

**INSTITUTUL POLITEHNIC "TRAIAN VUIA" TIMIȘOARA**

**PACULTATEA DE CONSTRUCȚII**

**ING. LIVIU GADEANU**

**CONTRIBUȚII LA DETERMINAREA TENSIUNILOR REMANENTE  
ÎN ELEMENTELE DE CONSTRUCȚII METALICE**

**Teză**

**Pentru obținerea titlului științific**

**de**

**DOCTOR INGINER**

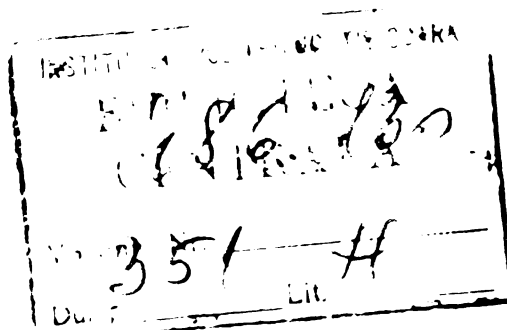
**Conducător științific  
Acad. Prof. emerit ing.**

**DAN MATESCU**

BIBLIOTECA CENTRALĂ  
UNIVERSITATEA "POLITEHNICA"  
TIMIȘOARA

**TIMIȘOARA**

**1984**





## CAPITOLUL I

### I. STAREA DE TENSIUNE

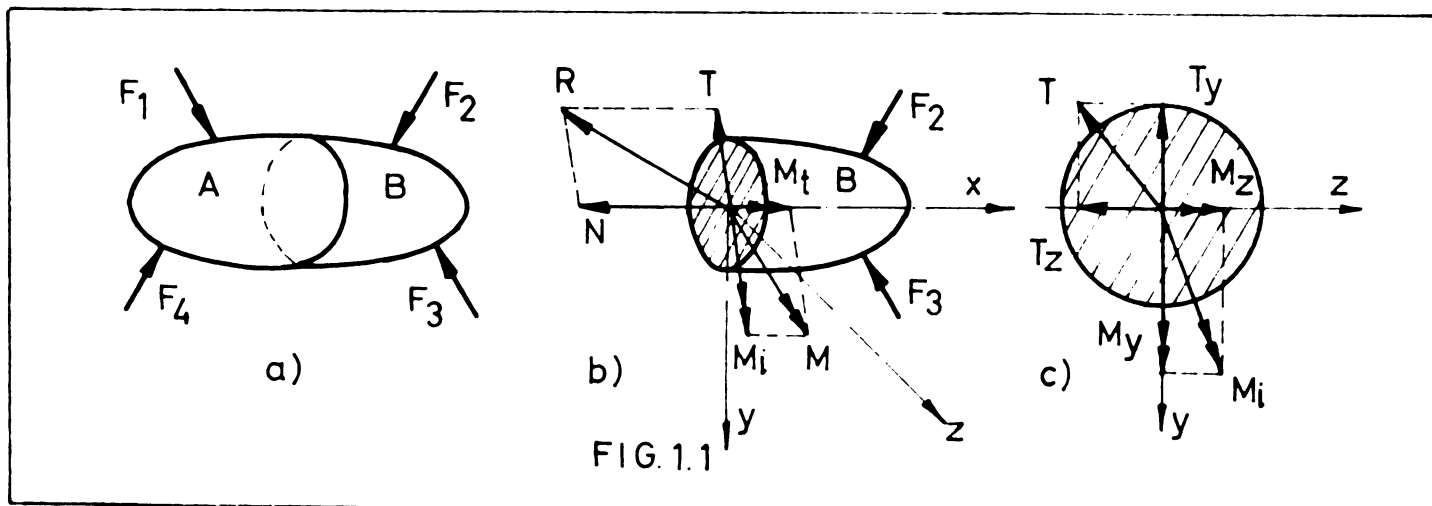
=====

#### I.1. DEFINIREA TENSIUNII SI A COMPONENTELOR SALE

In interiorul corpurilor solide, nesolicitate, există forțe interioare de legătură specifice structurii materiei.

Dacă corpurile sînt supuse efectului unor acțiuni exterioare, in interiorul lor apar forțe de interacțiune suplimentare, care se opun deformațiilor provocate de efectul acestor acțiuni. Existența lor se pune in evidență prin metoda secțiunilor, care permite inlocuirea uneia din părți cu un sistem de forțe interioare, numite eforturi, care reprezintă efectul părții înlăturate asupra celei rămase.

Făcînd o secțiune normală la axa corpului din figura 1.1a și înlăturînd partea A, partea B va fi in echilibru sub acțiunea forțelor exterioare  $F_2$  și  $F_3$  și a eforturilor ce acționează pe secțiunea efectuată. Aceste eforturi reprezintă efectul părții



înlăturate asupra celei rămase și sînt echivalente cu torsorul forțelor  $F_1$  și  $F_4$  in raport cu centrul de greutate al secțiunii efectuate, torsor alcătuit din rezultanta  $R$  și cuplul  $M$  (fig.1.1b).

Resultanta  $R$  se descompune in forța axială  $N$ , normală pe secțiunea efectuată și forța tăietoare  $T$ , situată in planul acestei secțiuni.

Cuplul resultant  $M$  se descompune în momentul de torsiune  $M_x$ , dirijat după axa barei și momentul încovoietor  $M_y$ , cuprins în planul secțiunii efectuate.

Componentele  $N$ ,  $T$ ,  $M_x$  și  $M_y$  se numesc eforturi secționale sau eforturi.

Față de sistemul de referință cu originea în centrul de greutate al secțiunii și axa  $x$  tangentă la axa barei, eforturile  $T$  și  $M_x$  pot fi descompuse (fig.1.1e) în componente dirijate de-a lungul axelor  $y$  ( $T_y$  și  $M_y$ ) și  $z$  ( $T_z$  și  $M_z$ ).

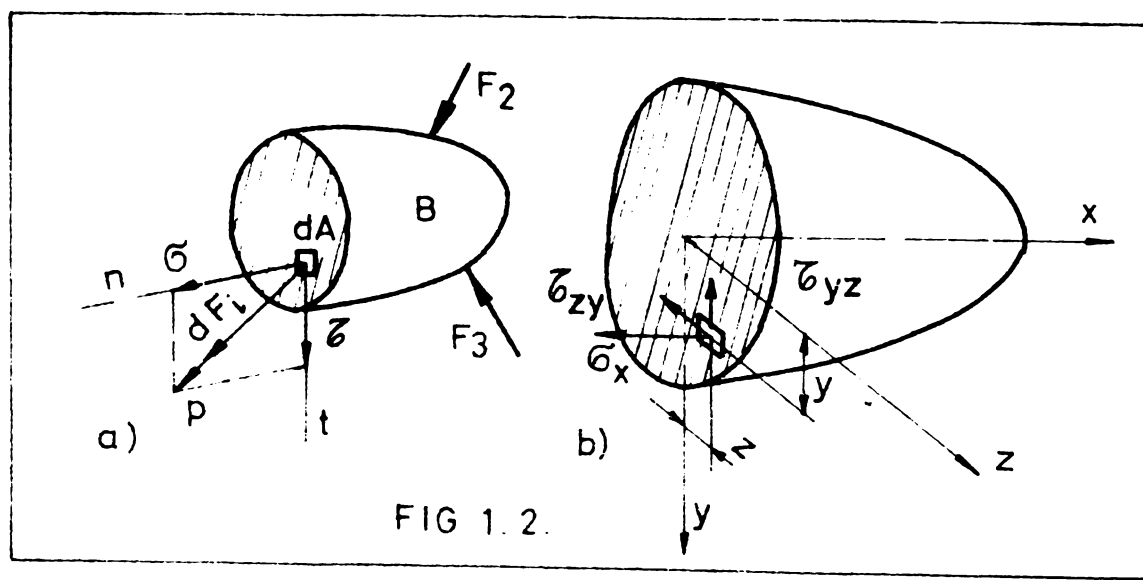
Înlocuirea eforturilor reale de pe suprafața secțiunii transversale cu eforturile secționale din centrul de greutate al secțiunii este un mod convențional de echivalare a intersecțiunii celor două părți, convenabil din punctul de vedere al calculului.

În realitate forțele interioare sînt distribuite continuu pe secțiune. Pe un element diferențial din suprafața secțiunii  $dA$ , acționează o forță interioară  $dF_1$  avînd intensitatea constantă. Raportul  $dF_1/dA = p$  reprezintă intensitatea forțelor interioare în punctul corespunzător elementului de suprafață  $dA$  și poartă denumirea de tensiune sau efort unitar.

Fiind definită ca raportul dintre o forță și o arie tensiunea este o mărime vectorială.

În general direcția tensiunii  $p$  diferă de cea a normalei la elementul de suprafață  $dA$  și ca urmare ea poate fi descompusă într-o componentă normală  $\sigma$  și o componentă tangențială  $\tau$  (fig.1.2a).

Între tensiunile normale  $\sigma$ , tensiunile tangențiale  $\tau$  și



eforturile  $N$ ,  $T$ ,  $M_x$  și  $M_y$  există următoarele relații (fig. 1.2b)



$$\begin{aligned}
 N &= \int_A \sigma_x \cdot dA & M_y &= \int_A \sigma_x \cdot dA \cdot z \\
 T_y &= \int_A \tau_{yz} \cdot dA & M_z &= \int_A \sigma_x \cdot dA \cdot y \\
 T_z &= \int_A \tau_{zy} \cdot dA & M_c &= \int_A (\tau_{yz} \cdot dA \cdot z - \tau_{zy} \cdot dA \cdot y)
 \end{aligned}
 \tag{1.1 \dots 1.6}$$

### 1.2. STAREA PLANĂ DE TENSIUNE.

Elementul de suprafață  $dA$  sferent unui punct poate avea diferite înclinări. Fiecărei înclinări "n" (definită de normala n), îi corespunde o tensiune rezultantă  $p_n$ . Mulțimea tensiunilor rezultante  $p_n$ , corespunzătoare tuturor înclinărilor elementului de suprafață  $dA$  dintr-un punct dat, constituie starea de tensiune din punctul respectiv. Starea de tensiune este în general spațială sau triaxială. Dacă toate tensiunile rezultante dintr-un punct sînt cuprinse într-un plan, starea de tensiune se numește plană sau biaxială. Când toate tensiunile rezultante dintr-un punct au aceeași direcție starea de tensiune se numește liniară sau monoaxială.

În cazul stării de tensiune plane pentru determinarea tensiunilor  $\sigma$  și  $\tau$  dintr-un punct, corespunzătoare elementului de suprafață  $dA$  definit prin înclinarea  $\alpha$ , se izolează din jurul punctului respectiv un element diferențial de formă prismatică, cu baze un triunghi dreptunghic și grosime unitară (fig.1.3) și se scriu ecuațiile de echilibru static ale elementului respectiv :

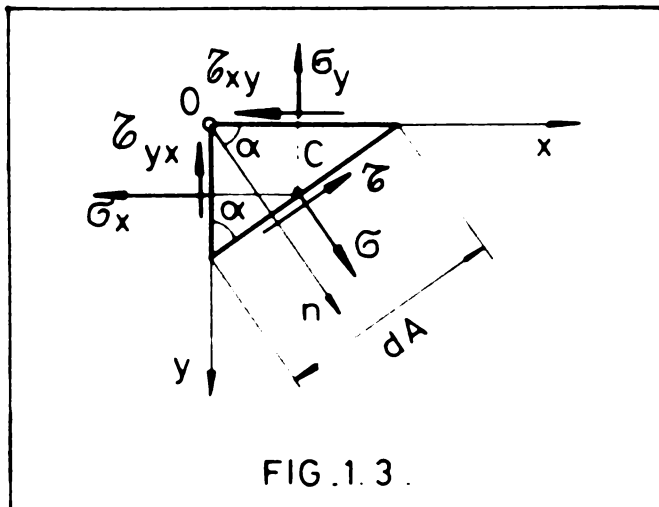


FIG.1.3.

sumă de momente în raport cu punctul c și sumă de proiecții după direcția normalei n și perpendicular pe normala n.

$$\begin{aligned}
 &\tau_{yx} \cdot dA \cdot 1 \cdot \cos \alpha \cdot \frac{dA}{2} \cdot \sin \alpha - \\
 &- \tau_{xy} \cdot dA \cdot 1 \cdot \sin \alpha \cdot \frac{dA}{2} \cdot \cos \alpha = 0 \tag{1.7}
 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
 &\sigma \cdot dA \cdot 1 - \sigma_x \cdot dA \cdot 1 \cdot \cos \alpha \cdot \cos \alpha - \\
 &- \sigma_y \cdot dA \cdot 1 \cdot \sin \alpha \cdot \sin \alpha - \\
 &- \tau_{yx} \cdot dA \cdot 1 \cdot \cos \alpha \cdot \sin \alpha -
 \end{aligned}$$

$$- \tau_{xy} \cdot dA \cdot 1 \cdot \sin \alpha \cdot \cos \alpha = 0 \tag{1.8}$$

$$\tau \, dA \cdot l = \sigma_x \cdot dA \cdot l \cdot \cos \alpha \sin \alpha + \sigma_y \cdot dA \cdot l \cdot \sin \alpha \cos \alpha + \\ + \tau_{yx} \cdot dA \cdot l \cdot \cos \alpha \cos \alpha - \tau_{xy} \cdot dA \cdot l \cdot \sin \alpha \sin \alpha = 0 \quad (1.9)$$

Din ecuația 1.7 rezultă legea dualității sau perității tensiunilor tangențiale :

$$\tau_{xy} = \tau_{yx} \quad (1.10)$$

care utilizată în 1.8 și 1.9 conduce la :

$$\sigma = \sigma_x \cos^2 \alpha + \sigma_y \sin^2 \alpha + 2 \tau_{xy} \sin \alpha \cos \alpha \quad (1.11)$$

și

$$\tau = (\sigma_x - \sigma_y) \sin \alpha \cos \alpha - \tau_{xy} (\cos^2 \alpha - \sin^2 \alpha) \quad (1.12)$$

relații în care, înlocuind funcțiile trigonometrice ale argumentului  $\alpha$  prin funcțiile trigonometrice ale argumentului dublu ( $2\alpha$ ), se obține :

$$\sigma = \frac{\sigma_x + \sigma_y}{2} + \frac{\sigma_x - \sigma_y}{2} \cos 2\alpha + \tau_{xy} \sin 2\alpha \quad (1.13)$$

$$\tau = \frac{\sigma_x - \sigma_y}{2} \sin 2\alpha - \tau_{xy} \cos 2\alpha \quad (1.14)$$

Din relațiile 1.13 și 1.14 rezultă că tensiunile  $\sigma$  și  $\tau$  corespundătoare elementului de suprafață  $dA$  depind de înclinarea acestuia, adică de unghiul  $\alpha$ .

Pentru a stabili direcțiile principale, după care tensiunile au valori maxime sau minime, se egalescă cu zero derivatele funcțiilor  $\sigma$  și  $\tau$  în raport cu variabila  $2\alpha$ .

$$\frac{d\sigma}{d(2\alpha)} = -\frac{\sigma_x - \sigma_y}{2} \sin 2\alpha + \tau_{xy} \cos 2\alpha = 0 \quad (1.15)$$

rezultând :

$$\operatorname{tg} 2\alpha_1 = \frac{2\tau_{xy}}{\sigma_x - \sigma_y} \quad (1.16)$$

ecuație care conduce la concluzia că, datorită periodicității  $\pi$  a tangentei, există două soluții distincte :  $2\alpha_1$  și  $2\alpha_2 = 2\alpha_1 + \pi$ . Cu alte cuvinte direcțiile principale sînt perpendiculare între ele, în raport cu una tensiunea  $\sigma$  fiind maximă, iar în raport cu cealaltă minimă.

Din relațiile 1.14 și 1.15 rezultă că :

$$\frac{d\tau}{d(2\alpha)} = -\tau = 0 \quad (1.17)$$

și deci, pe direcțiile principale tensiunile tangențiale sînt nule.

Deci în relația 1.13 se exprimă funcțiile  $\sin 2\alpha$  și  $\cos 2\alpha$  prin  $\operatorname{tg} 2\alpha$ , pentru direcțiile principale 1 și 2 rezultă următoarea expresie a tensiunilor principale :

$$\sigma_{1,2} = \frac{\sigma_x + \sigma_y}{2} \pm \frac{1}{2} \sqrt{(\sigma_x - \sigma_y)^2 + 4\tau_{xy}^2} \quad (1.18)$$

in care semnul + corespunde tensiunii maxime  $\sigma_1$ , iar semnul - tensiunii minime  $\sigma_2$ .

Insumind cele două tensiuni principale se observă că :

$$\sigma_1 + \sigma_2 = \sigma_x + \sigma_y = \text{const.} \quad (1.19)$$

adică suma tensiunilor normale corespunzătoare a două direcții perpendiculare este un invariant, ce nu depinde de unghiul  $\alpha$ .

Pentru determinarea valorilor maxime și minime ale tensiunii tangențiale  $\tau$ , sculind derivate relației 1.14 în raport cu  $2\alpha$  se obține ecuația :

$$\frac{d\tau}{d(2\alpha)} = \frac{\sigma_x - \sigma_y}{2} \cos 2\alpha' + \tau_{xy} \sin 2\alpha' = 0 \quad (1.20)$$

$$\text{sau } \operatorname{tg} 2\alpha' = \frac{\sigma_x - \sigma_y}{2\tau_{xy}} = - \frac{1}{\operatorname{tg} 2\alpha_1} \quad (1.21)$$

din care rezultă că direcțiile  $2\alpha'$  și  $2\alpha_1$  sînt perpendiculare și deci direcțiile  $\alpha_1$  și  $\alpha'$  fac între ele unghiuri de  $45^\circ$ , sau altfel spus, tensiunile tangențiale sînt maxime la  $45^\circ$  față de direcțiile principale. Conform legii dualității cele două tensiuni tangențiale maxime sînt egale și de sens opus.

Pentru stabilirea expresiei tensiunilor tangențiale maxime se înlocuiesc funcțiile  $\sin 2\alpha$  și  $\cos 2\alpha$  din relația 1.14 prin  $\operatorname{tg} 2\alpha$ , care la rîndul ei se înlocuiește cu valoarea din 1.21 obținîndu-se :

$$\tau_{\max} = \pm \frac{1}{2} \sqrt{(\sigma_x - \sigma_y)^2 + 4\tau_{xy}^2} \quad (1.22)$$

Ținînd seama de 1.18, tensiunile tangențiale maxime pot fi exprimate și în funcție de tensiunile normale principale :

$$\tau_{\max} = \pm \frac{\sigma_1 - \sigma_2}{2} \quad (1.23)$$

Studiul stării plane de tensiune din jurul unui punct poate fi efectuat și pe cale grafică cu ajutorul cercului tensiunilor (cercul lui Mohr).

### 1.3. STAREA DE TENSIUNE MONOAXIALĂ.

Isolînd un element diferențial, de formă prismatică, cu baze un triunghi dreptunghic și grosime unitară (fig.1.4a) dintr-un corp la care tensiunile rezultante sferente unui punct cu aceeași direcție (axe ox de exemplu), din ecuațiile de echi-

libru (1.7 ... 1.9) rezultă :

$$p_n \cdot dA \cdot l = \sigma_x \cdot dA \cdot l \cdot \cos \alpha \quad ; \quad p_n = \sigma_x \cos \alpha \quad (1.24)$$

respectiv

$$\sigma = p_n \cos \alpha = \sigma_x \cos^2 \alpha = \frac{\sigma_x}{2} (1 + \cos 2\alpha) \quad (1.25)$$

și

$$\tau = p_n \sin \alpha = \sigma_x \sin \alpha \cos \alpha = \frac{\sigma_x}{2} \sin 2\alpha$$

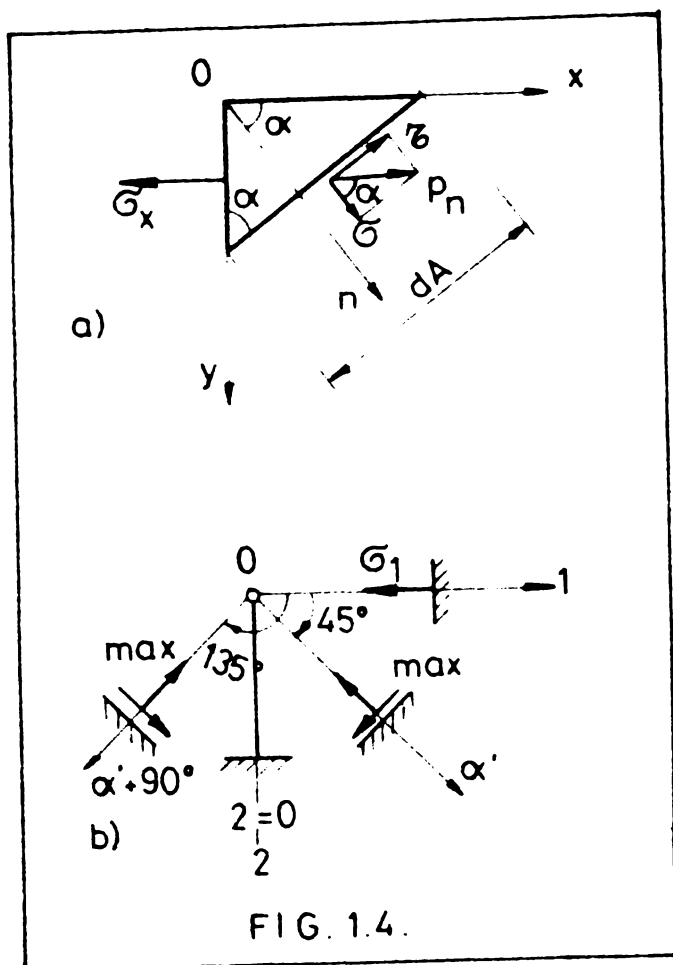


FIG. 1.4.

relații care reprezintă evident particularizarea relațiilor 1.13 și 1.14 pentru cazul când  $\sigma_y = \tau_{xy} = 0$ .

Se constată direct că  $\sigma_1 = \sigma_x$  pentru  $\alpha = 0$  și  $\sigma_2 = 0$  pentru  $\alpha = 90^\circ$ , respectiv  $\tau_{max} = \sigma_x / 2$  pentru  $\alpha = 45^\circ$  și  $135^\circ$ .

În figura 1.4o sînt reprezentate fațetele corespunzătoare tensiunilor principale și tensiunilor tangențiale maxime, în cazul stării de tensiune monoaxiale.

De remarcat faptul că, fațetele corespunzătoare diferitelor înclinări au fost decelate din punctul 0, prin care de

fapt trec, numai pentru motive de claritate.

#### 1.4. STAREA DE TENSIUNE SPATIALĂ.

Starea de tensiune spațială apare în corpurile solicitate de sisteme oarecari de forțe care se află în echilibru. Considerînd un punct dintr-un astfel de corp, prin el pot fi duse o infinitate de plane avînd orientări diferite. Fiecărui element de suprafață, care conține punctul considerat, îi corespunde un vector al tensiunii  $p_n$ . Totalitatea vectorilor tensiunilor de pe elementele de suprafață ce trec prin punctul considerat caracterizează starea de tensiune din acel punct.

Determinarea stării de tensiune spațiale dintr-un punct se face izolînd din corpul solicitat un paralelipiped infinitesimal care conține punctul respectiv.

Tensiunile rezultante de pe fețele cubului se descompun față de axele sistemului de referință  $Oxyz$ , în componente normale  $\sigma$  și componente tangențiale  $\tau$  (fig.1.5).

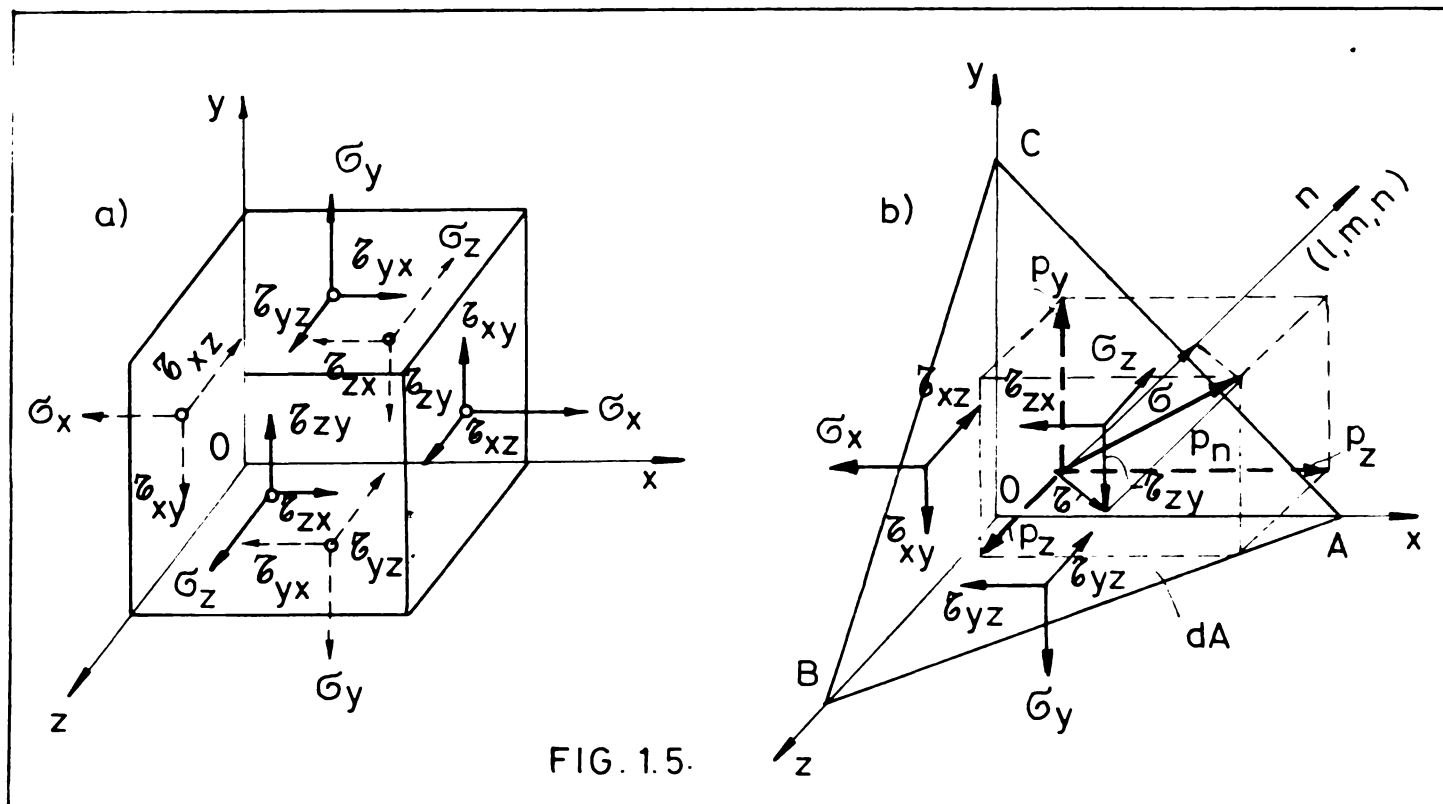


FIG. 1.5.

Utorită legii dualității tensiunilor tangențiale, din cele 9 componente ale tensiunilor de pe cele 3 fețe perpendiculare, rămân distincte doar 6 : tensiunile normale  $\sigma_x$ ,  $\sigma_y$  și  $\sigma_z$  și tensiunile tangențiale  $\tau_{xy}$ ,  $\tau_{yz}$  și  $\tau_{zx}$ .

Starea de sollicitare din jurul punctului considerat este definită dacă se cunoaște tensorul tensiunilor :

$$T_{\sigma} = \begin{Bmatrix} \sigma_x & \tau_{xy} & \tau_{xz} \\ \tau_{yx} & \sigma_y & \tau_{yz} \\ \tau_{zx} & \tau_{zy} & \sigma_z \end{Bmatrix} \quad (1.26)$$

O secțiune înclinată curentă, reprezentată în figure 1.5b de celelalte din punctul O din motive de claritate, este definită prin normala  $On$ , și a cărei cosinusi directori în raport cu axele de coordonate sînt :  $l$ ,  $m$  și  $n$ .

Tensiunea rezultantă  $P_n$  din secțiunea înclinată poate fi descompusă în 3 componente dirijate după axele de coordonate :  $P_x$ ,  $P_y$  și  $P_z$ .

Pentru studiul variației tensiunii în funcție de inclinarea "n" a unei fețe, se presupun cunoscute tensiunile de pe fețele cuprinse în planele axelor de coordonate :  $\sigma_x$ ,  $\sigma_y$ ,  $\sigma_z$  și  $\tau_{xy}$ ,  $\tau_{yz}$  și  $\tau_{zx}$ . Din condiția de echilibru a fluxului de forțe interioare

elementare de pe fețele tetraedrului elementar (fig.1.5b), rezultă tensiunea rezultantă  $p_D$ , respectiv tensiunea normală  $\sigma$  și tangențială  $\tau$  de pe fața definită de normale  $n$ .

Din ecuațiile de proiecții după direcțiile celor trei axe de coordonate, după simplificarea cu  $dA$ , rezultă

$$\begin{aligned} p_x &= l \cdot \sigma_x + m \cdot \tau_x + n \cdot \tau_y \\ p_y &= l \cdot \tau_x + m \cdot \sigma_y + n \cdot \tau_z \\ p_z &= l \cdot \tau_y + m \cdot \tau_z + n \cdot \sigma_z \end{aligned} \quad (1.27)$$

Tensiunea rezultantă, corespunzătoare elementului de suprafață  $dA$ , definit de normale  $n$ , rezultă :

$$p_D = \sqrt{p_x^2 + p_y^2 + p_z^2} \quad (1.28)$$

Tensiunea normală  $\sigma$ , dirijată după normale elementului de suprafață  $dA$ , rezultă proiectând componentele  $p_x$ ,  $p_y$  și  $p_z$  pe direcția normalei :

$$\sigma = l \cdot p_x + m \cdot p_y + n \cdot p_z \quad (1.29)$$

relație care după înlocuirea expresiilor (1.27) devine :

$$\sigma = l^2 \sigma_x + m^2 \sigma_y + n^2 \sigma_z + 2lm \tau_x + 2mn \tau_z + 2nl \tau_y \quad (1.28)$$

Tensiunea tangențială  $\tau$  pe fațeta cu normale  $n$  rezultă

$$\tau = \sqrt{p_D^2 - \sigma^2} \quad (1.29)$$

Asamănător stării de tensiune plane și în starea de tensiune spațială există direcții după care tensiunea normală are valori extreme, iar tensiunea tangențială este egală cu zero. În starea de tensiune spațială există trei asemenea direcții principale (1,2 și 3), perpendiculare între ele.

Determinarea tensiunilor principale și a direcțiilor principale se poate face plecând de la relațiile 1.27.

Deci se admite că tensiunea rezultantă  $p_D$  ar fi o tensiune principală  $\sigma$ , atunci pe elementul de suprafață aferent  $\tau = 0$ , iar relațiile 1.27 devin :

$$p_x = l \sigma ; p_y = m \sigma ; p_z = n \sigma . \quad (1.30)$$

Introducând aceste valori în relațiile 1.27 se obține un sistem de 3 ecuații având ca necunoscute cei 3 cosinusi direcționali care definesc direcțiile principale

$$\begin{aligned} l(\sigma_x - \sigma) + m \tau_x + n \tau_y &= 0 \\ l \tau_x + m(\sigma_y - \sigma) + n \tau_z &= 0 \\ l \tau_y + m \tau_z + n(\sigma_z - \sigma) &= 0 \end{aligned} \quad (1.31)$$

Acest sistem de ecuații admite soluții diferite de zero numai dacă determinantul coeficienților este nul.

$$\begin{vmatrix} \sigma_x - \sigma & \tau_{xz} & \tau_{xy} \\ \tau_{xz} & \sigma_y - \sigma & \tau_{yz} \\ \tau_{xy} & \tau_{yz} & \sigma_z - \sigma \end{vmatrix} = 0 \quad (1.32)$$

Dezvoltând determinantul se obține ecuația de gradul trei în  $\sigma$  :

$$\sigma^3 - I_1 \sigma^2 + I_2 \sigma - I_3 = 0 \quad (1.33)$$

unde prin  $I_1$ ,  $I_2$  și  $I_3$  s-au notat invariantii ecuației :

$$I_1 = \sigma_x + \sigma_y + \sigma_z \quad (1.34)$$

$$I_2 = \sigma_x \sigma_y + \sigma_y \sigma_z + \sigma_x \sigma_z - \tau_{xz}^2 - \tau_{xy}^2 - \tau_{yz}^2 \quad (1.35)$$

$$I_3 = \begin{vmatrix} \sigma_x & \tau_{xz} & \tau_{xy} \\ \tau_{xz} & \sigma_y & \tau_{yz} \\ \tau_{xy} & \tau_{yz} & \sigma_z \end{vmatrix} \quad (1.36)$$

Rezolvarea ecuației 1.33 conduce la trei soluții reale care sînt tocmai tensiunile principale  $\sigma_1$ ,  $\sigma_2$  și  $\sigma_3$ . Introducîndu-le pe rînd în sistemul format din două dintre ecuațiile 1.31 și ecuația de legătură a cosinuşilor directori :

$$l^2 + m^2 + n^2 = 1 \quad (1.37)$$

se obțin succesiv cosinuşii directori ai celor trei direcții principale, două câte două perpendiculare între ele.

Studiul variației tensiunilor tangențiale în jurul unui punct conduce la concluzia că tensiunile tangențiale maxime apar în plane ale căror normale fac unghiuri egale de  $45^\circ$  cu câte două din direcțiile principale și sînt paralele cu cea de-a treia.

Valorile extreme ale tensiunilor tangențiale rezultă egale cu semidiferențe tensiunilor principale :

$$\tau_{12} = \pm \frac{\sigma_1 - \sigma_2}{2}, \quad \tau_{13} = \pm \frac{\sigma_1 - \sigma_3}{2}, \quad \tau_{23} = \pm \frac{\sigma_2 - \sigma_3}{2} \quad (1.38)$$

Concomitent cu ele, pe aceste plane acționează și tensiuni normale, a căror mărime este egală cu semisuma tensiunilor principale.

$$\sigma_{12} = \pm \frac{\sigma_1 + \sigma_2}{2}, \quad \sigma_{13} = \pm \frac{\sigma_1 + \sigma_3}{2}, \quad \sigma_{23} = \pm \frac{\sigma_2 + \sigma_3}{2} \quad (1.39)$$

Deci  $\sigma_1 > \sigma_2 > \sigma_3$ , tensiunea tangențială maximă este :

$$\tau_{max} = \tau_{13} = \frac{\sigma_1 - \sigma_3}{2} \quad (1.40)$$



Starea de tensiune din jurul unui punct se poate exprima și în funcție de tensorul tensiunilor principale

$$\tau_{\sigma} = \begin{Bmatrix} \sigma_1 & 0 & 0 \\ 0 & \sigma_2 & 0 \\ 0 & 0 & \sigma_3 \end{Bmatrix} \quad (1.41)$$

Deci axele sistemului de referință (Oxyz) coincid cu direcțiile principale (1,2,3), stăruie componentele tensiunii rezultante sînt :

$$p_x = l\sigma_1 \quad ; \quad p_y = m\sigma_2 \quad ; \quad p_z = n\sigma_3 \quad (1.42)$$

Înlocuind cosinușii directori din aceste relații în expresia 1.37 se obține

$$\frac{p_x^2}{\sigma_1^2} + \frac{p_y^2}{\sigma_2^2} + \frac{p_z^2}{\sigma_3^2} = 1 \quad (1.43)$$

adică ecuația elipsoidului tensiunilor (Lamé) care reprezintă locul geometric al vîrfului tensorului  $p$  cînd elementul de suprafață se rotește în jurul punctului  $O$ .

Pentru cazul stării plane de tensiune ( $\sigma_3 = 0$ ) se obține ecuația elipsei tensiunilor, iar pentru cazul stării monocaxiale de tensiune ( $\sigma_2 = \sigma_3 = 0$ ) e dreptă.

### 1.5. DEFORMAȚII ȘI DEPLASĂRI.

În Mecanica tehnică a corpurilor deformabile, studiul deformațiilor și al deplasărilor se bazează pe două ipoteze fundamentale : ipoteza deformațiilor mici (ale teoriei de ordinul întâi) și ipoteza distribuției continue a deformației, derivînd din ipoteza continuității masei.

Prin deplasare relativă se înțelege vectorul de deplasare al unui punct dintr-un corp față de poziția sa inițială, ca urmare a deformării corpului în ansamblul său.

Deformațiile, constînd din modificarea volumului și a formei, corpurilor, se compun din două efecte simple : deformație liniară sau lungirea și deformație unghiulară sau alunecarea.

Notînd cu  $u$ ,  $v$  și  $w$  deplasările relative ale unui punct în raport cu cele trei axe de coordonate (fig.1.6), deplasări care variază continuu în interiorul corpului, fiind deci funcții continue de  $x$ ,  $y$  și  $z$ , lungirile specifice rezultă :

$$\epsilon_x = \frac{\partial u}{\partial x} \quad ; \quad \epsilon_y = \frac{\partial v}{\partial y} \quad ; \quad \epsilon_z = \frac{\partial w}{\partial z} \quad (1.44)$$



iar alunecările specifice :

$$\gamma_{xy} = \frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x}; \quad \gamma_{yz} = \frac{\partial v}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial y}; \quad \gamma_{zx} = \frac{\partial w}{\partial x} + \frac{\partial u}{\partial z} \quad (1.45)$$

Cele șase componente ale deformațiilor specifice exprimate de

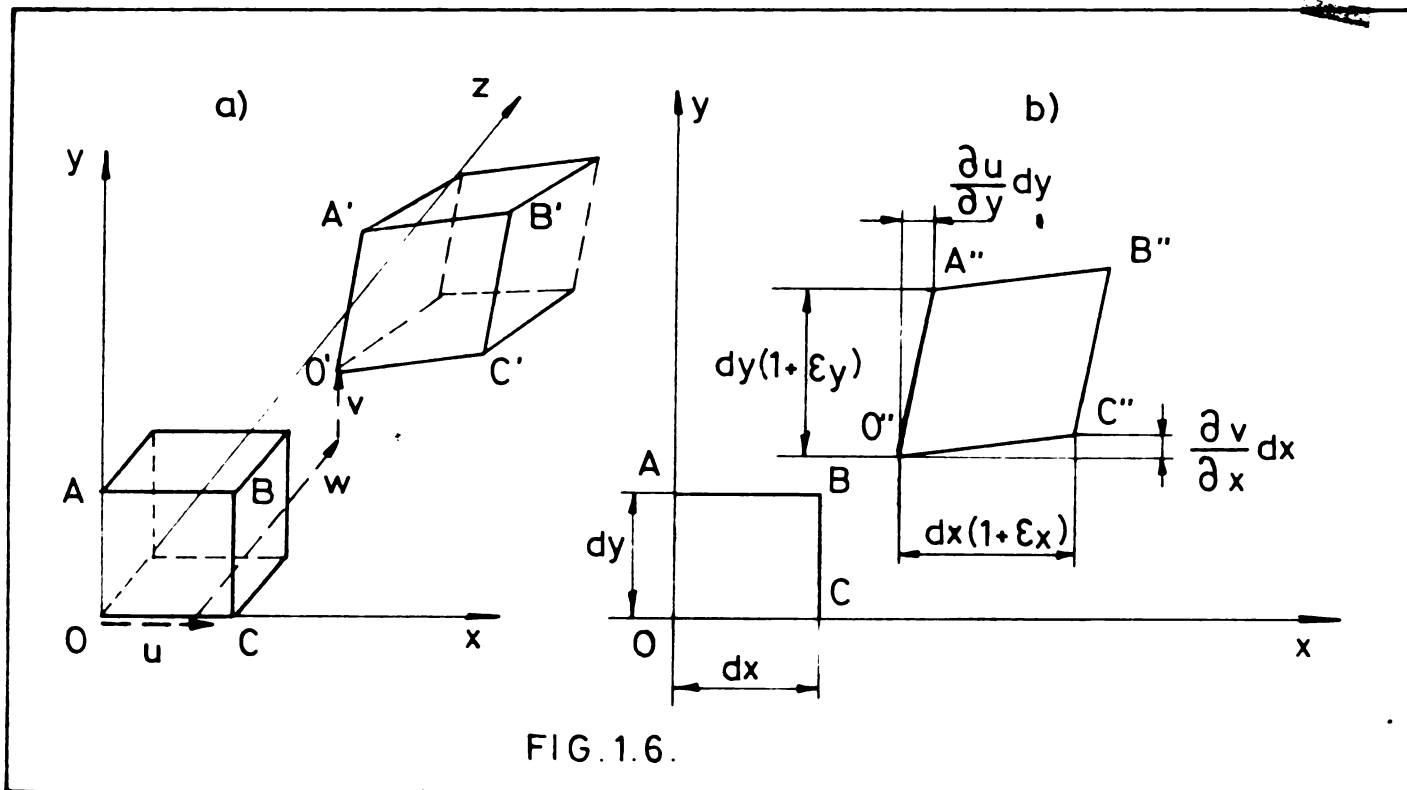


FIG. 1.6.

relațiile 1.44 și 1.45 caracterizează în întregime starea de deformații dintr-un punct. Cu ajutorul lor se poate calcula atât lungirea specifică după orice direcție care trece prin punctul considerat, cât și alunecarea specifică corespunzătoare.

Analog cu starea de tensiune, starea de deformație din jurul unui punct poate fi exprimată cu ajutorul tensorului deformațiilor.

$$T_{\epsilon} = \begin{Bmatrix} \epsilon_x & \frac{1}{2}\gamma_{xy} & \frac{1}{2}\gamma_{xz} \\ \frac{1}{2}\gamma_{yx} & \epsilon_y & \frac{1}{2}\gamma_{yz} \\ \frac{1}{2}\gamma_{zx} & \frac{1}{2}\gamma_{zy} & \epsilon_z \end{Bmatrix} \quad (1.46)$$

Ca urmare, deformațiile după o direcție oarecare, deformațiile specifice principale, alunecările specifice maxime etc., pot fi stabilite din relațiile corespunzătoare stării de tensiune, înlocuind tensiunea normală  $\sigma$  cu lungirea specifică  $\epsilon$  și tensiunea tangențială  $\tau$  cu jumătate din alunecarea specifică  $\gamma$ .

În cazul stării plane de deformație de exemplu, lungirea specifică după o direcție oarecare  $\alpha$ , este :

$$\epsilon_x = \frac{\epsilon_x + \epsilon_y}{2} + \frac{\epsilon_x - \epsilon_y}{2} \cos 2\alpha + \frac{1}{2} \tau_{xy} \cdot \sin 2\alpha \quad (1.47)$$

iar lungirile specifice principale rezultă din relația :

$$\epsilon_{1,2} = \frac{\epsilon_x + \epsilon_y}{2} \pm \frac{1}{2} \sqrt{(\epsilon_x - \epsilon_y)^2 + \tau_{xy}^2} \quad (1.48)$$

Direcțiile principale ale lungirilor specifice, care corespund cu direcțiile tensiunilor principale, sînt definite de relația :

$$2\alpha_1 = \arctg \frac{\tau_{xy}}{\epsilon_x - \epsilon_y} \quad (1.49)$$

Analogie expresiilor caracteristicilor stării de deformare din jurul unui punct, cu expresiile caracteristicilor stării de tensiune din jurul punctului respectiv este perfect valabilă și în cazul stării spațiale de tensiune.

Ca urmare, în orice punct al corpului solicitat există trei direcții principale trirectangulare, pentru care alunecarea specifică este zero și cărora le corespund trei lungiri specifice principale  $\epsilon_1$ ,  $\epsilon_2$  și  $\epsilon_3$ , a căror direcții coincid cu direcțiile tensiunilor principale. În planele bisectoare direcțiilor principale alunecările specifice au valori extreme care sînt date de relațiile :

$$\tau_1 = \epsilon_2 - \epsilon_3 \quad ; \quad \tau_2 = \epsilon_3 - \epsilon_1 \quad ; \quad \tau_3 = \epsilon_1 - \epsilon_2 \quad (1.50)$$

În baza analogiei dintre relațiile ce definesc starea de tensiune și cea de deformare, caracteristicile acestora din urmă pot fi determinate și pe cale grafică cu ajutorul cercului lui Mohr.

### 1.6. RELATII ÎNTRE TENSIUNI ȘI DEFORMĂȚII SPECIFICE.

Tensiunea, ca intensitate a forțelor interioare într-un punct, definită prin raportul  $dF/dA$ , nu este o mărime fizică, ci una derivată. Ca urmare, ea nu poate fi determinată direct, ci doar prin calcul sau din deformațiile pe care le produce.

Deformația liniară, care însoțește tensiunea normală, este o mărime de bază accesibilă măsurării directe. Deformația unghiulară, care însoțește tensiunea tangențială, poate fi și ea măsurată, dar cu dificultăți mai mari.

Calculul tensiunilor în funcție de deformațiile aferente se complică din cauze producerii contracțiilor transversale. Odată cu deformația specifică liniară  $\epsilon_x$ , care se produce după direcția de acționare a forței  $x$ , se produc și deformații transversale

$\epsilon_y$  și  $\epsilon_z$  fără a fi însoțite de apariția unor tensiuni după aceeași direcție.

În cazul solicitărilor de întindere sau compresie lungirea specifică  $\epsilon$  pe direcția solicitării se traduce în tensiune pe baza legii de proporționalitate a lui Hooke :  $\sigma = E\epsilon$ , cu condiția să nu se depășească limita de proporționalitate. În toate celelalte direcții, din cauza deformațiilor transversale, această relație nu mai este valabilă.

Sub forma ei simplă, legea lui Hooke exprimă legătura dintre tensiuni și deformații pentru cazul stării liniare de tensiune și pentru cazul stării de forfecare pură :

$$\epsilon_x = \frac{\sigma_x}{E} ; \quad \tau_{xy} = \frac{\tau_{yx}}{G} \quad (1.51)$$

În cazul stării plane de tensiune, tensiunile tangențiale  $\tau_{xy}$  produc alunecări  $\gamma_{xy}$  numai în planul lor de acțiune  $xOy$  (fig. 1.7b).

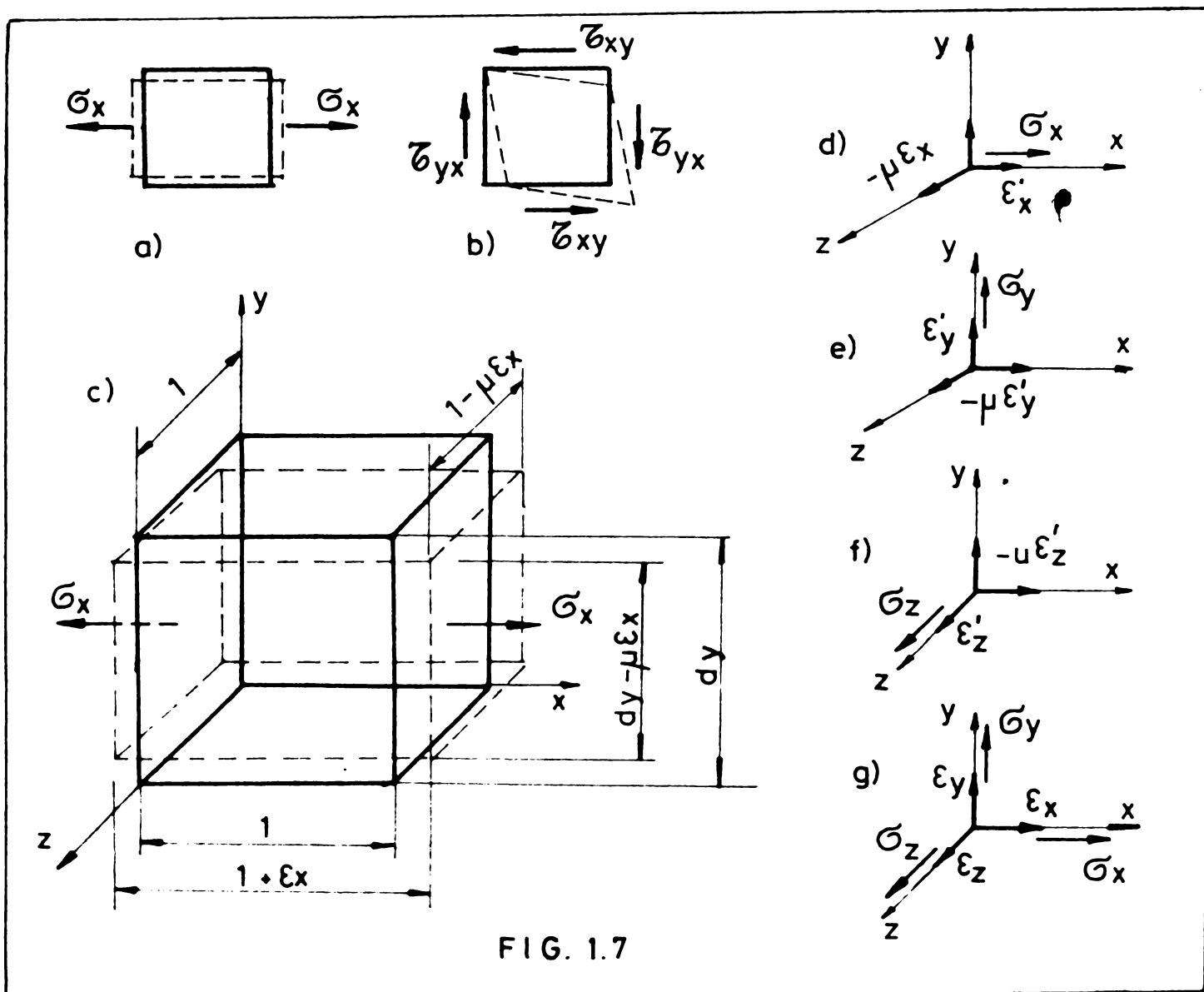


FIG. 1.7

Tensiunea normală  $\sigma_x$  produce însă atât deformații  $\epsilon_x$  după direcția ei de acțiune, cât și deformații perpendiculare pe aceeași

să direcție  $\epsilon_y$  (fig.1.7a), a căror mărime se exprimă cu ajutorul coeficientului lui Poisson :

$$\epsilon_y = -\mu \epsilon_x = -\mu \frac{\sigma_x}{E} \quad (1.51')$$

Pentru stabilirea relațiilor dintre tensiuni și deformațiile specifice se consideră un cub cu latură unitară, sollicitat la întindere după direcția  $x$  (fig.1.7c). Sub efectul tensiunii  $\sigma_x$  el se va lungi după direcția  $x$  cu  $\epsilon_x$  și va suferi contracții transversale după direcțiile  $y$  și  $z$  :  $\epsilon_y = \epsilon_z = -\mu \epsilon_x = -\mu \frac{\sigma_x}{E}$  (fig.1.7d).

Dacă întinderea se realizează după direcția  $y$  (fig.1.7e) sau  $z$  (fig.1.7f), lungirile s-se produce față de axele respective, iar contracțiile transversale după axele perpendiculare.

Dacă cubul este acționat simultan la întindere după toate cele trei direcții (fig.1.7g), deformația specifică corespunzătoare fiecărei direcții rezultă din însumarea algebrică a deformațiilor specifice apărute pentru fiecare sollicitare separată :

$$\begin{aligned} \epsilon_x &= \frac{1}{E} \left[ \sigma_x - \mu (\sigma_y + \sigma_z) \right] & ; & \quad \tau_{xy} = \frac{\tau_{xy}}{G} \\ \epsilon_y &= \frac{1}{E} \left[ \sigma_y - \mu (\sigma_x + \sigma_z) \right] & ; & \quad \tau_{yz} = \frac{\tau_{yz}}{G} \\ \epsilon_z &= \frac{1}{E} \left[ \sigma_z - \mu (\sigma_x + \sigma_y) \right] & ; & \quad \tau_{zx} = \frac{\tau_{zx}}{G} \end{aligned} \quad (1.52)$$

Aceste relații exprimă legea lui Hooke generalizată.

Dacă în planele luate în considerare  $\tau_{xy} = \tau_{yz} = \tau_{zx} = 0$ , tensiunile normale sînt principale iar deformațiile specifice maxime.

Pentru starea plană de tensiune ( $\sigma_z = \tau_{zx} = \tau_{zy} = 0$ ) relațiile 1.52 devin :

$$\begin{aligned} \epsilon_x &= \frac{1}{E} (\sigma_x - \mu \sigma_y) & ; & \quad \tau_{xy} = \frac{\tau_{xy}}{G} \\ \epsilon_y &= \frac{1}{E} (\sigma_y - \mu \sigma_x) & ; & \quad \tau_{yz} = 0 \\ \epsilon_z &= -\frac{\mu}{E} (\sigma_x + \sigma_y) & ; & \quad \tau_{zx} = 0 \end{aligned} \quad (1.53)$$

Dacă direcțiile principale sînt cunoscute, de exemplu ele corespund cu  $Ox$  și  $Oy$  ( $\epsilon_x = \epsilon_1$  și  $\epsilon_y = \epsilon_2$ ), tensiunile principale sferente lor rezultă, în funcție de lungirile specifice principale făcînd înlocuirile corespunzătoare în relațiile 1.53

$$\sigma_1 = \frac{E}{1-\mu^2} (\epsilon_1 + \mu \epsilon_2) \quad ; \quad \sigma_2 = \frac{E}{1-\mu^2} (\epsilon_2 + \mu \epsilon_1) \quad (1.54)$$

după cum se observă tensiunile  $\sigma_1$  și  $\sigma_2$  depind atât de lung-

girile specifice corespunzătoare direcțiilor proprii cit și de lungirile specifice corespunzătoare direcției perpendiculare.

Dacă direcțiile principale nu sînt cunoscute, prin măsurători se pot determina lungirile specifice după direcții oarecare cu ajutorul relației 1.47. Conform acestei relații, lungirea specifică  $\epsilon_x$  depinde de trei necunoscute  $\epsilon_x$ ,  $\epsilon_y$  și  $\tau_{xy}$ . Pentru determinarea lor este necesară măsurarea lungirilor specifice după trei direcții, care fac unghiurile  $\alpha_1$ ,  $\alpha_2$  și  $\alpha_3$  cu axa  $ox$ , și pentru care pot fi scrise relațiile :

$$\epsilon_{\alpha_i} = \frac{\epsilon_x + \epsilon_y}{2} + \frac{\epsilon_x - \epsilon_y}{2} \cos 2\alpha_i + \frac{\tau_{xy}}{2} \sin 2\alpha_i \quad (1.55)$$

unde  $i$  ia, pe rînd, valorile 1, 2 și 3.

Din acest sistem de ecuații se determină necunoscutele  $\epsilon_x$ ,  $\epsilon_y$  și  $\tau_{xy}$ . Cu ajutorul lor se calculează apoi lungirile specifice principale  $\epsilon_{1,2}$  cu relația 1.48, sau pe cale grafică cu cercul lui Mohr. De asemenea, cu relația 1.49 se determină direcțiile principale, iar cu relațiile 1.54 tensiunile principale  $\sigma_1$  și  $\sigma_2$ .

Rezultă deci, că în cazul stării plane de tensiune, cînd se cunosc direcțiile principale, este suficientă măsurarea lungirilor specifice după cele două direcții principale, cu ajutorul lor putîndu-se determina tensiunile principale cu relația 1.54.

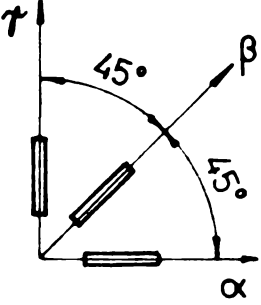
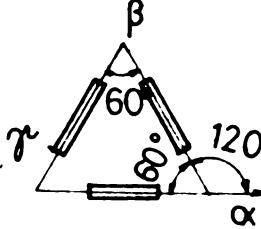
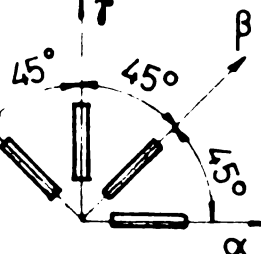
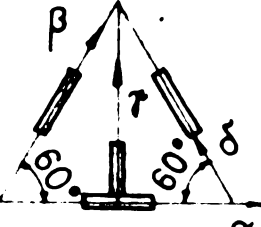

Cînd nu se cunosc direcțiile tensiunilor principale este necesară măsurarea lungirilor specifice după trei direcții oarecare care fac unghiurile  $\alpha$ ,  $\beta$  și  $\sigma$  cu o direcție de referință arbitrar aleasă. Cu ajutorul acestor lungiri specifice înlocuite în 1.55, se determină lungirile specifice după direcția de referință și direcția perpendiculară pe ea,  $\epsilon_x$  și  $\epsilon_y$ , precum și lungirea specifică  $\tau_{xy}$ . Cu aceste valori se determină apoi deformațiile principale, tensiunile principale și orientarea lor cu relațiile: 1.48, 1.54, 1.23 și 1.49.

Dacă se determină deformația specifică și după o a patra direcție, valoarea obținută se poate utiliza fie la calculul deformațiilor și tensiunilor principale, fie pentru verificarea exactității rezultatelor determinate cu ajutorul celorlalte trei deformații specifice.

Pentru evitarea erorilor de măsurare a lungirilor specifice, unghiurile  $\alpha$ ,  $\beta$  și  $\sigma$  se recomandă să facă între ele cel puțin  $45^\circ$ . De asemenea pentru simplificarea calculului (relația 1.47),

este recomandabil ca aceste unghiuri să fie :  $\alpha = 0^\circ, \beta = 45^\circ$  și  $\tau = 90^\circ$  sau  $\alpha = 0^\circ, \beta = 60^\circ$  și  $\tau = 120^\circ$ . În primul caz traductorii electrici rezistivi furnează așa numita rețetă dreptunghiulară, iar în al doilea rețetă delta.

Efectuând calculele precizate anterior, tensiunile principale  $\sigma_1$  și  $\sigma_2$ , tensiunile tangențiale extreme  $\tau_1$  și  $\tau_2$ , deformațiile specifice maxime  $\epsilon_1$  și  $\epsilon_2$  și orientarea direcțiilor principale  $\alpha_1$ , pentru diferite tipuri de rețete este dată după [20M] în tabelul 1.1.

Tipul rozetei	Amplasarea traductoarelor	Tensiuni principale $\sigma_{1,2}$ Tensiuni tangențiale maxime $\tau_{1,2}$ Lungimi specifice principale	Directii principale
Dreptunghiulară cu 3 traductoare		$\sigma_{1,2} = \frac{E}{2} \left[ \frac{\epsilon_\alpha + \epsilon_\gamma}{1-\mu} \pm \frac{1}{1+\mu} \sqrt{(\epsilon_\alpha - \epsilon_\gamma)^2 + (2\epsilon_\beta - \epsilon_\alpha - \epsilon_\gamma)^2} \right]$ $\tau_{1,2} = \pm \frac{E}{1+\mu} \sqrt{(\epsilon_\alpha - \epsilon_\gamma)^2 + (2\epsilon_\beta - \epsilon_\alpha - \epsilon_\gamma)^2}$ $\epsilon_{1,2} = \frac{\epsilon_\alpha + \epsilon_\gamma}{2} \pm \frac{1}{2} \sqrt{(\epsilon_\alpha - \epsilon_\gamma)^2 + (2\epsilon_\beta - \epsilon_\alpha - \epsilon_\gamma)^2}$	$\operatorname{tg} 2\alpha_1 = \frac{2\epsilon_\beta - \epsilon_\alpha - \epsilon_\gamma}{\epsilon_\alpha - \epsilon_\gamma}$
Delta cu 3 traductoare		$\sigma_{1,2} = E \left[ \frac{\epsilon_\alpha + \epsilon_\beta + \epsilon_\gamma}{3(1-\mu)} \pm \frac{\sqrt{2}}{3(1+\mu)} \sqrt{(\epsilon_\alpha - \epsilon_\beta)^2 + (\epsilon_\beta - \epsilon_\gamma)^2 + (\epsilon_\gamma - \epsilon_\alpha)^2} \right]$ $\tau_{1,2} = \pm \frac{\sqrt{2} \cdot E}{3(1+\mu)} \sqrt{(\epsilon_\alpha - \epsilon_\beta)^2 + (\epsilon_\beta - \epsilon_\gamma)^2 + (\epsilon_\gamma - \epsilon_\alpha)^2}$ $\epsilon_{1,2} = \frac{\epsilon_\alpha + \epsilon_\beta + \epsilon_\gamma}{3} \pm \frac{\sqrt{2}}{3} \sqrt{(\epsilon_\alpha - \epsilon_\beta)^2 + (\epsilon_\beta - \epsilon_\gamma)^2 + (\epsilon_\gamma - \epsilon_\alpha)^2}$	$\operatorname{tg} 2\alpha_1 = \frac{\sqrt{3}(\epsilon_\gamma - \epsilon_\beta)}{2\epsilon_\alpha - \epsilon_\beta - \epsilon_\gamma}$
Dreptunghiulară cu 4 traductoare		$\sigma_{1,2} = \frac{E}{2} \left[ \frac{\epsilon_\alpha + \epsilon_\beta + \epsilon_\gamma + \epsilon_\delta}{2(1-\mu)} \pm \frac{1}{1+\mu} \sqrt{(\epsilon_\alpha - \epsilon_\gamma)^2 + (\epsilon_\beta - \epsilon_\delta)^2} \right]$ $\tau_{1,2} = \pm \frac{E}{2(1+\mu)} \sqrt{(\epsilon_\alpha - \epsilon_\gamma)^2 + (\epsilon_\beta - \epsilon_\delta)^2}$ $\epsilon_{1,2} = \frac{\epsilon_\alpha + \epsilon_\beta + \epsilon_\gamma + \epsilon_\delta}{4} \pm \frac{1}{2} \sqrt{(\epsilon_\alpha - \epsilon_\gamma)^2 + (\epsilon_\beta - \epsilon_\delta)^2}$	$\operatorname{tg} \alpha_1 = \frac{\epsilon_\beta - \epsilon_\delta}{\epsilon_\alpha - \epsilon_\gamma}$
Delta cu 4 traductoare		$\sigma_{1,2} = \frac{E}{2} \left[ \frac{\epsilon_\alpha + \epsilon_\delta}{1-\mu} \pm \frac{1}{1+\mu} \sqrt{(\epsilon_\alpha - \epsilon_\delta)^2 + \frac{4}{3}(\epsilon_\gamma - \epsilon_\beta)^2} \right]$ $\tau_{1,2} = \pm \frac{E}{2(1+\mu)} \sqrt{(\epsilon_\alpha - \epsilon_\delta)^2 + \frac{4}{3}(\epsilon_\gamma - \epsilon_\beta)^2}$ $\epsilon_{1,2} = \frac{\epsilon_\alpha + \epsilon_\delta}{2} \pm \frac{1}{2} \sqrt{(\epsilon_\alpha - \epsilon_\delta)^2 + \frac{4}{3}(\epsilon_\gamma - \epsilon_\beta)^2}$	$\operatorname{tg} 2\alpha_1 = \frac{2(\epsilon_\gamma - \epsilon_\beta)}{\sqrt{3}(\epsilon_\alpha - \epsilon_\delta)}$
2 trad. per.p.		$\sigma_1 = \frac{E}{1-\mu^2} (\epsilon_\alpha + \mu\epsilon_\beta); \quad \sigma_2 = \frac{E}{1-\mu^2} (\epsilon_\beta + \mu\epsilon_\alpha)$ $\tau_{1,2} = \pm \frac{E}{2(1+\mu)} (\epsilon_\alpha - \epsilon_\beta)$	<p>0</p>



## CAPITOLUL II

### II. TENSIUNI REMANENTE

\*\*\*\*\*

#### II.1. GENERALITĂȚI.

##### II.1.1. Definierea tensiunilor remanente.

Prin tensiuni remanente se înțeleg tensiunile care există în corpurile solide chiar atunci când aceste corpuri nu sînt supuse efectului unor acțiuni exterioare (forțe, momente, accelerații, variații de temperatură, etc.). Dicționarul enciclopedic român (Ed. politică 1966), le denumește tensiuni interne sau proprii, denumire folosită și în lucrările de specialitate mai vechi, dar care se consideră a fi necorespunzătoare deoarece nu le diferențiază cert față de tensiunile rezultate ca urmare a efectului acțiunilor exterioare. O altă denumire întâlnită uneori este cea de tensiuni inițiale, care de asemenea nu le caracterizează în mod corespunzător.

Prin faptul că aceste tensiuni apar ca urmare a efectului unor acțiuni ce produc deformații plastice și rămîn în corp și după înlăturarea acestora, denumirea de tensiuni remanente este cea mai potrivită.

Literatura englo-saxonă le denumește tensiuni reziduale, termen care se utilizează uneori și la noi, dar care, derivînd de la residuu, le caracterizează mai degrabă cantitativ decît calitativ. De aceea se pare că denumirea de tensiuni remanente este cea mai indicată în limba română și ca urmare ea va fi folosită în continuare în prezenta lucrare.

Existența tensiunilor remanente este cunoscută de foarte multă vreme. Complexitatea fenomenelor care conduc la apariția lor face însă imposibilă stabilirea unor reguli generale de calcul, care să permită determinarea valorii și orientării lor în diferite situații concrete din practică. Din această cauză evaluarea tensiunilor remanente în decursul timpului s-a făcut pe cale experimentală.



Literature de specialitate dispune în prezent de un număr foarte mare de studii, cercetări și experimentări, care au condus la rezolvarea unor probleme practice concrete, dar care nu permit încă formularea unei teorii unitare care să poată fi folosită practic ca instrument de lucru în vederea determinării tensiunilor remanente în orice situație dată.

Din cauza incertitudinii privind mărimea și orientarea, tensiunile remanente continuă să fie în general nedorite și să constituie uneori cauze ale apariției unor defecțiuni ca : deformații pronunțate, fisuri sau chiar ruperi de material.

În raport cu punctul de vedere din care sînt privite, tensiunile remanente pot fi clasificate după cum urmează :

a) În funcție de volumul corpului în limitele căruia se echilibrează reciproc, criteriul după care se împart în : macrotenșiuni remanente și microtenșiuni remanente. Diferențierea în cele două categorii se bazează pe viteza modificării valorii lor de-a lungul coordonatelor spațiale.

-1) Macrotenșiunile remanente, numite și tensiuni remanente de spațiu I, care se caracterizează prin faptul că acționează și se echilibrează pe zone de dimensiuni mari, ca și tensiunile generate de efectul acțiunilor exterioare. Ele variază continuu în tot volumul corpului și se modifică neesențial de la un grăunte la altul. Pentru unele cazuri simple de producere, aceste tensiuni pot fi calculate și analitic, utilizînd relațiile de calcul din teoria elasticității și teoria plasticității.

-2) Microtenșiunile remanente, numite și tensiuni remanente de spațiu II, care acționează și se echilibrează pe zone microscopice, în limitele unui sau oitorva grăunți cristalini. Microtenșiunile remanente se caracterizează prin modificări pronunțate ale valorii lor în limitele grăunțelor materialului, modificări legate de anizotropia cristalelor, orientarea suprafețelor planelor de cristalizare, existența diverselor faze, etc. Precipitarea particulelor de fază secundară în masa unui metal de exemplu, produce o variație neuniformă de volum cu microtenșiuni remanente foarte localizate. Forajarea produce de asemenea microtenșiuni remanente, statistic uniform repartizate în material, microtenșiuni care dispar prin tratamentul termic de recocercere.

La aprecierea influenței tensiunilor remanente asupra rezistenței și deformațiilor pieselor se ia în considerare doar efectul tensiunilor remanente macroscopice. Influența microtenșiuni-

lor, care se supun legilor statistice, nu este suficient cercetată, necunoscându-se nivelul normal al acestor tensiuni și modificarea lui datorită factorilor tehnologici [5D]. De altfel, ele au fost puse în evidență pe cale experimentală, prin studiul liniilor de difracție a razelor X. Există și încercări de a le determina pe bază de calcul [1N], întrucât cunoașterea microtensiunilor ce există în metalele monofazice deformate plastic contribuie la înțelegerea mecanismului ecruisării mecanice.

În cele ce urmează se va examina doar efectul tensiunilor remanente de specie I sau al macrotensiunilor.

b) În funcție de orientarea pe care o are, determinată la rîndul ei de formă și dimensiunile piesei în care se manifestă, tensiunile remanente pot fi :

- 1) monoxiale ; cînd seționează după o singură direcție,
- 2) biaxiale ; cînd seționează după două direcții cuprinse într-un plan și :
- 3) triaxiale ; cînd seționează după cele trei direcții spațiale.

În majoritatea cazurilor întîlnite în practică starea de tensiuni remanente este o stare spațială.

În funcție de formă și dimensiunile pieselor analizate, în multe situații tensiunile remanente dirijate după anumite direcții pot fi neglijate. Se obțin astfel stări de tensiune plane sau monoxiale, la care determinarea tensiunilor remanente se face mai ușor.

c) În funcție de cauzele apariției, tensiunile remanente pot fi grupate ca provenind din :

- 1- Stări de solicitare neuniformă, care depășesc comportarea elastică a materialului ;
- 2- Variații neuniforme de temperatură, care determină deformații plastice în material ;
- 3- Procese tehnologice, care ca urmare a stării de solicitare cauzate, conduc la apariția unor deformații plastice neuniforme în material.

Gruparea de mai sus este cercum convențională întrucît, în principiu, toate cele trei situații conduc în final la apariția unor deformații plastice neuniforme, deformații care, așa cum se va vedea, constituie de fapt cauzele apariției tensiunilor remanente. Ea este utilă însă pentru o mai ușoară interpretare a apariției, distribuției și stabilizării valorilor tensiunilor remanente întîlnite în practică.

### II.1.2. Evoluția studiului tensiunilor remanente.

Literatura de specialitate a început să acorde atenție tensiunilor remanente încă din perioada dintre cele două războaie mondiale, în special ca urmare a dezvoltării și extinderii utilizării construcțiilor metalice sudate.

Primul studiu teoretic și experimental privind calculul tensiunilor remanente provenite din sudare la plăcile de oțel, presupunând cunoscută distribuția temperaturii produsă în procesul sudării, este publicat în 1934, de GRUNING. Acest studiu de pionierat, a pus în evidență limitele cunoașterii din vremea respectivă, teoria lui Grüning fiind ulterior supusă unor numeroase critici.

Un an mai târziu, în 1935, ROSENTHAL [8R] publică la al II-lea Congres al științelor de la Bruxelles un studiu teoretic asupra regimului termic din sudare cu arc.

După trei ani, în 1941, împreună cu SCHMIDT, ROSENTHAL [9R] publică rezultatele experiențelor privind verificarea teoriei matematice a calculului regimului termic de sudare. În anii următori Rosenthal și alți cercetători au perfecționat teoria matematică a regimului termic de sudare, teorie care în general a rămas valabilă până în prezent.

Paralel cu studiile lui Rosenthal, LANCE, MARTIN, FETCHER și RODGERS efectuează cercetări experimentale riguroase prin care dovedesc că în procesul sudării cu arc se produc deformații plastice și ca urmare a acestora apar tensiuni remanente.

O serie de catastrofe ale unor construcții metalice sudate importante, ca de exemplu prăbușirea podurilor sudate peste canalul Albert din Belgia în 1938 și 1939, a podului de la Hüdersdorf din Germania în 1939, precum și scufundarea unor vase sudate, ca de exemplu petrolierul T2 Portland în 1943, au atras atenția specialiștilor asupra rolului tensiunilor remanente. Ca urmare a acestor catastrofe au fost întreprinse studii cu caracter fundamental în vederea clarificării a numeroase probleme legate de influența tensiunilor remanente asupra comportării construcțiilor sudate.

În 1944 BRÄNĂGAN și CORDOVI fac o sintesă a publicațiilor apărute din 1937 până în 1943. Studiul cuprinde o amplă analiză a progreselor realizate în domeniul tensiunilor remanente. Pe baza lui, autorii sugerează la vremea respectivă următoarele direcții principale ale dezvoltării studiilor privind tensiunile remanente.

- studiul mărimii și distribuției tensiunilor remanente provenite direct sau indirect din sudare.

- Studiul teoretic și experimental al stării de tensiuni remanente triaxiale.

- Studiul efectului distribuției tensiunilor remanente asupra rezistenței îmbinărilor sudate.

- Studiul influenței tensiunilor remanente în cazul sollicitărilor statice, impactului, oboseții, rușurii fragile, etc.

- Alegerii unui sistem de calcul pentru determinarea tipului și mărimii tensiunilor remanente în funcție de tehnica de sudare utilizată și de geometria îmbinării, stabilirea unor măsuri de proiectare și cercetare a tensiunilor remanente.

- studiul relaxării mecanice a tensiunilor remanente.

Principalele eforturi ale oamenilor de știință din perioada care a urmat s-au axat în general pe problemele enunțate anterior.

Dezvoltarea producției navale după cel de-al II-lea război mondial, în condițiile evitării posibilității producerii unor catastrofe sau avarii de tipul celor produse în timpul acestui război, în special în apele reci ale Nordului, au determinat alocarea de fonduri însemnate în diferite țări pentru studierea tensiunilor remanente sub diferite aspecte.

Un nou impuls a fost dat cercetării în acest domeniu în special în ceea ce privește cunoașterea influenței tensiunilor remanente asupra rezistenței construcțiilor.

O deosebită însemnătate a avut-o punerea la punct a diferitelor procedee experimentale de investigare a tensiunilor remanente și a deformațiilor din sudare, construirea și perfecționarea unor aparate de măsură adecvate.

Laboratoarele din Liège, sub conducerea profesorilor F.CAMPUS și H.LOUIS, cele din Germania sub conducerea lui L.FOPL, laboratoarele Universității din Illinois (SUA), laboratoarele Institutului de Sudură S.O.PATON (URSS), etc., și-au creat o tehnică experimentală proprie adecvată studierii tensiunilor și deformațiilor din sudare.

În 1946 F.CAMPUS [3C] publică lucrarea "Recherches, études et considerations sur les constructions soudées" în care reunește rezultatele studiilor efectuate pe o perioadă de peste 30 de ani în acest domeniu în laboratoarele din Liège și din alte țări. Un loc preponderent este rezervat în această lucrare rolului tensiunilor remanente asupra comportării îmbinărilor sudate. În 1948 HEINDL-HUFFAR [2H] publică lucrarea "Evaluation of Residual stresses" în

care, pe lângă o analiză teoretică a tensiunilor remanente din punct de vedere metalurgic, prezintă procedeele clasice de determinare experimentală a tensiunilor remanente și un procedeu nou, bazat pe proprietățile razelor Röntgen.

După 1950 cercetările experimentale privind influența tensiunilor remanente și a deformațiilor din sudare s-au multiplicat și diversificat.

În 1954 Comitetul pentru tensiuni remanente al organizației inginerilor (SUA) ia inițiativa organizării primului congres internațional pentru tensiuni remanente. Comunicările ținute la congres și rezumatele discuțiilor au fost publicate în lucrarea "Residual Stresses in Metals and Metal Constructions" sub conducerea generală a lui OSGOOD [4.0] .

Cu ocazia acestui congres și-au expus părerile oameni de știință renumiți, relieffindu-se totodată chestiunile de divergență, din etape respectivă. S-a desprins din lucrările congresului necesitatea continuării și diversificării studiilor teoretice și experimentale cu caracter fundamental.

În 1957 THÜRLIMANN [14 T] publică rezultatele studiilor privind influența tensiunilor remanente asupra sarcinii critice de flambaj a barelor comprimate centric. În lucrare este pusă în evidență influența considerabilă pe care anumite distribuții de tensiuni remanente o pot avea asupra mărimii sarcinii critice de flambaj pentru secțiuni de bare dublu T laminate. De asemenea sînt confirmate rezultatele studiilor teoretice efectuate de HORN.

Pornind de la constatările lui Horn și Thürlimann, în diferite laboratoare cu tradiție în studiul tensiunilor remanente se inițiază ample programe de cercetare privind influența tensiunilor remanente asupra flambajului. Astfel BEEDLE în SUA, H. LOUIS și MASSONNET în Belgia, OKERBLON [5,6.C] în URSS, BAKER în Anglia, etc. efectuează studii cu caracter fundamental privind flambajul barelor comprimate centric ținînd seama de tensiunile remanente.

Cercetări similare s-au efectuat în țările și în probleme rezistenței la oboseală și a ruperii fragile a îmbinărilor și elementelor de construcții sudate.

În 1960 al 13-lea Congres al Institutului Internațional pentru Sudură, ținut la Liège, printre alte probleme, analizează și comunicările diferiților cercetători în domeniul influenței tensiunilor remanente asupra stabilității construcțiilor sudate și a elementelor de construcții.



În studiul publicat de comitetul ASCR pentru cercetare în teorie structurilor, referitor la liniile directoare ale cercetărilor științifice în perioada 1966-1975 se subliniază necesitatea dezvoltării studiilor privind determinarea mărimii și distribuției tensiunilor remanente în funcție de procedeele de fabricație și rolul tensiunilor remanente asupra comportării elementelor de construcții sudate. În vederea elucidării acestor probleme a fost întreprins un amplu proiect de cercetări asupra "Tensiunilor remanente în tablele groase sudate" la Fritz Engineering Laboratory, Bethlehem, Pensilvanie, cu sprijinul financiar a lui : American Iron and Steel Institut, American Institut of Steel Construction, Column Research Council și National Science Fundation. Rezultatele lui sînt publicate într-o serie de lucrări elaborate de Alpsten, Tall, Tebedge și alții și au fost utilizate la elaborarea normelor de calcul la staibilitate a barelor comprimate într-o serie de țări europene și în SUA.

Studii și cercetări privind formarea, distribuția și efectul tensiunilor remanente sînt încă în curs de efectuare pe plan mondial.

