

INSTITUTUL POLITEHNIC "TRAIAN VUIA" TIMISOARA

FACULTATEA DE CONSTRUCTII

ing. MIA CARMEN KONRAD

TEZA DE DOCTORAT

"Contribuții la studiul comportării barelor
din aliaje de aluminiu supuse la solicitări
axiale "

BIBLIOTECA CENTRALĂ
UNIVERSITATEA "POLITEHNICA"
TIMIȘOARA

Conducător științific

Aced.Prof.emerit ing.DAN MATEESCU

- 1984 -

INSTITUTUL POLITEHNIC TIMISOARA	
686.29	
Volum	359 H
Dulap	Lit.

1

C U P R I N S

Cap.1. Considerații generale cu privire la folosirea aliajelor de aluminiu pentru realizarea elementelor de rezistență în construcții.

- 1.1. Scurt istoric al dezvoltării producției de aluminiu.
- 1.2. Avantajele și dezavantajele aliajelor din aluminiu folosite ca materiale de construcții.
- 1.3. Probleme actuale privind folosirea aluminiului în construcții.
- 1.4. Prezentarea lucrării.

Cap.2. Stadiul cercetării barelor din aliaje de aluminiu supuse la solicitări axiale.

- 2.1. Generalități.
- 2.2. Considerații privind comportarea și calculul barelor din aliaje de aluminiu supuse la întindere centrică.
- 2.3. Studii și cercetări asupra comportării barelor din aliaje de aluminiu supuse la compresiune centrică.
 - 2.3.1. Calculul elementelor tubulare din aliaje de aluminiu supuse la compresiune.
- 2.4. Calculul structurilor sudate din aliaje de aluminiu.

Cap.3. Cercetări experimentale privind comportarea barelor realizate din profile extrudate din aliaje de aluminiu supuse la solicitări axiale.

- 3.1. Desfășurarea încercărilor.
- 3.2. Rezultate obținute.

Cap.4. Interpretarea rezultatelor obținute la încercarea la flambaj a unor țevi din aliaje de aluminiu și compararea curbelor de flambaj obținute cu curbele pentru aliaje de aluminiu europene.

Cap.5. Studii teoretice asupra comportării barelor structurii unui acoperiș cilindric reticulat din aliaje de aluminiu.

- 5.1. Introducere
- 5.2. Prezentarea schemei machetei studiate.

- 5.3. Calculul eforturilor axiale în barele machetei acoperișului cilindric din aliaje de aluminiu.
- 5.4. Calculul deformațiilor structurii.
- 5.5. Calculul sarcinii critice de pierdere a stabilității generale a structurii machetei de acoperiș.

Cap.6. Cercetări experimentale asupra modelului unui acoperiș cilindric reticulat din aliaje de aluminiu.

- 6.1. Descrierea desfășurării încercărilor experimentale.
- 6.2. Eforturi în barele structurii stabilite pe cale experimentală.
- 6.3. Studiul deformațiilor structurii pe cale experimentală.
- 6.4. Determinarea pe cale experimentală a sarcinii critice de pierdere a stabilității generale a structurii machetei acoperișului cilindric reticulat din aliaje de aluminiu.
- 6.5. Comparatie între rezultatele stabilite pe cale teoretică și cele obținute experimental.

Cap.7. Concluzii finale.

Cap.1. CONSIDERATII GENERALE CU PRIVIRE LA FOLOSIREA ALIAJELOR DE ALUMINIU PENTRU REALIZAREA ELEMENTELOR DE REZISTENȚĂ ÎN CONSTRUCȚII.

1.1. Scurt istoric al dezvoltării producției de aluminiu.

Azi numim aluminiu "metalul secolului XX" sau chiar "metalul viitorului", dar cum s-a ajuns până aici ?

- Legendă (?): Pliniu cel bătrîn în lucrarea "Historia naturalis", relatează că în imperiul roman, un fierar descoperă, turnînd din argilă, un metal strălucitor ca argintul dar nespus de ușor pe care-l prezintă împăratului Tiberius; iar după cîteva zile, fierarul este găsit mort și atelierul său transformat în cenușă. Să se fi temut împăratul că descoperirea noului metal, care se poate presupune că a fost aluminiul, ar zdruncina și mai rău temelii imperiului roman, ale cărui provincii și legiuni se răsculasera în acest timp din cauza grelei situații economice (?) /1/.

