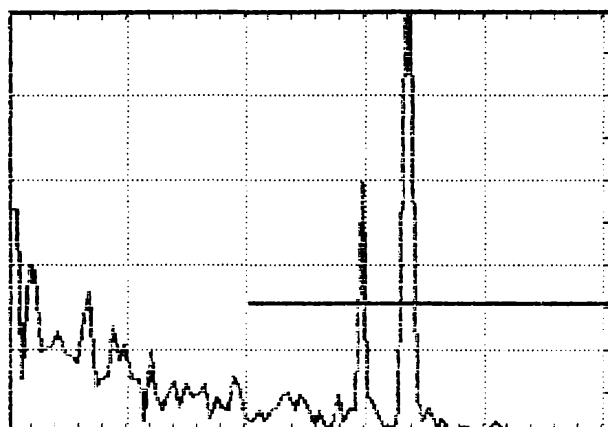
0 2 4 6 8 10  
 HEIGHT 102 % DEPTH 45.4 MM S-PATH 132.9 MM

### Instrument adjustment:

GAIN	84.0 DB	PULSER	0 LOW	aTHRSH	30 %
RANGE	200 MM	REJECT	0 %	aSTART	80.8 MM
MTVEL	3053 M/S	FREQ	0 1-5	aWIDTH	185 MM
DELAY	13.5 US				
DATA-#	5	DSPLAY	0 FULL	PRF	1 MED
ZERO	3.08 US	ECHO	0 1.	MODE	2 ANGL
ANGLE	70 GRD	THICK	383 MM	X-VAL	12 MM

Fig.A2.45.Oscilograma obținută în punctul 3 înainte de sudare, cu o reflexie, la bara cu orificii.

## USK 7 D - Inspection Report



0            2            4            6            8            10

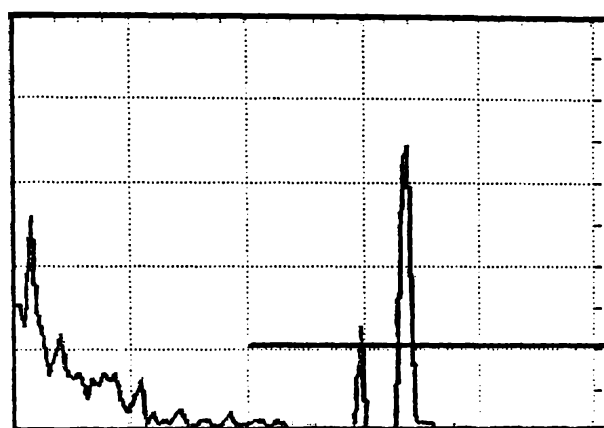
HEIGHT    102 %                    DEPTH    45.6 MM                    S-PATH    133.6 MM

### Instrument adjustment:

GAIN	84.0 DB	PULSER	0 LOW	aTHRSH	30 %
RANGE	200 MM	REJECT	0 %	aSTART	80.8 MM
MTVEL	3040 M/S	FREQ	0 1-5	aWIDTH	185 MM
DELAY	13.5 US				
DATA-#	7	DSPLAY	0 FULL	PRF	1 MED
ZERO	3.08 US	ECHO	0 1.	MODE	2 ANGL
ANGLE	70 GRD	THICK	200 MM	X-VAL	12 MM

Fig.A2.46.Oscilograma obținută în punctul 3 după sudare,  
cu o reflexie, la bara cu orificii.

## USK 7 D. – Inspection Report



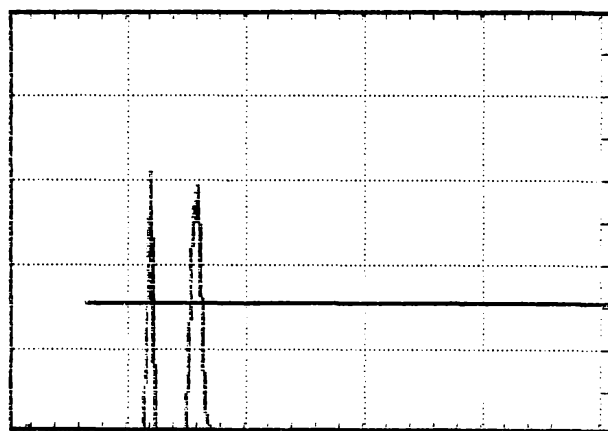
0 2 4 6 8 10  
 HEIGHT 70 % DEPTH 45.8 MM S-PATH 134.0 MM

### Instrument adjustment:

GAIN	84.0 DB	PULSER	0 LOW	aTHRSH	20 %
RANGE	200 MM	REJECT	0 %	sSTART	80.0 MM
MTVEL	3053 M/S	FREQ	0 1-5	aWIDTH	215 MM
DELAY	13.5 US				
DATA-N	5	DSPLAY	0 FULL	PRF	1 MED
ZERO	3.08 US	ECHO	0 1.	MODE	2 ANGL
ANGLE	70 GRD	THICK	383 MM	X-VAL	12 MM

Fig.A2.47. Oscilograma obținută în punctul 3 după vibrare, cu o reflexie, la bara cu orificii.

## USK 7 D - Inspection Report



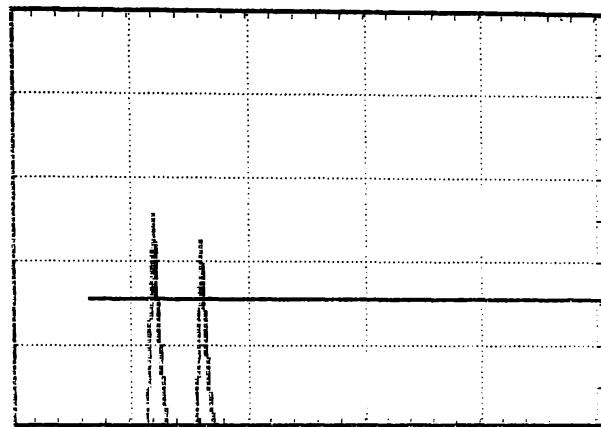
	0	2	4	6	8	10
HEIGHT	62 %	DEPTH	21.0 MM	S-PATH	61.6 MM	

### Instrument adjustment:

GAIN	61.0 DB	PULSER	0 LOW	aTHRSH	30 %
RANGE	200 MM	REJECT	0 %	aSTART	25.8 MM
MTVEL	3053 M/S	FREQ	0 1-5	aWIDTH	185 MM
DELAY	13.5 US				
DATA-#	7	DSPLAY	0 FULL	PRF	1 MED
ZERO	3.08 US	ECHO	0 1.	MODE	2 ANGL
ANGLE	70 GRD	THICK	383 MM	X-VAL	12 MM

Fig.A2.48.Oscilograma obținută în punctul 3 înainte de sudare, prin palpăre directă, la bara cu orificii.

## USK 7 D - Inspection Report



0 2 4 6 8 10  
 HEIGHT 52 % DEPTH 21.3 MM S-PATH 62.5 MM

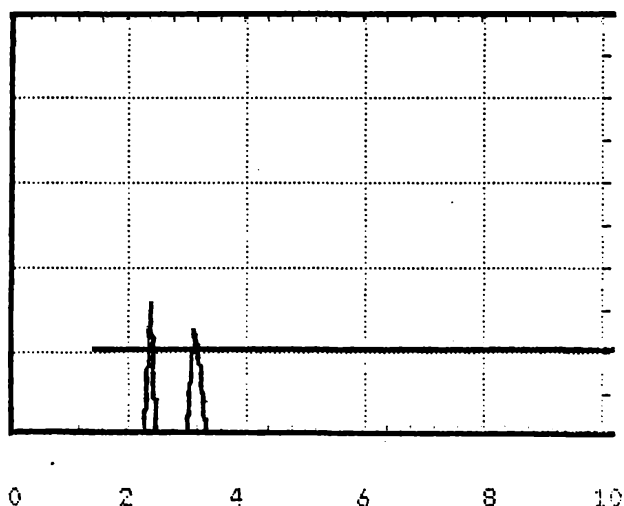
### Instrument adjustment:

GAIN	61.0 DB	PULSER	0 LOW	aTHRSH	30 %
RANGE	200 MM	REJECT	0 %	aSTART	25.8 MM
MTVEL	3053 M/S	FREQ	0 1-5	aWIDTH	185 MM
DELAY	13.5 US				
DATA-#	9	DSPLAY	0 FULL	PRF	1 MED
ZERO	3.08 US	ECHO	0 1.	MODE	2 ANGL
ANGLE	70 GRD	THICK	200 MM	X-VAL	12 MM

Fig.A2.49.Oscilograma obținută în punctul 3 după sudare,  
 prin palpăre directă, la bara cu orificii.



## USK 7 D – Inspection Report



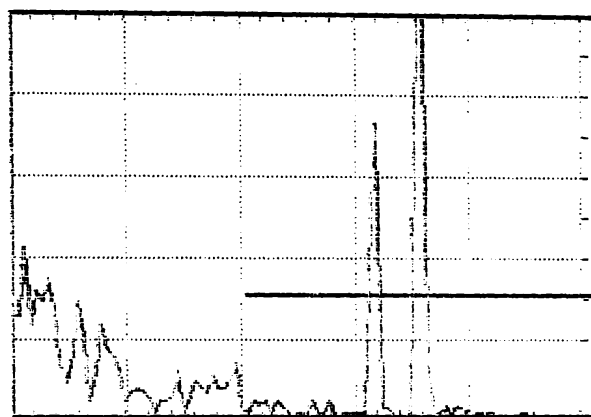
HEIGHT 31 %      DEPTH 21.0 MM      S-PATH 61.5 MM

### Instrument adjustment:

GAIN	61.0 DB	PULSER	0 LOW	aTHRSH	20 %
RANGE	200 MM	REJECT	0 %	aSTART	28.0 MM
RTVEL	3053 M/S	FREQ	0 1-5	aWIDTH	215 MM
DELAY	13.5 US				
DATA-H	9	DSPLAY	0 FULL	PRF	1 MED
ZERO	3.08 US	ECHO	0 1.	MODE	2 ANGL
ANGLE	70 GRD	THICK	383 MM	X-VAL	12 MM

Fig.A2.50.Oscilograma obținută în punctul 3 după vibrație, prin palpăre directă , la bara cu orificii.

## USK 7 D - Inspection Report



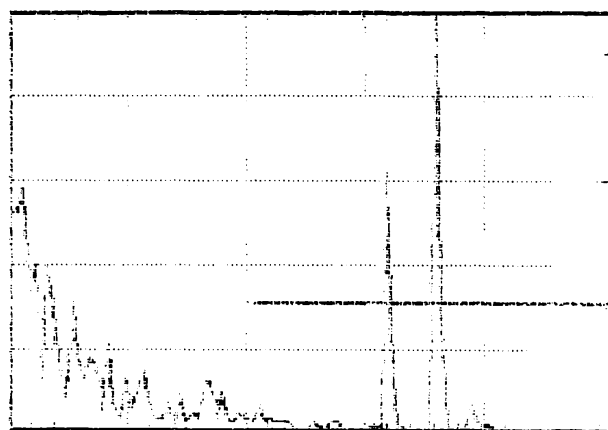
	0	2	4	6	8	10
HEIGHT	102 %	DEPTH	48.3 MM	S-PATH	141.4 MM	

### Instrument adjustment:

GAIN	80.5 DB	PULSER	0 LOW	aTHRSH	30 %
RANGE	200 MM	REJECT	0 %	aSTART	80.3 MM
MTVEL	3053 M/S	FREQ	0 1-5	aWIDTH	185 MM
DELAY	13.5 US				
DATA-#	6	DSPLAY	0 FULL	PRF	1 MED
ZERO	3.08 US	ECHO	0 1.	MODE	2 ANGL
ANGLE	70 GRD	THICK	383 MM	X-VAL	12 MM

**Fig.A2.51. Oscilograma obținută în punctul 4 înainte de sudare, cu o reflexie, la bara cu orificii.**

## USK 7 D - Inspection Report



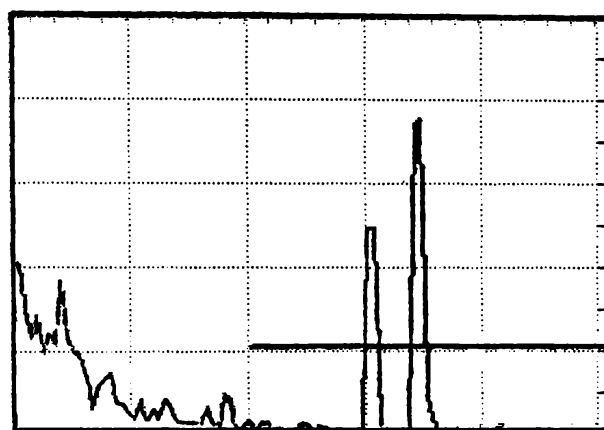
0 2 4 6 8 10  
 HEIGHT 102 % DEPTH 48.6 MM S-PATH 142.0 MM

### Instrument adjustment:

GAIN	84.0 DB	PULSER	0 LOW	aTHRESH	20 %
RANGE	200 MM	REJECT	0 %	aSTART	30.3 MM
MTVEL	3053 M/S	FREQ	0 1-5	aWIDTH	125 MM
DELAY	13.5 US				
DATA-#	3	DSPLAY	0 FULL	PRF	1 MED
ZERO	3.08 US	ECHO	0 1.	MODE	2 ANGL
ANGLE	70 GRD	THICK	200 MM	K-VAL	12 MM

Fig.A2.52. Oscilograma obținută în punctul 4 după sudare, cu o reflexie, la bara cu orificii.

## USK 7 D – Inspection Report



0 2 4 6 8 10

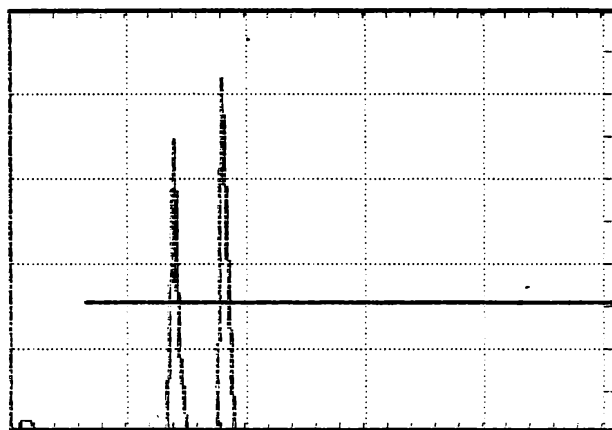
HEIGHT 75 %      DEPTH 46.8 MM      S-PATH 137.0 MM

### Instrument adjustaent:

GAIN	84.0 DB	PULSER	0 LOW	ATHRSH	20 %
RANGE	200 MM	REJECT	0 %	aSTART	80.0 MM
MTVEL	3053 M/S	FREQ	0 1-5	aWIDTH	215 MM
DELAY	13.5 US				
DATA-N	6	DISPLAY	0 FULL	PRF	1 MED
ZERO	3.08 US	ECHO	0 1.	MODE	2 ANGL
ANGLE	70 GRD	THICK	383 MM	X-VAL	12 MM

Fig.A2.53. Oscilograma obținută în punctul 4 după vibrație, cu o reflexie, la bara cu orificii.

## USK 7 D - Inspection Report



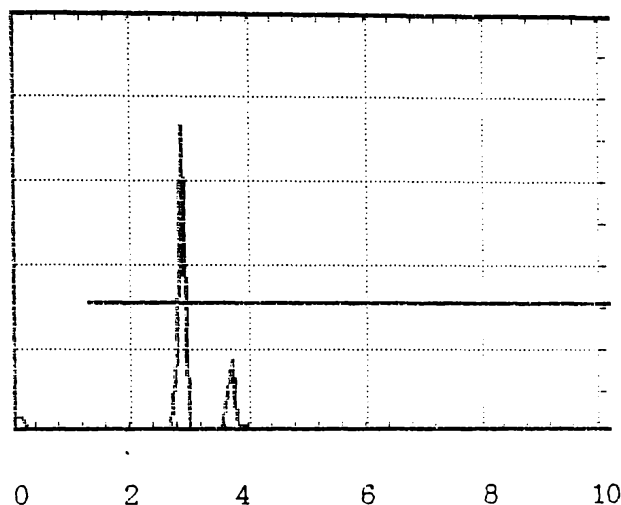
0 2 4 6 8 10  
 HEIGHT 80 % DEPTH 24.1 MM S-PATH 70.5 MM

### Instrument adjustment:

GAIN	66.0 DB	PULSER	0 LOW	aTHRSH	30 %
RANGE	200 MM	REJECT	0 %	aSTART	25.8 MM
MTVEL	3053 M/S	FREQ	0 1-5	aWIDTH	185 MM
DELAY	13.5 US				
DATA-#	8	DSPLAY	0 FULL	PRF	1 MED
ZERO	3.08 US	ECHO	0 1.	MODE	2 ANGL
ANGLE	70 GRD	THICK	383 MM	X-VAL	12 MM

Fig.A2.54.Oscilograma obținută în punctul 4 înainte de sudare, prin palpăre directă , la bara cu orificii.

## USK 7 D - Inspection Report



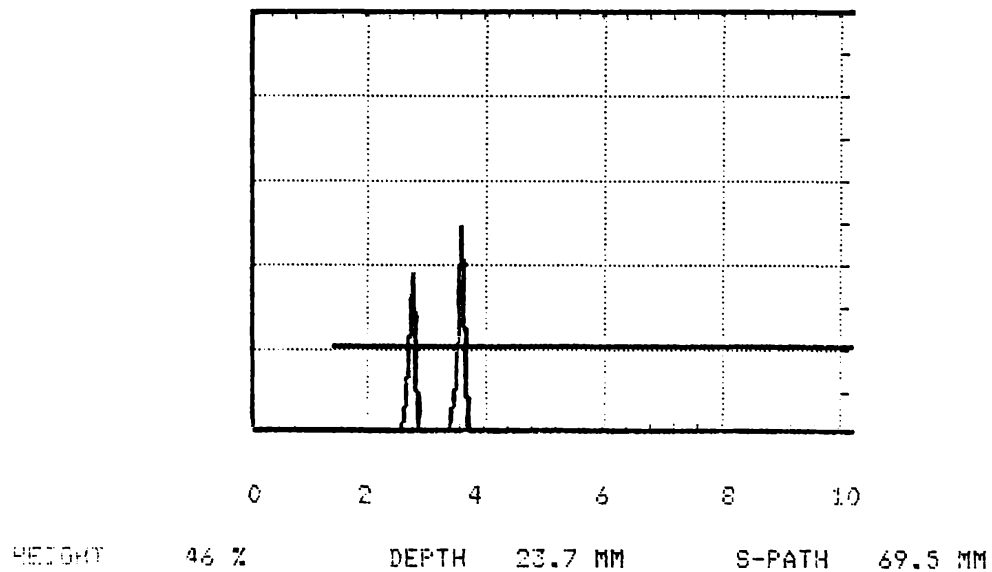
HEIGHT 72 %                      DEPTH 24.4 MM                      S-PATH 71.4 MM

### Instrument adjustment:

GAIN 66.0 DB	PULSER 0 LOW	aTHRSH 30 %
RANGE 200 MM	REJECT 0 %	aSTART 25.8 MM
MTVEL 3053 M/S	FREQ 0 1-5	aWIDTH 185 MM
DELAY 13.5 US		
DATA-# 10	DSPLAY 0 FULL	PRF 1 MED
ZERO 3.08 US	ECHO 0 1.	MODE 2 ANGL
ANGLE 70 GRD	THICK 200 MM	X-VAL 12 MM

Fig.A2.55.Oscilograma obținută în punctul 4 după sudare,  
prin palpăre directă , la bara cu orificii.

## USK 7 D – Inspection Report

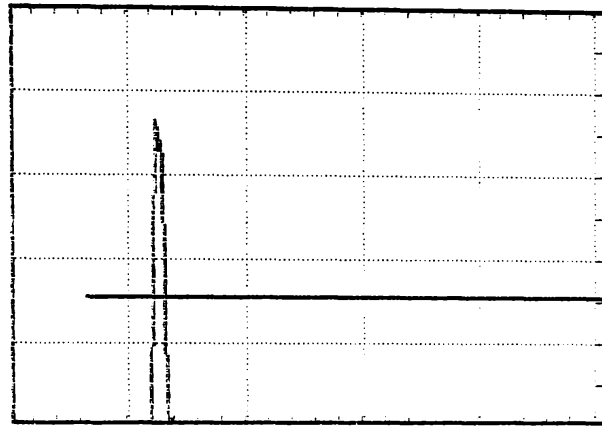


### Instrument adjustment:

GAIN	66.0 DB	PULSER	0 LOW	aTHRSH	20 %
RANGE	200 MM	REJECT	0 %	aSTART	28.0 MM
MTVEL	3053 M/S	FREQ	0 1-5	aWIDTH	215 MM
DELAY	13.5 US				
DATA-H	10	DSPLAY	0 FULL	PRF	1 MED
ZERO	3.08 US	ECHO	0 1.	MODE	2 ANGL
ANGLE	70 GRD	THICK	383 MM	X-VAL	12 MM

Fig.A2.56.Oscilograma obținută în punctul 4 după vibrare, prin palpate directă , la bara cu orificii.

## USK 7 D - Inspection Report



0 2 4 6 8 10

HEIGHT 72 % DEPTH 22.1 MM S-PATH 64.7 MM

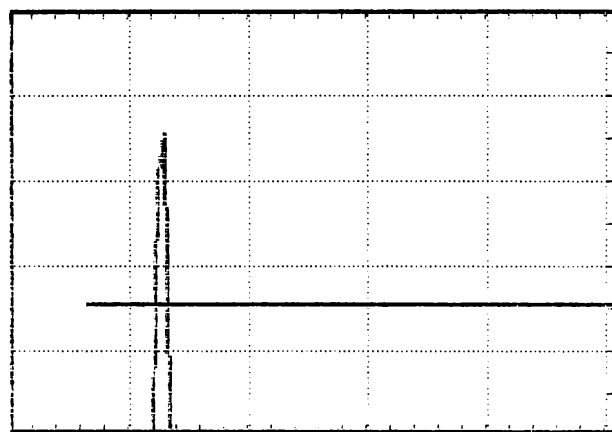
### Instrument adjustment:

GAIN	57.0 DB	PULSER	0 LOW	aTHRSH	30 %
RANGE	200 MM	REJECT	0 %	aSTART	25.8 MM
MTVEL	3053 M/S	FREQ	0 1-5	aWIDTH	185 MM
DELAY	13.5 US				
DATA-#	9	DSPLAY	0 FULL	PRF	1 MED
ZERO	3.08 US	ECHO	0 1.	MODE	2 ANGL
ANGLE	70 GRD	THICK	383 MM	X-VAL	12 MM

Fig.A2.57.Oscilograma obținută în punctul 5 înainte de sudare, prin palpăre directă , la bara cu orificii.



## USK 7 D - Inspection Report



0 2 4 6 8 10

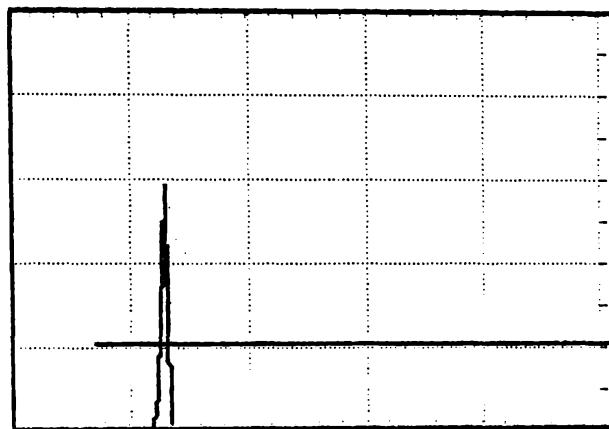
HEIGHT 71 % DEPTH 22.2 MM S-PATH 65.0 MM

### Instrument adjustment:

GAIN	60.5 DB	PULSER	0 LOW	aTHRSH	30 %
RANGE	200 MM	REJECT	0 %	aSTART	25.8 MM
MTVEL	3053 M/S	FREQ	0 1-5	aWIDTH	185 MM
DELAY	13.5 US				
DATA-#	11	DSPLAY	0 FULL	PRF	1 MED
ZERO	3.08 US	ECHO	0 1.	MODE	2 ANGL
ANGLE	70 GRD	THICK	200 MM	X-VAL	12 MM

Fig.A2.58.Oscilograma obținută în punctul 5 după sudare, prin palpăre directă , la bara cu orificii.

## USK 7 D - Inspection Report



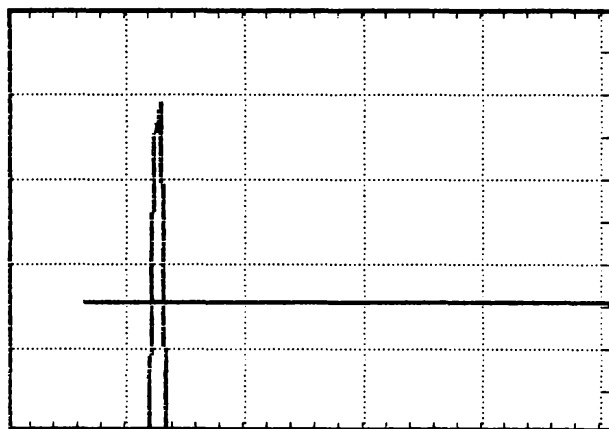
0 2 4 6 8 10  
 HEIGHT 50 % DEPTH 22.3 MM S-PATH 65.4 MM

### Instrument adjustment:

GAIN	60.0 DB	PULSER	0 LOW	aTHRSH	50 %
RANGE	200 MM	REJECT	0 %	aSTART	28.0 MM
WTVEL	3053 M/S	FREQ	0 1-5	aWIDTH	215 MM
DELAY	13.5 US				
DATA-N	7	DISPLAY	0 FULL	PRF	1 MED
ZERO	3.08 US	ECHO	0 1.	MODE	2 ANGL
ANGLE	70 GRD	THICK	383 MM	X-VAL	12 MM

Fig.A2.59.Oscilograma obținută în punctul 5 după vibrație, prin palpate directă , la bara cu orificii.