## II. 2. FORMAREA TENSIUNILOR REMANENTE

### II. 2.1. Principii privind comportarea materialelor.

Comportarea materialelor în diferite condiții de solicitare se determină experimental, prin încercări de laborator. Raportul dintre eforturi și deformații constituie o măsură a proprietăților fizico-mecanice ale materialelor, proprietăți care interesează în mod deosebit în tehnică.

Cea mai uzuală dintre încercările mecanice este încercarea la tracțiune. Executată pe epruvete normalizate, cu scopul de-a permite compararea rezultatelor, ea oferă o serie de date care caracterizează în mare măsură materialul.

Curso caracteristică, obținută ca rezultat al încercării la tracțiune, stabilește dependența între tensiunea  $\sigma$  și deformația specifică  $\varepsilon$  (fig.2.13,0).

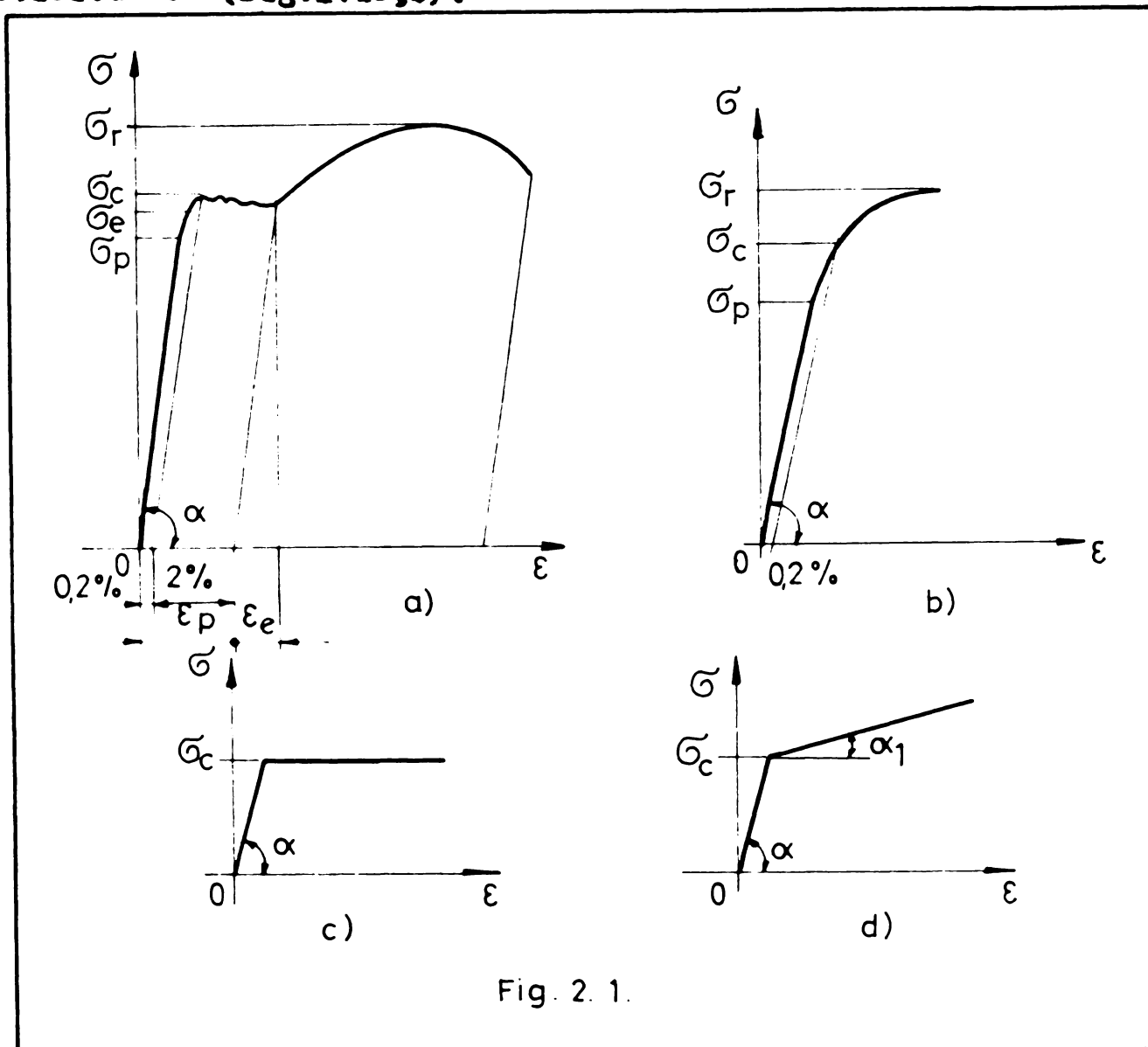


Fig. 2. 1.

La majoritatea materialelor, primul sector al acestei curbe este o linie dreaptă, definită de relație :

$$\operatorname{tg} \alpha = \frac{d\sigma}{d\varepsilon} = E \quad (2.1)$$

din care rezultă binecunoscuta lege a lui Hooke

$$\sigma = E \varepsilon \quad (2.2)$$

lege care caracterizează comportarea perfect elastică a materialelor.

În acest interval deformațiile materialului sînt foarte mici, valoarea lungirii specifice  $\varepsilon$  fiind de ordinul 0,01% pentru limita de proporționalitate  $\sigma_p$  și de 0,02% pentru limita de elasticitate  $\sigma_e$ .

De fapt, relația liniară între tensiuni și deformații există numai pînă la limita de proporționalitate  $\sigma_p$ . Peste această valoare se constată o creștere mai pronunțată a deformațiilor, acestea păstrînd un caracter elastic pînă la limita de elasticitate  $\sigma_e$  care valoric este destul de apropiată de  $\sigma_p$ .

În continuare, alături de deformațiile elastice reversibile, se produc și deformații plastice, ireversibile la înlăturarea încărcării.

La oțelurile de construcții, care au un conținut redus de carbon (0,15 ... 0,25%), denumite și oțeluri moi, curba caracteristică prezintă un palier orizontal - palierul de curgere - de-a lungul căruia lungirea specifică  $\varepsilon$  crește considerabil în timp ce tensiunea  $\sigma$  rămîne constantă (fig.2.1a). Lungirea specifică corespunzătoare apariției palierului de curgere este de ordinul 0,2%, iar cea aferentă terminării lui de aproximativ 2%.

Pe această porțiune a curbei caracteristice deformațiile plastice întrec cu mult ca valoare pe cele elastice, componenta plastică a lungirii specifice  $\varepsilon_p$  fiind de 10...20 de ori mai mare decît cea elastică  $\varepsilon_e$  (fig.2.1a).

Pe măsura creșterii conținutului de carbon, palierul de curgere se micșorează astfel încît la oțelurile aliate, precum și la celelalte metale, el lipsește, diagrame caracteristice avînd forma din figura 2.1b.

În mod convențional la aceste oțeluri se definește ca limită de curgere valoarea tensiunii corespunzătoare unei lungiri specifice remanente de 0,2% (fig.2.1b).

Pentru a putea ține seama în calcul de proprietățile elasto-plastice ale materialelor se recurge la diagrame caracteristice simplificatoare. Două din aceste diagrame au o utilizare mai mare în practică.

Prima propusă de Prandtl pentru oțelurile cu palier de curgere, consideră materialul perfect elastic pînă la limita de curgere,



după care urmează o comportare perfect plastică, caracterizată printr-o deformare nedefinită la efort constant (fig.2.1c).

A doua, caracteristică materialelor fără pelier de curgere, ține seama de "consolidarea" pe care o prezintă materialul în zona elastico-plastică (fig.2.1d), zonă în care modulul de elasticitate "de consolidare"  $E' = \text{tg } \alpha_1$  este cu mult mai mic decât modulul de elasticitate  $E$ ;  $E' \approx (0,01 \dots 0,05)E$ .

La oțeluri curba caracteristică la întindere și compresiune este identică în domeniul deformațiilor plastice ce nu depășesc 5% ( $\epsilon < 5\%$ ).

O caracteristică importantă a comportării oțelurilor este fenomenul de ecruisare. El se manifestă prin comportarea elastică a acestora până la nivelul la care au fost în prealabil solicitate, chiar și atunci când a fost depășită limita de curgere  $\sigma_c$  (fig. 2.2).

Privind descărcarea ca o încărcare de semn contrar, tensiunea

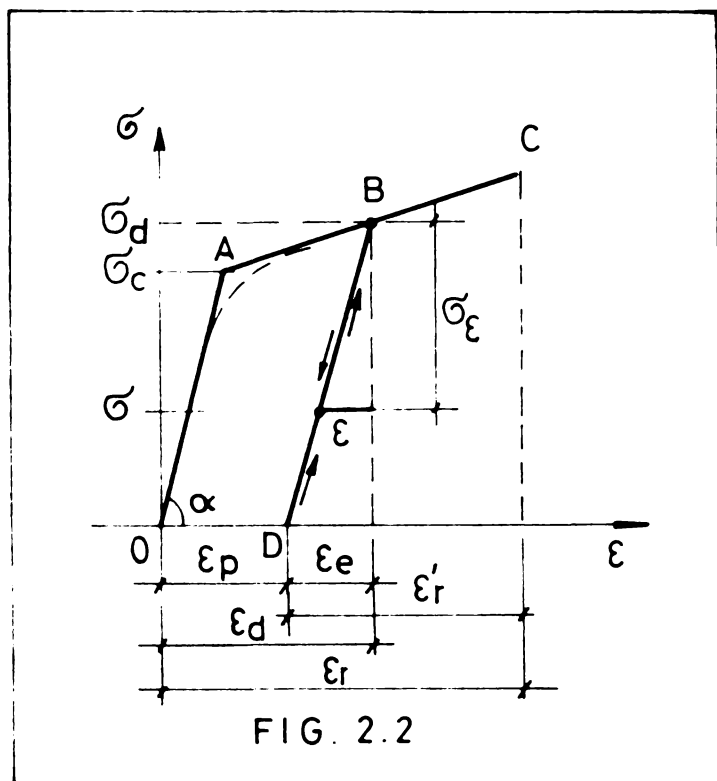


FIG. 2.2

$\sigma$ , corespunzătoare unui anumit stadiu de descărcare este:

$$\sigma = \sigma_d - E\epsilon \quad (2.3)$$

unde  $\sigma_d$  este valoarea tensiunii de la care a început descărcarea iar  $\epsilon$  lungimea specifică elastică corespunzătoare acestei descărcări (fig.2.2).

Pentru descărcarea completă rezultă:

$$\begin{aligned} \sigma = 0 &= \sigma_d - E\epsilon_e = \\ &= \sigma_d - E(\epsilon_d - \epsilon_p) \end{aligned} \quad (2.4)$$

de unde poate fi dedusă valoarea lui  $\epsilon_p$  în funcție de lungimea

specifică și tensiunea corespunzătoare stadiului din care începe descărcarea:

$$\epsilon_p = \epsilon_d - \frac{\sigma_d}{E} \quad (2.5)$$

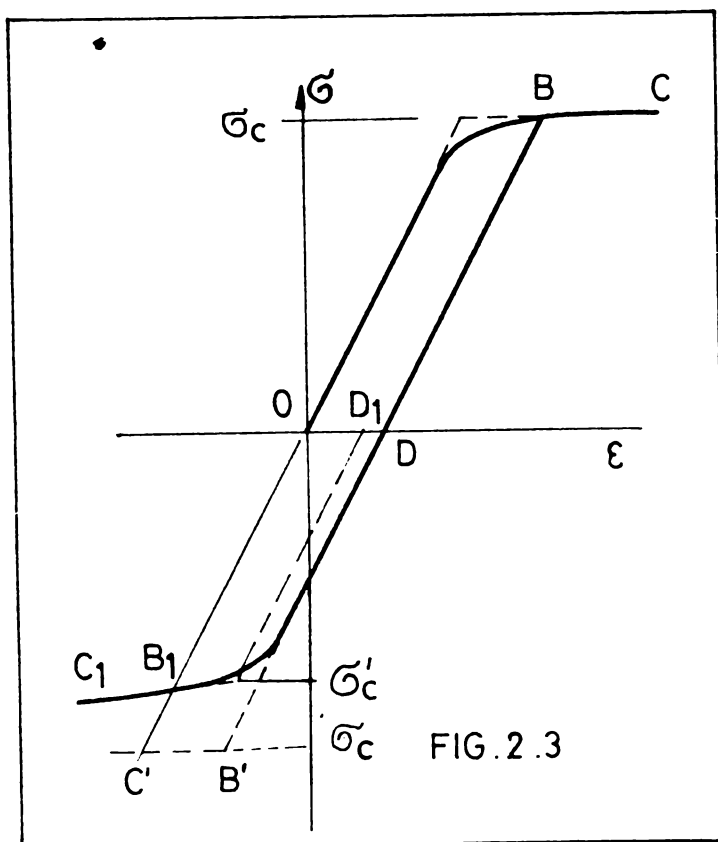
Relația 2.5 definește valoarea lungimele specifică plastică care rămâne după înlăturarea încărcărilor ce produc tensiuni care depășesc domeniul de comportare elastică al materialului. Această lungime specifică determină mărimea deformațiilor plastice, ireversibile după descărcare, datorită cărora în material apar tensiuni reziduale.

Deși după ciclul de încălzire-descălzire OABD (fig.2.2), se aplică din nou încălzirea, se constată o comportare perfect elastică a materialului pe porțiunea corespunzătoare descălzirii. DB. Practic deci, prin fenomenul de ecruisare, se ridică limita de comportare elastică a materialului. Din punctul B comportarea materialului corespunde curbei caracteristice, manifestându-se prin deformații plastice secontuate corespunzătoare unor creșteri relativ reduse ale încălzirii.

Urmărind figura 2.2, se remarcă în cazul ecruisării o reducere a lungirii specifice la rupere față de lungirea la rupere corespunzătoare materialului necruisat. De aceea materialul ecruisat, sau în general materialul cu deformații plastice remanente și ca urmare evident și cu tensiuni remanente, se caracterizează printr-o micșorare a ductilității, deci printr-o comportare mai fragilă.

În cadrul anumitor tehnologii, în practică, această sensibilitate la fragilitate este înlăturată prin tratamente termice de recocere, aplicate pieselor de dimensiuni reduse fabricate în serie. Structurile de dimensiuni mari, cărora nu li se poate aplica acest tratament rămân însă expuse tendinței de fragilizare, a cărei gravitate crește odată cu mărirea deformațiilor plastice acumulate de material.

Un fenomen defavorabil asemănător poate apărea, din cauza



efectului Bauschinger și în cazul elementelor supuse la eforturi alternante. Ca urmare a acestui efect, la sollicitări de semn contrar, limita de elasticitate (curgere) a materialului scade (fig.2.3), fapt care conduce evident la comportări defavorabile în astfel de situații.

### II.2.2. Formarea tensiunilor remanente datorită deformațiilor plastice.

Din cele expuse în paragraful precedent rezultă că în urma solicitărilor care conduc la depășirea limitei de comportare elastică a materialelor, în acestea se produc deformații plastice, care se păstrează chiar și după înlăturarea acțiunilor care le-au provocat. Aceste deformații remanente, dacă nu sînt uniforme pe secțiunea transversală, produc în elementele respective o stare de tensiuni care constituie tocmai tensiunile remanente.

Depinzînd numai de starea de deformație plastică a elementului respectiv, tensiunile remanente trebuie să se autoechilibreze pe secțiunea transversală satisfăcînd relațiile :

$$\int_A \sigma da = 0 \quad \text{și} \quad \int_A \sigma \cdot y da = 0 \quad (2.6,7)$$

Distribuția lor corespunde tendinței de reducere a materialului la o comportare elastică sub efectul acțiunilor care au provocat deformarea plastică.

În teoria plasticității există o teoremă care permite determinarea tensiunilor remanente în funcție de modul de comportare elasto-plastic și elastic al materialelor.

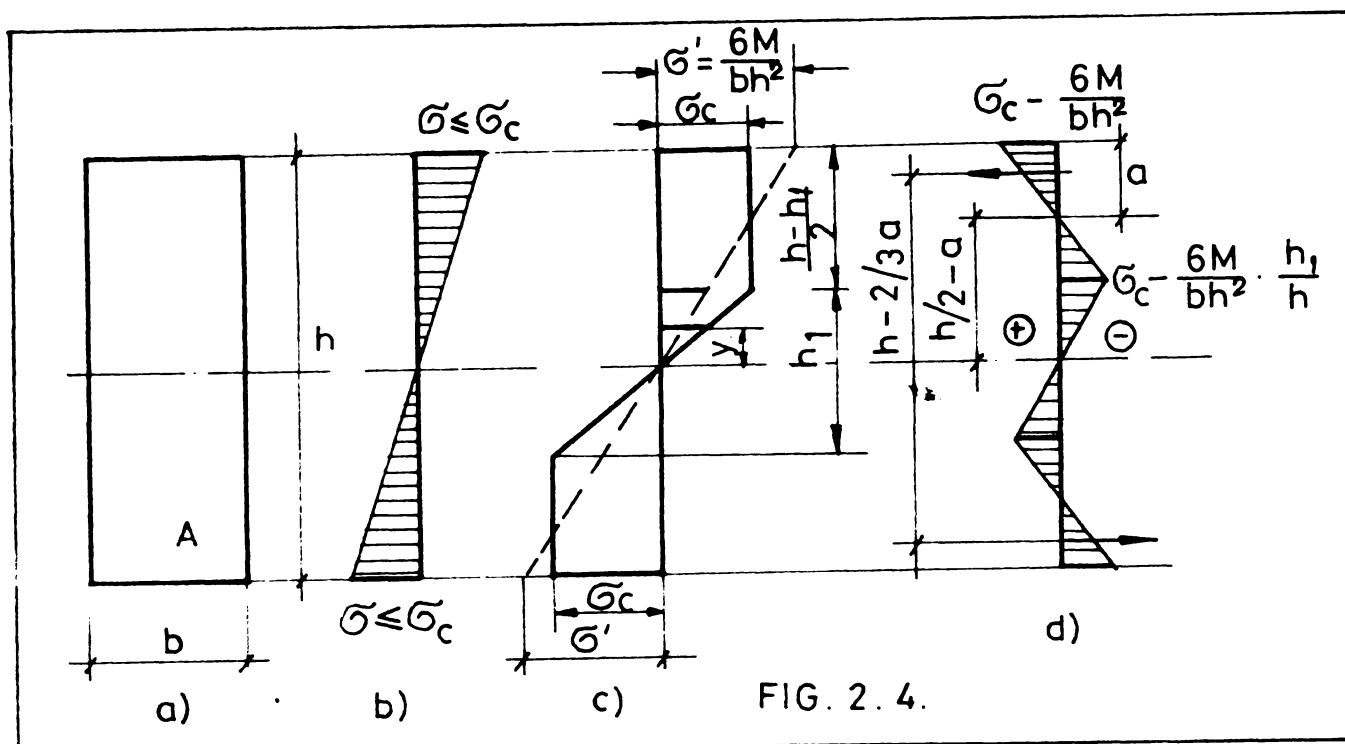
După Socolovski [6 S], "pentru a găsi componentele tensiunilor remanente trebuie ca din componentele tensiunii corespunzătoare deformației pe care o avea corpul în momentul începerii descărcării, să se scadă componentele tensiunii corespunzătoare comportării perfect elastice a corpului sub efectul acțiunii care a determinat comportarea elasto-plastică" Birger [3 B], atribuie legea stabilirii mărimii tensiunilor remanente, numită și "teorema descărcării" lui Chenki și precizează că : "tensiunile remanente sînt egale cu diferența dintre tensiunile reale din corpul cu comportare elasto-plastică și acele tensiuni care s-ar produce în el dacă materialul ar avea o elasticitate ideală". Cu alte cuvinte, tensiunile remanente rezultă egale, ca valoare și semn, cu diferența dintre distribuția tensiunilor în stadiul elasto-plastic, provocată de o anumită acțiune și distribuția tensiunilor generate de aceeași acțiune, în ipoteza comportării perfect elastice a materialului.

Pentru exemplificare se va aplica această lege unei grinzii cu secțiune transversală dreptunghiulară (fig.2.4a), solicitată la încovoiere pură.

În stadiul elastic, tensiunea normală  $\sigma$  variază liniar pe

Înălțimea secțiunii transversale  $h$  (fig.2.4b), după legea :

$$\sigma = \frac{M}{I_x} y = \frac{12M}{bh^3} y \text{ pentru : } 0 \leq y \leq h/2 \quad (2.6)$$



Pentru fibrele extreme tensiunea maximă rezultă din relația :

$$\sigma_{max} = \frac{6M}{bh^2} = \frac{M}{W} \leq \sigma_c \quad (2.7)$$

Pe măsură creșterii valorii momentului de încovoiere  $M$ , crește și valoarea tensiunii normale  $\sigma$ , până la atingerea limitei de curgere  $\sigma_c$  în fibrele extreme. Valoarea momentului de încovoiere corespunzător acestei situații este :

$$M_0 = \frac{bh^2}{6} \sigma_c = W \sigma_c \quad (2.8)$$

În continuare, creșterea momentului de încovoiere ( $M > 0h^2\sigma_c/6$ ) produce doar creșteri ale tensiunii normale  $\sigma$  din zone în care nu a fost atinsă limita de curgere. Aceste creșteri produc succesiv atingerea limitei de curgere  $\sigma_c$ , într-o serie de fibre situate dedesubtul fibrei extreme. Se formează astfel pe secțiunea transversală a grinzii două zone (fig.2.4c); una, de înălțime  $h/2$ , în care materialul are încă o comportare elastică ( $0 < \sigma < \sigma_c$ ), iar cealaltă, de înălțime  $(h-h_1)/2$ , în care a fost atinsă limita de curgere și ca urmare materialul a suferit deformații plastice ireversibile.

Dacă momentul de încovoiere depășește valoarea din relația 2.8, domeniul deformației plastice, în care  $\sigma = \sigma_c$  este cuprins între  $h_1/2$  și  $h/2$  (fig.2.4c). Domeniul deformației elastice se

extinde de la axa neutră pînă la  $y = h_1/2$ , iar tensiunea normală  $\sigma$  în această zonă variază după legea liniară :

$$\sigma = \sigma_c \frac{2y}{h_1} \quad (2.9)$$

Înălțimea domeniului deformației elastice  $h_1$ , în funcție de mărimea momentului  $M$  și dimensiunile secțiunii transversale a grinzii, se poate determina din condiția de echilibru a tensiunilor pe secțiunea transversală :

$$\int_A \sigma \cdot y \cdot dy = 2 \sigma_c b \frac{h-h_1}{2} \left( \frac{h_1}{2} + \frac{1}{2} \frac{h-h_1}{2} \right) + 2 \frac{\sigma_c b}{2} \frac{h_1}{2} \cdot \frac{2}{3} \cdot \frac{h_1}{2} = M \quad (2.10)$$

de unde rezultă :

$$h_1 = \frac{2 \sqrt{3}}{\sqrt{\sigma_c}} \sqrt{\frac{\sigma_c b h^2}{4} - M} \quad (2.11)$$

În cazul comportării elastico-plastice, epura distribuției tensiunilor pe secțiunea transversală a grinzii este redată cu linie plină în figura 2.4c, expresia analitică a acestor tensiuni fiind :

$$\sigma = \sigma_c \frac{2y}{h_1} \quad \text{pentru } |y| < \frac{1}{2} h_1$$

și

$$\sigma = \sigma_c \quad \text{pentru } \frac{1}{2} h_1 < |y| < \frac{1}{2} h$$

În ipoteza comportării ideale elastice a materialului distribuția tensiunilor pe secțiunea transversală ar fi liniară (linie întreruptă din figura 2.4c), iar expresia lor analitică ar rezulta din relația :

$$\sigma' = \frac{M}{I_x} y = \frac{12M}{bh^3} y \quad (2.12)$$

care conduce la valoarea tensiunii maxime din fibra extremă egală cu :

$$\sigma'_{max} = \frac{6M}{bh^2} \quad (2.13)$$

Conform teoremei desocăririi, tensiunile rezistente din grinda solicitată de momentul  $M$  în domeniul elastico-plastic, după înălțurarea acestuia, vor fi :

$$\sigma_{rem} = \sigma - \sigma' \quad (2.14)$$

Dezvăluind cele două epure din figura 2.4c, conform relației 2.14, rezultă epura tensiunilor rezistente redată în figura 2.4d.

La nivelul fibrei extreme ( $y = h/2$ ), valoarea tensiunilor rezistente rezultă :

$$\sigma_{rem} = \sigma_c - \frac{6M}{bh^2} \quad (2.15)$$

Semnul tensiunilor rezonante rezultă pozitiv în fibre extre-  
mă solicitată de momentul încovoietor la compresie și negativ,  
în fibre solicitată la întindere.

Pe înălțimea domeniului de comportare plastică,  $h_1/2 < |y|$   
<  $h/2$ , variația tensiunilor rezonante este dată de relația :

$$\sigma_{rem} = \sigma_c - \frac{12M}{bh^3} y \quad (2.16)$$

La nivelul  $y = h_1/2$ , valoarea tensiunilor rezonante re-  
zultă :

$$\sigma_{rem} = \sigma_c - \frac{6M}{bh^2} \frac{h_1}{h} \quad (2.17)$$

În afara, pe înălțimea domeniului de comportare elastică,  
pentru care  $0 < |y| < h_1/2$ , tensiunile rezonante rezultă din  
relația :

$$\sigma_{rem} = \sigma_c \frac{2y}{h_1} - \frac{12M}{bh^3} y \quad (2.18)$$

Conform diagramei din figura 2.4d, tensiunile rezonante se  
autoechilibrează pe secțiunea transversală a barei. Însumându-le,  
rezultanta lor este egală cu zero deoarece diagrama este alcătui-  
tă din suprafețe identice situate pe cele două părți ale axei de  
referință.

Ca urmare a deformațiilor plastice suferite, după înlătura-  
rea momentului  $M$ , axa grinzii va avea o săgeată rezonantă a că-  
rei valoare poate fi determinată tot cu ajutorul teoremei descăr-  
cării. Conform acestei teoreme săgeata rezonantă va fi egală cu  
diferența dintre săgeata grinzii în stadiul de solicitare elasti-  
co-plastică și săgeata în ipoteza comportării ideale elastice a  
materialului.

Îzolind un element de lungime unitară din grinda solicitată  
în stadiul elasto-plastic (fig.2.5) se observă că lungimea spe-  
cifică la nivelul limitei de comportare elastică ( $h_1$ ) se poate  
scrie :

$$\frac{\epsilon}{1} = \frac{h_1}{2R} = \frac{\sigma_c}{R} \quad (2.19)$$

de unde rezultă raza de curbură corespunzătoare săgeții în sta-  
diul elasto-plastic :

$$R = \frac{h_1 R}{2 \sigma_c} \quad (2.20)$$

La grinda solicitată la încovoire pură ecuația fibrei me-  
dii deformată este :



$$y = \frac{4f}{l^2} x(l-x) \quad (2.21)$$

Deci se ține seama de relația :

$$y'' = \frac{1}{R} \quad (2.22)$$

rezultă :

$$\frac{1}{R} = \frac{8f}{l^2} \text{ și deci } f = \frac{l^2}{8R} \quad (2.23)$$

Înlocuind pe R din relația 2.20 rezultă săgeata grinzii solicitate în stadiul elasto-plastic :

$$f = \frac{l^2 \sigma_c}{4Kh_1} \quad (2.24)$$

În cazul comportării ideal-elastice a materialului, conform figurii 2.5 rezultă :

$$R' = \frac{Kh}{2\sigma'} \quad (2.25)$$

iar săgeata maximă sferentă este :

$$f' = \frac{2l^2\sigma'}{4Kh} \quad (2.26)$$

Conform teoremei descărcării, săgeata remanentă rezultă :

$$f_{rem} = f - f' = \frac{l^2}{4K} \left( \frac{\sigma_c}{h_1} - \frac{\sigma'}{h} \right) \quad (2.27)$$

Din figura 2.4e se observă că  $\sigma_c/h_1 > \sigma'/h$  și deci săgeata remanentă corespunde ca sens săgeții corespunzătoare stadiului elasto-plastic de solicitare sub efectul momentului de încovoiere M.

În cazul analizat, distribuția tensiunilor pe secțiunea transversală a barei a fost variabilă și ca urmare a acestui fapt s-au produs deformații plastice numai în anumite zone. Aceste deformații plastice împiedicând descărcarea de efort a zonelor supuse doar la deformații elastice, au provocat apariția tensiunilor remanente ;

Trebuie remarcat faptul, că dacă distribuția tensiunilor pe secțiunea transversală a unui element este constantă, atunci apar simultan deformații plastice pe toată secțiunea transversală și ca urmare, la descărcare nu mai apar tensiuni remanente. În această categorie se încadrează barele solicitate la întindere centrică sau conductele cu pereți subțiri solicitate la secțiunea presiunii interioare.

În mod asemănător, poate fi demonstrată și formarea tensiunilor

momente în cazul barelor cu secțiune circulară plină, solicitate la răsucire (fig.2.6).

Deci :

$$\tau_{max} = \frac{M_T}{W_T} = \frac{16M_T}{\pi d^3} = \frac{2M_T}{\pi r^3} \leq \tau_c \quad (2.28)$$

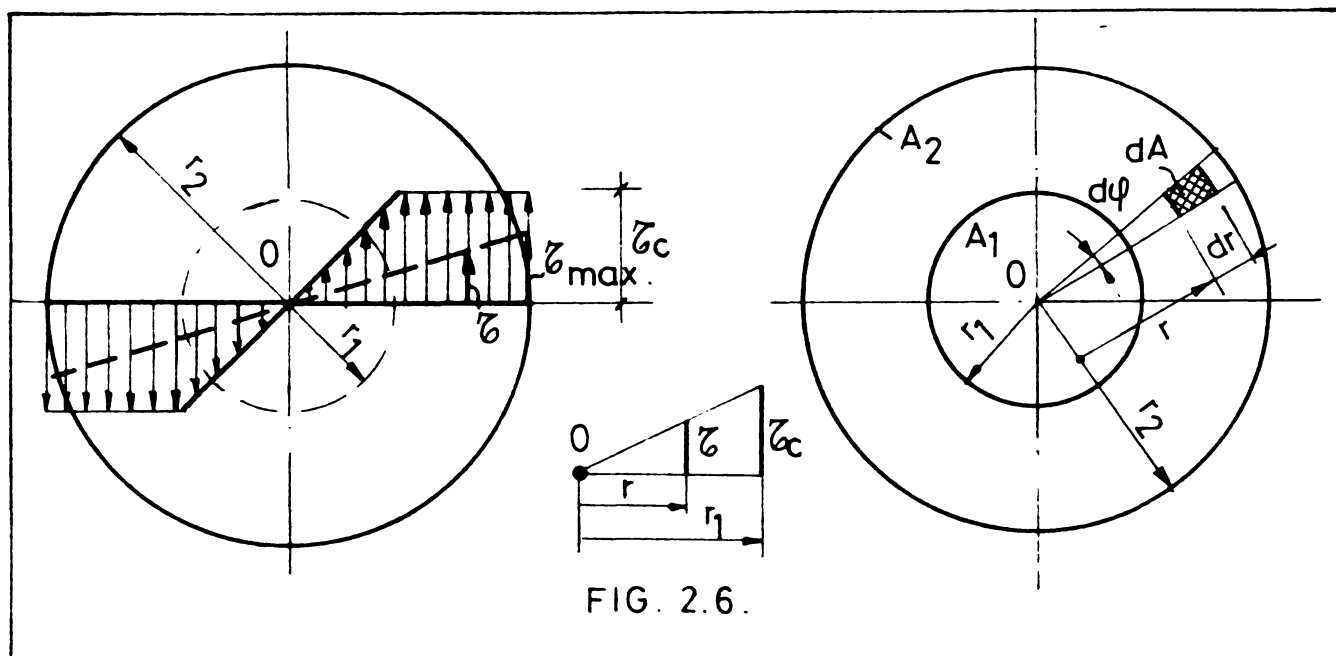


FIG. 2.6.

materialelor lucrează în domeniul elastic ( $M_T < \frac{\pi d^3 \tau_c}{16}$ ). În caz contrar, pe măsură creșterii valorii momentului  $M_T$ , crește și domeniul în care  $\tau$  atinge valoarea  $\tau_c$ , pe secțiunea transversală a barei distingându-se două zone. Una, de formă circulară, în jurul centrului secțiunii, având raza  $r_1$ , în care  $\tau < \tau_c$  și care lucrează deci în domeniul elastic, și cea de-a doua, în formă de coroană circulară, de lățime  $r_2 - r_1$ , în care  $\tau = \tau_c$  și care a suferit deci deformații plastice ireversibile.

Valoarea razei  $r_1$ , care delimitează cele două zone, se poate deduce din condiția de echilibru a tensiunilor tangențiale de pe secțiunea transversală

$$M_{T1} + M_{T2} = M_T \quad (2.29)$$

unde :

$$M_{T1} = \int_{A_1} \tau r dA = 4 \frac{\tau_c}{r_1} \int_0^{r_1} \int_0^{J/2} r^3 dr d\varphi = \frac{\pi \cdot \tau_c}{2} r_1^3 \quad (2.30)$$

iar :

$$M_{T2} = \int_{A_2} \tau r dA = 4 \tau_c \int_{r_1}^{r_2} \int_0^{J/2} r^2 dr d\varphi = \frac{2}{3} \pi \tau_c (r_2^3 - r_1^3) \quad (2.31)$$

Înlocuind 2.30 și 2.31 în 2.29 rezultă raza zonei elastice  $r_1$ , ca funcție de  $M_T$  și dimensiunile secțiunii transversale a barei:



$$\epsilon_1 = \sqrt[3]{4\epsilon_2^3 - \frac{6Mr_2}{\pi G_c}} \quad (2.32)$$

În conformitate cu teorema descărcării, tensiunile tangențiale remanente vor fi egale cu diferența dintre valorile tensiunilor în stadiul elasto-plastic (epură cu linie plină din figura 2.7a) și valorile tensiunilor în ipoteza comportării ideal elastice a materialului (epură cu linie întreruptă din figura 2.7a). Distribuția lor în lungul unui

diametru și valorile caracteristice de la extremitățile zonei elastice și plastice sînt date în figura 2.7b.

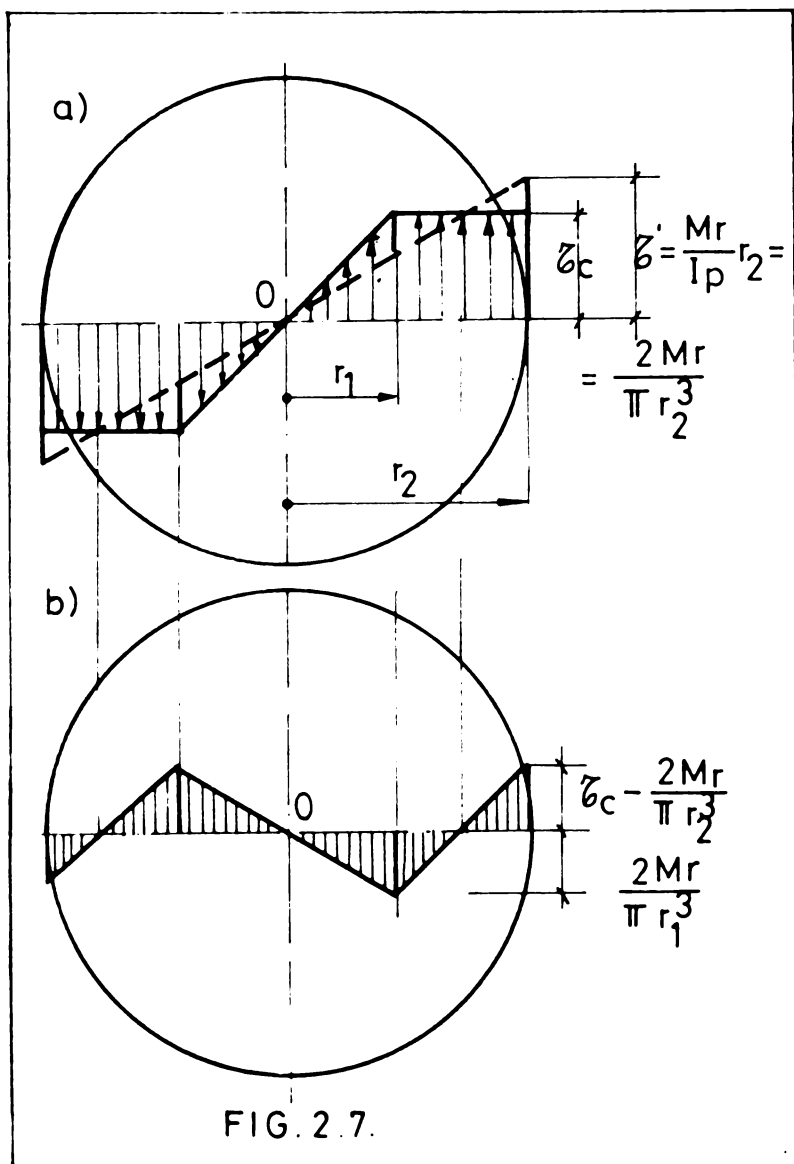
Din cele expuse anterior, rezultă că formarea tensiunilor remanente, datorită deformațiilor plastice, are loc ca urmare a modificării ireversibile a volumului materialului, modificare provocată de distribuția neomogenă a deformațiilor plastice. Astfel de situații se întîlnesc foarte frecvent în practică în cadrul diferitelor procese tehnologice : ștanțare, forjare, laminare, trefilare, prelucrări mecanice, etc.

În unele situații astfel de

procedee tehnologice, generatoare de deformații plastice remanente, se folosesc în mod intenționat în vederea formării unor tensiuni remanente favorabile (laminare la rece, suflare cu alice etc.).

### II.2.3. Formarea tensiunilor remanente datorită variațiilor de temperatură.

Variația temperaturii corpurilor are ca efect modificarea volumului acestora. În cazul cînd această modificare nu se poate produce liber, în corpuri apar tensiuni remanente corespunzătoare deformațiilor împiedecate.



Dacă în mod simplificat, se admite că valoarea coeficientului de dilatare termică este constantă, (în realitate ea variază cu temperatura), atunci creșterea temperaturii va conduce la creșterea lineară a deformațiilor. Dacă dezvoltarea acestor deformații este împiedecată, în corp vor apărea tensiuni, a căror variație se produce conform diagramei caracteristice a materialului. Pentru simplificarea, în cazul oțelurilor se acceptă diagramele caracteristice simplificatoare Prandtl (fig.2.1c) sau diagrama caracteristică cu consolidare (fig.2.1d).

Apariția tensiunilor din temperatură poate fi explicată foarte intuitiv în cazul unei bare de lungime "l", fixată la capete împotriva deplasărilor longitudinale (fig.2.8a). În această situație

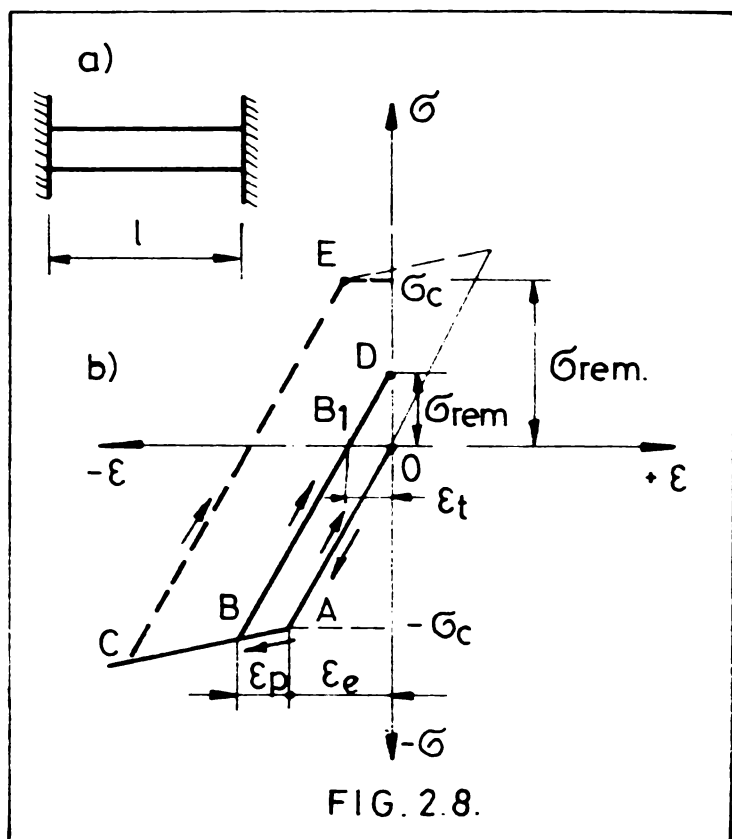


FIG. 2.8.

dilatarea longitudinală din temperatură, oprită de rezonanță să se producă, poate fi privită ca o comprimare a barei, comprimare care generează tensiuni de compresie conform curbei OAC (fig.2.8b). Dacă tensiunile produse prin împiedecarea dilatării din temperatură nu depășesc limita de curgere (punctul A), la răcire, prin contracție, bara va reveni la lungimea inițială "l" și tensiunile induse de temperatură vor dispărea.

Dacă încălzirea este însă mai puternică, atunci pe lângă

deformațiile elastice ( $\epsilon_e$ ), în bară apar și deformații plastice ( $\epsilon_p$ ), care provoacă o scurtare a acesteia. Astfel, dacă încălzirea se produce pînă în punctul B (fig.2.8b), atunci la răcire, cînd tensiunile de compresie s-au anulat (punctul B<sub>1</sub>), bara ar rămîne scurtată cu o lungime specifică  $-\epsilon_t = B_1O$ . Cum acest lucru nu este posibil, din cauza rezemelor care mențin capetele barei la distanța "l", înseamnă că de fapt, în final, bara va fi întinsă, avînd o lungime specifică din temperatură  $\epsilon_t = B_1O$ , căreia îi corespunde tensiunea remanentă  $\sigma_{rem} = OD$ .

Dacă încălzirea este foarte puternică, de exemplu pînă în punctul C, atunci în material se produc deformații plastice pronunțate,

care face ca la răcire tensiunile remanente să crească până la limite de curgere (punctul E din fig.2.8b). După aceea se produce și anularea deformațiilor plastice, nerevenite în cadrul comportării elastice a materialului (segmentul  $E\delta_c$ ), dar la o tensiune remanentă constantă (curba Prandtl) sau ușor crescătoare (curba cu consolidare). Se observă deci, că dacă încălzirea depășește o anumită limită, ciclul încălzire-răcire poate fi asimilat cu o încălzire într-un sens până în stadiul plastic, descărcare și apoi încărcare în sens contrar, de asemenea până în domeniul de comportare plastică a materialului. Așez astfel, în cadrul variațiilor de temperatură importante, deformații plastice repetate (ceea corespunde punctului E din figura 2.8b).

De remarcat faptul, că pentru simplificare, în cele de mai sus nu s-a ținut seama de efectul Bauschinger, care conduce la modificarea valorii limitei de curgere în cazul încălzirilor succesive de sens contrari.

De asemenea trebuie menționat, că în raționamentele anterioare de determinare a tensiunilor remanente din temperatură, s-a presupus că proprietățile mecanice ale materialului rămân constante în intervalul de temperatură considerat.

Un mecanism asemănător conduce și la formarea tensiunilor remanente din temperatură în cazul corpurilor oarecari, supuse la încălzire neuniformă. De fapt, fenomenul poate avea loc și în sens invers, la răcire neuniformă, dar majoritatea proceselor tehnologice de fabricație se realizează prin încălziri neuniforme, așa că tensiunile remanente produse din această cauză sînt mult mai frecvente în practică.

În astfel de situații, prin încălzirea mai puternică a unei zone din material, de exemplu în timpul sudării, aceasta este împiedecată să se dilate în veci de către materialul învecinat mai puțin încălzit. Ca urmare, în cele două zone vor apărea tensiuni ; de compresie în materialul împiedecat să se dilate liber (cel mai puternic încălzit) și de întindere în materialul care se opune dilatării (cel mai puțin încălzit). Dacă valoarea tensiunilor de compresie din materialul mai puternic încălzit atinge limite de curgere a acestuia atunci în zone respectivă se produce deformații plastice de compresie (fig.2.9a,b). La răcire contracția materialului se face linier. Ca urmare, prin revenirea la temperatură inițială, zona care a fost mai puțin încălzită revine la lungimea inițială - deci se descarcă complet de tensiunea de întindere - însin-

tes zonei mai puternic încălzite a cărei deformare din temperatură a fost mai mare ( $\epsilon_c + \epsilon_p$  în fig.2.9b). În momentul revenirii

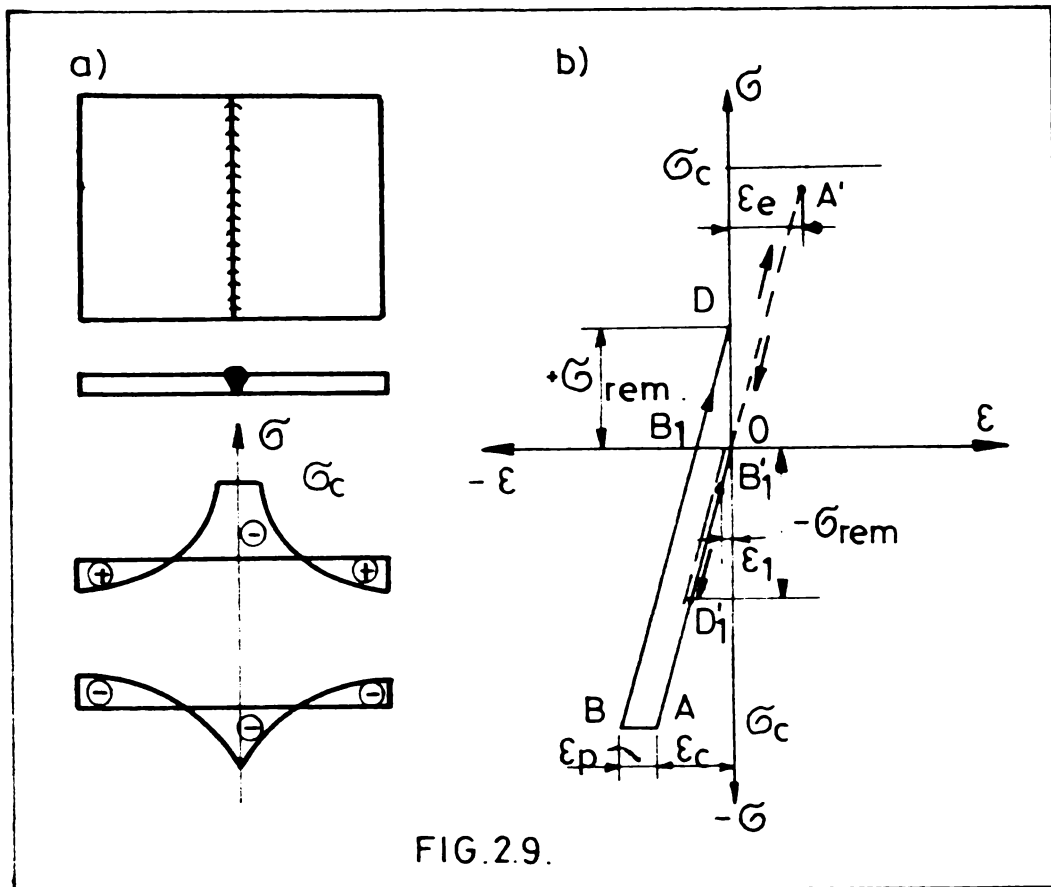


FIG.2.9.

integrale a deformății elastice a zonei mai puternic încălzite ( $\epsilon_e$ , fig.2.9b), în zone mai puțin încălzită se produce deja o deformare  $\epsilon_1$ , corespunzătoare diferenței dintre deformăția elastică limită a zonei mai puternic încălzite ( $\epsilon_c$ ) și deformăția

elastice maximă a zonei mai puțin încălzite ( $\epsilon_e$ ). În acest moment zona mai puternic încălzită este încă scurtată cu deformăția plastică  $\epsilon_p$ . Prin tendința corpului de a-și păstra forma inițială, această deformare se va anula prin lungirea zonei respective pe seama scurtării zonei mai puțin încălzite. Lungirea va genera în final, în zona mai puternic încălzită, tensiuni de întindere, iar în zona mai puțin încălzită tensiuni de compresie. Acest ansamblu de tensiuni autoechilibrate pe secțiunea transversală constituie tensiunile remanente din variația de temperatură.

Trebuie menționat faptul că tensiunile remanente din variațiile neuniforme de temperatură apar la diferențe de temperatură începând de la aproximativ  $100^\circ\text{C}$ . Admițând coeficientul de dilatare termică  $\alpha_t$  constant și egal cu  $12 \cdot 10^{-6}$  pentru oțel, dilatarea pe unitatea de lungime, corespunzătoare unei diferențe de temperatură de  $100^\circ\text{C}$  rezultă :

$$\epsilon_t = \alpha_t \cdot \Delta t = 12 \cdot 10^{-6} \cdot 100 = 12 \cdot 10^{-4} \quad (2.33)$$

căreia îi corespunde o tensiune de :

$$\sigma = E \cdot \epsilon_t = 2,1 \cdot 10^6 \cdot 12 \cdot 10^{-4} = 2520 \text{ daN/cm}^2 \quad (2.34)$$

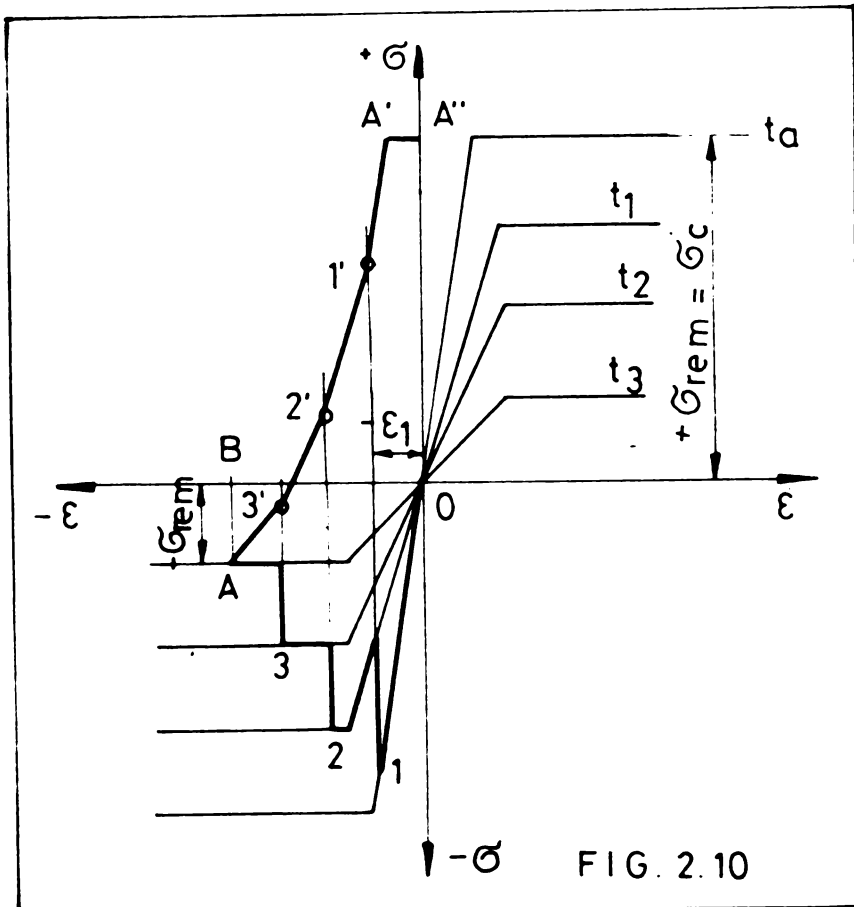
valoare corespunzătoare limitei de curgere a oțelului obișnuit de construcții,  $\sigma_{17}$ .

Pentru oțeluri cu limită de curgere mai ridicată apariția tensiunilor remanente din temperatură se produce evident la diferențe de temperatură mai mari.

În raționamentele anterioare valoarea coeficientului de dilatare termică  $\alpha_t$  a fost presupusă constantă. În realitate ea este dependentă de temperatură și de aceea, în cazul unor diferențe mari de temperatură, este necesar să se țină seama și de variația valorii coeficientului de dilatare (contractie) termică cu temperatura.

De asemenea, în cazul unor variații de temperatură însemnate, se schimbă și proprietățile mecanice ale materialului: modulul de elasticitate  $E$ , limite de curgere  $\sigma_c$ , alungirea specifică  $\delta$ , etc.

Dacă se reprezintă grafic, pentru diferite valori ale temperaturii, variația tensiunilor  $\sigma$ , în funcție de deformația specifică din temperatură  $\epsilon$ , împiedecată să se producă liber, se obțin curbe ca și cele din figura 2.10. Curba  $Ot_3$  corespunde dependenței dintre tensiune și deformația



impiedecată din temperatură în ipoteza menținerii constante a coeficientului de dilatare termică și a caracteristicilor mecanice corespunzătoare temperaturii ambientale. Curba  $Ot_1$  corespunde aceleiași dependențe, corespunzătoare coeficientului de dilatare termică și caracteristicilor mecanice aferente temperaturii  $t_1$ , curba  $Ot_2$  aferente temperaturii  $t_2$  și așa mai departe. Practic dependența  $\sigma - \epsilon$  se modifică continuu, odată cu variația tempera-

turii. Pentru simplificare, se face însă presupunerea că ea se realizează în trepte, aferente unor anumite intervale de temperatură  $\Delta t$ . Astfel, la încălzirea unei bare împiedecată să se dilate, la început creșterea tensiunilor de compresie se face de-a lungul segmentului  $O1$  (fig. 2.10). Apoi, pe măsură sporirii temperaturii, creșterea se produce de la o anumită deformație ( $-\epsilon_1$ ) pe curba  $O2$ , apoi pe curba  $O3$  și așa mai departe. Trecerea de la o cură la alta



se face printr-un "salt" corespunzător modificării proprietăților materialului în etape. În final, la sfârșitul încălzirii, tensiunea remanentă de compresie din bară este  $\bar{\sigma}_{rem} = AB$ . Așa cum rezultă din figura 2.10, ea poate scădea comparativ cu tensiunile remanente anterioare, dacă creșterea temperaturii s-a făcut până la valori mari la care caracteristicile mecanice ale materialului sînt foarte reduse.

În timpul răcirii, se anulează mai întîi deformațiile elastice și apoi în final deformațiile plastice acumulate de bară în timpul încălzirii. Astfel, în primele etape de răcire variația tensiunii  $\bar{\sigma}$  se produce de-a lungul segmentului  $A3'$  paralel cu ramura corespunzătoare comportării elastice a ultimei etape de încălzire (OA). În etape următoare,  $3'2'$ , paralel cu ramura comportării elastice a etapei anterioare de încălzire O3 și așa mai departe. În final rămîne deformația plastică  $A'A''$  care se anulează prin curgerea materialului la temperatura ambiantă, tensiunea remanentă din bară rezultînd egală cu  $\bar{\sigma}_c$ .

Modul de producere a tensiunilor din temperatură după schema din figura 2.10 este mai apropiat de realitate decît cel prezentat în schema 2.8. El se bazează pe ipoteza că pentru fiecare etapă de încălzire sau răcire este valabilă relația  $\bar{\sigma} = \phi(\epsilon)$ , caracteristică pentru temperatură respectivă și că trecerea de la o curbă a deformării la alta se realizează cînd deformația comună este constantă.

#### II.2.4. Formarea tensiunilor remanente datorită unor procese tehnologice.

În paragrafele anterioare au fost examinate două căi de formare a tensiunilor remanente : datorită deformațiilor plastice și datorită variațiilor de temperatură. În cadrul diferitelor procese tehnologice apar fenomene mult mai complexe datorită factorilor mecanici, termici și fizico-chimici, care acționează concomitent și care contribuie fiecare la formarea tensiunilor remanente.

Intrucît orice proces tehnologic prezintă anumite particularități specifice, în continuare vor fi prezentate principiile de formare a tensiunilor remanente datorită cîtorva din aceste procese tehnologice.

##### 2.4.1. Formarea tensiunilor remanente datorită turnării.

În practica turnării este foarte bine cunoscut fenomenul de fisurare a unor piese în procesul de fabricație, fapt ce conduce evident la rebutarea lor.

În alte cazuri fisurile se formează ulterior, sub efectul unor încălziri de exploatare cu intensitate redusă. Apariția fisurilor în piesele turnate se poate produce deci "la cald" sau "la rece".

Fisurile "la cald", se caracterizează printr-o suprafață oxidată, neagră sau oron-cenușie incalșă și se formează la temperaturi cuprinse între 1250 și 1400°C, când proprietățile de rezistență și plasticitate ale oțelului sînt reduse ( $\sigma_r \approx 1 \text{ daN/mm}^2$  și  $\psi \approx 1\%$  față de  $\sigma_r \approx 50-60 \text{ daN/mm}^2$  și  $\psi \approx 35-45\%$  la temperatura ambiantă).

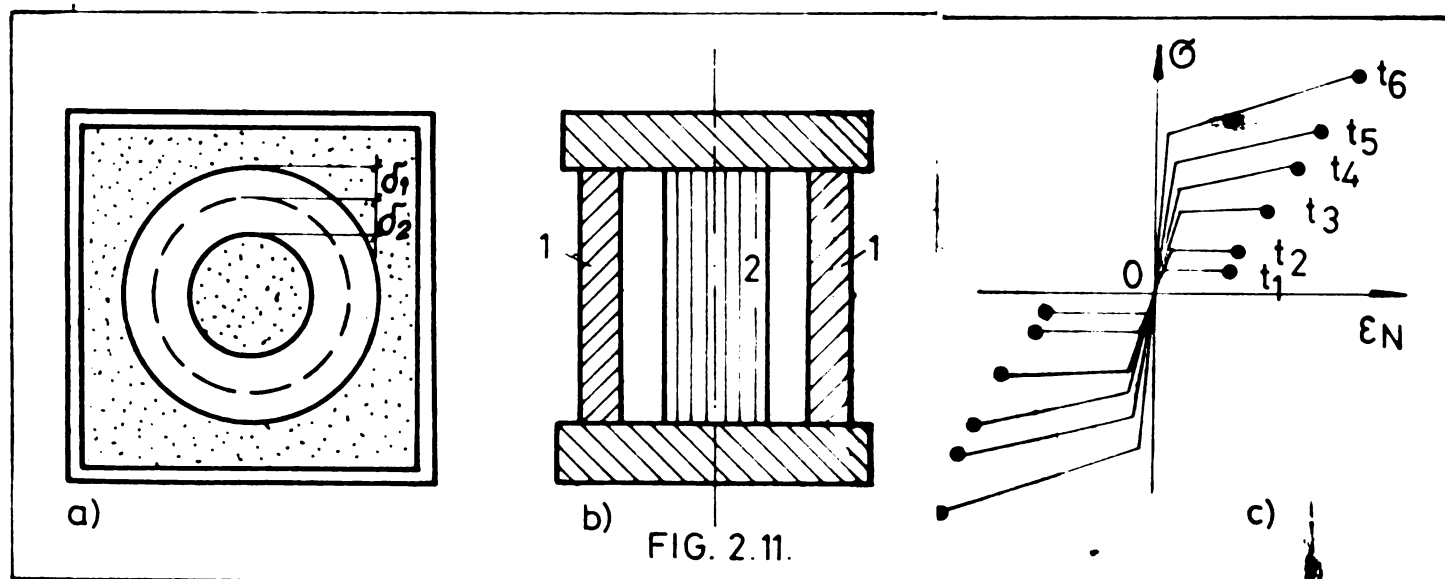
Formarea fisurilor "la cald" este favorizată de rigiditatea formei, care se opune prin frecare la contractia liberă a piesei turnate. Micșorarea rigidității formei, în special în cazul barelor, este cunoscută ca unul din procedeele eficiente de înlăturare a fisurilor "la cald".

Fisurile "la cald" mai apar frecvent și din cauza temperaturii înegale a pieselor turnate, în special în cazul stărilor de tensiune spațială.

Fisurile "la rece" se formează în cursul răcirii pieselor turnate, la temperaturi relativ scăzute, atunci când tensiunile remanente depășesc limite de rezistență a materialului.

Ca urmare a condițiilor diferite de răcire a diverselor părți componente ale pieselor turnate, în acestea rămîn de obicei după răcire însemnate tensiuni remanente.

Scheme formării tensiunilor remanente din turnare poate fi



exemplificată, pe cazul unui inel gros (fig.2.11a), care prezintă condiții de răcire diferite pe fața exterioară și interioară 3.3

Inelul se consideră alcătuit din două zone cu grosimile  $\sigma_1$  și  $\sigma_2$ , în care se constată temperaturi diferite în cursul răcirii.

În figura 2.11b este arătat modelul schemei statice cu care



poate fi asimilatinelul în timpul răcirii. El este alcătuit dintr-un tronson de țevă (1) și o bară cu secțiune circulară plină (2) dispuse axial simetric și legate la extremități cu plane inflexibile rigide.

În timpul răcirii cele 2 piese ale modelului (1 și 2), vor avea în orice moment deformații longitudinale egale :

$$\epsilon_1 = \epsilon_2 \quad (2.35)$$

egalitatea deformațiilor celor două piese implică apariția unor eforturi axiale în ele, eforturi care trebuie să fie în echilibru :

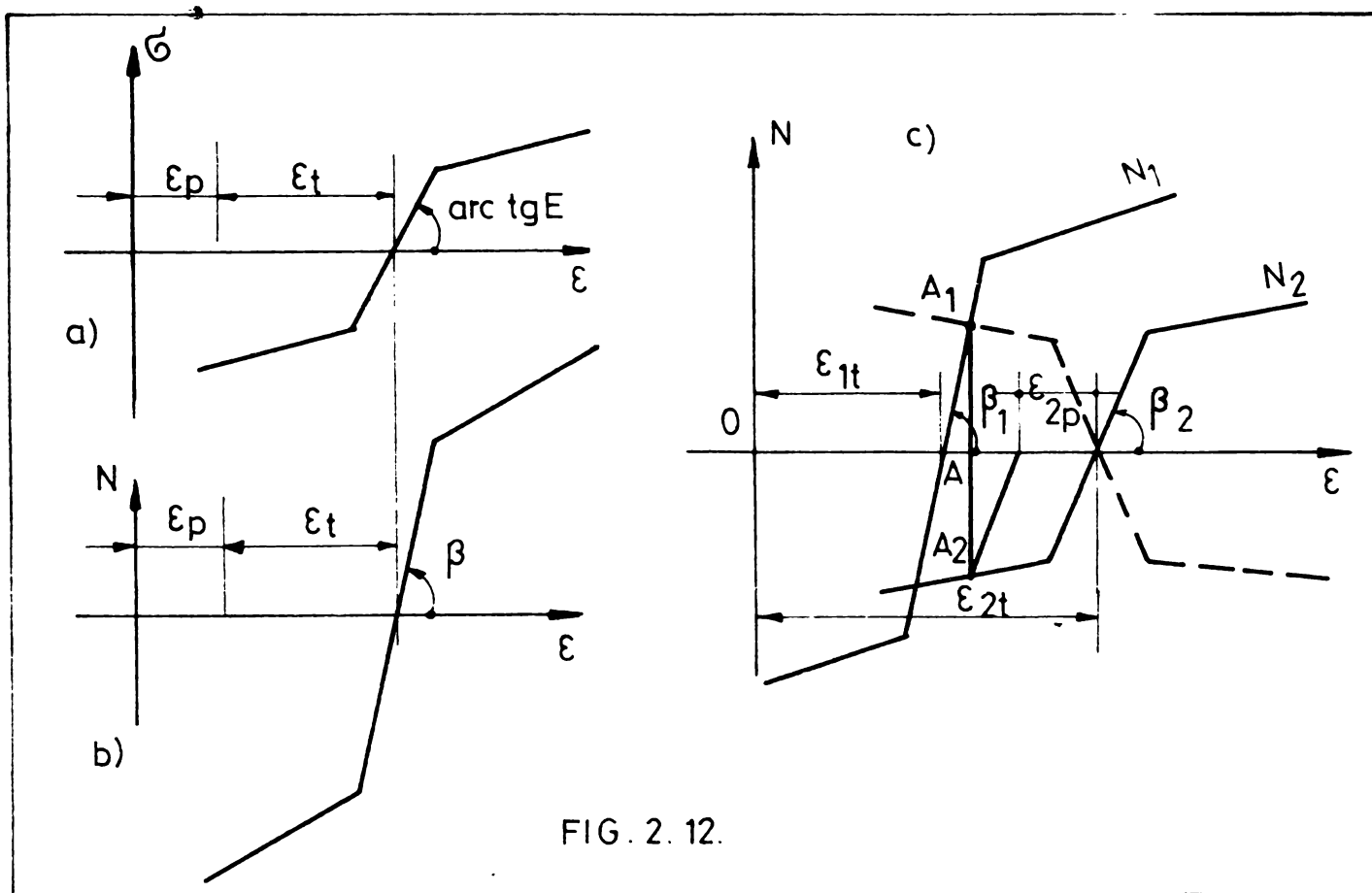
$$N_1 + N_2 = 0 \quad (2.36)$$

Determinarea tensiunilor remanente din turnare se face ținând seama de curbele caracteristice ale materialului la diferite temperaturi (fig.2.11c) :

$$\sigma = f(\epsilon_N) \quad (2.37)$$

unde prin  $\epsilon_N$ , se înțelege deformația specifică a materialului sub acțiunea efortului  $N$ , care reprezintă rezultanta tensiunilor remanente.

Curba  $t_0$  din figura 2.11c corespunde temperaturii normale iar celelalte unor temperaturi mai ridicate. Curbele de la partea inferioară  $t_1$  și  $t_2$  corespund unor temperaturi foarte ridicate.



cind materialul este înzestrat numai cu proprietăți plastice.

În cazul cel mai general, la un moment dat, deformația totală a unui element poate fi considerată compusă din : deformație plastică anterioară  $\epsilon_p$ , deformație din temperatură  $\epsilon_t$  și deformație din încălzire  $\epsilon_N$ , variabilă ce mărime și semn în funcție de mărimea și semnul tensiunii  $\sigma$  produsă de încălzire (fig. 2.12a)

$$\epsilon = \epsilon_p + \epsilon_t + \epsilon_N \quad (2.37)$$

Pentru determinarea eforturilor din piesele componente ale modelului din figura 2.11b, trebuie stabilită relația de legătură dintre aceste eforturi și valoarea deformației totale. În acest scop ordonatele curbei din figura 2.12a se înmulțesc cu aria secțiunii transversale  $A$ , obținându-se curba din figura 2.12b, pentru care, în limitele deformației elastice se poate scrie :

$$N = \sigma \cdot A = k \cdot \epsilon \cdot A = \epsilon \cdot tg \beta$$

unde s-a notat :

$$tg \beta = k \cdot A \quad (2.38)$$

Cu ajutorul curbelor de tip  $N-\epsilon$  se pot determina eforturile în sistemul de oare din figura 2.11b și în general în piese supuse la variații de temperatură.

Se presupune că bara exterioară 1 se răcește mai repede ( $t_1 < t_2$  și deci  $\epsilon_{1t} < \epsilon_{2t}$ ) și că deformație plastică preliminară  $\epsilon_p$  lipsește. Se reprezintă apoi variația eforturilor  $N$  în bara exterioară ( $N_1$ ) și în cea interioară ( $N_2$ ) în funcție de deformație totală  $\epsilon$  (fig. 2.12c) folosind curbele caracteristice din figura 2.11c.

Din condiția (2.35), de egalitate a deformațiilor celor două oare, rezultă că ordonatele sferente eforturilor  $N_1$  și  $N_2$  trebuie să aibă aceeași abscisă.

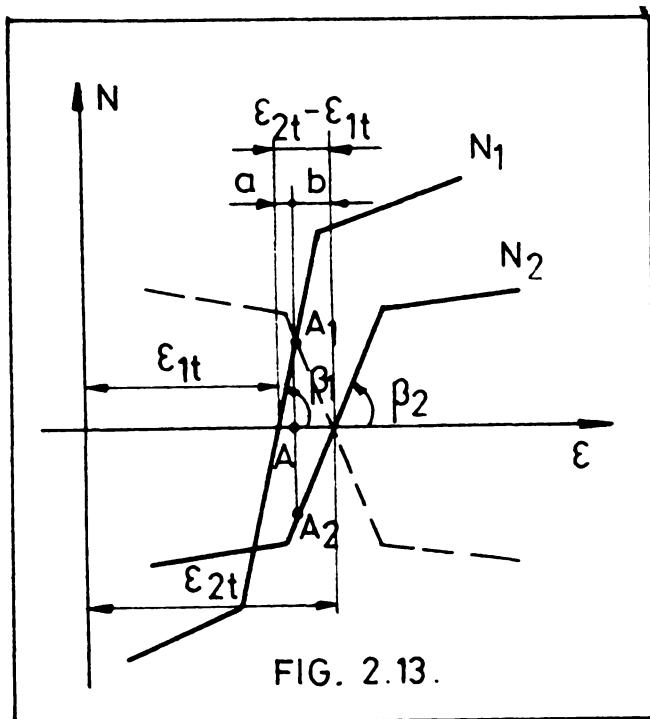
Din condiția (2.36) rezultă însă că aceste ordonate trebuie să fie și egale și de semne contrare ( $N_1 = -N_2$ ). Pentru determinarea lor se caută intersecția curbei  $N_1$  cu curba  $N_2$  oglindită (reprezentată cu linie întreruptă), obținându-se punctele  $A_1$  și  $A_2$  care satisface condițiile menționate.

Așa cum rezultă din figură, în cazul examinat, în bara interioară (2) apare deformația plastică de compresiune  $\epsilon_{2p}$

Dacă diferența  $\epsilon_{2t} - \epsilon_{1t}$  este mică (fig. 2.13), atunci sistemul lucrează în domeniul deformațiilor elastice deoarece punctul  $A_2$  este situat pe primul tronșon al curbei caracteristice.

Din figura 2.13 se observă că se poate scrie :

$$a \cdot \beta_1 = b \cdot \beta_2 = N \quad \text{și} \quad a + b = \epsilon_{2t} - \epsilon_{1t} \quad (2.39)$$



de unde, dacă se elimină  $a$  și  $b$  și se ține seama de relația 2.38 rezultă relația de calcul a eforturilor  $N_1$  și  $-N_2$  din bare:

$$N_1 = -N_2 = \frac{(\epsilon_{2t} - \epsilon_{1t}) \beta_1 \cdot \beta_2}{\beta_1 + \beta_2} = \frac{\epsilon_{2t} - \epsilon_{1t}}{E_1 A_1 + E_2 A_2} E_1 A_1 \cdot E_2 A_2 \quad (2.40)$$

Tensiunile corespunzătoare vor fi:

$$\sigma_1 = \frac{N_1}{A_1} = \frac{\epsilon_{2t} - \epsilon_{1t}}{E_1 A_1 + E_2 A_2} \cdot E_1 \cdot E_2 A_2 \quad (2.41)$$

$$\sigma_2 = \frac{N_2}{A_2} = - \frac{\epsilon_{2t} - \epsilon_{1t}}{E_1 A_1 + E_2 A_2} E_2 \cdot E_1 A_1 \quad (2.42)$$

Din relațiile 2.41 și 2.42 se observă că tensiunile din bare, provocate de diferențe de temperatură  $t_2 - t_1$ , cresc odată cu creșterea ecartului de temperatură (factorul  $\epsilon_{2t} - \epsilon_{1t}$ ) și odată cu modulul de elasticitate corespunzător temperaturilor  $t_1$  și  $t_2$  ( $E_1$  și  $E_2$ ).

La temperatura normală modulul de elasticitate al oțelului este  $2.1 \cdot 10^6 \text{ daN/cm}^2$  iar al fontei cenușii  $0.8 \cdot 10^6 \text{ daN/cm}^2$ . Rezultă deci că, în aceeași condiții ( $A$  și  $t_2 - t_1$ ), tensiunile rămănte în piesele turnate din oțel vor fi mai mari decât cele din piesele turnate din fontă.

Factorul  $\epsilon_{2t} - \epsilon_{1t}$  poate fi calculat și analitic. Deformația barei din încălzire pînă la temperatura  $t$  rezultă din relația:

$$\epsilon_t = \int_0^t \alpha(t) dt \quad (2.43)$$

unde  $\alpha(t)$  este coeficientul de dilatare liniară care ține seama de modificarea generală a dimensiunilor liniare la variația temperaturii, deci inclusiv datorită transformărilor de fază.

Dacă la un moment dat temperatura barei exterioare este  $t_1$ , iar a barei interioare  $t_2$ , atunci relația 2.43 devine

$$\epsilon_{1t} = \int_0^{t_1} \alpha(t) dt \quad ; \quad \epsilon_{2t} = \int_0^{t_2} \alpha(t) dt \quad (2.44)$$

Dacă, pentru simplificare, se admite că coeficientul de dilatare liniară  $\alpha(t)$  depinde numai de temperatură, atunci pentru intervalul  $t_2 - t_1$  se poate accepta cu destulă precizie deformația:

$$\varepsilon_{2t} - \varepsilon_{1t} = \int_{t_1}^{t_2} \alpha(t) dt = \alpha(t_{med})(t_2 - t_1) \quad (2.45)$$

$\alpha(t_{med})$  fiind valoarea medie a coeficientului de dilatare liniară pentru intervalul de temperatură  $t_2 - t_1$ .

Relația 2.40 este valabilă numai atâtea timp cât în barele 1 și 2 există numai deformări elastice (punctele  $A_1$  și  $A_2$  se află pe tronsoanele inițiale ale curbelor  $M_1$  și  $M_2$ ).

Încă în unele din bare apar deformări plastice, determinarea eforturilor din ele se poate face doar cu metoda grafică (fig. 2.12e). Ca exemplu, în cele ce urmează se prezintă după [B.3] modul de determinare a tensiunilor rezanente și a deformărilor plastice aferente pe exemplul sistemului de două bare din figura 2.11b. Pentru simplificare se admite că suprafețele barelor sînt egale, caz în care relația 2.36 devine :

$$\sigma_1 = -\sigma_2 \quad (2.46)$$

Iar construcția grafică se poate efectua direct în funcție de tensiuni, folosind relația 2.37 respectiv curbele caracteristice din figura 2.13e.

În timpul răcirii, din momentul solidificării materialului pînă la temperatura ambiantă, variația deformății lineare din temperatură a celor două bare ale modelului este diferită, din cauza răcirii neuniforme a acestora. În figura 2.14a este reprezentată o astfel de variație posibilă.

De remarcat că modificarea deformățiilor lineare, sau contracția liniară, este legată de diferite procese fizico-chimice care au loc în material în timpul răcirii. Dintre acestea cele mai importante sînt contracția termică și transformările de fază (de exemplu modificarea volumelor specifice la trecerea de la structură perlitică la cea martensitică).

La temperaturi foarte ridicate metalul tinde spre o comportare exclusiv plastică. Acest lucru corespunde în figura 2.11c unor curbe  $t_1$  și  $t_2$  cu sectorul inițial foarte redus care practic poate fi neglijat, curbele înlocuindu-se cu drepte paralele cu axa absciselor a căror ordonată este egală cu limite de curgere a materialului la temperatura respectivă.

Să admitem că la timpul  $T_1$  în decursul răcirii, temperatura barei exterioare (1) este  $t_2$  iar a barei interioare (2) este  $t_1$  ( $t_1 > t_2$ ). Folosind metoda grafică (fig. 2.12) de determinare a tensiunilor aferente deformățiilor din temperatură, în figura 2.14b se

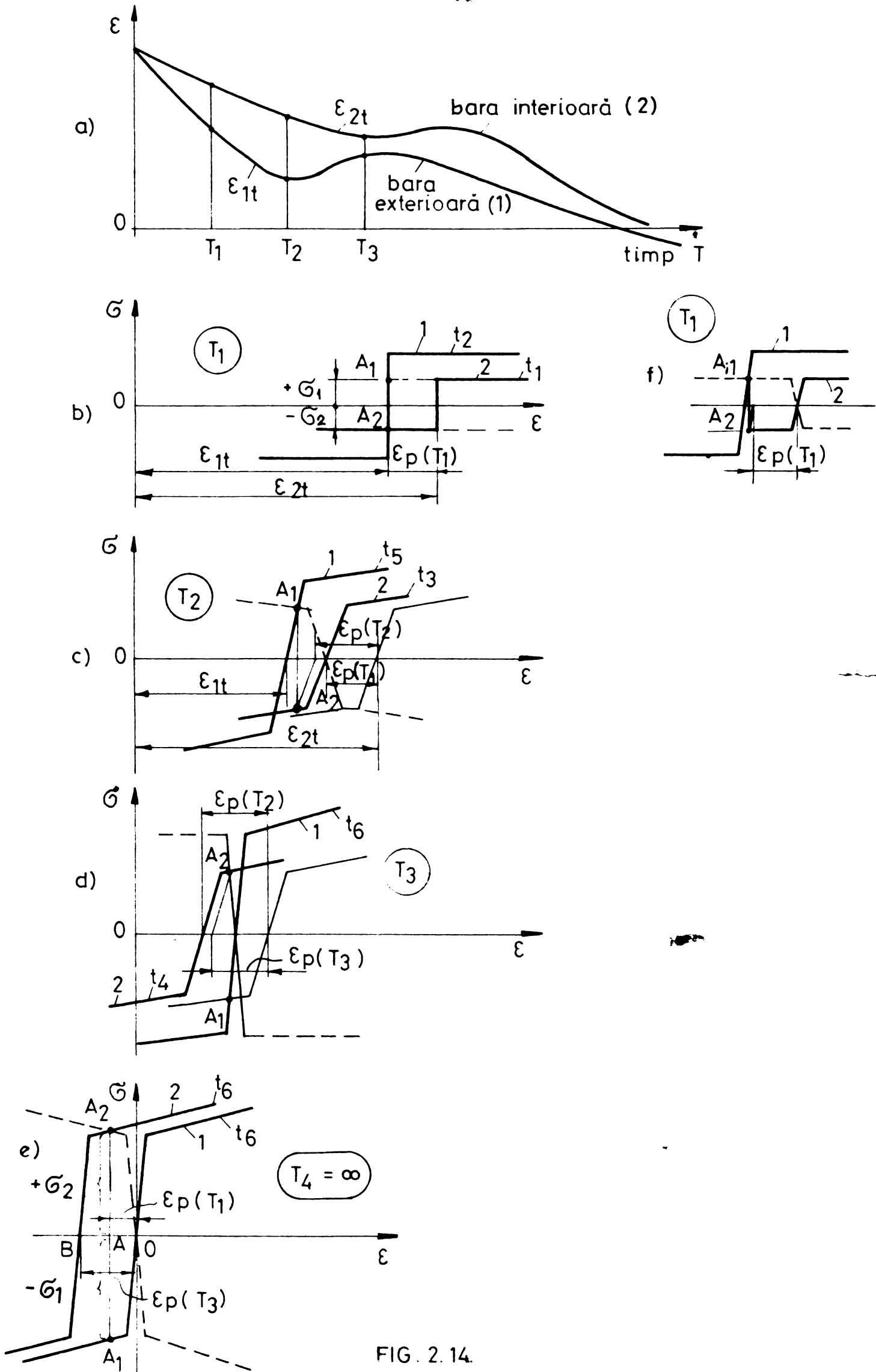


FIG. 2.14.

determină starea de tensiuni și deformații corespunzătoare timpului  $T_1$ . Se observă că bara mai rece (1) condiționează deformația barei mai încălzite (2), întregă deformație plastică de compresie  $\epsilon_p(T_1)$ , se produce în bara interioară (2), deoarece la stingerea tensiunii egale cu limita de curgere ea se deformează plastic.