- Descoperiri arheologice : Arheologii chinezi au descoperit acum cîteva decenii, mormîntul generalului Cin-Cin din dinastia Tsin, care guverna partea de vest a Chinei, în perioada de sfîrșit a imperiului roman. O centură aflată printre obiectele conținute de mormînt, fiind trimisă la Institutul de Fizică al Academiei de Științe din Pekin și analizată prin metoda analizei spectrale, s-a constatat că era făcută dintr-un metal compus din 85% Al, 10% Cu, 5% Mg, ceea ce ar putea demonstra că meșteșugarii chinezi au cunoscut și prelucrat din antichitate aluminiul /1/ . (?)

- Cercetări științifice : Însăși la o parte legenda, este cert că aluminiul este cel mai răspîndit metal din natură, sub formă diversilor componenți, el intră în compoziția scoarței, reprezentînd peste 8% din aceasta și este depășit ca element doar de către oxigen (46,6%) și siliciu (27,7%) /2 ... 8/

Evoluția cercetărilor privind producerea și folosirea aluminiului, se prezintă foarte succint după cum urmează :

În 1807 chimistul și fizicianul de renume Humphrey Davy semnalează pentru prima dată în lume prezența aluminiului în argile și-i fixează numele, dar nu reușește să-l separe, obți-

nînd doar un aliaj Al-Fe.

Abia în 1825 profesorul universitar danez Hans Cristian Oersted reușește să separe pentru prima dată aluminiul metalic.

Apoi în 1827 chimistul german Friedrich Wöhler obține aluminiu sub formă de pulbere și după aproape 20 de ani (1845) - mici particule solide de aluminiu pe care observă principalele proprietăți ale acestuia.

Din 1854 francezul Saint-Claire-Deville îmbunătățind procedeul lui Wöhler, obține cantități mai mari de aluminiu fiind secundat de către germanul Robert von Bunsen și academicianul rus Nicolai Beketov, fiecare dintre ei lucrînd independent ajung la rezultate asemănătoare.

Inceputul unei producții industriale se realizează în 1886 cînd Paul Heroult în Europa și Martin Hall în America, lucrînd și ei independent, la diferență de cîteva luni, pun bazele actualelor procedee de obținere a aluminiului prin reducerea electrolică a unei soluții de oxid de aluminiu. Procede-ele electrolice, înlocuiesc procedeele chimice.

În 1890 austriacul Karl I. Bayer inventează procedeul de obținere a aluminei (Al_2O_3 pur) din bauxite (minereuri de aluminiu descoperite lîngă localitatea Le Baux în Franța) prin prelucrarea acestora cu hidroxid de sodiu, procedeu folosit și azi /3;5;6;8/.

Treptat o serie de țări încep să manifeste interes sporit față de acest element și să-și construiască industrie proprie de aluminiu. În ora actuală sînt 27 de țări producătoare de aluminiu în peste 100 de uzine, din anul 1970 numărîndu-se printre ele și țara noastră, care dispune de bogate minereuri de bauxită cu un conținut foarte ridicat de Al_2O_3 .

Investiții importante pentru crearea unei industrii proprii de producere și prelucrare a aluminiului în uzinele de la Slatina, Oradea, Tulcea, au făcut ca România să ocupe prin producția de aluminiu locul 12 în lume, locul 9 în Europa și locul 3 între țările socialiste.

Pe lîngă un ritm înalt de dezvoltare a producției, se remarcă și o diversificare a sortimentului de produse și semifabricate (peste 35 sortimente de aluminiu primar și peste 4000 tipodimensiuni de profile, table, benzi și folii, cabluri electrice, țevi, tîmplărie metalică etc. unele utilizate deja în

noile construcții iar o mare parte destinată exportului, datorită calităților care-i asigură competitivitatea pe plan mondial.

Se preconizează și la noi în țară întreprinderea cercetărilor privind producerea aluminiului din argile și alte roci. /4;5;7;9/ .

O imagine sumară a evoluției producției de aluminiu se prezintă în Tabelul 1.1 și Fig.1.1 /10...27/.

Dacă astăzi aluminiul și aliajele sale apar din ce în ce mai des sub denumirea de "metalele viitorului", aceasta se poate justifica în primul rând prin multiplele sale avantaje și în al doilea rând prin faptul că este al treilea element cu largă răspândire în scoarța pământului.