## USK 7 D - Inspection Report



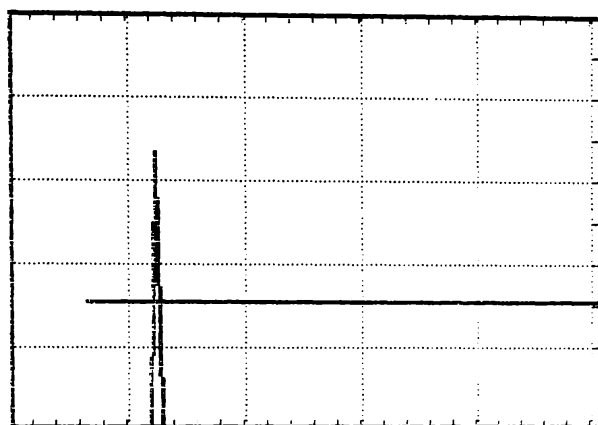
	0	2	4	6	8	10
HEIGHT	80 %	DEPTH	22.1 MM	S-PATH	64.9 MM	

### Instrument adjustment:

GAIN	57.0 DB	PULSER	0 LOW	aTHRSH	30 %
RANGE	200 MM	REJECT	0 %	aSTART	25.8 MM
MTVEL	3053 M/S	FREQ	0 1-5	aWIDTH	185 MM
DELAY	13.5 US				
DATA-#	10	DSPLAY	0 FULL	PRF	1 MED
ZERO	3.08 US	ECHO	0 1.	MODE	2 ANGL
ANGLE	70 GRD	THICK	383 MM	X-VAL	12 MM

Fig.A2.60.Oscilograma obținută în punctul 6 înainte de sudare, prin palpare directă , la bara cu orificii.

## USK 7 D - Inspection Report



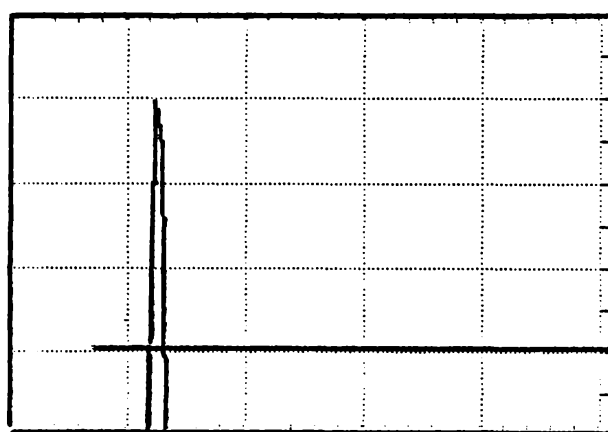
	0	2	4	6	8	10
HEIGHT	66 %	DEPTH	21.7 MM	S-PATH	63.7 MM	

### Instrument adjustment:

GAIN	57.0 DB	PULSER	0 LOW	aTHRSH	30 %
RANGE	200 MM	REJECT	0 %	aSTART	25.8 MM
MTVEL	3053 M/S	FREQ	0 1-5	aWIDTH	185 MM
DELAY	13.5 US				
DATA-#	12	DSPLAY	0 FULL	PRF	1 MED
ZERO	3.08 US	ECHO	0 1.	MODE	2 ANGL
ANGLE	70 GRD	THICK	200 MM	X-VAL	12 MM

Fig.A2.61.Oscilograma obținută în punctul 6 după sudare,  
prin palpăre directă , la bara cu orificii.

## USK 7 D - Inspection Report



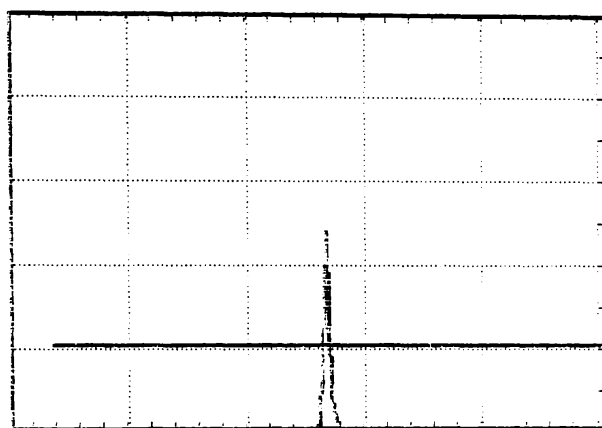
0 2 4 6 8 10  
 HEIGHT 77 % DEPTH 22.1 MM S-PATH 64.7 MM

### Instrument adjustment:

GAIN	60.0 DB	PULSER	0 LOW	aTHRSH	20 %
RANGE	200 MM	REJECT	0 %	aSTART	28.0 MM
MTVEL	3053 M/S	FREQ	0 1-5	aWIDTH	215 MM
DELAY	13.3 US				
DATA-R	8	DISPLAY	0 FULL	PRF	1 MED
ZERO	3.08 US	ECHO	0 1.	MODE	2 ANGL
ANGLE	70 GRD	THICK	383 MM	X-VAL	12 MM

Fig.A2.62.Oscilograma obținută în punctul 6 după vibrare,  
 prin palpăre directă , la bara cu orificii.

## USK 7 D - Inspection Report



0            2            4            6            8            10

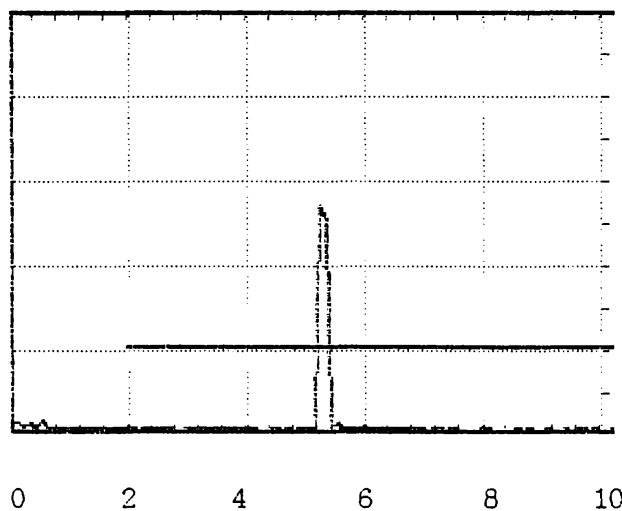
HEIGHT      47 %                  DEPTH      31.8 MM                  S-PATH      93.1 MM

### Instrument adjustment:

GAIN	51.0 DB	PULSER	0 LOW	aTHRSH	20 %
RANGE	145 MM	REJECT	0 %	aSTART	11.0 MM
MTVEL	3362 M/S	FREQ	0 1-5	aWIDTH	157 MM
DELAY	15.5 US				
DATA-#	11	DSPLAY	0 FULL	PRF	1 MED
ZERO	5.58 US	ECHO	0 1.	MODE	2 ANGL
ANGLE	70 GRD	THICK	383 MM	X-VAL	12 MM

Fig.A2.63.Oscilograma obținută în punctul 7 înainte de sudare, prin palpare directă , la bara cu orificii.

## USK 7 D - Inspection Report



S-PATH 92.1 MM

### Instrument adjustment:

GAIN	51.0 DB	PULSER	0 LOW	aTHRSH	20 %
RANGE	145 MM	REJECT	0 %	aSTART	28.0 MM
MTVEL	3362 M/S	FREQ	0 1-5	aWIDTH	215 MM
DELAY	15.5 US				
DATA-#	11	DSPLAY	0 FULL	PRF	1 MED
ZERO	5.58 US	ECHO	0 1.	MODE	0 THK

Fig.A2.64.Oscilograma obținută în punctul 7 după sudare, prin palpăre directă , la bara cu orificii.

## USK 7 D - Inspection Report

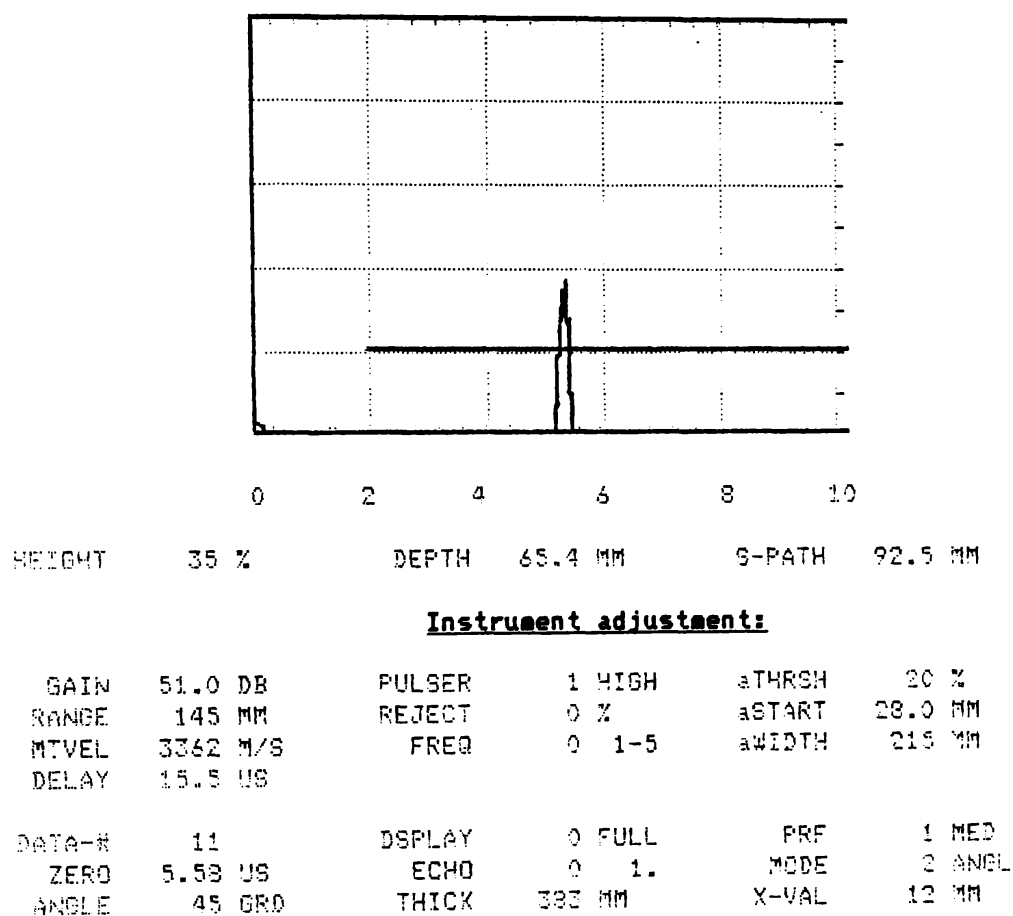
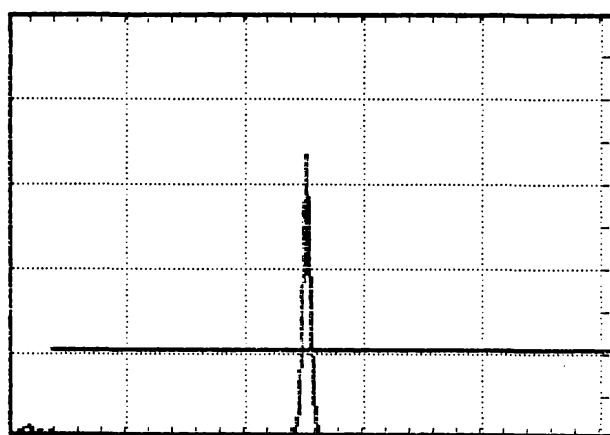


Fig.A2.65.Oscilograma obținută în punctul 7 după vibrare,  
prin palpăre directă , la bara cu orificii.



## USK 7 D - Inspection Report



0 2 4 6 8 10

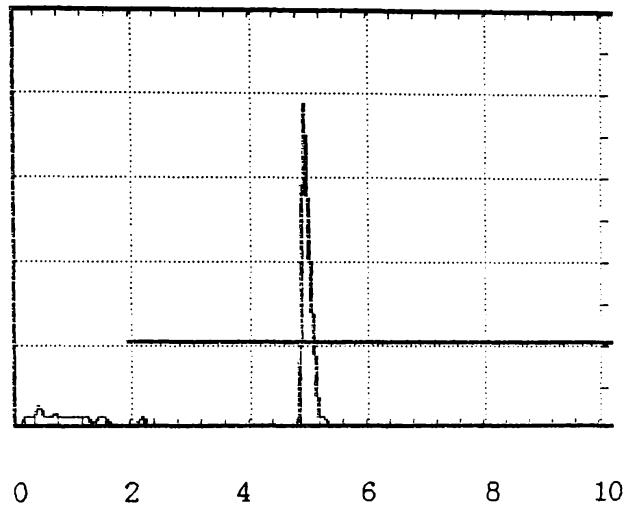
HEIGHT 65 %      DEPTH 30.2 MM      S-PATH 88.3 MM

### Instrument adjustment:

GAIN	51.0 DB	PULSER	0 LOW	aTHRSH	20 %
RANGE	145 MM	REJECT	0 %	aSTART	11.0 MM
MTVEL	3362 M/S	FREQ	0 1-5	aWIDTH	157 MM
DELAY	15.5 US				
DATA-#	12	DSPLAY	0 FULL	PRF	1 MED
ZERO	5.58 US	ECHO	0 1.	MODE	2 ANGL
ANGLE	70 GRD	THICK	383 MM	X-VAL	12 MM

Fig.A2.66.Oscilograma obținută în punctul 8 înainte de sudare, prin palpăre directă , la bara cu orificii.

## USK 7 D - Inspection Report



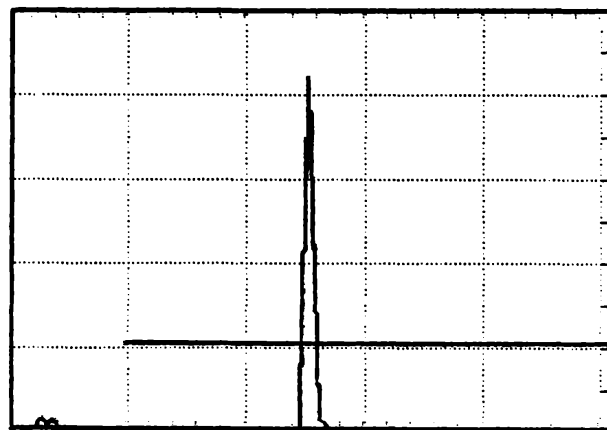
S-PATH 87.1 MM

### Instrument adjustment:

GAIN	51.0 DB	PULSER	0 LOW	aTHRS	20 %
RANGE	145 MM	REJECT	0 %	aSTART	28.0 MM
MTVEL	3362 M/S	FREQ	0 1-5	aWIDTH	215 MM
DELAY	15.5 US				
DATA-#	12	DSPLAY	0 FULL	PRF	1 MED
ZERO	5.58 US	ECHO	0 1.	MODE	0 THK

Fig.A2.67. Oscilograma obținută în punctul 8 după sudare, prin palpăre directă, la bara cu orificii.

## USK 7 D - Inspection Report



0 2 4 6 8 10

HEIGHT 82 %      DEPTH 62.5 MM      S-PATH 88.5 MM

### Instrument adjustment:

GAIN	51.0 DB	PULSER	1 HIGH	aTHRSH	20 %
RANGE	145 MM	REJECT	0 %	aSTART	28.0 MM
WTVEL	3362 M/S	FREQ	0 1-5	aWIDTH	215 MM
DELAY	15.5 US				
DATA-H	12	DSPLAY	0 FULL	PRF	1 MED
.ZERO	5.58 US	ECHO	0 1.	MODE	2 ANGL
ANGLE	45 GRD	THICK	383 MM	X-VAL	12 MM

**Fig.A2.68.Oscilograma obținută în punctul 8 după vibrare, prin palpate directă , la bara cu orificii.**

Tabelul A2.2

Centralizarea datelor obținute din oscilogramele de la proba cu orificii

Pct.	Mod de palp.	Stare piesă	d [mm]	$v_T$ [m/s]	$\Delta d_{o-s}$ [mm]	$ds_{s-v}$ [mm]	$\Delta d_{o-v}$ [mm]	$\Delta v_{T o-s}$ [m/s]	$\Delta v_{T s-v}$ [m/s]
1	o refle- xie	o	71,6	3395	+0,3	+0,1	+0,4	-15	-4
		s	71,9	3380					
		v	72,0	3376					
1	direct	o	27,8	3395	+0,1	-0,4	-0,3	-12	+49
		s	27,9	3383					
		v	27,5	3432					
2	o refle- xie	o	70,0	3395	+0,3	0	+0,3	-15	0
		s	70,3	3380					
		v	70,3	3380					
2	direct	o	27,6	3395	-0,3	+0,6	+0,3	+37	-74
		s	27,3	3432					
		v	27,9	3358					
3	o refle- xie	o	132,9	3053	+0,7	+0,4	+1,1	-27	+4
		s	133,6	3024					
		v	134,0	3028					
3	direct	o	61,6	3053	+0,9	-1	-0,1	-44	+48
		s	62,5	3009					
		v	61,5	3057					
4	o refle- xie	o	141,4	3053	+0,9	-5,3	-4,4	-20	+97
		s	142,3	3033					
		v	137,0	3130					
4	direct	o	70,5	3053	+0,9	-0,9	-1	-39	+82
		s	71,4	3014					
		v	69,5	3096					
5	direct	o	64,7	3053	+0,3	+0,4	+0,7	-15	-18
		s	65,0	3038					
		v	65,4	3020					
6	direct	o	64,9	3053	-1,2	+1	-0,2	+57	-48
		s	63,7	3110					
		v	64,7	3062					
7	direct	o	93,1	3362	-1	+1,3	-0,6	+36	-15
		s	92,1	3398					
		v	92,5	3383					
8	direct	o	88,3	3362	-1,2	+1,3	+0,2	+46	-54
		s	87,1	3408					
		v	88,5	3354					

Notații:

o - nesudat; s-sudat; v-vibrat;  
d - distanță parcursă de unda US;  
 $v_T$  - viteza undelor US transversale;  
 $\Delta d$  - variații de distanță;  
 $\Delta v_T$  - variații de viteză.

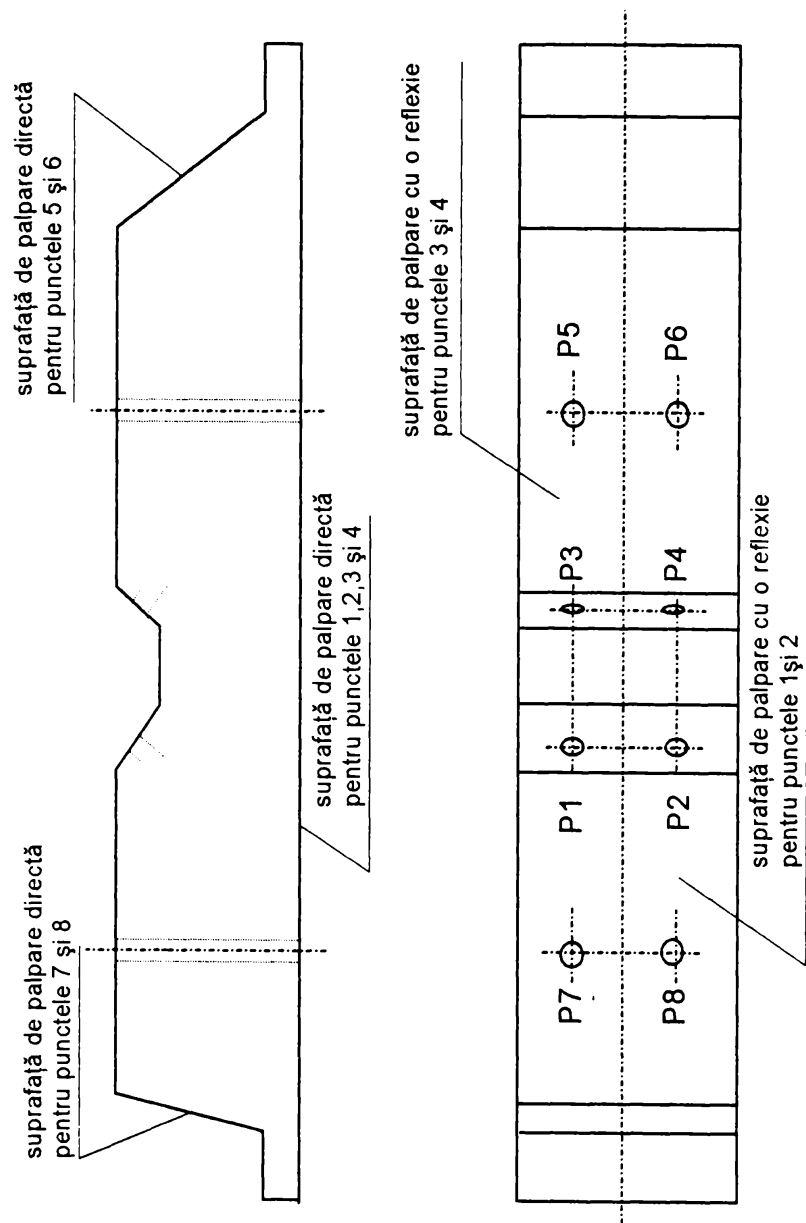


Fig.A2.69.Schema cu amplasarea punctelor și a modului de palpăre la proba cu orificii

## ***ANEXA 3***

*Fig. A3.1. - A3.44.*

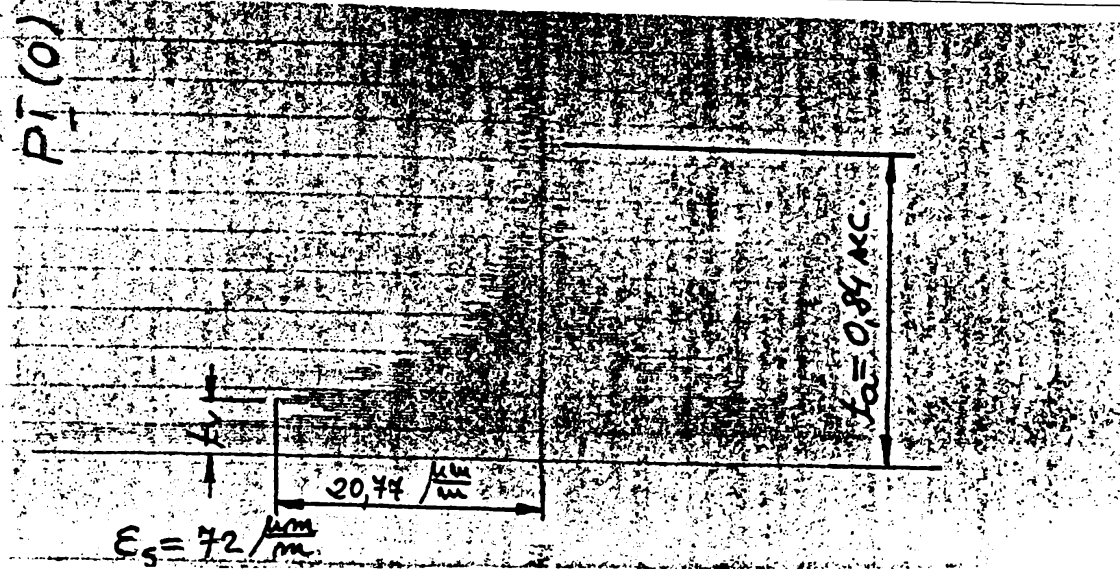


Fig.A3.1. Diagrama vibrației libere amortizate a probei PI, nesudată.

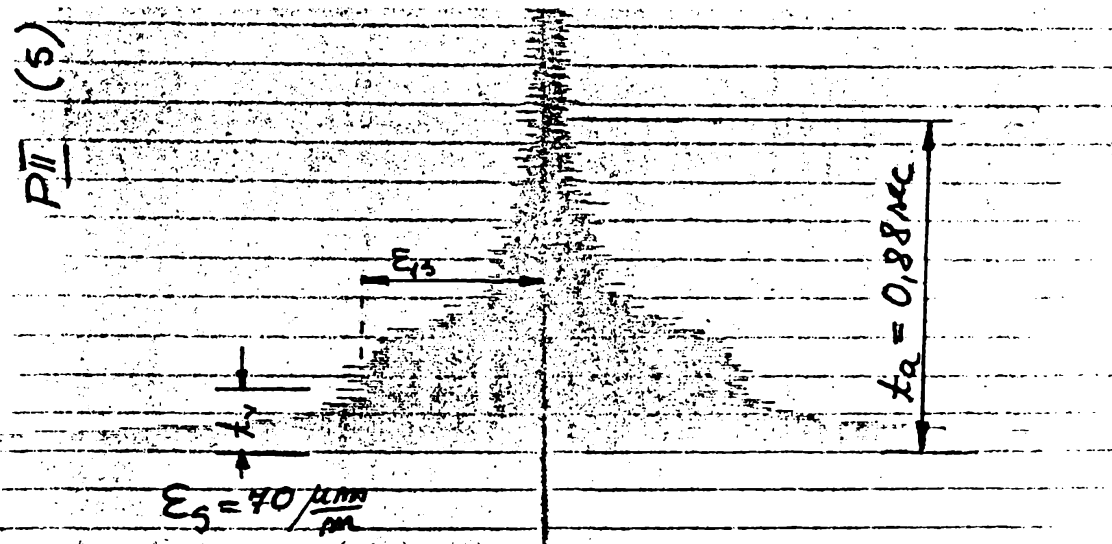


Fig.A3.2. Diagrama vibrației libere amortizate a probei PII, sudată.