Dacă s-ar lua în considerare și sectorul elastic al curbelor caracteristice la temperaturi foarte ridicate, rezultatele s-ar modifica foarte puțin (fig.2.14f), bara 2 având pe lângă deformația plastică și o foarte redusă deformație elastică.

Dacă răciră continuă, la timpul  $T_2$ , temperatura barei exterioare (1) scade până la  $t_5$  iar a barei interioare (2) până la  $t_3$ . Folosind curbele caracteristice  $t_5$  și  $t_3$  din figura 2.11c, prin metode grafică, în figura 2.14e se determină tensiunile și deformațiile din cele două bare la timpul  $T_2$ . Dacă în bara interioară (2) nu s-ar fi produs deformația plastică  $\epsilon_p(T_1)$  în etape precedente, atunci curba  $t_3$  ar intersecta axa absciselor la distanța  $\epsilon_{xt}$  față de origine. Cum această deformație a avut loc, punctul de intersecție se deplasează spre origine cu valoarea  $\epsilon_p(T_1)$ . Intersecția dintre oglindite curbei 2 cu curba 1 determină tensiunile aferente timpului  $T_2$ . Întrucât punctul  $A_2$  care determină tensiunea  $-\sigma_2$  din bara 2 se află în zona plastică a curbei  $t_3$ , deformația plastică de compresie a barei 2 crește până la  $\epsilon_p(T_2)$ .

La timpul  $T_3$  când temperatura în bara exterioară este  $t_6$  iar în bara interioară  $t_4$ , diferența deformațiilor totale din temperatură  $\epsilon_{xt} - \epsilon_{xt}$  s-a micșorat. Din construcția grafică de determinare a tensiunilor (fig.2.14d), se observă că datorită deformațiilor plastice anterioare, curba 2, corespunzătoare barei interioare, se deplasează la stînga curbei 1, corespunzătoare barei exterioare.

Totodată se modifică și semnul tensiunilor, bara interioară devenind întinsă iar cea exterioară comprimată. Această modificare a semnelui tensiunilor odată cu trecerea timpului este o trăsătură caracteristică a tensiunilor ce apar în cursul răcirilor intense când diferențe mare a deformațiilor din contracția termică și transformările de fază provoacă deformații plastice în material.

Deoarece la sfîrșitul procesului de răcire temperatură pieșelor este aceeași, diferența maximă a deformațiilor din temperatură apare pe parcursul răcirii. Dacă în timpul răcirii tensiunile sînt etît de mari încît apar deformații plastice, atunci se produce și schimbarea semnelui tensiunilor.



Revenind la figure 2.14a se observă că deformăția plastică ce apare în bara interioară 2 este de întindere, ceea ce face ca deformăția ei plastică generală să se micșoreze.

Dacă răciră continuă pînă la omogenizarea temperaturii în cele 2 piese ( $t_G$ ), tensiunile corespunzătoare timpului  $T_4 = 0$ , rămase în corp la sfîrșitul procesului de răcire sînt tocmai tensiunile remanente. Așa cum se observă din figure 2.14e, în bara exterioară 1 apare o tensiune remanentă de compresiune  $-\sigma_1$ , iar în bara interioară 2 o tensiune remanentă de întindere  $+\sigma_2$ . Aceste tensiuni se autoechilibrează pe secțiunea transversală a barei producînd deformății elasto-plastice egale și de semne contrare în cele două bare :  $\Delta A = \Delta O$ .

Măsurătorile de tensiuni remanente efectuate pe lingouri au indicat tensiuni de compresiune pe conturul exterior al acestora și de întindere în centrul secțiunii transversale.

#### 2.4.2. Formarea tensiunilor remanente datorită sudării.

Factorul principal care determină formarea tensiunilor remanente în cazul sudării îl constituie regimul termic la care este supus materialul ca urmare a procesului de sudare. La început, se produce o încălzire puternică a materialului, încălzire care în zone cusăturii provoacă topirea acestuia, iar în zonele învecinate temperaturi descreșcătoare relativ repede cu distanța. În jurul arcului de sudură există deci un regim termic care face ca materialul din zona respectivă să aibă proprietăți fizico-mecanice diferite. Variația acestor caracteristici în funcție de temperatură pentru oțelul normal este redată în figure 2.15. Ca urmare a continuității materialului, care împiedecă deformarea liberă din temperatură, în zona puternic încălzită se vor produce și deformății plastice. La răcire, aceste deformății avînd caracter ireversibil vor împiedeca revenirea componentelor elastice ale deformățiilor, producînd tensiuni remanente în piesele sudate.

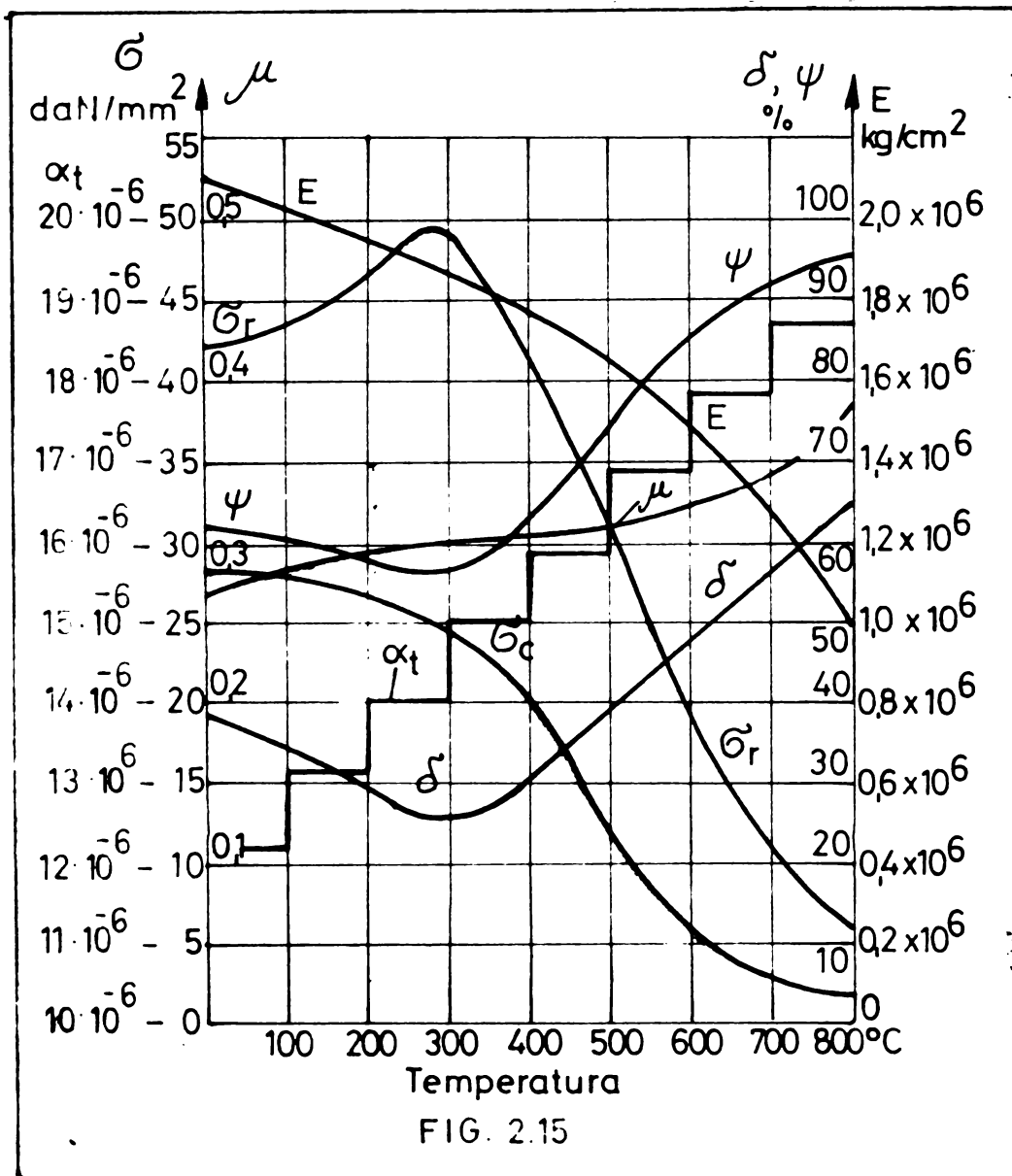
Producerea deformățiilor plastice în timpul sudării este explicabilă prin faptul că la temperaturi ridicate, deformățiile aferente temperaturii, care nu se pot produce liber, conduc la apariția unor tensiuni care depășesc limita de curgere a materialului. De exemplu, la  $700^\circ\text{C}$  lungirea specifică din temperatură este :

$$\varepsilon\% = \alpha_t \cdot t = 17,6 \cdot 10^{-6} \cdot 700 \cdot 100 = 1,246\%$$

aproximativ de 10 ori mai mare decît lungirea specifică corespunzătoare stingerii limitei de curgere la temperatura normală :



$$\varepsilon_{\%} = \frac{\sigma_c}{E} = \frac{2400}{2,1 \cdot 10^6} \cdot 100 = 0,114\%$$



și aproximativ de 500 ori mai mare decât lungirea specifică corespunzătoare atingerii limitei de curgere la temperatura de  $700^{\circ}\text{C}$  ( $\sigma_c = 30 \text{ daN/cm}^2$ ,  $E = 1,3 \cdot 10^6 \text{ daN/cm}^2$ ):

$$\varepsilon_{\%} = \frac{30}{1,3 \cdot 10^6} \cdot 100 = 0,0023\%$$

În cazul împiedării totale a lungirii din temperatură, limite de curgere se atinge deja la o încălzire de aproximativ  $100^{\circ}\text{C}$ .

$$\sigma = E \cdot \varepsilon = E \cdot \alpha_t \cdot t = 2,1 \cdot 10^6 \cdot 12,2 \cdot 10^{-6} \cdot 100 = 2562 \text{ daN/cm}^2$$

Modul de apariție al tensiunilor

remanente datorită sudării poate fi explicat pe schemă simplă, a unei bare drepte, fixate între două rezeme nedepășabile, care împiedică complet dilatarea din temperatură.

Determinarea tensiunilor remanente pe cale grafică se face folosind curbele caracteristice la diverse temperaturi (fig.2.10).

La încălzire, din cauza rezemelor imobile, deformațiile din temperatură nu se pot produce și cu urmare în bară apar tensiuni de compresie corespunzătoare curbei  $O A_1 A_2 A_3 A_4$  (fig.2.16b). Pe măsura creșterii temperaturii, tensiunile din temperatură se micșorează din cauza reducerii limitei de curgere a materialului (fig.2.15). Scăderea valorii tensiunilor se produce până în punctul  $T$  ( $\approx 1500^{\circ}\text{C}$ ) corespunzător topirii oțelurilor cu procent

adus de carbon.

La răcire, din cauze împiedecării contractiei de către reșese-

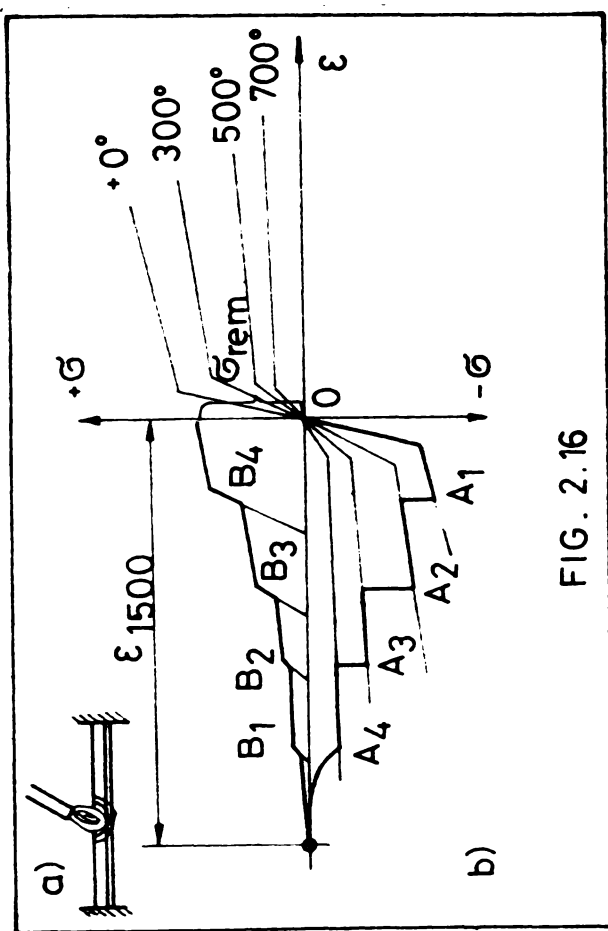


FIG. 2.16

mele fire, apar în material tensiuni de întindere, corespunzătoare curbei  $T B_1 B_2 B_3 B_4$ . În zone temperaturilor ridicate, unde limite de curgere a materialului este redusă, tensiunile sînt mici, ele crescînd pe măsura reducerii temperaturii, odată cu creșterea limitei de curgere și a modului de elasticitate. După răcirea completă în bară rămîn tensiuni remanente care pot atinge limita de curgere a materialului.

În cazul cusăturilor de sudură în adîncime și

de colț, împiedecarea deformației din temperatură se produce în special după direcția lungimii lor. De aceea tensiunile remanente din sudare, dirijate în lungul cusăturii, sînt de aproximativ 3 ori mai mari decît cele dirijate normal pe axa sudurii, atîngînd uneori limite de curgere a materialului (fig.2.17).

Mecanismul real de formare a tensiunilor remanente datorată sudării diferă întrucîtive de cel de principiu prezentat mai înainte. Acest lucru se datorește în primul rînd faptului că ciclul termic al sudării este un proces termic nestăționar, care variază considerabil în timp,

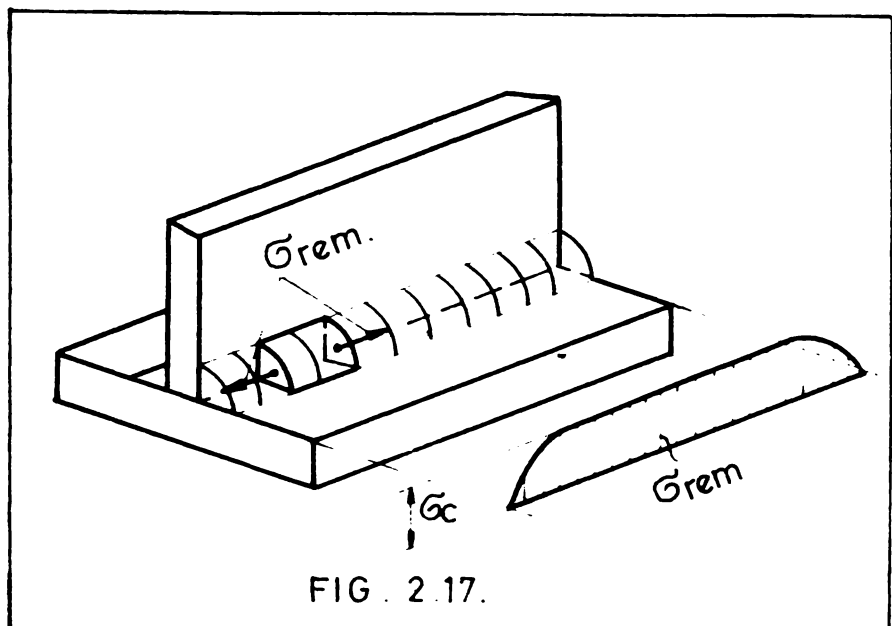


FIG. 2.17.

temperatura fiecărui punct al materialului afectat de ciclul termic depinzând de doi parametri : coordonatele punctului și timpul considerat. Ca urmare, proprietățile fizico-mecanice ale materialului (fig.2.15) variază continuu în timp de la un punct la altul. În plus, apariția tensiunilor remanente este determinată și de parametrii geometrici ai ansamblilor ce se sudază. Luarea lor în considerare este însă dificilă, datorită diferitelor stări de agregare în care se află materialul în timpul sudării. Din aceste cauze, determinarea pe cale analitică a tensiunilor remanente datorite sudării este o problemă foarte dificilă, practic încă nerezolvată, cu excepția unor cazuri simple unde s-au folosit soluții bazate pe ipoteze simplificatoare care neglijează totuși unii din factorii amintiți.

### 2.4.3. Formarea tensiunilor remanente datorită laminării.

În cazul laminării la cald, cauza principală a producerii tensiunilor remanente în piesele laminate o constituie răcirile lor neuniformă. Datorită grosimii mai reduse, inima se răcește mai repede. Dacă contracția ei ar fi liberă ea ar avea valoarea  $\Delta l_i$  din fi-

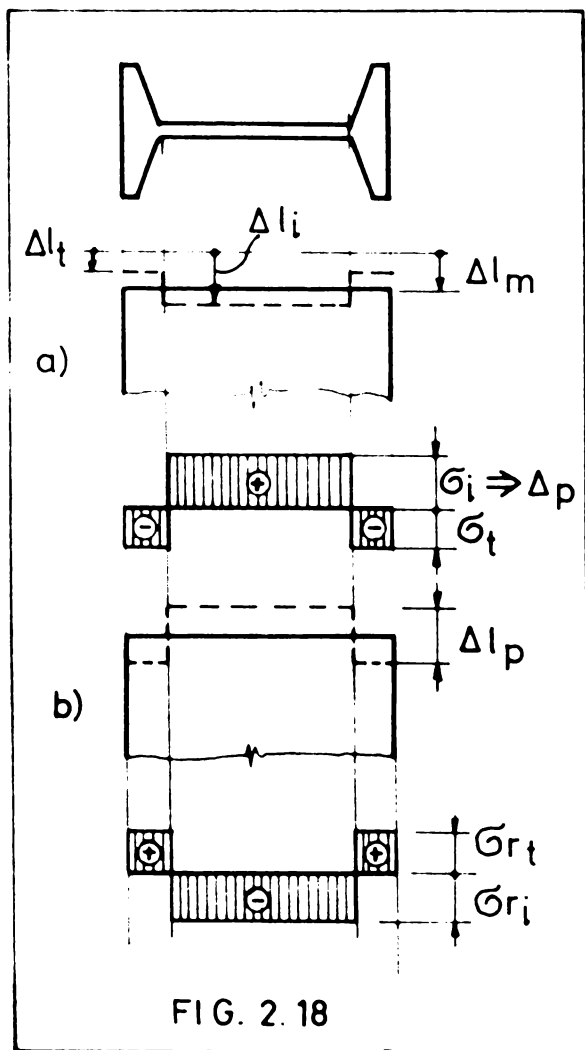


FIG. 2.18

gure 2.18. Tălpile fiind mai groase se răcesc mai încet și contracția lor, dacă s-ar produce liber, ar fi  $\Delta l_t$ . Cum secțiunea transversală a piesei rămâne plană, înseamnă că prin răcire se produce o scurtare egală  $\Delta l_m$ , atât a fibrelor din inimă cât și a celor din tălpi. Această scurtare medie  $\Delta l_m$  fiind mai mică decât  $\Delta l_i$  produce tensiuni de întindere în inimă și fiind mai mare decât  $\Delta l_t$  produce tensiuni de compresie în tălpi. Deoarece la profilele I aria inimii este mai mică decât aria tălpiilor tensiunile de întindere din inimă sînt mai mari decât cele de compresie din tălpi și de obicei ele depășesc limite de comportare elastică a materialului corespunzătoare diferitelor valori ale temperaturii din timpul răcirii, producînd defor-

sații plastice de întindere  $\Delta \epsilon$  în inimă (fig.2.18b). În final, când răcirea se termină, aceste deformații plastice de întindere provoacă tensiuni de compresie în inimă și tensiuni de întindere în tălpi. Măsurătorile experimentale au pus în evidență existența acestor tensiuni, valorile lor fiind în unele situații comparabilă cu limite de curgere a materialului. În figura 2.19 este

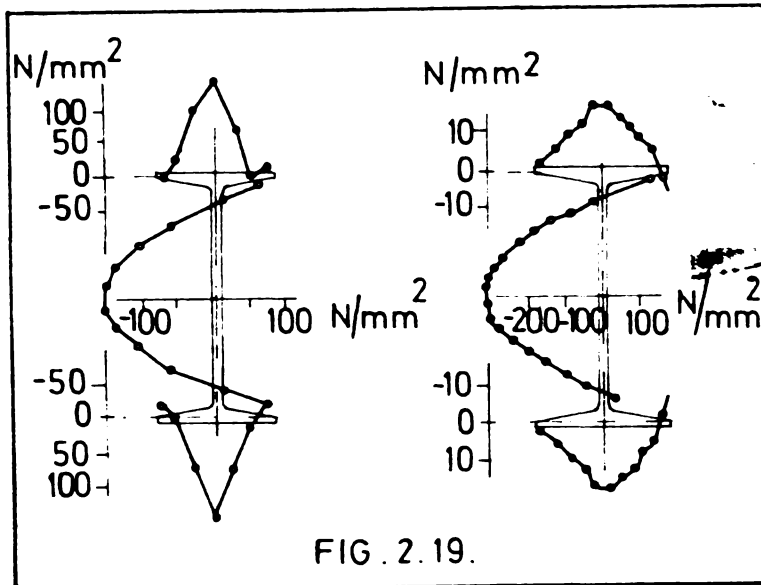


FIG. 2.19.

representată pentru exemplificare variația tensiunilor reziduale dintr-un profil I după [12 T]

Deformații plastice de întindere mai accentuate decât în tălpi apar în inimă și datorită procesului de laminare propriu-zis, prin care se realizează grosimea mai mică a inimii în raport cu tălpile. Într-o anumită măsură și

aceste deformații plastice contribuie la formarea tensiunilor reziduale din profilele laminate la cald.

**2.4.4. Formarea tensiunilor reziduale datorită tratamentelor termice.** În cadrul tratamentelor termice există doi factori principali care provoacă formarea tensiunilor reziduale: repartiția neuniformă a temperaturii și transformările structurale. Ambii factori depind în principiu de viteza de răcire din cursul tratamentului termic. Din cauza suprapunerii efectului lor, călirea este tratamentul termic care produce cele mai însemnate tensiuni reziduale.

După cum se știe, călirea constă dintr-o încălzire a oțelului până în faza austenitică ( $750-950^{\circ}\text{C}$  în funcție de compoziția chimică), urmată de o răcire rapidă cu viteză de  $100...500^{\circ}\text{C}/\text{sec}$ . Viteza de răcire depinde de natura mediului de răcire (apă sau ulei) și de dimensiunile pieselor călite. Prin călire în oțel se produc transformări structurale care modifică considerabil proprietățile mecanice ale oțelului, măbindu-i rezistența și duritatea și scăzându-i tenacitatea. Pentru atenuarea reducerii tenacității și stabilizarea structurii, în practică, călirea este adesea urmată de revenire, tratament termic care reduce într-o anumită măsură duritatea realizată prin călire.

Transformările structurale din cursul călirii se produc la temperaturi cuprinse între  $650$  și  $200^{\circ}\text{C}$  și conduc la formarea celor

trei structuri caracteristice : troosita, sorbita și martensita.

Cea mai importantă, din punctul de vedere al formării tensiunilor remanente, este transformarea martensitică care este însoțită de o majorare însemnată a volumului specific. În literatură de specialitate [7L] se arată, de exemplu, că la transformarea ferită + cementită în martensită, relația care dă variația de volum este :  $(\Delta V/V)_{net} = 1,68 C\%$ , unde C este conținutul de carbon al oțelului (în %). Conform acestei relații, în cazul unui oțel eutectoid (0,8%C), care se transformă integral în martensită, creșterea de volum va fi de :  $1,68 \times 0,8\% = 1,35\%$ .

De fapt, în procesul de călire pot apărea următoarele două situații :

1) piesele sînt groase, sau oțelul are călibilitate redusă, caz în care transformarea martensitică are loc numai la suprafață, miezul suferind o transformare perlitică, și

2) piesele sînt subțiri, sau oțelul are călibilitate ridicată, caz în care transformarea martensitică are loc pe întreaga secțiune.

În primul caz, la formarea martensitei în stratul superficial, urmează de o creștere de volum a acestuia, apar tensiuni de întindere în miez și de compresiune în stratul călit. Transformarea ulterioară a miezului în perlită, însoțită de o creștere de volum mai redusă a acestuia, nu modifică în mod esențial starea de tensiuni apărută inițial.

În cel de al doilea caz, după formarea martensitei în stratul superficial, are loc o creștere de volum în miez, ca urmare a transformării martensitice și în această zonă. Această creștere de volum produce tensiuni de întindere în stratul superficial, dur și indeformabil, tensiuni care depășesc pe cele de compresiune formate inițial. Astfel, în final în zona miezului vor exista tensiuni de compresiune iar în stratul superficial puternice tensiuni de întindere. Rezultă deci, că deoarece călibilitatea oțelurilor determină în final natura și mărimea constituenților structurali ai miezului și zonei de suprafață, tot ea este factorul care determină și mărimea tensiunilor remanente din aceste zone.

De menționat încă, că la evaluarea tensiunilor remanente din călire, trebuie să se ia în considerare deformarea totală, compusă atât din deformarea aferentă variațiilor neuniforme de temperatură, cât și din deformarea inerentă transformărilor de fază. Această deformare totală atinge valori însemnate, evaluate de [3B] la  $(5...10) \frac{\sigma}{E}$ , care la o distribuție neomogenă provoacă deformări plastice remanente, care la rîndul lor generează tensiuni remanente.



În studiile efectuate, intervalul larg de modificare a temperaturii, impune necesitatea luării în considerare a variației proprietăților fizico-mecanice în cursul răcirii (fig.2.15).

Este interesant de remarcat faptul, că cunoașterea mecanismului de formare a tensiunilor remanente datorită tratamentelor termice, a permis utilizarea acestor tensiuni în sens favorabil. În practică se aplică tehnologii care conduc la formarea unor tensiuni remanente de compresie în straturile superficiale de material, cu scopul măririi rezistenței acestuia la efectul acțiunilor care provoacă tensiuni de întindere în aceste straturi. Producerea tensiunilor remanente de compresie în straturile de suprafață a unor corpuri se realizează prin încălzirea acestora la o temperatură de 300...600°C, urmată de o răcire bruscă la suprafață. În cursul răcirii în straturile de la suprafață se produc deformări plastice de întindere, care la nivelarea temperaturii, conduc la apariția tensiunilor de compresie în aceste straturi. Tratamentul termic de producere a tensiunilor remanente de compresie în straturile superficiale este utilizat pe scară largă ca mijloc de majorare a rezistenței oțelului. De asemenea el se utilizează în cazul unor corpuri la care se urmărește majorarea rezistenței la acțiunea solicitărilor variabile.

Tensiuni remanente se produc în piesele metalice și ca urmare a tratamentelor termochimice. Astfel, nitrurarea și cementarea reprezintă procese în care se produce o distribuție de microtensiuni în jurul fiecărei particule de nitrură sau carbură. Decorece aceste reacții, bazate pe difuzie, apar numai la suprafața piesei, în această zonă se manifestă o creștere de volum care are ca urmare producerea de tensiuni remanente de compresie în straturile de suprafață.

2.4.5. Formarea tensiunilor remanente datorită prelucrărilor mecanice. Mărimea și distribuția tensiunilor remanente produse datorită prelucrărilor mecanice depinde în foarte mare măsură de natura acestor prelucrări. Cele mai frecvent utilizate în practică sînt prelucrările prin șaniorare, care se caracterizează prin faptul că produc tensiuni remanente de compresie practic numai în straturile de suprafață, pe adîncimi de cîteva zecimi de mm. Valorile acestor tensiuni pot fi însă destul de importante și s-a constatat practic că ele pot influența în mod defavorabil comportarea la oboseală a pieselor pe care acționează.

Factorii principali, care provoacă apariția tensiunilor remanente datorită prelucrărilor mecanice sînt : 1) deformarea plas-

tică sub acțiunea forțelor aplicate în procesul de prelucrare și  
2) încălzirea straturilor de suprafață din zona prelucrată.

În figura 2.20 este schițată producerea deformațiilor plasti-

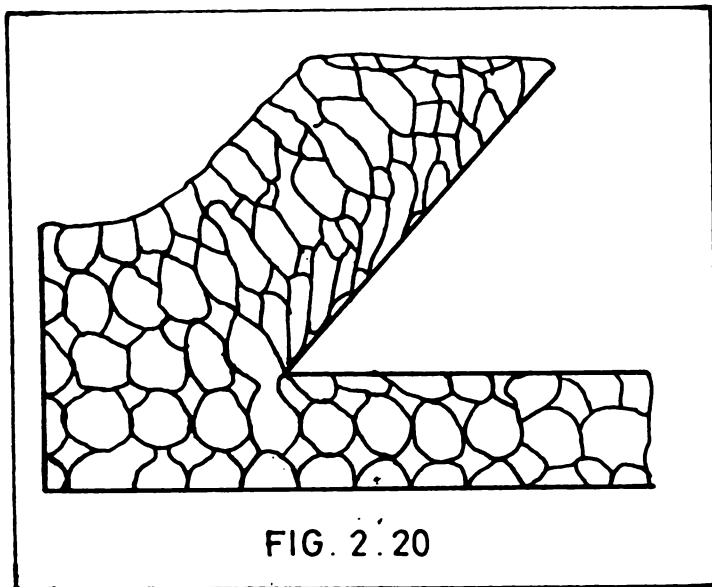


FIG. 2.20

ce de întindere în stratul de suprafață, datorită aşchierii. După înlăturarea forței de prelucrare în stratul superficial se produce tensiuni remanente de compresie. Existența deformațiilor plastice în straturile de suprafață a pieselor prelucrate prin aşchiere este confirmată experimental prin măsurarea microdurității acestor straturi.

Pe de altă parte, degajarea intensă de căldură în cursul tăierii, produce în stratul superficial deformații plastice de compresie, care în final după răcire, generează tensiuni remanente de întindere în acest strat. Uneori degajarea de căldură este atât de puternică încât ea poate provoca și modificări structurale în material, modificări care induc la rândul lor tensiuni remanente în stratul superficial.

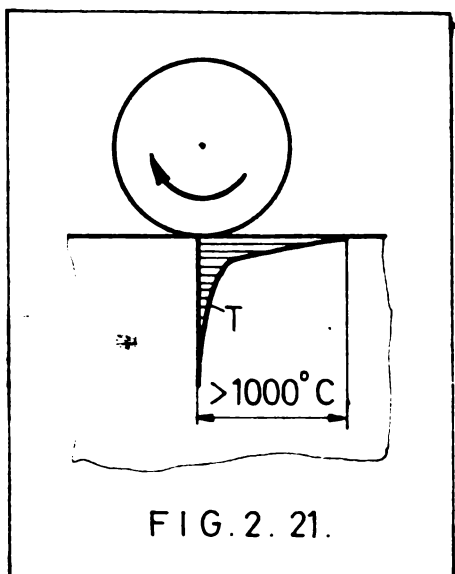
Se observă deci că cei doi factori principali, care contribuie la formarea tensiunilor remanente la prelucrarea prin aşchiere, acționează în direcții contrare. Din această cauză, semnul și valoarea tensiunilor remanente în cazul prelucrării prin aşchiere, depind în mod hotărâtor de regimul tehnologic de prelucrare. Literatura de specialitate arată că parametrii esențiali care determină mărimea și semnul tensiunilor remanente sunt : 1) viteza de tăiere, 2) mărimea avansului, 3) valoarea unghiului anterior al cuțitului, 4) gradul de ascuțire al acestuia, 5) condițiile de răcire și 6) proprietățile mecanice ale materialului prelucrat. Valorile tensiunilor remanente din aşchiere rezultă deci foarte diferite, în funcție de parametrii amintiți, iar adâncimea lor de manifestare este de ordinul 50-100 micrometri.

În cazul prelucrării prin șlefuire sau polizare, influența hotărâtoare asupra formării tensiunilor remanente o are degajarea de căldură. Din cauza frecării, la nivelul feței prelucrate se produc temperaturi ce depășesc  $1000^{\circ}\text{C}$ , care scad însă foarte repede pe grosimea piesei (fig.2.21).

Încălzirea zonei marginale este însoțită de producerea unor de-



formații plastice de compresiune, care în final, după răcirea piesei, vor provoca tensiuni remanente de întindere în sens superficială.



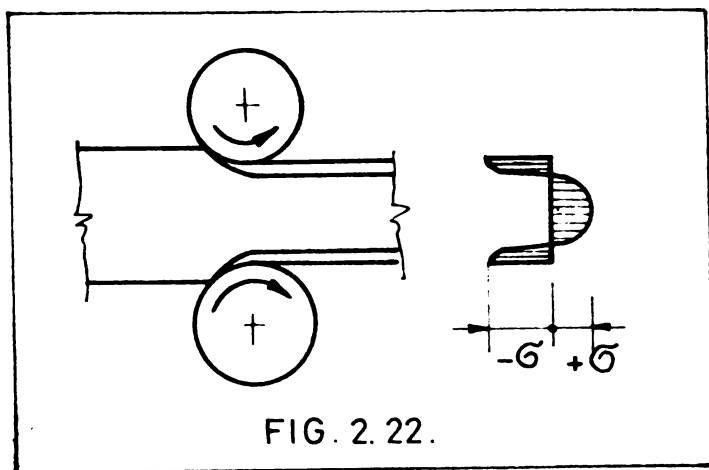
Deformația plastică de tăiere din timpul polizării și mai ales al șlefuirii are un efect mai redus.

Din cauza temperaturilor ridicate ce pot apărea, la oțelurile cu procent ridicat de carbon, în condiții de răcire adecvate, în stratul superficial poate avea loc transformarea martenitică. În acest caz, majorarea de volum aferentă acestei trans-

formări structurale ar putea compensa micșorarea volumului datorită deformației plastice de compresiune din temperatură și ca stare valoare și chiar semnul tensiunilor remanente să difere mult față de cazul când ele sînt produse numai de deformația plastică din temperatură. Astfel de cazuri se întîlnesc însă mai rar în practică.

Așa cum s-a mai amintit, în unele domenii ale tehnicii se folosesc procedee tehnologice speciale, avînd ca scop crearea unui câmp de tensiuni remanente de compresiune în straturile de suprafață ale pieselor, câmp care are rolul de-a îmbunătăți modul de lucru al pieselor respective în anumite condiții de solicitare (de exemplu sub efectul solicitărilor variabile). În această categorie de prelucrări tehnologice se încadrează durificarea cu jet de alicce și roluirea superficială. În ambele cazuri, acțiunea mecanică a jetului de alicce, respectiv presiunea rozeleor, provoacă deformații plastice de întindere a fibrelor din fețele laterale ale pieselor. Din cauza continuității, materialul din interior împiedică producerea liberă a acestor deformații și astfel apar tensiuni re-

manente de compresiune pe fețele laterale ale piesei și de întindere în centrul său (fig. 2.22).



În cazul solicitărilor la oboseală, tensiunile remanente de compresiune de la suprafața pieselor reduc valoarea maximă a tensiunii de întindere produsă de încărcare, îmbunătățind în felul acesta comportarea la

oboseală a pieselor.

În figure 2.23 se arată, cum prin suprapunerea tensiunilor din încărcare cu tensiunile remanente, în sens întinsă a unei piese solicitată la încovoiere, se obține

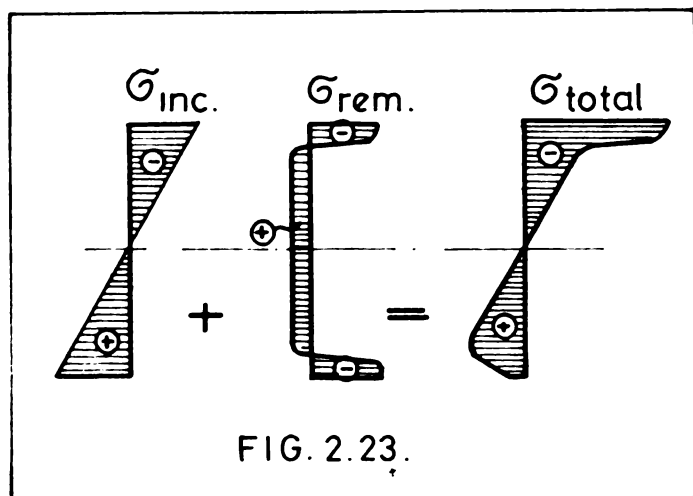


FIG. 2.23.

reducerea tensiunii totale de întindere, valoarea maximă a acesteia deplasându-se de la margine în spre centrul piesei. În [5D] se arată că ameliorarea comportării la oboseală prin introducerea unor tensiuni remanente de compresiune este cu atât mai importantă cu cât gradientul tensiunii produsă de încărcare este

mai accentuat.

#### 2.4.6. Formarea tensiunilor remanente datorită pretensionării.

Pretensionarea folosită în tehnică urmărește în principiu două scopuri. Să suplinesscă dezavantajul rezistenței reduse la întindere în cazul unor materiale ca betonul, sau să contribuie la sporirea capacității de rezistență a materialelor cu comportare identică la întindere și compresiune ca de exemplu oțelul.

Tensiunile provocate intenționat prin pretensionare, care sînt de regulă stăpînite și prin calcul, nu pot fi incluse în categoria tensiunilor remanente analizate pînă în prezent. Ele apar ca urmare a efectului unor forțe generate de acțiunea de pretensionare și în consecință treouie înglobate în categoria tensiunilor generate de încărcările ce acționează asupra construcțiilor. Includerea lor de către unii autori în grupul tensiunilor remanente s-a făcut probabil din cauze faptului că încărcarea produsă de procedeele practice de pretensionare se echilibrează de obicei pe elementele respective fără a produce reacțiuni exterioare.

Tensiunile rezultate ca urmare a stringerii șuruburilor sau răsucirii niturilor pot fi încredute în categoria tensiunilor remanente, valorile lor nefiind stăpînite prin calcul. Tot așa de bine ele pot fi încă incluse în categoria tensiunilor remanente provenite din operațiile de montaj.

2.4.7. Formarea tensiunilor remanente datorită operațiilor de montaj. Structurile metalice sînt alcătuite din elemente de construcție, realizate la rîndul lor din produse laminare asamblate prin diferite mijloace de îmbinare (sudură, nituri, șuruburi). În

cadrul operațiilor de asamblare a pieselor ce formează elementele și de îmbinare a elementelor ce formează structurile, afară de obicei abateri de la dimensiunile și cotele prevăzute. Aceste abateri implică operații de păsuire, care se materializează prin deformări impuse unor părți componente ale structurilor, deformări ce sînt însoțite de tensiuni rezanente. Valoarea și orientarea acestor tensiuni este dependentă de felul deformațiilor impuse în cadrul operațiilor de asamblare și montaj. Cum aceste deformații nu pot fi prevăzute și nici stăpînite, tensiunile induse de ele intră în categoria tensiunilor rezanente. Normele de execuție prevăd anumite toleranțe de montaj, ceea ce înseamnă că admit implicit și existența tensiunilor rezanente aferente. Efectul lor se presupune că este acoperit în calcul de coeficientul condițiilor de lucru  $n$ .

## CAPITOLUL III

### III. METODE DE DETERMINARE A TENSIUNILOR REMANENTE

#### III.1. PRINCIPII GENERALE.

În capitolul II s-au definit tensiunile remanente și s-au analizat principalele lor căi de producere.

Deoarece numărul și posibilitățile de formare a acestor tensiuni, în special ca urmare a proceselor tehnologice la cald, existente lor în piesele elementelor și structurilor metalice este practic inevitabilă. Valorile lor de-a lungul coordonatelor acestor piese variază în funcție de configurația și legăturile pieselor respective. Rezultă astfel, că încă înainte de-a fi supuse efectului acțiunilor exterioare, în piesele elementelor și structurilor metalice există o stare de tensiuni remanente.

Efectul acțiunilor exterioare se suprapune peste aceste tensiuni rezultând în final starea reală de tensiune la care piesele lucrează efectiv. În funcție de mărimea tensiunilor remanente și a celor provenite din efectul încălzirii, prin suprapunere, se poate atinge limita de curgere a materialului. Ca urmare, se trece de la stadiul elastic la cel elasto-plastic, menținerea echilibrului, (în cazul materialelor tenace), impunând o redistribuire a tensiunilor. La materialele fragile, efectul suprapunerii tensiunilor remanente cu cele din exploatare poate duce la rupere.

Pentru stăpânirea stării reale de tensiune din elementele și structurile metalice, stare care condiționează de fapt comportarea lor în exploatare, este evident necesară cunoașterea tensiunilor remanente. Această cunoaștere se referă atât la mărimea cât și la distribuția acestor tensiuni. Cum ele sînt însă autoechilibrate pe secțiunea transversală pe care acțiunea și cum producerea lor a avut loc anterior etapei în care se intenționează relevarea, posibilitățile de-a le evidenția sînt puține și dificile.

Tensometria electrică rezistivă, utilizată frecvent în practică la determinarea tensiunilor generate de efectul încălzirilor exterioare, nu poate fi folosită în cazul tensiunilor remanente, deoarece deformațiile specifice aferente s-au produs deja odată cu apariția acestor tensiuni și deci ele nu mai pot fi măsurate. Același lucru se poate spune și în legătură cu măsurarea acestor deformații cu

ajutorul extensometrelor mecanice. Rezultă deci că o particularitate, că producându-se simultan cu apariția tensiunilor remanente, deformațiile aferente acestei stări de tensiune nu pot fi practic măsurate prin metode tradiționale. Din această cauză multă vreme tensiunile remanente au rămas mai puțin cunoscute.

Ca mărimi derivate dintr-o mărime fizică, tensiunile nu pot fi măsurate direct, ci doar prin intermediul efectelor pe care le produce și cum efectul cel mai important îl constituie deformațiile aferente, s-a pus problema găsirii unei căi de-a măsura aceste deformații. Din moment ce sînt însă deja produse, singura posibilitate de-a le evidenția este de-a le anula, ceea ce evident implică și înlăturarea sau anularea tensiunilor remanente corespunzătoare. Se spelescă deci la inversul fenomenului produs la formarea tensiunilor remanente, măsurîndu-se practic deformații egale și de semn contrar cu cele provocate de producerea acestor tensiuni.

În domeniul elastic, relațiile de legătură dintre deformații și tensiuni, stabilite de teoria elasticității, permit calculul tensiunilor remanente în funcție de valorile deformațiilor corespunzătoare înlăturării lor.

Pe această bază s-au dezvoltat în timp principalele metode de determinare a tensiunilor remanente. Restul metodelor cunoscute pînă în prezent, care se bazează pe alte principii, de obicei implică o operațiune complicată și nu dau în toate cazurile rezultate satisfăcătoare.

De fapt, o procedură standard, care să asigure determinarea precisă a tensiunilor remanente nu există deocamdată. [T 11]

În cele ce urmează sînt prezentate mai detaliat metodele de determinare a tensiunilor remanente cu aplicabilitate largă în practică și mai pe scurt cele mai puțin utilizate.

### III.2. METODA SECȚIONĂRII

În anul 1888 Kalskentscki a prezentat o metodă de determinare a tensiunilor longitudinale din bare prin secționarea acestora în fișii longitudinale și măsurarea schimbării lungimii lor. Această metodă, cunoscută azi sub denumirea de "metoda secționării", se bazează pe principiul că tensiunile remanente pot fi relevate prin tăierea pieselor, solicitate preponderant axial, în fișii cu secțiuni transversale mici. Această operație înlătură legăturile dintre fișii, permițîndu-le deformarea liniară liberă sub efectul tensiunilor remanente existente inițial. Distribuția tensiunilor

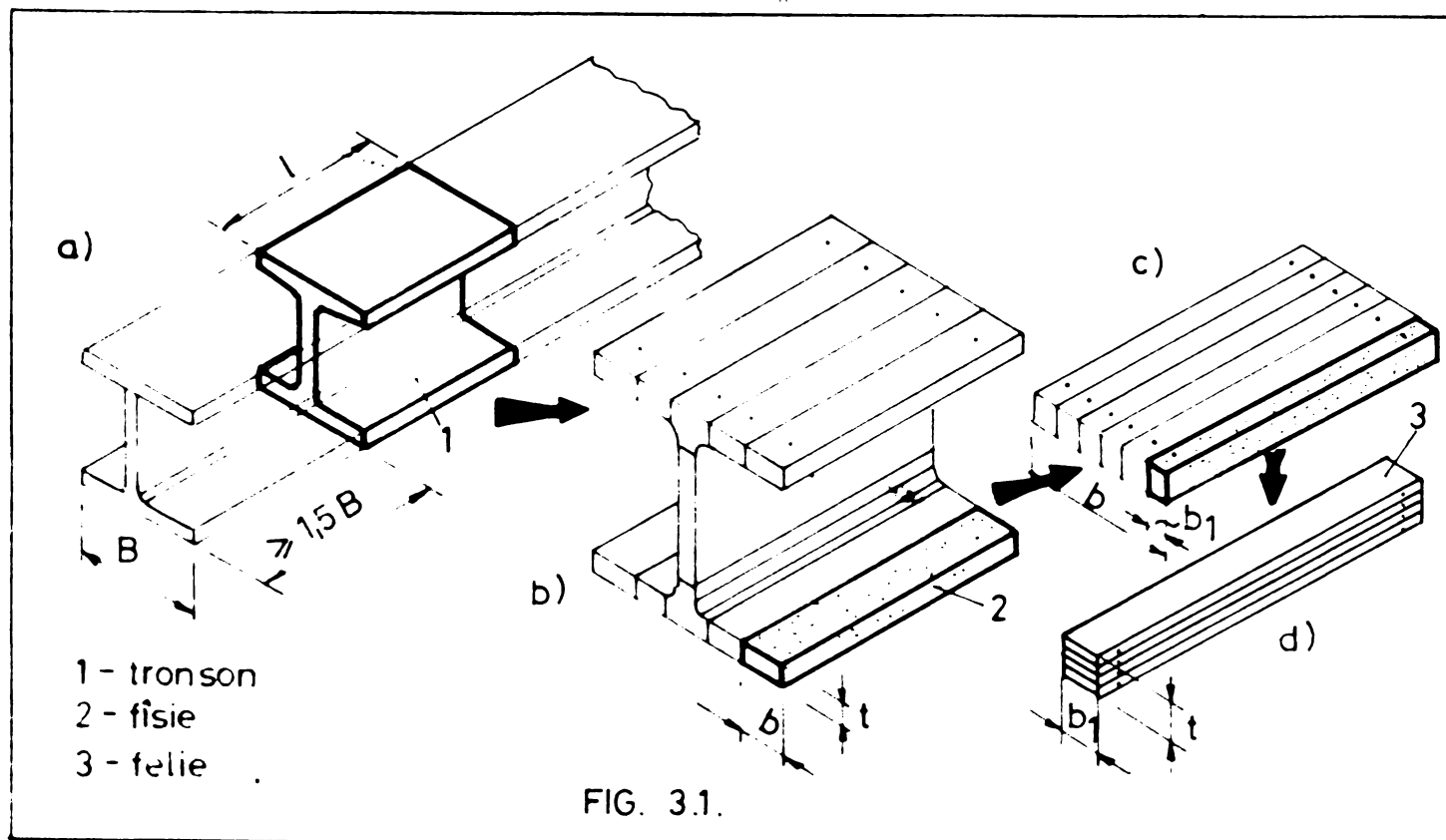
pe secțiunea transversală rezultă cu o precizie acceptabilă prin măsurarea variației lungimii fiecărei fișii și aplicarea legii lui Hooke :  $\sigma = E \epsilon$

Calculul este mult simplificat de presupunerea că tensiunile remanente transversale sînt neglijabile și că procesul de tăiere nu produce el însuși tensiuni remanente apreciable.

În practică, chiar și în cazul pieselor de tip "bară", există și tensiuni remanente transversale. Cu cît ele sînt înșă mai reduse, cu atît rezultatele obținute prin metoda secționării sînt mai exacte.

Tensiunile reziduale produse în urma tăierii cu fierăstrăul, depind printre alți factori și de : grosimea tăieturii, grosimea fișilor și viteză de tăiere. Pentru un anumit set de parametri, măsurătorile au arătat că aceste tensiuni sînt de compresie și că ordinul lor de mărime este cuprins între 0,3 și 1 daN/mm<sup>2</sup> [T 11]. Aceste valori sînt relativ reduse comparativ cu valorile tensiunilor remanente și ca urmare pot fi neglijate.

În cazul pieselor cu grosimi apreciable, cu metoda secționării peste fi determinată și distribuția tensiunilor remanente pe grosimea acestora. În acest scop, după secționarea piesei în "fișii" și măsurarea deformațiilor care servesc la determinarea tensiunilor remanente pe lățimea piesei  $b$ , fișile se secționează în



continuare, pe direcția grosimii  $t$ , în "felii". Prin măsurarea deformațiilor acestor felii și introducerea lungirilor specifice



corespunsătoare în legea lui Hooke, rezultă variația tensiunilor remanente și pe grosimea pieselor.

În figura 3.1 sînt arătate etapele succesive de decupare impuse de metoda secțiunilor. Mai întîi se face decuparea unui tronson cu o lungime " $l$ " corelată cu lungimea bazei de măsurare a extensometrului folosit pentru măsurarea deformațiilor (fig.3.1a). Usual se folosesc extensometre cu baze de măsurare cuprinsă între 100 și 250 mm. În continuare, tronsonul se secționează în fișii longitudinale (fig.3.1b și c) de lățimi convenabile  $b$  ( $b_1$ ), în raport cu gradientul tensiunilor remanente. În final se face secționarea fișiiilor în felii în vederea stabilirii variației tensiunilor remanente pe grosimea  $t$ . (fig.3.1d).

Etapele pe care le implică metodologia de lucru în metoda secțiunilor sînt pe scurt următoarele :

### III.2.1. Alegerea locului de unde se recoltează esanșionul.

Alegerea locului, în lungul piesei, de unde urmează să se ia esanșionul pentru încercare trebuie făcută astfel încît influența factorilor care determină modificări în starea de tensiună remanente să fie eliminată. În acest sens se vor evita locurile cu eventuale defecte iar pentru a reduce efectele de capăt tronsonul de încercare trebuie să fie situat la o distanță de 1,5 pînă la de 2 ori lățimea piesei (fig.3.1a).

III.2.2. Pregătirea găurilor de măsurare. Deoarece precizia citirilor la instrumentele de măsură a deformațiilor depinde în primul rînd de felul găurilor, pregătirea lor este necesar să se facă cu deosebită grijă. În scopul reducerii variațiilor lungimilor de măsurare, marcare lor este bine să se facă cu un punctator special, care asigură centrarea găurilor la o distanță egală cu baza de măsurare a extensometrului folosit.

Detaliile găurii depind de virful instrumentului de măsură folosit. În figura 3.2 sînt arătate două soluții de marcare a bazei de măsurare, prin bile metalice presate în material (fig.3.2a) și prin găuri cu dimensiuni adecvate dispozitivului de măsurare (fig.3.2b). Găurirea trebuie să se facă dintr-o singură operație pentru a evita abaterile. Atenție deosebită trebuie acordată găurilor de la margini sau colțuri, a căror diferențe de axialitate pot conduce la citiri eronate.

III.2.3. Tăierea esanșionelor. Numărul fișiiilor longitudinale în care trebuie tăiată piesa depinde de modul de variație al tensiunilor remanente. Pasul variației gradientelor tensiunilor remanente poate necesita dimensiuni mai înguste sau mai late pen-



tru tăieturile longitudinale.

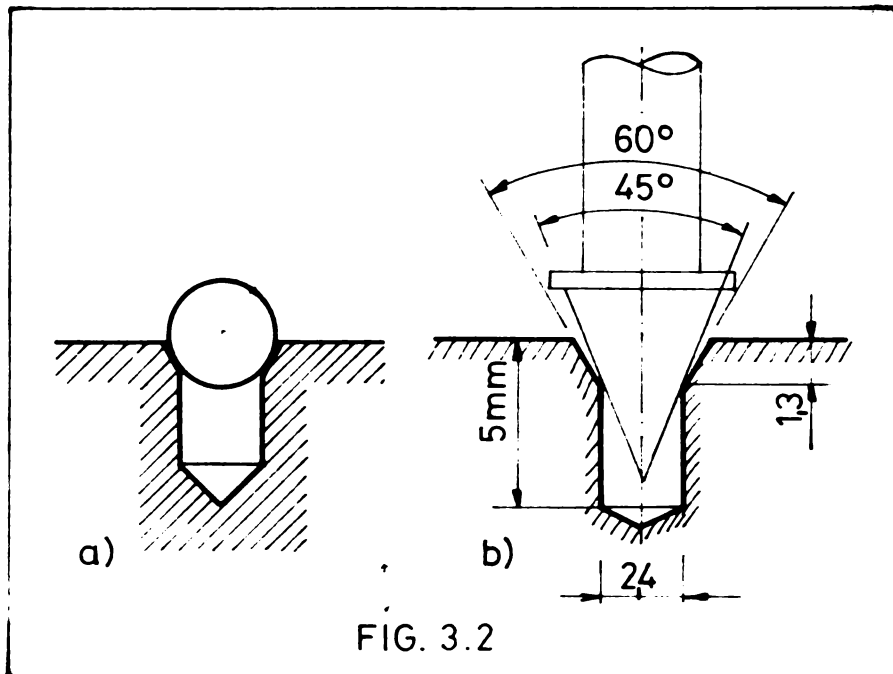


FIG. 3.2

Pentru a determina tensiunile remanente cu un număr mai redus de tăieturi longitudinale poate fi utilizată metoda "secționării parțiale". Această metodă implică cunoașterea anticipată a legii de distribuție a tensiunilor remanente. Stabilirea locului tăieturilor, în cazul secționărilor parțiale, se face astfel încât ele să

fie cât mai apropiate de punctele de modificare a gradientelor tensiunilor remanente. La stabilirea unei împărțiri potrivite a locului tăieturilor estimarea corectă a legii distribuției tensiunilor remanente este deci foarte importantă. Ordinea de succesiune a tăieturilor nu are influență asupra rezultatelor finale, deoarece descărcarea fibrelor se produce linear-elastic.

**III.2.4. Tehnica de măsurare.** Măsurarea deformațiilor care au loc ca urmare a tăierii materialului în fișii și deci a distrugerii continuității lui se face cu ajutorul extensometrelor. Din varietatea genă de extensometre existente, se folosesc cele cu repere materializate și cu baze de măsurare mare, cuprinsă de obicei între 100 și 250 mm.

La noi în țară este utilizat în special extensometrul mecanic de tip Pfender cu baze de măsurare de max. 100 mm, fabricat de firma Mohr și Federhoff din RFG [M 20]. În SUA, la măsurători de largă amplecare, a fost folosit cu succes extensometrul Whittemore, cu baze de măsurare de 250 mm și raport de multiplicare  $K = 4000$  [T.11, T.12].

O grijă deosebită trebuie acordată așezării extensometrelor pe repere, intrucât ea constituie una din principalele surse de erori. În acest scop se recomandă folosirea unor dispozitive de menținere perpendiculară a extensometrului pe piesa de măsurat.

Atenție deosebită se va acorda măsurătorilor inițiale, deoarece ele nu mai pot fi repetate după ce eșantionul a fost tăiat. Câteva amănunte semnificative ce trebuie respectate sînt :

- Curățirea găurilor de măsurare folosind soluții adecvate și un jet de aer comprimat înainte oricărei măsurători.

- Efectuarea a cel puțin trei măsurători pentru fiecare lungime de măsurat. Un număr mai mare de citiri este indicat doar când rezultatele diferă sensibil între ele.

- Efectuarea de citiri intermediare, pe un element de referință inert, pentru evidențierea efectului temperaturii. Această măsură se impune ca absolut necesară când volumul încercării depășește le baza de măsurare.

- Protejarea găurilor de măsurat împotriva avarierii prin acoperirea lor cu bandă.

III.2.5. Precizia măsurătorilor. Precizia măsurătorilor depinde în primul rând de finetea instrumentului de măsură, caracterizată prin raportul de multiplicare a deformației  $k$ . În funcție de tipul extensometrului sînt posibile unele erori de măsurare care afectează precizia măsurătorilor. Ele pot fi însă eliminate sau reduse la valori nesemnificative printr-o măsurare atentă.

Principala sursă de erori, în special în cazul măsurătorilor ample, care durează în timp, rezultă din variațiile de temperatură. Eliminarea lor, în astfel de cazuri, se face prin folosirea unei bare de referință (inert), formată din același material ca și elementul de măsurat. Pentru a stabili temperatura barei de referință la temperatura ambiantă a elementului de măsurat, se trece oșezată peste acesta cu cel puțin o oră înainte începerii măsurătorilor.

Măsurătorile se efectuează la temperatură constantă, deoarece la aceeași variație de temperatură răspunsurile esențienelor și ale barei de referință pot fi diferite. Aceasta ca urmare a dimensiunilor mai mari ale esențienelor care determină o anumită inerție în prelegerea temperaturii comparativ cu bare de referință.

Fișile tăiate din zonele cu gradient ridicat al tensiunilor rezonante, situate în vecinătatea tăieturilor cu flacără și a curăturilor de sudură, rezultă considerabil curbate. În asemenea cazuri extensometrul măsoară variația lungimii corzii și nu variația lungimii arcului, care reprezintă de fapt deformația reală. Când se coboară cursoarea fișiiilor trebuie făcută o corectură la calculul lungirii specifice  $\epsilon$ . În acest scop se măsoară suplimentar și săgeata arcului față de corde care unește reperele bazei de măsurare. Cu ajutorul ei și al variației lungimii corzii, lungirea specifică reală a arcului poate fi aproximată după [T.11]

cu următoarea relație :

$$\bar{\epsilon} = \frac{\Delta l}{l} + \frac{(\delta/l)^2}{6(\delta/l)^4 + 1} \quad (3.1)$$

unde -  $\Delta l/l$  este lungirea specifică determinată cu ajutorul măsurătorilor efectuate cu extensometrul față de reperele care definesc baza de măsurare,

-  $\delta/l$  este raportul dintre săgeata arcului și lungimea bazei de măsurare.

De remarcat că relația 3.1 conduce la valori semnificative numai când raportul  $\delta/l$  depășește 0,001.

Pentru majoritatea cazurilor practice, termenul de corecție este însă mai mic decât inexactitățile metodelor experimentale de măsurare.

III.2.6. Evaluarea detelei. Calculul tensiunilor corespunzătoare deformațiilor măsurate ca urmare a secționării pieselor se bazează pe ipoteza că aceste deformații sînt elastice.

Pentru evitarea erorilor de citire în fiecare fază de lucru se face minim trei citiri și se ia în considerare valoarea medie :

$$\bar{l} = \frac{1}{n} \sum_{j=1}^n l_j \quad (3.2)$$

unde  $n$  este numărul citirilor iar  $l_j$  valoarea măsurată de fiecare dată.

Deci se notează cu  $l_i$  măsura inițială a lunginii bazei de măsurare și cu  $l_f$  măsura finală a aceleiași baze, atunci lungirea specifică totală, produsă de relaxarea materialului și temperatură, într-o fișie este

$$\epsilon_0 = \frac{l_i - \bar{l}_f}{l_i} \text{ fișie} \quad (3.3)$$

Lungirea specifică produsă de variația de temperatură asupra barei de referință (nertor) este :

$$\epsilon_T = \frac{l_i - \bar{l}_f}{l_i} \text{ mertor} \quad (3.4)$$

Lungirea specifică netă, dată numai de relaxarea tensiunilor reziduale, va fi :

$$\epsilon_e = \epsilon_0 - \epsilon_T \quad (3.5)$$

Deci în urma secționării fișii se curbează,  $\epsilon_0$  din relația 3.3 se înlocuiește cu  $\bar{\epsilon}$ , determinat cu relația 3.1.

Revenind la legea lui Hooke, tensiunile remanente la faza fișii-

lor obținute prin secționare se determină cu relația :

$$\bar{\sigma}_x = - E \epsilon_x \quad (3.6)$$

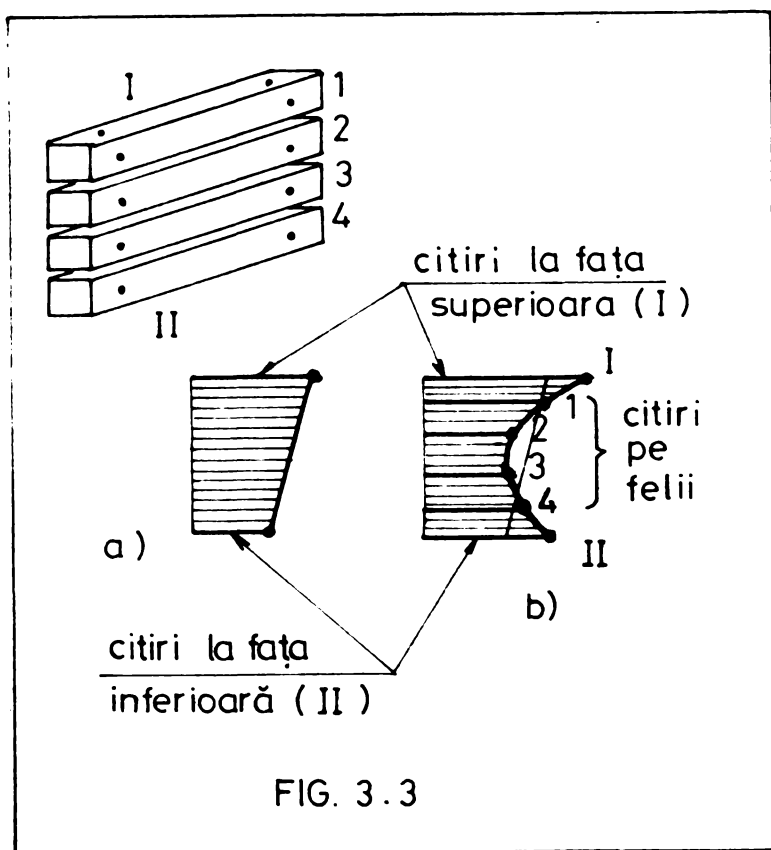
Cînd tensiunile rezonante variază pe grosimea piesei se fac măsurători pe ambele fețe ale fișilor și, presupunînd o variație liniară pe grosime, tensiunea rezonantă medie rezultă :

$$\bar{\sigma}_x = - E \cdot \frac{\epsilon_x^s + \epsilon_x^i}{2} \quad (3.7)$$

În relația de mai sus s-a notat cu  $\epsilon_x^s$  lungirea specifică corespunzătoare feței superioare a fișiei și cu  $\epsilon_x^i$  lungirea specifică corespunzătoare feței inferioare (opuse) a aceleiași fișii.

Relația 3.7 este valabilă numai în cazul variației liniare a tensiunilor rezonante pe grosimea piesei și se aplică de obicei la piese cu grosimi reduse.

La piesele groase se aplică metoda tăierii fișilor în felii (fig.3.1d), metodă care permite stabilirea legii de variație a tensiunilor rezonante pe grosimea pieselor (fig.3.3b). Peșă de linie



dreaptă, care unește citirile de pe fețele laterale ale fișiei (fig.3.3a), la tăierea acestora în felii, se obține o curbă (fig. 3.3b), care în raport cu dreapta mențită indică variația reală a tensiunilor pe grosime.

Metoda secționării implică un mare număr de măsurători. Pentru reducerea volumului de calcule se folosesc programe cu ajutorul cărora, pe baza datelor măsurătorilor, se calculează și chiar se re-

prezintă grafic tensiunile rezonante sau liniile de egală tensiune.

În figura 3.4 este reprezentată după [T.11] variația tensiunilor rezonante pe fețele unui profil dublu T cu sălpi late, confecționat prin sudură, din fișii de tablă decupate cu flacără oxiacetilenică. Se observă că valorile tensiunilor rezonante longitudinale nu diferă sensibil în lungul profilului.

In figura 3.5 sînt reprezentate liniile de egală valoare a tensiunilor remanente pentru un alt tip de profil dublu T cu sălpi late. Ele au fost determinate pe baza rezultatelor măsurătorilor efectuate prin metoda secționării.

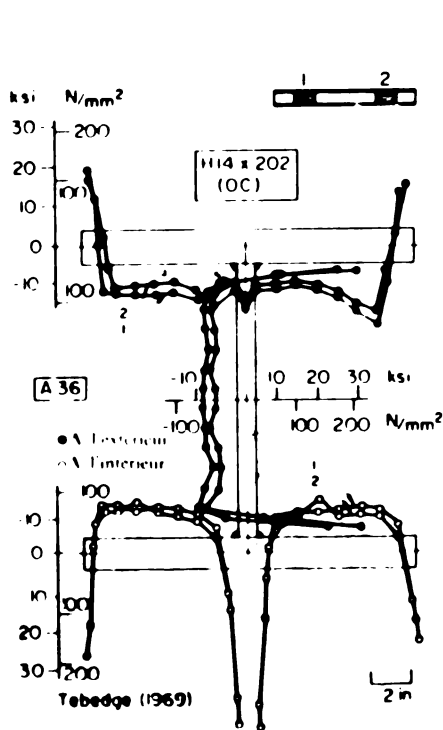


FIG. 3.4

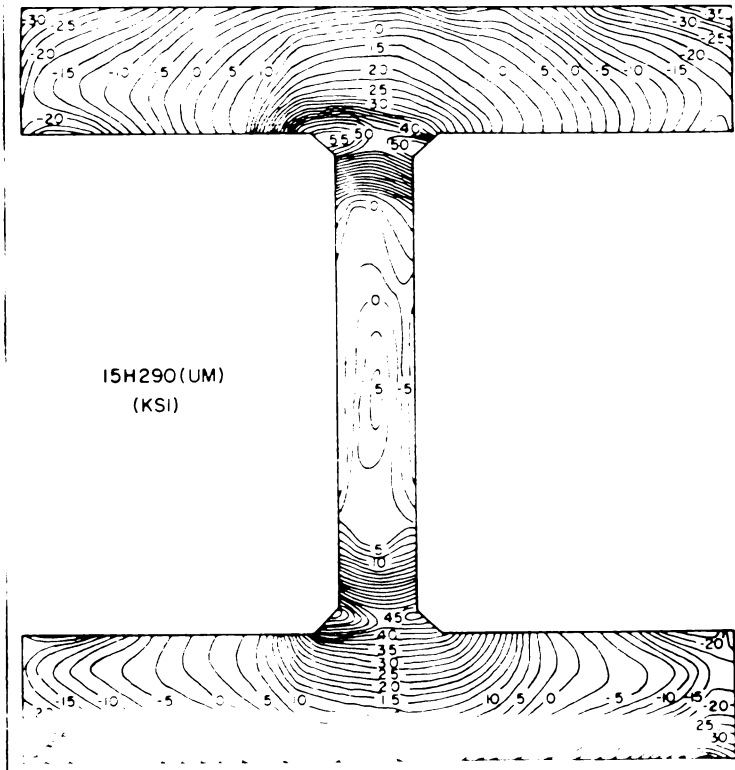


FIG. 3.5

Metoda secționării este considerată în prezent ca cea mai indicată pentru determinarea tensiunilor remanente monoaxiale.

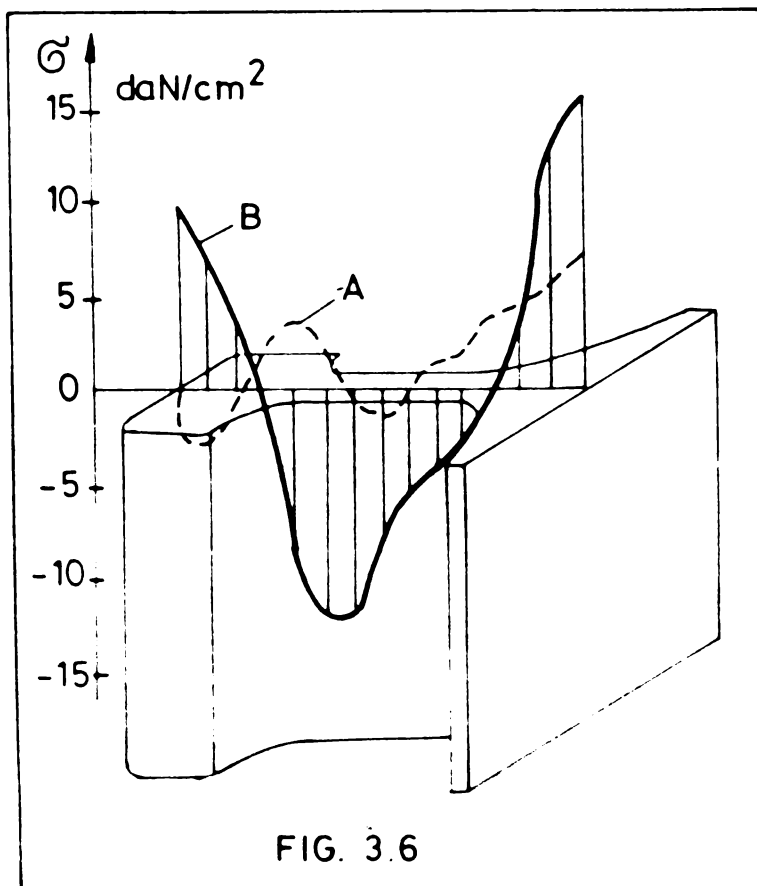


FIG. 3.6

Ea a fost folosită în cadrul celei mai vaste acțiuni privind studiul tensiunilor remanente din profilele metalice laminare precum și din cele confecționate prin sudură, acțiune efectuată la Universitatea Lehigh din Pennsylvania sub coordonarea tehnică a lui Colum Research Council.

Metoda secționării a fost folosită și la noi în țară, printre altele la determinarea tensiunilor remanente din șinele de cale ferată. În figura 3.6 este reprezentată

după metoda secționării variația tensiunilor remanente în șinele de cale ferată.

nilor remanente înainte (A) și după (B) operația de îndreptare a șinei.

Dezavantajul metodei secționării îl constituie caracterul ei distructiv fapt ce o limitează doar la experimentările de laborator.

### III.3. METODA RABOTĂRII.

În cazul barelor, din cauza lungimii lor mari în raport cu dimensiunile secțiunii transversale, tensiunile remanente importante, sînt orientate de obicei în lungul axei. Determinarea lor se poate face și prin metoda rabotării. Această metodă constă în îndepărtarea succesivă a unor straturi de material din secțiunea barei și măsurarea săgeților produse de aceste modificări ale secțiunii. Din echivalarea săgeților măsurate, cu săgețile produse de momentele încovoietoare generate de tensiunile remanente, eliminate odată cu materialul, rezultă tocmai valoarea tensiunilor remanente care au acționat inițial în material.

Ca exemplu de utilizare a metodei rabotării este bine cunoscut cazul unui profil T sudat [M 18, M 20].

Detoriță sudurii care assemblează cele două fișii de tablă

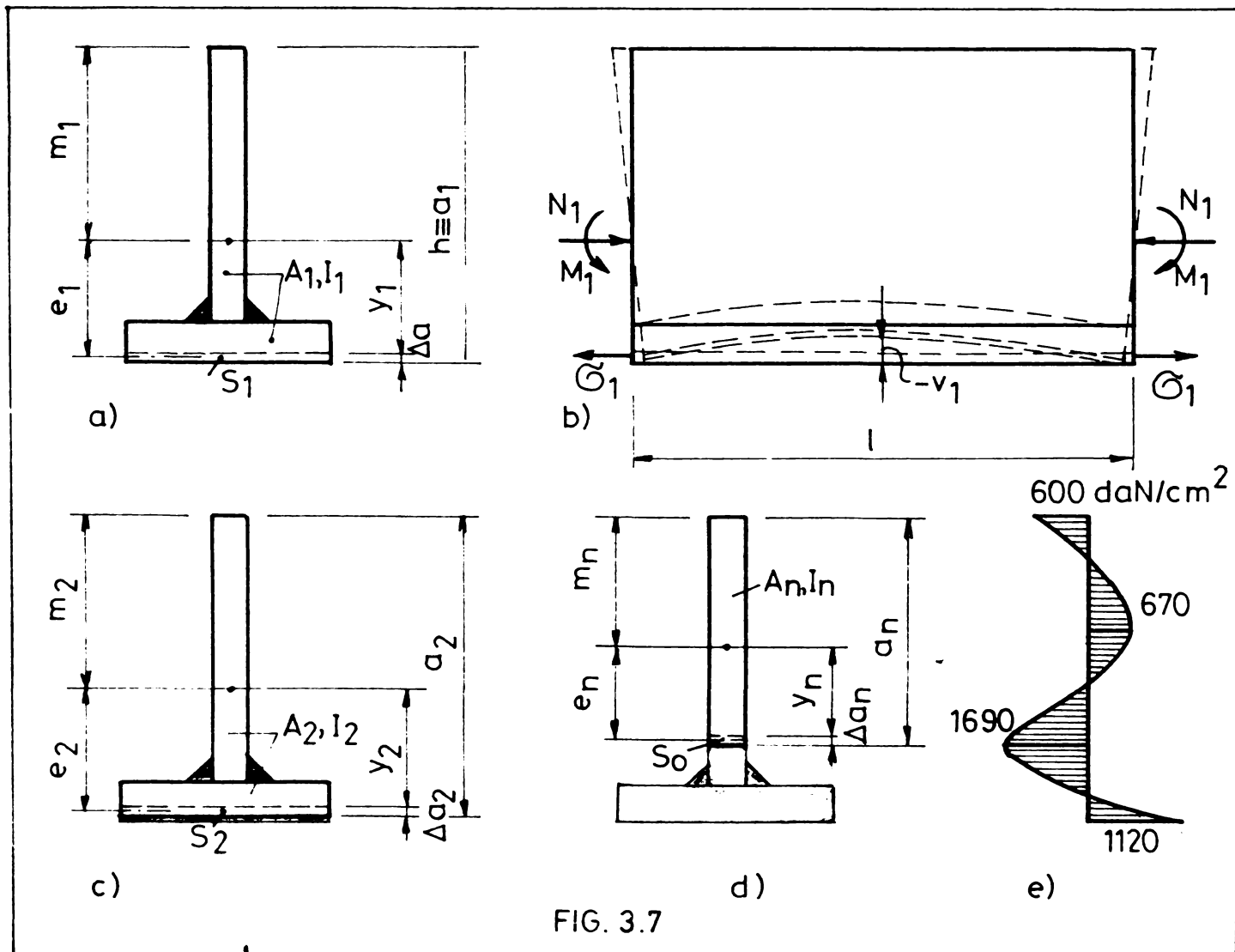


FIG. 3.7



(fig.3.7), în lungul profilului iau naștere tensiuni rezonante a căror distribuție pe secțiunea transversală se determină în felul următor.

Se îndepărtează prin rabotare un prim strat de material din tulpă profilului, de grosime  $\Delta s_1$  și arie  $s_1$  (fig.3.7a), pe care se presupune că acționează tensiunea rezonantă  $\sigma_1$ . Prin îndepărtarea lui și deci și a efortului axial de întindere  $N_1 = \sigma_1 s_1$  echilibrul tensiunilor rezonante pe secțiunea transversală suferă o modificare echivalentă cu aplicarea unui efort axial egal și de sens contrar  $-N_1$ . Acesta se reduce în raport cu centrul de greutate al secțiunii la un efort axial  $-N_1$  și un moment încovoietor  $-M_1 = -N_1 \cdot e_1$  (fig.3.7b).

Momentul  $-M_1$  încovoie bara, producând o săgeată  $-v_1$  care poate fi măsurată și a cărei expresie în funcție de  $-M_1$  este :

$$-v_1 = \frac{-M_1 \ell^2}{8e_1 J_1} \quad (3.8)$$

În relația de mai sus  $-M_1 = -\sigma_1 \cdot s_1 \cdot e_1$ , iar  $J_1$  este momentul de inerție al secțiunii rămase după îndepărtarea primului strat de material.

Înlocuind pe  $-M_1$  în funcție de  $\sigma_1$ , din relația (3.8) rezultă valoarea tensiunii rezonante din primul strat înlăturat.

$$\sigma_1 = \frac{8e_1 J_1}{s_1 \cdot e_1 \ell^2} v_1 \quad (3.9)$$

Pe secțiunea rămasă a profilului  $A_1$ , îndepărtarea primului strat cu grosimea  $\Delta s_1$  produce tensiuni suplimentare provenind din efortul axial  $-N_1$  :

$$\sigma_{N1} = \frac{-N_1}{A_1} = -\frac{\sigma_1 \cdot s_1}{A_1} \quad (3.10)$$

și din momentul încovoietor  $-M_1$  :

$$\sigma_{M1} = \frac{-M_1}{I_1} y_1 = -\frac{\sigma_1 \cdot s_1 \cdot e_1}{I_1} y_1 \quad (3.11)$$

unde  $y_1$  este distanța de la centrul de greutate al secțiunii  $A_1$  pînă la suprafața rabotată, iar  $A_1$  este aria profilului rămas după îndepărtarea primului strat.

Aceste tensiuni suplimentare se suprapun peste tensiunile rezonante din secțiunea rămasă  $A_1$ , astfel încît tensiunea totală, înainte îndepărtării celui de al doilea strat, va fi egală cu tensiunea rezonantă  $\sigma_2$ , însumată algebric cu tensiunile suplimenta-

re  $\sigma_{N1}$  și  $\sigma_{M1}$ , apărute ca urmare a înlăturării primului strat.

În continuare se înlătură cel de-al doilea strat de grosime  $\Delta s_2$  și aria  $S_2$  (fig.3.7c), pe care inițial acțiunea tensiunii remanente  $\sigma_2$ . Prin îndepărtarea lui și implicit și a efortului axial  $N_2 = S_2(\sigma_2 - \sigma_{N1} - \sigma_{M1})$  se produce o nouă modificare a echilibrului tensiunilor remanente de pe secțiunea rămasă  $A_2$ , modificare echivalentă cu aplicarea, la nivelul stratului înlăturat, a efortului  $-N_2$ , care de asemenea se reduce în raport cu centrul de greutate al secțiunii  $A_2$  la un efort axial  $-N_2$  și un moment  $-M_2 = -N_2 \cdot e_2$ .

Momentul  $-M_2$  va produce săgeata :

$$-v_2 = \frac{-M_2 l^2}{8EI_2} \quad (3.12)$$

unde  $I_2$  este momentul de inerție al secțiunii rămase după înlăturarea celui de al doilea strat.

Înlocuind în relația (3.12) pe  $-M_2$  cu  $-N_2 e_2 = -S_2(\sigma_2 - \sigma_{N1} - \sigma_{M1}) e_2$  și explicitând pe  $\sigma_2$  rezultă :

$$\sigma_2 = \frac{8EI_2}{S_2 e_2 l^2} v_2 - \frac{8e_2}{l^2} \frac{I_1 v_1}{e_1 A_1} - \frac{8e_2}{l^2} v_1 y_1 \quad (3.13)$$

În această expresie  $\sigma_2$  reprezintă tensiunea remanentă inițială în stratul 2, adică cea dinaintea începerii rebotării. Primul termen din partea dreaptă reprezintă tensiunea remanentă în stratul 2 după ce a fost înlăturat stratul 1. Ultimii doi termeni din partea dreaptă reprezintă tensiunile suplimentare din stratul 2 produse ca urmare a înlăturării stratului 1.

Procedând analog la înlăturarea straturilor 3,4,... n, se poate stabili următoarea relație pentru determinarea tensiunii remanente din stratul n :

$$\sigma_n = \frac{8EI_n v_n}{S_n e_n l^2} - \frac{8e_n}{l^2} \sum_{i=1}^{i=n-1} \frac{I_i v_i}{e_i A_i} - \frac{8e_n}{l^2} \sum_{i=1}^{i=n-1} v_i y_i \quad (3.14)$$

unde :  $\sigma_n$  este tensiunea remanentă din stratul  $\Delta s_n$  înainte începerii rebotării. Primul termen din partea dreaptă reprezintă tensiunea remanentă din același strat  $\Delta s_n$  după înlăturarea tuturor straturilor situate dedesubtul lui.  $v_n$  este săgeata produsă de înlăturarea stratului  $\Delta s_n$ .  $I_n$  este momentul de inerție al secțiunii rămase după înlăturarea stratului  $\Delta s_n$  fig.(3.7d).  $S_n$  este aria stratului  $\Delta s_n$ .  $e_n$  este distanța de la centrul de

greutate al secțiunii  $A_0$ , rămase după înlăturarea straturilor  $a_0$ , pînă în centrul de greutate al acestuia.

În figura 3.7e este reprezentată variația tensiunii rezanente pe secțiunea unui profil T sudat, variație determinată prin metoda rabotării [M 18, M 20].

Metoda rabotării, cunoscută și sub denumirea de metoda Daviden-cov, prezintă unele inconveniente privind: îndepărtarea treptată a straturilor de material, măsurarea săgeților sferente, precum și volumul relativ mare al operațiilor de calcul necesare. Pentru evitarea lor, I.P. Leoutin propune o metodă de mecanizare a operațiilor de măsurare și calcul a tensiunilor rezanente prezentînd și programul de calcul corespunzător [L.3].

Cel mai de seamă inconvenient al metodei rabotării îl constituie însă ipoteza că tensiunile rezanente au valoare constantă pe lățimea fișiiilor eliminate succesiv prin rabotare. Din examinarea figurilor 3.4 și 3.5 rezultă evident că tensiunile rezanente variază pe lățimea tălpilor profilelor dublu T, așa încît tensiunile rezanente determinate prin metoda rabotării, cel puțin pe grosimea tălpilor, au o valoare convențională. Ele reprezintă de fapt tensiunea medie, uniform distribuită, obținută prin împărțirea efortului rezultat - aferent unei fișii excavate la aria fișiei respective. Pe înălțimea inimii, tensiunile rezanente variază mai puțin pe grosimea acestuia și ca urmare valorile determinate prin metoda rabotării sînt mai apropiate de realitate.

#### III.4. METODA GĂURIRII (TREPANĂRII).

Determinarea tensiunilor rezanente din plăci, unde starea de tensiune rezanentă este de obicei plană, nu se mai poate face prin metoda secționării sau rabotării, care permit măsurarea lungirii specifice doar după o singură direcție. Pentru deblocarea tensiunilor rezanente plane și măsurarea deformațiilor specifice sferente acestei deblocări, Mather [1 M] propune încă din 1954 metoda găuririi. Principiul metodei este următorul:

Dacă dintr-un corp, aflat într-o anumită stare de tensiune, se îndepărtează o anumită porțiune, în partea rămasă se produce o modificare a stării inițiale de tensiune caracterizată prin redistribuirea acesteia în funcție de noua configurație a corpului. Redistribuirea este însoțită de o variație a deformațiilor specifice care poate fi măsurată experimental. Pe baza acestor măsurători, folosind relațiile de legătură dintre deformațiile specifice și tensiunile sferente, corespunzătoare configurației inițiale a corpului,

respectiv celei rezultate după îndepărtarea porțiunii amintite, poate fi determinată starea de tensiune inițială. Această metodă de calcul presupune comportarea elastică a materialului, atât în starea inițială de sollicitare, cât și în cea corespunzătoare redistribuirii tensiunilor ca urmare a modificării configurației prin înlăturarea porțiunii respective.

Stabilirea relațiilor de calcul a tensiunilor rezonante principale se face în felul următor [20 M].

Se consideră o porțiune dintr-o placă plană în care există tensiuni rezonante uniforme distribuite pe grosimea plăcii. Pentru început tensiunile rezonante principale  $\sigma_1$  și  $\sigma_2$  se presupun cunoscute (fig. 3.8a).

Într-un punct  $O$  se practică o gaură circulară cu diametrul  $2a$ . Ca urmare, starea de tensiune în jurul găurii se modifică și

în punctul  $P$ , definit de raza  $r$  și unghiul  $\theta$ , teoriei elasticității stabilește următoarele expresii ale tensiunilor după direcția radială  $r$  și după direcția tangențială  $\theta$ .

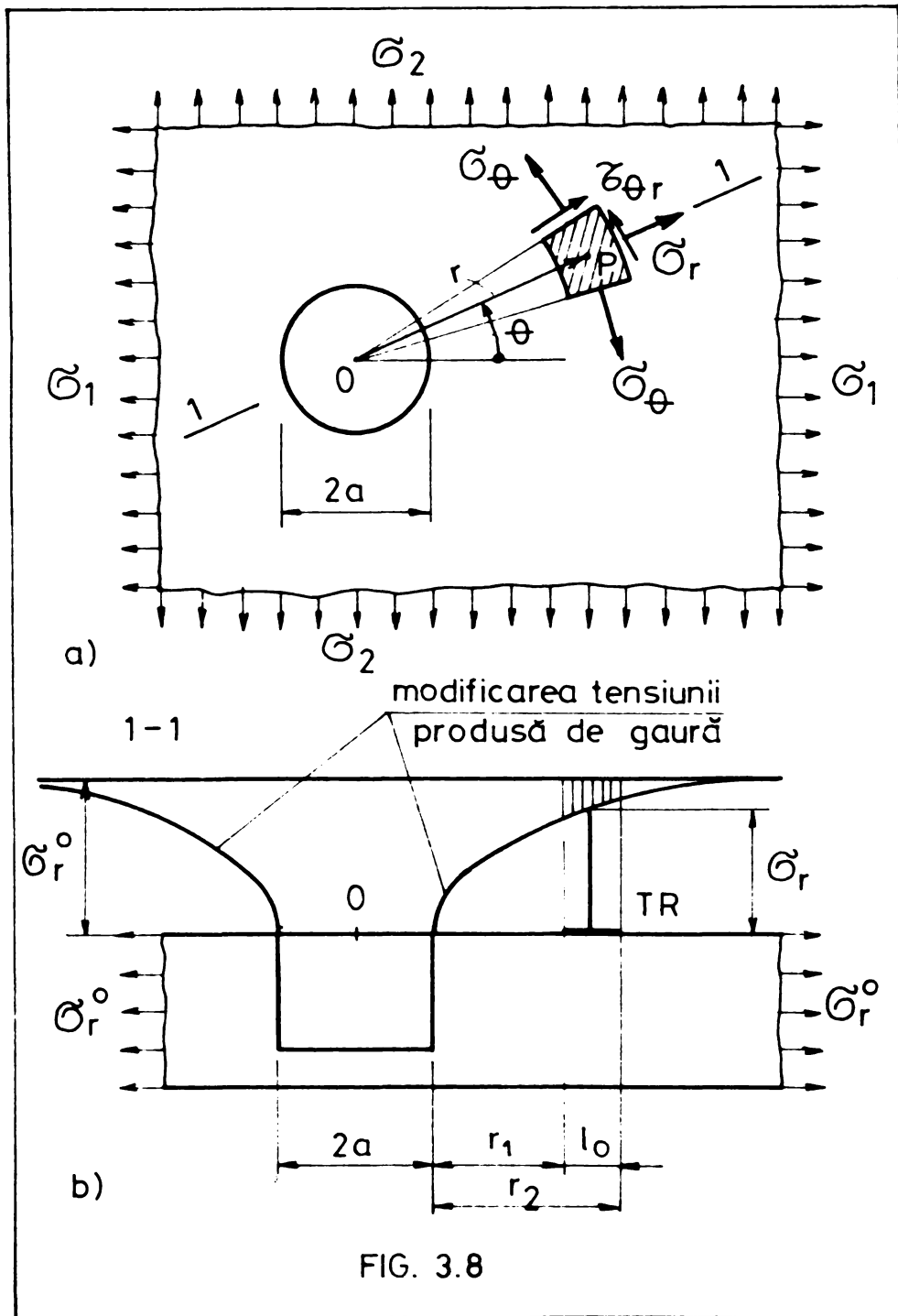


FIG. 3.8

$$\sigma_r = \frac{\sigma_1 + \sigma_2}{2} \left(1 - \frac{a^2}{r^2}\right) + \frac{\sigma_1 - \sigma_2}{2} \left(1 - \frac{a^2}{r^2} + 3 \frac{a^4}{r^4}\right) \cos 2\theta \quad (3.15)$$

$$\sigma_\theta = \frac{\sigma_1 + \sigma_2}{2} \left(1 + \frac{a^2}{r^2}\right) - \frac{\sigma_1 - \sigma_2}{2} \left(1 + 3 \frac{a^4}{r^4}\right) \cos 2\theta \quad (3.16)$$

Înainte de efectuării găurii, cele două tensiuni din punctul P rezultă din relațiile :

$$\sigma_r^0 = \frac{\sigma_1 + \sigma_2}{2} + \frac{\sigma_1 - \sigma_2}{2} \cos 2\theta \quad (3.17)$$

$$\sigma_\theta^0 = \frac{\sigma_1 + \sigma_2}{2} - \frac{\sigma_1 - \sigma_2}{2} \cos 2\theta \quad (3.18)$$

obținute din cele anterioare fiind  $a/r = 0$ .

Variația tensiunilor  $\sigma_r$  și  $\sigma_\theta$ , care se produce în punctul P datorită efectuării găurii, rezultă din diferența expresiilor (3.15) și (3.17) respectiv (3.16) și (3.18) :

$$\Delta\sigma_r = \sigma_r - \sigma_r^0 = -\frac{\sigma_1 + \sigma_2}{2} \frac{a^2}{r^2} + \frac{\sigma_1 - \sigma_2}{2} \left(3 \frac{a^4}{r^4} - 4 \frac{a^2}{r^2}\right) \cos 2\theta \quad (3.19)$$

$$\Delta\sigma_\theta = \sigma_\theta - \sigma_\theta^0 = \frac{\sigma_1 + \sigma_2}{2} \frac{a^2}{r^2} - \frac{\sigma_1 - \sigma_2}{2} \cdot 3 \frac{a^4}{r^4} \cos 2\theta \quad (3.20)$$

Acestor variații de tensiuni le corespund deformațiile specifice :

$$\epsilon_r = \frac{1}{E} (\Delta\sigma_r - \mu \Delta\sigma_\theta) \quad (3.21)$$

și

$$\epsilon_\theta = \frac{1}{E} (\Delta\sigma_\theta - \mu \Delta\sigma_r) \quad (3.22)$$

În practică, folosind traductoare rezistive cu o anumită bază  $l_0$  (fig. 3.8b), nu pot fi măsurate lungirile specifice corespunzătoare unui punct, ci o lungire specifică medie care, după 20 M pe direcția radială r este dată de relația :

$$\epsilon_r = \frac{A}{E} (\sigma_1 + \sigma_2) + \frac{B}{E} (\sigma_1 - \sigma_2) \cos 2\theta \quad (3.23)$$

unde :

$$A = -\frac{a^2}{2} \frac{1 + \mu}{r_1 r_2} \quad (3.24)$$

$$B = \frac{2a^2}{r_1 r_2} - 1 + \frac{1 + \mu}{4} \cdot 2 \frac{r_1^2 + r_1 r_2 + r_2^2}{r_1^2 r_2^2} \quad (3.25)$$

Pentru determinarea tensiunilor principale, presupuse cunoscute în relațiile 3.17...3.20 și 3.23, se folosesc rozete cu tre-

ductori rezistivi, numite și rezețe tensometrice. Cu ajutorul lor se măsoară lungirile specifice după trei direcții radiale. Rezețele tensometrice sînt special construite ; avînd unghiurile dintre direcțiile radiale avantajos alese, astfel ca pe de o parte lungirile specifice să difere substanțial între ele, iar pe de altă parte valorile funcțiilor trigonometrice care intervin în expresia caracteristicilor stării de tensiune să fie uzuale.

În figura 3.9 sînt reprezentate două tipuri de rezețe tensometrice folosite uzual în metoda găuririi.

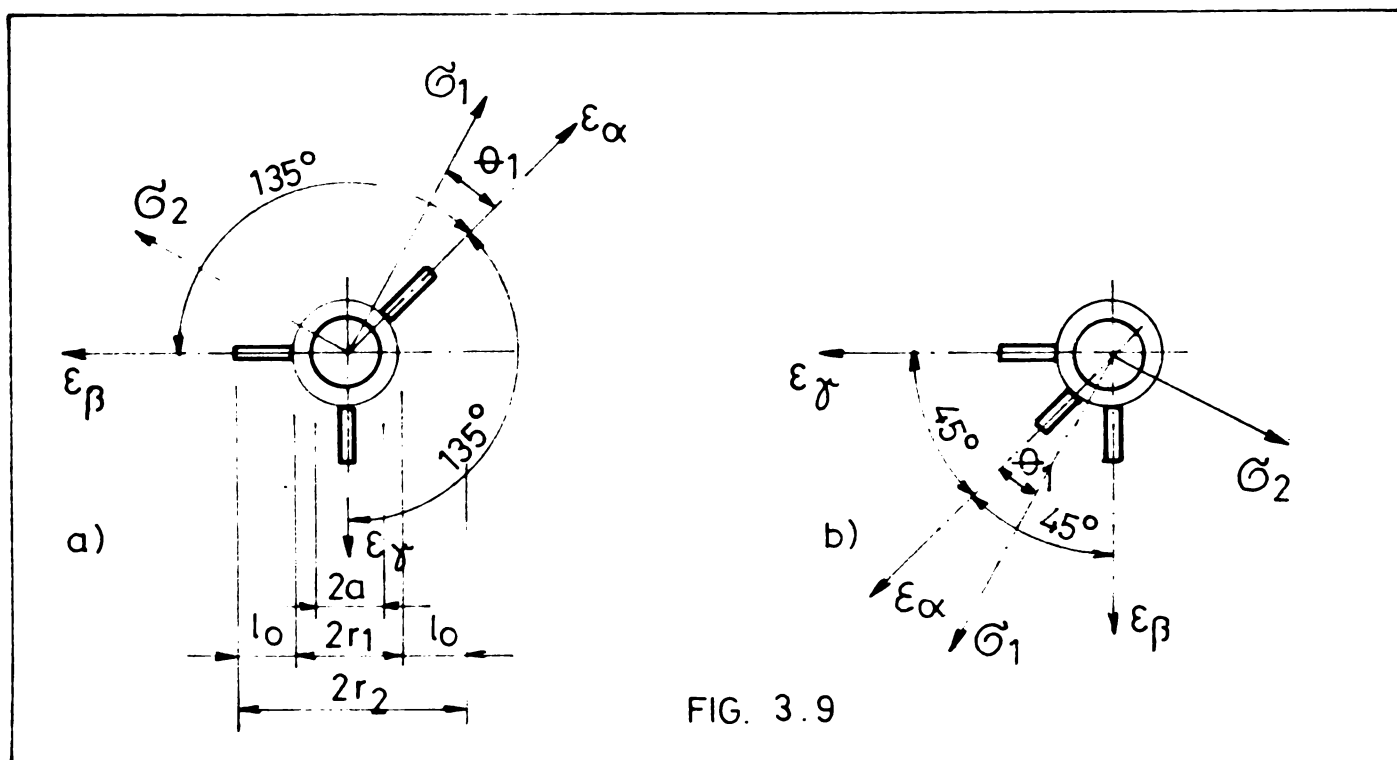


FIG. 3.9

Rozetele tensometrice se lipesc centric în punctul în care urmează să se determine starea de tensiune. Se face echilibrarea de zero a punții de măsură și apoi în centrul lor se execută o gaură cu diametrul  $2a$ . După aceea se măsoară diferențe lungirilor specifice pe cele trei direcții radiale :  $\epsilon_{\alpha}$ ,  $\epsilon_{\beta}$  și  $\epsilon_{\gamma}$ , corespunzătoare modificării tensiunilor radiale între situația fără gaură și situația cu gaură.

Aici trebuie menționat faptul că prin realizarea găurii de diametru  $2a$  în materialul din imediata ei vecinătate se produce o reducere a tensiunii remanente inițiale  $\sigma_r^0$  (fig.3.8b), ca urmare a faptului că pe conturul găurii tensiunea radială  $\sigma_r$  trebuie să fie zero. Deci, dacă în material au existat inițial tensiuni remanente de întindere, după efectuarea găurii traductorii rezistivi vor indica lungiri specifice negative (scurtări), corespunzătoare reducerii tensiunii de la valoarea  $\sigma_r^0$  la valoarea  $\sigma_r$  (fig.3.8b). Pentru a ține seama de reducerea tensiunilor remanente



ce urmare a gîuririi în relațiile (3.19) și (3.20) se face diferența între tensiunile corespunzătoare fazei gîurite și fazei negîurite și nu invers (cum ar părea logic).

Iașind ca origine pentru unghiuri traductorului  $\alpha$ , cele trei lungiri specifice măsurate de traductorii rezetei din fig. 3.90, pot fi exprimate cu ajutorul relației (3.23) astfel :

$$\varepsilon_{\alpha} = \frac{A}{B} (\sigma_1 + \sigma_2) + \frac{B}{B} (\sigma_1 - \sigma_2) \cos 2\theta_1 \quad (3.26)$$

$$\varepsilon_{\beta} = \frac{A}{B} (\sigma_1 + \sigma_2) + \frac{B}{B} (\sigma_1 - \sigma_2) \cos 2(\theta_1 + \frac{3\pi}{4}) \quad (3.27)$$

$$\varepsilon_{\gamma} = \frac{A}{B} (\sigma_1 + \sigma_2) + \frac{B}{B} (\sigma_1 - \sigma_2) \cos 2(\theta_1 - \frac{3\pi}{4}) \quad (3.28)$$

Explicînd argumentul funcției cosinus ca sumă și diferență de două unghiuri și înlocuind-o prin funcțiile trigonometrice corespunzătoare sumei și diferenței de unghiuri, relațiile de mai sus devin :

$$\varepsilon_{\alpha} = \frac{A}{B} (\sigma_1 + \sigma_2) + \frac{B}{B} (\sigma_1 - \sigma_2) \cos 2\theta_1 \quad (3.26')$$

$$\varepsilon_{\beta} = \frac{A}{B} (\sigma_1 + \sigma_2) + \frac{B}{B} (\sigma_1 - \sigma_2) \sin 2\theta_1 \quad (3.27')$$

$$\varepsilon_{\gamma} = \frac{A}{B} (\sigma_1 + \sigma_2) - \frac{B}{B} (\sigma_1 - \sigma_2) \sin 2\theta_1 \quad (3.28')$$

Adunînd și scîșind succesiv ultimele două relații se obține:

$$\varepsilon_{\beta} + \varepsilon_{\gamma} = 2 \frac{A}{B} (\sigma_1 + \sigma_2) \quad (3.29)$$

$$\varepsilon_{\beta} - \varepsilon_{\gamma} = 2 \frac{B}{B} (\sigma_1 - \sigma_2) \sin 2\theta_1 \quad (3.30)$$

Din 3.26' și 3.29 rezultă

$$\varepsilon_{\alpha} - \frac{\varepsilon_{\beta} + \varepsilon_{\gamma}}{2} = \frac{B}{B} (\sigma_1 - \sigma_2) \cos 2\theta_1 \quad (3.31)$$

sau

$$2\varepsilon_{\alpha} - \varepsilon_{\beta} - \varepsilon_{\gamma} = \frac{2B}{B} (\sigma_1 - \sigma_2) \cos 2\theta_1 \quad (3.32)$$

Împărțind 3.30 la 3.31 rezultă :

$$\tan 2\theta_1 = \frac{\varepsilon_{\beta} - \varepsilon_{\gamma}}{2\varepsilon_{\alpha} - \varepsilon_{\beta} - \varepsilon_{\gamma}} \quad (3.33)$$

relație care definește unghiul  $\theta_1$  dintre direcția traductorului și tensiunea principală  $\sigma_1$ .

În continuare, explicînd funcțiile trigonometrice ale argumentului  $2\theta_1$  din relațiile 3.30 și 3.31 :

$$\sin 2\theta_1 = \frac{1}{2B} \frac{\varepsilon_{\beta} - \varepsilon_{\gamma}}{\sigma_1 - \sigma_2} \quad (3.34)$$

$$\cos 2\theta_1 = \frac{E}{2B} \frac{2\varepsilon_\alpha - \varepsilon_\beta - \varepsilon_\gamma}{\sigma_1 - \sigma_2} \quad (3.35)$$

și însumându-le ridiceste la pătrat rezultă :

$$1 = \frac{E^2}{4B^2(\sigma_1 - \sigma_2)^2} \left[ (\varepsilon_\beta - \varepsilon_\gamma)^2 + (2\varepsilon_\alpha - \varepsilon_\beta - \varepsilon_\gamma)^2 \right] \quad (3.36)$$

de unde :

$$\sigma_1 - \sigma_2 = \frac{E}{2B} \sqrt{(2\varepsilon_\alpha - \varepsilon_\beta - \varepsilon_\gamma)^2 + (\varepsilon_\beta - \varepsilon_\gamma)^2} \quad (3.37)$$

relația 3.22 se poate scrie sub formă :

$$\sigma_1 + \sigma_2 = \frac{E}{2A} (\varepsilon_\beta + \varepsilon_\gamma) \quad (3.38)$$

Min ultimele două relații rezultă expresia tensiunilor principale  $\sigma_1$  și  $\sigma_2$  în funcție de variația lungirilor specifice măsurate de rosete tensometrice, ca urmare a efectuării găurii de diametru  $2a$ .

$$\sigma_{1,2} = \frac{E}{4A} (\varepsilon_\beta + \varepsilon_\gamma) \pm \frac{E}{4B} \sqrt{(2\varepsilon_\alpha - \varepsilon_\beta - \varepsilon_\gamma)^2 + (\varepsilon_\beta - \varepsilon_\gamma)^2} \quad (3.39)$$

Dacă se utilizează rosete dreptunghiulare de tipul celei din figura 3.9b relațiile lui  $\sigma_1$  și  $\sigma_2$  rămân aceleași iar relația lui (3.33) are semnul schimbat.

La stabilirea relațiilor lui  $\sigma_1$ ,  $\sigma_2$  și  $\theta_1$  nu s-a fost lăsată în considerare sensibilitatea transversală a traductorilor. În cazul folosirii rosetei din figura 3.9a, având baza traductorilor  $l_0 = 4 \text{ mm}$ ,  $r_1 = 2,5 \text{ mm}$  și diametrul găurii  $2a = 2 \text{ mm}$ , Boiten și Ten Cate arată că eroarea ce se face din această cauză nu depășește  $10\%$ . [20 M]

Literatură de specialitate recomandă ca distanța de la marginea găurii până la capătul apropiat al traductorilor rosetei tensometrice ( $r_1 - a$ ) să nu depășească diametrul găurii ( $2a$ ). De asemenea se recomandă ca diametrul găurii ( $2a$ ) să nu depășească jumătate din lungimea bazei de măsurare ( $l_0$ ), ceea ce conduce la :

$$a \leq l_0/4 .$$

Referitor la adâncimea necesară a găurii, Redner, [R 11], arată că modificarea variației cimpului de tensiuni, în funcție de adâncimea găurii  $h$ , se produce ca în figura 3.10. Se observă că adâncimea găurii efectuate trebuie să fie egală cu diametrul găurii pentru ca modificarea cimpului tensiunilor să fie completă și deformația specifică procentuală  $\varepsilon$  să fie integral produsă.

Metoda găuririi are avantajul înlăturării unei cantități minime de material ceea ce îi conferă caracterul de cea mai puțin distructivă dintre metodele mecanice. Ca urmare a acestui fapt se

se utilizează frecvent în măsurătorile experimentale. Diminuarea

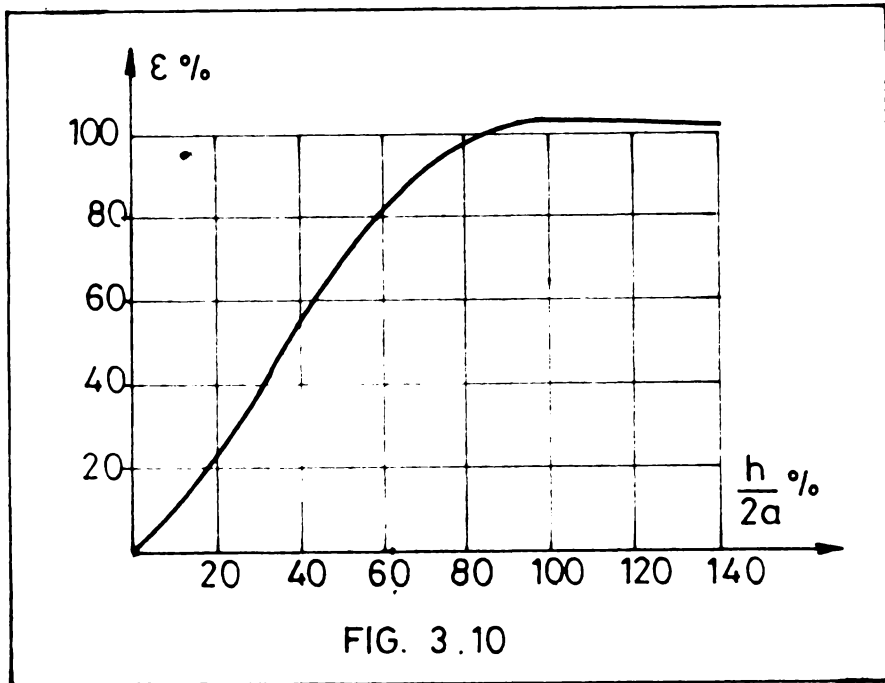


FIG. 3.10

caracterului distructiv a progresat odată cu miniaturizarea mijloacelor de măsurare a variației deformațiilor produse de practicarea găurii în câmpul de tensiuni. De la măsurarea acestor deformații pe cale mecanică propusă de Muthor [M.1], s-a trecut la traductori rezistivi cu fir [2.8], iar în prezent firmele de spe-

cialitate, de exemplu Photo lastic Inc. [P.4], livrează aparate de găurit, echipate cu microscop de centrare și dispozitiv de realizare a unor găuri cu diametre sub 1 mm (1/8" și 1/16"). Ca urmare precizia măsurătorilor a crescut iar inconvenientul găuririi a scăzut.

În figura 3.11 este arătat dispozitivul 200, livrat de producătorul amintit, în faza de centrare deasupra găurii și în faza de găurire.

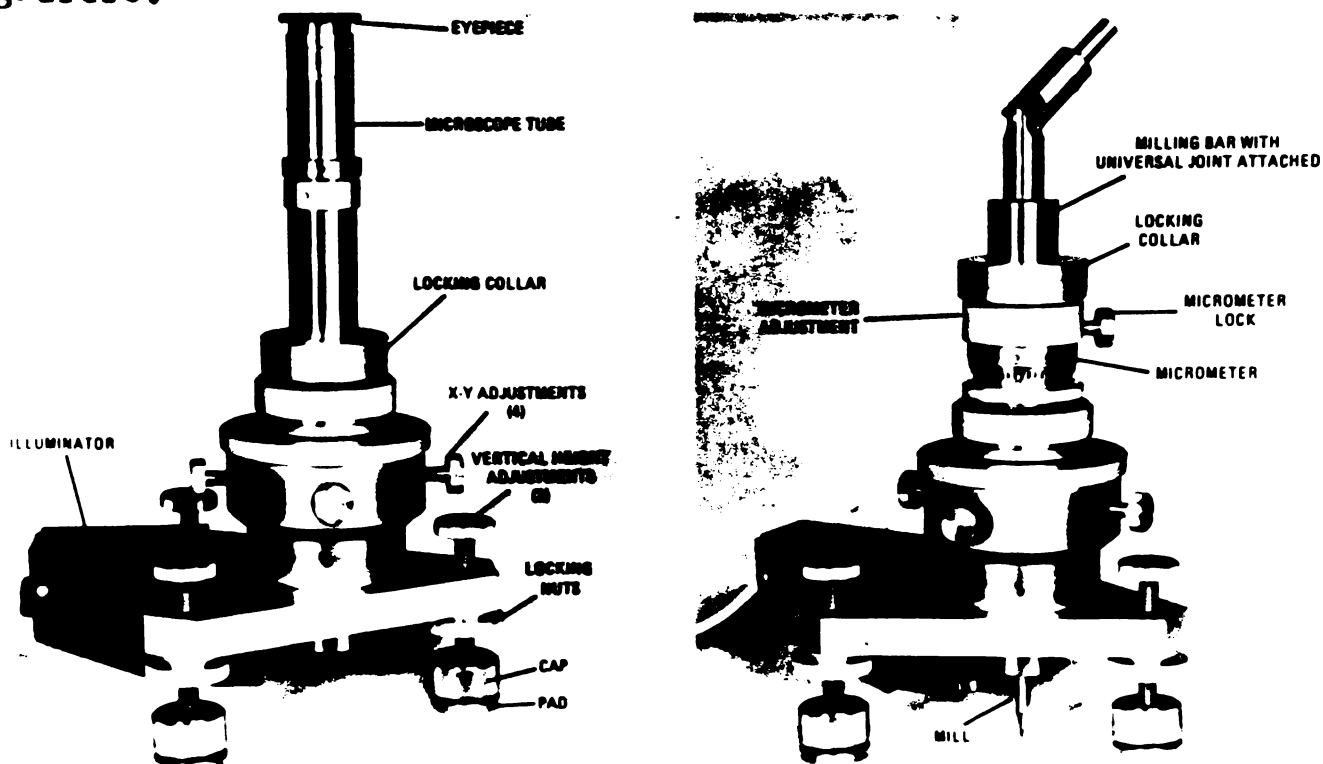


FIG. 3.11

În vederea efectuării găurii fără a introduce în materialul învecinat tensiuni remanente suplimentare, specifice prelucrărilor

prin aşchiere, firma Messtechnik GmbH din Gröfelfing RFG a produs un aparat de şlefuire cu aer comprimat. Acesta asigură posibilitatea efectuării unor găuri perfecte, atât în materialele metalice cât şi în cele nemetalice, fără a induce tensiuni reziduale prin procesul de prelucrare.

Echipamentul, reprezentat în figura 3.12, este portabil şi

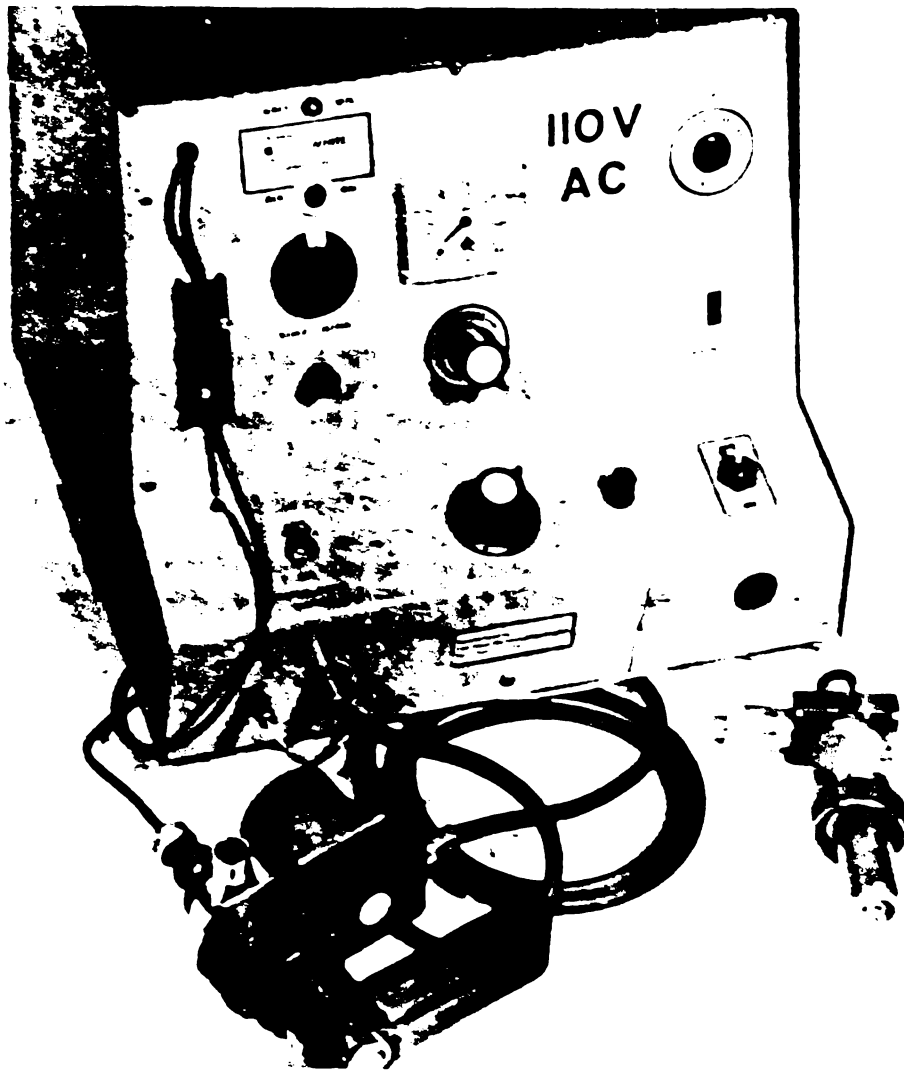


FIG. 3.12

se poate utiliza aproape în orice situaţie, atât în încercările de laborator cât şi în măsurătorile în situ. El se compune dintr-un aparat de şlefuire cu aer comprimat şi o casetă ce conţine: dispozitivul de găurire, dispozitivul de ghidare şi microscopul de centrare şi măsurare a găurii. Procedul, cunoscut în literatură de specialitate sub denumirea de : "The CRQB Air-Abrasive Technique" utilizează un abraziv special care sub presiunea aerului realizează operaţie de găurire prin şlefuire.

### III.5. METODA DECUPĂRII.

În cazul tablelor, când grosimea acestora nu este prea mare, starea tensiunilor reziduale este plană, deformările normale pe planul plăcii putându-se produce liber. Tensiunile reziduale, co-

responsătoare unor astfel de stări plane de tensiune, pot fi determinate în anumite puncte, pe cale distructivă și prin metode decupării.

Principiul metodei constă în decuparea unei mici porțiuni de material din jurul punctului în care se urmărește determinarea tensiunilor și măsurarea deformațiilor specifice produse ca urmare a izolării de restul materialului. În acest scop se fixează în prealabil repere după trei direcții cu ajutorul cărora se măsoară lungirile produse ca urmare a decupării (fig.3.13a). De obicei se folosesc bile metalice dure care se imprimă în material cu ajutorul

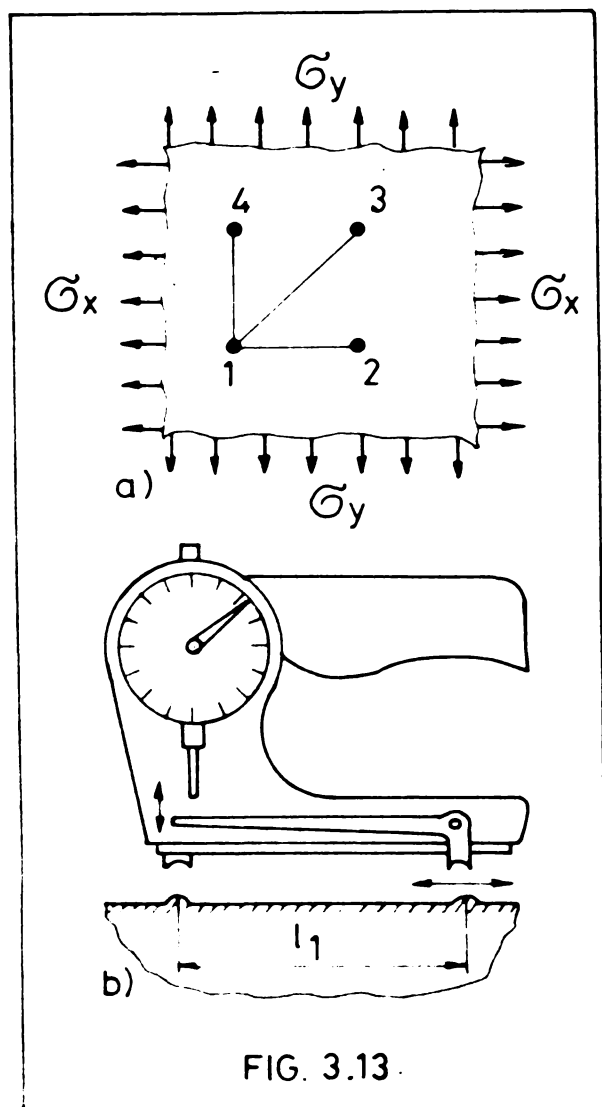


FIG. 3.13.

unui dispozitiv special livrat de producătorul aparatului de măsură a deformațiilor liniare. După fixarea reperelor, de exemplu sub formă de rozetă dreptunghiulară (fig.3.9), se măsoară distanțele  $l_{12}$ ,  $l_{13}$  și  $l_{14}$ . Se decupează apoi materialul printr-un procedeu care, pe cât posibil, nu trebuie să introducă noi tensiuni reziduale în zonele bazelor de măsurare. Se poate folosi în acest scop prelucrarea mecanică (frezare) cu viteză redusă, tăierea cu fleoacă oxiacetilenică fiind mai puțin indicată. După decupare se măsoară din nou distanțele  $l_{12}$ ,  $l_{13}$  și  $l_{14}$  și cu diferențele constatate și lungimile inițiale se calculează deformațiile specifice după cele trei direcții

$$\epsilon_{12} = \frac{\Delta l_{12}}{l_{12}} ; \quad \epsilon_{13} = \frac{\Delta l_{13}}{l_{13}} ; \quad \epsilon_{14} = \frac{\Delta l_{14}}{l_{14}} \quad (3.40)$$

Cu aceste valori, folosind relațiile din tabelul 1.1 corespunzătoare rozetei dreptunghiulare, se determină lungirile specifice principale  $\epsilon_{1,2}$ , tensiunile principale  $\sigma_{1,2}$  și orientarea lor  $\alpha_1$ . Provenind din eliberarea elementului decupat de legătură cu restul materialului, tensiunile astfel determinate sînt egale și de semn contrar cu tensiunile existente înainte de decupare

deci cu tensiunile remanente.

Pentru măsurarea modificării distanței dintre repere se folosesc extensometre mecanice cu repere materializate, de exemplu cel de tip Pfender fabricat de firme Mohr și Federhoff din RFG (fig.3.13b) | M 20 | .



## CAPITOLUL IV.

### IV. METODA EXCAVĂRII ÎNBIARE

#### IV.1. PRINCIPIUL METODEI

Tensometria electrică rezistivă a devenit în ultime vreme cea mai uzuală metodă experimentală de determinare a stării de tensiune. Grație procedurii de lucru relativ simplu pe care îl implică, precum și gradului de precizie ridicat pe care îl oferă, ea se aplică pe scară largă atât la cercetările de laborator cât și la încercările în situ.

Perfecționările aduse aparatului de măsură în ultimul timp, fac posibilă urmărirea aproape simultană a situației într-un număr foarte mare de puncte. Acest lucru permite cunoașterea evoluției stării de tensiune a elementelor în ansamblu, pe măsura creșterii încălzirii.

În mod obișnuit, traductorii rezistivi se lipesc pe elementele ce urmează a fi încercate înainte de aplicarea încălzirilor. În felul acesta ei vor evidenția doar modificările apărute ca urmare a diferitelor trepte de încălzire și nu vor putea furniza informații în legătură cu starea de tensiune existentă anterior în element. Această stare inițială de tensiune, provine în primul rând din acțiunea greutateii proprii.

Deși valorile eforturilor unitare produse de efectul greutateii proprii sînt relativ mici, atunci domeniul de eforturi unitare ce rămîne a fi măsurat, ca urmare a efectului acțiunilor utile, este mare și măsurătorile pot fi concludente deoarece valorile obținute se apropie de cele totale. Pentru elementele de construcții masive, ca de pildă podurile, valorile tensiunilor generate de greutatea proprie sînt de regulă foarte mari în comparație cu cele produse de acțiunile utile. În asemenea cazuri, domeniul de eforturi unitare ce urmează a fi măsurate, sub acțiunea încălzirilor locale, este evident mai mic, fapt pentru care uneori nu oferă certitudine suficientă măsurătorilor, valorile obținute fiind mult mai mici decît cele generate de toate încălzirile.

În alte situații, descărcarea elementelor în vederea începerii măsurătorilor de la o stare de solicitare cât mai redusă este practic imposibilă din cauze tehnice sau economice, ca de exemplu: demontarea acoperișului de pe stîlpii unei hale sau demontarea ca-

sanului suspendat al unei termocentrale de pe grinzile de susținere, etc. În practică deci și mai ales în situațiile amintite, pe cale tensometrică obișnuită, nu se pot obține informații în legătură cu starea totală de tensiuni din elementele respective, deoarece măsurătorile tensometrice indică doar modificările ce survin în starea de tensiune datorită încălzirilor aplicate ulterior lipirii transductorilor rezistivi.

În afară de tensiunile generate de încălziri, în elementele de construcții metalice există în mod obișnuit și tensiuni remanente. Aceste tensiuni au adesea valori foarte mari, atingând și depășind uneori limite de elasticitate a oțelului din care sînt confecționate elementele respective. Cu metoda tradițională a tensometriei electrice rezistive aceste tensiuni remanente nu pot fi determinate în nici un fel.

Dat fiind faptul că în domeniul măsurătorilor nedistructive, măsurătorile tensometrice sînt în prezent cele mai răspândite, ca urmare a gradului ridicat de precizie ce-l oferă și a simplității tehnologiei de lucru, apare ca deosebit de importantă posibilitatea de-a folosi această tehnică de măsurare și la determinarea tensiunilor produse de încălzirile aplicate anterior lipirii transductorilor rezistivi, (greutate proprie sau alte încălziri greu sau imposibil de înlăturat), precum și la determinarea tensiunilor remanente, care în general sînt puțin cunoscute și care pînă în prezent au fost determinate în special pe cale distructivă.

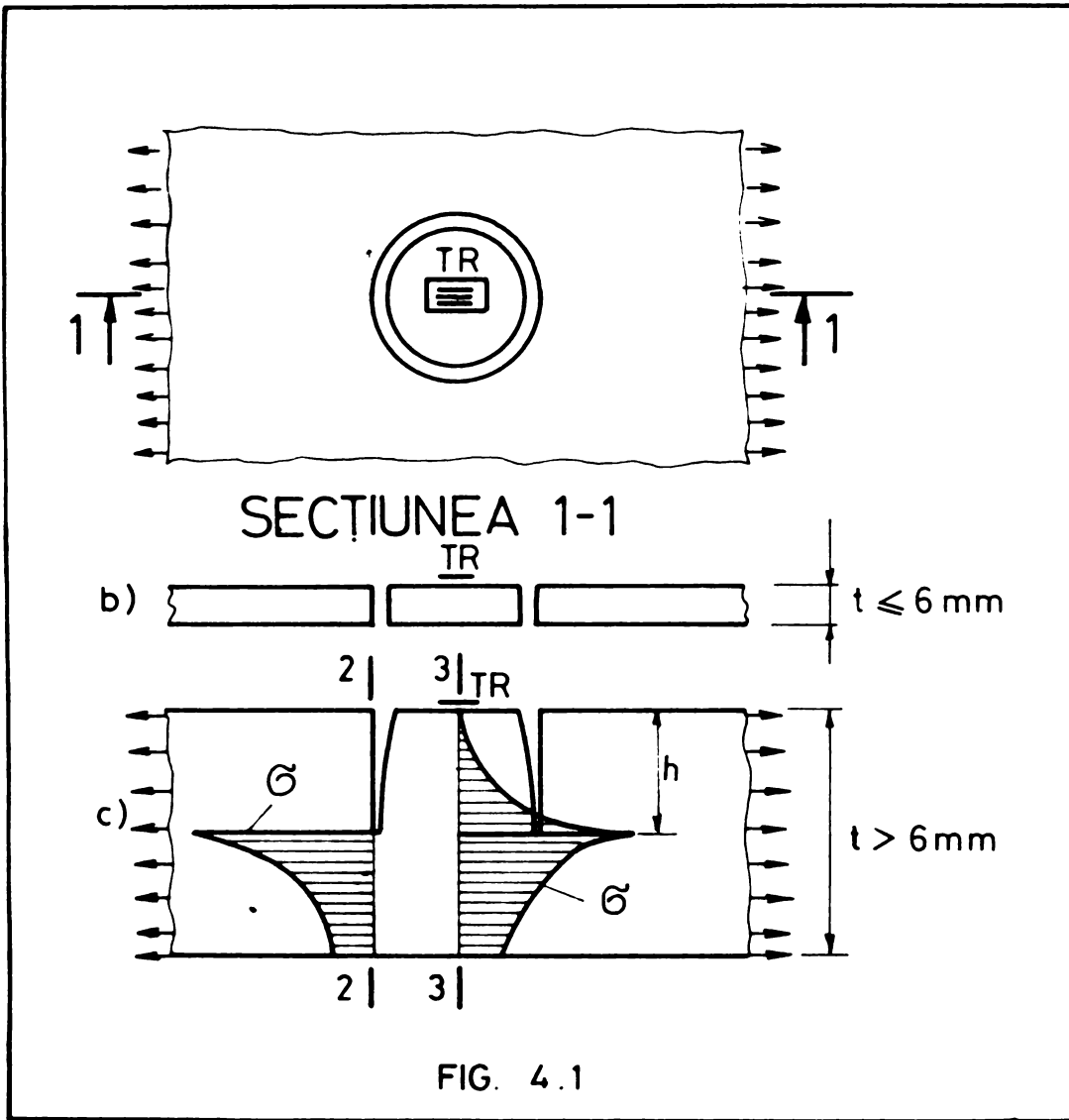
Stările de tensiune aferente situațiilor anterior amintite sînt evident însoțite de stări de deformare corespunzătoare. În mod obișnuit prin tensometria electrică rezistivă ar fi trebuit măsurate tocmai aceste deformări și cu ajutorul lor determinate stările corespunzătoare de tensiune.

De vreme însă ce stările de deformare au apărut, fără a fi fost măsurate tensometric, pentru a le cunoaște, ar fi suficient dacă ar exista o posibilitate de-a le anula, în vederea măsurării deformărilor inverse, de revenire la starea inițială, deformării evident egale și de sens contrar cu cele produse de stările de tensiune respective. Deoarece anularea stării de deformare pe ansamblul elementului nu este posibilă, aceasta presupunînd înlăturarea acțiunii care a produs-o, se pune problema posibilității anulării ei doar local, în vecinătatea punctelor în care urmează să se facă măsurători.

Starea de deformare din jurul unui punct poate fi anulată, chiar dacă acțiunea care a produs-o nu este înlăturată, dacă, pe

o ale care, se intrerupe legătura materialului din jurul punctului respectiv cu materialul înconjurător, cu alte cuvinte dacă se realizează discontinuitatea materialului în jurul punctului respectiv. O astfel de intrerupere a continuității se poate realiza practic prin executarea unei excavații (tăieturi) înelare în jurul punctului respectiv (fig.4.1).

La piesele subțiri excavația poate fi executată pe toată



grosimee acestora, rezultând în final un mic disc (fig. 4.1b), care de mai fiind legat de materialul înconjurător va suferi o deformare inversă față de cea avută în cadrul medului continuu din care

a făcut parte anterior tăierii.

În cazul pieselor cu grosime mare, excavația nu mai poate fi executată pe toată grosimea acestora, adâncimea ei "h" trebuind să fie totuși suficient de mare, încât materialul de la partea exterioară a cilindrului format să fie complet relaxat (fig.4.1c).

Principiul izolării unei mici porțiuni dintr-un corp, în vederea determinării tensiunilor rezistente, a fost folosit de Mather [1 M] încă în 1934. Pe atunci încă măsurarea deformațiilor se făcea cu tensometre mecanice, fapt care prezenta inconveniente evidente în comparație cu posibilitățile pe care le oferă astăzi tensometria electrică rezistivă.

Determinarea stării de tensiune prin metoda excavației înelare

constă deci în aplicarea unor traductori rezistivi în punctele în care urmează să fie determinată starea de tensiune, efectuarea unor excavații înelare în jurul traductorilor respectivi și măsurarea deformațiilor produse - ca urmare a întreruperii legăturii cu mediul înconjurător, deformații evident egale și de sens contrar cu cele existente anterior în piesă.

Ca ajutorul deformațiilor înregistrate, după regulile din tensometria electrică rezistivă, se determină starea de tensiune existentă în punctele respective anterior practicării excavației.

Deoarece prin efectuarea excavației înelare în jurul punctului în care se face măsurătoarea, se realizează practic discontinuitatea față de mediul înconjurător, deformațiile înregistrate corespund eliberării punctului respectiv de starea de tensiune avută inițial. Ca stare, dacă măsurătorile indică în urma excavației întindere, înseamnă că anterior în punctul respectiv a existat compresiune și invers, dacă măsurătorile indică compresiune înseamnă că anterior în punctul respectiv a existat întindere. Deci valorile deformațiilor specific înregistrate cu aparatele de măsură trebuie luate cu semn contrar pentru a reflecta situația reală din punctul respectiv.

Dacă starea de tensiune este variabilă pe grosimea pieselor, rezultă evident că prin această metodă nu pot fi determinate decât tensiunile de la suprafața pieselor respective.

În piesele elementelor de construcții metalice, care în mod obișnuit au grosimi reduse, de regulă însă starea de tensiune este uniformă pe grosime, astfel încât inconvenientul menționat nu crează probleme deosebite.

Tot în domeniul construcțiilor metalice, caracterul "semi destructiv" al metodei, care necesită efectuarea unor mici excavații în material, nu deranjează în mod deosebit, întrucât este știut faptul că până nu de mult construcțiile metalice se executau nituit și deci prin însăși alcătuirea lor conțineau o serie de găuri. De asemenea, îmbinările cu șuruburi impun găurirea pieselor și acest lucru nu este considerat un inconvenient.

Diametrul excavațiilor înelare necesare, corespunde în etapa actuală de dezvoltare a tehnicii de fabricație a traductorilor rezistivi, cu diametrul găurilor corespunzătoare unor șuruburi sau nituri cu  $d = 10 \text{ mm}$ .

În viitor, pe măsura reducerii dimensiunilor traductorilor rezistivi, diametrul excavației înelare corespunzătoare se va putea reduce la cea 5...6 mm. Acest lucru va avea ca și consecință

in primul rind reducerea dimensiunilor utilajului de execuție a excavației inelare. De asemenea va simplifica modalitatea de fixare a acestui utilaj pe piese ce urmează a fi examinate, de exemplu cu ajutorul unor electromagneți de dimensiuni reduse sau a unor piese lipite cu adezivi - etc. In sfârșit va contribui la reducerea adâncimii necesare de excavare, ceea ce va produce o perturbare mai redusă a stării de tensiune din restul materialului.

#### 4.2. DETERMINAREA ADÂNCIMII NECESARE DE EXCAVARE

Principiul determinării stării de tensiune prin metoda excavației inelare, așa cum s-a arătat în paragraful 4.1, constă în măsurarea deformațiilor de revenire de la starea solicitată, la starea nesolicitată, ce urmează a izolați unei porțiuni de material de mediul înconjurător, prin practicarea unei excavații în jurul punctului respectiv (fig.4.1).

Dacă excavația inelară se execută pe toată grosimea piesei  $t$ , revenirea deformației se va produce liber de asemenea pe toată grosimea, iar traductorul rezistiv TR va înregistra deformația specifică reală dintre starea solicitată și cea nesolicitată a materialului.

In situațiile în care adâncimea excavației este mai mică decât grosimea piesei, se pune în primul rind problema determinării adâncimii minime necesare a excavației "h", care produce anularea completă a deformațiilor provocate de starea de tensiune ce urmează a fi măsurată. Acest lucru este necesar, deoarece la adâncimi de excavare mici, materialul din zona în care este lipit traductorul rezistiv nu este complet eliberat de starea de tensiune și ca starea deformațiilor specifice rezultate din măsurare vor fi mai mici decât cele care definesc starea inițială de tensiune din punctul respectiv.

Pe măsură creșterii adâncimii de excavare "h", concentratorii de efort de la baza cilindrului format cresc și influențează și ei asupra stării de tensiune de la fața exterioară a materialului unde este aplicat traductorul rezistiv TR.

Rezultă deci că de fapt problema care se pune este de a determina înălțimea pe care trebuie să o aibă un cilindru, a cărui bază inferioară este supusă la o stare plană de tensiuni (deformații), astfel ca la baza sa superioară starea de tensiuni (deformații) să fie nulă.

Pentru rezolvarea acestei probleme pe cale experimentală, în cadrul Laboratorului de construcții metalice s-au efectuat o serie



de măsurători, prin diferite metode, având ca scop stabilirea adîncimii de excavație "h" de la care starea de tensiune din piesa cercetată nu mai are efect asupra feței pe care a fost lipit traductorul rezistiv.

Intrucît diametrul excavațiilor "d" poate diferi, el depinzînd în primul rînd de dimensiunile traductorilor rezistivi cu care se lucrează, adîncimea de excavație "h" este recomandabil să fie exprimată în funcție de diametrul excavației "d".

#### 4.2.1. Determinarea adîncimii necesare de excavație prin măsurători tensometrice pe o epruvetă solicitată la încovoiere.

În cadrul primei metode de determinare experimentală a adîncimii necesare de excavație, măsurătorile s-au efectuat pe o grindă din oțel O237, cu dimensiuni de 30 x 50 x 275 mm, prelucrată prin aşchiere.

Grinda a fost aşezată pe dispozitivul de încovoiere al maşinii universale de încercări mecanice ZIM 50 avînd o deschidere de 24 cm (fig.4.2).

Încărcarea  $F$  a fost aplicată sub formă a două forțe concen-

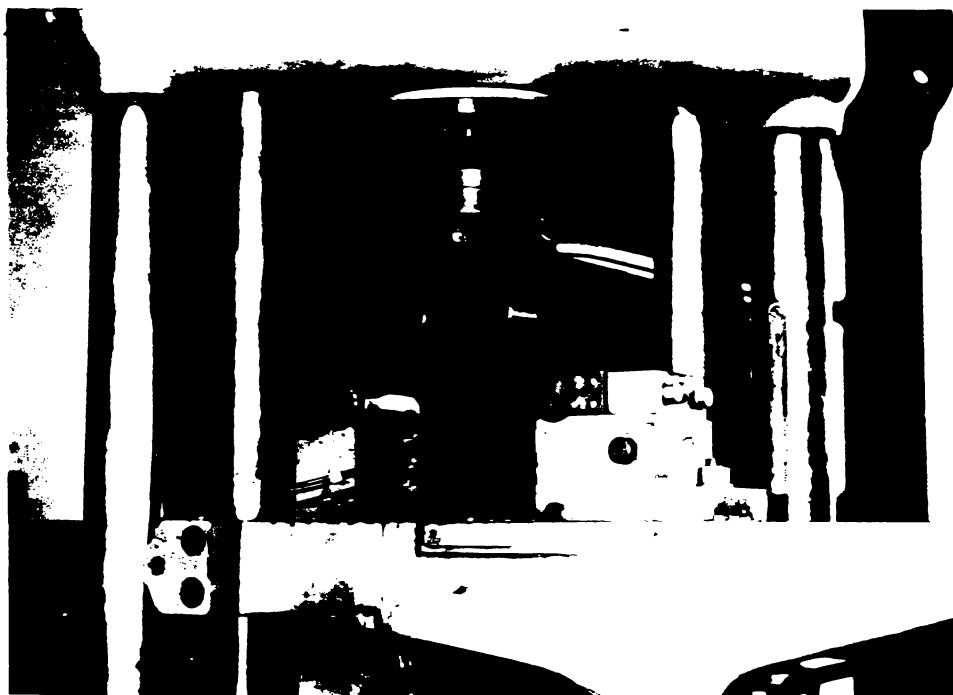


FIG. 4.2

trate egale  $F$ , la cîte 7 cm distanță de rezeme. În felul acesta, porțiunea centrală a grinzii, pe o lungime de 10 cm, a fost solicitată la încovoiere pură (fig.4.3).

Forțele  $F$ , aplicate de maşina de încercat au fost egale cu  $k \times 400$  daN, unde  $k$  a luat

valori de numere întregi, cuprinse între 0 și 10 inclusiv. Forțele  $F$  corespunzătoare, datorită dispozitivului de transmitere a încărcării folosit, au rezultat egale cu  $k \times 200$  daN, iar momentul de încovoiere maxim egal cu  $k \times 200 \times 7 = 1400 \times k$  daNm.

În vederea determinării adîncimii necesare de excavație, la mijlocul bazei grinzii, în axa sa de simetrie, a fost lipit un traductor rezistiv, TR1.





dată deformațiile specifice corespunzătoare unei anumite adâncimi de excavare  $h$  și treptelor aferente de încălzire.

Măsurătorile deformațiilor specifice au fost făcute cu o punte universală RFT de tip MU 111, la care a fost conectată o imprimantă. La fiecare treaptă de încălzire s-au efectuat câte 4 citiri la intervale de 15 secunde.

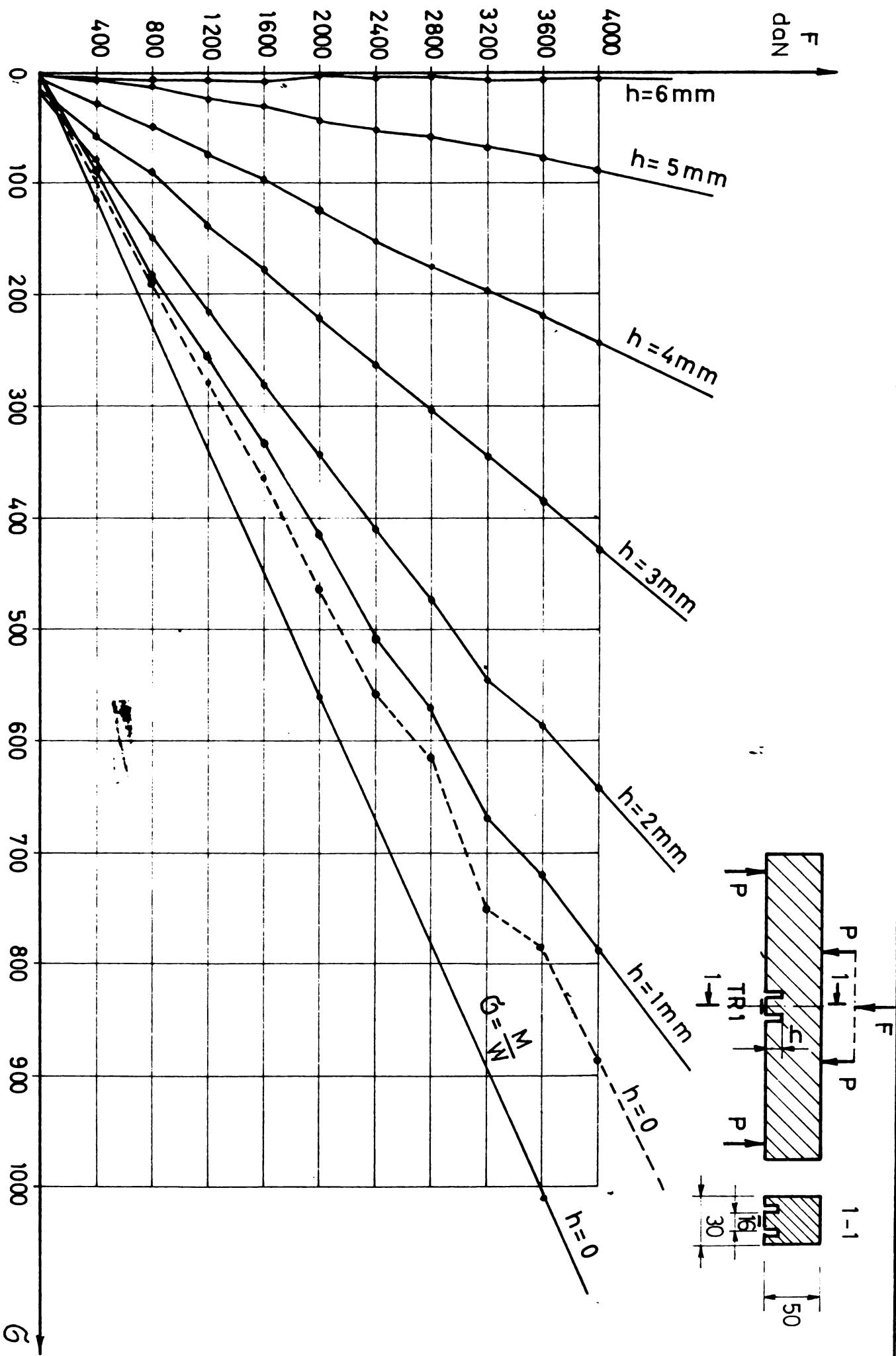
Rezultatele indicațiilor colectate de la traductorul TR1 sînt date în tabelul 4.1.

Tabelul 4.1.

Forțe F daN	A d î n c i m e a de e x c a v a r e "h" (mm)						
	0	1	2	3	4	5	6
	+002	+001	+009	+003	+003	+003	+002
	+002	+000	+009	+006	+002	+003	+003
	+002	+000	+009	+009	+003	+002	+002
0	+002	+001	+009	+006	+003	+001	+004
media	+ 2,00	+ 0,50	+ 9,00	+ 6,00	+ 2,75	+ 2,25	+ 2,75
	+045	+036	+036	+027	+013	+003	+003
	+041	+042	+036	+030	+011	+006	+004
	+045	+045	+039	+027	+015	+003	+005
400	+047	+042	+039	+027	+016	+001	+002
media	+ 44,50	+ 41,25	+ 37,50	+ 27,75	+ 13,75	+ 3,25	+ 3,50
	+087	+083	+070	+042	+024	+007	+005
	+087	+087	+071	+042	+023	+006	+002
	+087	+087	+070	+042	+024	+005	+004
800	+092	+090	+071	+045	+026	+007	+004
media	+ 88,25	+ 86,75	+ 70,50	+ 42,75	+ 24,25	+ 6,25	+ 3,75
	+131	+123	+100	+066	+036	+010	+004
	+130	+123	+106	+067	+037	+012	+005
	+137	+124	+102	+066	+037	+012	+004
1200	+132	+123	+103	+067	+037	+012	+005
media	+132,50	+123,25	+102,75	+ 66,50	+ 36,75	+ 11,50	+ 4,50
	+180	+160	+133	+085	+049	+016	+004
	+177	+159	+133	+087	+047	+015	+005
	+175	+157	+135	+086	+045	+015	+004
1600	+176	+161	+134	+087	+047	+014	+005
media	+177,00	+159,25	+133,75	+ 86,25	+ 47,00	+ 15,00	+ 4,50

	+223	+197	+164	+107	+060	+021	+002
	+220	+203	+164	+106	+060	+022	+003
	+221	+201	+166	+105	+059	+021	+003
2000	+220	+204	+167	+105	+060	+020	+002
media	+221,00	+201,25	+165,25	+105,75	+ 59,75	+ 21,00	+ 2,50
	+262	+240	+196	+124	+071	+023	+002
	+264	+240	+196	+126	+075	+026	+003
	+269	+244	+197	+127	+071	+024	+004
2400	+267	+240	+197	+125	+072	+025	+004
media	+266,25	+241,00	+196,50	+125,50	+ 72,25	+ 24,50	+ 3,25
	+300	+270	+225	+145	+081	+027	+002
	+297	+270	+225	+145	+084	+029	+004
	+300	+273	+226	+145	+084	+029	+002
2800	+300	+270	+227	+145	+084	+027	+002
media	+299,25	+270,75	+225,75	+145,00	+ 83,25	+ 28,00	+ 2,50
	+357	+306	+259	+164	+093	+031	+003
	+357	+306	+259	+165	+094	+035	+003
	+357	+309	+259	+164	+094	+032	+005
3200	+360	+306	+261	+163	+094	+033	+005
media	+357,75	+306,75	+259,50	+164,00	+ 93,75	+ 32,75	+ 4,00
	+372	+349	+279	+184	+105	+040	+005
	+375	+345	+279	+184	+105	+037	+003
	+381	+345	+279	+182	+105	+039	+003
3600	+375	+342	+276	+184	+105	+039	+002
media	+375,75	+342,75	+278,25	+183,50	+105,00	+ 38,75	+ 3,25
	+423	+372	+303	+204	+117	+044	+004
	+423	+375	+303	+203	+115	+041	+001
	+423	+378	+306	+203	+114	+043	+003
4000	+428	+375	+309	+202	+116	+044	+005
media	+424,75	+375,00	+305,25	+203,00	+115,50	+ 43,00	+ 3,25
	+013	+015	+019	+009	+011	+005	+004
	+014	+013	+017	+010	+010	+003	+005
	+011	+014	+019	+015	+009	+002	+008
0	+013	+013	+017	+014	+011	+005	+007
media	+ 12,75	+ 13,75	+ 18,00	+ 12,00	+ 10,25	+ 3,75	+ 4,50

Ca ajutorul mediei aritmetice a rezultatelor măsurătorilor au fost calculate eforturile unitare corespunzătoare. In figura



Variatia efortului unitar  $G$  in traductorul TR1 in functie de adincimea excavatiei „h”:

FIG. 4.4

4.4 este reprezentată grafic variația eforturilor unitare  $\sigma$  în funcție de mărimea forței  $F$ , pentru diferite adâncimi  $h$  ale excavației.

Așa cum se observă din figură, odată cu creșterea adâncimii de excavație  $h$ , eforturile unitare în traductorul rezistiv TRI au scăzut, ajungând la valori apropiate de zero pentru adâncimea de excavație  $h = 6$  mm. Rezultatele măsurărilor indică o variație liniară a efortului unitar  $\sigma$  în funcție de forța  $F$ .

Se constată o abatere a valorilor eforturilor unitare  $\sigma$ , obținute prin încercarea experimentală pentru  $h = 0$ , (situația în care nu a început excavația) și eforturile unitare calculate cu ajutorul relației  $\sigma = M/W$ . Această abatere se datorează faptului că, din motive impuse de cerințele excavației, grinda folosită a avut o lățime mare în comparație cu înălțimea sa, raportul dintre înălțimea și lățimea secțiunii transversale fiind mai mic decât 2 ( $50/30 = 1,67$ ).

În figura 4.5 este arătată, descreșterea eforturilor unitare determinate experimental cu ajutorul traductorului TRI, la fața exterioară a centrului zonei în jurul căreia s-a făcut excavația, în funcție de adâncimea  $h$  a acestei excavații. Din reprezentarea grafică se observă cum eforturile unitare scad pe măsură creșterii adâncimii excavației, tindând spre zero pentru toate valorile forței  $F$  cu care a fost solicitată grinda.

În cadrul acestui experiment, diametrul excavației înelare efectuate a fost de 15 mm. Având în vedere că pentru adâncimea excavației  $h$  de 6 mm s-au constatat deformații specifice apropiate de zero, s-a tras concluzia că raportul dintre înălțimea și diametrul excavației, la care nu se mai resimte influența stării de solicitare din piesă asupra feței exterioare a cilindrului format prin excavație, este de ordinul  $6:15 = 0,4$ .

În tabelul 4.2 sînt date valorile eforturilor unitare  $\sigma$ , calculate în dreptul traductorului rezistiv TRI cu relația  $\sigma = M/W$ , precum și valorile eforturilor unitare deduse din deformațiile specifice induse de același traductor rezistiv pentru fiecare treaptă de încărcare. Alături de valorile eforturilor unitare deduse experimental, este indicată și valoarea procentuală pe care ele o reprezintă față de eforturile unitare calculate teoretic.

Așa cum s-a mai specificat, în cazul măsurătorii dinaintea începerii excavației se constată o diferență destul de însemnată, de ordinul 17%, între valorile calculate ale eforturilor unitare și cele determinate experimental.

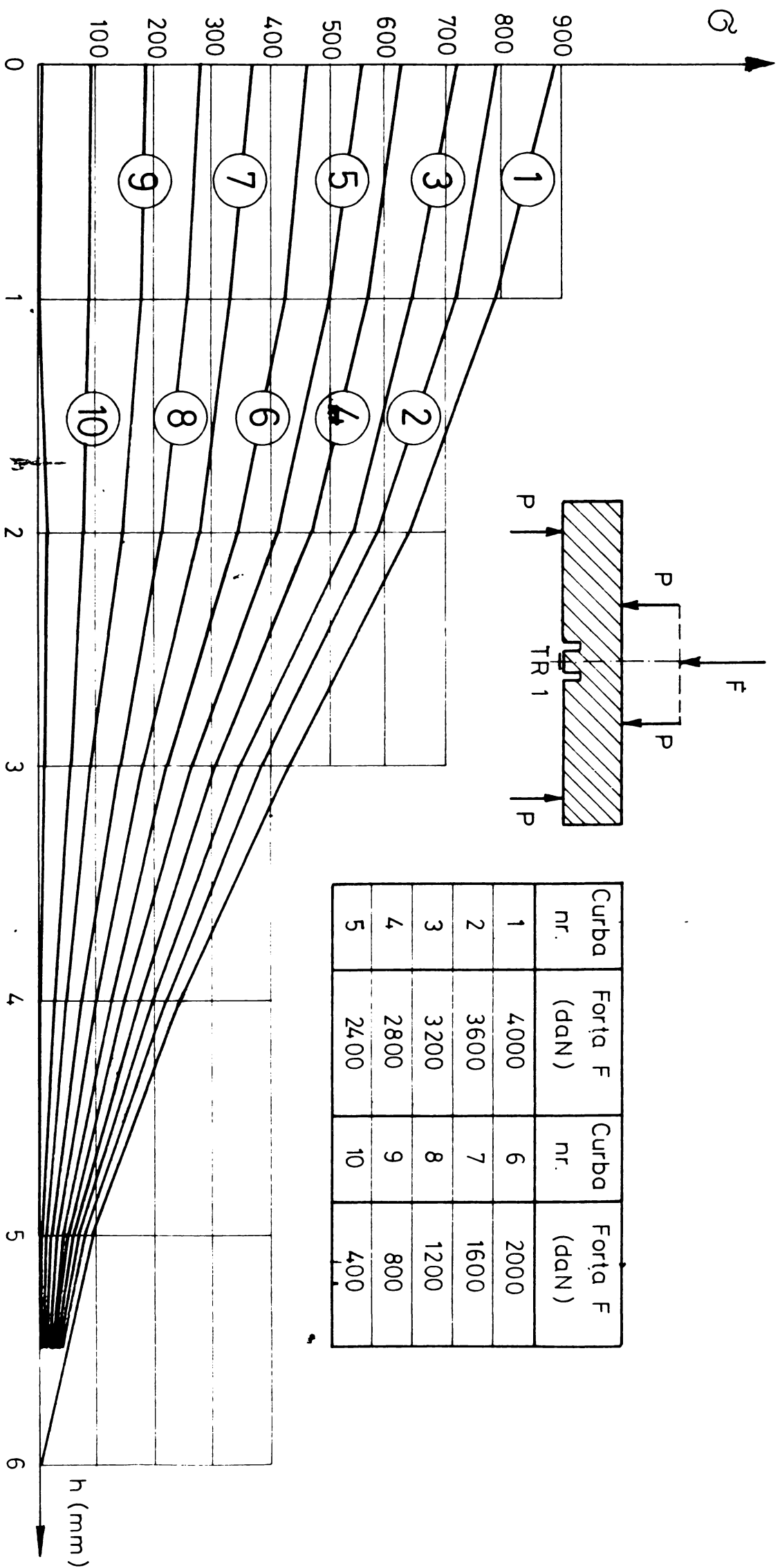


FIG. 4.5



Tabelul 4.2.

Forța F daN	$\sigma = \frac{F}{S}$ daN/cm <sup>2</sup>	Eforturi unitare $\sigma$ determinate experimental la adâncimea "h" (mm)													
		0		1		2		3		4		5		6	
		$\sigma$	%	$\sigma$	%	$\sigma$	%	$\sigma$	%	$\sigma$	%	$\sigma$	%	$\sigma$	%
0	0	4	-	1	-	19	-	13	-	6	-	5	-	6	-
400	112	94	84	87	78	79	71	58	52	29	26	7	6	7	6
800	224	185	83	182	81	148	66	90	40	51	23	13	6	8	4
1200	336	278	83	259	77	216	64	140	42	77	23	24	7	10	3
1600	448	372	83	335	75	281	63	181	40	99	22	32	7	10	2
2000	560	464	83	423	76	347	62	222	40	126	23	44	8	5	1
2400	672	559	83	506	75	413	61	264	39	152	23	52	8	7	1
2800	784	629	80	569	76	474	60	305	39	175	22	59	8	5	1
3200	896	751	84	644	72	545	61	344	38	197	22	69	8	8	1
3600	1008	789	78	720	71	584	58	385	38	221	22	81	8	7	1
4000	1120	890	80	788	70	641	57	426	38	243	22	90	8	7	1
0	0	27	-	29	-	38	-	25	-	22	-	8	-	3	-

Pentru cazul adâncimii de excavație "h" de 6 mm, se observă că eforturile unitare măsurate reprezintă abia circa 1% din cele calculate teoretic, cu alte cuvinte valori nesemnificative, care indică relaxarea completă a materialului.

În tabelul 4.3 sînt înscrise alungirile specifice indicate de traductorul rezistiv TR2. Valorile eforturilor unitare corespunzătoare sînt foarte mici ele indicînd păstrarea aproximativ neschimbată a poziției axei neutre și după efectuarea excavației înelare.

Tabelul 4.3.