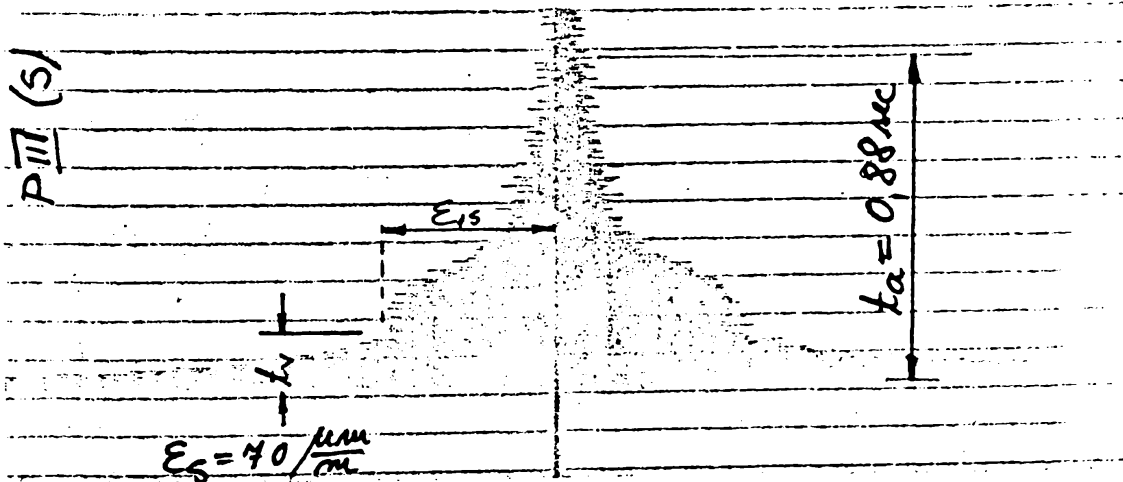


Fig.A3.3. Diagrama vibrației libere amortizate a probei PIII, sudată.

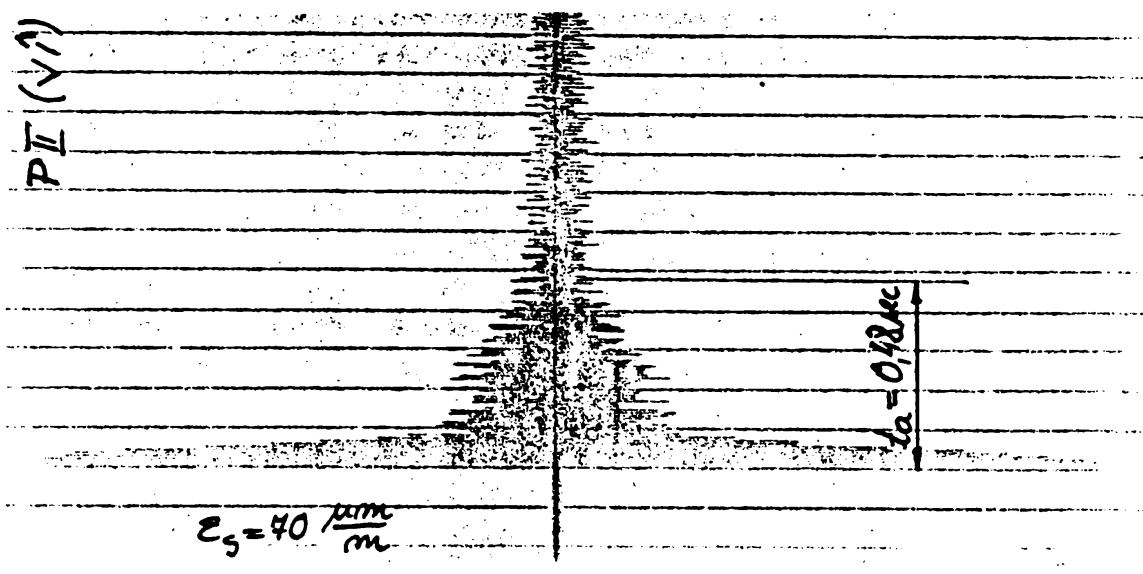


Fig. A3.4. Diagrama vibrației libere amortizate a probei PII, sudată și vibrată încastrat.

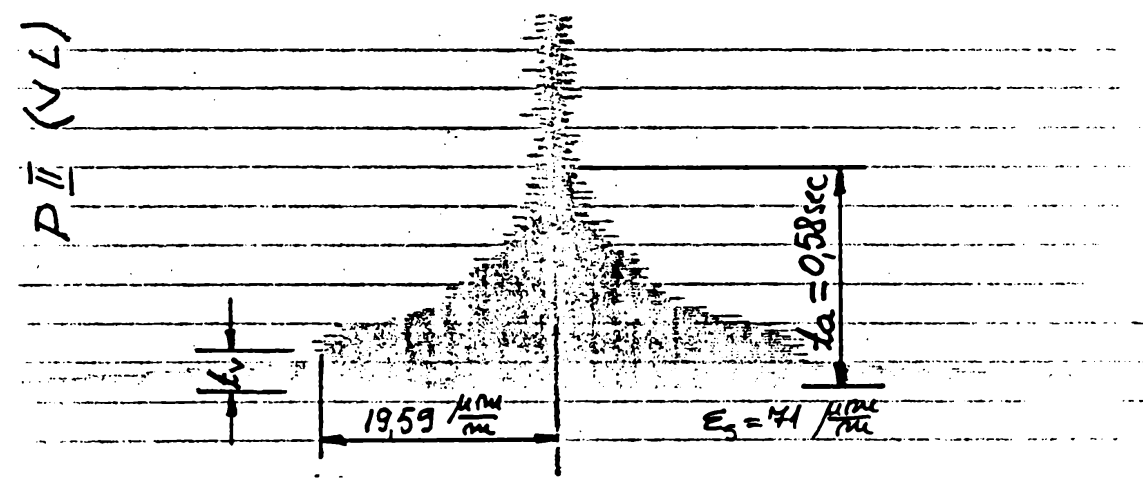


Fig. A3.5. Diagrama vibrației libere amortizate a probei PII, sudată și vibrată liber.

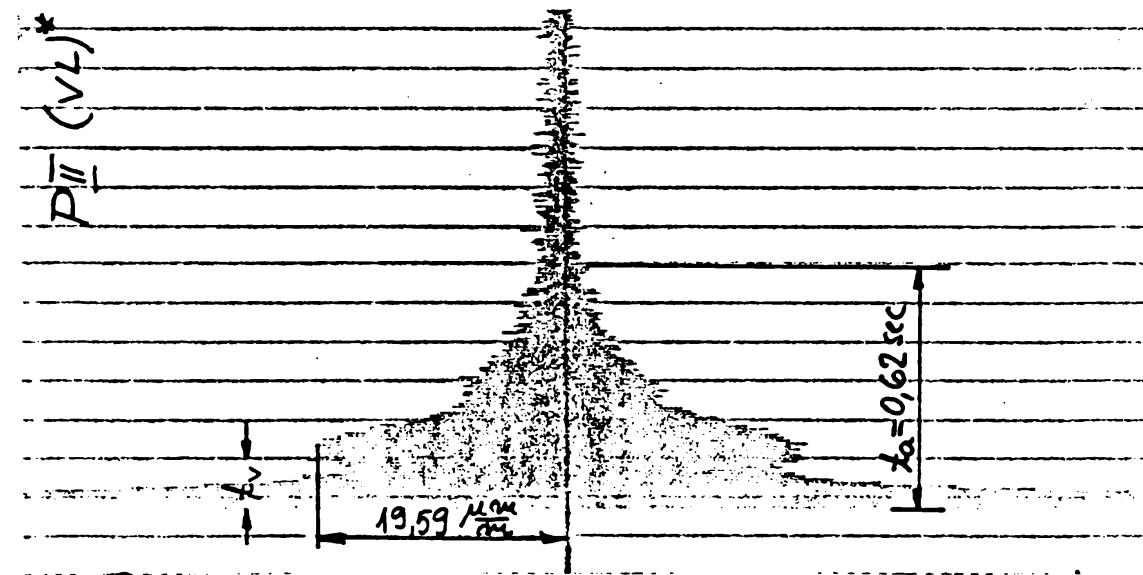


Fig. A3.6. Diagrama vibrației libere amortizate a proba PII, sudată și revibrată după 48 de ore.



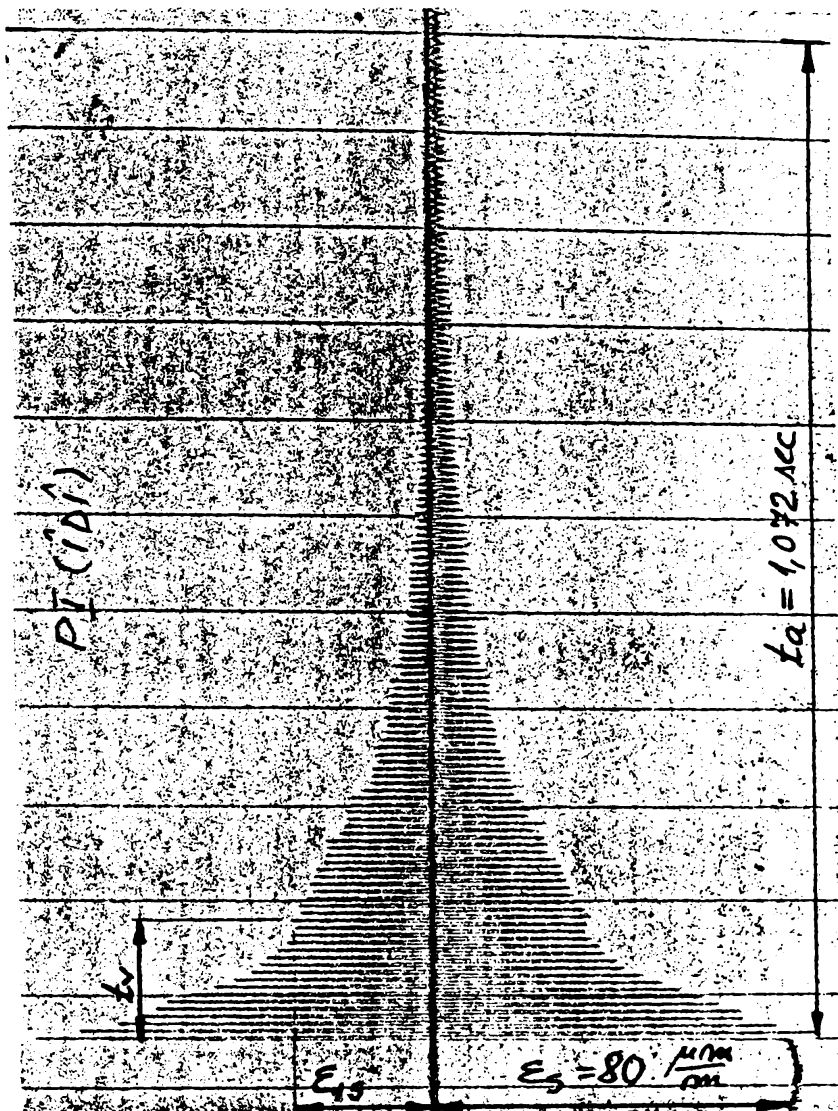


Fig.A3.7. Diagrama vibrației libere amortizate a probei PI, nesudată, după solicitari statice de încărcare descărcare.

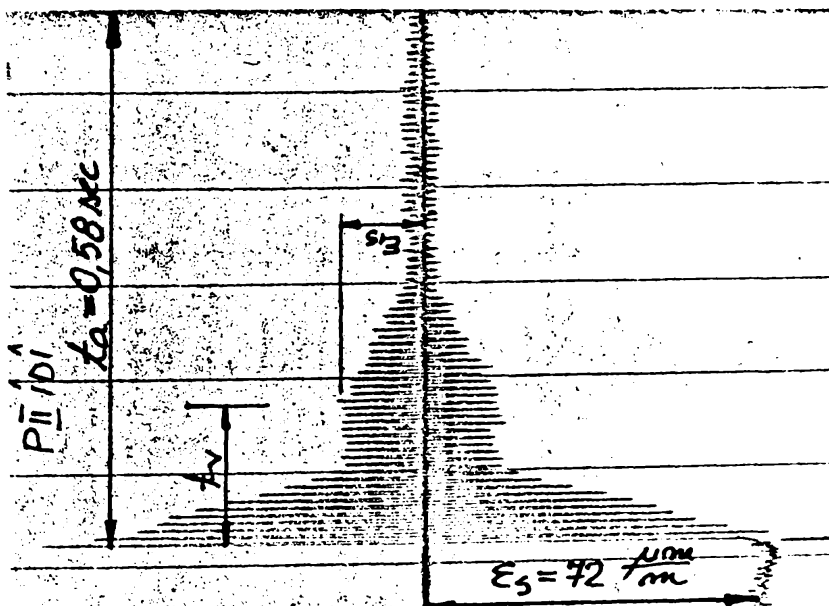


Fig.A3.8. Diagrama vibrației libere amortizate a probei PII, sudată, vibrată și apoi solicitată static.

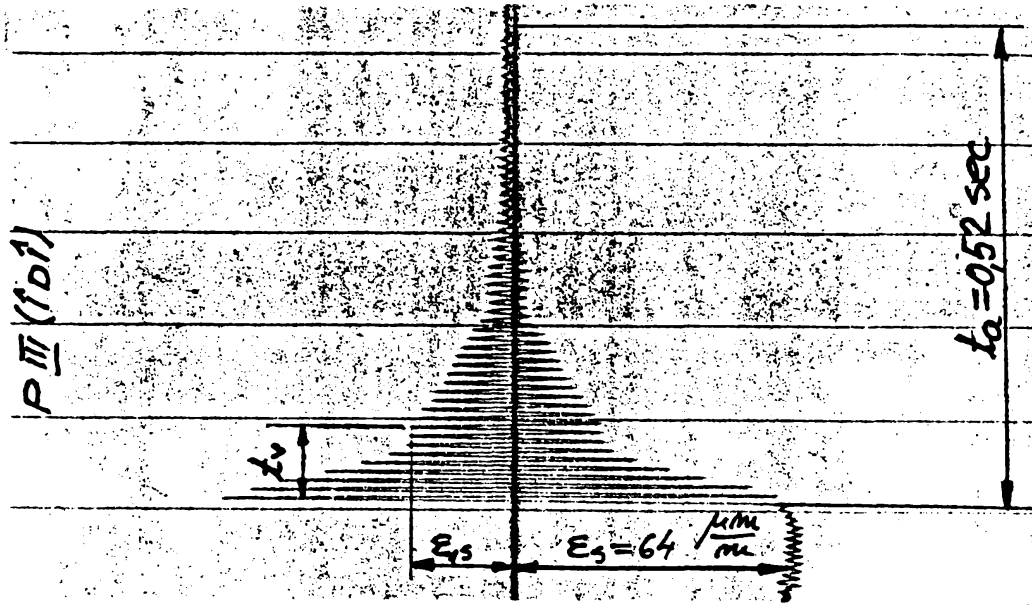


Fig.A3.9. Diagrama vibrației libere amortizate a probei P III, sudată și solicitată static.

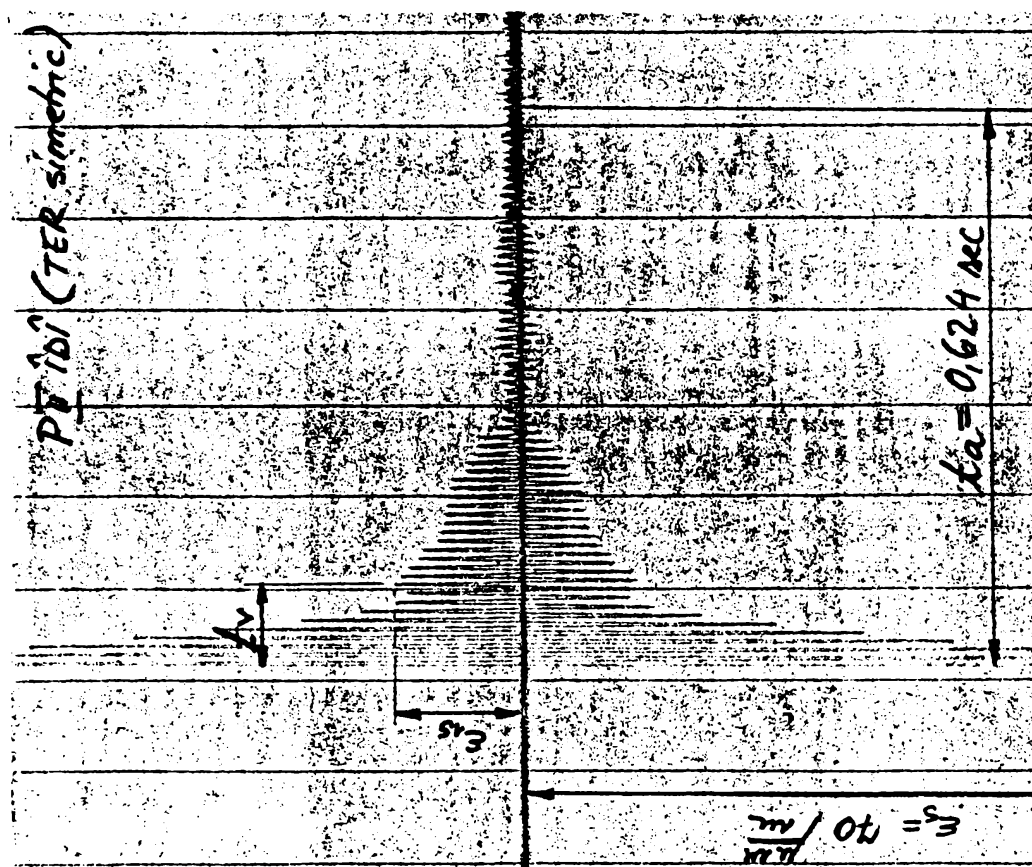


Fig.A3.10. Diagrama vibrației libere amortizate a probei P II, sudată, vibrată și solicitată static, înregistrată cu un TER plasat simetric.

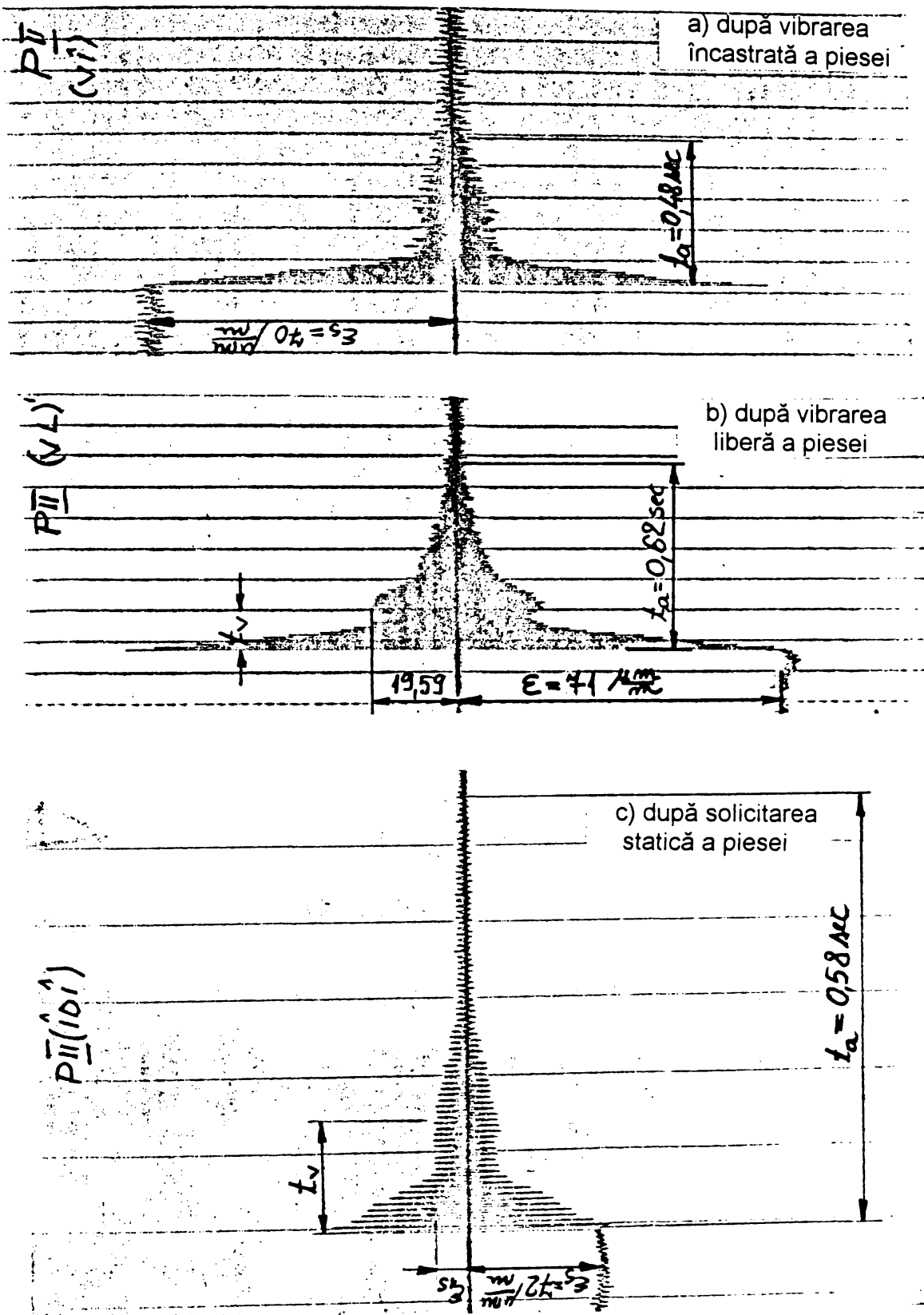


Fig.A3.11. Diagrame reînregistrate pentru conformitate la proba P II, cu sensibilitatea aparatului modificată.

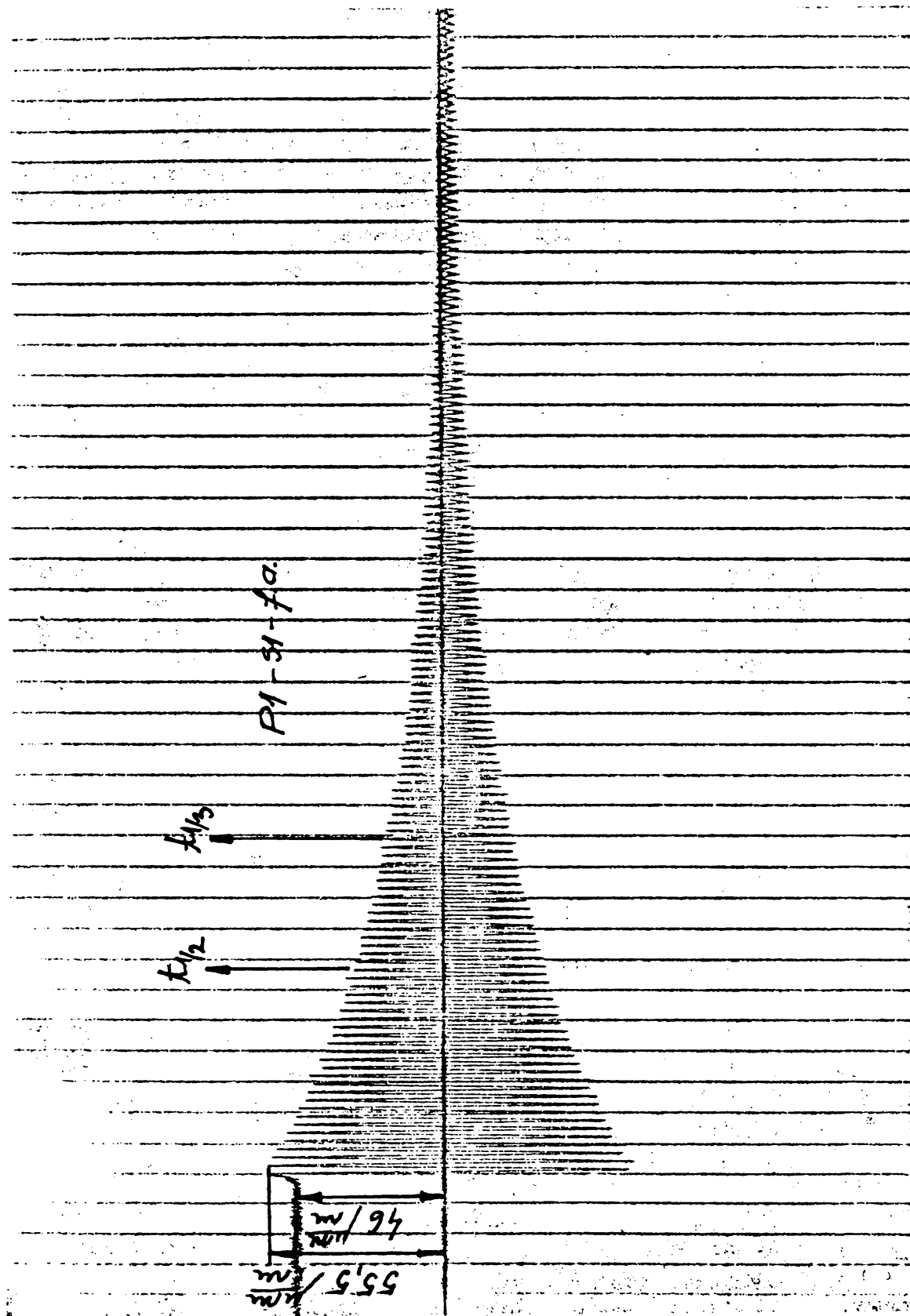


Fig.A3.12. Diagrama vibrației libere amortizate a probei P1 după prima sudare.