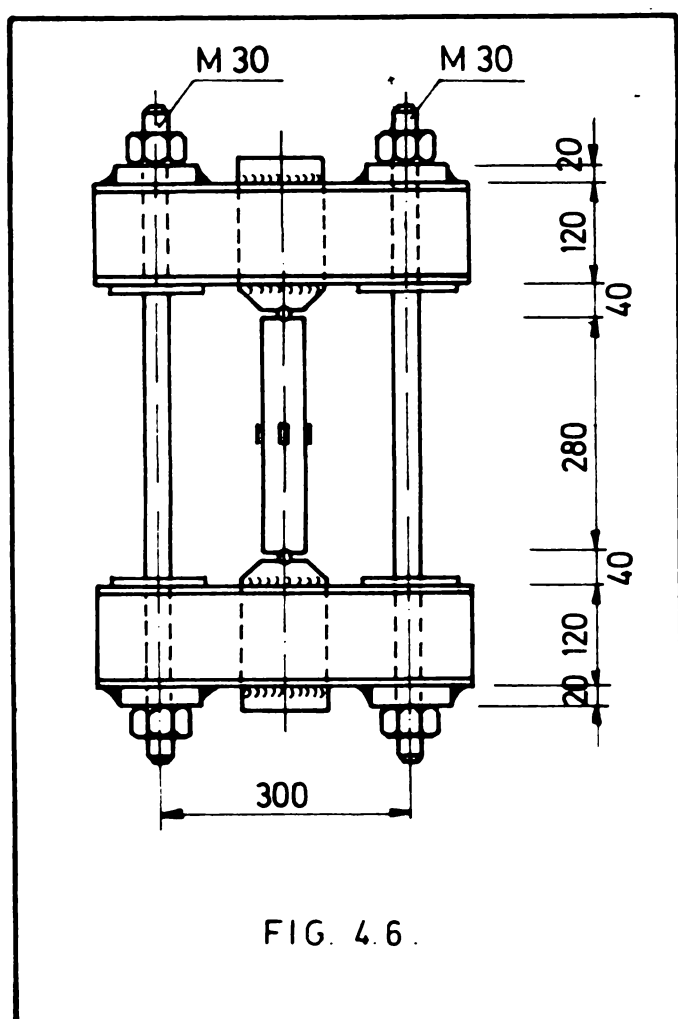
Forța F daN	A d î n c î m e a de e x c a v a ț i e "h" (mm)							
	0	1	2	3	4	5	6	
	+ 035	+ 001	+ 006	+ 010	+ 009	+ 002	+ 001	
	+ 035	+ 000	+ 006	+ 010	+ 009	+ 002	+ 001	
	+ 036	+ 001	+ 006	+ 010	+ 009	+ 001	+ 001	
0	+ 034	+ 001	+ 006	+ 010	+ 007	+ 002	+ 001	
	+ 013	+ 006	+ 009	+ 010	+ 010	+ 005	+ 005	
	+ 012	+ 004	+ 009	+ 012	+ 010	+ 004	+ 005	
	+ 013	+ 004	+ 007	+ 010	+ 010	+ 005	+ 004	
400	+ 014	+ 004	+ 009	+ 012	+ 009	+ 005	+ 005	

	+ 013	+ 006	+ 010	+ 015	+ 012	+ 007	+ 006
	+ 013	+ 005	+ 010	+ 015	+ 010	+ 006	+ 005
	+ 014	+ 004	+ 010	+ 015	+ 011	+ 007	+ 007
800	+ 013	+ 004	+ 010	+ 015	+ 010	+ 006	+ 006
	+ 015	+ 006	+ 011	+ 016	+ 013	+ 009	+ 007
	+ 016	+ 006	+ 011	+ 016	+ 013	+ 009	+ 009
	+ 016	+ 006	+ 011	+ 015	+ 014	+ 007	+ 008
1200	+ 016	+ 004	+ 011	+ 015	+ 012	+ 009	+ 007
	+ 020	+ 006	+ 014	+ 017	+ 015	+ 010	+ 010
	+ 019	+ 005	+ 013	+ 018	+ 015	+ 011	+ 010
	+ 020	+ 004	+ 013	+ 017	+ 016	+ 011	+ 009
1600	+ 019	+ 005	+ 013	+ 017	+ 016	+ 011	+ 010
	+ 021	+ 009	+ 014	+ 021	+ 017	+ 012	+ 012
	+ 021	+ 007	+ 014	+ 021	+ 018	+ 012	+ 011
	+ 021	+ 007	+ 014	+ 020	+ 017	+ 013	+ 011
2000	+ 021	+ 008	+ 014	+ 019	+ 017	+ 013	+ 009
	+ 022	+ 010	+ 017	+ 024	+ 020	+ 016	+ 012
	+ 022	+ 011	+ 017	+ 022	+ 019	+ 014	+ 012
	+ 023	+ 011	+ 016	+ 022	+ 017	+ 013	+ 012
2400	+ 022	+ 010	+ 016	+ 022	+ 017	+ 013	+ 010
	+ 021	+ 010	+ 017	+ 025	+ 019	+ 016	+ 014
	+ 024	+ 011	+ 018	+ 025	+ 021	+ 015	+ 013
	+ 021	+ 011	+ 019	+ 024	+ 021	+ 015	+ 013
2800	+ 021	+ 011	+ 017	+ 024	+ 021	+ 015	+ 012
	+ 026	+ 014	+ 020	+ 027	+ 023	+ 016	+ 014
	+ 025	+ 014	+ 020	+ 027	+ 024	+ 019	+ 013
	+ 025	+ 013	+ 022	+ 027	+ 023	+ 017	+ 013
3200	+ 026	+ 013	+ 021	+ 026	+ 023	+ 017	+ 013
	+ 030	+ 015	+ 022	+ 027	+ 026	+ 017	+ 013
	+ 029	+ 016	+ 023	+ 026	+ 023	+ 017	+ 013
	+ 029	+ 017	+ 023	+ 027	+ 024	+ 017	+ 014
3600	+ 029	+ 016	+ 022	+ 027	+ 024	+ 017	+ 013
	+ 031	+ 020	+ 024	+ 030	+ 025	+ 020	+ 014
	+ 032	+ 019	+ 024	+ 029	+ 027	+ 019	+ 015
	+ 032	+ 019	+ 024	+ 029	+ 026	+ 019	+ 015
4000	+ 031	+ 019	+ 023	+ 030	+ 026	+ 019	+ 014
	+ 013	+ 002	+ 009	+ 009	+ 007	+ 005	+ 004
	+ 013	+ 002	+ 008	+ 010	+ 007	+ 005	+ 002
	+ 013	+ 002	+ 009	+ 011	+ 006	+ 005	+ 003
0	+ 014	+ 001	+ 010	+ 009	+ 007	+ 005	+ 004

#### 4.2.2. Determinarea adâncimii necesare de excavare prin măsurători tensometrice pe epruvete solicitate la compresiune.

Metoda experimentală de determinare a adâncimii necesare de excavare prezentată în paragraful precedent a necesitat descărcarea epruvetei pentru efectuarea fiecărei trepte de excavare de câte 1mm. În vederea înlăturării acestui inconvenient și pentru a determina adâncimea necesară de excavare în cazul solicitării la compresiune, a fost conceput un dispozitiv special.

Dispozitivul (fig.4.6), este alcătuit din două jumătăți, compus din două perechi de profile



U12, asamblate cu plăcuțe și prevăzute la mijloc cu o placă de 40 mm grosime, în care, prin intermediul unor bile, se fixează bare ce urmează a fi comprimate cu ajutorul a doi tiranți  $\emptyset 30$  dispuși lateral față de bară și prevăzuți cu piulițe de strângere. Strângerea piulițelor s-a făcut cu o cheie dinometrică, solicitând bare la compresiune, astfel ca eforturile generate să nu depășească limite de elasticitate a materialului.

Dimensiunile dispozitivului de solicitare la compresiune au fost în așa fel alese încât el să poată fi montat pe platoul

unei mașini de frezat, cu ajutorul căreia s-au efectuat excavațiile, tot în trepte de câte 1 mm, dar fără a mai fi necesară descărcarea barei între două măsurători succesive.

În total au fost efectuate determinări pe 4 bare solicitate la compresiune, barele diferind atât ca configurație cât și ca mod de realizare a excavarilor materialului din jurul traductorilor rezistivi.

4.2.2.1. Măsurători pe bare comprimate I. Bare comprimate I, având dimensiunile din figura 4.7 are următoarele caracteristici geometrice :

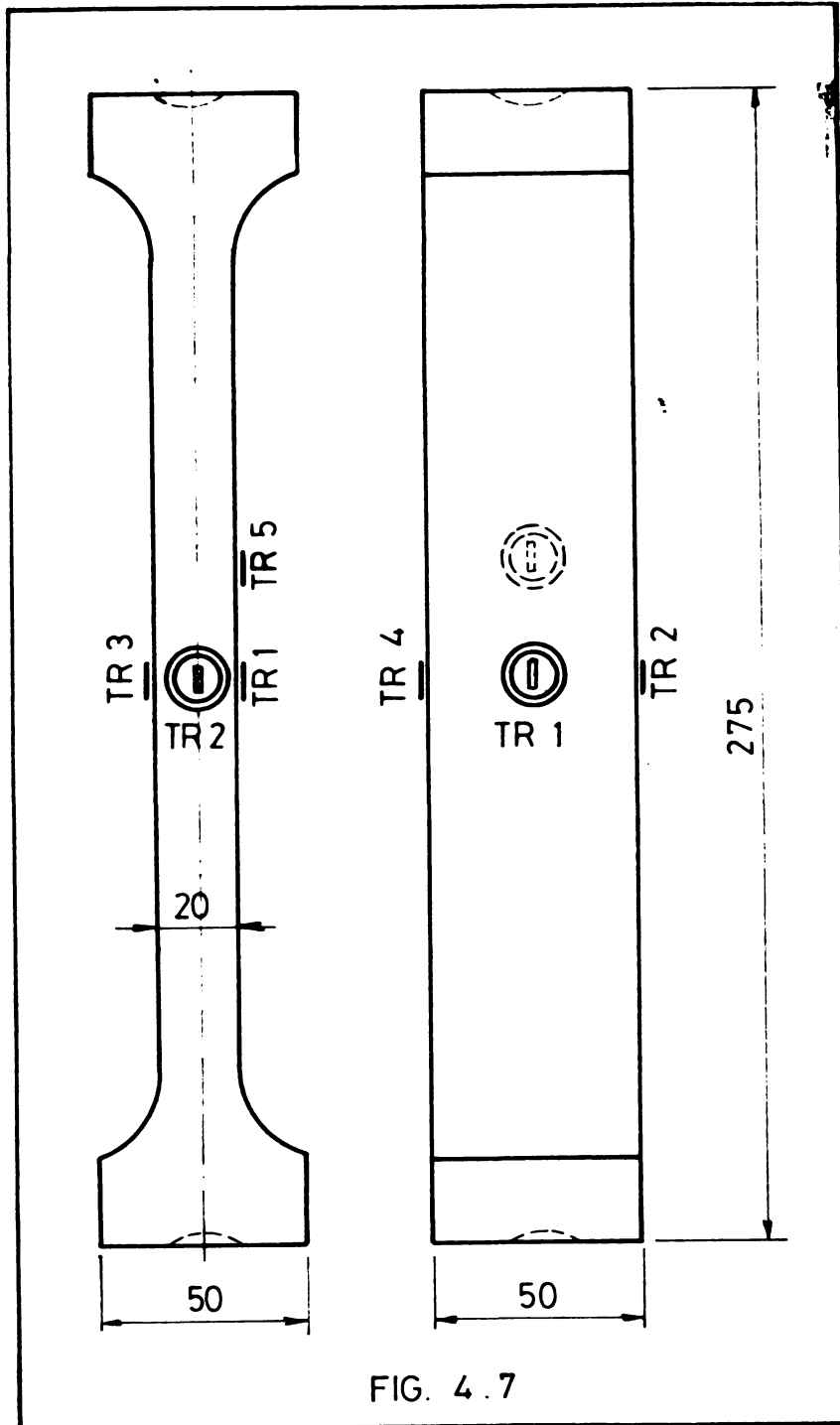


FIG. 4.7

$$\begin{aligned} A &= 5 \times 2 = 10 \text{ cm}^2 \\ I &= \frac{5 \times 2^3}{12} = 3,23 \text{ cm}^4 \\ i &= \sqrt{\frac{3,23}{10}} = 0,57 \text{ cm} \\ l_f &= 28 \text{ cm} \\ \lambda &= \frac{28}{0,57} = 49 \quad \varphi = \\ &= 0,817. \end{aligned}$$

La mijlocul ei pe fiecare din cele patru fețe, a fost lipit câte un traductor rezistiv PHILIPS tip PR 9833k/e3 PE .

Bara a fost așezată în dispozitivul de comprimare, și înainte de-a strânge piulițele s-a făcut citirea de zero.

Deși s-a urmărit a aplicarea cât mai centrică a încărcării, prin intermediul unor bile dispuse la extremitățile barei (fig.4.8), așa cum rezultă din figura

4.9, eforturile unitare din cei 4 traductori rezistivi, dispuși la mijlocul barei pe cele 4 fețe, nu au rezultat egale, existând o diferență sensibilă în special între traductorii 1 și 3(30%) și relativ neînsemnată între traductorii 2 și 4(8%).

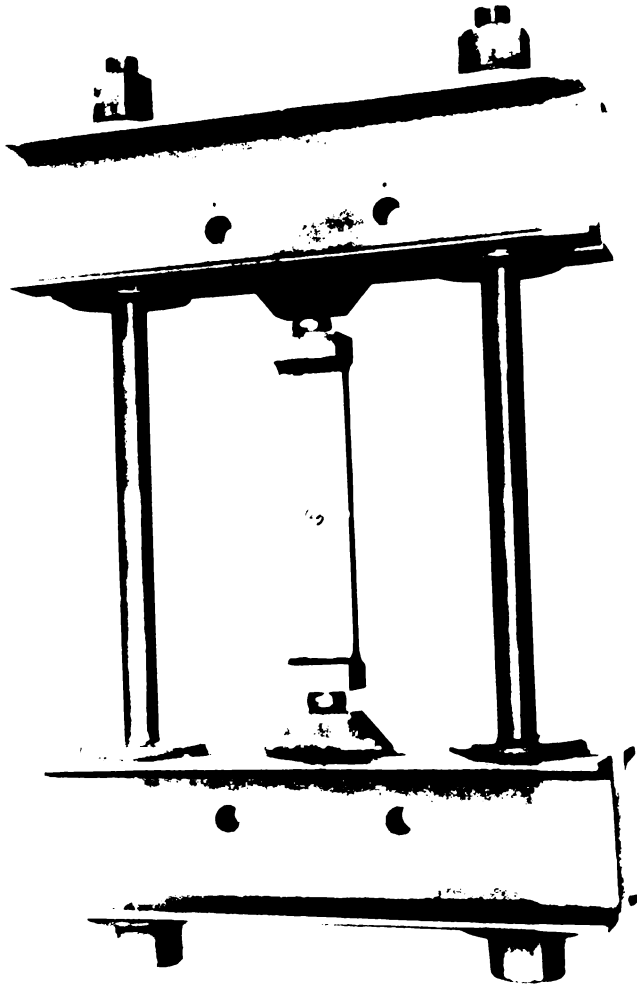
Pe bara astfel solicitată s-a executat mai întâi excoavția din jurul traductorului rezistiv 1 în cinci trepte de câte 1mm.

După fiecare treaptă de excoavare s-au făcut citiri ale deformațiilor specifice atât la traductorul rezistiv 1 cât și la ceilalți trei traductori. Evident a fost necesară doar deconectarea traductorului 1 de la instalația de măsură, în vederea efectuării treptelor de excoavare.

În continuare s-a început excoavarea în jurul traductorului rezistiv 2, dar din cauze ruperii frezei traductorul a fost

soos din lucru.

S-a efectuat apoi excavația din jurul traductorului 3 la a



cărei terminare s-au destrins piulițele pentru a verifica dacă traductorul 4 se descarcă complet de efort. În final s-a efectuat excavația din jurul traductorului 4.

Rezultatele înregistrărilor la puntea de măsură, precum și eforturile unitare aferente sînt date în tabelul 4.4. pentru fiecare excavație în parte.

Reprezentarea grafică a variației eforturilor unitare în funcție de adîncimea excavațiilor efectuate în jurul traductorilor 1, 3 și 4 sînt date în figurile 4.9, 4.10 și 4.11.

În figura 4.9 se observă mai întîi o descărcare completă de efort în dreptul traductorului 1

la o adîncime a excavației de 5 mm. De asemenea, indiferent de adîncimea excavației, eforturile unitare din ceilalți traductori

REZULTATELE MĂSURĂTORILOR EXPERIMENTALE LA BARA COMPRIMATĂ I.

Tabelul 4.4.

Traductorul rezistiv nr.	mm	0	1	2	3	4	5	Descăr- cat
EXCAVARE ÎN JURUL TRADUCTORULUI REZISTIV 1								
1		619	335	191	55	28	1	-
		1300	703	401	115	59	2	-
2		572	571	573	571	573	577	-
		1201	1199	1203	1199	1203	1212	-
3		441	424	414	403	395	391	-
		926	890	869	846	830	821	-
4		535	536	539	541	542	546	-
		1123	1126	1132	1136	1138	1147	-
EXCAVARE ÎN JURUL TRADUCTORULUI REZISTIV 3								

3	334	264	153	150	93	68	144
	701	554	321	315	195	143	302
4	531	529	524	527	527	526	3
	1115	1111	1100	1107	1107	1105	6
<b>EXCAVARE IN JURUL TRANSDUCTORULUI REZISTIV 4</b>							
3	70	58	60	57	38	-	122
	+147	+122	+126	+120	+80	-	+256
4	607	414	197	28	-15	-	46
	1274	869	414	59	-30	-	97

au rămas relativ constante, traductorul 3 indicând o ușoară scădere iar traductorul 4 o ușoară creștere. Excavarea în jurul traductorului 2 a fost ratată din cauze ruperii frezei. La excavarea din jurul traductorului 3, nu s-a constatat o descărcare completă a acestuia până la adâncimea excavației de 5 mm, iar după descărcare a apărut chiar o ușoară creștere a efortului unitar în dreptul acestui traductor, în timp ce în dreptul traductorului 4 eforturile unitare au rămas constante în timpul excavării și au dispărut complet la descărcarea barei.

În sfârșit, la excavarea din jurul traductorului 4, pentru o adâncime a excavației de 4 mm s-au constatat eforturi unitare foarte reduse, iar apoi, în timp ce se efectua treapta a cincea de excavare s-a rupt din nou freza. S-au efectuat măsurători pentru epruveta descărcată, iar pentru adâncimea de excavare de 5 mm s-a presupus o variație a eforturilor unitare liniară treaptă în diagrame cu linie întreruptă.

Din analize diagraamelor din figurile 4.9 ... 4.11 se constată că descărcarea completă de efort la traductorii în jurul cărora au fost efectuate excavații cu diametrul de 12 mm se produce atunci când adâncimea acestor excavații este de ordinul 5 mm, cu alte cuvinte când raportul  $h/d = 5:12 = 0,417$ .

**4.2.2.2. Măsurători pe bare comprimate II.** Dificultățile create de ruperea frezelor în timpul excavărilor la bare comprimate I au condus la decizia de-a efectua determinări pe încă o bară cu aceleași dimensiuni (fig.4.7). La această bară, pe una din fețele laterale, s-au lipit doi traductori rezistivi, 1 și 5 în scopul verificării obținerii unor rezultate identice.

După echilibrarea de zero, excavațiile s-au efectuat în urmă-



BARA COMPRIMATA I

VARIATIA EFORTURILOR UNITARE IN TRADUCTORII 1,2,3,4 ȘI 5 IN TIMPUL EFECTUARII EXCAVAȚIEI IN JURUL TRADUCTORULUI 1.

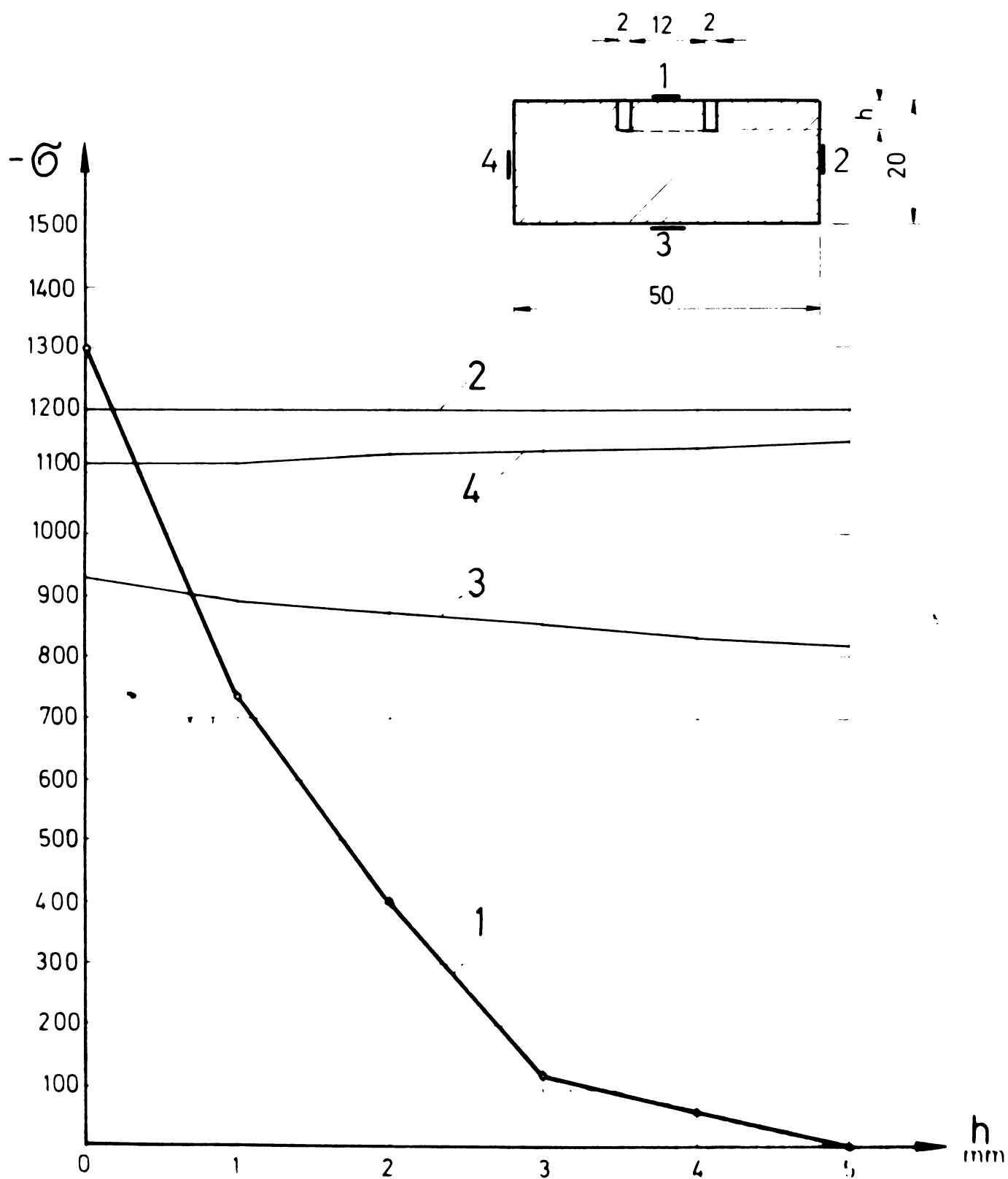


FIG 49

BARA COMPRESĂ 100

VARIATIA EFORTURILOR UNITARE IN TRADUCTORII 1 SI 4 IN TIMPUL EFECTUĂRII EXCAVATIEI IN JURUL TRADUCTORULUI 3

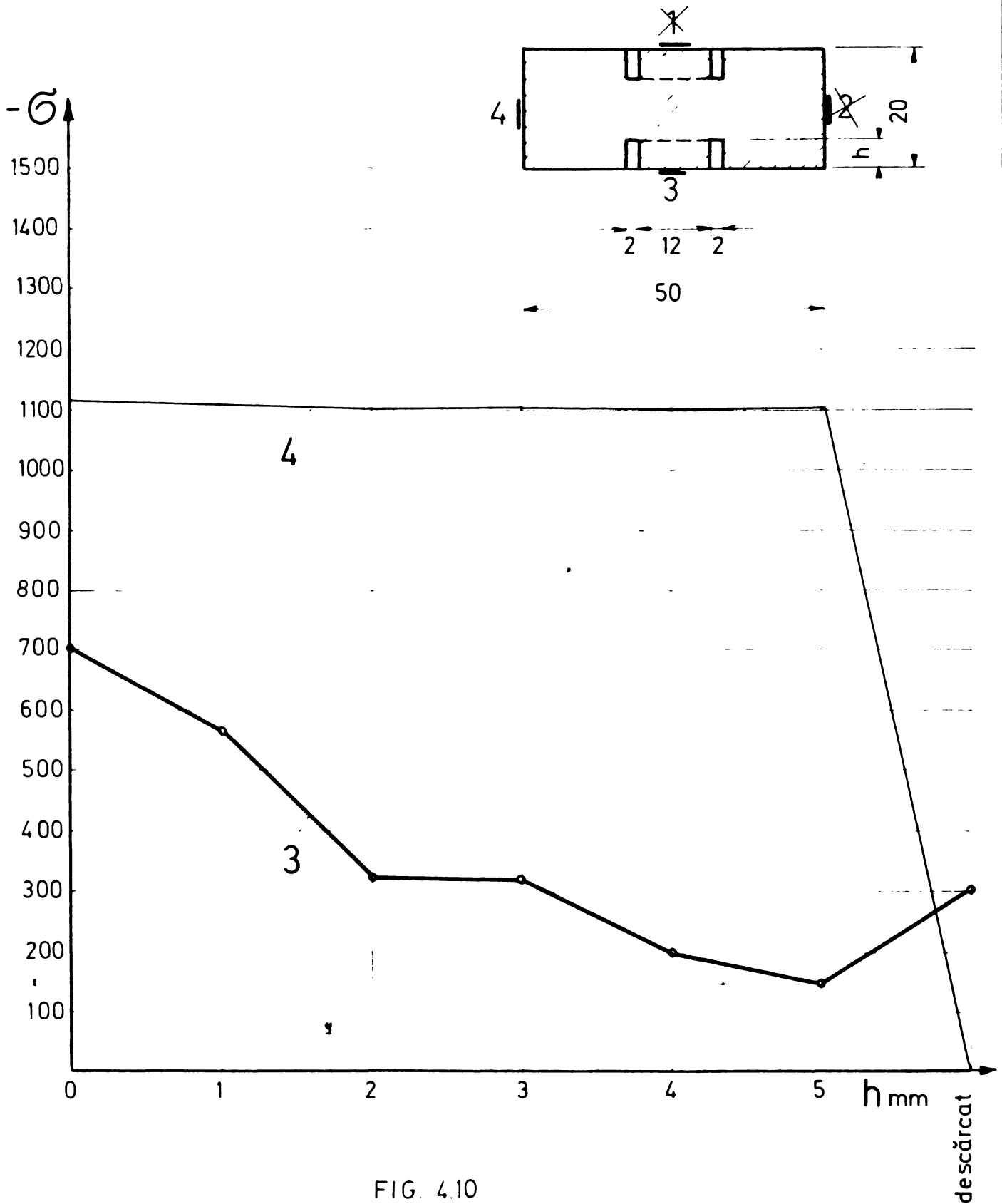


FIG. 4.10

BARA COMPRIATA I

VARIATIA EFORTURILOR UNITARE IN TRADUCTORUL 4 IN TIMPUL EFECTUARII EXCAVATIEI IN JURUL TRADUCTORULUI 4.

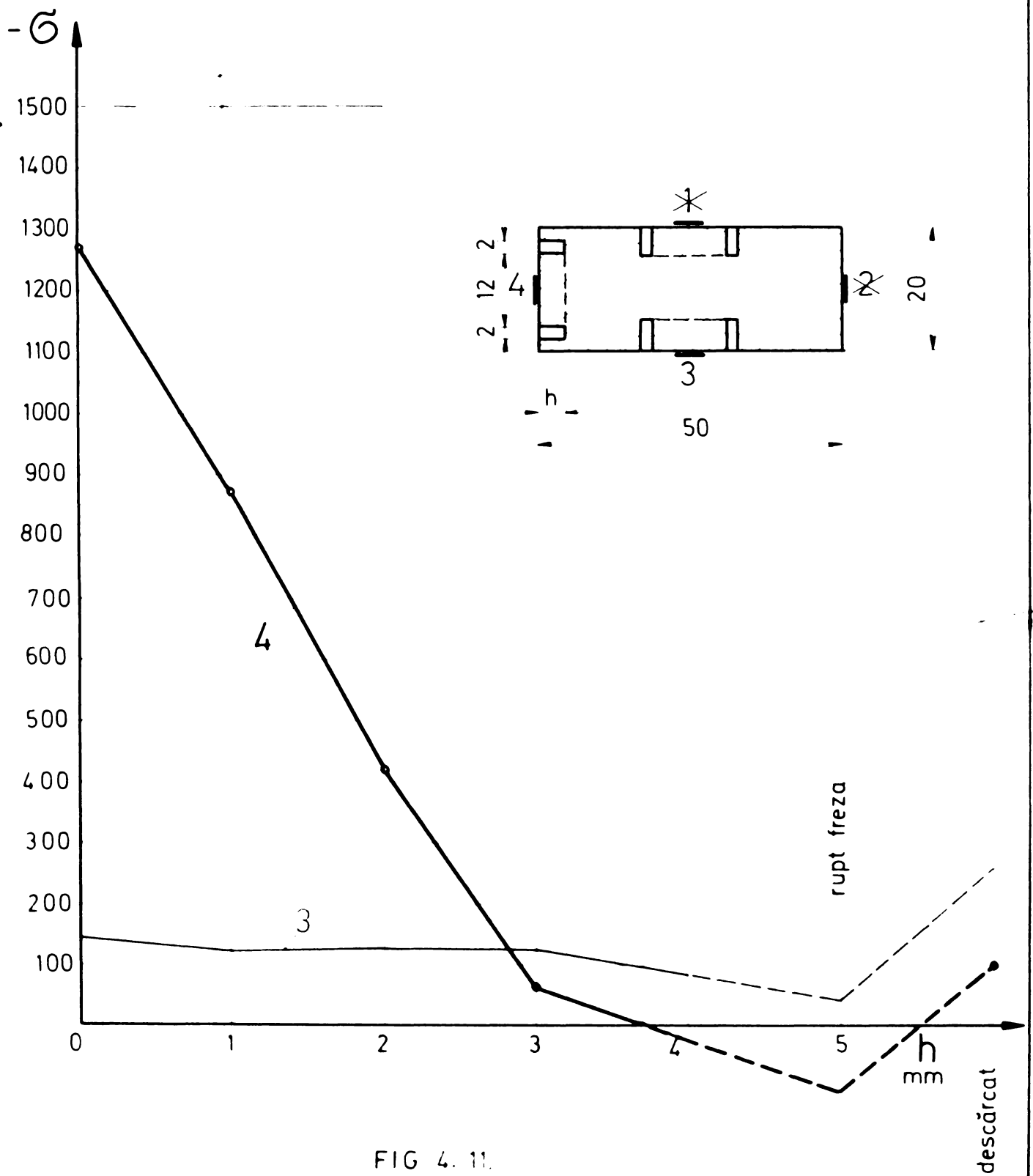


FIG 4. 11.

toarea ordine : 1, 5, 3, 2 și 4. După fiecare treaptă cu adâncime de cîte 1 mm, s-au înregistrat deformațiile specifice indicate de toți cei cinci traductori rezistivi cu ajutorul cărora s-au calculat eforturile unitare corespunzătoare. Rezultatele înregistrărilor și eforturile unitare corespunzătoare sînt date în tabelul 4.5.

REZULTATELE MĂSURĂTORILOR EXPERIMENTALE LA BARA COMPRIMATĂ II.

Tabelul 4.5

Traductorul rezistiv nr.	h (mm)	0	1	2	3	4	5	Descr- cat
<b>EXCAVARE IN JURUL TRADUCTORULUI REZISTIV 1.</b>								
1	$\epsilon$	682	505	272	127	63	40	132
	$\sigma$	1432	1060	571	267	132	84	277
2	$\epsilon$	730	729	723	724	728	727	8
	$\sigma$	1533	1531	1518	1520	1529	1527	17
3	$\epsilon$	746	735	696	695	714	716	36
	$\sigma$	1567	1543	1462	1460	1499	1504	76
4	$\epsilon$	724	720	720	720	724	726	2
	$\sigma$	1520	1512	1512	1512	1520	1525	4
5	$\epsilon$	691	698	697	690	690	688	14
	$\sigma$	1451	1466	1464	1449	1449	1445	29
<b>EXCAVARE IN JURUL TRADUCTORULUI REZISTIV 5.</b>								
1	$\epsilon$	41	45	48	51	53	55	-145
	$\sigma$	86	94	101	107	111	115	-305
2	$\epsilon$	729	732	727	731	736	740	6
	$\sigma$	1531	1537	1527	1535	1546	1554	13
3	$\epsilon$	670	646	658	652	647	641	31
	$\sigma$	1407	1357	1382	1369	1359	1346	65
4	$\epsilon$	730	730	729	734	739	742	0
	$\sigma$	1533	1533	1531	1541	1552	1558	0
5	$\epsilon$	622	506	317	126	22	-17	73
	$\sigma$	1306	1063	666	265	46	-36	153
<b>EXCAVARE IN JURUL TRADUCTORULUI REZISTIV 3</b>								
1	$\epsilon$	38	36	37	33	30	-28	-143
	$\sigma$	80	76	78	69	63	-59	-300
2	$\epsilon$	720	724	726	725	726	723	7
	$\sigma$	1512	1520	1524	1522	1525	1518	15
3	$\epsilon$	577	500	331	210	143	-	-
	$\sigma$	1212	1050	695	441	300	-	-

./.

4	$\epsilon$	742	743	742	749	739	732	0
	$\sigma$	1558	1560	1558	1554	1552	1537	0
5	$\epsilon$	-13	-18	-21	-24	-26	-26	-107
	$\sigma$	-27	-38	-44	-50	-55	-55	-225
EXCAVARE IN JURUL TRANSDUCTORULUI REZISTIV 2								
1	$\epsilon$	-47	-47	-43	-44	-38	-43	-144
	$\sigma$	-99	-99	-99	-92	-80	-90	-302
2	$\epsilon$	735	531	268	67	31	74	-25
	$\sigma$	1546	1115	563	141	65	155	-52
3	$\epsilon$	339	334	343	352	290	345	394
	$\sigma$	712	701	720	739	609	724	827
4	$\epsilon$	747	738	726	708	683	655	39
	$\sigma$	1369	1559	1525	1487	1434	1376	82
5	$\epsilon$	28	13	23	20	30	63	-14
	$\sigma$	59	27	48	42	63	132	-29
EXCAVARE IN JURUL TRANSDUCTORULUI REZISTIV 4								
1	$\epsilon$	114	112	111	112	114	118	-15
	$\sigma$	239	235	233	235	239	248	-31
2	$\epsilon$	291	293	291	293	292	291	164
	$\sigma$	611	615	611	615	613	611	344
3	$\epsilon$	-182	-190	-197	-195	-199	-194	-317
	$\sigma$	-382	-399	-414	-409	-418	-407	-666
4	$\epsilon$	-717	-603	-423	-280	-197	-166	-286
	$\sigma$	-1506	-1266	-888	-588	-414	-349	-601
5	$\epsilon$	31	46	41	52	46	50	-16
	$\sigma$	65	97	86	109	97	105	-34

Valorile eforturilor unitare conținute de acest tabel sînt reprezentate grafic în figurile 4.12 ... 4.16 pentru fiecare execuție în parte în funcție de adîncimea execuției  $h$ . Din analizele lor rezultă următoarele concluzii.

În primul rînd eforturile unitare inițiale în punctele supuse măsurării au fost sensibil egale, fiind cuprinse între 1400 și 1550  $\text{daN/cm}^2$ .

Decăderea de efort pe fața cu traductorii rezistivi în jurul cărora s-au practicat execuții indică o scădere mai pronunțată a eforturilor unitare pentru primele trei trepte de excavare și ceva mai redusă la următoarele două.

În general pentru adîncimea de excavare  $h$  de 5 mm, traductorii rezistivi au indicat o stagnare a deformațiilor specifice.

BARA COMPRIMATA II

VARIATIA EFORTURILOR UNITARE IN TRADUCTORII 1,2,3,4 SI 5 IN TIMPUL EFECTUĂRII EXCAVAȚIEI IN JURUL TRADUCTORULUI 1

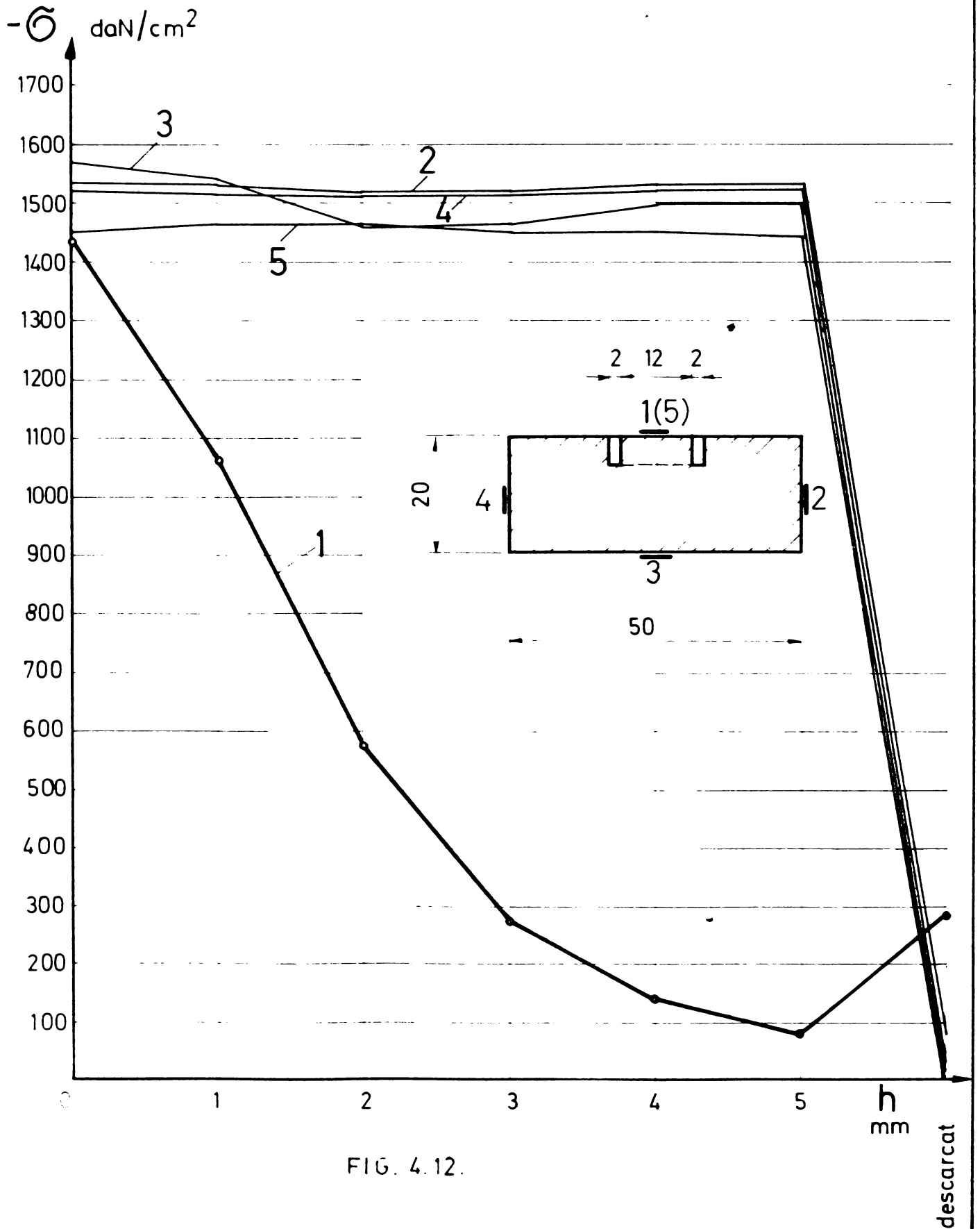


FIG. 4.12.



### BARA COMPRIMATA II

VARIATIA EFORTURILOR UNITARE IN TRADUCTORII 1,2,3,4 ȘI 5 IN TIMPUL EFECTUARII EXCAVATIEI IN JURUL TRADUCTORULUI 5

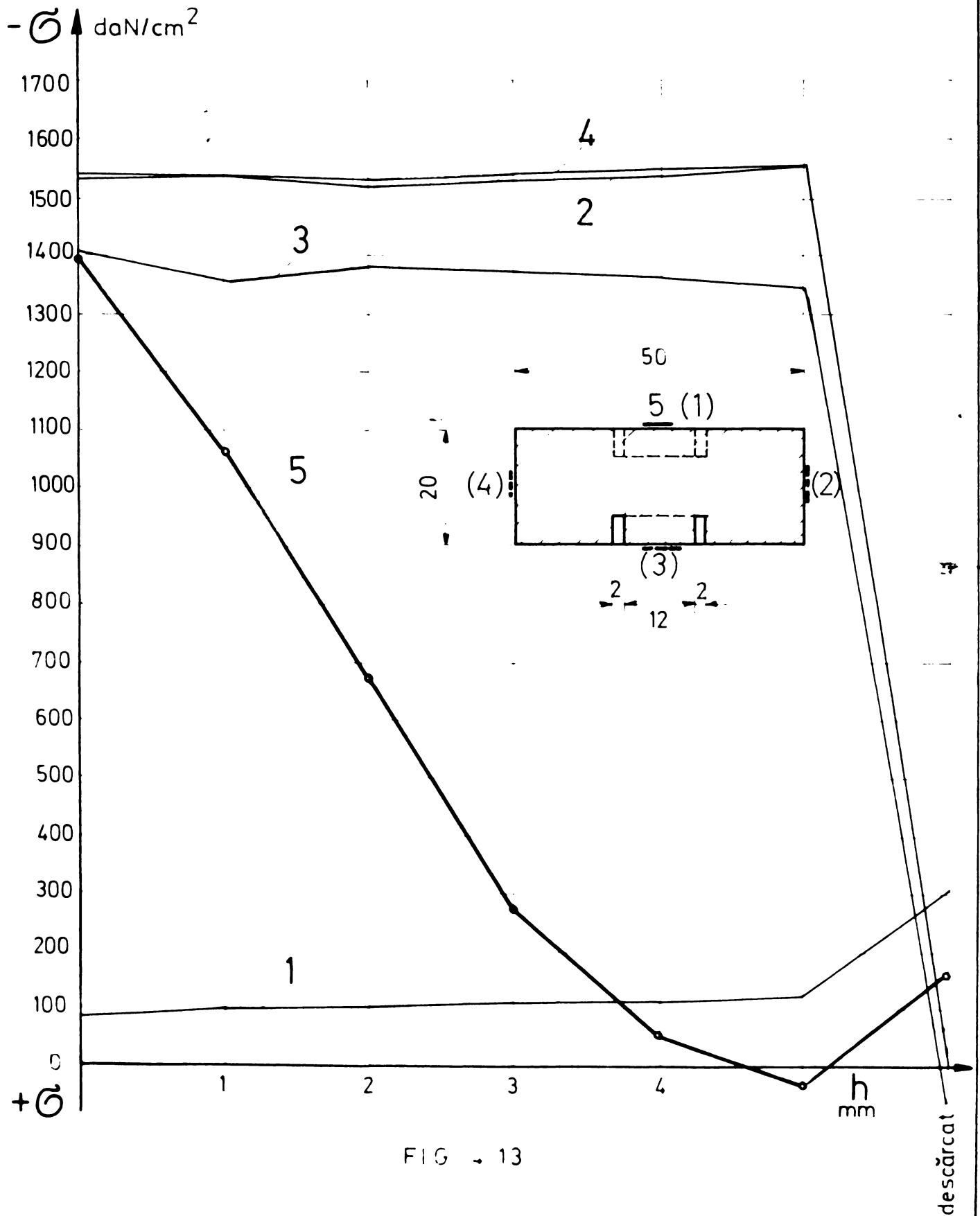


FIG. 13

BARA COMPRIMATA II

VARIATIA EFORTURILOR UNITARE IN TRADUCTORII 1,2,3,4 SI 5 IN TIMPUL EFECTUARII EXCAVATIEI IN JURUL TRADUCTORULUI 3.

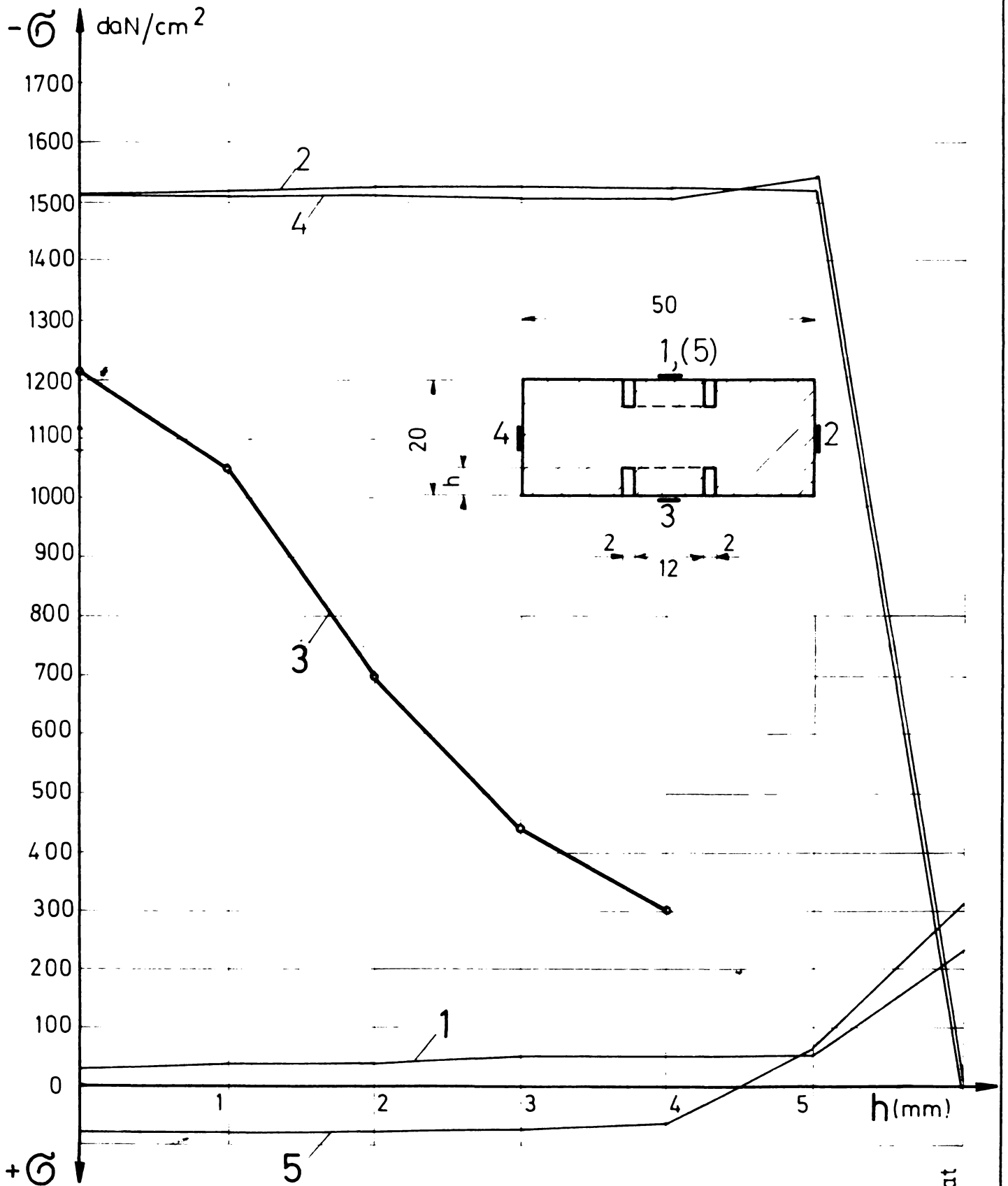


FIG. 4.14.

descărcat

VARIAȚIA EFORTURILOR UNITARE IN  
 TRADUCTORII 1,2,3,4 ȘI 5 IN TIMPUL EFECTUĂRII  
 EXCAVAȚIEI IN JURUL TRADUCTORULUI 2.

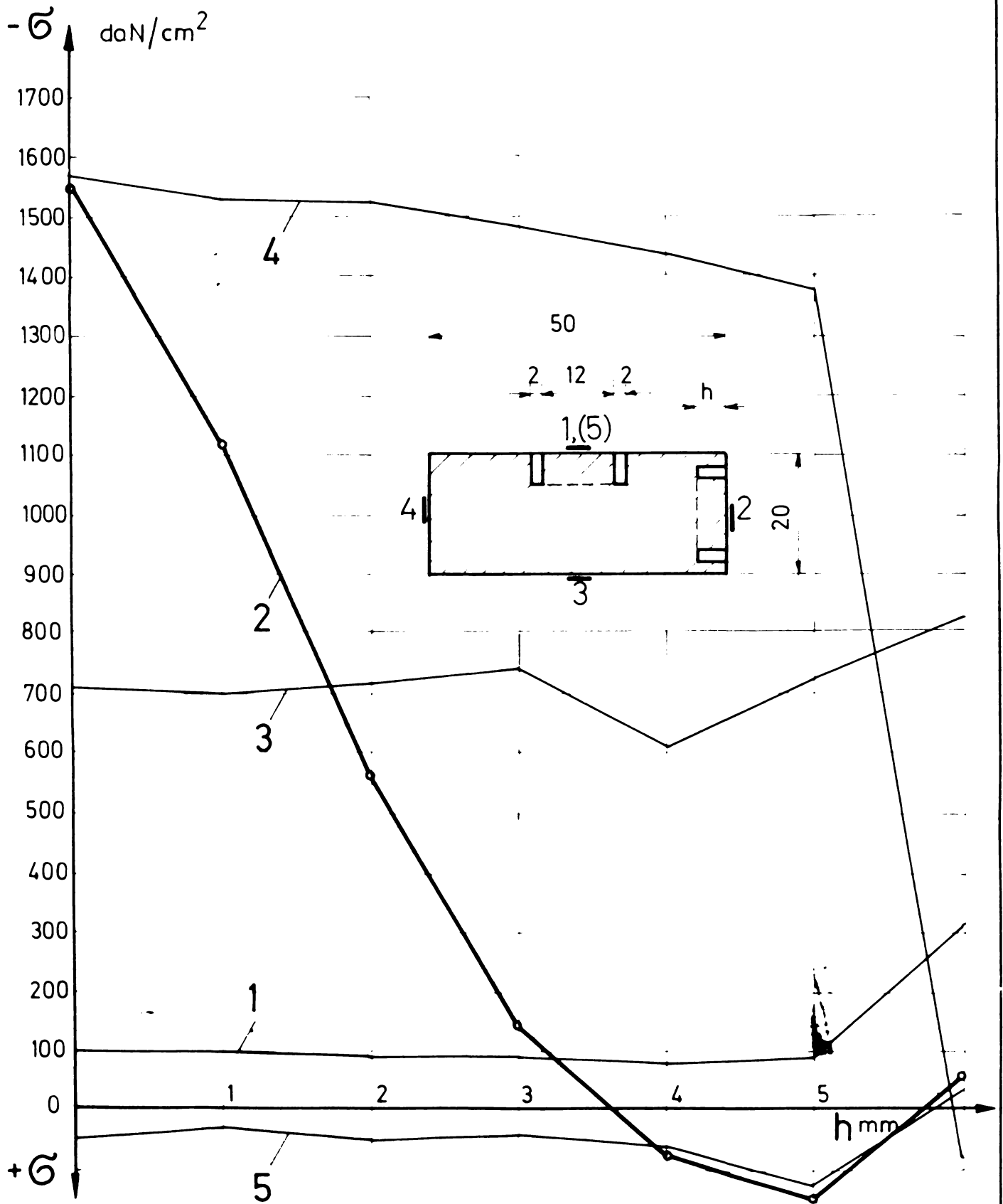


FIG 4 15

BARA COMPRIMATA II

VARIATIA EFORTURILOR UNITARE IN TRADUCTORII 1,2,3,4 ȘI 5 IN TIMPUL EFECTUARII EXCAVAȚIEI IN JURUL TRADUCTORULUI 4.

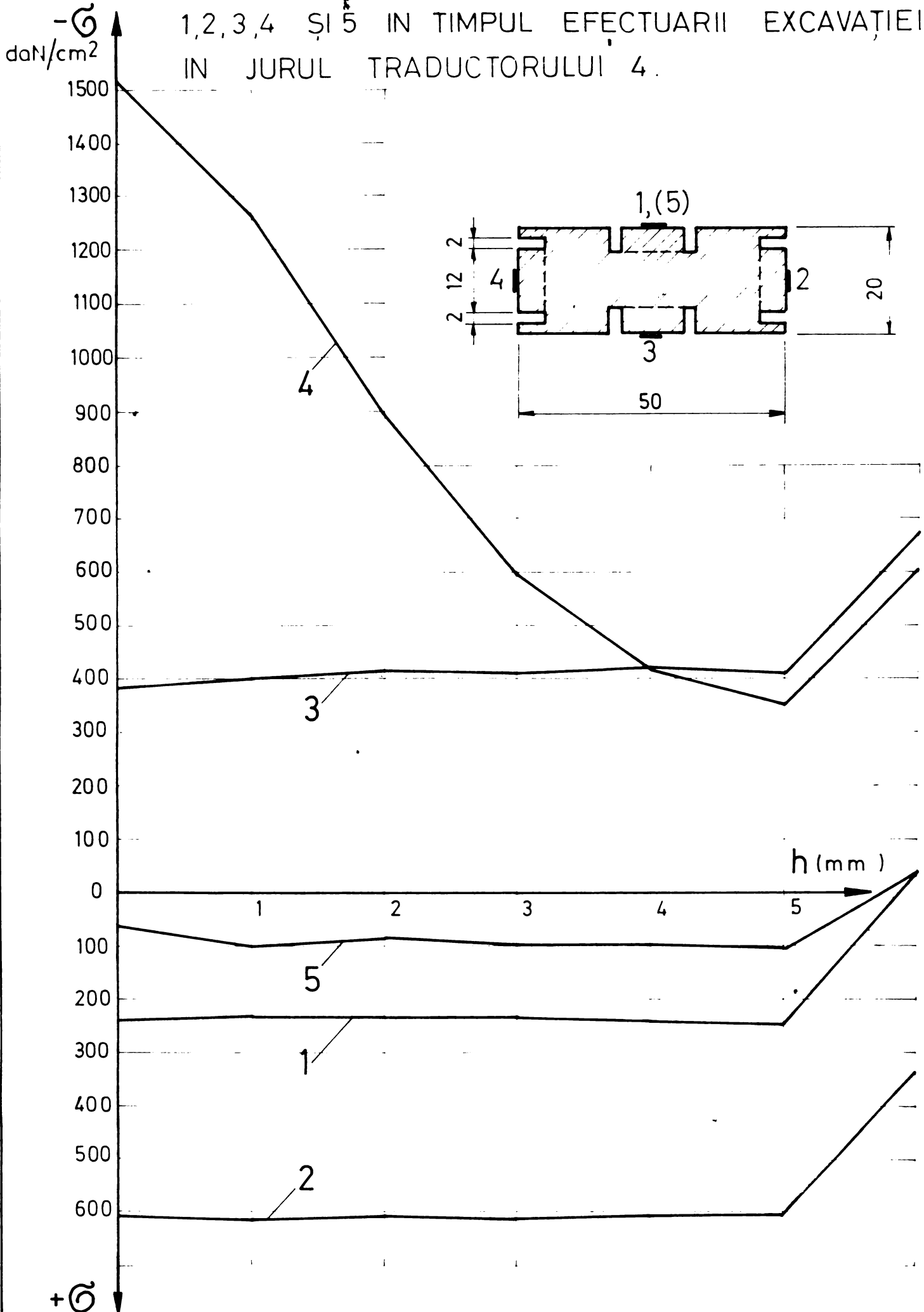


FIG 4. 16 .

coresponsătoare unor eforturi unitare apropiate de zero.

În timpul efectuării excavării în jurul unui traductor, ceilalți traductori au indicat menținerea constantă a efortului unitar inițial, iar la descărcarea epruvetei eforturile unitare au scăzut la zero.

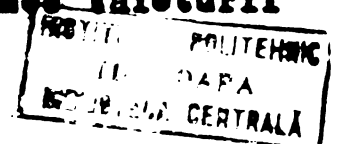
La efectuarea excavării în jurul traductorului rezistiv 3, în timpul executării celei de-a cincea trepte de adâncime, s-a produs ruperea frezei scotând traductorul din lucru.

În cadrul măsurătorilor doar traductorul rezistiv 4 nu a indicat o descărcare completă de efort pentru adâncimea de excavație  $h$  de 5 mm.

În afară de aceasta, din examinarea curbelor de descărcare de efort unitar suprapuse, (fig.4.17), se observă o ușoară creștere a eforturilor unitare la eliberarea barei prin destringerea piulițelor dispozitivului de compresiune. Acest lucru indică faptul că deși măsurătorile efectuate au indicat și în acest caz o adâncime de excavație necesară de 5 mm (0,417 d), pentru eliberarea de efort a feței exterioare a cilindrului format prin excavație, această adâncime nu este suficientă pentru a elimina total influența solicitării de la baza interioară a cilindrului. Influența reziduată este însă relativ redusă așa cum rezultă din figură.

4.2.2.3. Măsurători pe bara comprimată III. Pentru determinarea adâncimii necesare de excavație printr-un procedeu care să nu mai necesite întreruperea legăturii dintre traductorii rezistivi și puntea tensometrică în timpul operației de realizare a izolării materialului din dreptul traductorului rezistiv de materialul învecinat, s-au făcut măsurători pe o bară comprimată, având secțiunea dreptunghiulară de 15x20 mm și lungimea de 285 mm (fig.4.18).

La mijlocul acestei bare, pe fețele cu lățime de 15 mm s-au lipit doi traductori rezistivi PHILIPS PR 9833 K/03 FR. Bara a fost montată în dispozitivul de solicitare la compresiune descris în paragraful 4.2.2 (fig.4.6) și încărcată cu o forță axială a cărei valoare a rămas constantă în timpul efectuării unor cunșe la extremitățile traductorului rezistiv TR1. Realizarea cunșelor s-a făcut în trepte de câte 1 mm, alternativ la cele două extremități ale traductorului rezistiv 1, măsurându-se deformațiile specifice produse ca urmare a creșterii adâncimii cunșelor. Rezultatele acestor măsurători precum și eforturile unitare aferente sînt date în tabelul 4.6. Reprezentarea grafică a variației eforturilor unitare în traductorii TR1 și TR2 în funcție de adâncimea săieturii



- 110 - BARA COMPRIMATA II  
 VARIATIA EFORTURILOR UNITARE  $\sigma$  IN  
 FUNCTIE DE ADINCIMEA TAIETURII  $h$ , LA  
 TRADUCTORII 1, 2, 3, 4 ŞI 5

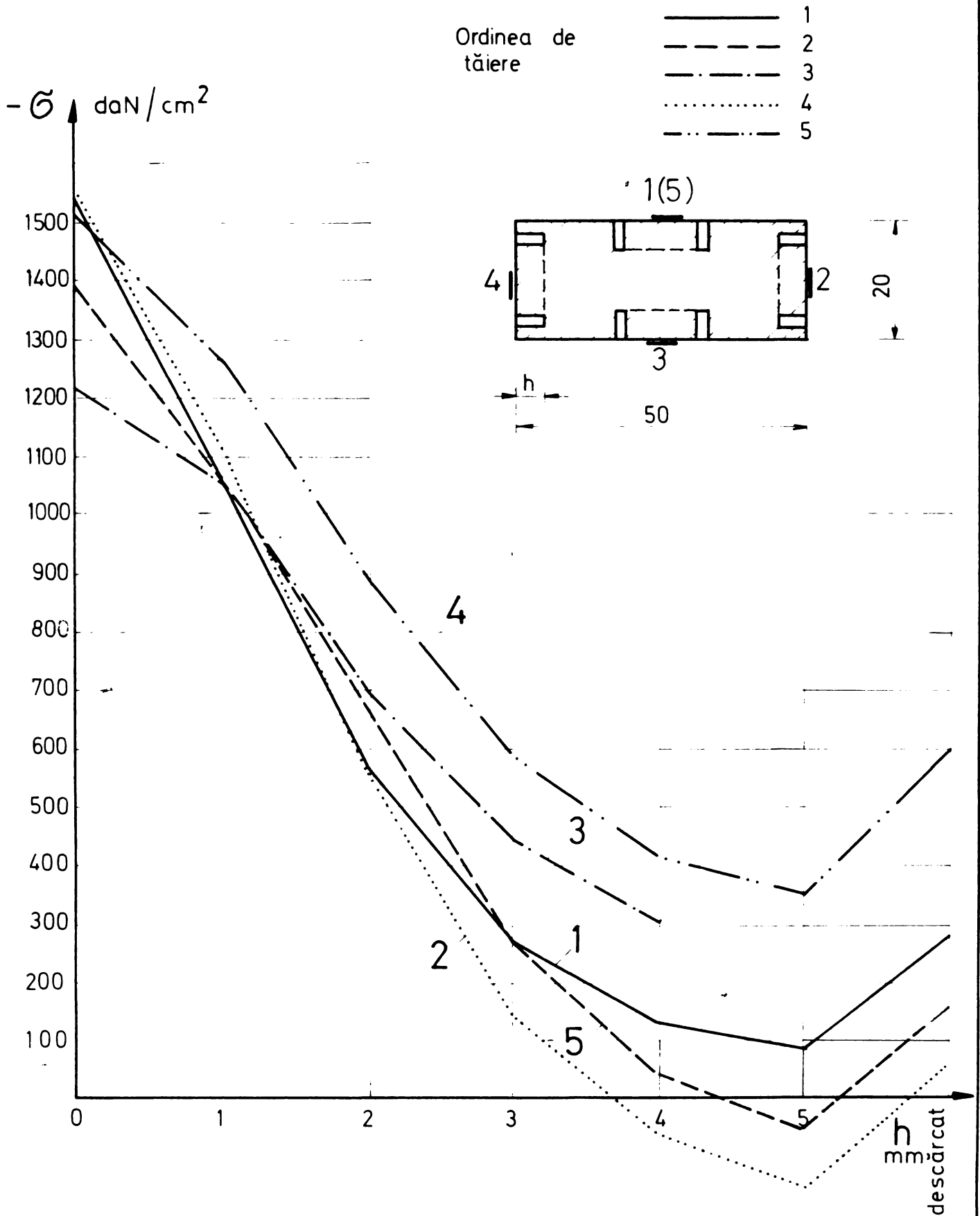


FIG. 4.17.



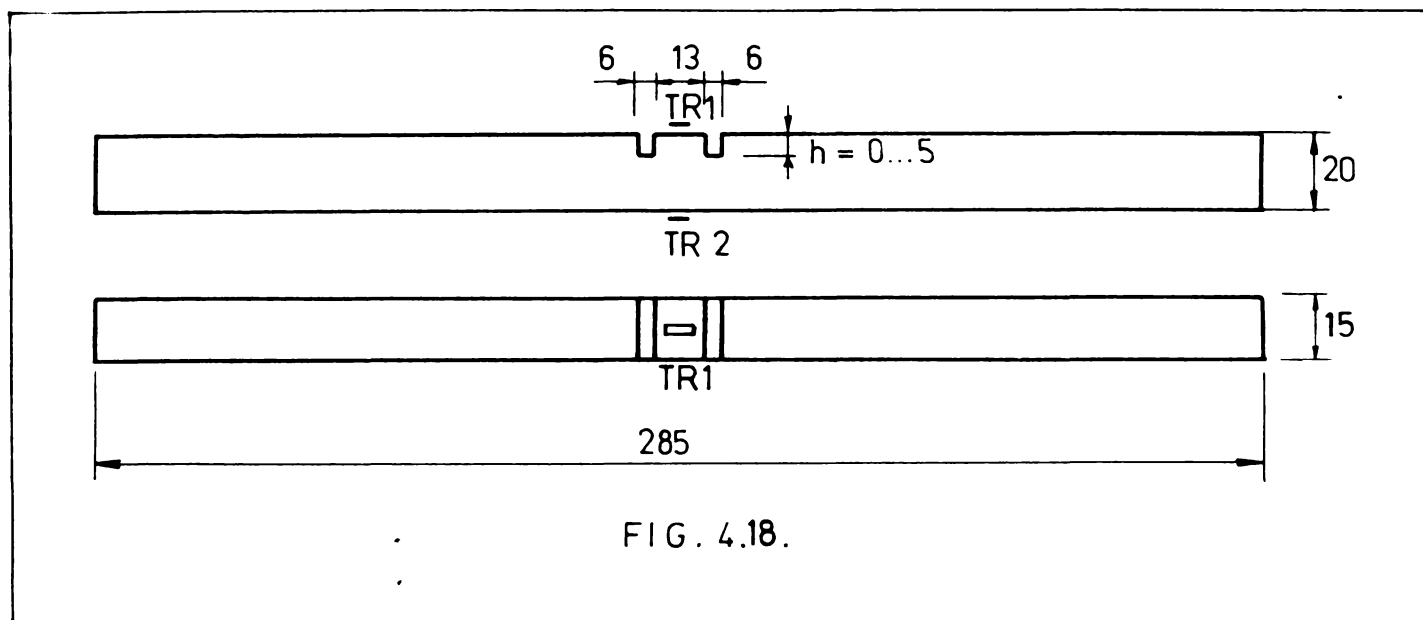


FIG. 4.18.

REZULTATELE MĂSURĂTORILOR EXPERIMENTALE LA BARA COMPRIMATĂ III.  
 N = 3250 daN Tabelul 4.6.

h (mm)		0	1		2		3		4		5		Des- căr- ost
TR	nr.		dr.	stg.	dr.	stg.	dr.	stg.	dr.	stg.	dr.	stg.	
1	ε	511	438	423	418	280	175	160	135	70	22	0	66
	σ	1073	920	888	878	588	368	336	283	147	46	0	139
2	ε	523	506	506	525	504	458	428	431	375	280	20	50
	σ	1098	1063	1063	1102	1056	962	899	905	788	588	504	105
CALCUL σ = -N/A + M/W	M	0	162,5		325		487,5		650		812,5		-
	W	1	e,9		0,81		0,72		0,64		0,565		-
	A	3	2,85		2,70		2,55		2,40		2,25		-
	N/A	1083	1140		1204		1275		1354		1444		-
	M/W	0	180		401		677		1015		1438		-
		1083	960		803		598		339		6		-

efectuate este dată în figura 4.19. Tot în această figură este trasată și variația efortului unitar de pe fața opusă tăieturii, calculat cu relația  $\sigma = -N/A + M/W$ .

Din figură se observă în primul rând că pentru o adâncire a tăieturii de 5 mm efortul unitar în dreptul traductorului rezistiv 1 a rezultat zero. De asemenea se remarcă faptul că la desăchroșarea barei traductorul amplitudinal a indicat o ușoară creștere a efortului unitar (cca 10%).

În traductorul rezistiv 2, pe măsură creșterii adâncimii tăieturii, efortul unitar a scăzut, ce arată a faptului că prin me-

BARA COMPRIMATA III

VARIATIA EFORTULUI UNITAR  $\sigma$  IN TRADUCTORII  
REZISTIV 1 SI 2 IN FUNCTIE DE ADINCIMEA  
ECUAȚIEI h.

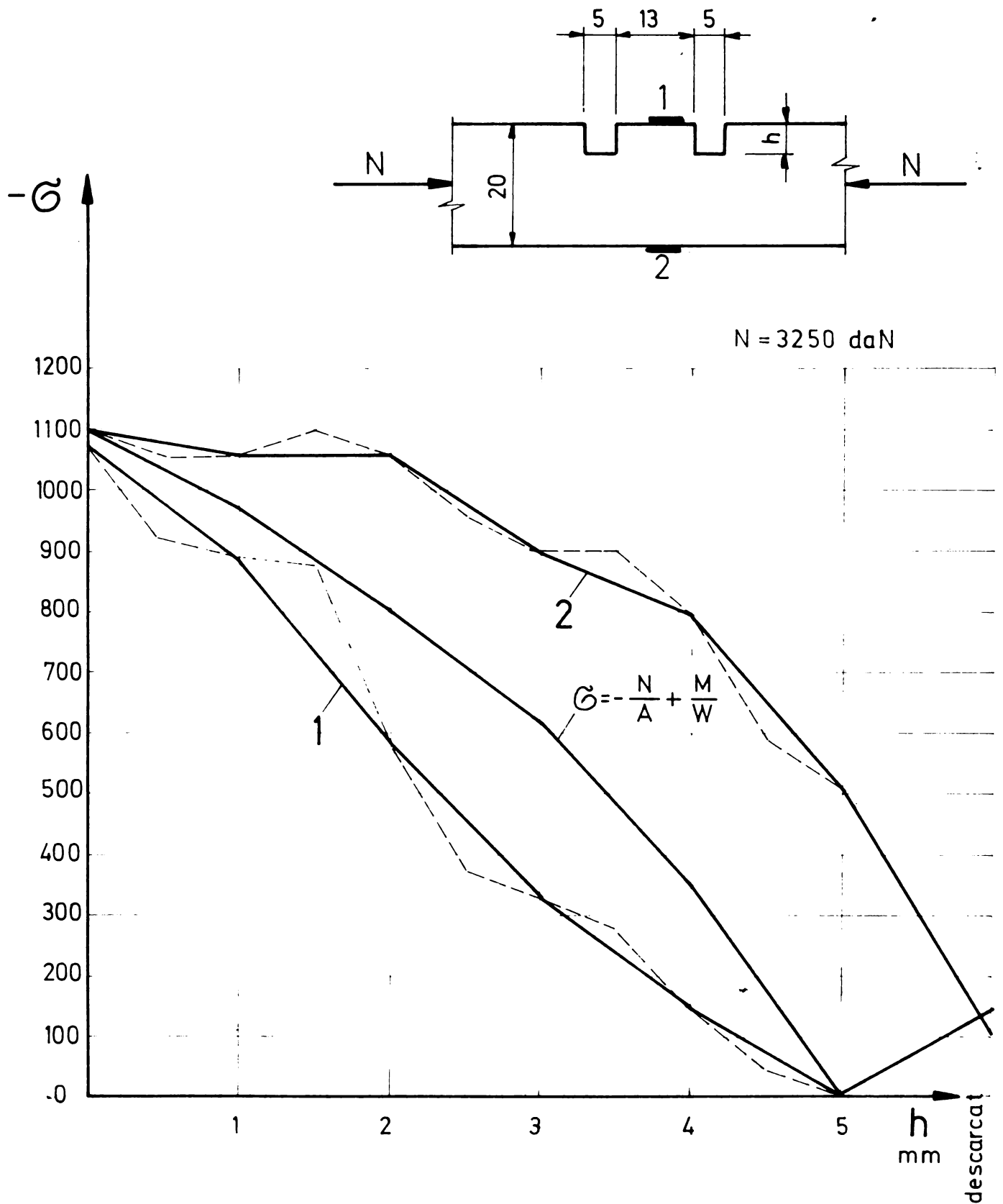
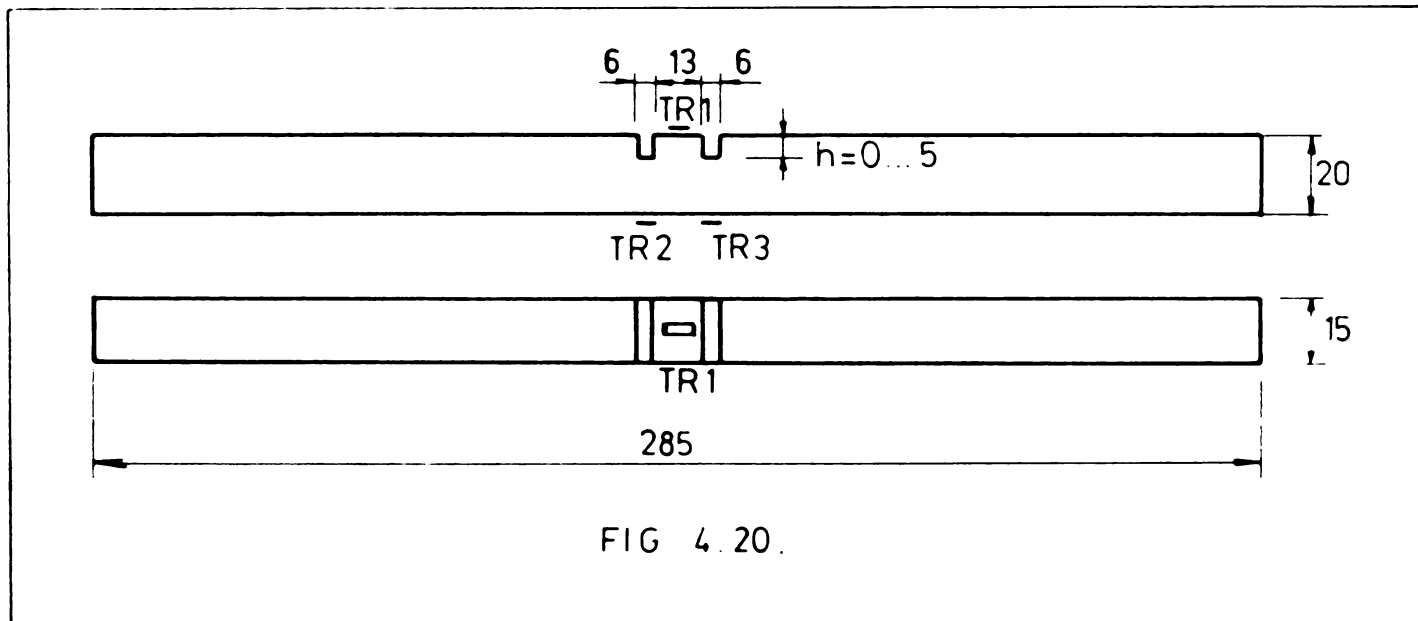


FIG. 4. 19.

dificarea poziției centrului de greutate datorită efectuării tăieturii, a apărut un moment încovoietor care a generat eforturi unitare de întindere în zona traductorului rezistiv 2. Valorile măsurate sînt însă mai mari decît cele calculate cu relația  $\sigma = -N/A + M/W$ . Acest lucru se explică prin faptul că în secțiunea transversală corespunzătoare traductorilor 1 și 2, schimbarea poziției centrului de greutate, datorită inactivității zonei dintre cele două tăieturi, este mai redusă decît în dreptul tăieturilor și ca atare efectul momentului încovoietor aferent este și el mai redus.

4.2.2.4. Măsurători pe bare comprimate IV. Pe bare comprimate IV (fig.4.20), avînd aceleași dimensiuni ca și bare comprimate III, au fost lipiți 3 traductori rezistivi de tip PHILIPS PR 9833 K/03 PE. Unul în vederea determinării adîncimii necesare de excavație (TR1) iar ceilalți doi (TR2 și TR3), explicați în partea opusă a zonelor de excavație, urmas să servească la verificarea variației tensiunii în zonele alăbite. Datorită modificării poziției centrului de greutate, se măsoară creșterea adîncimii de excavație  $h$ , în secțiunile alăbite spre un moment încovoietor  $M = N \cdot e$  (fig.4.21)



care produce eforturi unitare de întindere în partea opusă excavației, micșorînd efortul unitar de compresiune introdus inițial în bară prin comprimarea ei.

Bare comprimate IV a fost montată în dispozitivul de încărcare din figura 4.6 și supusă la o forță de compresiune  $N = 2475 \text{ daN}$ .

Valorile eforturilor unitare corespunzătoare feței opuse zonei excavate sînt calculate în tabelul 4.7 în funcție de adîncimea excavației  $h$ .

Rezultatele măsurătorilor efectuate în timpul realizării ex-

BARA COMPRIMATA IV.

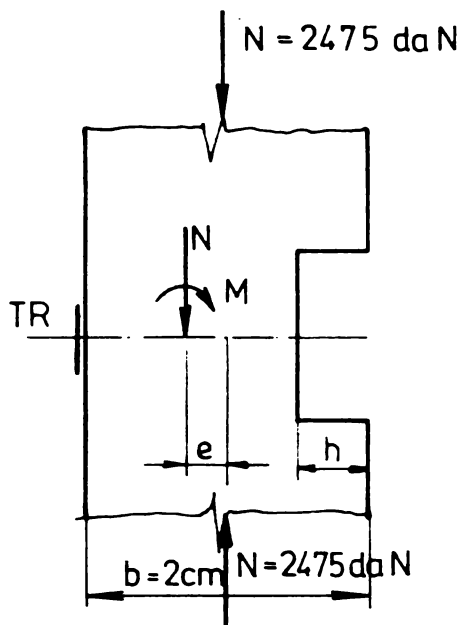


FIG. 4.21.

TABELUL 4.7

Adîncimea de excavării (mm)	Excentrici- tatea $e$ (mm)	$M = N \cdot e$ daN cm	$A$ $\text{cm}^2$	$W = \frac{1,5 \times (2-h)^2}{6}$ $\text{cm}^3$	$-\frac{N}{A} + \frac{M}{W}$ daN/cm <sup>2</sup>	$-\frac{N}{A} - \frac{M}{W}$ daN/cm <sup>2</sup>
0	0	0	3	1	-825	-825
1	0,5	123,5	2,85	0,9	-733	-1003
2	1	247,5	2,7	0,81	-611	-1221
3	1,5	371	2,55	0,72	-455	-1485
4	2	495	2,4	0,64	-250	-1806
5	2,5	617	2,25	0,565	-10	-2190

cavățiilor de la cele două extremități ale traductorului rezistiv TR1 sînt date în tabelul 4.8. Măsurătorile deformațiilor specifice au fost făcute după fiecare excavație de cîte 1 mm executată de o parte și de alta a traductorului rezistiv.