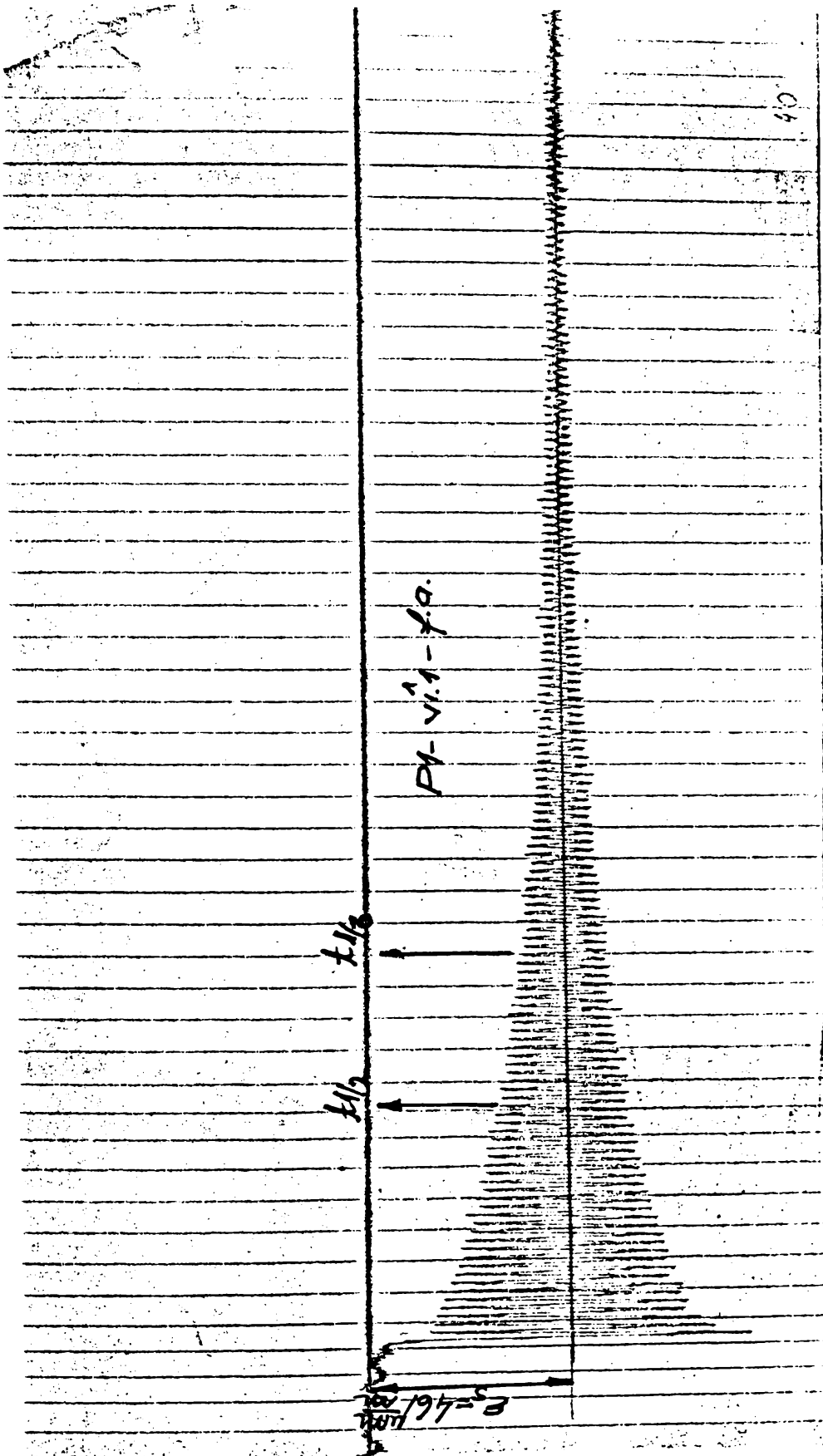


Fig.A3.13. Diagrama vibrației libere amortizate a probei P1 după prima vibrație cu piesa încăstrată.

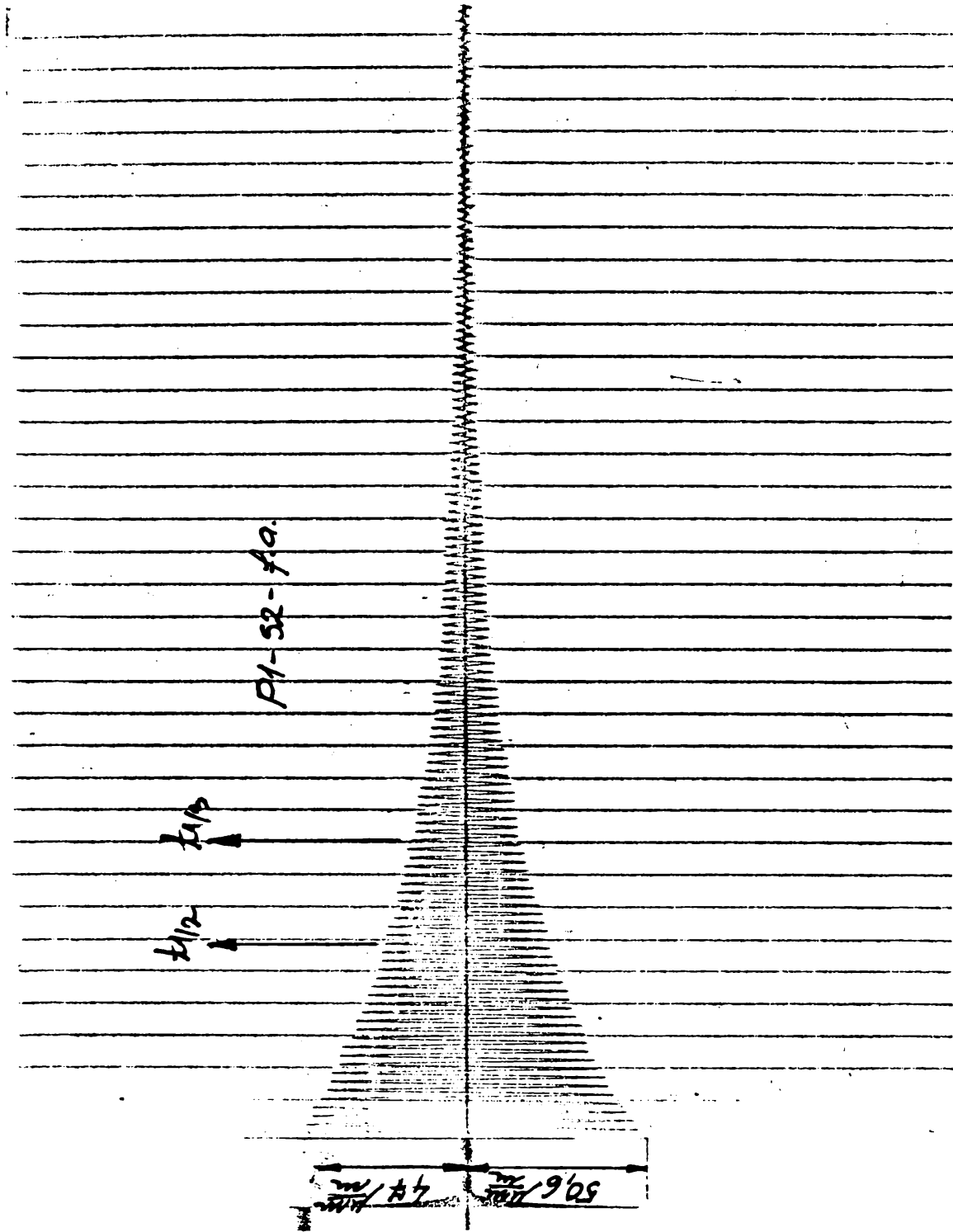


Fig.A3.14. Diagrama vibrației libere amortizate a probei P1 după a -2 - a sudare.

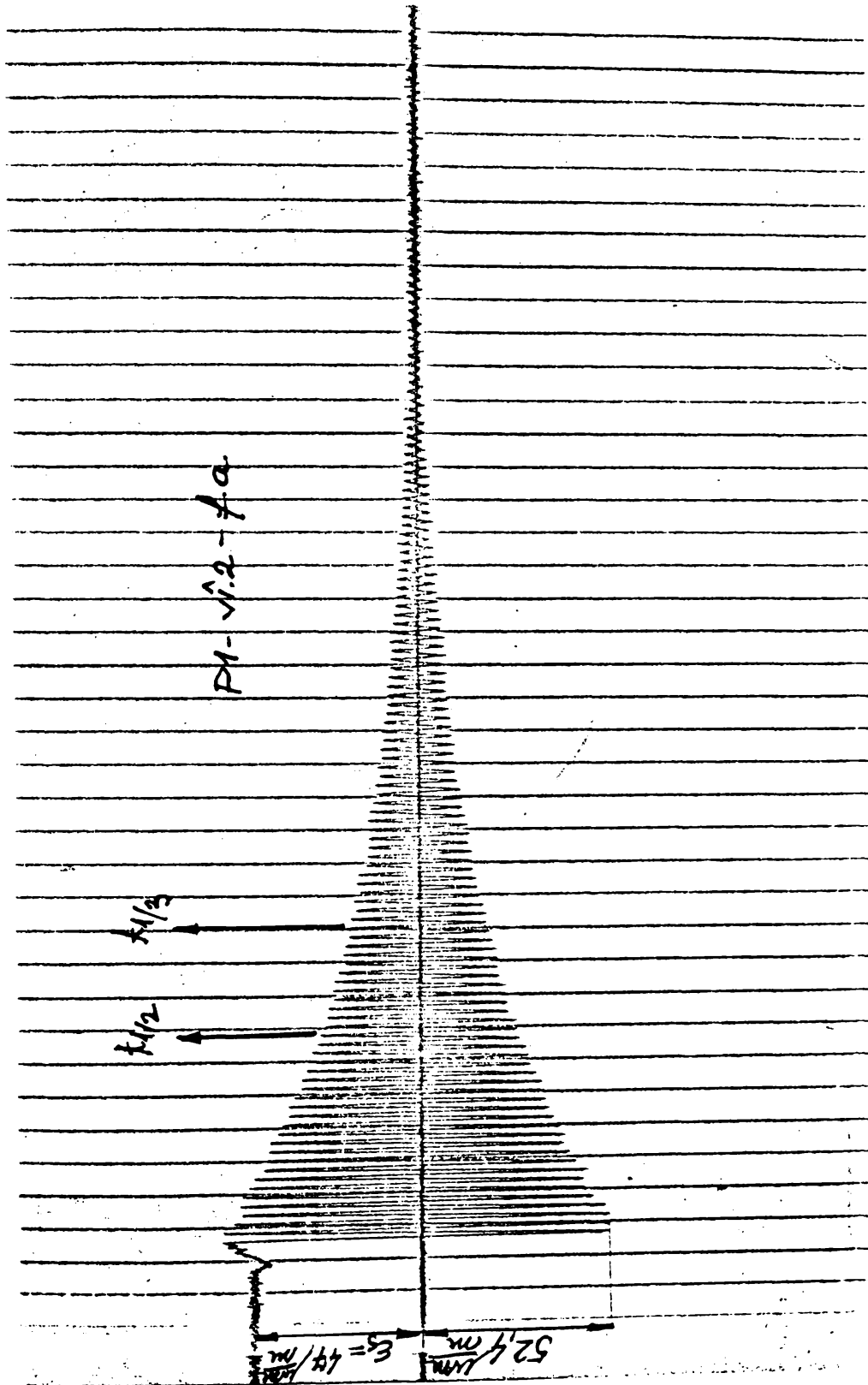


Fig.A3.15. Diagrama vibrației libere amortizate a probei P1 după a - 2 - a vibrare cu piesa încastrată.

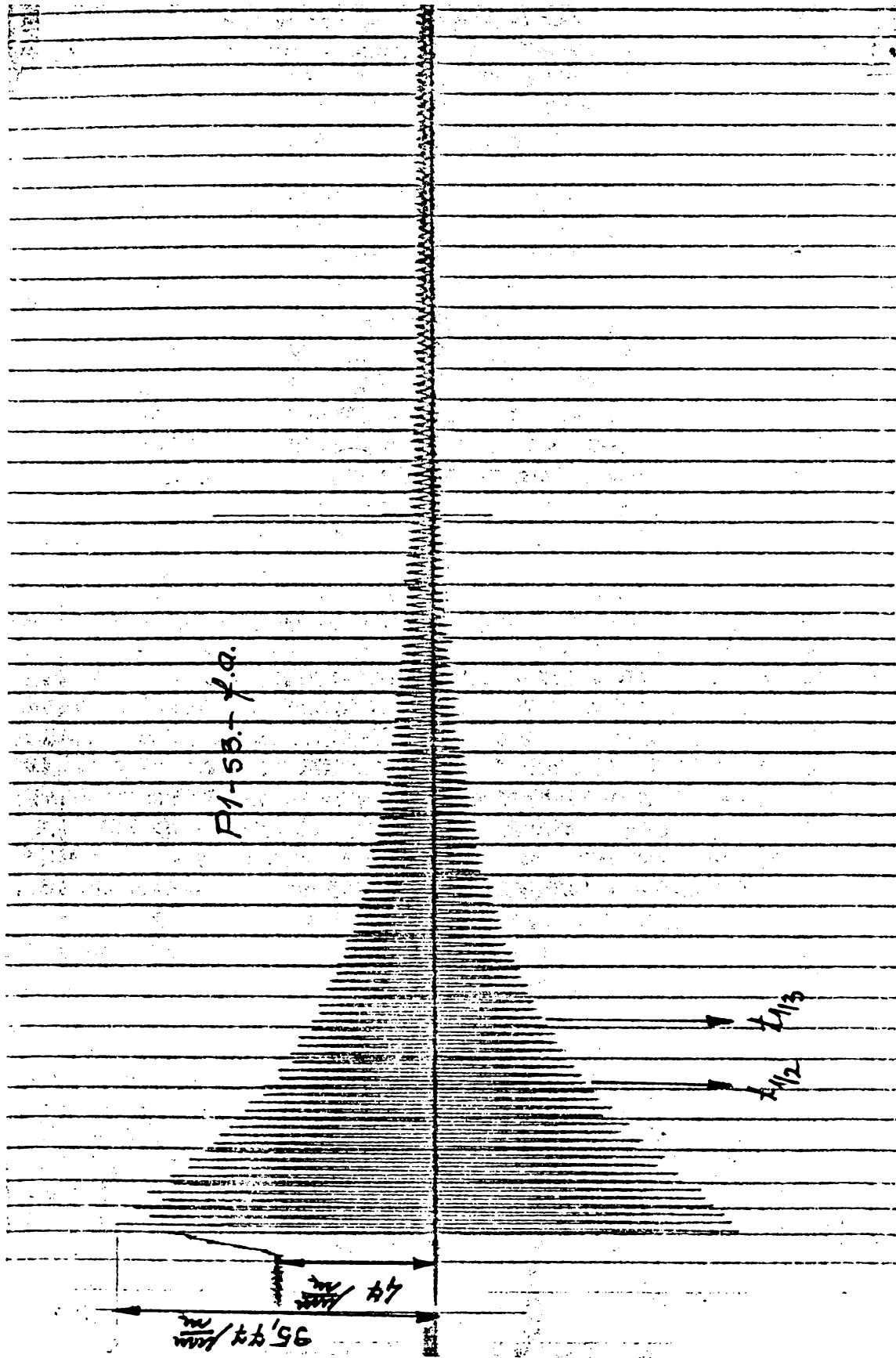


Fig.A3.16. Diagrama vibrației libere amortizate a probei P1 după a -3 - a sudare.



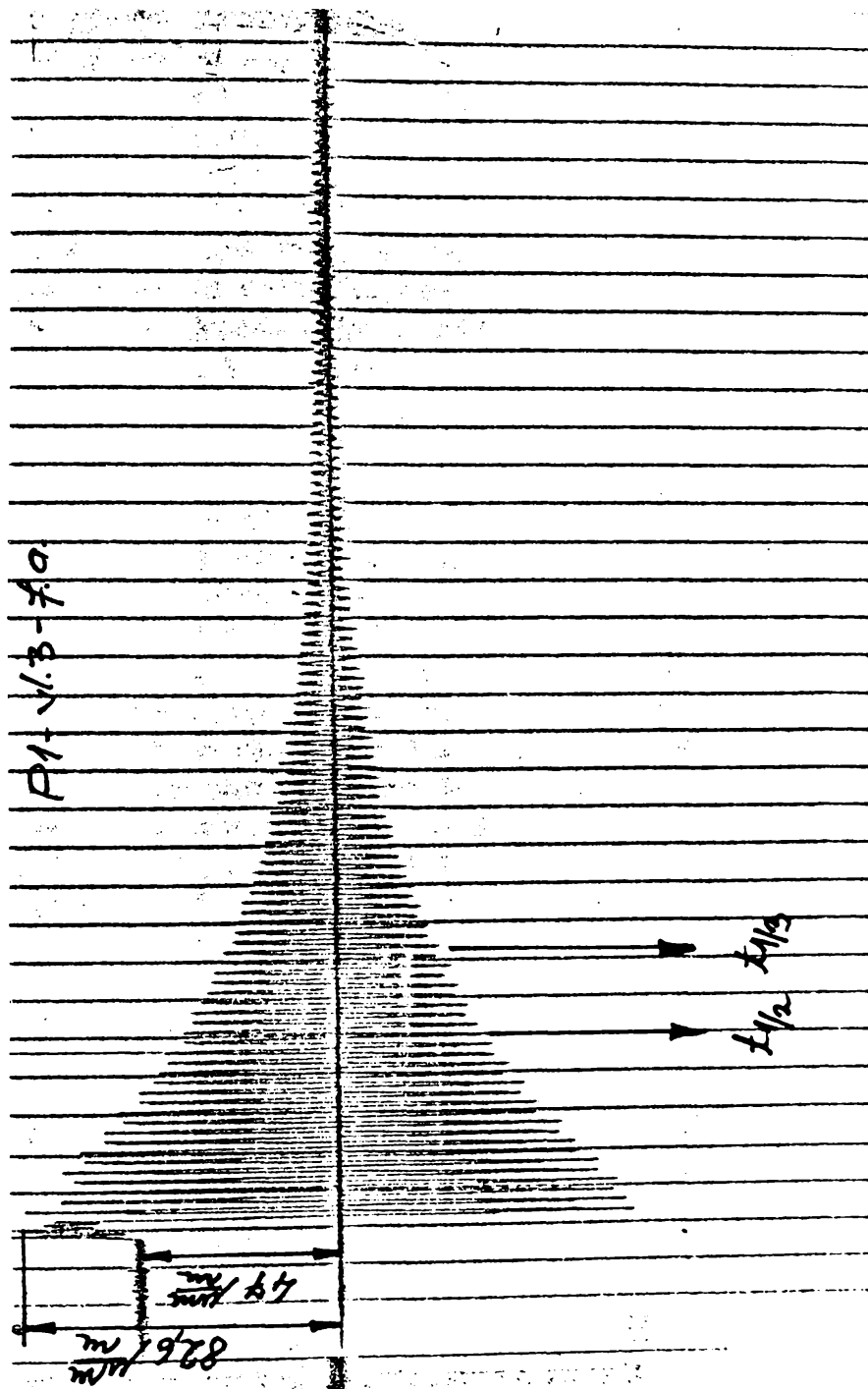


Fig.A3.17. Diagrama vibrației libere amortizate a probei P1 după a - 3 - a vibrație cu piesa liberă.

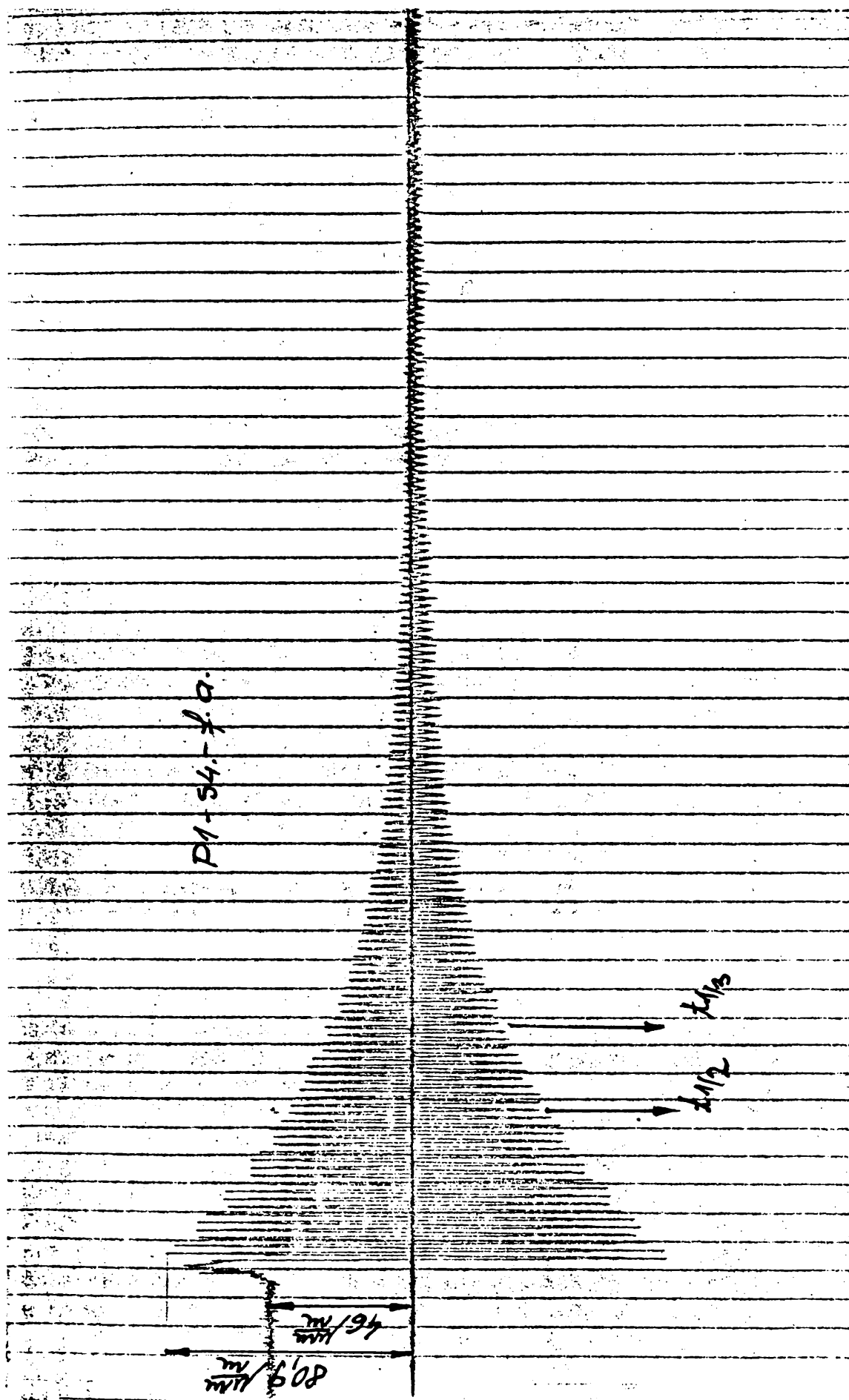


Fig.A3.18. Diagrama vibrației libere amortizate a probei P1 după a - 4 - a sudare.