REZULTATELE MĂSURĂTORILOR EXPERIMENTALE LA BARA COMPRESĂ IV.  
N = 2475 daN Tabelul 4.8

h mm.	TR Nr	1		2		3	
		$\epsilon$	$\sigma$	$\epsilon$	$\sigma$	$\epsilon$	$\sigma$
0		411	863	374	785	374	785
1	dr.	375	750	305	640	382	802
	stg.	335	703	331	695	330	693
2	dr.	306	643	343	720	261	548
	stg.	233	489	275	567	266	559
3	dr.	167	351	198	416	271	569
	stg.	135	283	199	418	195	409
4	dr.	105	220	203	426	121	254
	stg.	55	115	125	262	123	258
5	dr.	25	52	43	90	126	265
	stg.	0	0	38	80	53	111
Deseșveat		13	27	-86	-181	-57	-118

Reprezentarea grafică a tensiunilor reziduale din traductorul rezistiv 1, precum și variația tensiunilor în dreptul traductorilor rezistivi 2 și 3, de pe feța opusă zonelor excavate, este dată în figura 4.22 în funcție de adîncimea excavației h. În aceeași figură este reprezentată și variația efortului unitar din dreptul traductorilor 2 și 3 calculată cu relația  $\sigma = -N/A \pm M/W$ .

După cum rezultă din figura 4.22, pentru o adîncime de excavație de 5 mm se constată o valoare totală a efortului unitar introdus inițial în bara comprimată IV (curba 1). Raportul dintre adîncimea excavației h, egală în final cu 5 mm și distanța dintre marginile celor două excavații, egală cu 12 mm, este :  $5:12 = 0,417$ . Această valoare corespunde cu valoarea raportului  $h/d = 0,4$ , găsite în cazul excavațiilor izolate.

Pe de altă parte se constată o bună concordanță între eforturile unitare determinate cu traductorii rezistivi 2 și 3 și cele calculate cu relația :  $\sigma = -N/A \pm M/W$  confirmându-se astfel corectitudinea măsurătorilor.

VARIAȚIA EFORTURILOR UNITARE ÎN TRADUCTORII 1, 2 ȘI 3, ÎN FUNCȚIE DE ADÂNCIMEA EXCAVAȚIEI  $h$ .

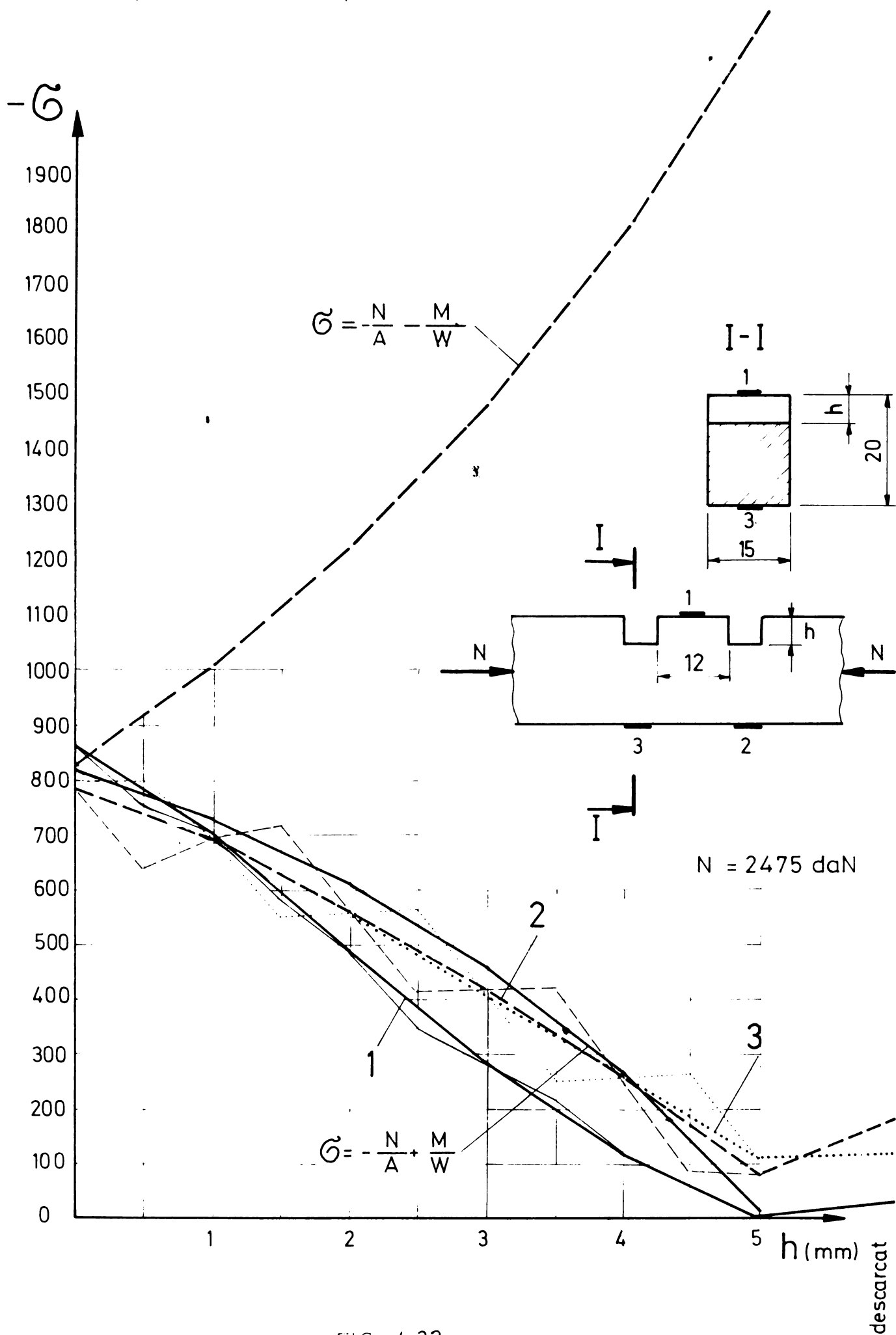


FIG. 4.22.



#### IV.2.3. Determinarea adâncimii necesare de excavație pe cale fotoelastică.

Pentru determinarea adâncimii minime necesare de excavație în procedeul excavației inelare, s-au efectuat și măsurători fotoelastice, cu scopul de a verifica rezultatele obținute prin determinările descrise în paragrafele IV.2.1 și IV.2.2. Pentru aceasta s-a înlocuit modelul real al excavației spațiale, cu unul plan, corespunzător unei fișii ce conține centrul porțiunii excavate, fișie pe care se află aplicat traductorul rezistiv în măsurătorile uzuale prin procedeul excavației inelare (fig.4.23b).

În acest scop o grindă din oțel, având grosimea de 5 mm și înălțimea secțiunii transversale de 50 mm a fost solicitată la încovoiere pură pe o lungime de 200 mm (fig.4.23a).

În zona întinsă, simetric față de mijlocul grinzii, s-au efectuat succesiv excavații din 2 în 2 mm, înregistrându-se tabloul izocromaticilor pentru 5 adâncimi de excavație: 2, 4, 6, 8 și 10 mm. Tabloul acestor izocromatice este redat în figura 4.23a..g. Din examinarea distribuției izocromaticilor în secțiunea de la mijlocul grinzii și totodată al excavației, unde din cauze simetriei geometrice și de încălzire  $\sigma_2 = 0$ , tensiunea normală  $\sigma_1$  rezultă cu elura din diagramele corespunzătoare figurii 4.23c...g.

Din aceste diagrame se observă că pentru adâncimile de excavație de 2, 4, 6 și 8 mm tensiunea  $\sigma_1$  la partea exterioară a zonei excavate este pozitivă și scade pe măsura creșterii adâncimii de excavație  $h$ . Pentru adâncimea de excavație de 10 mm, corespunzătoare raportului  $h/d = 0,5$ , tensiunea  $\sigma_1$  schimbă de semn (fig.4.23g), ceea ce confirmă faptul că eliberarea de tensiune a părții de la suprafața excavației se realizează la valori ale raportului  $h/d$  cuprinse între 0,4 și 0,5. În felul acesta s-a determinat și pe cale fotoelastică, că adâncimea necesară de excavație corespunde valorilor determinate în paragrafele IV.2.1 și IV.2.2 fiind de ordinul (0,4...0,5)d. Valorile absolute ale tensiunii nu prezintă interes în scopul urmărit, motiv pentru care nici nu au fost trecute în diagrame.

#### IV.2.4. Determinarea adâncimii necesare de excavație prin metoda elementelor finite.

În paragrafele IV.2.1 ... IV.2.3 au fost descrise 5 procedee experimentale prin care s-a determinat adâncimea minimă necesară de excavație în vederea determinării tensiunilor remanente prin

metoda excavării înelare. Pentru verificarea rezultatelor obținute, care au condus la aceeași concluzie în toate cele 5 determinări experimentale, s-a efectuat și o determinare analitică a raportului  $h/d$ , în vederea confirmării rezultatelor obținute experimental.

În acest scop, problema reală spațială s-a aproximat printr-o plană, rezolvată prin metoda elementelor finite. Din elementul în care se urmărește determinarea tensiunilor rezonante s-a izolat o fișă plană, de grosime unitară (fig.4.24.a) care a fost considerată ca fiind supusă la o stare de sollicitare plană, pentru diferite adâncimi de excavație  $h$  (fig.4.24.b).

În scopul reducerii numărului de elemente finite, ca urmare a simetriei, s-a luat în considerare numai zona evidențiată prin linie grosă în figura 4.24.c).

Pentru deformația specifică, pe direcția longitudinală a bazei "dintelui" format ca urmare a excavării, s-au adăugat trei moduri de variație: 1- liniară, 2- parabolică (convexă) și 3- parabolică (concavă). Considerând  $d = 10$  mm și  $h$  egal succesiv cu 1, 2 ... 10 mm, în calcul s-au utilizat elemente de formă pătrată (fig.4.24.e, pentru cazul  $h = 2$  mm).

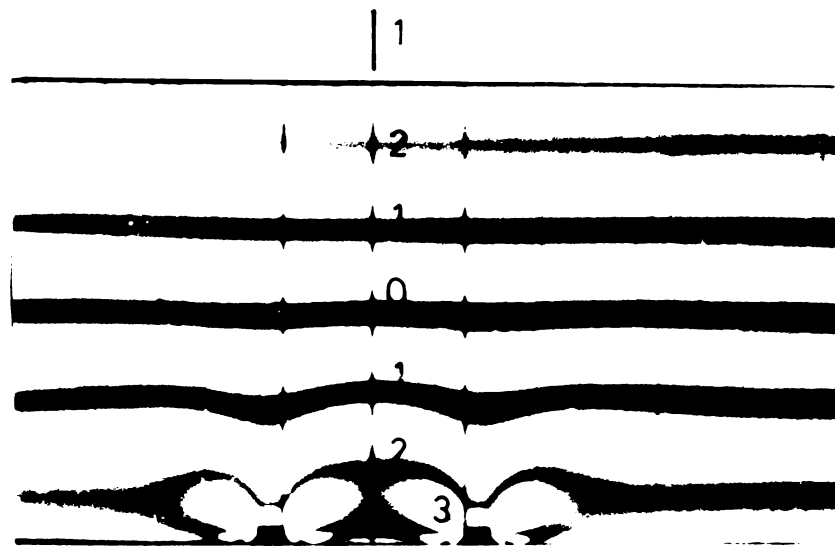
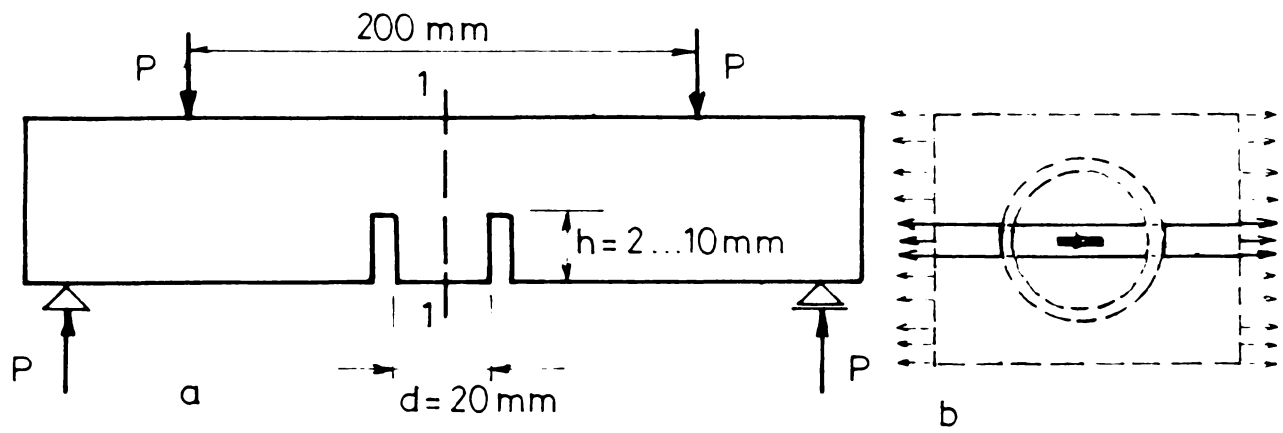
Tensiunile s-au determinat cu programul TENSPLAN listat în lucrarea [21 M].

Pentru variația liniară (1) a deformației specifice, distribuția tensiunilor normale longitudinale, în dreptul axei de simetrie este reprezentată, pentru valorile 0,4 și 0,5 ale raportului  $h/d$  în figura 4.24.d. Prin interpolare liniară rezultă că tensiunea la fața exterioară a dintelui  $\sigma_e$  se anulează când raportul  $h/d = 0,47$  (fig.4.24.f).

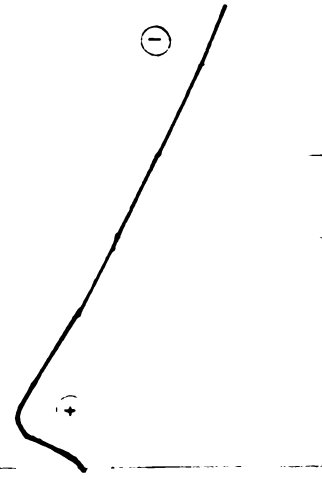
Pentru excavații la care raportul  $h/d$  crește peste valoarea 0,47, tensiunea de la fața exterioară a dintelui își schimbă semnul. Se atinge valoarea maximă ( $\sigma_e/\sigma_1 = -0,146$ ) pentru  $h/d = 0,7$ .

Variația diferenței procentuale  $\Delta \%$  între volumul tensiunilor pozitive și negative, este reprezentată în figura 4.24.g, având maximum de 5,79% pentru valoarea raportului  $h/d = 0,8$ . Rezultă deci, că eroarea ce se comite prin efectuarea unor excavații cu adâncimi ce nu depășesc  $0,5 d$ , este de ordinul 5%, ceea ce în tensometrie se consideră a fi o valoare acceptabilă.

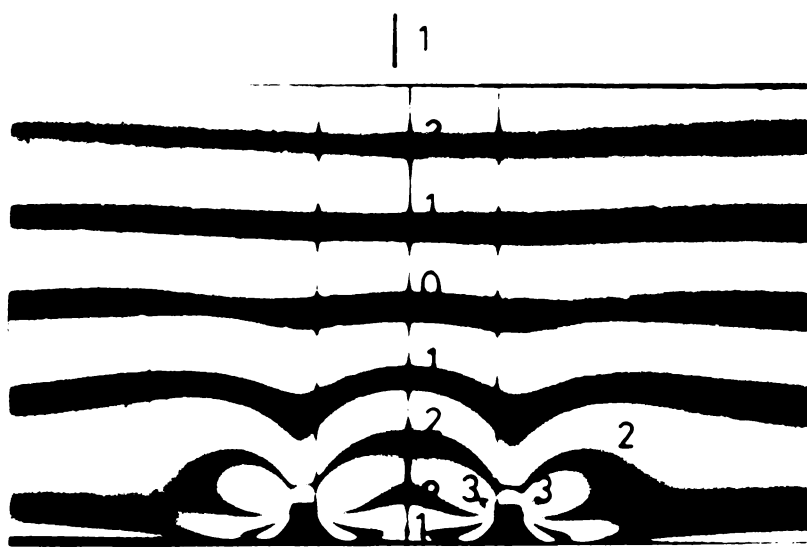
În figura 4.25 este reprezentată variația tensiunii  $\sigma$  pe înălțimea dintelui  $h$ , în funcție de valoarea raportului  $h/d$ .



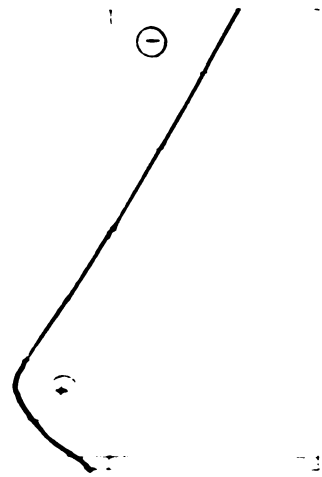
$\sigma_1$  în secțiunea 1-1



c  $h = 2 \text{ mm}$

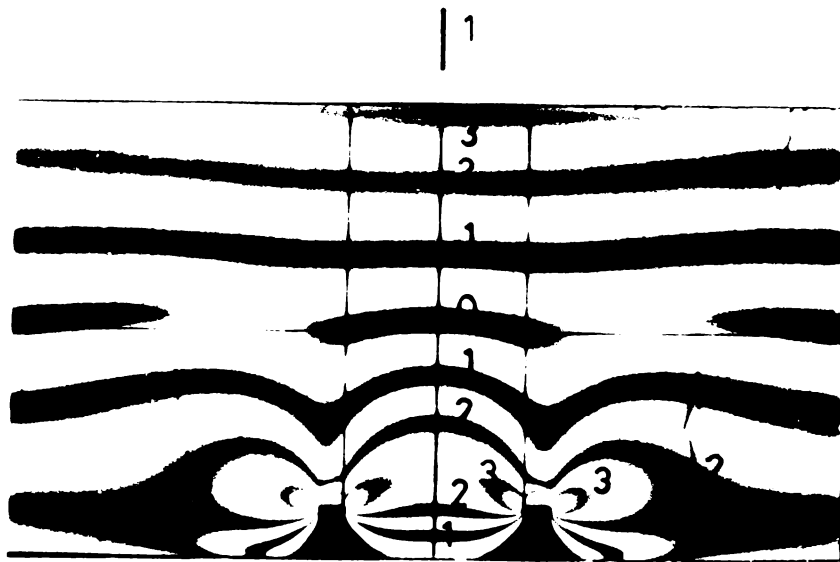


$\sigma_1$  în secțiunea 1-1



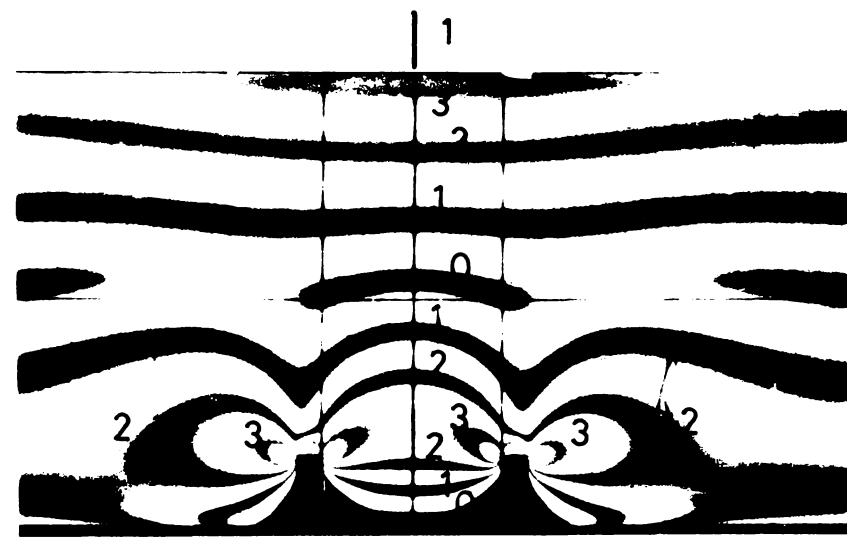
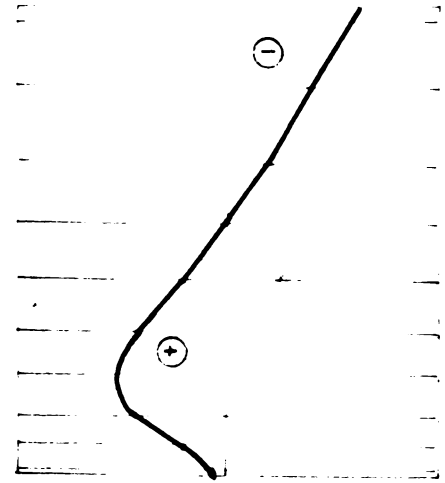
d  $h = 4 \text{ mm}$

FIG. 4.23



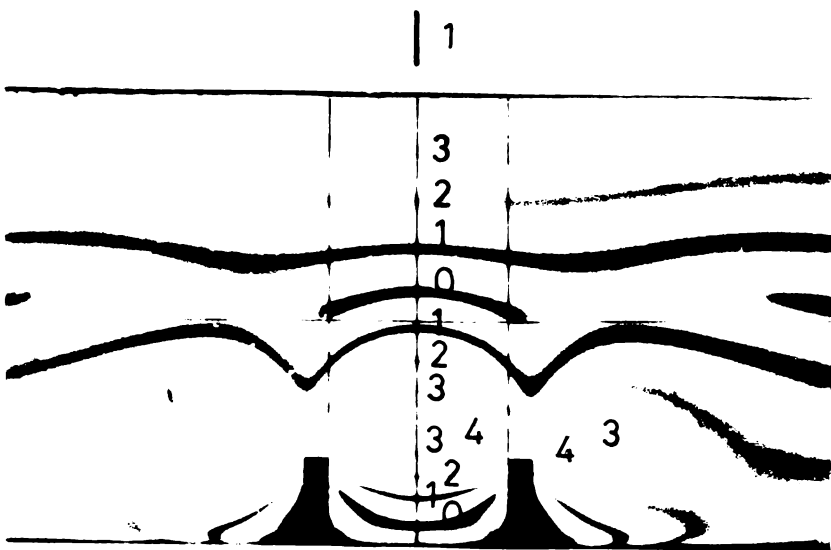
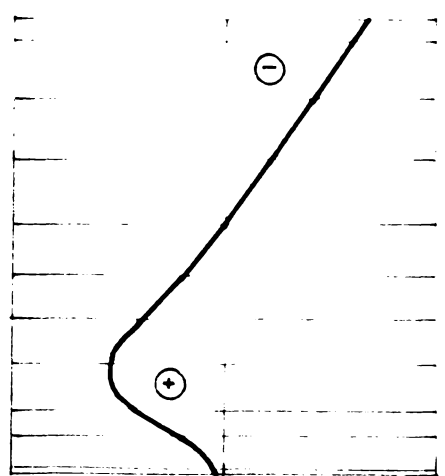
e  $h = 6\text{ mm}$

$\sigma_1$  în secțiunea 1-1



f  $h = 8\text{ mm}$

$\sigma_1$  în secțiunea 1-1



g  $h = 10\text{ mm}$

$\sigma_1$  în secțiunea 1-1

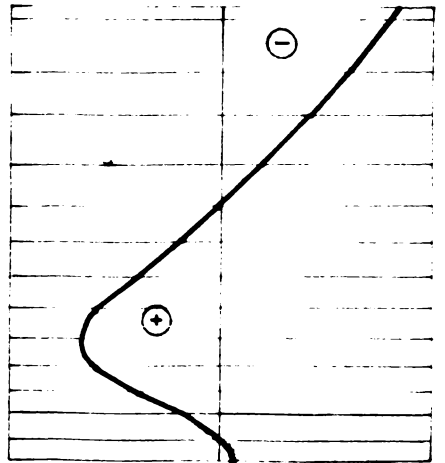
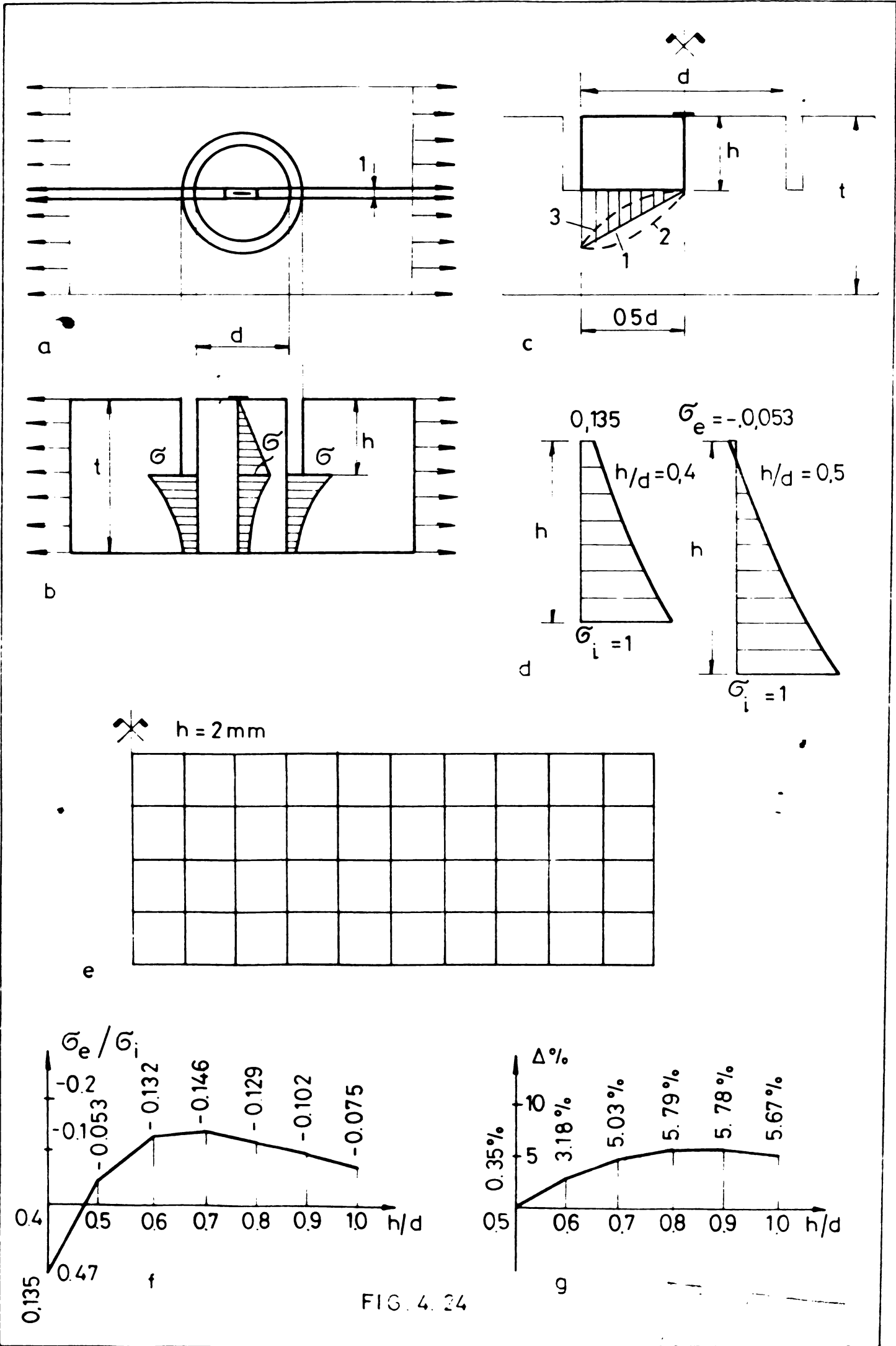


FIG. 4 23



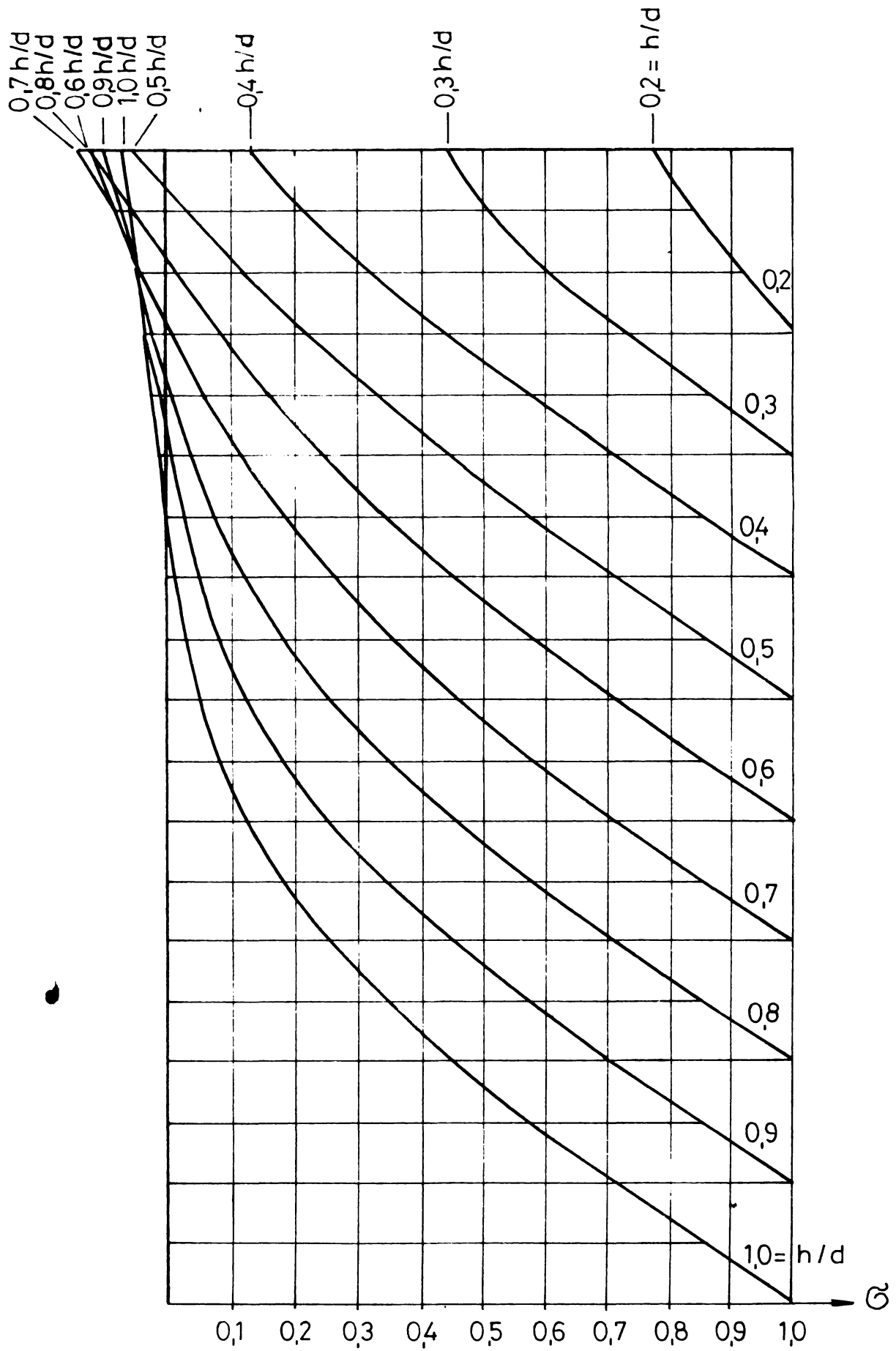


FIG. 4.25



Valorile reprezentate sînt scalate în raport cu tensiunea de la baza dintelui ( $\sigma_1 = 1$ ). Se observă că tensiunea  $\sigma_2$  de la fața exterioară a dintelui, supus la extremitatea opusă la o deformare specifică liniară, are valori semnificative pentru rapoarte  $h/d$  mai mari decît 0,4. Rezultă deci, că pentru determinarea tensiunii cu o eroare de ordinul 5 % este suficient să se efectueze excavații cu adîncimi egale cu 0,45...0,5 din diametrul frezei cu care se lucrează.

În cazul deformațiilor specifice variind după legi parabolice (fig.4.23a 2 și 3), rapoartele limită pentru care se produce anularea tensiunii la fața excavației, s-au găsit egale cu 0,45, respectiv 0,47, adică foarte apropiat și egal cu cel corespunzător variației liniare. Cu alte cuvinte și în aceste cazuri adîncimea necesară de excavație rămîne aceeași :  $h = (0,45...0,5)d$ .

#### IV.2.5. Tehnologia de realizarea a excavațiilor înclate

Realizarea întreruperii legăturii materialului din jurul punctului în care se urmărește determinarea stării de tensiune în procedul excavației înclate se face prin realizarea unui canal înclat în jurul punctului respectiv. Operația se realizează cu ajutorul unor freze înclate, special concepute în cadrul precupărilor acestei teze (fig.4.26).

În cadrul experimentărilor efectuate s-au folosit mai întâi freze înclate cu 2 dinți (fig.4.26b) și apoi freze înclate cu 4 dinți (fig.4.26a). În procesul de prelucrare s-a constatat că frezele înclate cu 4 dinți se comportă mai bine, permițînd o mai ușoară evacuare a materialului echivat de ficcare dintr-o parte. Frezele înclate cu 2 dinți s-au gripat mai frecvent, în special spre sfîrșitul operațiilor de excavație, fiind adîncimea  $h$  era de ordinul 4...5 mm.

Frezele înclate au fost confecționate din oțel rapid pentru scule R13 (JIS 7332-66) fiind supuse unui tratament termic corespunzător.

Porțiunea activă a frezei înclate, cu o lungime de cea 7 mm a fost prelucrată conic, atât la exterior cît și la interior, pentru ca dinții să nu se frece de pereții excavației.

Inițial frezele înclate au fost testate pe o tablă de frezant. După ce li erau adus la cunoștință necesare s-au conceput dispozitive speciale de lucru cu ele, cuprinde să asigure efectuarea excavațiilor în diferite poziții impuse de elementele cor-

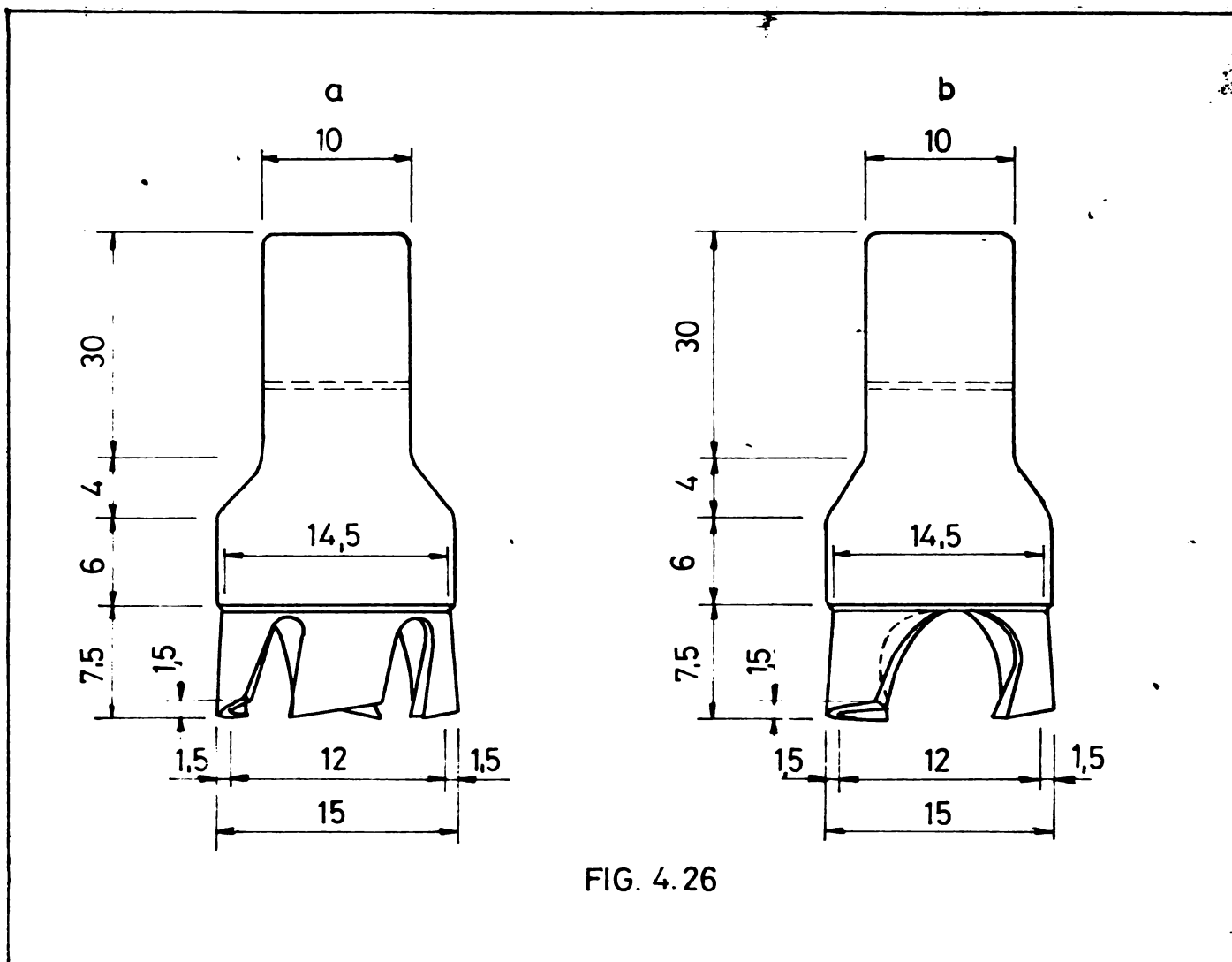


FIG. 4.26

estete în situ sau în laborator. Aceste dispozitive sînt descrise în paragrafele V.3.2, V.3.3 și V.4.

În cadrul tehnologiei de lucru, importanță deosebită prezintă următorii doi factori : turația și viteza de avans.

Pentru a nu încălzi sensibil materialul din sona în care este fixat traductorul rezistiv, turația în timpul lucrului trebuie să fie cât mai mică. Se recomandă valori de ordinul 100 - 150 rotații/minut, care nu conduc la încălzirea excesivă a materialului și nici nu impun piereri prea mari dispozitivului de lucru. Se menționează faptul că în cadrul tehnologiei actuale, excavarea se face în trepte de cîte 1 mm, între două excavări succesive pișca răcindu-se.

Viteza de avans a excavării trebuie să fie de asemenea relativ redusă pentru a nu conducă la suprasolicitarea dinților frezei și la ruperea lor. Ea se realizează practic prin avans manual, reușita operației depinzînd în bună măsură de îndemnarea operatorului care o efectuează.

#### IV.2.6. Concluzii

Metodele uzuale, folosite în prezent în practică pentru determinarea tensiunilor rezonante au două inconveniente principale. Fie că au un caracter distructiv, care le face inaplicabile la încercările în situ (metoda secțiunilor), fie că compoartă utilaje de care practic nu se poate dispune (metoda găuririi). Plecând de la această stare de lucruri, pus în situația de-a stabili starea de tensiune în unele elemente de construcții metalice solicitate (vezi cap.V) autorul a imaginat, experimentat și aplicat procedeul excavarii inelare.

Principiul procedurii constă în anularea stării de tensiune dintr-un punct, prin întreruperea legăturii materialului din jurul punctului respectiv cu mediul înconjurător. Prin măsurarea tensometrică a deformațiilor specifice corespunzătoare anulării stării de tensiune se determină aceste tensiuni, deci valorile tensiunii egale și de semn contrar cu cele existente inițial în piesă.

Pentru experimentarea practică a procedurii a fost necesară rezolvarea a două probleme principale : 1) Stabilirea adâncimii minime de excavarare, necesară pentru relaxarea completă a stării de tensiune din punctul supus examinării cu ajutorul traductorului rezistiv și 2) Tehnologia de execuție a excavațiilor inelare.

Prima problemă a fost rezolvată atât pe cale experimentală cât și cu ajutorul calculului.

Determinările experimentale s-au efectuat prin excavarii propriu zise, pe două categorii de elemente de construcții, bare încovinate și bare solicitate axial, a căror stare de solicitare a fost cunoscută pe baza unui calcul analitic.

Numeroasele determinări experimentale efectuate în acest scop au arătat că starea de tensiune de la fața pieselor metalice se anulează atunci când adâncimea excavației efectuate în jurul traductorului rezistiv este cuprinsă între 0,4 și 0,5 din valoarea diametrului excavației. Rezultatele măsurătorilor se încredinșă foarte bine, pentru toate cele 5 tipuri de bare examinate, în valorile menționate fapt care a condus la concluzia că excavararea până la astfel de adâncimi este suficientă pentru măsurătorile practice.

Pentru verificarea suplimentară a adâncimii minime necesare de excavarare s-au făcut și determinări experimentale pe cale fotoelastică prin care s-au confirmat rezultatele obținute pe cale tensometrică și în plus s-a evidențiat apariția unor tensiuni de semn contrar după decăderea completă de tensiunea inițială ca urmare a

excavării.

Pentru stăpânirea calitativă a valorii acestor tensiuni s-a făcut și un calcul analitic prin metoda elementelor finite, al variației tensiunii în axa excavăției, în funcție de adâncimea acesteia. Rezultatele au confirmat datele măsurătorilor experimentale indicând omularea stării de tensiune la o adâncime a excavăției de 0,47 d.

Tot cu ajutorul acestui calcul s-a arătat că valorile tensiunilor de semn contrar care apar la feța pieselor în cazul unor excavății cu adâncimi h, de la 0,5 d până la d, sînt mici, valoarea volumului lor pe înălțimea excavăției nedeșăgînd 6 % din valoarea volumului tensiunilor de același semn cu tensiunea inițială existentă în piesa examinată.

În baza rezultatelor încercărilor experimentale și a calculului efectuat rezultă evidentă concluzia, că pentru necesitățile practice adâncimea excavăției trebuie să fie cuprinsă între 0,4 d și 0,5 d pentru a obține rezultate satisfăcătoare din punct de vedere tehnic.

Tehnologia de execuție a excavățiilor inclinate a impus conceperea unor scule adecvate. În acest scop au fost proiectate și executate în cadrul Laboratorului de construcții metalice frâne inclinate (pag. IV.2.5.) și utilaje pentru executarea excavățiilor inclinate la lucrările în situ (cap. V).

Cu toate că procedul excavării inclinate prezintă un ușor caracter semidistructiv, la construcțiile metalice uzuale acest lucru nu prezintă un inconvenient deosebit și se poate aplica cu bune rezultate.

Trebuie menționat faptul că la piesele de dimensiuni mici, precizia rezultatelor scade odată cu creșterea gradientului tensiunilor.

Cînd valorile tensiunilor, determinate prin procedul excavării inclinate, depășesc limita de elasticitate a oțelului, ele nu mai sînt corecte intrucît determinarea lor rezultă din deformații plastice măsurate de traductorii rezistivi.

## CAPITOLUL V

### V. APLICAREA ÎN PRACTICĂ A METODEI EXCAVĂRII ÎNCLINATE

#### V.1. MĂSURĂTORI PRELIMINARE

##### V.1.1. Măsurători de eforturi unitare prin metode sectionării.

Existența tensiunilor rezanente în construcțiile sudate, mai ales în cazul unor structuri de forme și dimensiuni puțin obișnuite, trebuie privită cu o atenție deosebită de către proiectanți. Este necesar ca ei să cunoască cât mai multe date în legătură cu ordinul de mărime și distribuția acestor tensiuni rezanente, pentru a-și putea forma o părere certă asupra modului de lucru al structurilor respective sub efectul acțiunilor la care acestea urmează să fie supuse.

O astfel de situație a apărut și în cazul structurii metalice de susținere a cazanelor de la CET Rovinari - etape II-e. Această construcție reprezintă la vremea respectivă o lucrare neobișnuită, prin deosebit fel din țară, cu totul deosebită ca dimensiuni, încărcări și soluționări constructive. În principiu, construcția metalică respectivă este compusă din următoarele trei elemente principale :

- stâlpii cheșon, în formă de cruce, de 93 m înălțime,
- grinzile planșeului de la cota +45,00 m și
- grinzile planșeului de la cota +92,00 m.

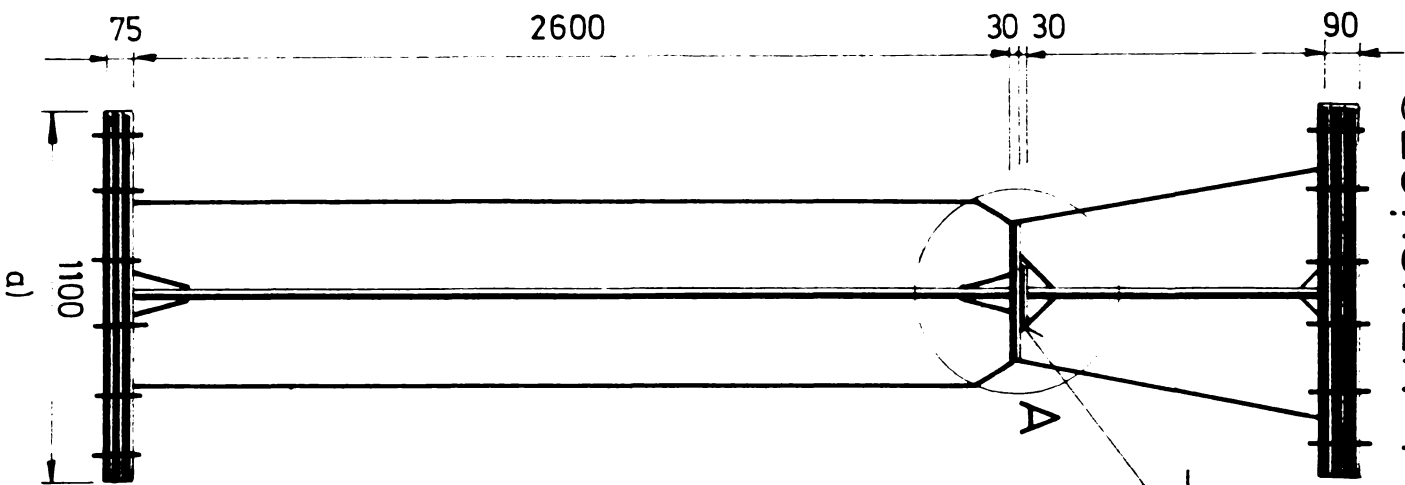
Cazanul propriu zis, în greutate de cca 4500 tone, este suspendat de grinzile planșeului de la cota +92,00 m.

Deziderată încărcării foarte mari, adună de cazan și de unele echipamente aferente cazanului, grinzile 60 ale planșeului de la cota +92,00 m au rezultat cu dimensiuni și greutăți foarte mari.

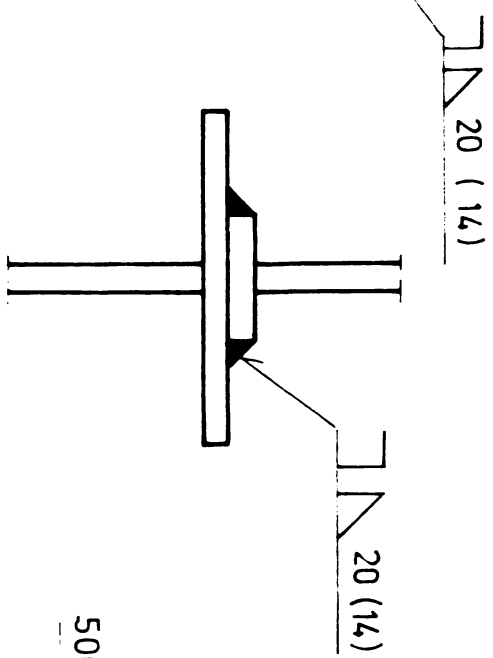
Considerente privind montajul, au impus în etapa proiectării, alcătuirea grinzilor 60 din două etaje, care urmau să fie asamblate la fața locului prin sudură de montaj.

În fig. 5.1 este redată informativ alcătuirea grinzii 60 din cele două etaje, precum și modul de asamblare preconizat (fig. 5.1d), prin suduri de colț, cu grosime de 14 mm în porțiunea centrală, pe o lungime de 10 m și cu grosimi de 20 mm, în porțiunile marginale, pe lungimi de câte 6 m.

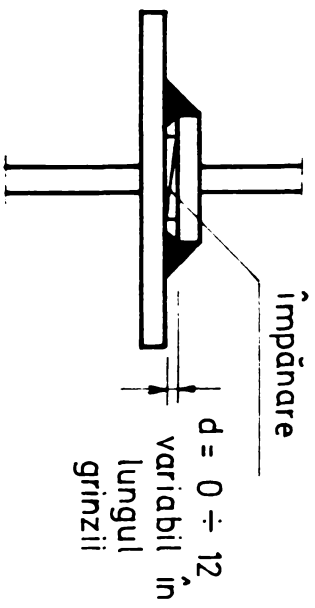
SECȚIUNEA 1-1



b) detaliul A conform proiectului



c) detaliul A în realitate



d)

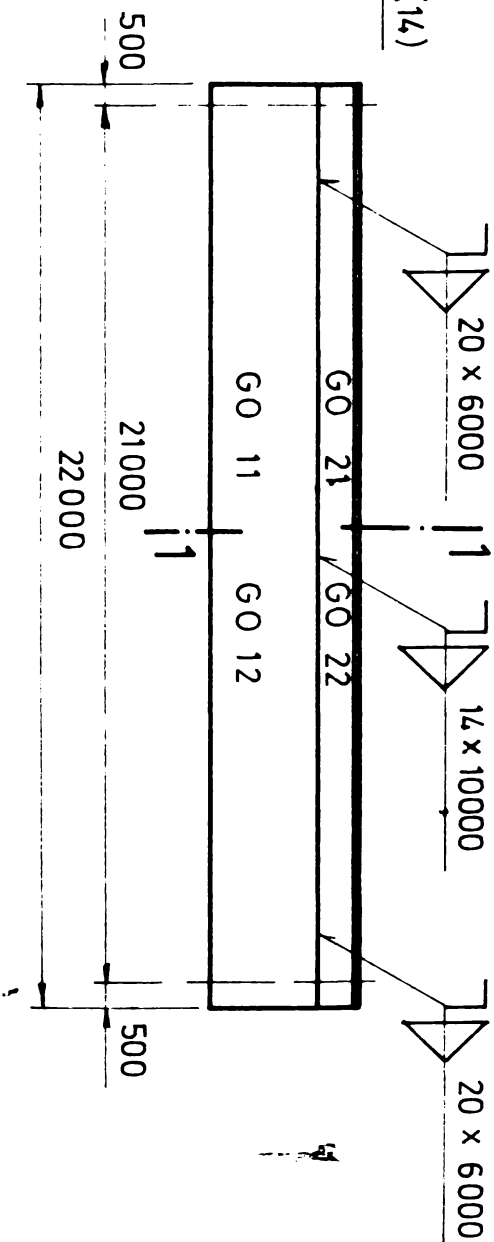


FIG. 5.1.



În condiții normale, sudurile de colț dintre talpe inferioară a etajului superior (G2) și talpe superioară a etajului inferior (G0), ar fi urmat să se execute conform detaliului din figura 5.1b.

Din cauza unor deformații produse în timpul uzinării, tălpile de legătură dintre cele două etaje nu și-au păstrat planitatea, astfel încât la montaj între ele au apărut spații libere. Mărimea acestor spații libere, - variabilă în lungul grinzii - a fost cuprinsă între 0 și 12 mm.

Montajul etajelor s-a făcut în aceste condiții cu suduri de colț, după ce în prealabil spațiile libere dintre tălpi au fost împănate cu bucăți de teolă, păsuite la dimensiunea golurilor respective (fig. 5.1c). În felul acesta pe grindă au apărut suduri de colț cu grosime foarte mare și de o formă neobișnuită.

Din cauza grosimii foarte mari a cordoanelor de sudură și din cauza rigidității de asemenea mari a tălpilor de legătură dintre cele două etaje, (ambele au grosimea de 30 mm și lățimi relativ mici), s-a presupus că în suduri ar fi posibilă existența unor tensiuni remanente foarte mari, care ar putea afecta capacitatea de rezistență a grinzii G0.

Pentru evidențierea și determinarea mărimii acestor tensiuni remanente proiectantul a propus confecționarea unor eșantioane care să reproducă la scară 1:1 îmbinarea celor două etaje ale grinzii reale. Alăturarea și dimensiunile eșantioanelor sînt redată în figura 5.2.

Măsurarea tensiunilor remanente, urma să se facă în timpul execuției sudurii de îmbinare a tălpilor eșantioanelor, cu ajutorul a 4 traductori rezistivi TR1...TR4, lipiți pe cei 4 distanțieri de la capetele acestor tălpi, distanțieri fixați în prealabil de cele două tălpi prin sudură. În aceste condiții, deformația specifică a sudurii, după direcția traductoarelor rezistivi, urma să fie determinată din diferențe citirilor dinainte și de după executarea sudurilor de îmbinare a tălpilor eșantioanelor, iar cu ajutorul ei să se determine efortul din sudură dirijat după această direcție.

Deoarece măsurătorile tensometrice nu s-ar fi putut practic realiza, din cauza încălzirii foarte puternice a eșantioanelor în timpul sudării, am propus ca eșantioanele să fie mai întâi integral executate în condiții de șantier, distanțierii să fie sudăți ulterior, iar după lipirea traductoarelor rezistivi pe distanțieri, să se teie sudura, transferind prin aceasta efectul tensiunilor

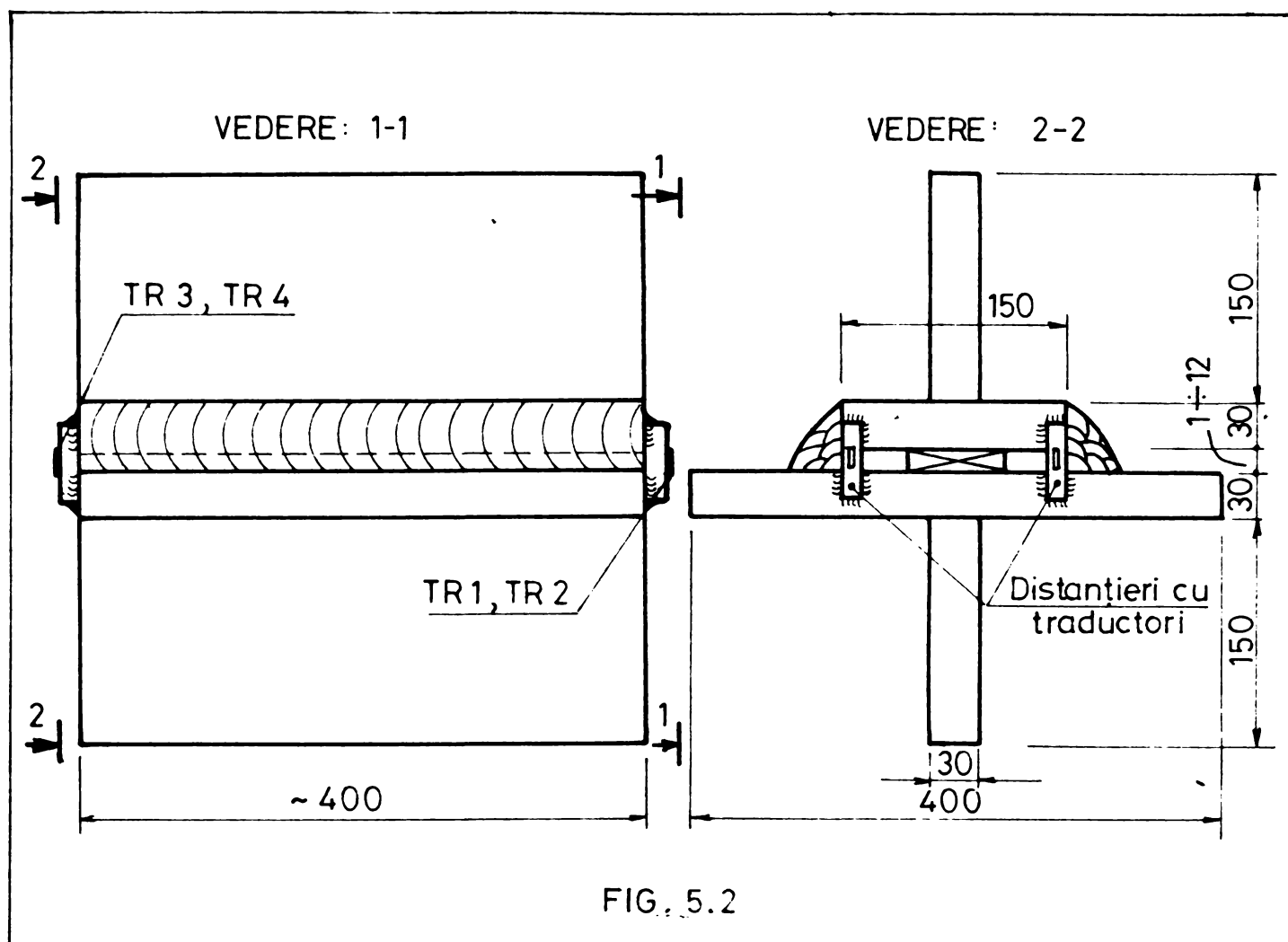


FIG. 5.2

reșenente din sudură în distanțieri, unde putea fi evidențiat cu ajutorul traductorilor rezistivi. Această metodă are avantajul de a înlătura inconveniențele celei propuse inițial, măsurând în final același efect. Ideea a fost acceptată și aplicată în cadrul contractului Nr.8724/73 încheiat cu ICEBERG București.

În vederea efectuării măsurărilor, la șantierul CET Revineri, s-au confecționat 4 eșantioane pentru încercări, în aceeași condiții în care a fost sudată grinda GO, având interspațiile dintre tălpile de legătură de 0, 4, 8 și 12 mm.

#### V.1.2. Pregătirea măsurărilor.

Pentru a asigura condiții corespunzătoare de fixare a distanțierilor, eșantioanele au fost în prealabil rebotate la cele două extremități, asigurându-li-se astfel suprafețe frontale plane și perpendiculare.

Ca distanțieri au fost folosite plăcuțe din oțel OL37, cu dimensiuni de 5 x 10 x 50 mm, prelucrate prin aşchiere.

Distanțierii au fost sudați de eșantioanele 1, 3 și 4 cu cusături de colț de 3,5 mm grosime realizate cu electrozi bazici ARCOS - Ductilend R o e Ø 4 mm (ISO: S 355 B 14 C), iar de eșantionul 2 cu electrozi EL 44 T Ø 2,5 mm.

Pentru a putea fixa eșantioanele pe mașina de rebotat, în vederea tăierii cusăturilor de sudură, pe ambele fețe ale acestora au fost sudate câte două plăcuțe, prevăzute cu găuri pentru șuru-

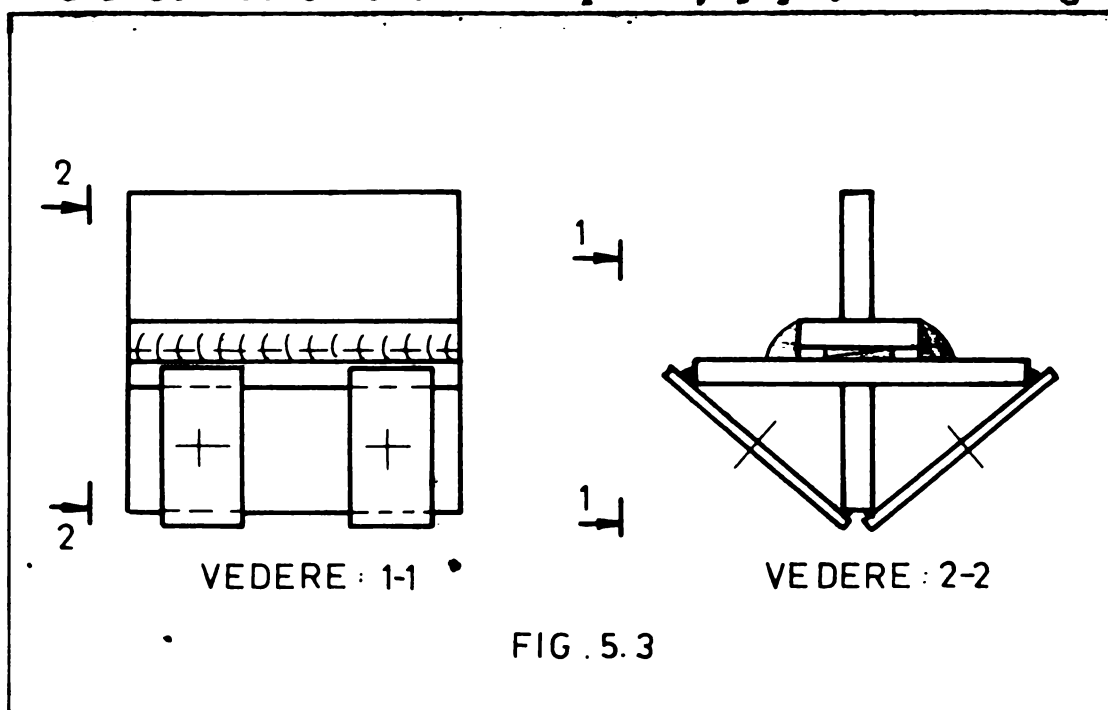


FIG. 5.3

La eșantioanele 1 și 2 au fost folosiți traductori rezistivi PHILIPS, tip PR 9832 K/10 PE iar la eșantioanele 3 și 4 traductori rezistivi RPT tip WG 30/05.

În ambele cazuri lipirea

traductorilor s-a făcut cu adeziv PHILIPS.

Legătura traductorilor rezistivi la instalația de măsurat s-a făcut cu șuruburi de tip M2 YF 2 x 0,15, iar măsurătorile au fost efectuate cu o instalație universală de măsurat RPT, compusă din punte de măsură MU 111 și cutie de echilibrare și comutare automată EG 151.

### V.1.3. Efectuarea măsurătorilor.

Măsurătorile au început cu eșantionul 1, la care distanța între tălpile corespunzătoare celor două etaje ale grinzii a fost egală cu zero (fig.5.4).

Tăierea cusăturilor de sudură s-a făcut în trepte, cu lățimi diferite, impuse de forma cuțitului care trebuia să realizeze în final o tăietură pe o adâncime de cea 40 mm.

Tăierea s-a făcut pe o mașină de rebotat tip "Infrățirea" 420 (fig.5.5), lucrându-se cu viteză mică și avena de cea 0,05-0,07 mm/cursă. Citirea rezultatelor s-a făcut aproape instantaneu, la toate cele 4 puncte de măsurare, grație posibilităților de înregistrare automată pe care le are instalația cu care s-a lucrat.

După tăierea completă a primei cusături valorile eforturilor unitare măsurate prin intermediul celor 4 traductori au rezultat foarte diferite ca mărime și toate de compresune (tabelul 5.1).

După tăierea și a celei de-a doua cusături, eforturile unitare din distanțieri, în general mai mici, au indicat tot compresuni.

Începerea eșantionului 2, la care distanța dintre tălpi era

# EȘANTIONUL Nr. 1

Distanța între tălpi : 0 mm

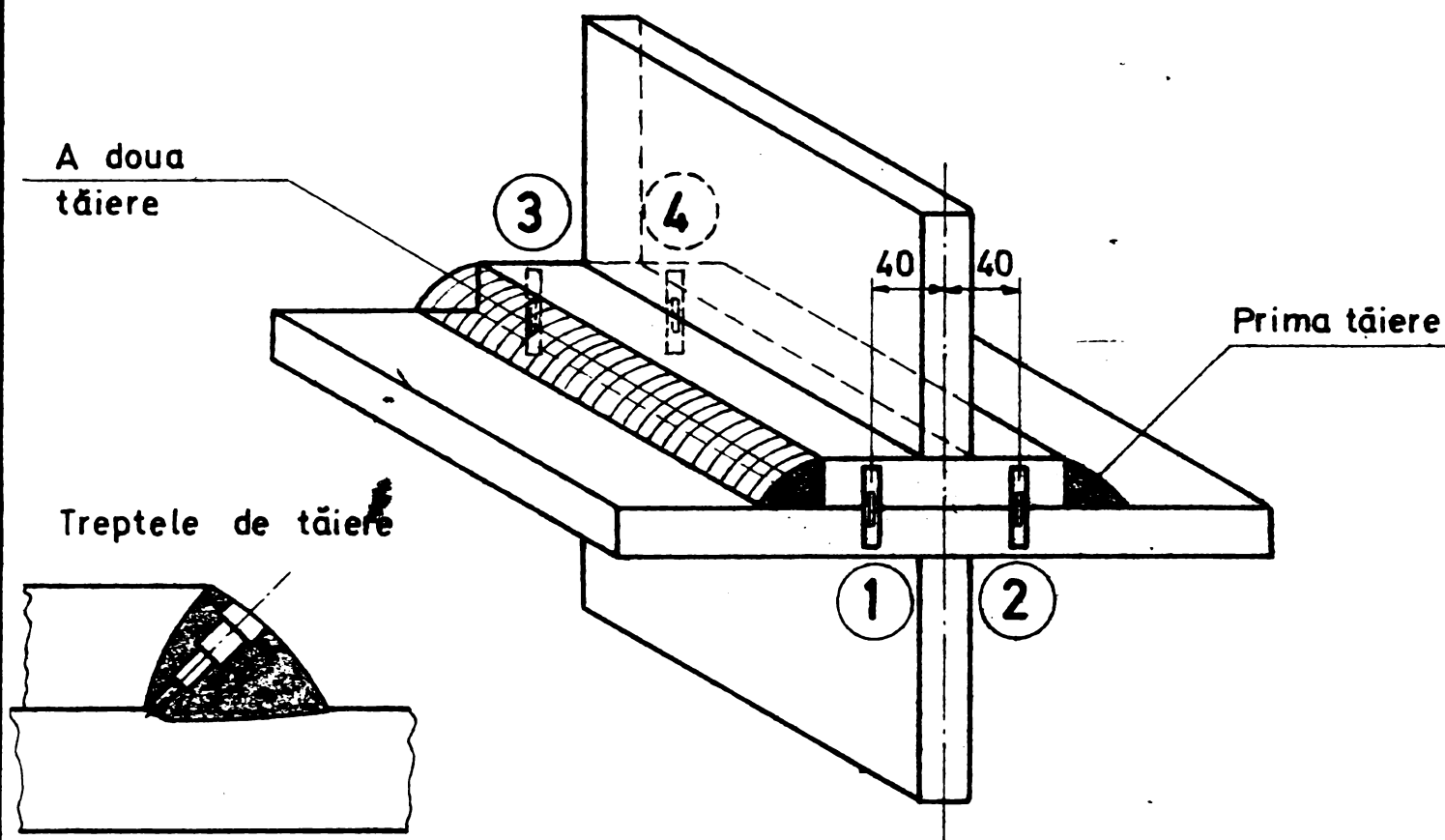


FIG. 5.4

TABELUL 5.1

Condiții în care s-a făcut măsurătoarea	Efortul unitar măsurat de traductorul : ( $\text{kgf}/\text{cm}^2$ )			
	1	2	3	4
Dupa tăierea primei cusături	-483	-84	-1660	-147
După tăierea ambelor cusături	-987	0	-462	-84

de 4 mm, a fost compromisă, datorită faptului că în timpul execu-  
tării primei tăieturi, sudurile cu care distanțierii au fost fi-  
xați de tălpi au cedat, fisurându-se.



FIG. 5.5

Ca urmare a rezultatelor obținute la tăierea eșantionului 1 și parțial a eșantionului 2, adică a eforturilor de compresiune în distanțieri, s-a căutat pe de o parte o explicație a acestor compresiuni, iar pe de altă parte un nou mod de amplasare a traductorilor rezistivi, care să permită determinarea tensiunilor rezanente din cusăturile de sudură.

În felul acesta s-a ajuns ca la eșantionul 3, la care distanța dintre fețele tălpilor era de 8 mm, dispunerea traductorilor rezistivi să se facă la fel ca în figura 5.6. Așa cum rezultă din figură, în total au fost amplasați 7 traductori rezistivi în locuri diferite.

Prin traductorii 3, 4 și 5 s-a urmărit determinarea tensiunilor care apar de-a lungul ipotenuzei cusăturii de colț din stînga, atunci cînd legătura orizontală de cusătură din dreapta este anulată prin tăiere.

Traductorii 2 și 6 aveau rolul de a da informații asupra tensiunilor rezanente din cusătură tăiată, dirijate perpendicular pe tălpi, iar prin traductorii 1 și 7 s-a urmărit să se obțină informații asupra tensiunilor rezanente dirijate în lungul cusăturilor eșantionului.

Rezultatele măsurărilor, obținute pe parcursul a 7 trepte de tăiere sînt cuprinse în tabelul 5.2.

În figura 5.7 este arătată grafic variația tensiunilor din cusătură de sudură opusă celei tăiate, în dreptul traductorilor 3, 4 și 5, în funcție de adîncimea tăieturii efectuate. Adîncimea tăieturii corespunzătoare diferitelor trepte de tăiere rezultă din ta-

# ESANTIONUL Nr. 3

Distanța între talpi : 8 mm

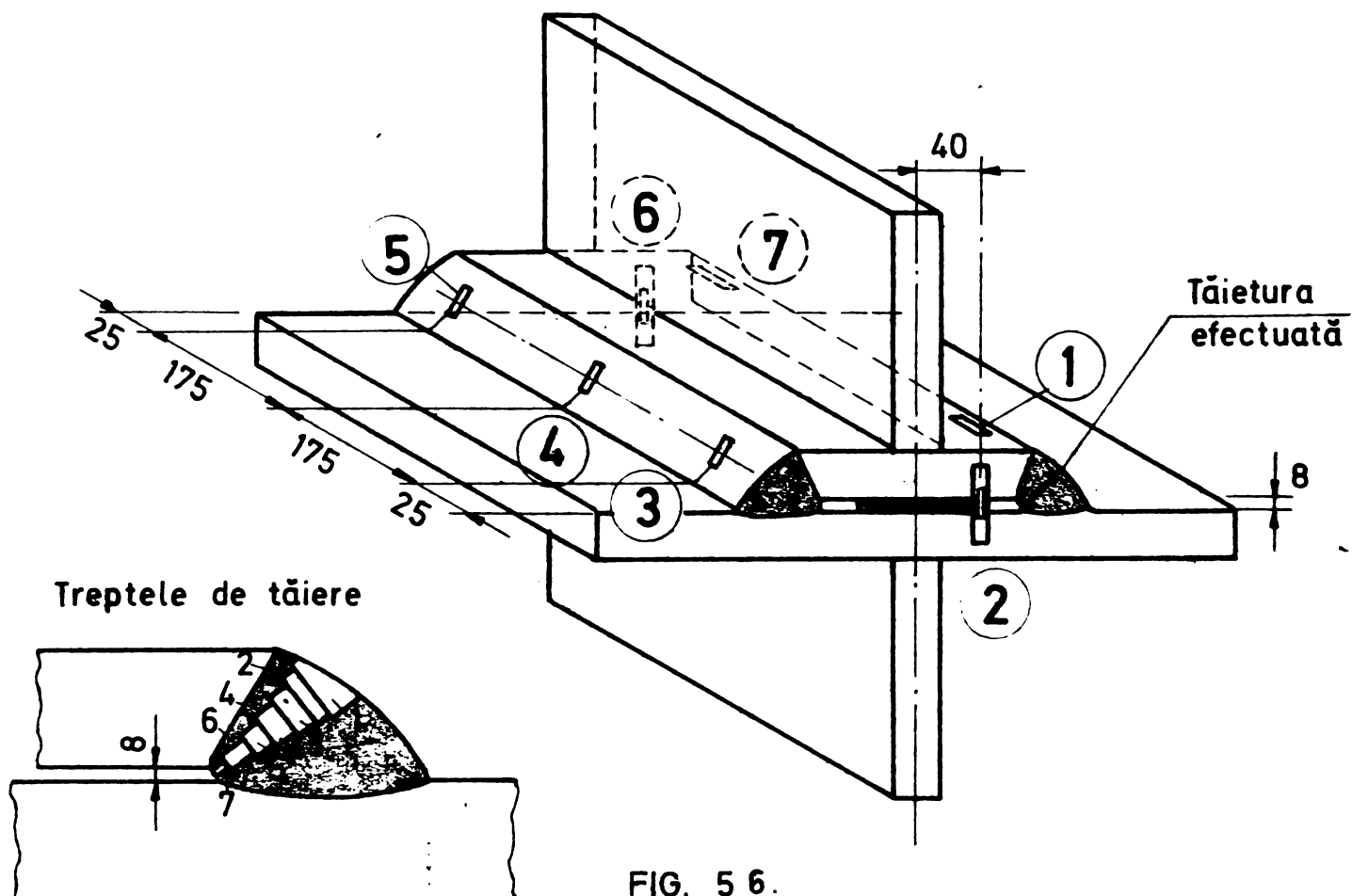


FIG. 5 6.

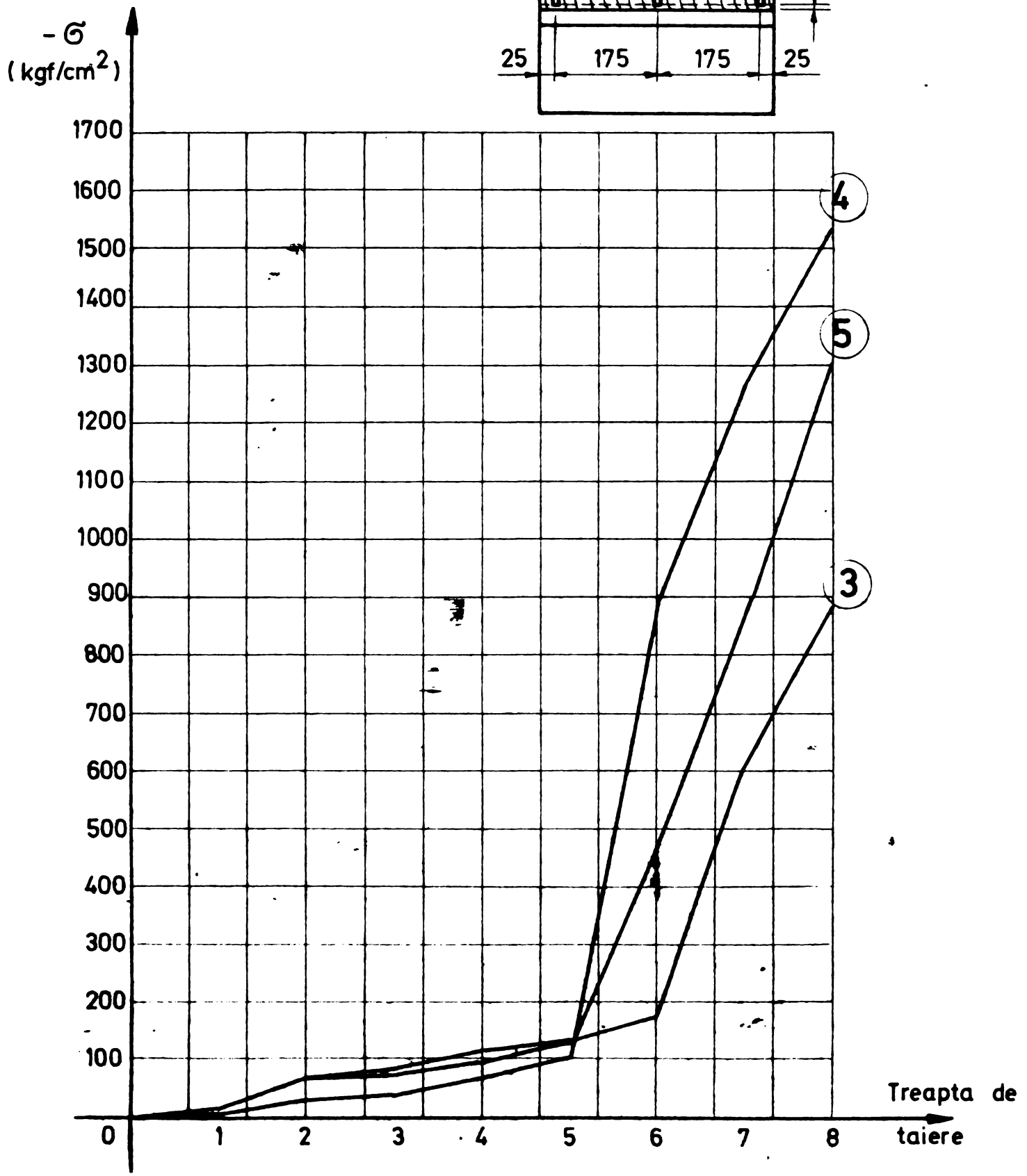
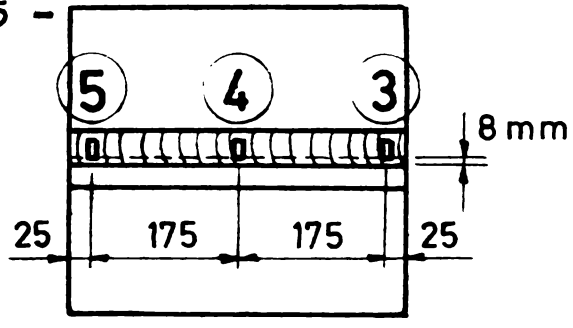
TABELUL 5.2

Treapta de tăiere nr.	Adâncimea cumulată a tăieturii (mm)	Efortul unitar, măsurat de traductorul : (kgf/cm <sup>2</sup> )						
		1	2	3	4	5	6	7
1	2	- 46	- 74	- 15	- 8	- 13	- 269	- 282
2	9	+ 126	- 136	- 69	- 31	- 65	- 462	- 115
3	14	+ 169	- 169	- 84	- 40	- 78	- 588	- 93
4	17	+ 336	- 410	- 118	- 69	- 99	- 672	- 155
5	20	+ 365	- 540	- 132	- 103	- 128	- 807	- 197
6	24	- 231	- 685	- 176	- 882	- 462	atins limita de curgere	- 400
7	cusătura complet tăiată	- 42	atins limita de curgere	- 610	- 1260	- 880	- - -	- 357
8	plăcuțele 2 și 6 tăiate	- 57	-	- 880	- 1530	- 1300	-	- 567



ESANTIONUL Nr. 3

- 135 -



Variatia eforturilor unitare în dreptul traductorilor 3, 4 și 5, în timpul tăierii cusăturii de sudură de pe partea opusă.

FIG. 5.7

TABELUL 5.3

Treapta de tăiere	1	2	3	4	5	6	7	8
Adâncimea tăieturii (mm)	2	9	14	17	20	24	complet tăiată	plăcuțele frontale tăiate

belul 5.3.

Pe eşantionul 4, la care distanța dintre fețele tălpilor de legătură a fost de 12 mm, traductorii rezistivi au fost amplasați la fel ca și pe eşantionul 3 (fig.5.8).

Măsurarea tensiunilor în cei 7 traductori rezistivi s-a făcut după fiecare din cele 8 trepte de tăiere, iar rezultatele măsurărilor sînt date în tabelul 5.4.

În figura 5.9 este redată grafic variația tensiunilor în timpul traductorilor 3, 4 și 5, în funcție de adîncimea tăieturii cusăturii de pe partea opusă. Adîncimea corespunzătoare treptelor de tăiere rezultă din tabelul 5.5.

#### V.1.4. Interpretarea rezultatelor.

Rezultatele măsurărilor efectuate pe eşantionul 1 și parțial pe eşantionul 2, au indicat, în urma tăierii cusăturilor de sudură, apariția unor eforturi unitare de compresie în distanțierii de la cele două capete. Dacă s-ar interpreta aceste eforturi ca efect al rezultantei tensiunilor remanente existente în cusătură înainte de tăiere, ar rezulta că efectul lor inițial ar fi fost de îndepărtare a celor două tălpi una față de alta, ceea ce evident nu poate fi adevărat.

Explicția fenomenului petrecut poate fi următoarea.

În primul rînd trebuie reținut faptul că datorită configurației și dimensiunilor eşantionelor, starea de tensiuni remanente produsă de cele 6 cusături de colț este o stare spațială.

Literatură de specialitate [4N] arată că tensiunile remanente dirijate în lungul cusăturilor de sudură sînt de obicei sensibil mai mari decît cele cuprinse în planul secțiunii transversale a sudurilor. Aportul lor la producerea compresiei în distanțieri, în urma tăierii sudurii, este mai dificil de explicat cu ajutorul puținelor date obținute la încercare.

Efectul tensiunilor remanente cuprinse în planul secțiunii transversale a sudurii, este vizibil prin deformațiile pronunțate ale tălpii mai late. Măgețile acestor tălpi, la extremitățile lor laterale, au măsurat valori cuprinse între 3 și 6 mm (fig. 5.10). Deformațiile mari se explică prin împiedecerea contracției sudurii după direcția normală la cele două tălpi, din cauza penelilor dintre ele și posibilitatea producerii contracției după direcția ipotenuzei cusăturii, datorită rigidității scăzute a porțiunii de talpă în consolă.

Deformarea tălpii mai late, datorită contracției sudurii, s-a

# EȘANTIONUL Nr. 4

Distanța între tălpi 12 mm

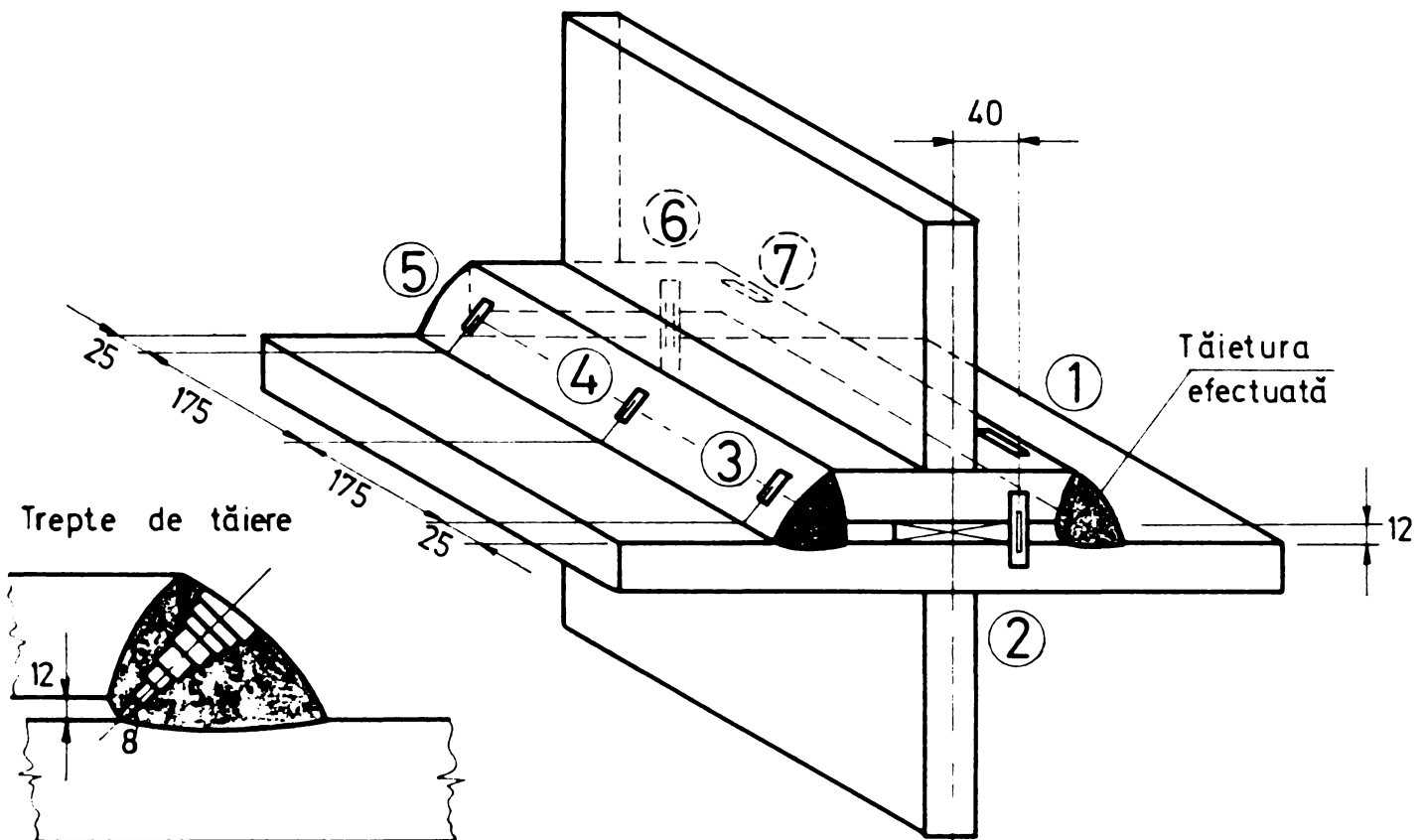
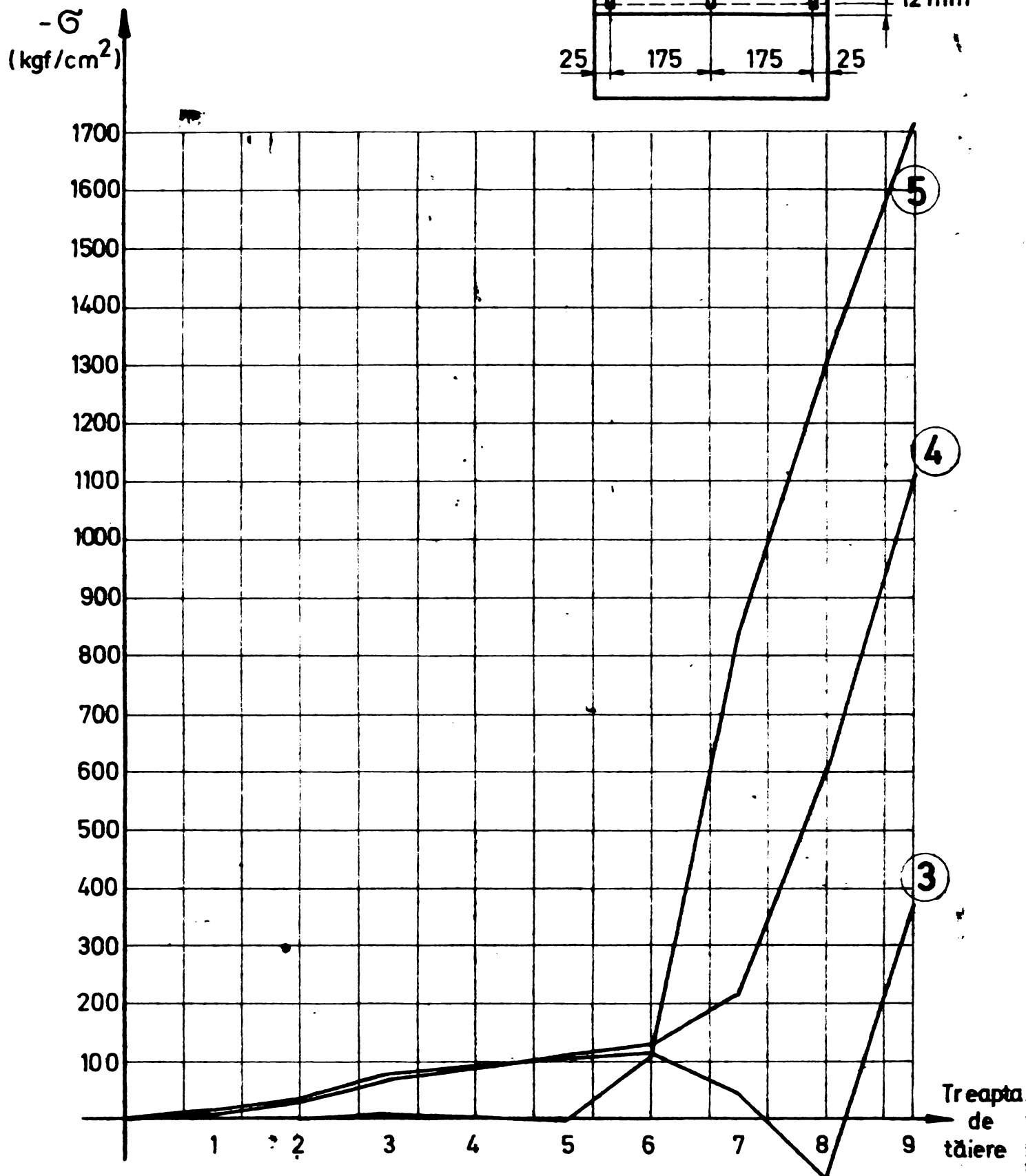
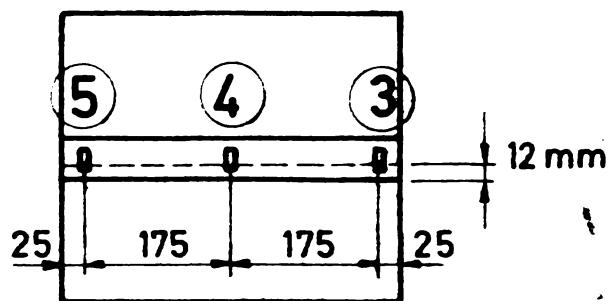


FIG. 5.8.

TABELUL 5.4

Treapta de tăiere nr.	Adâncime cumulată a tăieturii mm	Efortul unitar măsurat de traductorul ( kgf / cm <sup>2</sup> )						
		1	2	3	4	5	6	7
1	5	+ 103	- 95	- 18	0	- 15	- 80	+ 56
2	8,5	+ 183	- 212	- 36	+ 4	- 34	- 236	+ 227
3	11	+ 231	- 368	- 80	- 10	- 69	- 336	+ 355
4	15	+ 305	- 525	- 92	- 2	- 90	- 510	+ 567
5	19,5	+ 441	- 755	- 107	+ 8	- 113	- 755	atins limita de curgere
6	25,5	+ 294	- 1220	- 116	- 112	- 130	- 1460	- " -
7	27 tăiat în zona 6-7	+ 42	- 630	- 42	- 840	- 218	atins limita de curgere	- " -
8	cusătură completă tăiată	+ 90	atins limita de curgere	+ 101	- 1300	- 609	- " -	- " -
9	Plăcuțele și toate	+ 84	-	- 378	- 1720	- 1115	-	- " -

ESANTIONUL Nr. 4



Variația eforturilor unitare în dreptul traductorilor 3,4 și 5, în timpul tăierii cusăturii de sudură de pe partea opusă.

FIG. 5.9.

TABELUL 5.5

Treapta de tăiere	1	2	3	4	5	6	7	8	9
Adâncimea tăieturii (mm)	5	8,5	11	15	19,5	25,5	27	complet tăiată	plăcuțele frontale tăiate

produs în așa fel încît în zona în care au fost amplasați distanțierii, există înaintea fixării lor cu sudură de cele două tălpi, o săgeată  $f$ .

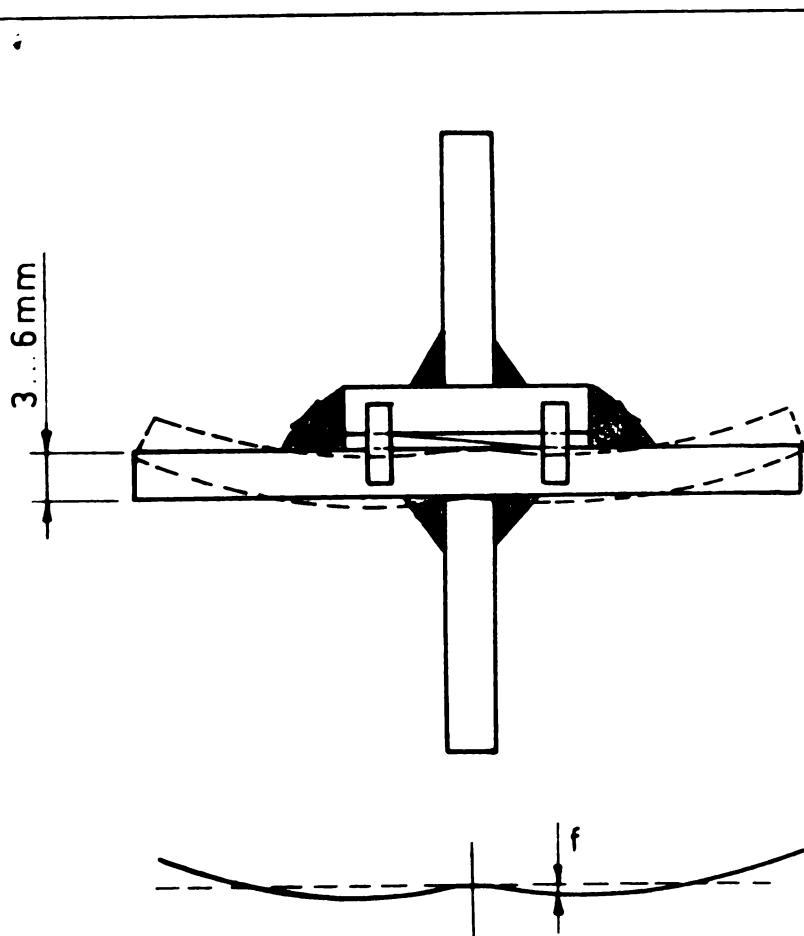


FIG. 5.10

Cînd sudura a fost tăiată și deci tensiunile remanente înlăturate, componenta elastică a acestor săgeți a avut tendința de anulare, comprimînd distanțierii. Acest efect, cumulat cu cel al tensiunilor reziduale longitudinale, a produs asupra distanțierilor o solicitare mai mare decît tensiunile remanente dirijate după normala la tălpile sudate, împiedicînt măsurarea acestora. Ca urmare, s-a ajuns la concluzia că încercarea efectuată nu

permite măsurarea tensiunilor remanente din sudurile de prindere a celor două tălpi.

Schimbarea modului de amplasare a traductorilor rezistivi la secțiunile 3 și 4, a permis determinarea tensiunilor de pe fața ipotenuzei unei cusături de colț, generate de existența cusăturii de pe partea opusă.

Din tablele 5.2 și 5.4, respectiv graficele din figure 5.6 și 5.8 rezultă că prin tăierea uneia din cele două suduri de legătură ale tălpilor secțiunilor, în sudura opusă au apărut eforturi unitare de compresie importante, avînd valori cuprinse între 880 și 1720 daN/cm<sup>2</sup>. Creșterea valorii acestor eforturi a-e făcut foarte încet pînă aproape de sfîrșitul finelă a tăieturii (treapta 6). Această zonă corespunde situației în care sudura tăiată avea încă o secțiune mare. Înaintea terminării tăierii, cînd secțiunea sudurii a-e redus foarte mult, eforturile unitare au început să crească linear pînă la valoarea finelă.

Prin experimentul efectuat s-au măsurat eforturile unitare de

compresiune, egale în valoare absolută cu eforturile unitare de întindere existente pe fața secțiunii transversale a sudurii pe care au fost lipiți traductorii, înaintea tăierii cusăturii de pe partea opusă. Nu s-a reușit deci determinarea tensiunilor remanente totale din cusătura de sudură, ci numai a unei părți din ele și anume a celor provocate de existența cusăturii simetrice.

În practică este însă necesară cunoașterea valorilor totale ale tensiunilor remanente pentru a putea trage concluzii în legătură cu comportarea în exploatare ale îmbinărilor și elementelor în cauză.

## V.2. DETERMINAREA TENSIUNILOR REMANENTE ÎN ESANTIOANELE GRINZILOR GO DE LA CET ROVINARI II

Măsurătorile efectuate în cadrul programului descris în paragraful V.1 au condus, așa cum s-a arătat, la unele fenomene neprevăzute, care au împiedecat obținerea unor date comparabile între toate esantioanele cercetate.

Pentru o edificare mai certă asupra stării de tensiuni remanente din sudurile de asamblare a etajelor grinzilor GO de la CET Rovinari II, s-a decis efectuarea de măsurători în continuare, pe un nou set de esantioane confecționate în condițiile șantierului. La propunerea catedrei de construcții metalice măsurătorile au fost efectuate prin metoda excavării înelare.

În acest scop, ICKMENERG București, beneficiarul contractului nr.8724/1973 etapă II-a, a pus la dispoziție Laboratorului catedrei de construcții metalice de la Institutul politehnic "Traian Vuia" din Timișoara, 3 esantioane care reproducuă îmbinarea dintre etajele grinzilor GO de la CET Rovinari II, esantioane executate în condiții similare cu cele în care au fost realizate îmbinările etajelor grinzilor reale. Forma și dimensiunile esantioanelor rezultă din figura 5.2.

Spațiile libere dintre tălpile de legătură corespunzătoare etajului superior și inferior au fost de 0, 8 și 12 mm.

Intrucât prin metoda excavării înelare s-a urmărit determinarea tensiunilor remanente de pe fața liberă a cusăturii de sudură, (ipotenuze), au fost aplicați traductori rezistivi scit în sens longitudinal, oit și după direcția ipotenuzei cusăturii, cu scopul de-a determina ordinul de mărime al tensiunilor remanente după aceste două direcții.

Cele două fețe laterale ale esantioanelor au fost denumite "fața A" și "fața B".



Pe fiecare cusătură de sudură, corespunzătoare fețelor A și B, au fost lipiți câte 5 traductori rezistivi PHILIPS PR 9833/03 FA, cu ajutorul cărora s-au determinat tensiunile remanente din punctele respective, utilizând metoda excavării inelare.

În acest scop fețe sudurilor s-au pregătit prin polizare sau rebotare pentru a deveni plană în vederea lipirii traductoarelor respectivi.

Efectuarea excavării s-a făcut cu ajutorul unei mașini de frezat tip Infrățirea 420 pe care au fost montate esantioanele.

Pe esantionul 1, la care distanța între tălpile corespunzătoare celor două etaje s-a fost de 0 mm, traductorii rezistivi au fost dispuși în sens longitudinal pe fețe A și după direcția ipotenuzei cusăturii de sudură pe fețe B.

Măsurarea deformațiilor specifice produse în dreptul traductoarelor rezistivi ca urmare a executării excavațiilor inelare, s-a făcut din milimetru în milimetru, rezultatele citirilor efectuate cu instalația universală de măsurat RPT fiind date în tabelul 5.6.

Tabelul 5.6.

Esantionul 1. Distanța între tălpi : 0 mm

CITIRI LA TRADUCTORII REZISTIVI Nr.					
h mm	1	2	3	4	5
	-0001	-0001	-0006	-0003	-0000
	-0002	-0001	-0006	-0000	-0000
	-0001	-0003	-0005	-0001	-0000
0	-0002	-0002	-0005	-0001	-0000
media	-1,50	-1,75	-5,50	-1,25	-0,00
	-0512	-0692	-0350	-0319	-0489
	-0512	-0695	-0350	-0319	-0489
	-0512	-0692	-0349	-0320	-0490
1	-0511	-0692	-0348	-0319	-0491
media	-511,75	-692,75	-0349,25	-319,25	-489,75
	-0959	-1067	-0893	-0884	-1003
	-0959	-1068	-0892	-0881	-1002
	-0961	-1069	-0890	-0881	-1002
2	-0959	-1069	-0889	-0882	-1002
media	-959,50	-1068,25	-891,00	-882,00	-1002,25

	-1083	-1135	-1076	-1133	-1127
	-1084	-1134	-1066	-1131	-1130
	-1080	-1136	-1077	-1124	-1127
3	-1086	-1137	-1066	-1125	-1128
media	-1083,25	-1135,50	-1071,50	-1128,25	-1128,00
	-1095	-1138	-1087	-1134	-1137
	-1095	-1140	-1088	-1133	-1135
	-1100	-1140	-1089	-1143	-1137
4	-1100	-1140	-1090	-1135	-1137
media	-1097,50	-1139,75	-1088,50	-1138,25	-1136,50

CITIRI LA TRANSDUCTORII REZISTIVI Nr.

h mm	6	7	8	9	10
	-0000	-0002	-0002	-0004	-0001
	-0001	-0009	-0001	-0003	-0001
	-0000	-0001	-0000	-0003	-0002
0	-0000	-0001	-0001	-0005	-0001
media	-0,25	-1,00	-1,00	-3,75	-1,25
	-0275	-0186	-0154	-0099	-0238
	-0274	-0187	-0155	-0099	-0237
	-0274	-0186	-0154	-0099	-0238
1	-0274	-0186	-0154	-0100	-0237
media	-274,25	-186,25	-154,25	-99,75	-237,50
	-0494	-0502	-0505	-0382	-0526
	-0493	-0502	-0505	-0384	-0525
	-0492	-0502	-0505	-0384	-0526
2	-0492	-0502	-0504	-0386	-0527
media	-492,75	-502,00	-504,75	-384,00	-526,00
	-0687	-0754	-0706	-0556	-0790
	-0689	-0748	-0707	-0571	-0791
	-0688	-0745	-0707	-0551	-0791
3	-0698	-0745	-0707	-0572	-0790
media	-690,50	-748,00	-706,75	-562,50	-790,50
	-0969	-0845	-0824	-0599	-0942
	-0968	-0851	-0827	-0611	-0942
	-0965	-0848	-0817	-0600	-0942
4	-0962	-0859	-0817	-0612	-0942
media	-966	-850,75	-821,25	-605,50	-942,00

Tensiunile remanente, corespunzătoare producerii acestor deformări, datorită eliberării legăturii materialului cu mediul înconjurător, sînt date în tabelul 5.7.

Tabelul 5.7.

Eșantionul Nr.1. Distanța între tălpi: 0 mm

h mm	VALORILE TENSIUNILOR REMANENTE CORESPUNZĂTOARE TRADUCTORILOR REZISTIVI Nr. $\text{daN/cm}^2$									
	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
0	3	4	12	3	0	1	2	2	8	3
1	1075	1450	732	670	1025	576	391	324	210	498
2	2010	2240	1870	1850	2100	1035	1055	1060	806	1105
3	2280	2385	2250	2370	2370	1450	1570	1480	1180	1660
4	2300	2390	2280	2390	2385	-	1800	1725	1270	1980

În figura 5.11 este reprezentată grafic variația tensiunilor corespunzătoare deformărilor produse în timpul operației de excavare înelară în jurul traductorilor rezistivi. Valorile maxime ale acestor tensiuni corespund tensiunilor remanente existente inițial la nivelul feței cusăturii de sudură.

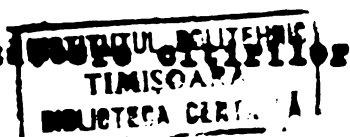
Din reprezentarea grafică se observă în primul rând că tensiunile remanente dirijate în lungul cusăturii de sudură sînt mai mari decît cele dirijate după ipotenuză ecsteia. Această concluzie este confirmată de altfel și rezultatele obținute prin alte metode experimentale de determinare a tensiunilor remanente  $|16M, 10T|$ .

Ca valori, tensiunile remanente dirijate longitudinal se apropie de limite de curgere a oțelului OL37. Tensiunile remanente dirijate după direcția ipotenuzei cusăturii sînt mai mici, avînd ca ordin de mărime limite de elasticitate a aceluiaș oțel OL37, material din care au fost realizate tălpile de legătură dintre cele două etaje ale grinzilor 30.

Avînd în vedere rezultatele măsurărilor de la eșantionul 1, care au arătat că tensiunile remanente din secțiunea transversală a sudurii sînt mai mici decît cele din lungul ei, la eșantionul 2, cu distanța între fețele tălpilor de 8 mm, traductorii rezistivi au fost amplasați longitudinal astfel pe fața A cît și pe fața B.

Rezultatele citirilor la instalația de măsurat, corespunzătoare diferitelor trepte de excavare la cei 10 traductori rezistivi sînt date în tabelul 5.8.

Reprezentarea grafică a tensiunilor corespunzătoare citirilor



DISTANȚA ÎNTRE TĂLPÎ : 0 mm

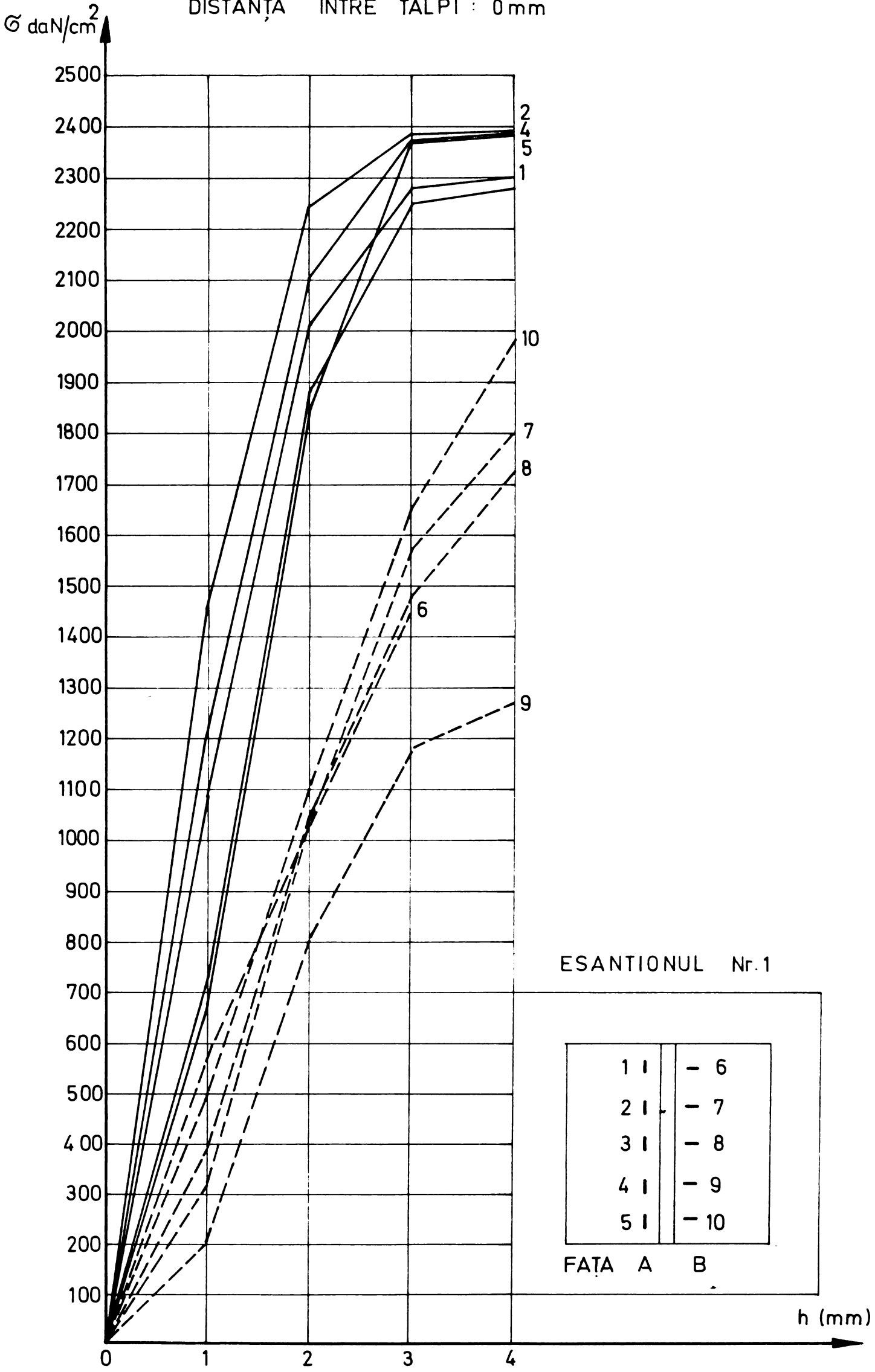


FIG. 5.11

Tabelul 5.8.

Exemplul 2 Distanța între tălpi: 12 mm

CITIRI LA TRADUCTORII REZISTIVI Nr.

h mm	1	2	3	4	5
	-0007	-0003	-0003	-0005	-0002
	-0006	-0003	-0002	-0005	-0002
	-0006	-0003	-0004	-0006	-0002
0	-0006	-0003	-0006	-0007	-0002
media	-6,25	-3	-3,75	-6	-2,00
	-0651	-0566	-0156	-0347	-0019
	-0651	-0564	-0156	-0349	-0013
	-0650	-0560	-0159	-0356	-0011
1	-0650	-0573	-0157	-0354	-0032
media	-650,50	-566	-157,00	-349	-18,75
	-1105	-0905	-0759	-0573	-0318
	-1105	-0914	-0762	-0564	-0316
	-1105	-0898	-0761	-0565	-0315
2	-1105	-0902	-0765	-0562	-0316
media	-1105,00	-905	-762,75	-566	-316,25
	-1091	-0914	-1079	-0580	-0842
	-1091	-0909	-1075	-0596	-0841
	-1093	-0905	-1077	-0594	-0840
3	-1092	-0906	-1076	-0592	-0844
media	-1091,75	-906	-1077,75	-590	-841,75
	-1096	-0948	-1102	-0532	-1097
	-1094	-0951	-1101	-0540	-1097
	-1094	-0946	-1102	-0550	-1095
4	-1094	-0946	-1102	-0533	-1098
media	-1094,50	-941	-1102,00	-539	-1096,75
			-1128		-1129
			-1129		-1131
			-1131		-1131
5			-1130		-1131
media			-1129,50		-1130,50

./.

**Ecantionul 2 Distanța între tălpi: 8 mm**

h mm	CITIRI LA TRADUCTORII REZISTIVI Nr.				
	6	7	8	9	10
	-0010	0000	-0002	-0004	-0010
	-0010	0000	-0002	-0004	-0012
	-0010	0000	-0002	-0004	-0011
0	-0010	0000	-0002	-0004	-0011
media	-10,00	0	-2,00	-4	-11,00
	-0016	-0455	-0371	-0459	-0576
	-0013	-0452	-0373	-0458	-0577
	-0012	-0454	-0374	-0455	-0579
1	-0011	-0454	-0374	-0457	-0578
media	-13,00	-454	-373,00	-457	-577,50
	-0417	-0888	-1091	-0862	-0964
	-0416	-0896	-1096	-0872	-0959
	-0416	-0897	-1095	-0876	-0962
2	-0415	-0885	-1096	-0871	-0960
media	-416,00	-892	-1094,75	-870	-961,25
	-0933	-0962	-1144	-0916	-1142
	-0936	-0960	-1145	-0917	-1143
	-0933	-0955	-1147	-0916	-1139
3	-0933	-0955	-1145	-0913	-1141
media	-933,75	-958	-1145,25	-915	-1141,25
	-1131	-0959	-1148	-0937	-1157
	-1131	-0960	-1152	-0939	-1156
	-1130	-0955	-1152	-0945	-1156
4	-1133	-0955	-1153	-0938	-1157
media	-1131,25	-963	-1151,25	-940	-1156,50
	-1147				
	-1146				
	-1148				
5	-1149				
media	-1147,50				

(tabelul 5.9) este dată în figura 5.12. Valorile maxime ale tensiunilor reprezintă tensiunile remanente existente inițial la fața sudurii.

La ecantionul 3, corespunzător unei distanțe între fețele tăl-



pilor de 12 mm, 8 traductori rezistivi au fost dispuși în lungul sudurii, iar 2 transversal.

Tabelul 5.9.

Esenționul Nr.2. Distanța între tălpi 8 mm.

h mm	Valorile tensiunilor remanente corespunzătoare traductorilor rezistivi Nr. daN/cm <sup>2</sup>									
	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
0	13	6	8	13	4	21	0	4	8	23
1	1365	1180	330	735	39	27	925	785	960	1210
2	2380	1900	1600	1190	663	875	1870	2300	1825	2020
3	2290	1900	2200	1240	1770	1960	2010	2405	1920	2400
4	2300	1985	2310	1135	2300	2380	2020	2420	1975	2425
5	-	-	2370	-	2375	2410	-	-	-	-

Rezultatele citirilor, cuprinse în tabelul 5.10, pe care s-au calculat tensiunile remanente corespunzătoare, date în tabelul 5.11, care sînt reprezentate grafic în figura 5.13, indică de asemenea valori mai reduse ale tensiunilor remanente transversale față de cele longitudinale.

Tabelul 5.10

Esenționul 3. Distanța între tălpi: 12 mm.

CITIRI LA TRADUCTORII REZISTIVI Nr.

h mm	1	2	3	4	5
	-0002	-0004	-0007	-0009	-0000
	-0005	-0003	-0006	-0008	-0003
	-0005	-0003	-0007	-0007	-0000
0	-0005	-0002	-0004	-0003	-0001
media	-4,25	-3,00	-6,00	-8,00	-1,00
	-0127	-0366	-0332	-0332	-0152
	-0130	-0364	-0333	-0333	-0153
	-0123	-0364	-0328	-0338	-0155
1	-0124	-0364	-0329	-0331	-0151
media	-126,00	-364,50	-330,50	-332,25	-152,75
	-0248	-0786	-0622	-0880	-0314
	-0247	-0786	-0619	-0879	-0315
	-0248	-0783	-0621	-0880	-0313
2	-0253	-0780	-0620	-0880	-0310
media	-249,00	-733,75	-620,50	-879,75	-313,00

	-0247	-1006	-0827	-1047	-0477
	-0347	-1008	-0834	-1055	-0474
	-0344	-1008	-0829	-1059	-0472
3	-0347	-1005	-0829	-1055	-0474
media	-346,75	-1006,75	-829,75	-1054,00	-474,25
	-0416	-1091	-0992	-1091	-0626
	-0418	-1090	-0994	-1094	-0626
	-0414	-1092	-0992	-1095	-0625
4	-0419	-1090	-0996	-1094	-0622
media	-416,75	-1090,75	-993,50	-1093,50	-624,75
	-0454	-1104	-1062	-1125	-0655
	-0455	-1099	-1062	-1127	-0656
	-0456	-1105	-1059	-1125	-0654
5	-0451	-1105	-1060	-1128	-0657
media	-454,00	-1104,25	-1060,75	-1126,25	-655,50
	-0474		-1019		-0776
	-0475		-1017		-0769
	-0477		-1018		-0774
6	-0479		-1018		-0768
media	-476,25		-1018,00		-771,75

CITIRI LA TRANSDUCTORII REZISTIVI Nr.

h mm	6	7	8	9	10
	-0006	-0007	-0006	-0011	-0007
	-0005	-0004	-0006	-0010	-0008
	-0003	-0004	-0002	-0011	-0008
0	-0005	-0000	-0001	-0011	-0002
media	-4,75	-3,75	-3,75	-10,75	-6,25
	-0134	-0386	-0286	-0271	-0175
	-0131	-0355	-0290	-0269	-0176
	-0128	-0390	-0291	-0270	-0176
1	-0127	-0390	-0288	-0269	-0176
media	-130,00	-387,75	-288,75	-269,75	-175,75
	-0310	-0809	-0704	-0678	-0447
	-0308	-0813	-0708	-0678	-0446
	-0309	-0808	-0708	-0677	-0448
2	-0304	-0807	-0716	-0677	-0445
media	-307,75	-809,25	-709,00	-677,50	-496,50

	-0336	-1054	-0983	-0937	-0591
	-0336	-1054	-0978	-0937	-0590
	-0339	-1054	-0993	-0937	-0600
3	-0339	-1050	-0984	-0937	-0597
media	-337,50	-1053,00	-984,50	-937,00	-594,50
	-0367	-1118	-1024	-1035	-0663
	-0366	-1117	-1025	-1034	-0668
	-0367	-1117	-1028	-1037	-0671
4	-0370	-1116	-1027	-1035	-0667
media	-370,00	-1117,00	-1026,00	-1035,25	-667,25
	-0374	-1129	-1039	-1070	-0686
	-0376	-1127	-1040	-1069	-0686
	-0375	-1128	-1037	-1070	-0686
5	-0376	-1128	-1041	-1071	-0708
media	-375,25	-1128,00	-1039,25	-1070,00	-691,50
			-1037		
			-1040		
			-1045		
6			-1039		
media			-1040,25		

Tabelul 5.11.

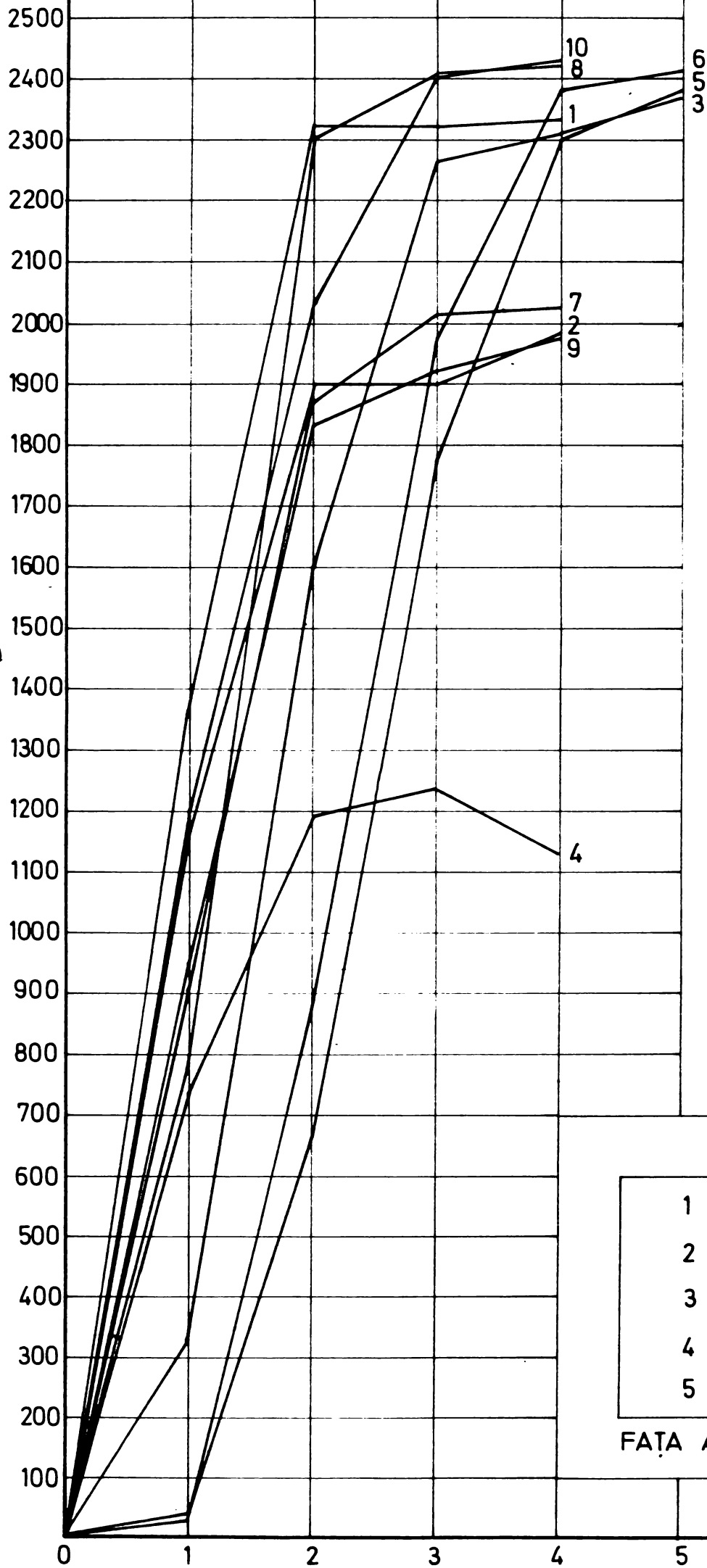
Esantionul Nr.3. Distanțe între tălpi: 12 mm.

h	Valerile tensiunilor remanente corespunzătoare traductorilor rezistivi Nr. daN/cm <sup>2</sup>									
	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
0	9	6	13	17	2	10	8	8	23	13
1	264	765	895	697	320	273	813	607	566	368
2	523	1645	1300	1845	557	645	1700	1490	1420	1040
3	727	2240	1740	2215	995	707	2210	2065	1465	1248
4	874	2305	2085	2290	1310	777	2345	2160	1965	1395
5	952	2360	2320	2365	1380	786	2370	2180	2175	1450
6	1000	-	2135	-	1620	-	-	2180	2250	-
7	987	-	-	-	-	-	-	-	-	-

În figura 5.14 este reprezentată variația tensiunilor remanente de pe fața liberă a sudurilor cercetate, în lungul esanționelor încercate.

DISTANTA INTRE TALPI : 8mm

$\sigma$  daN/cm<sup>2</sup>



ESANTIONUL Nr. 2

1	16
2	17
3	18
4	19
5	110

FATA A B

h (mm)

FIG. 5.12

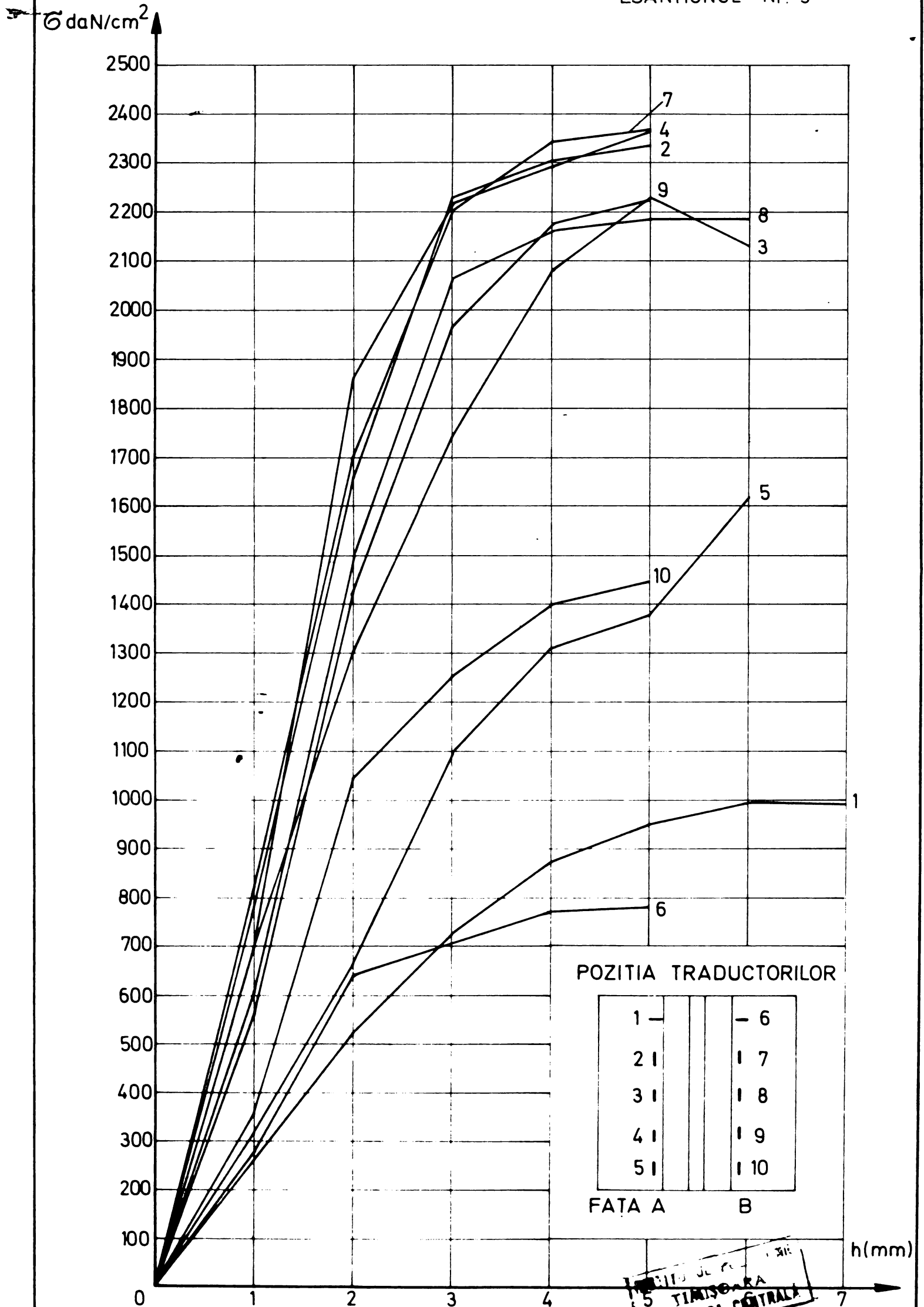


FIG. 5. 13

5 TIMISOARA  
BIBLIOTECA CENTRALA

EFORTURI UNITARE REMANENTE LA FATA SUDURILOR

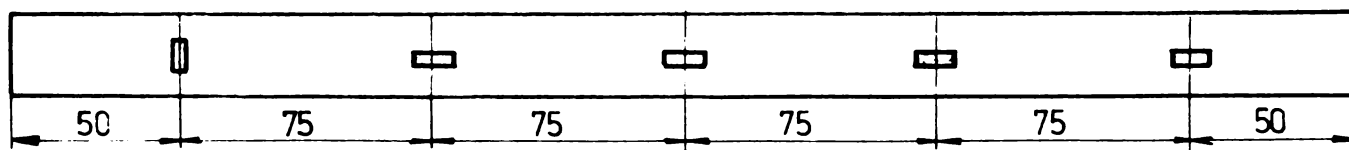
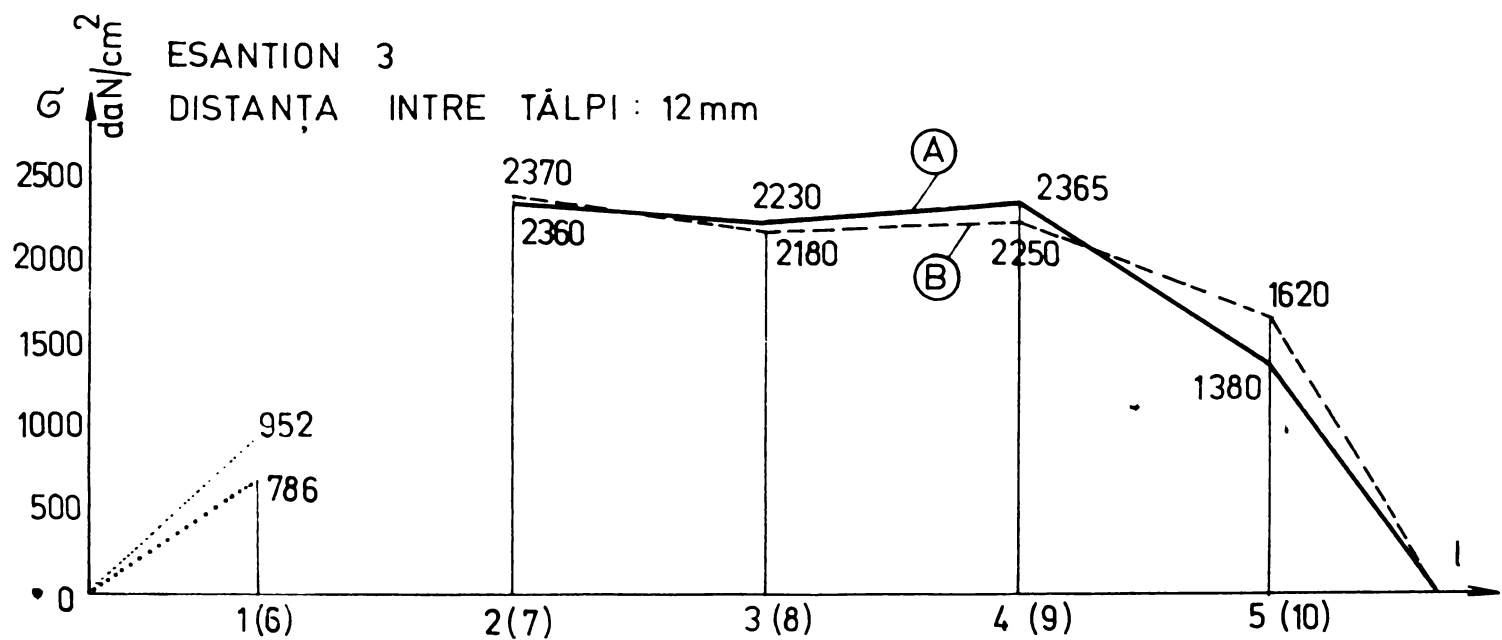
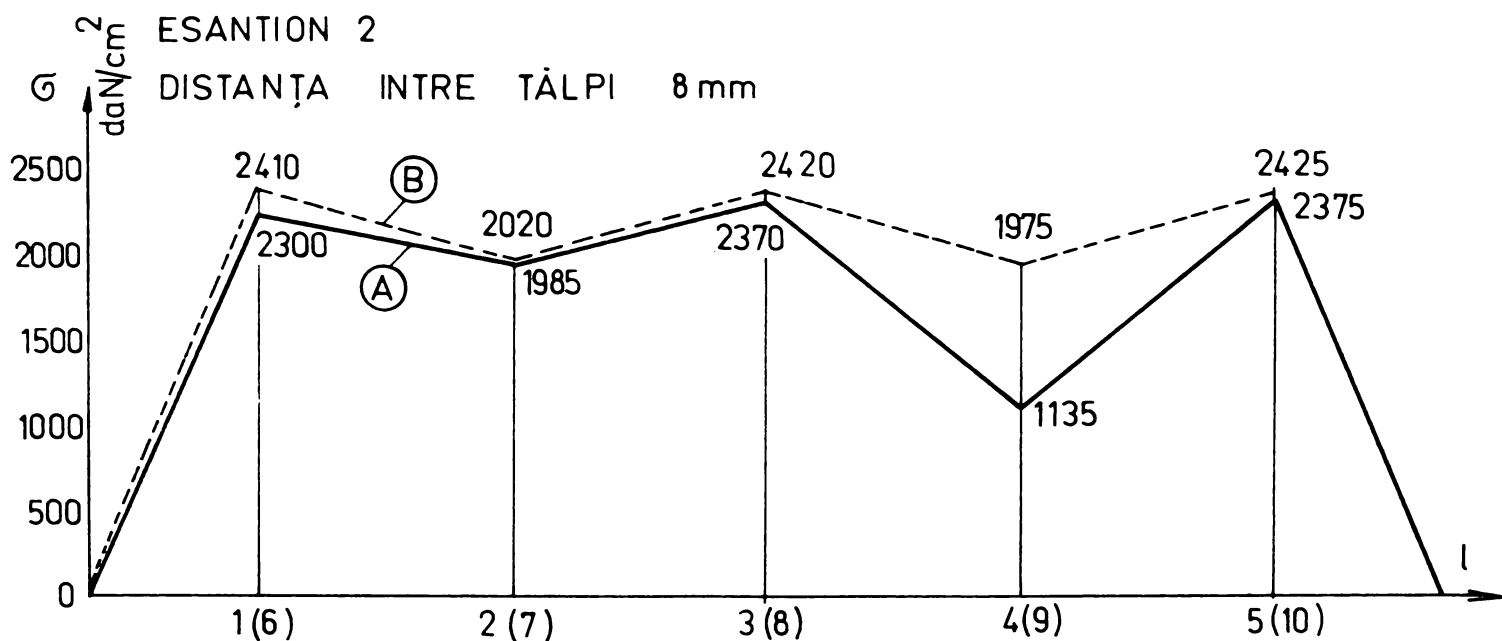
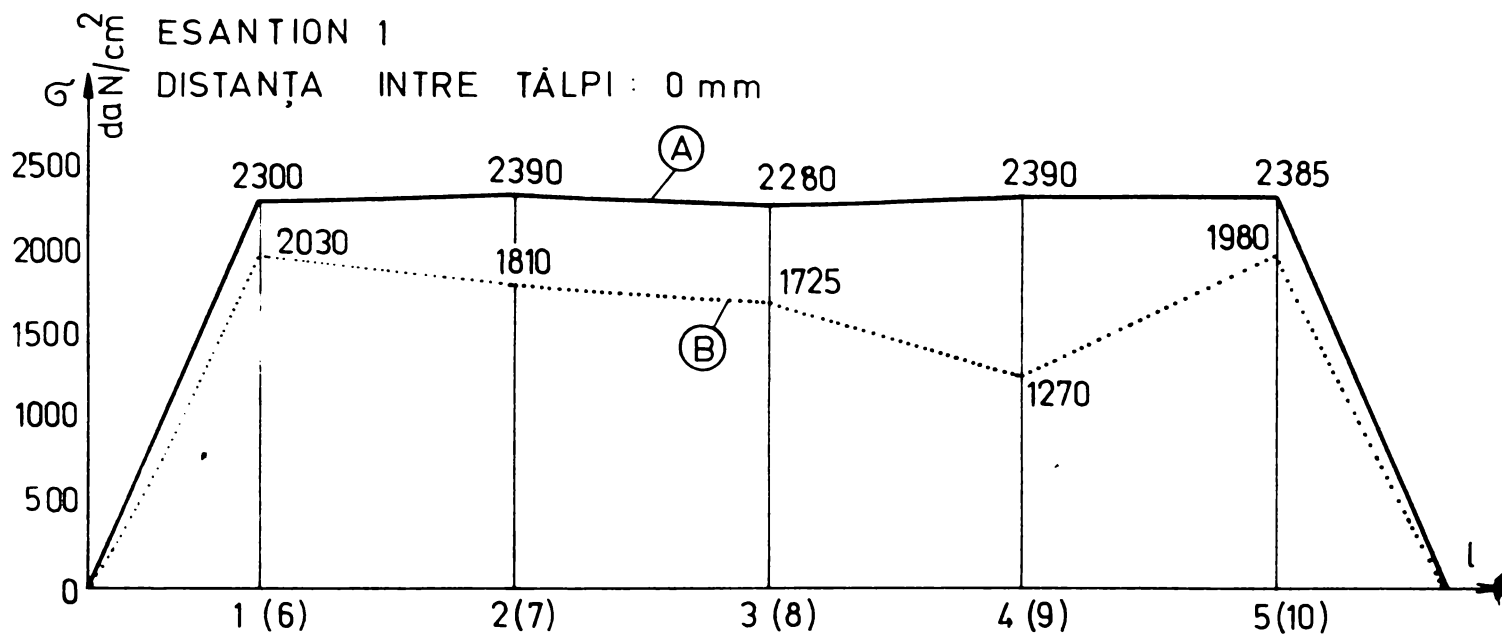


FIG. 5. 14



Examinând figurile 5.10 ... 5.13 se constată că toate tensiunile remanente de la fața liberă a cusăturilor de legătură dintre tălpile eșantioanelor, corespunzătoare tălpilor etajelor grinzilor GO, sînt foarte mari. Tensiunile remanente longitudinale se situează deasupra valorii de  $2000 \text{ daN/cm}^2$ , iar cele transversale ceva mai jos de această limită.

Cîmpul de împrăștiere al rezultatelor este relativ redus. Limitele între care s-au înscris majoritatea valorilor tensiunilor remanente longitudinale au fost de  $2000 \text{ daN/cm}^2$  pentru valorile minime și de  $2400 \text{ daN/cm}^2$  pentru cele maxime. Excepție fac doar rezultatele obținute pe baza datelor indicate de reductorii 5 și 10 de la eșantionul 3, cu distanța între tălpi de 12 mm, care au rezultat în jur de  $1500 \text{ daN/cm}^2$ .

În lungul eșantioanelor nu se constată o variație semnificativă a valorilor tensiunilor remanente, lucru explicabil prin lungimea redusă a acestora comparativ cu dimensiunile secțiunii lor transversale.

Valorile tensiunilor remanente măsurate sînt comparabile cu ordin de mărime cu valorile eforturilor unitare măsurate în cadrul măsurătorilor preliminare, descrise la paragraful V.1.

Judecînd din punctul de vedere al valorii absolute, tensiunile remanente măsurate, în special cele longitudinale, fiind foarte mari, sînt de natură să îngrijoreze proiectanții, în special în cazul apariției lor la unele elemente structurale foarte importante. Trebuie precizat însă, că ele nu păstrează aceste valori pe toată grosimea sudurii, așa încît, la apariția eforturilor unitare produse de încărcările de exploatare, se produce redistribuirea lor, capacitatea de rezistență epuizîndu-se abia după plastificarea întregii secțiuni.

### V.3. DETERMINAREA STĂRII DE SOLICITARE ÎN GRINDA GO 1 DE LA C&T ROVINARI II.

#### V.3.1. Prezentarea problemei.

Rezultatele măsurătorilor efectuate pe eșantioanele confecționate în condițiile șantierului și prezentate în paragrafele V.1 și V.2. au fost considerate insuficiente pentru luarea unei decizii în legătură cu starea reală de eforturi unitare din grinzile GO de la C&T Rovinari II. Un factor suplimentar, care a contribuit la incertitudine, a fost și constaterea unor deformații ale inimii grinzii GO 1 de la cazanul 3. Deoarece aceste deformații au fost

evidențiate într-un stadiu avansat de montaj, când încălzirea pe grinzi era aproape de valoarea finelă, s-a presupus că ele ar fi putut suferi ca urmare a depășirii eforturilor critice de vâslare. În aceste condiții s-a considerat necesară cunoașterea eforturilor unitare reale din unele puncte ale grinzii G01, în vederea comparării lor cu eforturile unitare rezultate din calcul și a stabilirii pe această cale a gradului de siguranță.

Grinzile G01 se aflau însă într-o situație specifică, la o înălțime de aproape 100 m față de sol și în imposibilitate de a fi descărcate, descărcarea însemnând demontarea cazanului. Din această cauză, urmărirea variației eforturilor unitare, pe cale tensometrică obișnuită, în funcție de creșterea încălzirii, nu era posibilă.

Debitivitatea importanței pe care o prezenta cunoașterea stării de tensiune din grindă în luarea deciziei privitoare la menținerea, consolidarea sau înlocuirea ei, s-a pus problema gășirii unei căi de determinare a stării reale de tensiune chiar pe grinda încălzită. Unica soluție aplicabilă în condițiile menționate a fost tensometria electrică prin metoda excăvării inelare.

Experimentarea acestei metode în cadrul Laboratorului de Construcții Metalice IPTVT, a creat premisele aplicării ei în practică la această lucrare, deosebit de importantă, a cărei punere în funcțiune urma să fie condiționată de decizia privind aptitudinea grinzii G01 de-a rămâne în exploatare.

Având în vedere interesul pentru cunoașterea stării de tensiuni remanente din sudurile de montaj dintre tălpile celor două etaje ale grinzii G01, precum și a eforturilor unitare reale, în diferite puncte ale acestei grinzii, proiectantul a solicitat efectuarea de măsurători atât pe sudurile amintite cât și pe inime și talpe comprimate a grinzii.

Cercetarea stării de tensiune din grinda G01 la fața locului a făcut obiectul contractului Nr.52/76 încheiat cu ICAMNARG București.

Măsurătorile au fost efectuate în perioada 6-12 mai 1976, când cazanul nu se afla în stare de funcționare, asigurându-se prin aceste condiții corespunzătoare de lucru (lipsa gazelor, scurului, vibrațiilor etc.).

### V.3.2. Determinarea eforturilor unitare normale în secțiunea transversală a grinzii G01.

În vederea determinării eforturilor unitare normale existen-

te în grinda aprofundată complet încărcată (lipsea doar apa din cazan) s-au aplicat pe inimă și tălpi 7 traductori rezistivi ; 5 pe inimă în punctele 1...5 și 2 pe talpa comprimată în punctele 11 și 12 (fig.5.15).

Traductorii rezistivi nu s-au aplicat toți pe aceeași verticală, pentru a nu slăbi prea mult secțiunea (fig.5.16). Ei se află

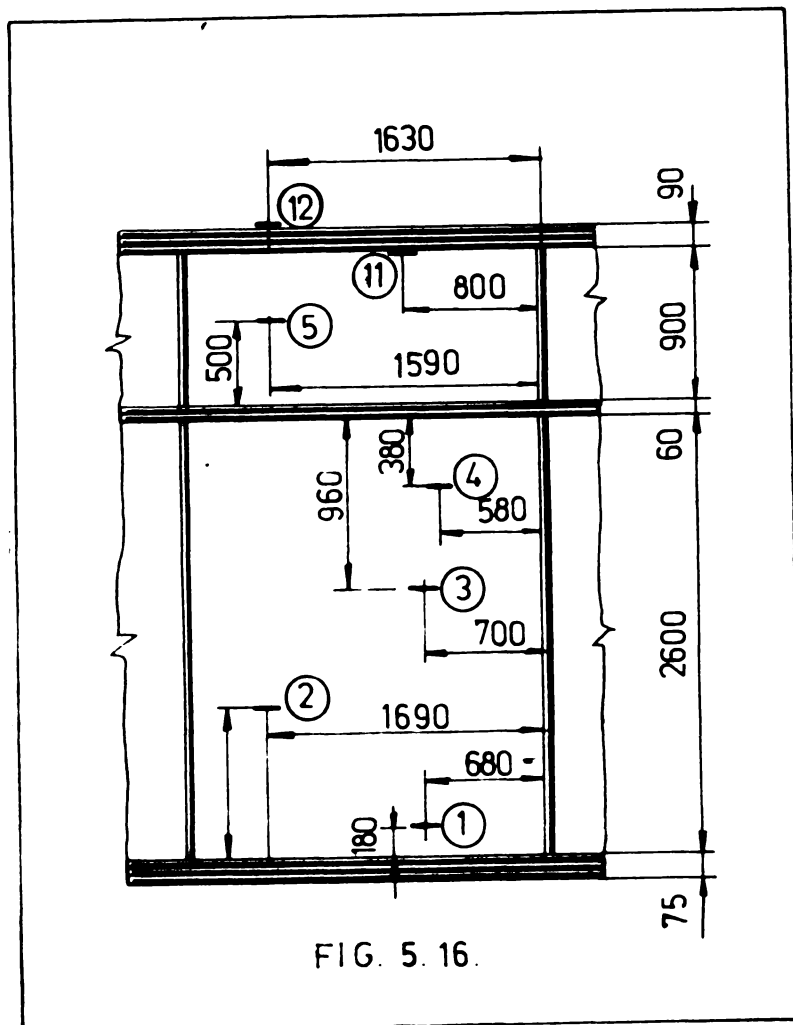


FIG. 5. 16.

însă toți într-o zonă în care momentul încovoietor este constant, aplicarea încărcărilor prin rețeaua de grinzi secundare făcându-se numai în punctul de la partea superioară a rigidizărilor transversale lungi ale grinzii. Se observă de asemenea că traductorii rezistivi au fost amplasați în zona de moment maxim cu scopul de a determina eforturile unitare în zona cea mai sollicitată a grinzii.

Determinarea eforturilor unitare normale reale din dreptul traductoarelor rezistivi 1,2,3,4,5,11 și 12 s-a făcut tensometric,

prin metoda excăvării inelare, utilizând dispozitivul din figura 5.17, realizat prin autodotare.

Dispozitivul este alcătuit dintr-o mașină de găurit (1) montată pe un cadru rigid (2+3+4).

Cadrul este format din trei bare cilindrice (2) încastrate la extremități în două plăci fixe (3 și 4).

Mașina de găurit este prinsă la cele două capete în câte o placă (5), prevăzută cu câte trei bucșe de ghidare pe barele cilindrice (2).

Placa fixă de la capătul corespunzător mandrinei (3) are formă circulară și este prevăzută la mijloc cu un gol, de asemenea circular, a cărui rază este determinată de considerații privind lipirea traductoarelor rezistivi după ce dispozitivul a fost fixat în poziția de lucru ( $r = 70$  mm). Placa mai are trei găuri  $\phi 20$  mm,

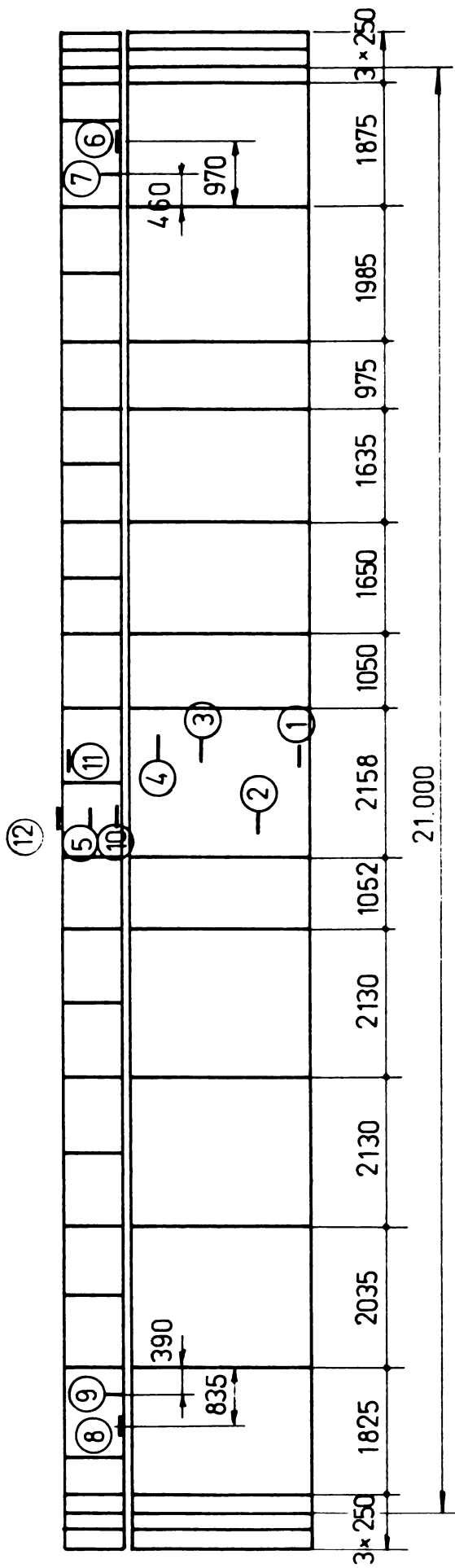


FIG. 5.15

TABELUL 5.12

Poziția traductorilor	Traduc-tor Nr.	Modul de aseza-tore al traducto-rului	h (mm)	$\epsilon$ măsurat	$\sigma = \epsilon \cdot E$	$\sigma = \frac{M}{W}$	$\sigma_{rem.}$
0	1	2	3	4	5	6	7
PE INIMĂ	1	longitudinal	4,5	-1 400	+2.940	+1630	+1.310
	2	--	4,0	- 940	+1.980	+ 980	+1.000
	3	--	5,0	- 180	+ 380	+ 300	+ 80
	4	--	4,0	+ 230	- 480	- 240	- 240
PE SUDURĂ DE MONTAJ	5	--	4,0	+1.030	- 2160	-1.140	- 1.020
	6	--	4,0	- 1.800	+ 3.780	--	--
	7	transversal	4,5	- 1.060	+ 2.230	--	--
	8	longitudinal	4,5	- 1.980	+ 4.160	--	--
PE TALPĂ COMPRESĂ	9	transversal	5,0	- 850	+ 1.780	--	--
	10	longitudinal	5,0	- 2.020	+ 4.240	--	--
	11	--	4,5	+ 310	- 650	- 1.520	+ 870
	12	--	4,5	- 830	+ 1.740	- 1.610	+ 3.350

care folosesc la fixarea ei cu ajutorul unor presoare (6) de piese în care se face determinarea tensiunilor.

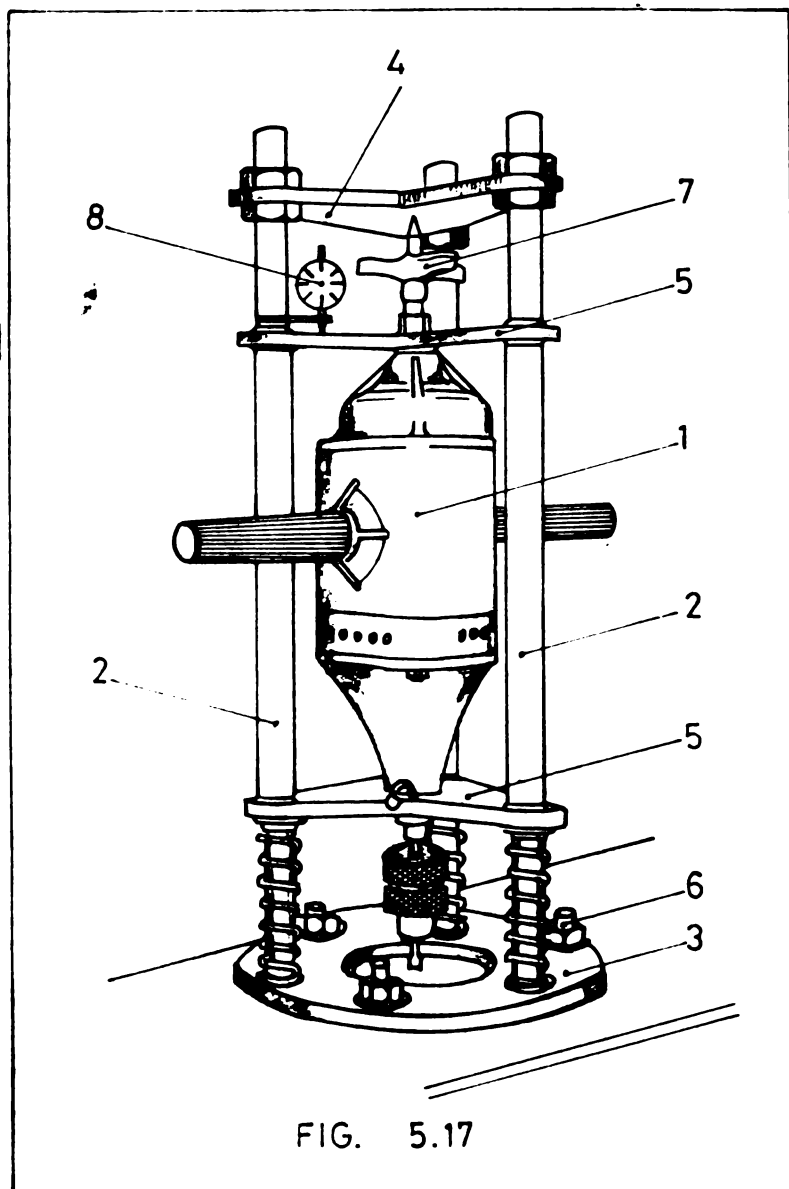


FIG. 5.17

Pe fiecare bară de ghidare (2), între placă fixă (3) și placă mobilă (5), sunt montate arcuri spirale din oțel. Aceste arcuri îndeplinesc două roluri. În primul rând, după terminarea operației de excoavare, ele asigură scoaterea frezei din capul inelar realizat în timpul operației de prelucrare. În al doilea rând ele împiedică glisarea liberă a mașinii de găurit sub acțiunea greutății proprii, împiedicând lovirea frezei sau mandrinei de piesă în care urmează să se facă excoavarea inelară.

La capătul opus, între placă fixă (4) și mașina de găurit (1) este între-

pus un dispozitiv cu filet stînga-dreapta (7), prin a cărui rotație se asigură deplasarea mașinii în lungul sistemului de ghidaj. Acest dispozitiv constituie totodată și sistemul de avans al mașinii în timpul operației de aşchiere.

Placă fixă (4) este prinsă de cele trei bare de ghidaj printr-un sistem de prindere demontabil, realizat cu ajutorul unor piulițe dispuse pe ambele fețe ale acestei plăci. Sistemul de prindere demontabil asigură scoaterea plăcilor mobile și deci a mașinii de găurit de pe barele de ghidare în vederea unor operații de întreținere.

Pentru urmărirea adîncimii excoavăției inelare realizate pînă la un moment dat, pe una din barele de ghidare este fixată o crățară, prevăzută cu o tijă, în care se montează un microcomparator (8). Vîrfurile microcomparatorului se aşează pe placă mobilă (5) a cărei deplasare în lungul barelor de ghidare este egală cu cea a mașinii de găurit și deci implicit a frezei care efectuează ex-



cavarea inelară. În felul acesta adâncimea excavației efectuate poate fi urmărită continuu în timpul încercării.

Dispozitivul din figura 5.16 poate fi fixat cu ușurință pe piesele cu suprafață plană. Fixarea se face cu ajutorul unor prezoane prinse în prealabil de suprafața pieselor respective prin hefturi de sudură. Pentru ca poziția prezoanelor să corespundă cu poziția găurilor din placă fixă de la baza dispozitivului (3), la așezarea lor se folosește un șablon din tablă suțire prevăzut cu aceleași găuri ca și placă fixă 3.

După terminarea excavării inelare și demontarea dispozitivului, prezoanele se înlătură și sudura se polizează pentru a asigura planitatea suprafeței.

Deformațiile produse ca urmare a excavațiilor inelare executate cu dispozitivul descris anterior, au fost măsurate cu o punte BRUEL și KJAER 1526.

S-au folosit traductori rezistivi PHILIPS PR 9833/03 PR.

Rezultatele măsurărilor efectuate sînt date în tabelul 5.12, iar reprezentarea grafică a eforturilor unitare corespunzătoare punctelor în care s-au făcut măsurătorile este arătată în figura 5.18.

Deoarece faptul că determinarea eforturilor unitare în cele 7 puncte s-a făcut pe grinde încărcată, rezultatele obținute experimental reprezintă de fapt suma dintre eforturile unitare generate de încărcare și tensiunile remanente, existente în grindă anterior încărcării.

Deci din valorile eforturilor unitare măsurate experimental se scad eforturile unitare produse de încărcare, care se presupune că variază linear conform legii Navier ( $\sigma = My/I$ ), se obțin valorile tensiunilor remanente din punctele în care s-au făcut măsurătorile. Reprezentarea grafică a acestor tensiuni remanente, în ipoteza că ele variază linear între punctele în care au fost determinate, este arătată în figura 5.18c. Variația lineară poate fi considerată plauzibilă, cu excepția zonei dintre punctele 4 și 5 care cuprinde cele două tălpi de legătură ale etajelor grinzii. În această zonă, datorită cusăturilor de sudură, legea de variație a tensiunilor remanente diferă mult față de linia dreaptă. Măsurătorile la fața locului nu s-au putut face însă decât într-un număr restrîns de puncte astfel ca să nu fie periclitată capacitatea de rezistență a grinzii. De asemenea, dispozitivul din figura 5.17, folosit la determinarea tensiunilor, prin forma și dimensiuni-

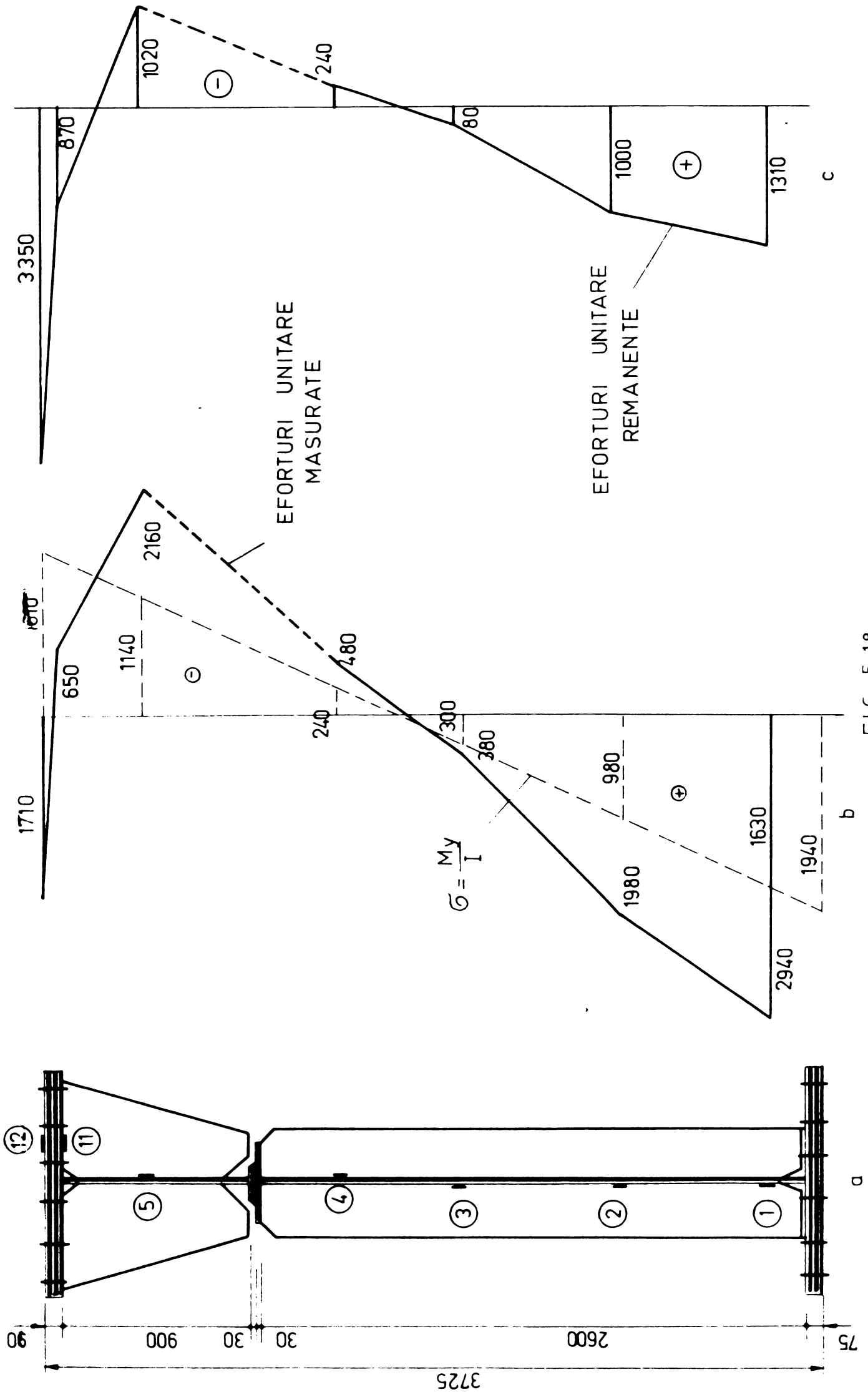


FIG. 5.18



nile sale, nu s-a permis efectuarea de excavații înelare în tălpile de legătură a etajelor grinzii G01, tălpi a căror dimensiuni sînt relativ reduse.