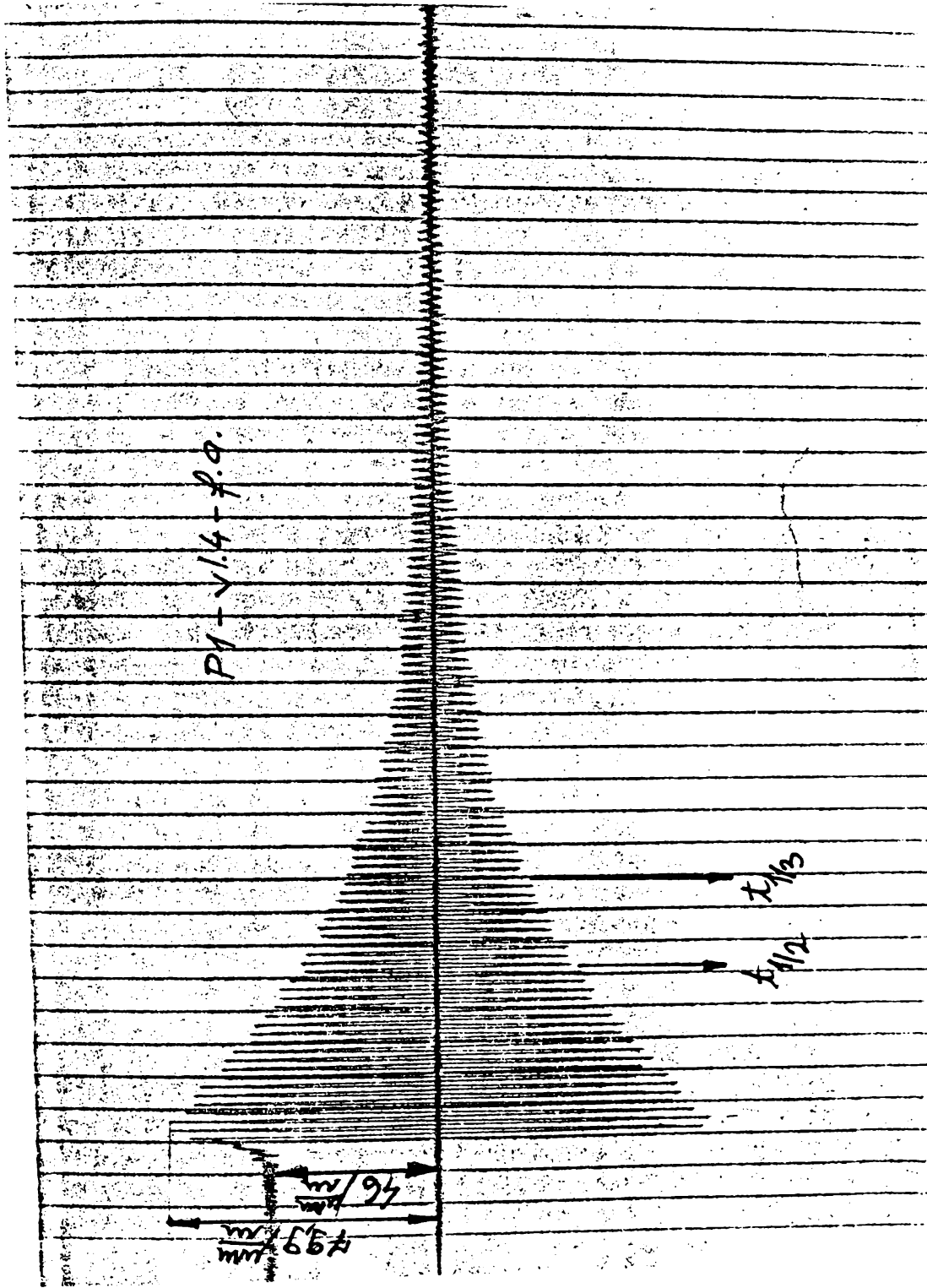


Fig.A3.19. Diagrama vibrației libere amortizate a probei P1 după a - 4 - a vibrație cu piesa liberă.

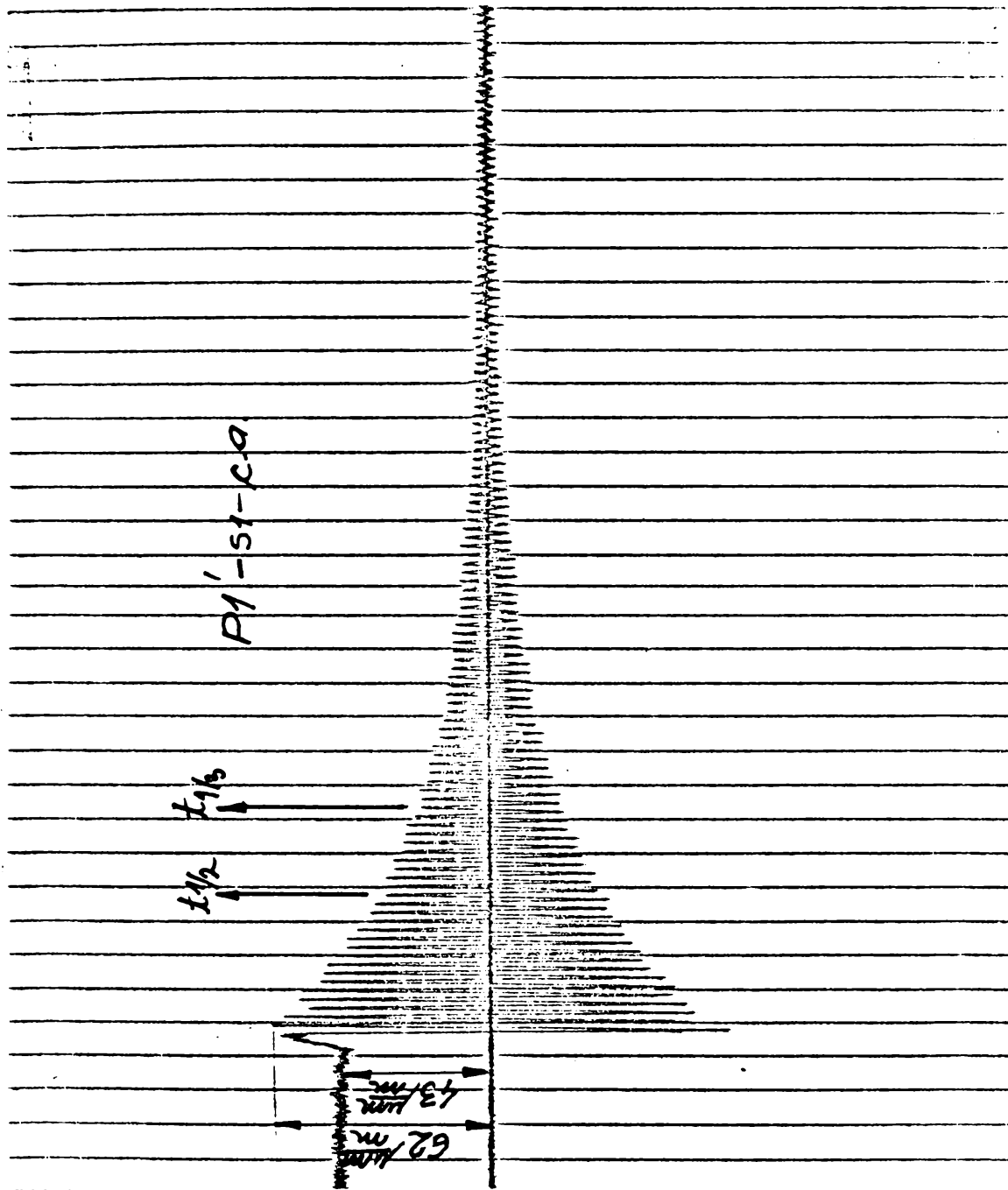


Fig.A3.20. Diagrama vibrației libere amortizate a probei P1' după prima sudare c.a.\*

\*c.a.- diagrame trasate cu accelerometru pus pe piesă la o distanță de 100 mm de încastrare

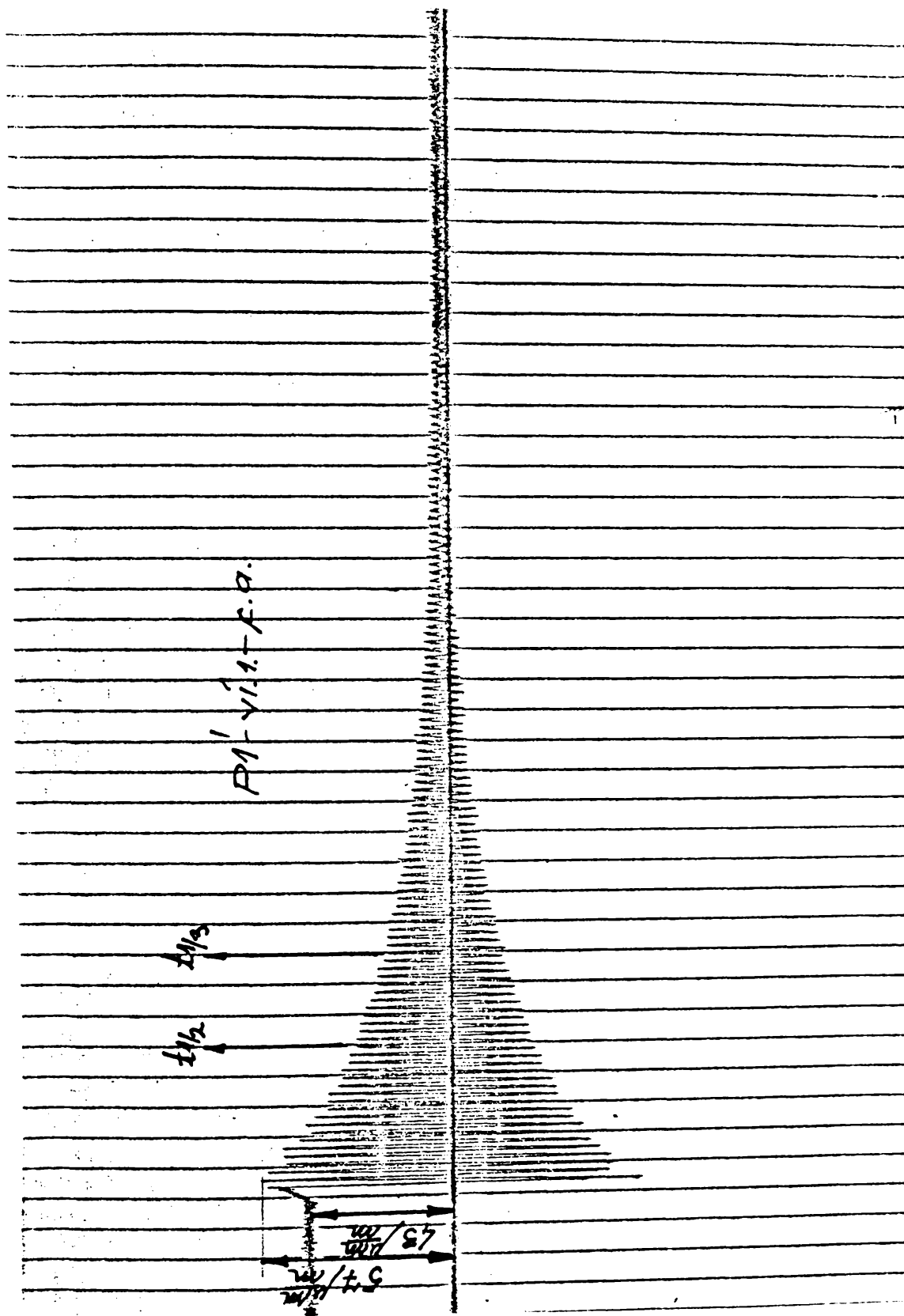


Fig.A3.21. Diagrama vibrației libere amortizate a probei P1' după prima vibrare cu piesa încastrată c.a.

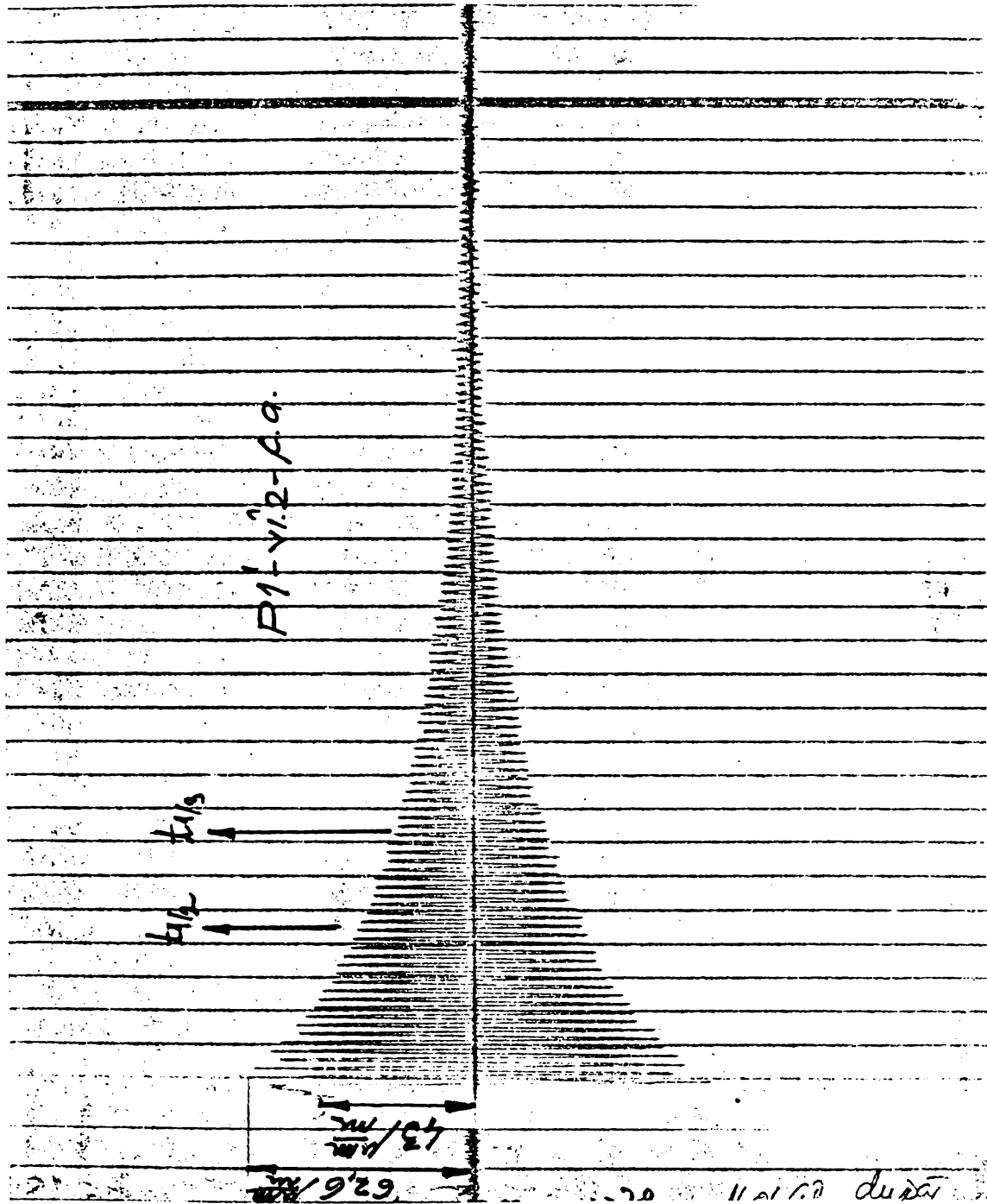


Fig.A3.22. Diagrama vibrației libere amortizate a probei P1' după a - 2 - a vibrare cu piesa încăstrată c.a.

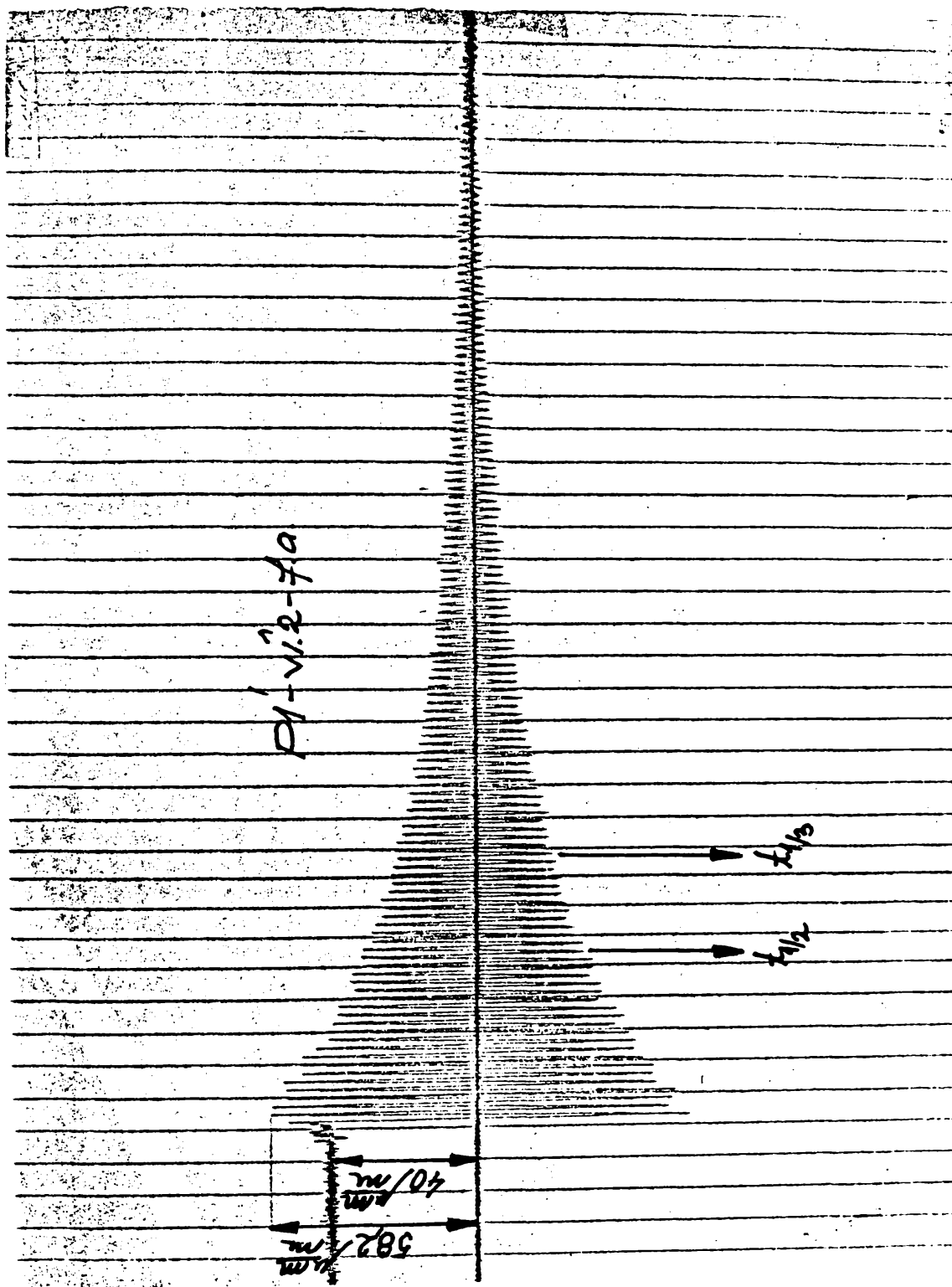


Fig.A3.23. Diagrama vibrației libere amortizate a probei P1' după a - 2 - a vibrare cu piesa încastrată.

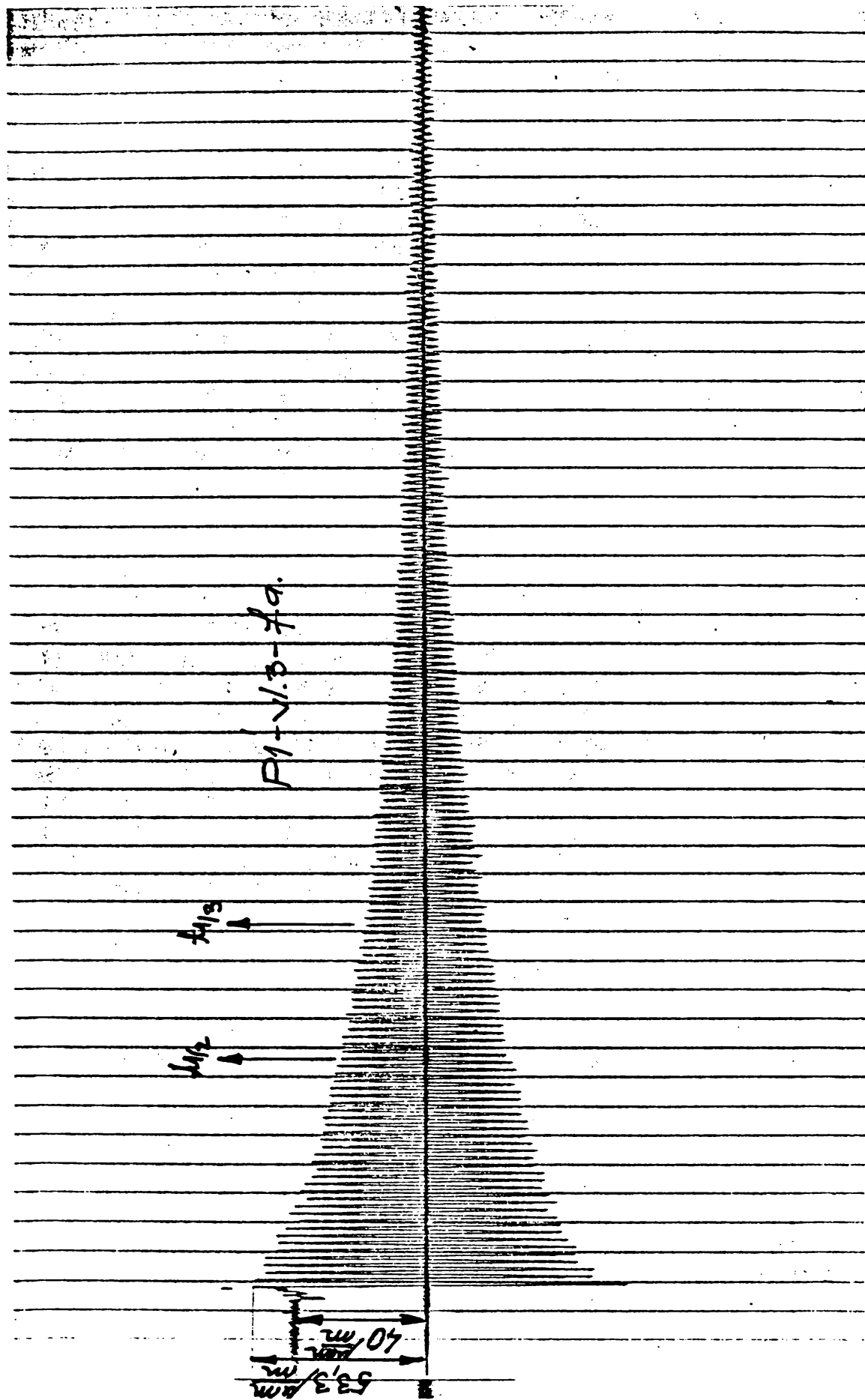


Fig.A3.24. Diagrama vibrației libere amortizate a probei P1' după a -3 - a vibrație cu piesa liberă.



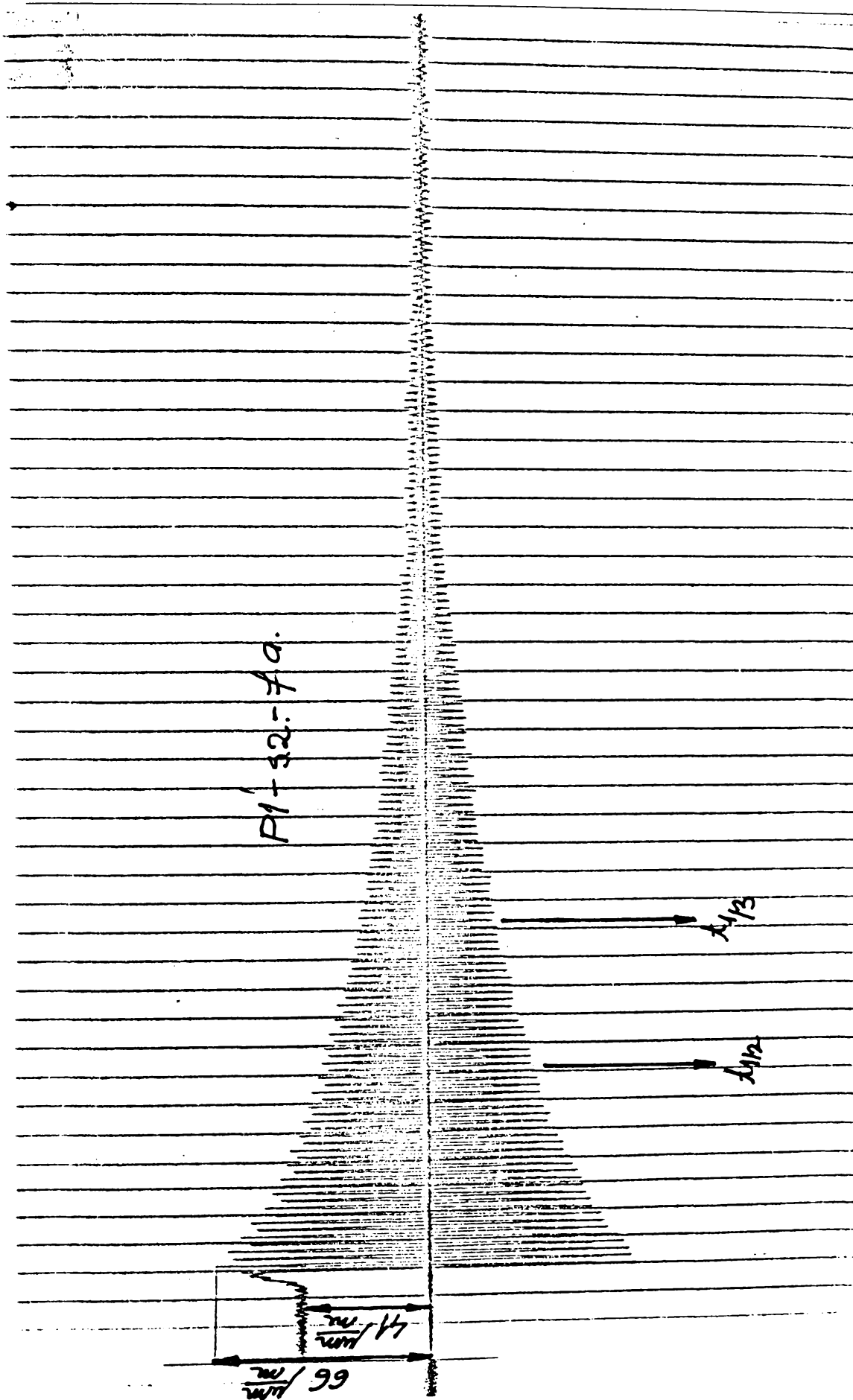


Fig.A3.25. Diagrama vibrației libere amortizate a probei P1' după a - 2 - a sudare.