Timpul scurt avut la dispoziție pentru măsurători nu s-a permis adaptarea dispozitivului pentru efectuarea de măsurători și pe aceste tălpi.

De altfel, rezultatele măsurătorilor din punctele 1...5, 11 și 5 au arătat că valorile eforturilor unitare efective existente în grindă, (remanente + din încărcare), nu depășesc limite de elasticitate a materialului utilizat : OL52.

Valorile maxime ale eforturilor unitare măsurate s-au constat în zona întinsă a grinzii, senă care în anumite condiții ar putea prezenta riscul unei comportări casante.

Pe baza datelor obținute prin măsurători, s-a ajuns la concluzia că eforturile unitare normale din grindă nu sînt de natură să justifice necesitatea înlocuirii ei și nici a consolidării, lucrare care s-ar fi executat extrem de dificil în condițiile date de înălțime și spațiu liber redus.

Dată fiind importanța deosebită a grinzilor de susținere a casanului și condițiile deosebit de grele în care ele lucrează în timp (mediu agresiv, variații mari de temperatură, vibrații etc.), s-a recomandat beneficiarului să urmărească în timp modul de comportare al grinzii cu ajutorul unei aparaturi de precizie, achiziționată în cadrul prevederilor contractului.

În cazul unor abateri de la situația inițială s-a propus și o modalitate de consolidare care să intre în lucru numai la apariția unor deformații ale grinzii care depășesc limite admise.

### V.3.3. Determinarea eforturilor unitare în sudura de legătură a etajelor grinzii G01.

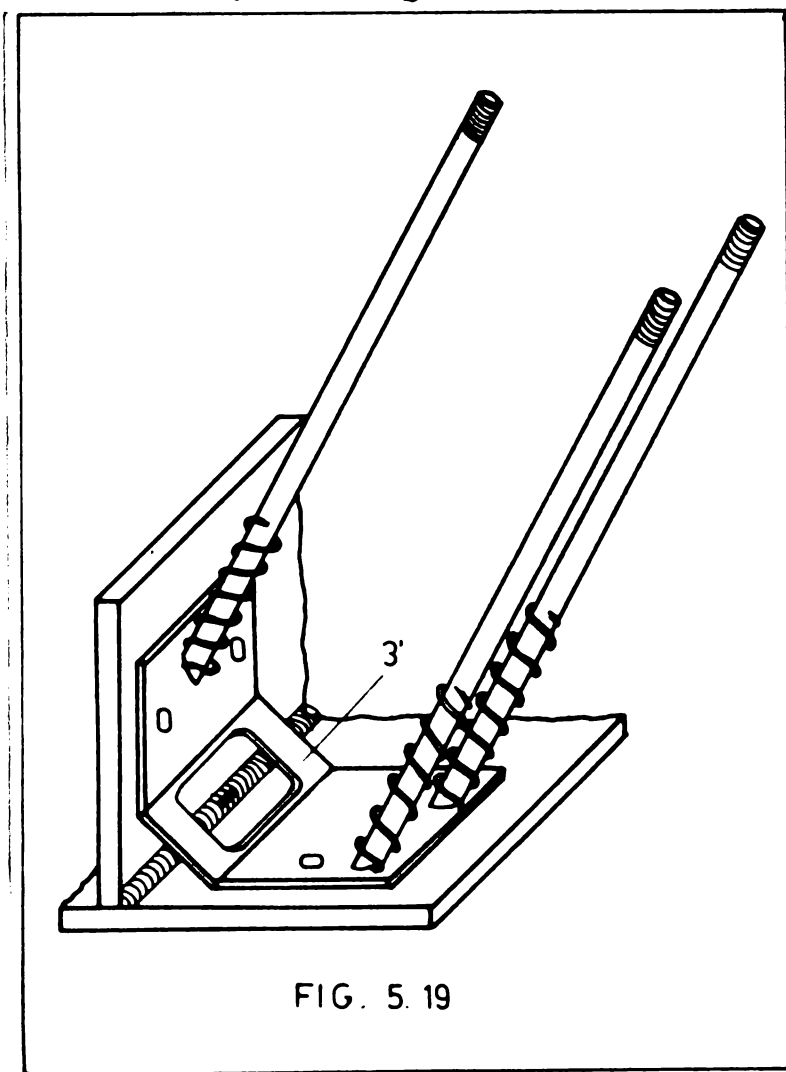
În paragraful V.2 s-au arătat rezultatele măsurătorilor eforturilor unitare de la fața sudurilor de legătură dintre tălpile eșantionelor celor două etaje ale grinzilor G0. Valorile eforturilor unitare dirijate în lungul sudurii au rezultat sensibil mai mari ca cele dirijate după direcția ipotenuzei cusăturii. Măsurătorile au fost efectuate pe eșantioane de 400 mm lungime și s-a presupus că în grinzile reale, a căror lungime este de 22m, valorile eforturilor longitudinale vor fi mai mari. Pentru verificarea acestei ipoteze, precum și pentru cunoașterea valorii absolute a eforturilor unitare de la fața sudurilor de legătură dintre etaje

s-au efectuat măsurători pe grinde GO1 în 5 puncte.

Traductorii rezistivi au fost amplasați ca în figura 5.15 ; 3 dispuși longitudinal : 6, 8 și 10 și 2 dispuși transversal : 7 și 9.

Măsurătorile s-au efectuat tot prin metoda excavării înelare, folosind în acest scop o formă adaptată a dispozitivului din figura 5.17.

Adaptarea a constat în înlocuirea plăcii fixe plane (3) cu o placă îndoită (3') care permite așezarea dispozitivului cu axa mașinii de găurit normal pe ipotenuza cusăturii, în vederea efectuării excavăției (fig.5.19). Placa este decupată în dreptul axei ma-



șinii de găurit pe o suprafață dreptunghiulară de  $100 \times 60$  mm, astfel ca să permită montarea centrică a traductorilor rezistivi.

În fotografia din figura 5.20 este arătat dispozitivul pregătit pentru excavare în suduri de colț.

Rezultatele măsurătorilor efectuate sînt date în tabelul 5.12. Examinarea lor atrage în primul rînd atenția asupra faptului că eforturile unitare măsurate de traductorii dispuși longitudinal depășesc limite de elasticitate a materialului. Ca stare valorile de  $3780 \text{ daN/cm}^2$  în punctul 6,  $4160$

$\text{daN/cm}^2$  în punctul 8 și  $4240 \text{ daN/cm}^2$  în punctul 10, nu trebuie interpretate ca valori ale eforturilor unitare efective. Ele reprezintă doar produsul dintre modulul de elasticitate  $E$  și deformația specifică  $\epsilon$ , care depășind limite elastică nu mai permite utilizarea legii lui Hooke pentru determinarea eforturilor unitare.

Valorile eforturilor unitare longitudinale la fața sudurii au atins deci în grinde reală limite de curgere a materialului sudurii. Ele depășesc valorile măsurate pe eșantioanele cu lungimi de  $400$  mm, așa cum s-a presupus inițial. Ca urmare a acestui fapt s-a

procedat la o examinare atentă a sudurii în vederea depistării



unor eventuale fisuri transversale generate de eforturile unitare longitudinale mari. Nu s-au constatat însă nici un fel de fisuri, sudura prezentând un aspect corespunzător. În aceste condiții, s-a considerat că existența eforturilor unitare longitudinale mari, la fața sudurii, nu este de natură să periclitaze securitatea grinzii, deoarece chiar dacă ar duce la apariția unor fisuri, ar transforma legătura continuă dintre tălpi într-o legătură discontinuă, asemănătoare cu cea a unei suduri întrerupte sau cea realizată prin mijloace de legătură discrete

(nituri sau șuruburi). Pe de altă parte, și acest lucru este esențial, valorile mari ale eforturilor unitare măsurate la fața sudurii nu se mențin constante pe toată grosimea ei.

Valorile eforturilor unitare dirijate în lungul ipotenusei cășturii nu diferă sensibil de cele determinate pe esențioanele experimentale rămânând sub limite de elasticitate a materialului sudurii.

Prosoail că valori ceva mai mari ale acestor eforturi se obțin în zona rigidizărilor transversale unde deformarea liberă a tălpiilor este împiedecată.

#### V.3.4. Concluzii.

Metoda determinării stării de tensiune cu ajutorul excavației înelare a fost aplicată în cadrul a 2 contracte de colaborare cu producția, furnizând date stit proiectantului structurii de rezistență a cazanelor de 330 MW de la C&T Rovinari II, cit și beneficiarului în vederea urmării comportării în timp a structurii respective.

Pe baza datelor obținute s-a putut face o analiză a situației solicitării grinzilor GO și s-a hotărât menținerea lor în explo-

tere fără consolidări, asigurându-se în felul acesta derea în exploatare la timp a cazanului 3 de la acest important colectiv energetic național.

**V.4. DETERMINAREA TENSIUNILOR REMANENTE ÎNTR-O GRINDĂ SUDATĂ, ÎNCERCATĂ LA OBOSEALĂ.**

În cadrul unui contract de cercetare științifică, încheiat de Catedra de Construcții Metalice IPTVT cu Uzina Oțelul Roșu, privitor la comportarea grinzilor căii de rulare din hala laminorului N 550, s-au efectuat unele încercări la oboseală, pe grinzi cu inimă plină încărcate excentric.

În vederea cunoașterii stării de tensiuni remanente inițiale, din zone de legătură dintre inimă și tălpi, unde începuse de regulă degradarea grinzilor prin apariția de fisuri, s-au măsurat în câteva puncte tensiunile remanente longitudinale, la mijlocul feței unei din tălpile grinzilor încercate (fig.5.21).

Determinarea tensiunilor remanente din inimă grinzii, în zone de imediată vecinătate a sudurii, nu a fost posibilă din cauze configurației și dimensiunilor utilajului utilizat (dispozitivul de determinare a tensiunilor prin metoda excavării inelare, descris în paragraful V.3.2). S-a considerat însă că valorile tensiunilor remanente, măsurate la fața exterioară a tălpii grinzii, în planul de simetrie al acesteia, nu pot diferi prea mult față de cele corespunzătoare tensiunilor remanente din inimă, de la nivelul legăturii acesteia cu talpa, datorită faptului că ambele zone au fost supuse în timpul sudurii unui regim termic asemănător. Delfel rezultatele măsurărilor (tabelul 5.13 și fig. 5.21) au indicat existența unor tensiuni remanente cu valori foarte mari, cuprinse

Tabelul 5.13.

Treductorul rezistiv Nr.	Deformații specifice și tensiuni remanente	adâncimea excavației h (mm)				
		1	2	3	4	5
1	$\epsilon$	-140	-428	-870	-1047	-1107
	$\sigma$	+294	+900	+1830	+2200	+2320
2	$\epsilon$	-217	-423	-695	-860	-935
	$\sigma$	+555	+890	+1460	+1800	+1960
3	$\epsilon$	-239	-560	-010	-944	-1000
	$\sigma$	+502	+1176	+1701	+1982	+2100
4	$\epsilon$	-253	-692	-977	-1142	-1206
	$\sigma$	+531	+1453	+2052	+2398	+2532

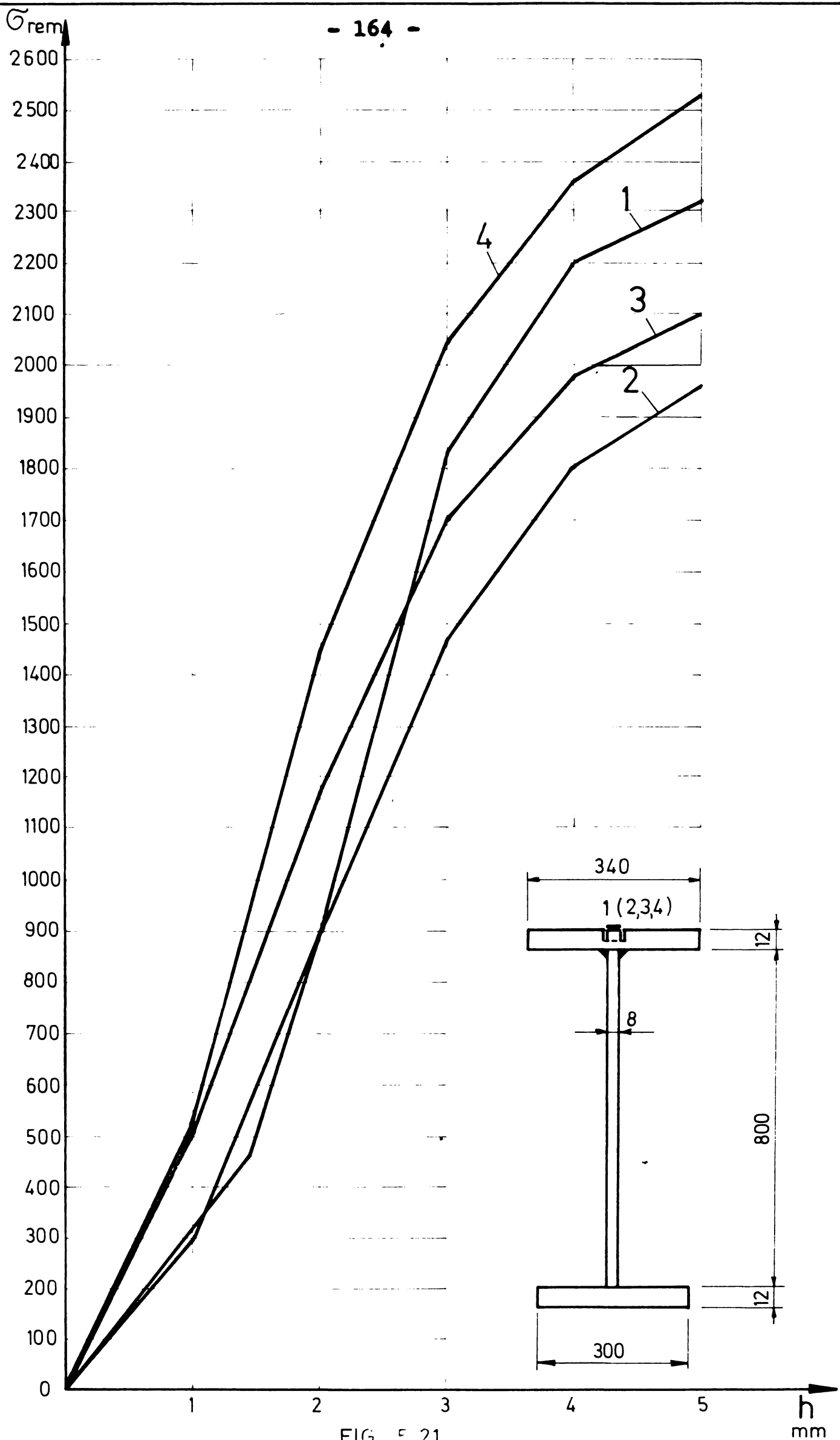


FIG. 5.21

între 1900 și 2530 daN/cm<sup>2</sup>. Studiile teoretice și cercetările experimentale, pe un trenson de grindă de rulare din hulele laminării Ø 550 de la Oțelul Roșu, privind comportarea îmbinării sudate la încercări repetate (contract 170/1977) au dovedit însă că cedarea grinzii s-a produs prin pierderea stabilității tălpilor comprimate, fără ca în zona legăturii dintre inimă și tulpă întinsă să apară fisuri.

#### V.5. DETERMINAREA TENSIUNILOR REMANENTE ÎN TREI PANE DIN PROFILE I SUDATE.

Cerințele reducerii consumului de oțel la construcțiile metalice, au determinat în ultimii ani introducerea în practică a unor pane din profile I confecționate prin sudare. Aceste pane sînt concepute a fi folosite la învelitori din tablă cutată, care deto-rită prinderii cu colțuri impușcate sau șuruburi autofiletante lu-crează ca o așioă plană, preluînd componente încărcării din planul învelitorii. În această situație, panele au fost astfel alcătuite încît să poată prelua doar efectul încărcărilor verticale. Ca urma-re, ele au o înălțime a secțiunii transversale relativ mare în ra-port cu lățimea tălpilor, avînd în consecință și o foarte redusă rigiditate în raport cu axe minimă de inerție.

Pe măsura urmării reducerii indicelui de consum specific, au fost reduse și grosimile de tablă folosite la alcătuirea inimii și tălpilor acestor pane, ajungîndu-se la grosimi de 4 mm pentru inimă și 5 mm pentru tălpi. În această situație, în practică s-a constatat însă că majoritatea panelor au rezultat la uzinare cu inimă voalată, deși raportul  $h_0/t_1 = 87,5$  este mai mic decît  $110 \sqrt{21/R}$ , limită sub care STAB 10108/C-78 precizează că nu este necesară verificarea la voalare.

Cum valorile deformațiilor inimii la aceste pane sînt uneori destul de mari, ele depinzînd în primul rînd de tehnologia de exe-cuție, s-a pus problema admiterii sau respingerii utilizării lor în exploatare.

Fiind vorba de un număr foarte mare de pane, rezultate la uzi-nare cu deformații care depășesc prevederile STAB 767/O-77, unii beneficiari au condiționat recepția lor de rezultatele unor încer-cări pe care cărora să se poată de derogare pentru abaterile dimen-sionale mai mari decît cele prevăzute de norme.

În baza unui contract de cercetare, încheiat cu ICM-Drășov la Catedra de construcții metalice s-a urmărit comportarea pînă la ru-



pere a unui grup de trei pene de 12 m deschidere, cu diferite valori ale abaterilor dimensiunilor.

În tabelul 5.14, sînt date săgețile inimii față de planul median (fig.5.22) în lungul axei penei care prezenta deformațiile cele mai mari. Această penă avea inimă din tablă de 4 mm grosime. Tălpile, cu lățime mică, de numai 90 mm, erau aleătuite din tablă de 5 mm grosime. Îmbinerea dintre inimă și tălpi, realizată cu 4 cordoane de sudură de colț de oca 3 mm grosime, a provocat în timpul răcirii contracții care au generat în inimă eforturi unitare de compresie a căror valoare a depășit rezistența critică la voalare, producînd deformarea inimii.

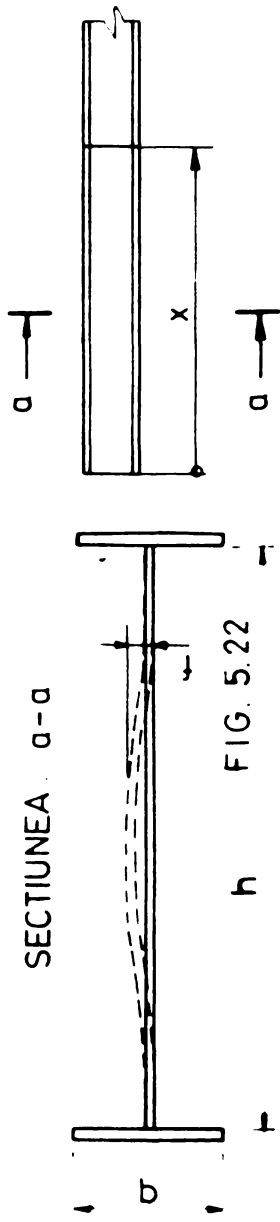
Pentru verificarea acestei premise, au fost făcute măsurători de tensiuni remanente pe cele trei pene, înainte de încercarea lor în vederea determinării capacității portante.

În acest scop, la 1,5 m de reazem (fig.5.23a) au fost fixați 7 traductori rezistivi pe inimă și 11 traductori rezistivi pe tălpi (fig.5.23b și c), iar în jurul lor s-au efectuat excavații înelare măsurîndu-se deformațiile specifice  $\epsilon$  produse ca urmare a intreruperii legăturii cu mediul înconjurător. Datorită grosimii reduse a tablei inimii și tălpilor (4 și 5 mm), excavarea s-a făcut pe toată adîncimea cu excepția traductorilor rezistivi fixați pe tălpi în dreptul inimii (T22 și T23).

Avînd în vedere dimensiunile reduse ale panelor și distanțele relativ mici dintre emplasamentele traductorilor rezistivi pentru a nu influența starea de tensiuni remanente prin sudarea protezanelor necesare prinderii dispozitivului de excavație, în cadrul acestei încercări a fost utilizat un nou dispozitiv de excavație. Acest dispozitiv este realizat dintr-o mașină de găurit cu suport magnetic MGM 23, produsă de Întreprinderea Mecanică Suceava, căreia i s-au adus cîteva modificări. Fiind prevăzută cu un electromagnet, mașina se fixează pe suprafețele plane fără nici un fel de element de legătură, fapt ce constituie un avantaj deosebit. (Fig.5.24).

Prin adăugarea unui dispozitiv de avans, corespunzător cerințelor frezelor cu care se face excavarea înelară și prin rigidizarea botului în care glisează completul de găurire, s-a obținut o instalație foarte bună pentru producerea excavării înelare. Turația minimă a mașinii de 200 rotații pe minut, corespunde unei excavări lente, care nu produce încălzirea materialului din jurul traductorului rezistiv.

Rezultatele măsurătorilor efectuate pe una din pene sînt de-

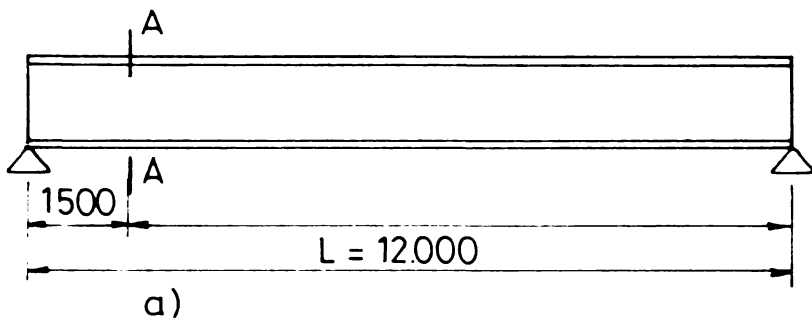


DEFORMATIILE INIMII LA PANA DIN PROFIL I SUDAT

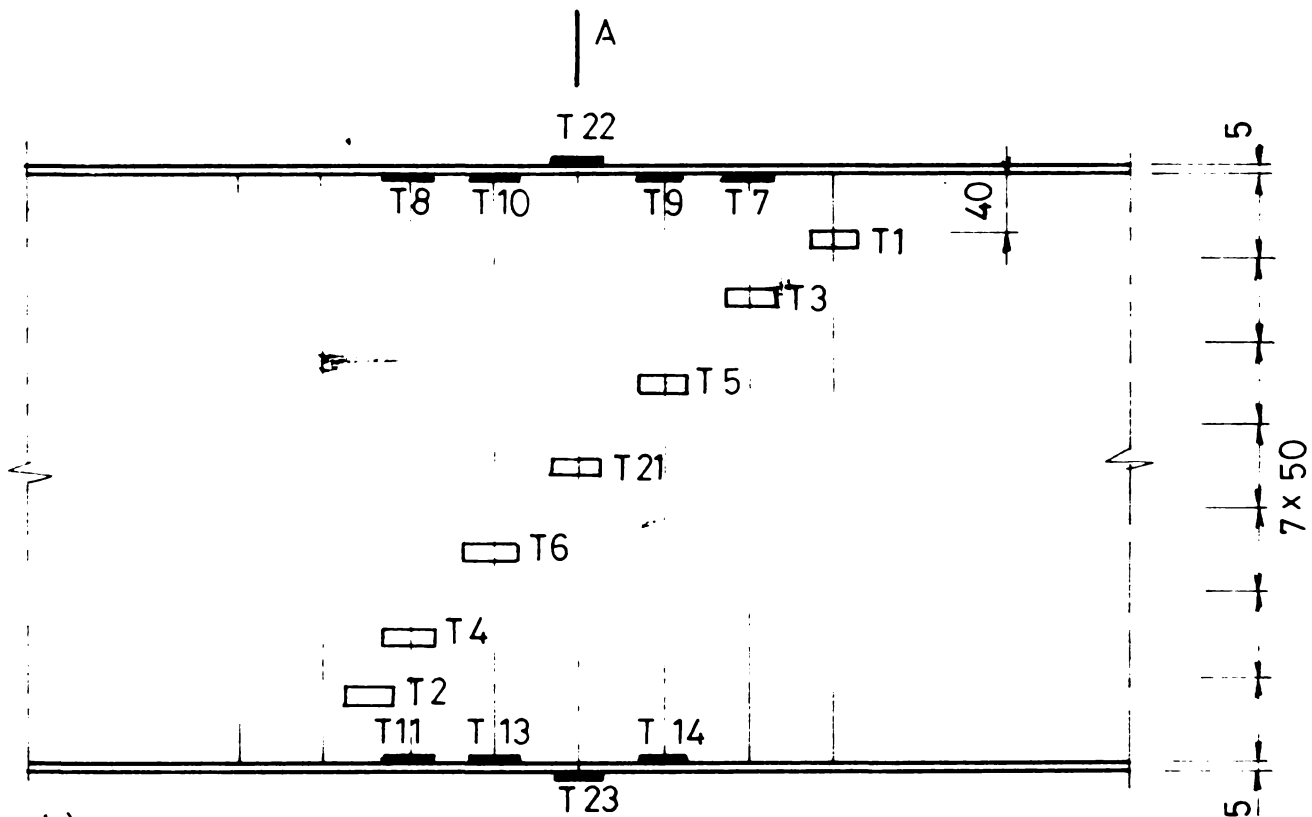
Tabelul 5.14

x (mm)	250	550	750	920	1120	1380	1600	1810
f (mm)	+6,25	-1,50	+5,00	-5,25	+4,75	-5,25	+0,25	-4,75
x (mm)	2020	2390	2640	2920	3270	3580	3900	4190
f (mm)	+4,50	-4,25	+3,75	-4,25	+3,00	+6,00	-8,75	+5,00
x (mm)	4400	4560	4700	4910	5200	5450	5650	5880
f (mm)	-1,25	+3,00	-2,00	+6,75	-6,00	-0,25	-6,25	+6,50
x (mm)	6150	6420	6570	6780	7000	7240	7470	7660
f (mm)	+4,00	-5,75	+1,25	-5,50	+3,25	-5,00	+4,75	-5,25
x (mm)	7970	8290	8660	8900	9070	9230	9450	9720
f (mm)	+5,50	-8,75	+4,25	-6,00	0,00	-6,00	+4,00	-7,00
x (mm)	10170	10410	10600	10920	11270	11560	11880	
f (mm)	+6,25	0,00	+7,00	-3,50	+5,00	-4,00	+0,25	

SCHEMA PANEI

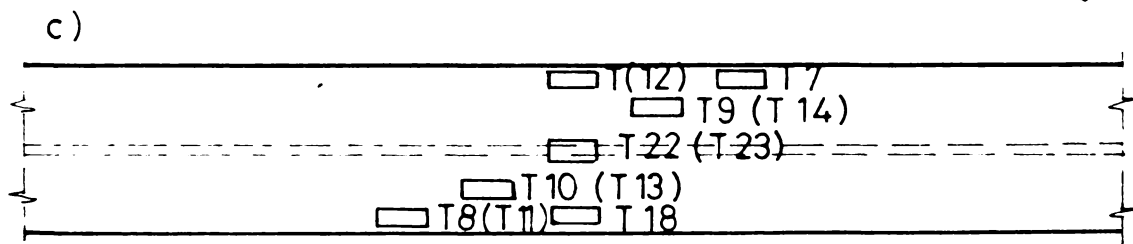


AMPLASAREA TRADUCTORILOR REZISTIVI PE INIMĂ  
ÎN SECȚIUNEA A-A



b)

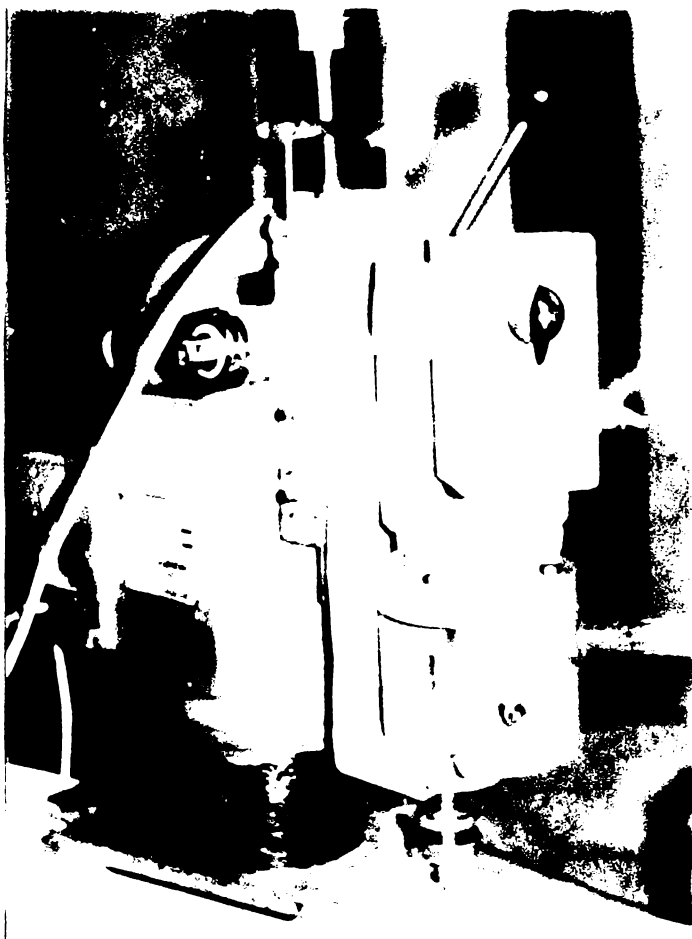
AMPLASAREA TRADUCTORILOR REZISTIVI PE TĂLPĂ



NOTĂ : Numerele din paranteza reprezintă traductorii de pe talpa opusă

FIG. 5.23

te în tabelul 5.15, iar reprezentarea grafică a tensiunilor remanente, calculate din deformările măsurate, în fig.5.25.



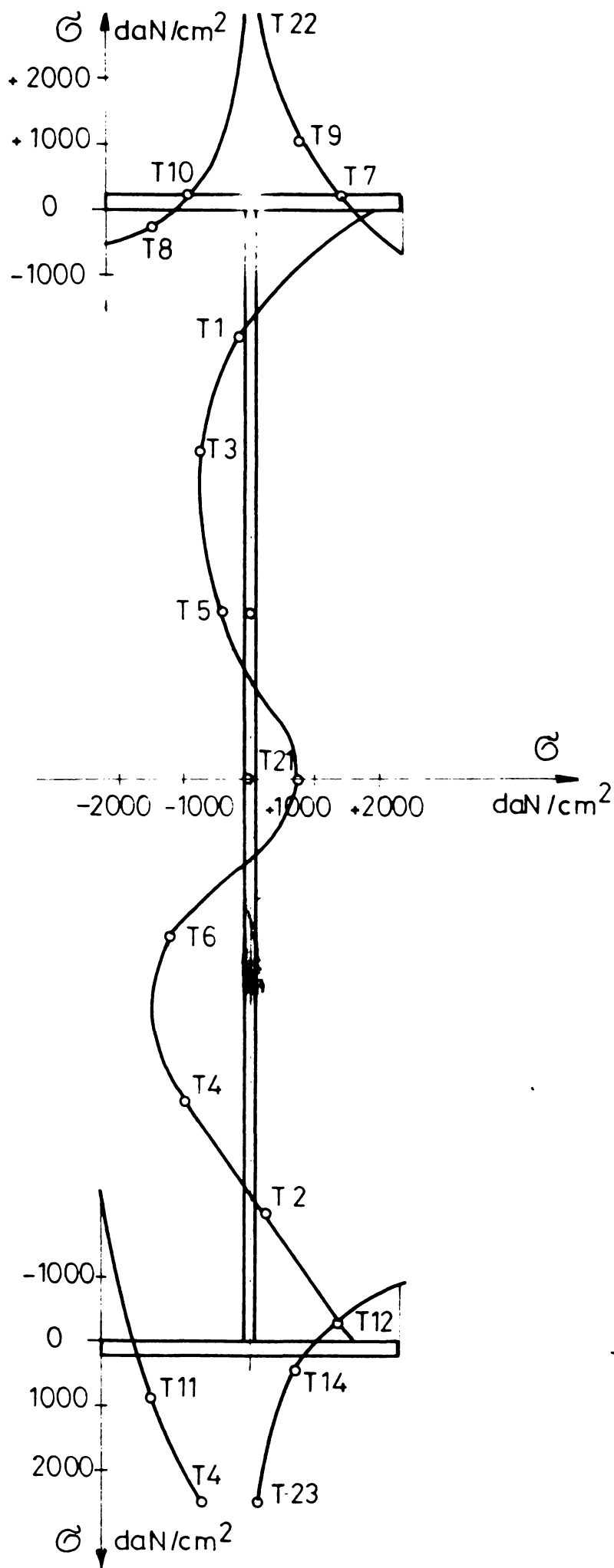
Tabelul 5.15

Nr.	T.R. ( $10^{-6}$ )	(daN/cm <sup>2</sup> )
1	+92	-193
2	-126	+264
3	+368	-774
4	+481	-1010
5	+174	-365
6	+585	-1225
21	-362	+760
7	-52	+110
8	+98	-206
18	+230	-483
9	-455	+975
10	-73	+153
22	-1199	+2400
11	+435	-915
12	+129	-271
13	-1280	+2400
14	-153	+322
23	-1430	+2400

În general, legea de variație a tensiunilor remanente pe secțiunea transversală a penei este în concordanță cu rezultatele altor cercetări prezentate în literatură. De fapt pentru curbele de variație trepte, volumul tensiunilor remanente de întindere rezultă cu oca 20% mai mare decât cel al compresiunilor, lucru explicabil și prin numărul de puncte relativ redus în care s-au făcut măsurători.

În zona legăturii dintre inimă și talpă, tensiunile remanente de întindere au rezultat foarte mari, atingând limite de curgere, iar pe înălțimea inimii s-au determinat de asemenea importante tensiuni remanente de compresiune, care cu siguranță au contribuit la deplasarea ei.

Pentru a putea urmări variația efortului unitar în dreptul traductorilor rezistivi, pe măsură creșterii adâncimii de excavație "h" fără a deslipi cablurile de conexiune, excavația s-a făcut la traductorii de pe inimă de pe partea opusă celei pe care ei erau fixați.



REPARTITIA TENSIUNILOR REMANENTE IN SECTIUNEA TRANSVERSALĂ

FIG. 5.25.

Media măsurătorilor înregistrate în acest caz, arată că mai

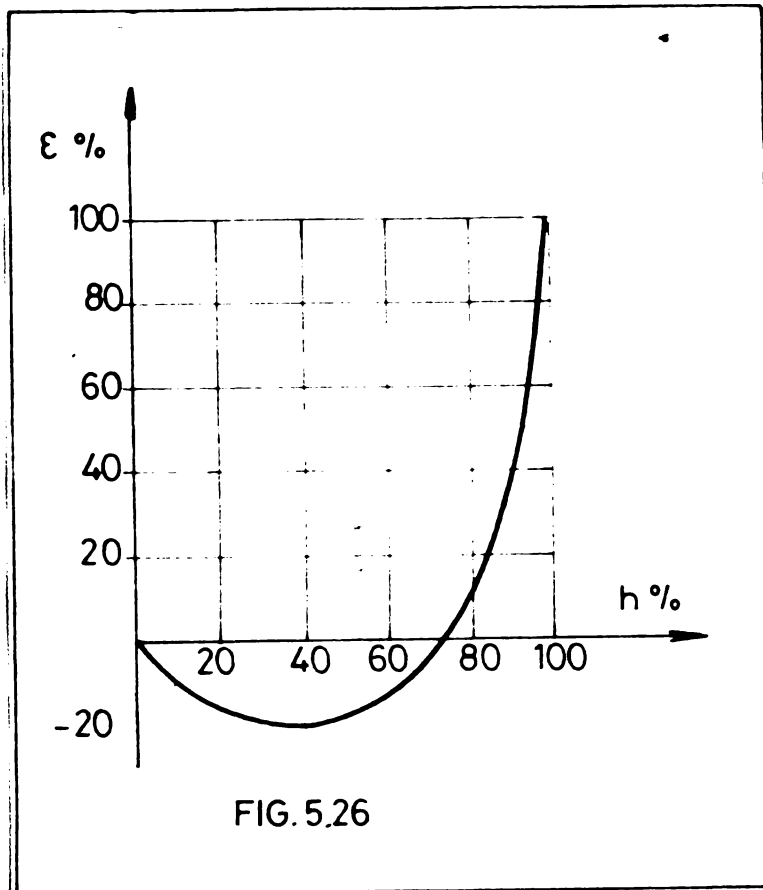


FIG. 5.26

întîi tensiunile remanente cresc ușor iar apoi încep să scadă, scăderea accentuată manifestându-se în special pe ultima parte a excavației (fig.5.26).

Dacă excavarea se face pe partea pe care sînt fixați transductorii rezistivi, există inconvenientul necesității dezlipirii cablurilor de conexiune a transductorilor la instalarea de măsură și trebuie acordată o atenție deosebită protejării transductorilor rezistivi în timpul excavației.

## V. 6. CONCLUZII.

Din conținutul capitolului V rezultă că procedeul de determinare a tensiunilor remanente prin metoda excavației înelare a fost gândit, perfecționat și aplicat de autor în cadrul unor contracte de cercetare și colaborare cu producția. Între acestea, o importanță economică deosebită prezintă cele încheiate cu ICENERG București (8724/I și II și 52/76), care au furnizat datele necesare acceptării în exploatare a grinzilor GC de susținere a cazanului 3 de la CBT Rovinari etapă II-a, contribuind astfel la asigurarea dării în funcțiune la timp a acestui important obiectiv energetic național.

Conceput în funcție de cerințele specifice construcțiilor metalice, utilajul realizat prin autodecare permite rezolvarea unor probleme dificile ale execuției, cu investiții minime și precizie corespunzătoare.

Ca urmare a relativei simplități a metodei excavației înelare, ea a fost utilizată în ultimii ani și la stabilirea stării de solicitare în sudurile transconelor scobierelor din cadrul unor viaducte Horcea-Mundre.



LISTA FIGURILOR

Capitolul I. Starea de tensiune

Fig.1.1.	Eforturi secționale . . . . .	1.
Fig.1.2.	Metoda secțiunii . . . . .	2.
Fig.1.3.	Tensiuni pe fețele elementului diferențial . . . . .	3.
Fig.1.4.	Tensiuni la sollicitarea axială . . . . .	6.
Fig.1.5.	Starea de tensiune spațială . . . . .	7.
Fig.1.6.	Starea de deformare plană . . . . .	11.
Fig.1.7.	Starea de deformare spațială . . . . .	13.

Capitolul II. Tensiuni rezanente

Fig.2.1.	Curbe caracteristice . . . . .	25.
Fig.2.2.	Comportarea la scrișare . . . . .	27.
Fig.2.3.	Afectul Bauschinger . . . . .	28.
Fig.2.4.	Tensiuni normale rezanente la secțiunea drept- unghiulară sollicitată la încovoire pură . . . . .	30.
Fig.2.5.	Deformarea din încovoire a elementului de lungime unitară . . . . .	33.
Fig.2.6.	Tensiuni tangențiale din răsucire la secțiunea circulară . . . . .	34.
Fig.2.7.	Tensiuni tangențiale rezanente la secțiunea circulară sollicitată la răsucire . . . . .	35.
Fig.2.8.	Formarea tensiunilor rezanente din temperatură la bare încălzite . . . . .	36.
Fig.2.9.	Formarea tensiunilor rezanente din temperatură la corpuri încălzite neuniform . . . . .	37.
Fig.2.10.	Formarea tensiunilor rezanente din temperatură, în trepte . . . . .	39.
Fig.2.11.	Scheme modelului de examinare a tensiunilor rezanente din turnare . . . . .	41.
Fig.2.12.	Determinarea grafică a eforturilor din turnare la modelul din fig.2.11 . . . . .	42.
Fig.2.13.	Determinarea grafică a eforturilor din turnare când deformațiile nu depășesc limita elastică . . . . .	44.
Fig.2.14.	Variația deformației și tensiunilor din tempera- tură în timpul răcirii . . . . .	46.
Fig.2.15.	Variația caracteristicilor fizico-mecanice ale oțelului carbon în funcție de temperatură . . . . .	49.
Fig.2.16.	Formarea tensiunilor rezanente în cursul sudării . . . . .	50.

Fig. 2.17. Distribuția tensiunilor remanente în lungul sudurilor . . . . .	50.
Fig. 2.18. Formarea tensiunilor remanente la răcirea profilelor I . . . . .	51.
Fig. 2.19. Tensiuni remanente măsurate în profile I . . . . .	52.
Fig. 2.20. Formarea deformațiilor plastice la prelucrarea prin aşchiere . . . . .	55.
Fig. 2.21. Variația temperaturii la şlefuire și polizare . . . . .	56.
Fig. 2.22. Formarea tensiunilor remanente prin rulare la rece . . . . .	56.
Fig. 2.23. Suprapunerea tensiunilor remanente cu tensiunile din încălzire . . . . .	57.

### Capitolul III. Metode de determinare a tensiunilor remanente.

Fig. 3.1. Metode secționării . . . . .	61.
Fig. 3.2. Repere pentru materializarea bazei de măsurare . . . . .	63.
Fig. 3.3. Variația tensiunilor remanente pe grosimea pieselor . . . . .	66.
Fig. 3.4. Tensiuni remanente la un profil I sudat . . . . .	67.
Fig. 3.5. Linii de egală tensiune . . . . .	67.
Fig. 3.6. Tensiuni remanente într-o șină de oale ferată . . . . .	67.
Fig. 3.7. Metoda robotării . . . . .	68.
Fig. 3.8. Modificarea cimpului de tensiuni datorită efectuării unei găuri . . . . .	72.
Fig. 3.9. Rozete tensometrice folosite în metoda găuririi . . . . .	74.
Fig. 3.10. Deformația specifică în funcție de adâncimea găurii $h$ . . . . .	77.
Fig. 3.11. Echipament de găurire Photoelastic . . . . .	77.
Fig. 3.12. Aparat de găurit prin şlefuire cu aer comprimat . . . . .	78.
Fig. 3.13. Extensometru Pfender . . . . .	79.

### Capitolul IV. Metode excavării inelare

Fig. 4.1. Metode excavării inelare . . . . .	83.
Fig. 4.2. Determinarea adâncimii necesare de excavare pe o grindă încovelată . . . . .	86.
Fig. 4.3. Scheme grinzii încovelate . . . . .	87.
Fig. 4.4. Variația lui $\sigma$ în funcție de $F$ și $h$ . . . . .	90.
Fig. 4.5. Variația lui $\sigma$ în funcție de $h$ . . . . .	92.
Fig. 4.6. Dispositiv de compresiune centrică . . . . .	95.
Fig. 4.7. Baza comprimată I . . . . .	96.

Fig. 4.8.	Bare comprimată I în dispozitivul de solicitare	97.
Fig. 4.9.	Variația lui în bare I (TR1) în funcție de h	. 99.
Fig. 4.10.	Variația lui în bare I (TR3) în funcție de h	.100.
Fig. 4.11.	Variația lui în bare I (TR4) în funcție de h	101.
Fig. 4.12.	Variația lui în bare II (TR1) în funcție de h	104.
Fig. 4.13.	Variația lui în bare II (TR5) în funcție de h	.105.
Fig. 4.14.	Variația lui în bare II (TR3) în funcție de h	.106.
Fig. 4.15.	Variația lui în bare II (TR2) în funcție de h	.107.
Fig. 4.16.	Variația lui în bare II (TR4) în funcție de h	.108.
Fig. 4.17.	Variația lui în bare II (TR1...TR5) în funcție de h	. . . . . 110.
Fig. 4.18.	Bare comprimată III	. . . . . 111.
Fig. 4.19.	Variația lui în bare III (TR1 și TR2) în funcție de h	. . . . . 112.
Fig. 4.20.	Bare comprimată III	. . . . . 113.
Fig. 4.21.	Starea de solicitare în secțiunea excavată	. . . 114.
Fig. 4.22.	Variația lui în bare III (TR1...TR3) în funcție de h	. . . . . 116.
Fig. 4.23.	Determinarea adâncimii necesare de excavare pe cale rotoclastică	. . . . . 119.
Fig. 4.24.	Determinarea adâncimii necesare de excavare prin metoda elementelor finite	. . . . . 121.
Fig. 4.25.	Variația lui pe înălțimea excavației în funcție de raportul h/d	. . . . . 122.
Fig. 4.26.	Alcătuirea frezelor inelare	. . . . . 126.

**Capitolul V. Aplicarea în practică a metodei excavării inelare**

Fig. 5.1.	Alcătuirea grinzii GO	. . . . . 128.
Fig. 5.2.	Esșantioane pentru determinarea tensiunilor remanente între etajele grinzii GO	. . . . . 130.
Fig. 5.3.	Pregătirea esșantioanelor pentru fixare în mașina de frezat	. . . . . 131.
Fig. 5.4.	Esșantional nr.1	. . . . . 132.
Fig. 5.5.	Tăierea sudurii de legătură dintre etaje	. . . 133.
Fig. 5.6.	Esșantional nr.3	. . . . . 134.
Fig. 5.7.	Variația tensiunii în TR3...TR5 din esșantional 3 în funcție de h	. . . . . 135.
Fig. 5.8.	Esșantional nr.4	. . . . . 137.
Fig. 5.9.	Variația tensiunii în TR3...TR5 din esșantional 4 în funcție de h	. . . . . 138.

Fig. 5.10. Deformațiile tălpilor de legătură a etajelor grinzii GO . . . . .	139.
Fig. 5.11. Variația lui $\epsilon$ în TR1...TR10 din eșantionul 1 în funcție de $h$ . . . . .	144.
Fig. 5.12. Variația lui $\epsilon$ în TR1...TR10 din eșantionul 2 în funcție de $h$ . . . . .	150.
Fig. 5.13. Variația lui $\epsilon$ în TR1...TR10 din eșantionul 3 în funcție de $h$ . . . . .	151.
Fig. 5.14. Tensiuni remanente la fața sudurilor . . . . .	152.
Fig. 5.15. Poziția traductorilor TR1...TR12 pe grinde GO. . . . .	156.
Fig. 5.16. Așezarea traductorilor rezistivi pe inimă grinzii . . . . .	155.
Fig. 5.17. Dispozitiv pentru efectuarea excavațiilor inelare . . . . .	157.
Fig. 5.18. Tensiuni măsurate și tensiuni remanente în GO . . . . .	159.
Fig. 5.19. Adeptarea dispozitivului pentru efectuarea excavațiilor inelare în suduri de colț . . . . .	161.
Fig. 5.20. Dispozitivul pregătit pentru lucru . . . . .	162.
Fig. 5.21. Tensiuni remanente în axe tălpii grinzii sudate încercate la oboseală . . . . .	164.
Fig. 5.22. Deplasarea inimii panelor din profile I sudate . . . . .	167.
Fig. 5.23. Amplasarea traductorilor rezistivi pe inimă și tălpile penei I sudate . . . . .	168.
Fig. 5.24. Dispozitiv de excavare inelară cu fixare electromagnetică . . . . .	169.
Fig. 5.25. Repartiția tensiunilor remanente în secțiunea transversală a penei . . . . .	170.
Fig. 5.26. Variația tensiunilor în cazul excavarii complete de pe partea opusă traductorilor rezistivi . . . . .	171.

### LISTA TABELELOR

#### Capitolul I. Starea de tensiune

1. Tabelul 1.1. Expresia tensiunilor și deformațiilor specifice corespunzătoare direcțiilor principale în funcție de deformațiile specifice măsurate după diferite direcții 17.

#### Capitolul IV. Metoda excavarii inelare

2. Tabelul 4.1. Citiri la TR1 în funcție de treptele de încărcare . . . . . 88.

3. Tabelul 4.2.	in grinda incovoiată (TR1) la diferite trepte de încălzire . . . . .	93.
4. Tabelul 4.3.	Citiri la TR2 în funcție de treptele de încălzire . . . . .	93.
5. Tabelul 4.4.	Rezultatele măsurătorilor experimentale la bare comprimate I . . . . .	97.
6. Tabelul 4.5.	Rezultatele măsurătorilor experimentale la bare comprimate II . . . . .	102.
7. Tabelul 4.6.	Rezultatele măsurătorilor experimentale la bare comprimate III . . . . .	111.
8. Tabelul 4.8.	Rezultatele măsurătorilor experimentale la bare comprimate IV . . . . .	115.

Capitolul V. Aplicații în practică a metodei exosării inelare

9. Tabelul 5.1.	Tensiuni determinate în esenționul 1 . . . . .	132.
10. Tabelul 5.2.	Tensiuni determinate în esenționul 3 . . . . .	134.
11. Tabelul 5.3.	Adâncimea de tăiere a treptelor de măsurare . . . . .	135.
12. Tabelul 5.4.	Tensiuni determinate în esenționul 4 . . . . .	137.
13. Tabelul 5.5.	Adâncimea de tăiere a treptelor de măsurare . . . . .	138.
14. Tabelul 5.6.	Rezultatele înregistrărilor la TR1...TR10 în esenționul 1 . . . . .	141.
15. Tabelul 5.7.	Tensiuni rezanente indicate de TR1...TR10 în esenționul 1 . . . . .	143.
16. Tabelul 5.8.	Rezultatele înregistrărilor la TR1...TR10 în esenționul 2 . . . . .	145.
17. Tabelul 5.9.	Tensiuni rezanente indicate de TR1...TR10 în esenționul 2 . . . . .	147.
18. Tabelul 5.10.	Rezultatele înregistrărilor la TR1...TR10 în esenționul 3 . . . . .	147.
19. Tabelul 5.11.	Tensiuni rezanente indicate de TR1...TR10 în esenționul 3 . . . . .	149.
20. Tabelul 5.12.	Tensiuni măsurate și tensiuni rezanente în dreptul traductorilor de pe grinda G01.	156.
21. Tabelul 5.13.	Deformații specifice și tensiuni în grinda sudată încercată la oboseală . . . . .	163.
22. Tabelul 5.14.	Deplasarea inimii la puna din profil I sudat . . . . .	167.
23. Tabelul 5.15.	Deformații specifice și tensiuni în puna din profil I sudat . . . . .	169.

BIBLIOGRAFIE

- 1.A. ALPSTEN G. Residual stresses in hot rolled structural steel shapes. Report Nr.337.3 Fritz Engg. Laboratory Lehigh University Bethlehem Pa. dec. 1968.
- 2.A. ALPSTEN G. TALL L. Residual stresses in heavy welded shapes. WELDING J. 49 1970 p.93-105.
- 3.A. ALPSTEN G. Thermal residual stresses in hot-rolled steel members. WELDING J. 1972.
- 4.A. ALPSTEN G. Prediction of thermal residual stresses in hot rolled plates and shapes of structural steel. Final Report, 9 th Congress Amsterdam May 1972 p.3-13.
- 5.A. ALPSTEN A.G. Residual Stresses, Yield Stresses and Column strenght of hot-rolled and roller straightened steel shapes. International Colloquium on Column Strenght.
- 6.A. ALPSTEN A.G. Egenspänninger och material hållfasthet i kal-  
lriktade bred flänsprofiler. Särtryck ur Jern-  
kontorets Annaler Vol.154 1970 s.225-283.
- 7.A. ANDRES W. Cercetări în domeniul construcțiilor și al ten-  
siunilor. Schweisstechnik, 17 Nr.12 Dec.1967.  
Sudarea și lipirea metalelor 6/1968.
- 8.A. APPELTAUER I. Curs de rezistențe materialelor pentru con-  
structeri. I.P.T. 1973.
- 1.B. BALDWIN Jr. W.M. Proc.ASTM, vol.49 1949 p.539-583.
- 2.B. BARKER A. HARDY E. Measurement of residual stresses in  
alloy steel forgings. Proc.Inst.Mech.Engrs.171  
N 17.
- 3.B. BIRGER I.A. Ostatoecinie nepresjenie. Moskva 1963.
- 4.B. BROZZETTI J. ALPSTEN G. TALL L. Residual stresses in heavy  
rolled shape. 14 W F 730 Report Nr.337.10.Fritz  
Engg.Laboratory, Lehigh University Bethlehem Pa.  
Febr.1970.
- 5.B. BJURHOVDE R. BROZZETTI J. ALPSTEN G.A. and TALL L. Residual  
stresses in thile welded plates. The Welding  
Journal V 51 August 1952.



- 6.B. BIRGER I.A. Craglike plastiki i oboleciki vrasćenies. Oboronghis 1961.
- 7.B. BUZDUGAN GH. BLUMENFELD M. Tensometria electrică rezistivă. E.T. 1966.
- 1.C. CRAMPTON D.K. Trans AIME vol.89 1930 p.233-255.
- 2.C. COMO M. MAZZOLANI F.M. Influence des contraintes résiduelles sur les problèmes fondamentaux de l'instabilité de forme. Construction Metalique nr.1 1971.
- 3.C. CAMPUS F. Recherches, études et considerations sur les constructions soudées. Liège 1946.
- 1.D. DODD R.A. Metallurgia vol.45 1952 p.109-114.
- 2.D. DUGDALL D. Effect of residual stress of fatigue strenght. Welding J. 1959, 38 N 1
- 3.D. DWIGHT J.A. Residual stresses in welded columns Colloquium on Centrally Compressed Struts. Paris 1972
- 4.D. DADDI I. MAZZOLANI F.M. Determinazione sperimentale delle imperfezioni strutturali nei profilati de acciaio. Contrus. Metalliche nr.5.1972.
- 5.D. DIETER E.G.Jr. Metlurgie mecanică E.T. 1970.
- 1.F. FERRILL D.A. Măsurarea tensiunilor interne într-o sudură de secțiune mare. Welding J. 45 nr.11 nov.1966 p.504-514.
- 2.F. FREY F. Effet du dressage a froid des profiles laminés en double té sur leur force portante. Memoires vol.29 II 1969.
- 3.F. FETCHER, RODGERS The determination of internal stresses from the temperature History of Butt Welded alste alste. Welding Journal 17 (11) R.S. 1938.
- 1.G. GLOKER R. Materialprüfung mit Röntgenstrahlen Springer Verlag 1949 (INID B.241373).
- 2.G. GRENIER P. Studiu comparat al metodelor de determinare a tensiunilor interne in metale. Metsux 43 nr. 497 Ian. 1967 p.31-47.
- 3.G. GLIKMAN L.A. PISAREVSKI M.M. Izmerenie ostatochnih napresjenii v poverhnostnom sloe krupnih izdelii s

ponoșcin tenzometrirovania. Zavodscaa Labo-  
ratoria nr.1. 1951.

- 4.G. GUBCIA O.I. Măsurarea tensiunilor remanente cu ajutorul ultrasunetelor. Sudare, Taiere, Lipire, Nr.5. 1969.
- 5.G. GUNNART R. Residual welding stresses 1955.
- 6.G. GLIKMAN L.A. GRACOV D.I. Ostatooinie napresjini v svar-  
nih tovreh. Gosstroizdat 1954.
- 1.H. HUBER A.W. Residual Strain measurement. Report Nr.220 a  
17 Fritz Engg. Laboratory, Lehigh University,  
Bethlehem Pa. mars 1955.
- 2.H. HEINDLHOFER K. Evaluation of Residual Stress. New York  
Mc Grow Hill Book Company Inc. 1948
- 3.H. HORGER O.J. Residual Stresses. Handbook of Experimental  
Stress Analysis. New York, John Wiley and Sons  
Inc. 1950.
- 4.H. HUANG T.C. Bibliography on Residual Stress. SAE Spec.Publ.  
SP 125 1954.
- 5.H. HOUDREMONT E. SCHOOL H. Die Bewertung inner Spannungen  
für die praxis. Z.Metallkunde 1959. 50. N.9.
- 6.H. HUBER A.N. BEEDLE L.S. Residual Stresses and the Com-  
pressive Strenght of Steel.Welding Journal.  
Research Supplement V.33 December 1954 p.589.
- 1.J. JUKOV V.P. TATARINOV A.B. Determinarea tensiunilor rema-  
nente in piesele de mașini prin metoda scoperi-  
rilor fotoelastice. Izv.Mașinostroiene nr.5.  
Mai 1971 p.33-39.
- 2.J. JEZ - GALA C. Residual Stresses in Rolled I sections.  
Proc. I.C.E. V.23 Nov.1962 p.351.
- 1.K. KURNOSOV D.G. LAUTOVICI M.B. Izmerenie ostatooinih na-  
presjenii metodom visverlivovenies otverstii.  
Zavodscaa Laboratoria nr.11-12 1946.
- 2.K. KUZNETOV A.P. Asamblarea construcțiilor metalice sudate  
S.T. 1955.
- 3.K. KABATKIN B.S. LABANOV L.M. Studiul tensiunilor interne  
provenite din sudare prin procedeul modelării  
optice. Sudare, Taiere, Lipire nr.3/1968.

- 4.K. KETTER R.L. The influence of residual stresses on the strength of structural members. Weld.Res. Conn.Bull.No.44 Nov.1958.
- 1.L. LYNCH J.J. Residual Stresses Measurements. Ohio,American Society for Metals, Metals Park 1952 p.51-52; 81-82.
- 2.L. LETNER H. Residual Grinding Stresses in Hardened Steel. Trans ASME vol.77 1955 p.1089-1098.
- 3.L. LABUTIN I.P. Mecanizarea operatiilor de masura si calcul la determinarea tensiunilor axiale remanente dupa metoda Davidencov. Zavodskaea Laboratoria vol.34. nr.7 1968 p.871-873.
- 4.L. LEE E.C. KETTNER R.L. Residual Stresses in Welded Tapered Shapes. Civil Engineering Research Report SUNYAS, Feb. 1972.
- 5.L. LAY M.G. WARD R. Residual Stresses in Steel Sections. Steel Const. V.3 No.3 1969.
- 6.L. LAKE B.R. APPL E.J. BERT C.W. An investigation of the Hole drilling Technique for Measuring Planar Residual Stresses in Rectangulary Orthotropic Materials Experimental Mechanics 10(6) 1970.
- 7.L. LEMENT B.S. Distortion in tool steels. ASM Ohio 1961.
- 1.M. MATHAR J. Determination of Initial Stresses by Measuring the Deformations around Drilled Holes.Trans ASME 56(86) 1934.
- 2.M. MASING B. Lehrbuch der allgemeinen Metallkunde, Springer Verlag 1950.
- 3.M. MIHAILOV O.H. Izmerenie ostetocinoh napreejenii metodom otverstii s pomoscin prevolocinoh detoicov. Zavodskaea Laboratoria nr.2 1953.
- 4.M. MOCANU D.R. TRIPA M. Determinarea eforturilor unitare cu ajutorul razelor Rbentgen. Ed.Cailor Ferate 1959.
- 5.M. MOCANU D.R. BUGA M. GEORGESCU C. Determinarea experimentală a eforturilor unitare. Ed.Tr.Te.1966.
- 6.M. MOCANU D.R. GHIMAS V. Determinarea experimentală a distribuției eforturilor unitare în cusăturile combinate. Metrologia 9/1970.

- 7.M. MOCANU D.R. TIPERCIUC GH. Cercetări cu ajutorul foto-elasticității asupra repartiției eforturilor unitare în îmbinările sudate prin cusături laterale. Rev.Căilor Ferate 3/1970.
- 8.M. MOCANU D.R. BUGA M. VOICU M. Măsurători prin tensometrie electrică pentru determinarea eforturilor unitare în cusăturile de sudură frontale. Metrologia Aplicată 4/1970.
- 9.M. MOCANU D.R. Contribuții la Studiul distribuției eforturilor unitare în îmbinările sudate prin cusături în colț. Teză de doctorat I.P.I. 1970.
- 10.M. MOCANU D.R. BUGA M. TEODORU M. HALCHINI C. Utilizarea tensometriei electrice la determinarea eforturilor unitare IDT. București 1967.
- 11.M. MAZZOLANI P.M. Analisi sperimentale delle tensioni residue nei profilati metallici I Convergo Nazionale AIAS, Palermo, 1972.
- 12.M. MAZZOLANI P.M. Plane torsional and lateral buckling of I metal shapes into account residual stresses Proceedings of the 4th Scientific Technological Conference on Metal Construction Warschau, 1970.
- 13.M. MAZZOLANI P.M. Buckling curves of hot rolled steel shapes with structural imperfections. International Colloquium on Column Strength, Paris 1972.
- 14.M. MALISIUS R. Die Schrumpfung geschweisster stumpfnähte. Elektroschweißung 7, 1956.
- 15.M. MALISIUS R. Formänderungen an Stahlträgern infolge der Schrumpfwirkung von Lichtbogen-schweißungen in Längsrichtung. Dissertation 1959 veröffentlicht in Mitteilung aus Forschungsarbeiten des G.H.H.Konzerns, H.1.1940.
- 16.M. NICLOȘI C. Sudarea Metalelor E T 1965.
- 17.M. MARCU M. Contribuții la studiul tensiunilor și deformațiilor la tratamentul termic al unor piese de serie mare folosite în utilajul petrolier. R. Teză de doctorat IPGB 1973.
- 18.M. MATRASCU D. BARLIU C. Calculul structurilor sudate IPT 1975.
- 19.M. MOCANU D.R. Rezistența materialelor ET 1980.

- 26.M. MOCANU D.R. Analiza experimentală a tensiunilor V.I. și V.II. ET. 1977.
- 1.N. NABARRO F.N. Symposium on Internal Stresses London, Institute of Metals 1948.
- 2.N. NIKOLAEV A.G. Rezistența construcțiilor sudate. Sudare, Lipire, Tâiere 5/1968.
- 3.N. NAKAROV S.T. Defectoscopia nedistructivă a metalelor ET 1964.
- 4.N. NIKOLAEV A.G. Construcții Sudate ET. 1955.
- 5.N. NAGARAJA R. ESTUAR F.R. TALL L. Residual Stresses in Welded Shapes. Welding Journal July 1964, p.295-306.
- 6.N. NIKOLAEV A.G. RICALIU N.W. Reprezentații v probele svar- chi. Izd. A.N. SSSR 1948.
- 1.O. OKUZIMA I. NASHIDA S. MATSUI H. Bulletin JSME 15(50) 1949 p.118-122.
- 2.O. OEL H. Calculul tensiunilor interne în materiale laminare V D I - 2 nr.35 Dec.1966.
- 3.O. OSGOOD W.R. The Effect of Residual Stress on Column Strength. Proceedings of First U.S. National Congress for Applied Mechanics 1951 p.415.
- 4.O. O'CONNOR C. Residual Stresses and their influence on structural design. J.Inst.Eng.Aust. V.27 Dec. 1959, p.313.
- 5.O. OSGOOD W.R. Residual Stresses in Metals and Metal Construction Book Division New York, 1954.
- 6.O. OKERBLON N.O. Proiectarea constructiv-tehnologică a construcțiilor metalice sudate. IDT 1964.
- 7.O. OKERBLON N.O. Svarnă deformații i reprezentații Masghiz 1948.
- 8.O. OKERBLON N.O. Rosciot deformații construcții pri sverhe. Masghiz 1955.
- 9.O. OKERBLON N.O. Svarnă reprezentații v metaloconstrucțieh, Masghiz 1950.
- 1.P. PERI K. LISNER G. Osnovi tenzometrievanie. Izd.inostr. lit. 1957.
- 2.P. POPOVICI V. PARLIU C. Tehnologia construcțiilor sudate V.II. IPT 1967.

- 3.P. **FETRIGAN M.** Aplicații ale tensometriei în industria lemnului E.T. 1980.
- 4.P. **PHOTOLASTIC** IHC.BUL. S.105-1976.
- 1.R. **REMIOT F.J.** **WEIKINGER H.K.** La Determination des Tensions Residuell par Fraisage Chimique. G.A.M.A.C. meeting Paris April 1962.
- 2.R. **ROBERTSON W.D.** Stress Corrosion Cracking and Embrittlement. New York John Wiley and Sons Inc. 1956.
- 3.R. **RICHARDS D.** Relief and Redistribution of Residual Stresses in Metals. Residual Stress Measurements Am. Soc.Metals 1952.
- 4.R. **RASSWEILER G.** **CRUAS W.** Internal stress and fatigue in Metals London 1959.
- 5.R. **RAVIN S.** Tensiuni interne ale metalelor. Mémoires Scientifique vol.65 nr.2 Febr.1968 p.141-148.
- 6.R. **RUZCJA Z.** Elektrieschie tensometri soprotyvlenia Gresen-ergoizdat 1961.
- 7.R. **RENDLER W.J.** **WIGNEB I.** Hole drilling strain gage Method of Measuring Residual stresses. Experimental Mechanics 6(12) 1966 p.577-586.
- 8.R. **ROSENTHAL L.D.** Etude theoretique du regime thermique pendant soudure a l'arc. Congres des Sciences Bruxelles 1935.
- 9.R. **RIKALIN W.W.** Calculul proceselor termice în timpul sudării Moscova 1951.
- 10.R. **REDEKER S.** Measurement of Residual stresses by Blind Hole Drilling Method. Sul.T D G 5 1974.
- 1.S. **SCHWAIGHOPFER J.** Determination of Residual Stresses on the Surface of Structural Parts. Experimental Mechanics 55 Febr. 1964.
- 2.S. **SACHS G.** Z. Metallk. vol.19, 1927, p.352-357.
- 3.S. **SACHS G.** **ESPEY G.** Trans. ASME vol.147, 1942, p.74-88.
- 4.S. **SPLITTGERBER E.** Tensiuni interne în piesele de construcții, cauză de avarii. Der Maschinenschaden vol.41 nr.4 1968 p.135-146.
- 5.S. **SHERMAN D.** Residual Stresses and Tubular Compression Members. Journal of Structural Division ASCE vol.97 March 1971.



- 6.S. SOCOLOVSKI V.V. Teoria plasticității E.T. 1953.
- 7.S. SEMENEA P. Contribuții la studiul influenței tensiunilor reziduale din sudare asupra comportării construcțiilor metalice. Teză de doctorat ICB 1971.
- 8.S. SÜETS W. An Industrial Method for the Determination Around holes. Proc. SSSA Aug.1950.
- 1.T. TARASOV L.P. HYLER W.S. LETTNER H.R. Proc.ASTM, 57,601, 1957.
- 2.T. TREUTING R.G. READ W.T. J.Appl.Phys. vol.22 1951 p.130.
- 3.T. TOBKALLO S.O. VASILIEV D.M. Izmerenie ostatochnih napresjenii putem virezania stolbica. Zavedsceses Laboratoris 1949 nr.2.
- 4.T. TERMINASOV I.G. BUKOLOV A. Journal mehaniceskoi fiziki 7. 2181, 1937.
- 5.T. TEODORESCU C.C. MOCANU D.R. Calculul și încercările îndinărilor sudate E.T. 1957.
- 6.T. TALL L. ALPSTEN G. On the scatter in yield strenght and residual stresses in steel members. Symposium on Concepts of Safety of Structures and Methods of Design. ABSE Londre Sept.1969.
- 7.T. TEBEDGE N. ALPSTEN G. TALL L. Measurements of residual stress, a comparative study of methods, Proceedings, Joint British Commettee for Stress Analises Conference on "The Recording and Interpretation of Engineering Measurements" Institute of Marine Engineers. London April 1972.
- 8.T. TEBEDGE N. CHEN W.F. TALL L. On the behavior of a heavy steel column. International Colloquium on Column Strenght Paris 1972.
- 9.T. TOBKALLO S.O. VASILIEV D.M. O rentgenograficescom izmerenii glavnih napresjenii metodom prerezov. Zavedsceses Laboratoris 1949 nr.4.
- 10.T. TEODORESCU C.C. MOCANU D.R. BUGA N. Îndinări sudate E.T. 1967, 1972.
- 11.T. TEBEDGE N. ALPSTEN G. TALL L. Residual Stresses Measurement by sectioning Method. Experimental Mechanics 13 nr.2 Febr.1973 p.88-96.
- 12.T. TEBEDGE N. TALL L. Contraintes residuelles dans les pre-

files en acier. Construction Metalique No.2-1974 p.37-48.

- 13.T. TALL L. Residual stresses in Welded Plates. A theoretical Study Welding Journal 43, 1964.
- 14.T. THURLIMAN B. Der Einfluss von Eigenspannungen auf das Knicken von Stahlstützen Schweitzer Archiv 1957.
- 15.T. TALINOV G.B. Priblizhennaya teoriya sverkh deformatsii i neresjenii so. usudocinfe protesi v metalah Ind. A N SSSR 1960.
- 1.V. VINGKUROV V.A. GAZARIAN A.S. Tensiunile remanente in imbinările sudate cap la cap de grosime mare. Sudura No.5, 1961.
- 1.W. WAKABAYASHI M. Residual Stresses in Welded Tube. Proc.of A I J. April 1967.
- 1.Y. YANG C.H. BENDLE L.S. JOHNSTON B.G. Residual stresses and yield strenght of steel beams, Welding J. 31, 1952 p.205-229.
- 2.Y. YOUNG B.W. DWIGHT J.B. Residual Stresses and their Effect on the Moment-Curvature. Properties of Structural Steel Sections C.I.R.I.A. teh.note Nr.32 1971.
- 3.Y. YOUNG B.W. DWIGHT J.B. Residual Stresses due to Longitudinal Welds and Flame Cutting, Cambridge University, Department of Engineering Tech. Report No.CUEDIC-Struct ITR 9 1971.
- 4 Y. YOUNG B.W. Residual Stresses in hot rolled sections. University of Cambridge, Department of Engineering CUEDIC-STRUCT/TR 8 1971.
- 5 Y. YOUNG B.W. Residual Stresses in hot rolled members Colloquium on Centrally Compressed Struts. Paris 1972.
- 6.Y. YOUNG B.W. Residual Stresses in hot rolled members. International Colloquium on Column Strenght Paris 1972.
- 1.Z. ZAITSEV G.Z. SUR D.M. Tensiuni remanente in imbinările sudate ale recordurilor de trecere. Sudura nr.10 1963.
- 2.Z. ZHIGNIYEV U. ZDZIALAW D. On the photoelastic investigation of models of knots of metal construction. International Symposium BILAM Bucuresti 1969.

- 7.G. GĂDEANU L. MATEESCU D. Determinarea stării de tensiune din elementele de construcții metalice prin metoda excavării circulare. Primul Simpozion Național de Tensometrie Vol.II. Iași, 1977.
- 8.G. GĂDEANU L. MATEESCU D. Determinarea tensiunilor din grinda de susținere a unui cazan de termocentrală prin metoda excavării circulare. Primul Simpozion Național de Tensometrie Vol.II. Iași, 1977.
- 9.G. GĂDEANU L. MATEESCU D. Dispozitiv pentru măsurarea experimentală a tensiunilor prin metoda excavării circulare. Primul Simpozion Național de Tensometrie Vol.III. Iași, 1977.
- 10.G. GĂDEANU L. MATEESCU D. SCHULDT F. Determinarea tensiunilor rezonante la un grup de 3 pane sudate, prin metoda excavării inelare. Al II-lea Simpozion Național de Tensometrie Vol.Supl. Cluj-Napoca 1980.
- 11.G. GĂDEANU L. FRIEDRICH R. Determinarea adâncimii necesare de excavare în procedul excavării inelare prin metoda elementelor finite. Al III-lea Simpozion Național de Tensometrie Vol.C. Timișoara 1983.

## C U P R I N S U L

### CAPITOLUL I. STAREA DE TENSIUNE

I.1. Definierea tensiunii și a componentelor sale . . . . .	1.
I.2. Starea plană de tensiune . . . . .	3.
I.3. Starea de tensiune monoaxială . . . . .	5.
I.4. Starea de tensiune spațială . . . . .	6.
I.5. Deformații și deplasări . . . . .	10.
I.6. Relații între tensiuni și deformații specifice . . . . .	12.

### CAPITOLUL II. TENSIUNI REMANENTE

II.1. Generalități . . . . .	18.
II.1.1. Definierea tensiunilor remanente . . . . .	18.
II.1.2. Evoluția studiului tensiunilor remanente . . . . .	21.
II.2. Formarea tensiunilor remanente . . . . .	25.
II.2.1. Principii privind comportarea materialelor . . . . .	25.
II.2.2. Formarea tensiunilor remanente datorită deformațiilor plastice . . . . .	29.
II.2.3. Formarea tensiunilor remanente datorită variațiilor de temperatură . . . . .	35.
II.2.4. Formarea tensiunilor remanente datorită unor procese tehnologice . . . . .	40.
II.2.4.1. Formarea tensiunilor remanente datorită turnării . . . . .	46.
II.2.4.2. Formarea tensiunilor remanente datorită sudării . . . . .	48.
II.2.4.3. Formarea tensiunilor remanente datorită laminării . . . . .	51.
II.2.4.4. Formarea tensiunilor remanente datorită tratamentelor termice . . . . .	52.
II.2.4.5. Formarea tensiunilor remanente datorită prelucrărilor mecanice . . . . .	54.
II.2.4.6. Formarea tensiunilor remanente datorită prentensionării . . . . .	57.

### CAPITOLUL III. METODE DE DETERMINARE A TENSIUNILOR REMANENTE

III.1. Principii generale . . . . .	59.
III.2. Metode secționării . . . . .	60.
III.2.1. Alegerea locului de unde se recoltează eșantionul . . . . .	62.
III.2.2. Pregătirea găurilor de măsurare . . . . .	62.

III.2.3. Tăierea esanțioanelor . . . . .	62.
III.2.4. Tehnica de măsurare . . . . .	63.
III.2.5. Precizia măsurătorilor . . . . .	64.
III.2.6. Evaluarea datelor . . . . .	65.
III.3. Metode robotării . . . . .	68.
III.4. Metode găuririi (trepănării) . . . . .	71.
III.5. Metode decupării . . . . .	78.
III.6. Alte metode . . . . .	78.

#### CAPITOLUL IV. METODA EXCAVĂRII INELARE

IV.1. Principiul metodei . . . . .	81.
IV.2. Determinarea adâncimii necesare de excavare . . . . .	85.
IV.2.1. Determinarea adâncimii necesare de excavare prin măsurători tensometrice pe o epruvetă solicitată la încovoiere . . . . .	86.
IV.2.2. Determinarea adâncimii necesare de excavare prin măsurători tensometrice pe epruvete solicitate la compresiune . . . . .	95.
IV.2.2.1. Măsurători pe oare comprimată I . . . . .	95.
IV.2.2.2. Măsurători pe bare comprimată II . . . . .	98.
IV.2.2.3. Măsurători pe bare comprimată III . . . . .	109.
IV.2.2.4. Măsurători pe oare comprimată IV . . . . .	113.
IV.2.3. Determinarea adâncimii necesare de excavare pe cale fotoelastică . . . . .	117.
IV.2.4. Determinarea adâncimii necesare de excavare prin metoda elementelor finite . . . . .	117.
IV.2.5. Tehnologii de realizare a excavațiilor inelare . . . . .	123.
IV.2.6. Concluzii . . . . .	124.

#### CAPITOLUL V. APLICAREA ÎN PRACTICĂ A METODEI EXCAVĂRII INELARE

V.1. Măsurători preliminare . . . . .	127.
V.1.1. Măsurători de tensiuni prin metoda secționării . . . . .	127.
V.1.2. Pregătirea măsurătorilor . . . . .	130.
V.1.3. Efectuarea măsurătorilor . . . . .	131.
V.1.4. Interpretarea rezultatelor . . . . .	136.
V.2. Determinarea tensiunilor remanente în esanțioanele grinzilor GO de la CAT Rovinari II . . . . .	140.
V.3. Determinarea stării de solicitare în grinda GO1 de la CAT Rovinari II . . . . .	153.

V.3.2. Determinarea tensiunilor normale în secțiunea transversală a grinzii GO1 . . . . .	154.
V.3.3. Determinarea tensiunilor în sudura de legătură a etajelor grinzii GO1 . . . . .	160.
V.4. Determinarea tensiunilor remanente într-o grindă sudată încercată la oboseală . . . . .	163.
V.5. Determinarea tensiunilor remanente în trei pene din profile I sudate . . . . .	165.
V.6. Concluzii . . . . .	171.
LISTA FIGURILOR . . . . .	172.
LISTA TABELLOR . . . . .	175.
BIBLIOGRAFIE . . . . .	177.
CUPRINSUL . . . . .	187.