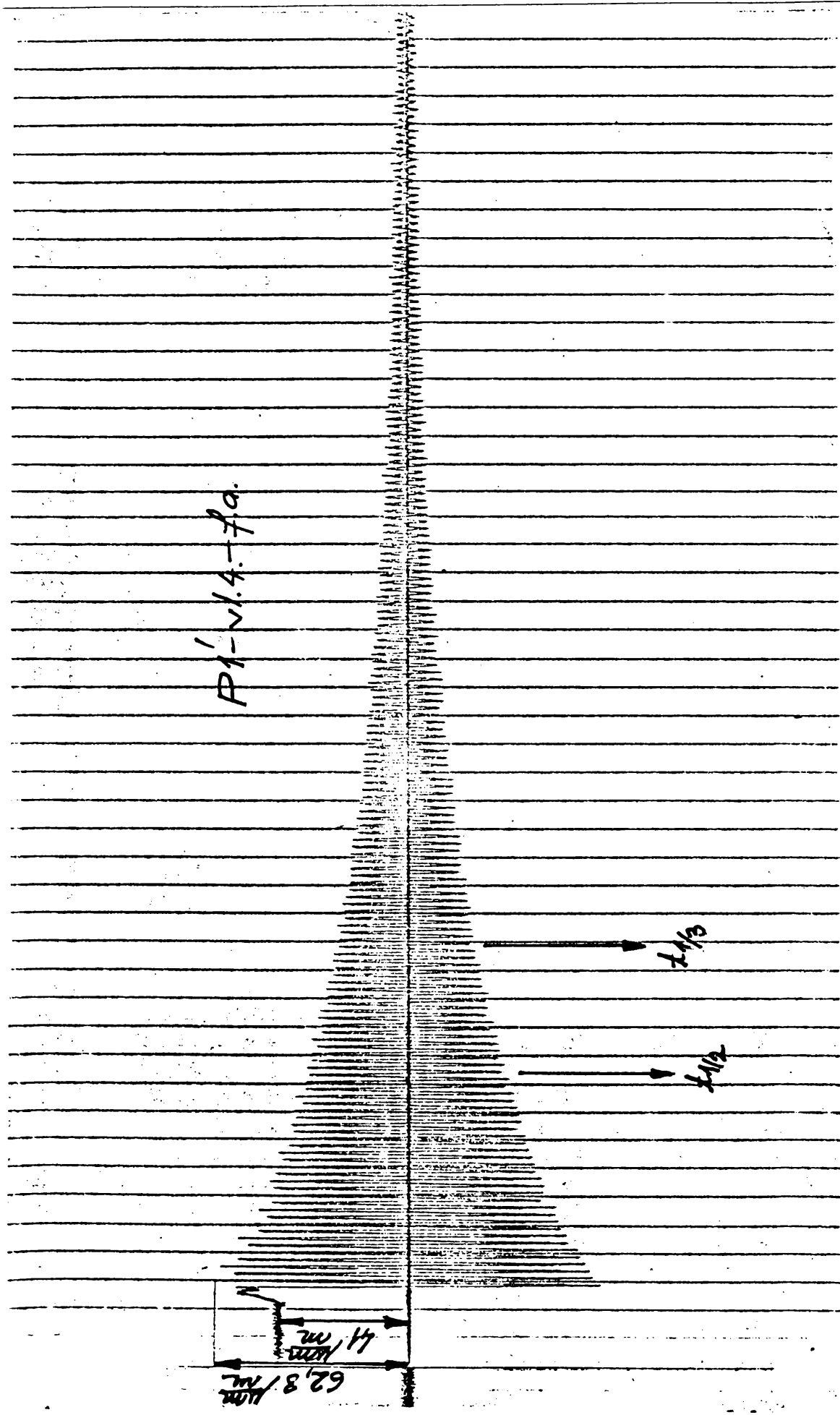


Fig.A3.26. Diagrama vibrației libere amortizate a probei P1' după a -4 - a vibrare cu piesa liberă.

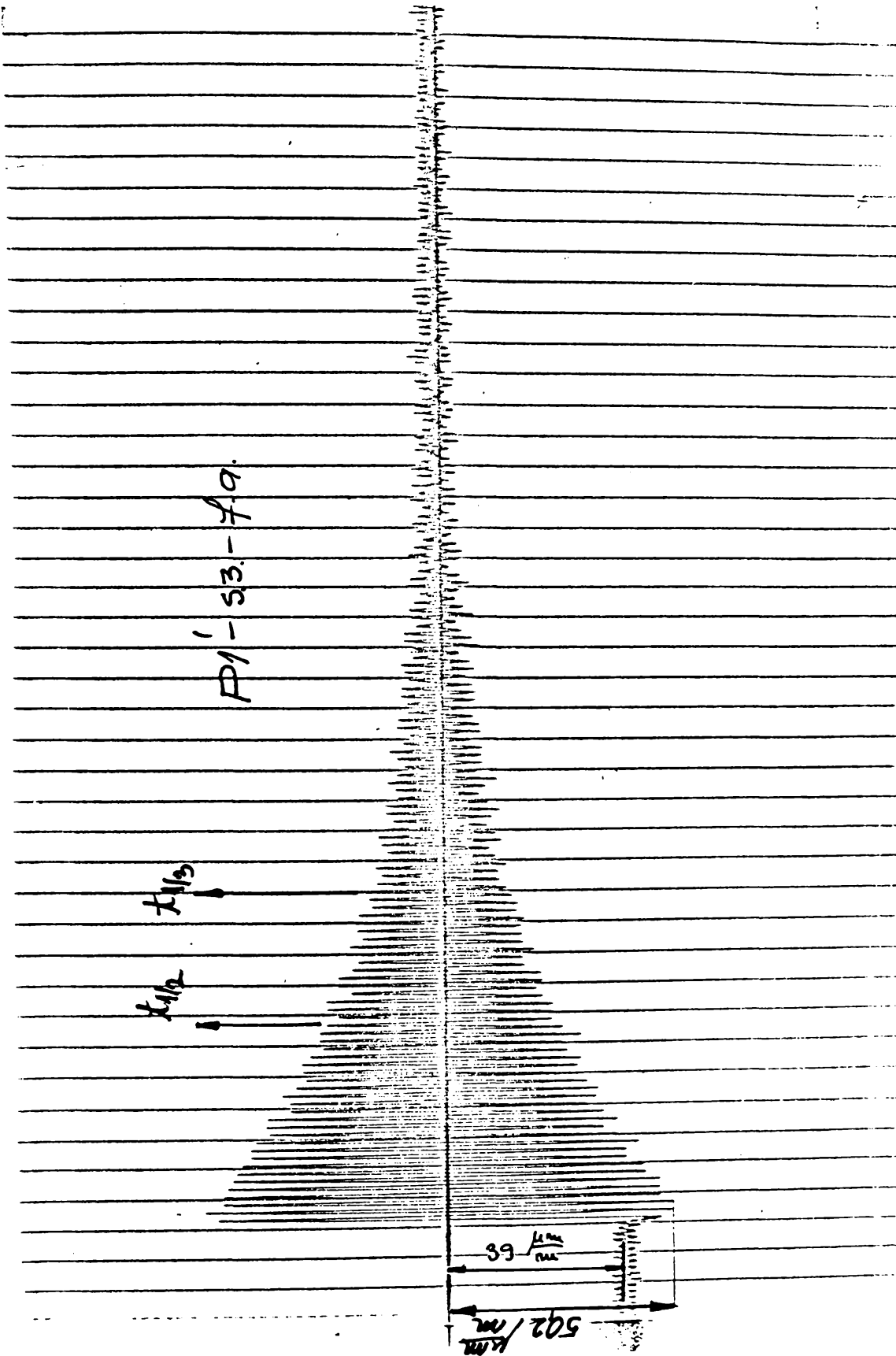


Fig.A3.27. Diagrama vibrației libere amortizate a probei P1' după a - 3 - a sudare.

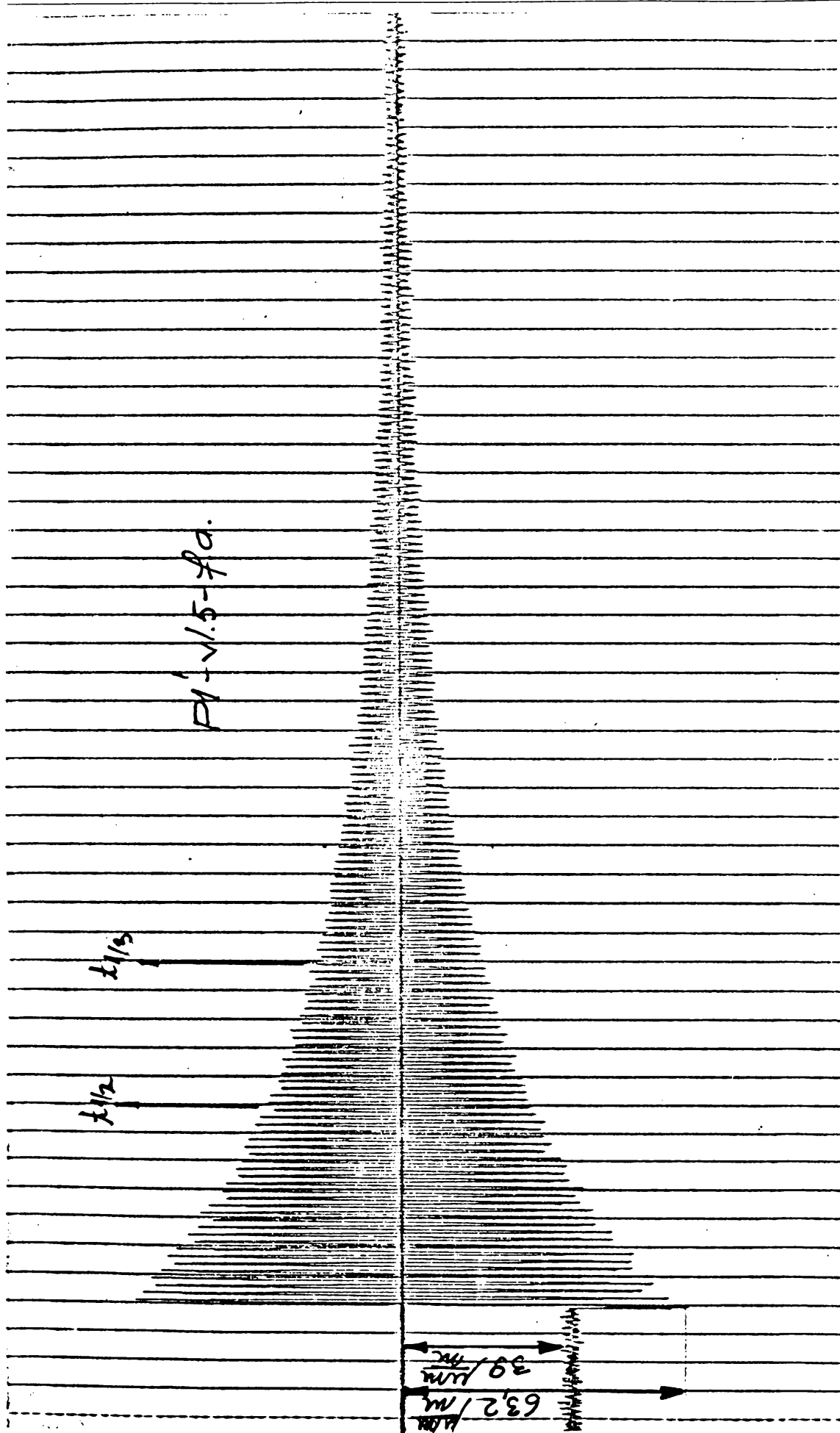


Fig.A3.28. Diagrama vibrației libere amortizate a probei P1' după a -5 - a vibrație cu piesa liberă.

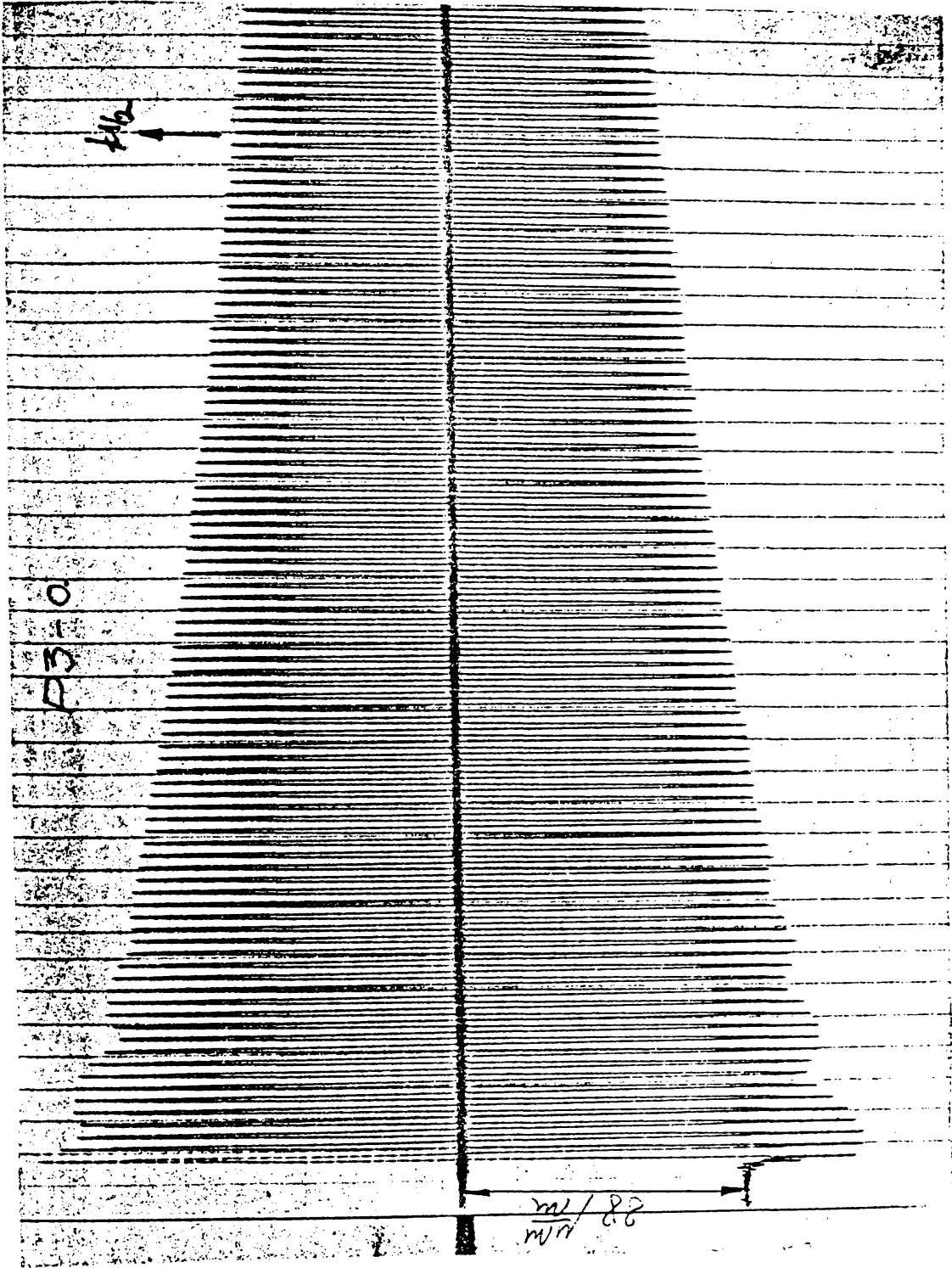


Fig.A3.29. Diagrama vibrației libere amortizate a probei P3 înainte de sudare.

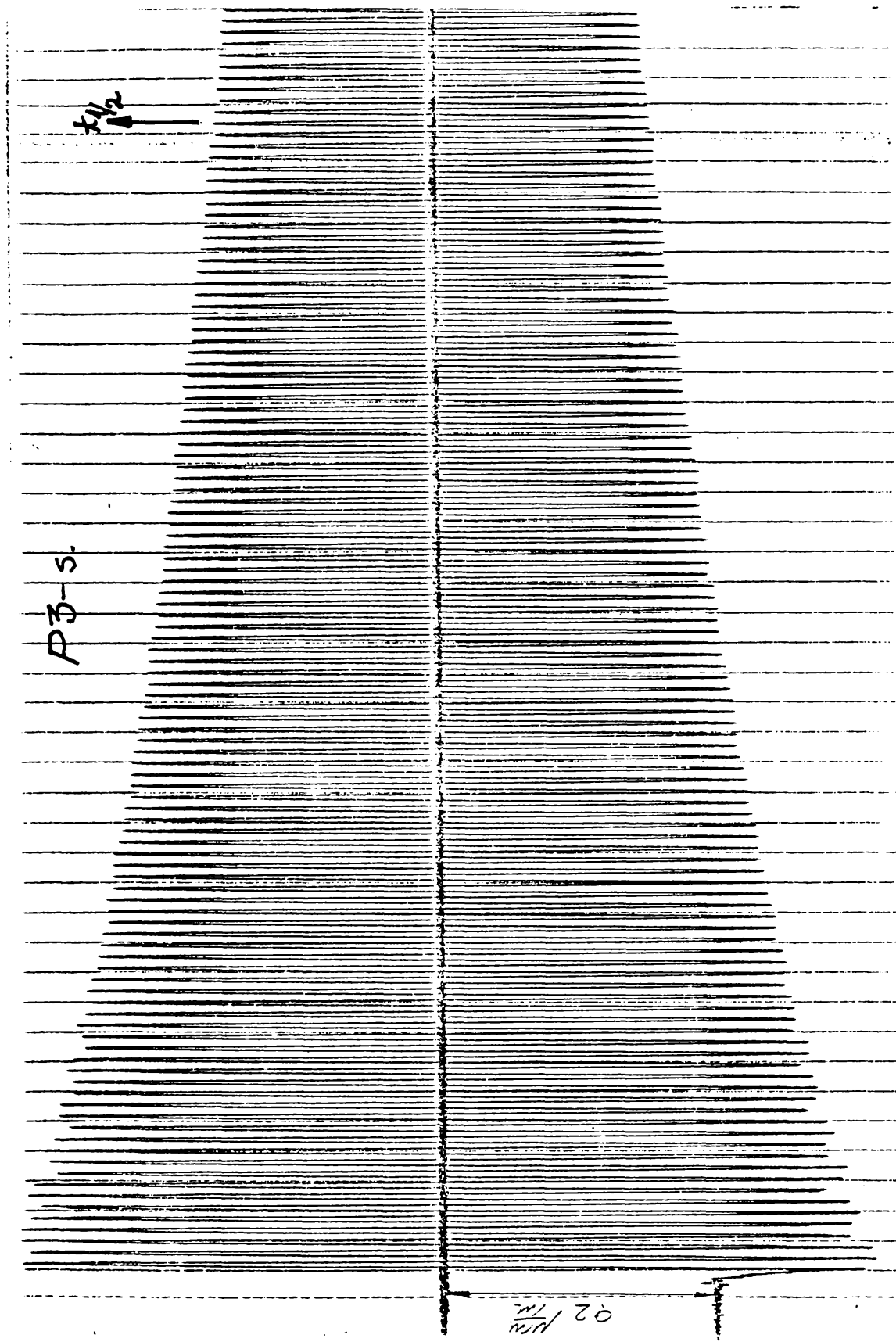


Fig.A3.30. Diagrama vibrației libere amortizate a probei P3 după sudare.

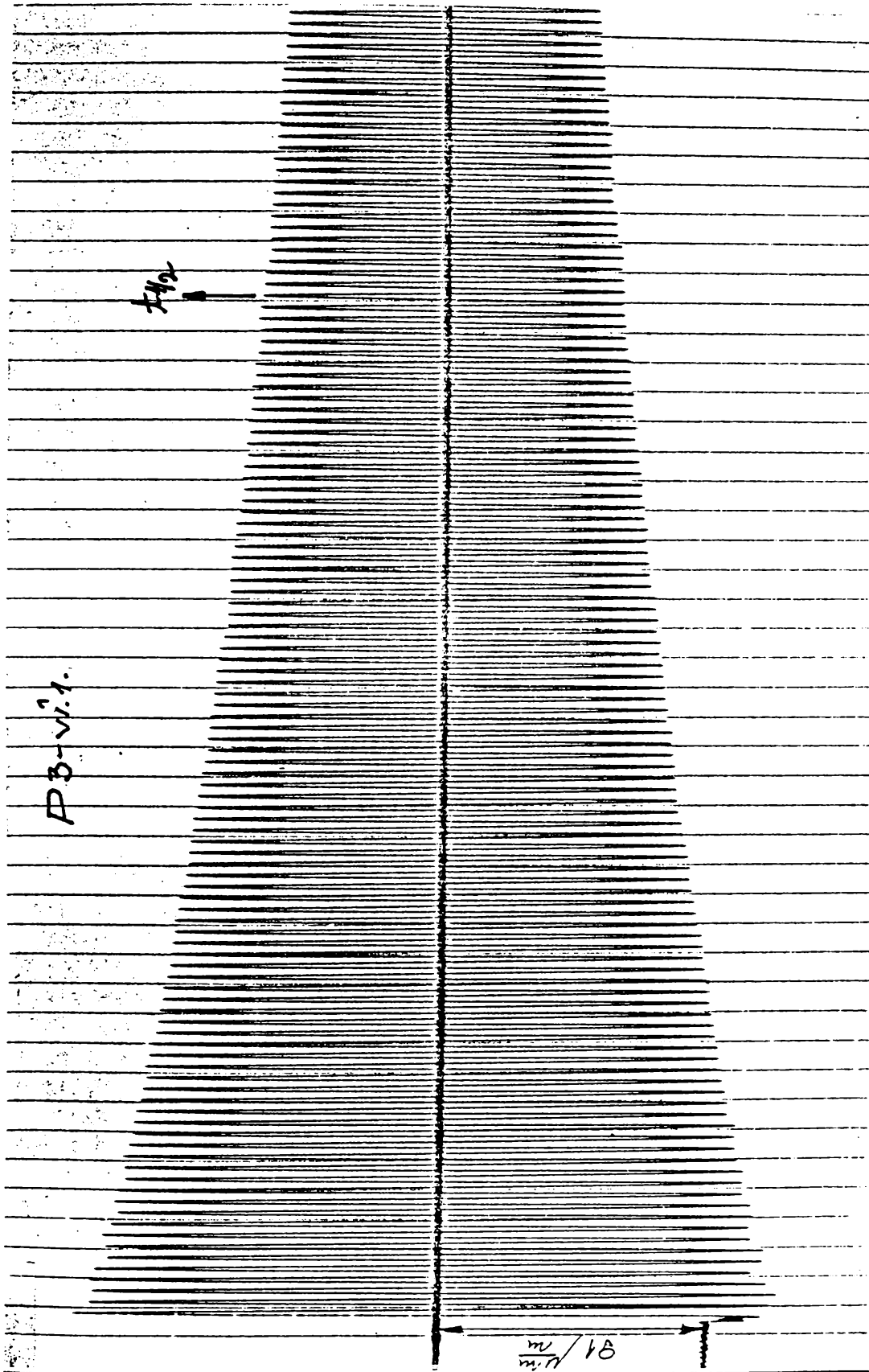


Fig.A3.31. Diagrama vibrației libere amortizate a probei P3 după prima vibrație cu piesa încastrată.

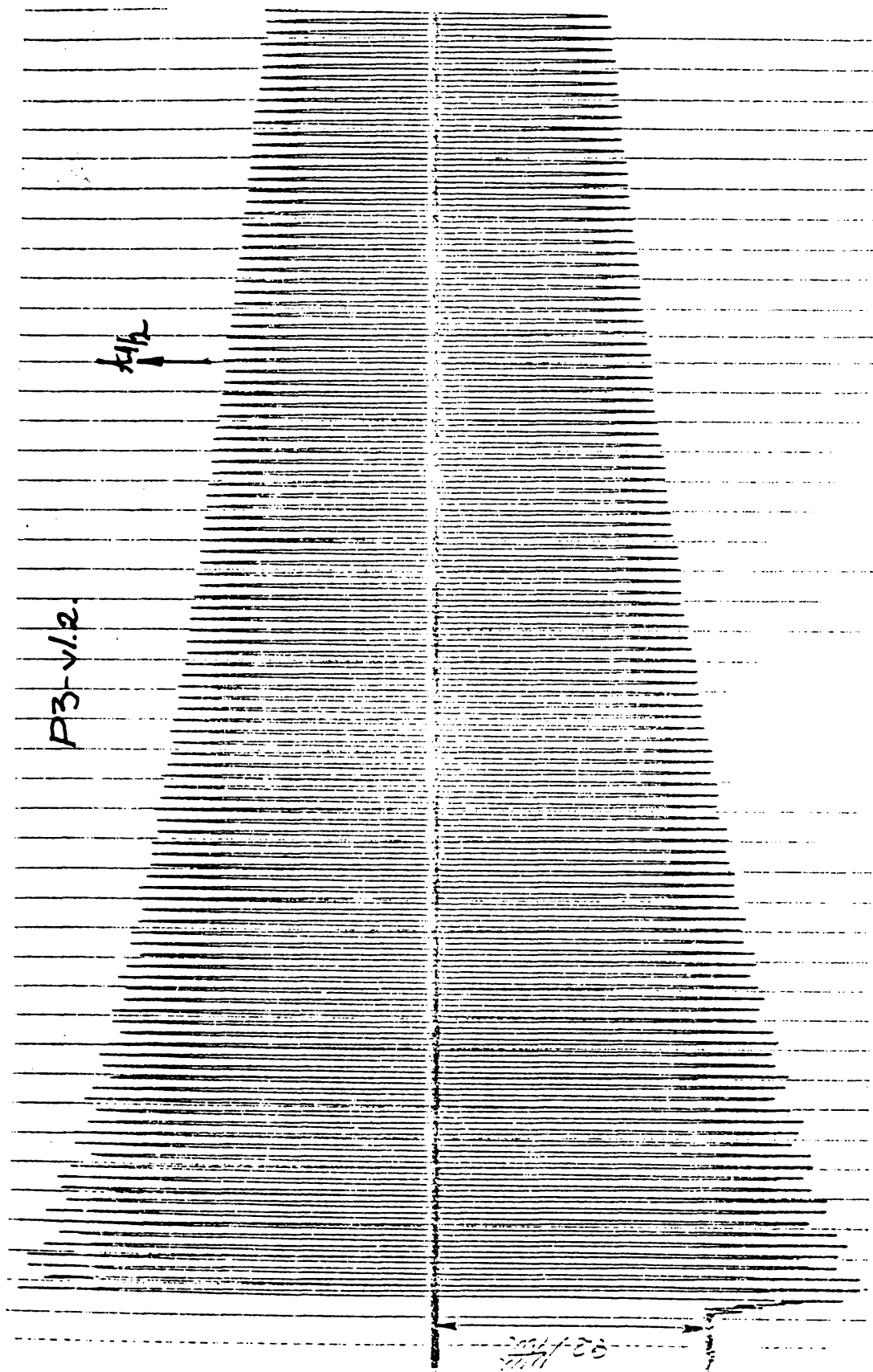


Fig.A3.32. Diagrama vibrației libere amortizate a probei P3 după a - 2 - a vibrație cu piesa liberă.



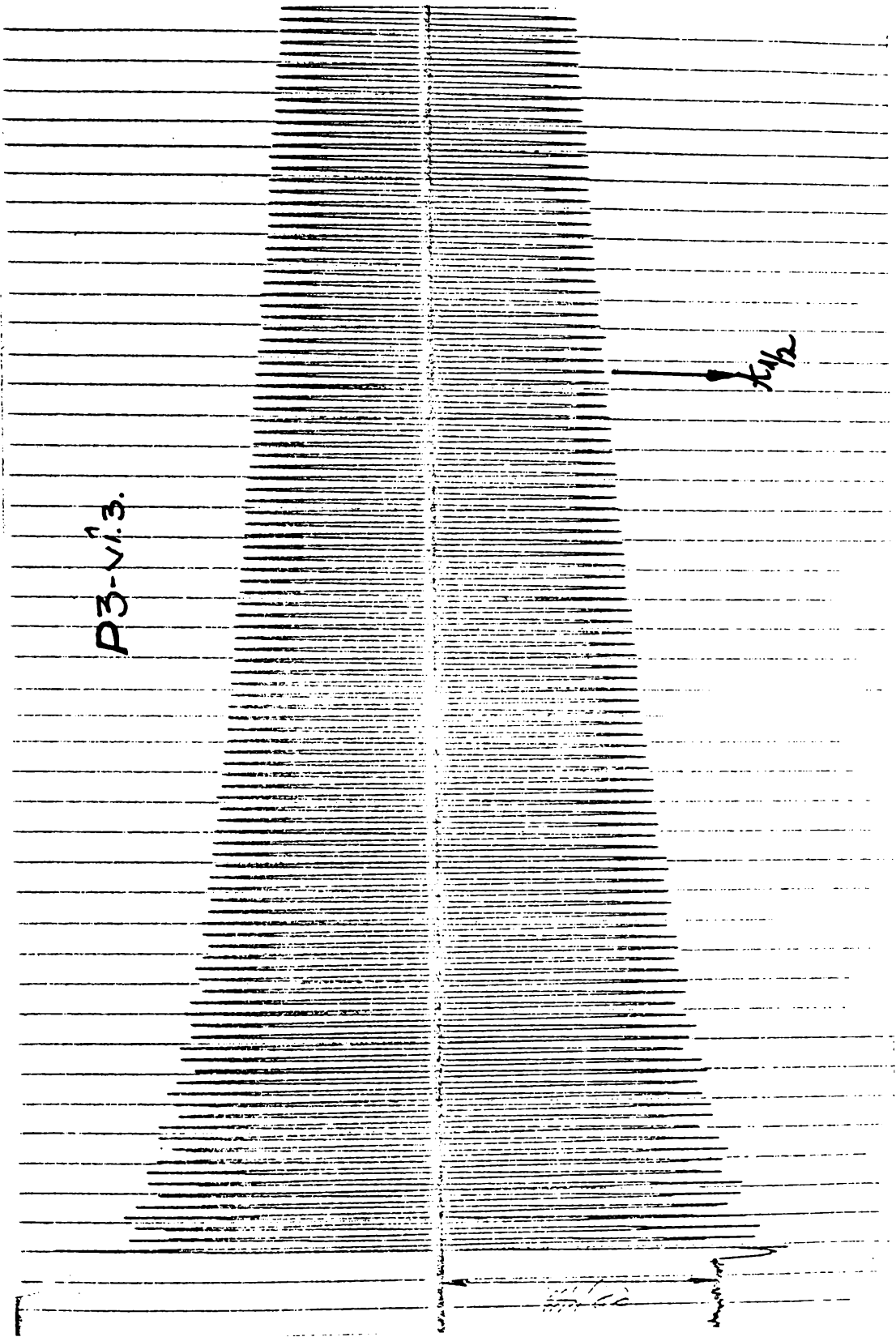


Fig.A3.33. Diagrama vibrației libere amortizate a probei P3 după a - 3 - a vibrare cu piesa încastrată.

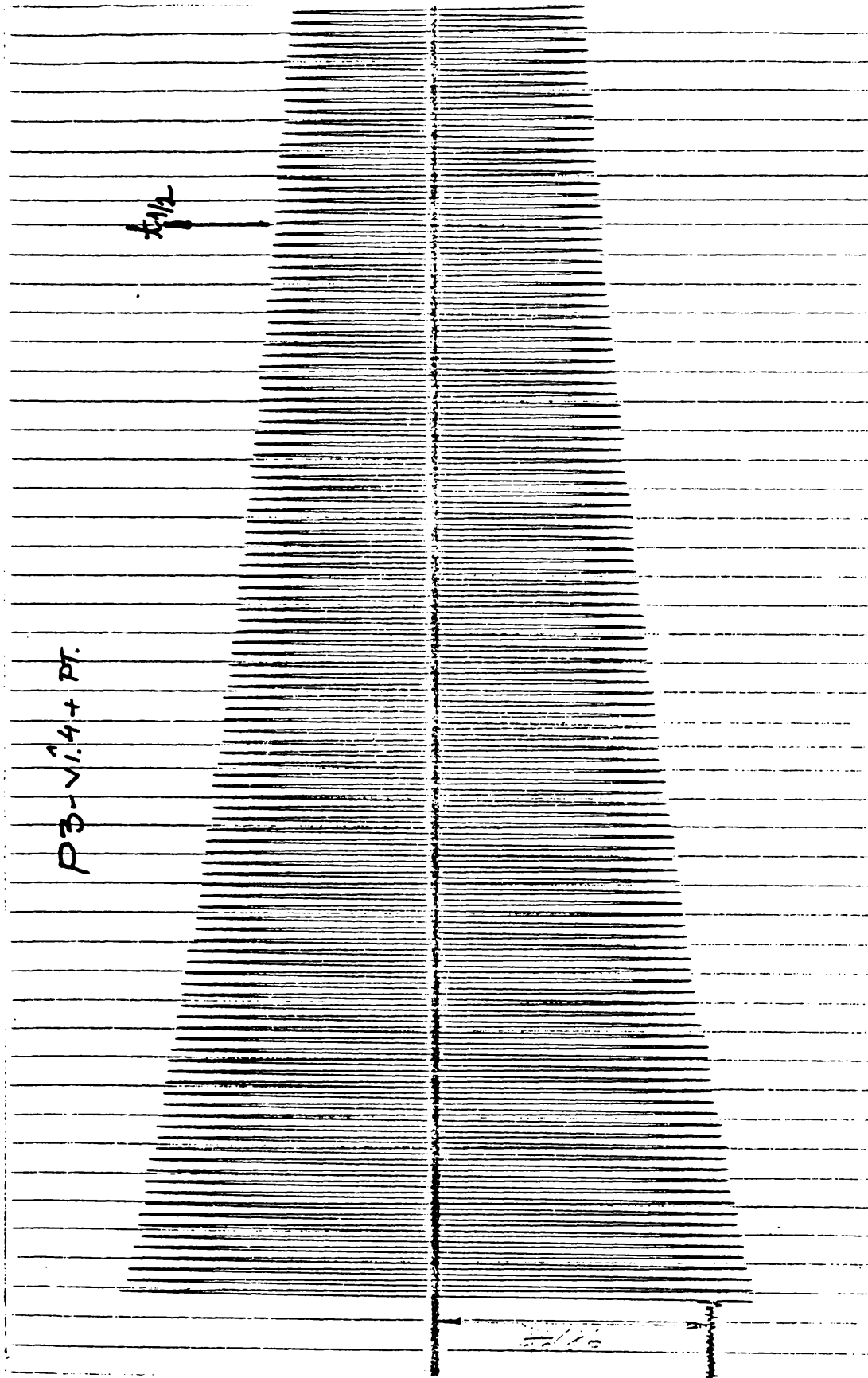


Fig.A3.34. Diagrama vibrației libere amortizate a probei P3 după a - 4 - a vibrație cu piesa încăstrată și pretensionată.

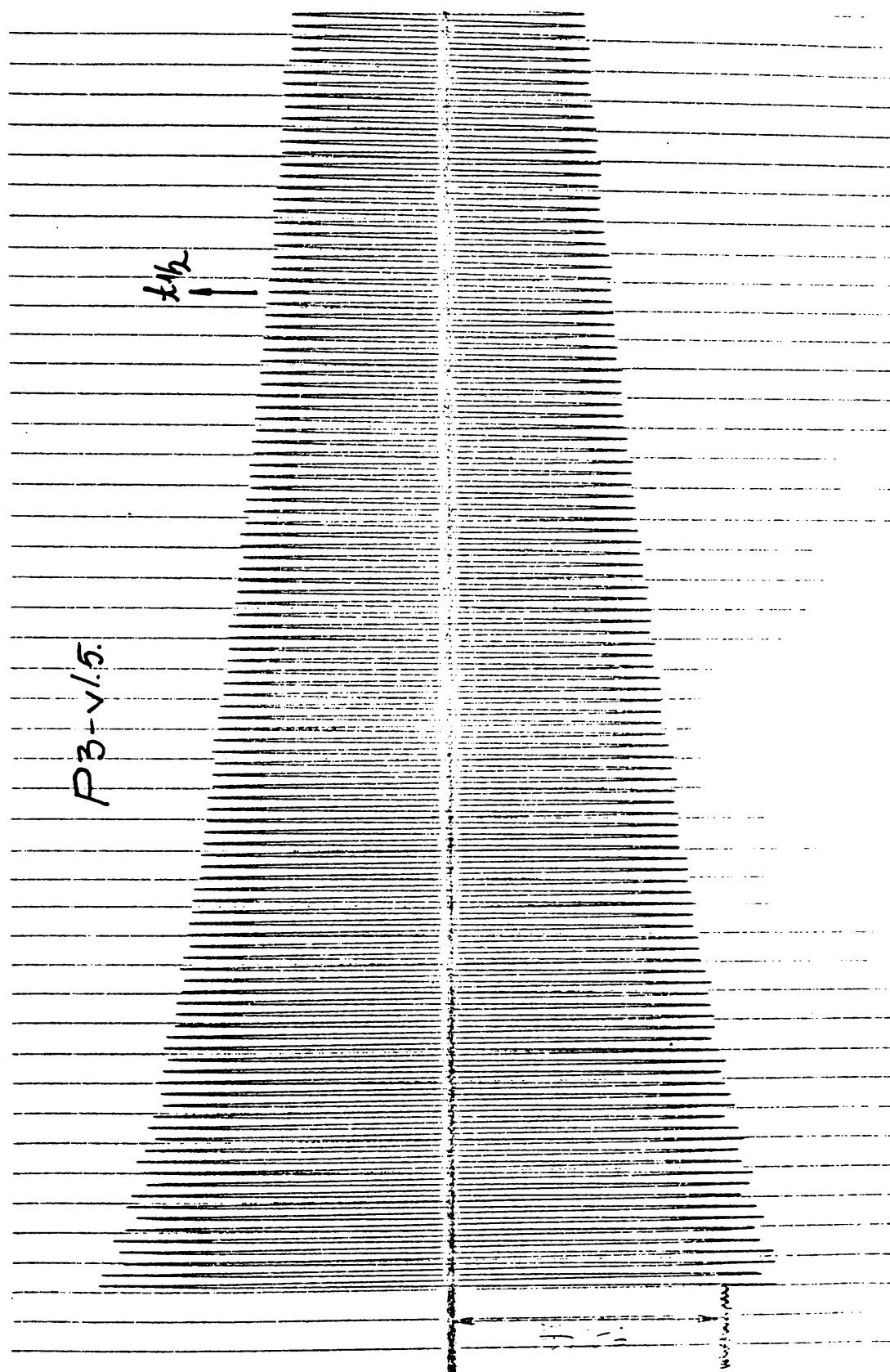


Fig.A3.35. Diagrama vibrației libere amortizate a probei P3 după a - 5 - a vibrație cu piesa liberă.

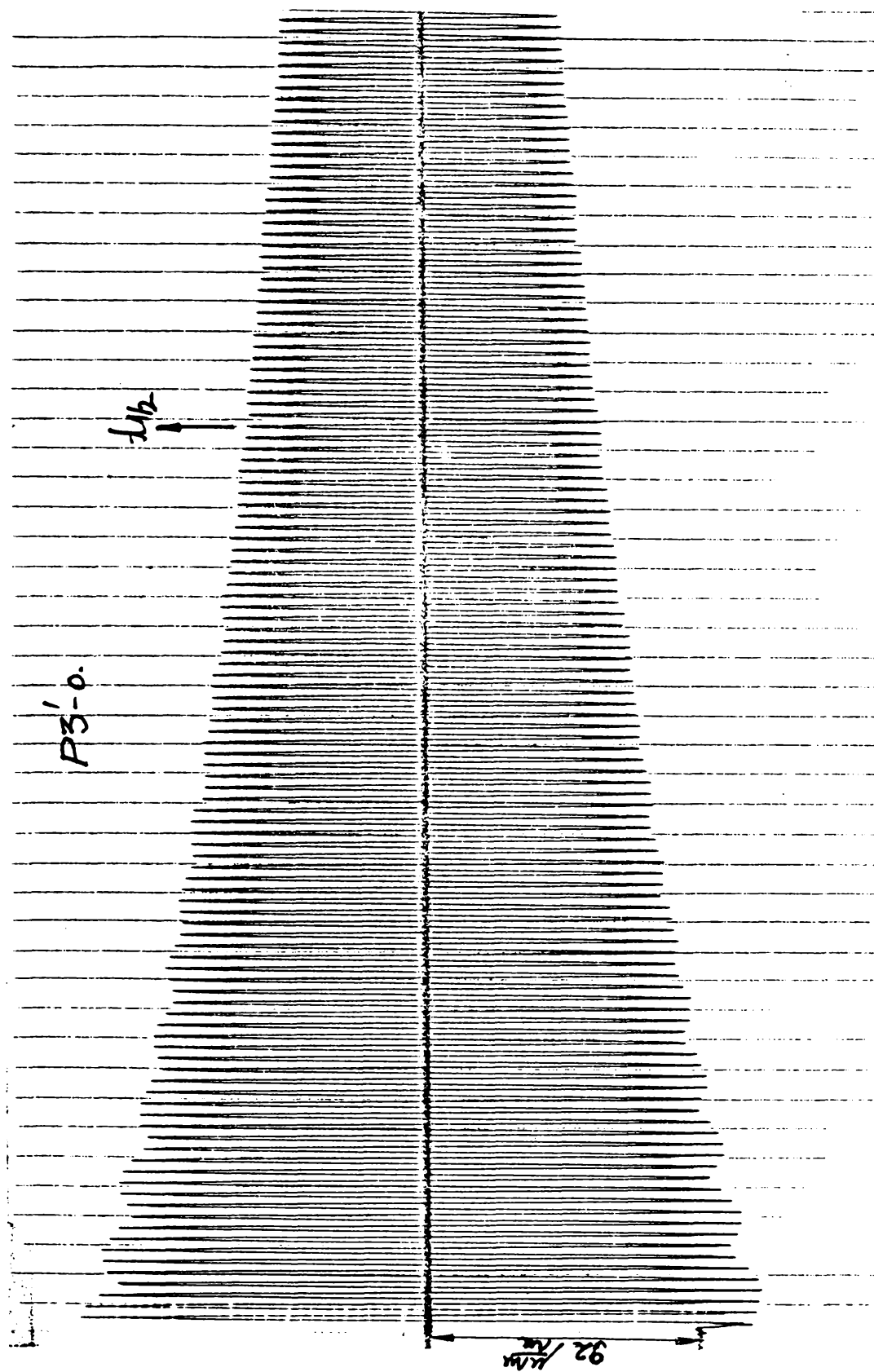


Fig.A3.36. Diagrama vibrației libere amortizate a probei P3' înainte de sudare.

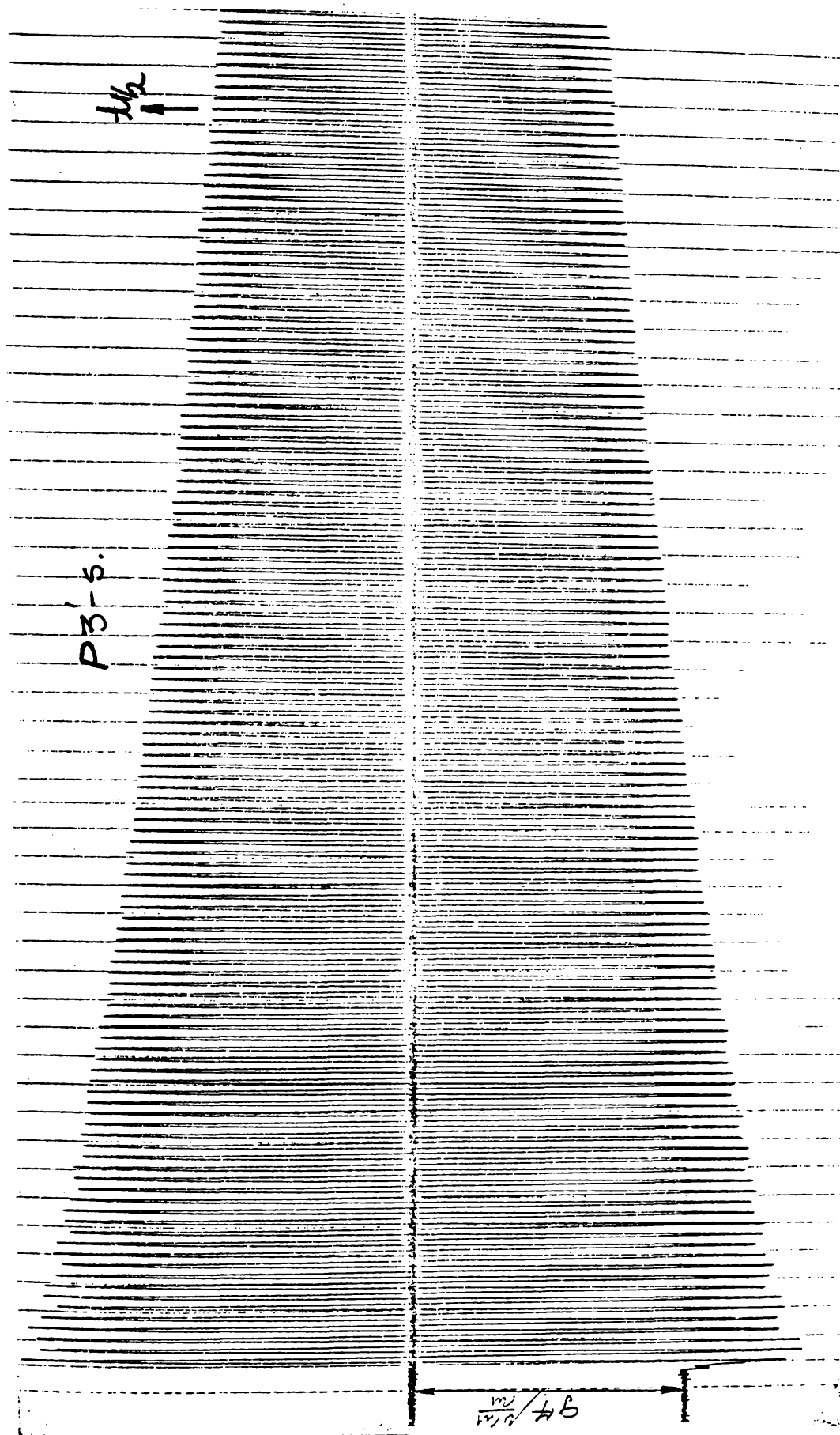


Fig.A3.37. Diagrama vibrației libere amortizate a probei P3' după sudare.

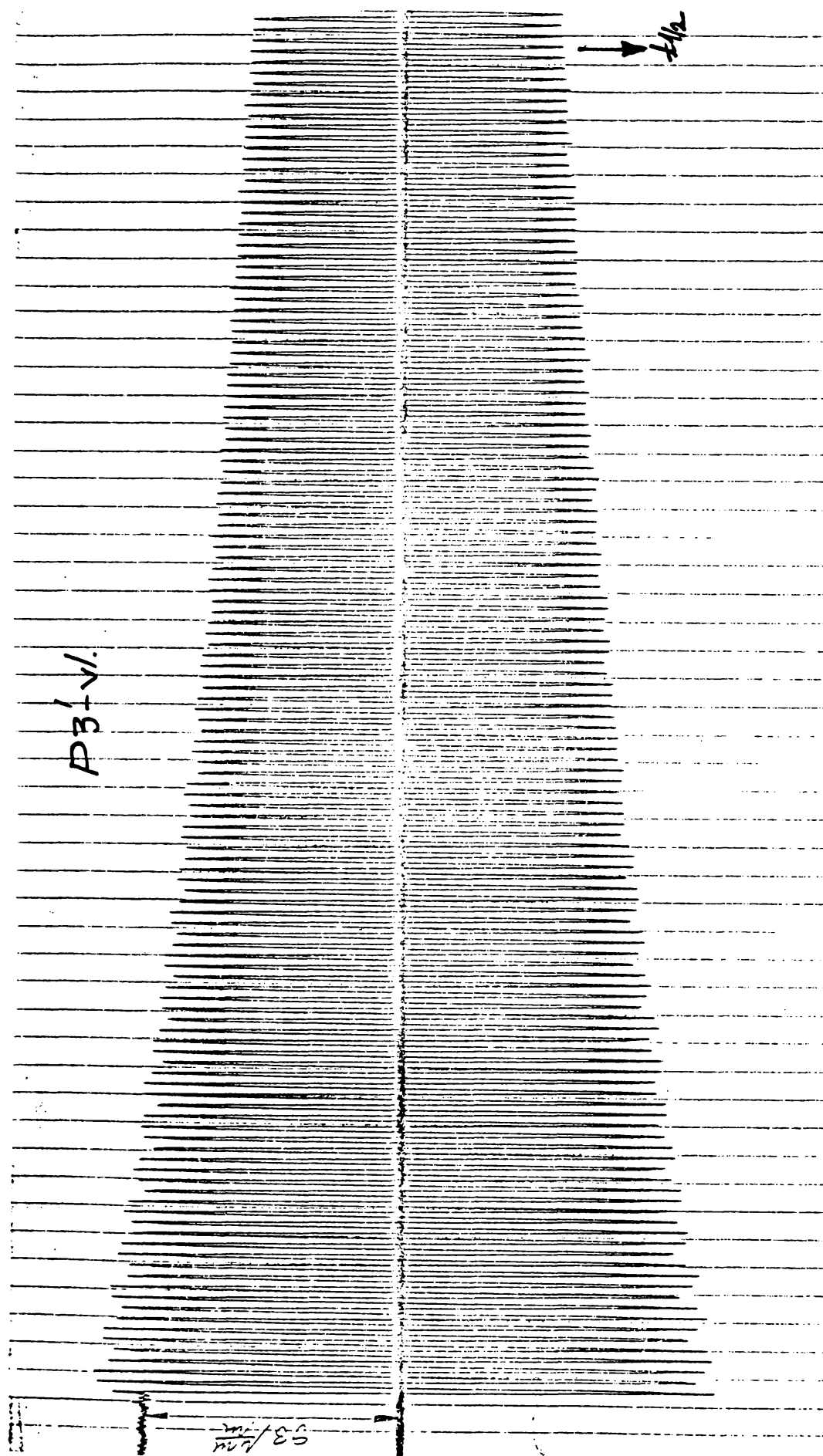


Fig.A3.38. Diagrama vibrației libere amortizate a probei P3' după vibrarea cu piesa liberă.

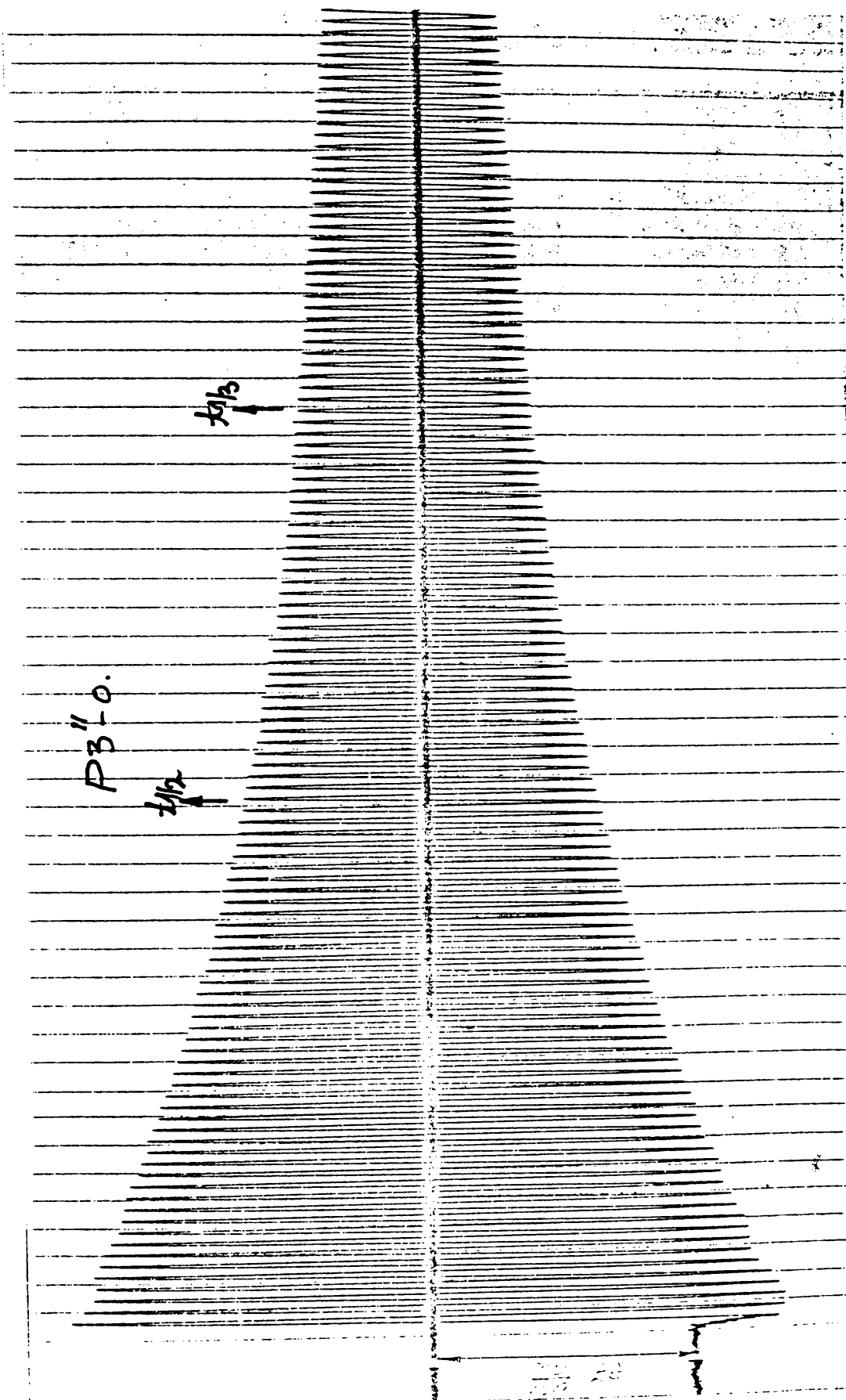


Fig.A3.39. Diagrama vibrației libere amortizate a probei P3" înainte de sudare.

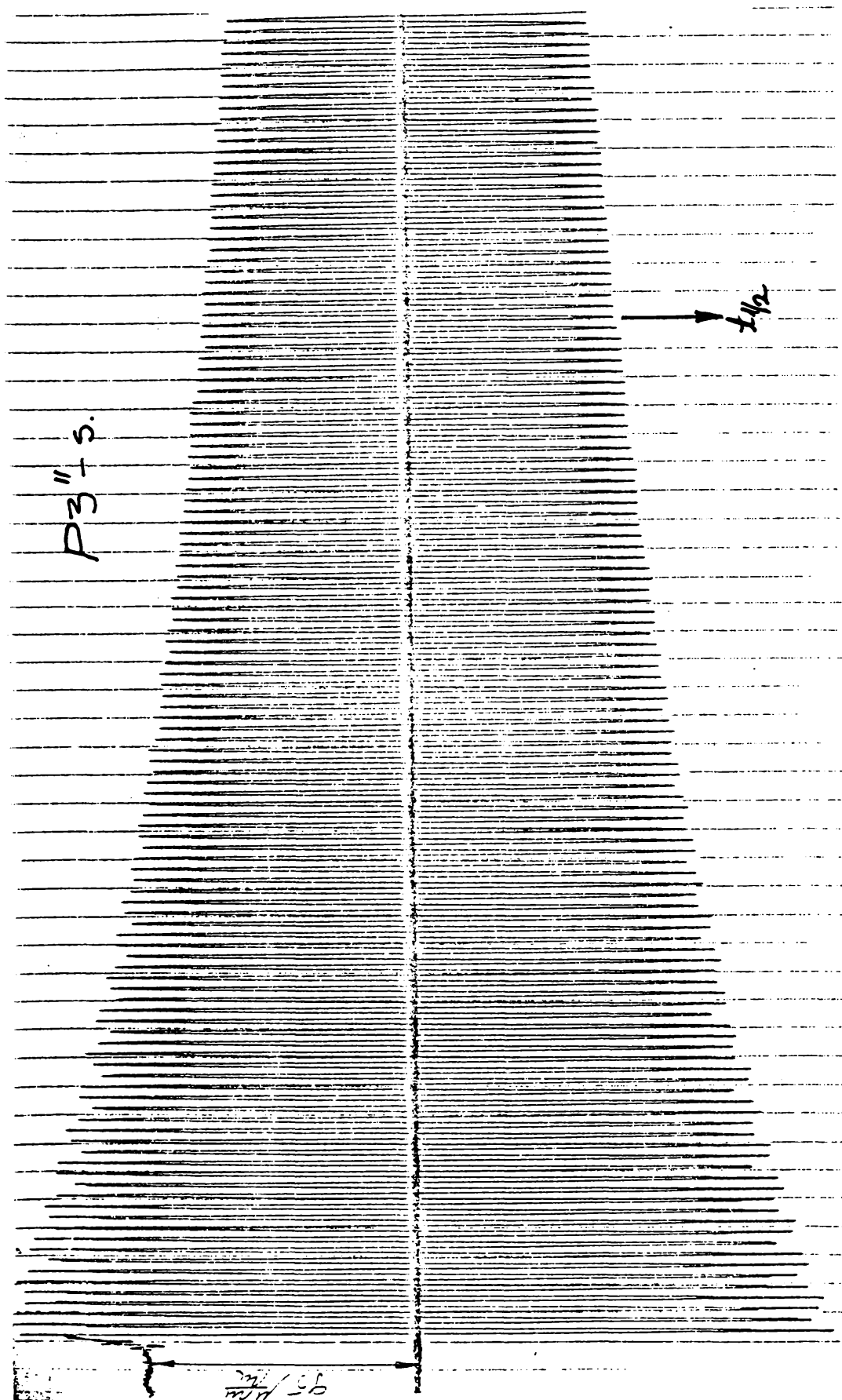


Fig.A3.40. Diagrama vibrației libere amortizate a probei P3''după sudare.



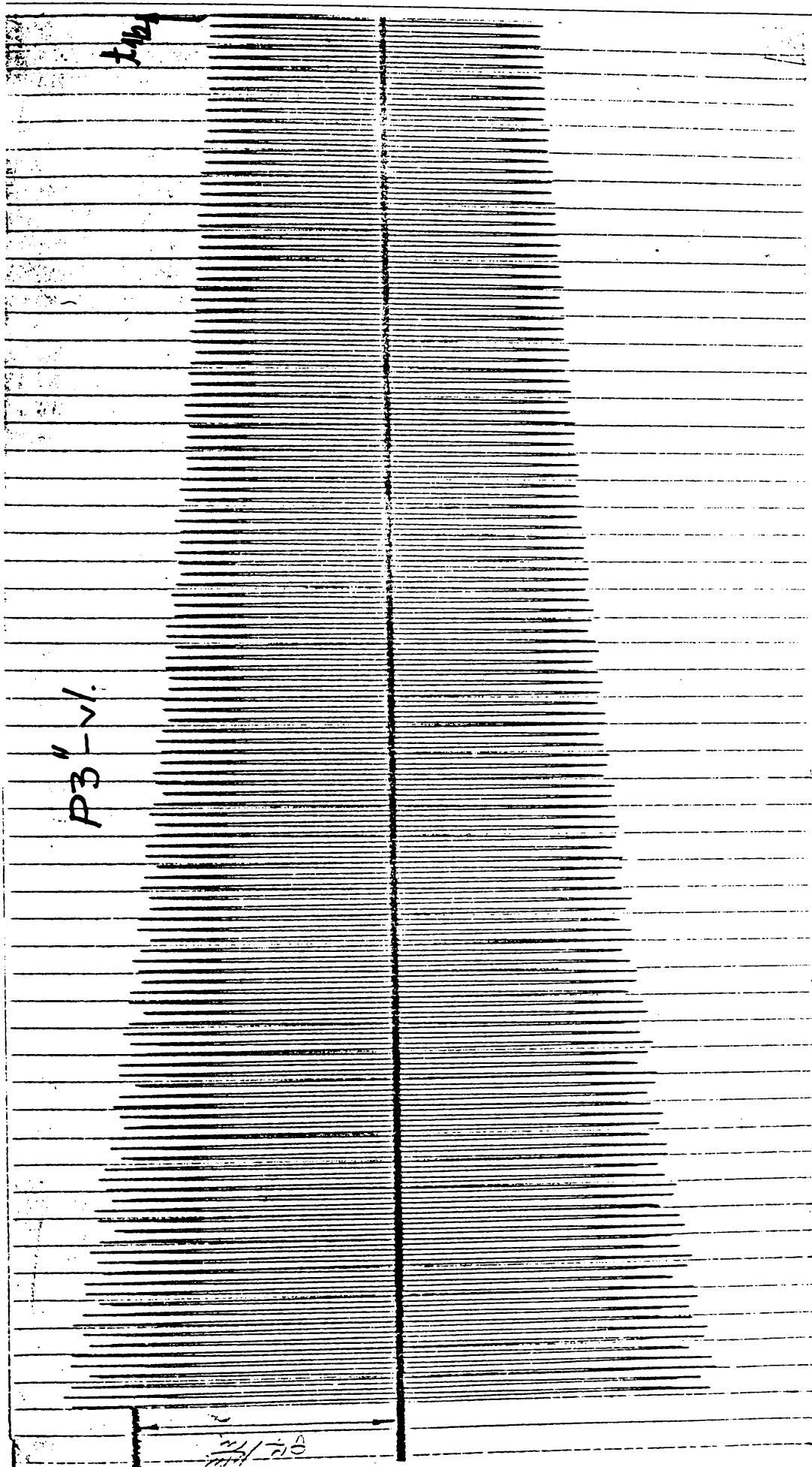


Fig.A3.41. Diagrama vibrației libere amortizate a probei P3" după vibrarea cu piesa liberă.

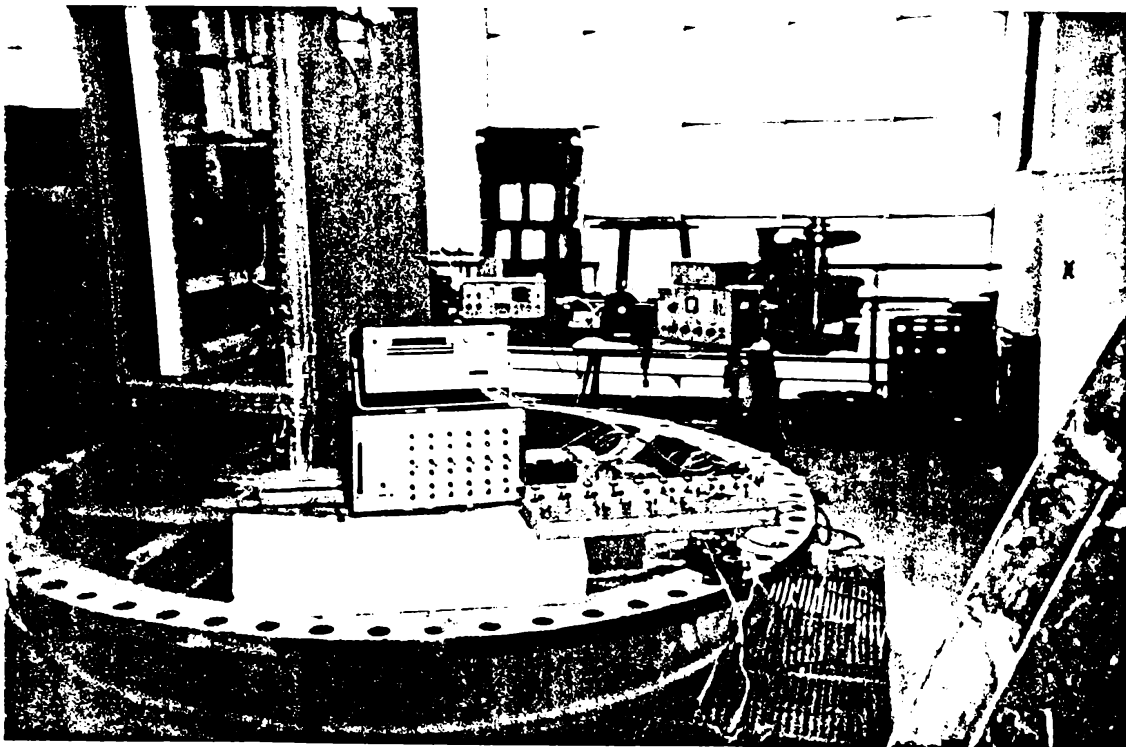
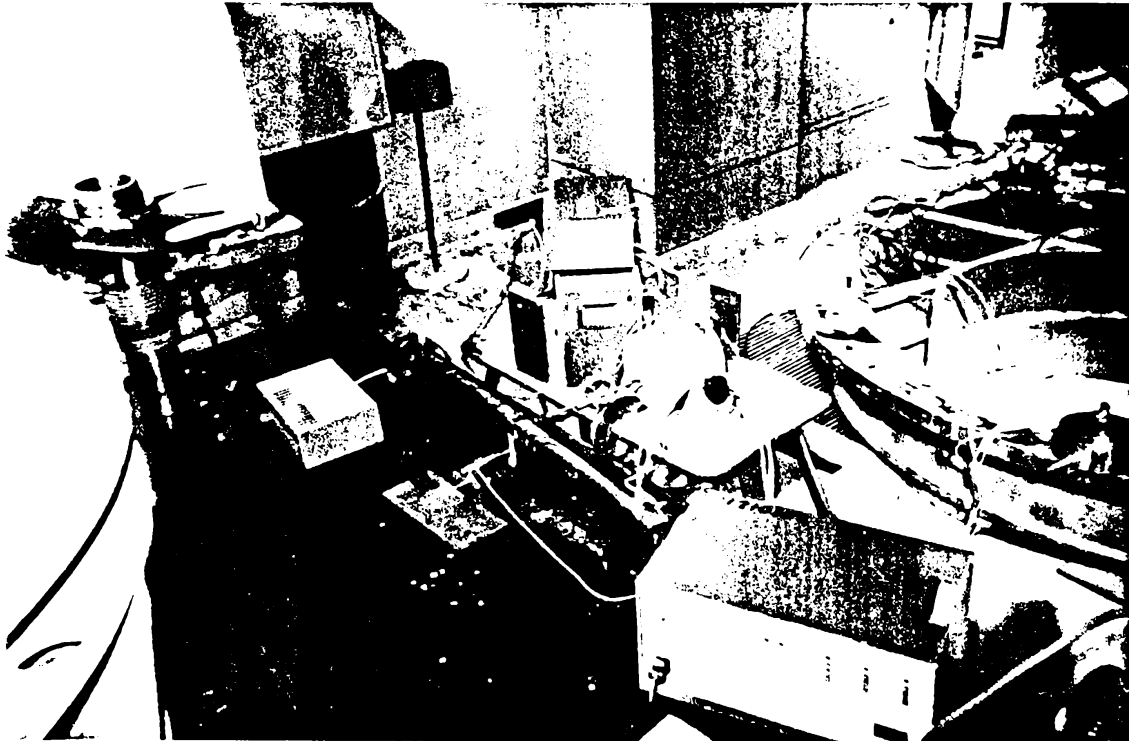


Fig.A3.42. a,b. Stand pentru vibrarea pieselor tip bară.

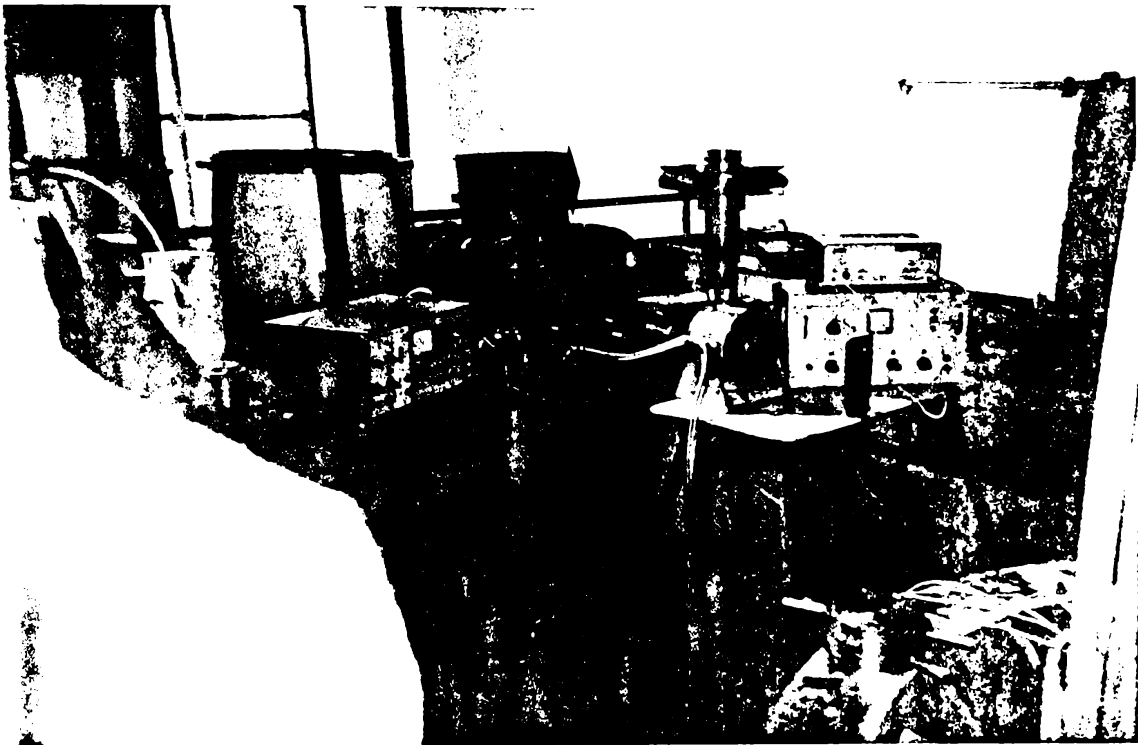


Fig.A3.42. c. Stand pentru vibrarea pieselor tip bară.

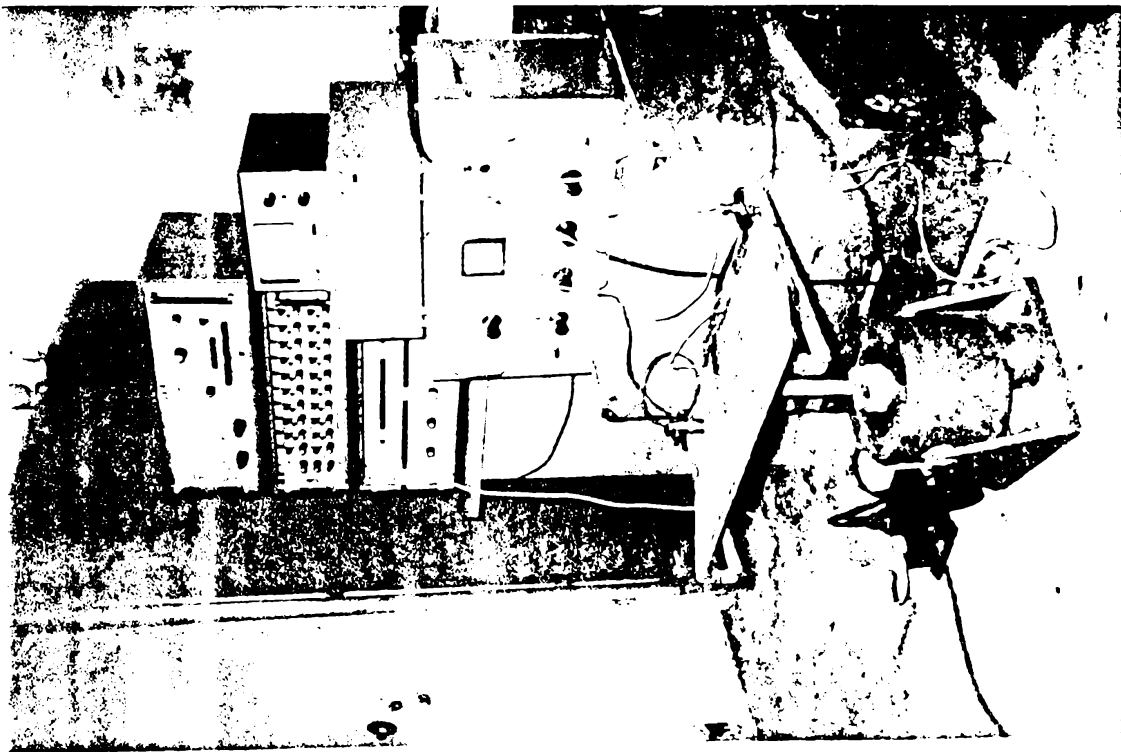


Fig.A3. 43. Stand pentru vibrarea pieselor sudate tip placă din oțeluri diferite.

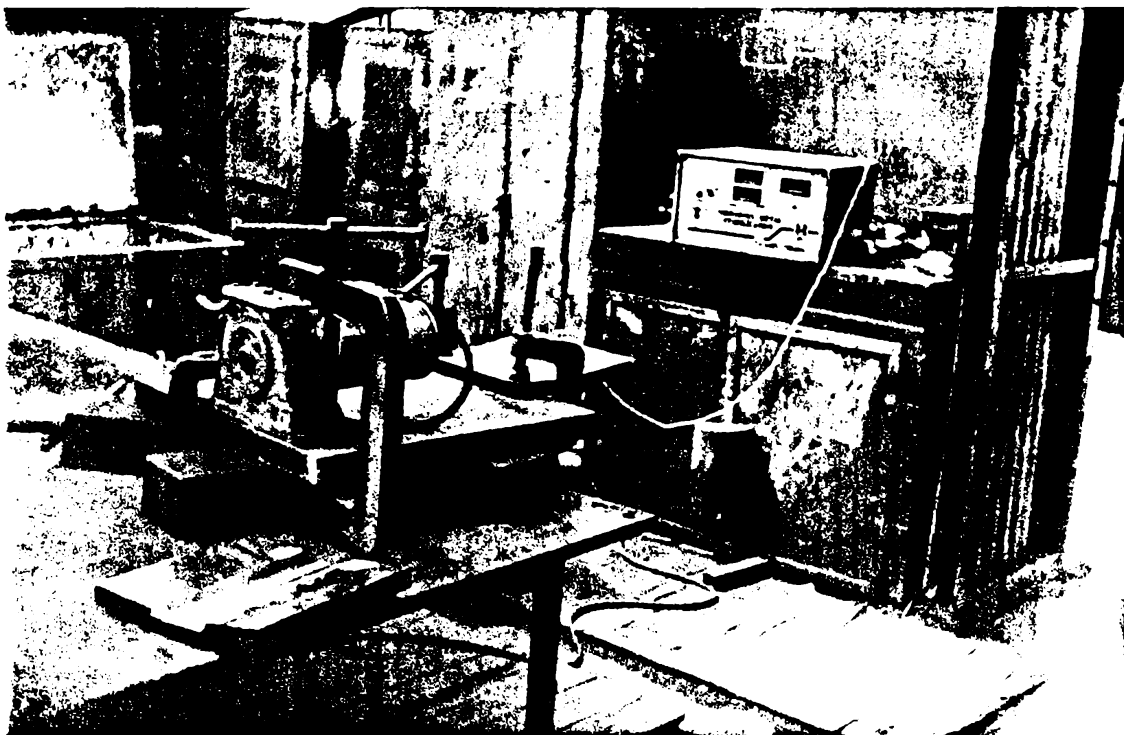


Fig.A3.44. Stand pentru vibrarea pieselor sudate tip placă cu metoda VSR.