Este adevărat că tehnologia obținerii acestui metal continuă să se mențină la un cost inițial foarte ridicat, ceea ce face ca și extinderea folosirii pe scară largă a aluminiului să se producă mai greu, dar așa cum pentru perfecționarea metodelor de extragere a sa direct din argilă, se fac studii intense, este normal ca și cercetările privind lărgirea și aprofundarea posibilităților de folosire să se efectueze în vederea pregătirii introducerii în viitor a acestui metal în toate domeniile unde eficiența lui poate completa nevoile de metal în general și de oțel în special, atunci când ne referim anume la domeniul construcțiilor metalice /10;11;14;15;16;22/ . Urmărind evoluția creșterii producției pe scară industrială a aluminiului, constatăm un ritm vertiginos în ultima jumătate de secol, prin aceasta atrăgându-și și denumirea de, metalul secolului XX /9;25/ .

În ceea ce privește folosirea lui ca material de construcții de asemeni, dacă la început s-a folosit mai ales pentru închideri (învelitori, pereți), în ultimele decenii s-a extins treptat și la elemente de rezistență, la structuri de rezistență, din ce în ce mai îndrăznețe și mai variate de exemplu :

Cupolă autoportantă la Londra 109 m. diametru, 28 m înălțime, cupole geodezice pentru Expoziția americană la Moscova, pentru Palatul Sporturilor la Paris, pod la Arvida - Canada peste râul Sangueway cu deschiderea centrală 91 m, acoperișul gării din Londra pe ferme de 66 m deschidere, Palatul Sporturilor Gent (Belgia) deschiderea 67 m, lungimea 85 m, o hală la aeroportul Hatfield (Anglia) în cadre cu deschiderea de 70 m, hale de expoziție la centrul interamerican din Sao Paulo (Bra-

zilia) cu dimensiunile de 260 x 260 m avînd acoperișul structură reticulară spațială din țevi de aluminiu, hala lemnoarelor la Kreuzlingen (Elveția) 70 x 54 m, hala industrială Antwerpen (Belgia) în cadre cu deschiderea 80 m, bloc cu 44 etaje al Societății ALCOA (SUA), Aeroportul Orly (Franța), blocuri multietajate Frankfurt, Casa radioteleviziunii franceze Paris, toate aceste blocuri avînd pereți cortină, pasarelă în Hem-Lenglet (Franța) cu deschidere de 83 m și multe altele. În Fig. /1.2...1.11/ sînt prezentate cîteva exemple de construcții din aliaje de aluminiu /28...78/.

Varietatea calităților aliajelor de aluminiu produse de tehnologiile moderne de fabricație, oferă o gamă largă de posibilități de utilizare a acestora la realizarea elementelor și structurilor portante.

Greutatea proprie redusă și rezistența ridicată la coroziune, pe lîngă existența unor caracteristici fizico-mecanice apropiate de cele ale oțelurilor de construcții, au determinat utilizarea aliajelor de aluminiu la executarea multor structuri metalice. Aceasta a făcut ca și cercetările privind comportarea sa sub formă de elemente de rezistență în construcții să se extindă și să se intensifice pentru a se stabili metode specifice de calcul, adecvate comportării sale.

În general proiectanții de construcții metalice trebuie să aibă în vedere faptul că soluțiile moderne din aluminiu pot să înlocuiască soluțiile din oțel atunci cînd rezistența deosebită la coroziune și greutatea proprie a soluțiilor căutate reprezintă criterii de primă importanță în adoptarea soluțiilor finale. Astfel de situații nu reprezintă cazuri uzuale, dar în practică ele se întîlnesc adesea.

Elementele și structurile metalice exploatate în medii atmosferice industriale, cu agresivitate medie, în industria chimică sau acolo montate în locuri greu accesibile, fac parte în general din categoria construcțiilor la care în ultima vreme pe plan mondial s-a apelat tot mai frecvent la soluțiile din aliaje de aluminiu, de exemplu stații de desalinizarea mării, turnuri de apă, rezervoare și recipiente pentru produse chimice, cupole, acoperișuri de hale industriale și de expoziții, stâlpi de susținere a liniilor de transport de energie electrică, turnuri de televiziune, poduri suspendate în munți etc. /28...34;/ /38...41; 52;73...77; 80;81;82/.

Reducerea cheltuielilor de transport și montaj, evitarea

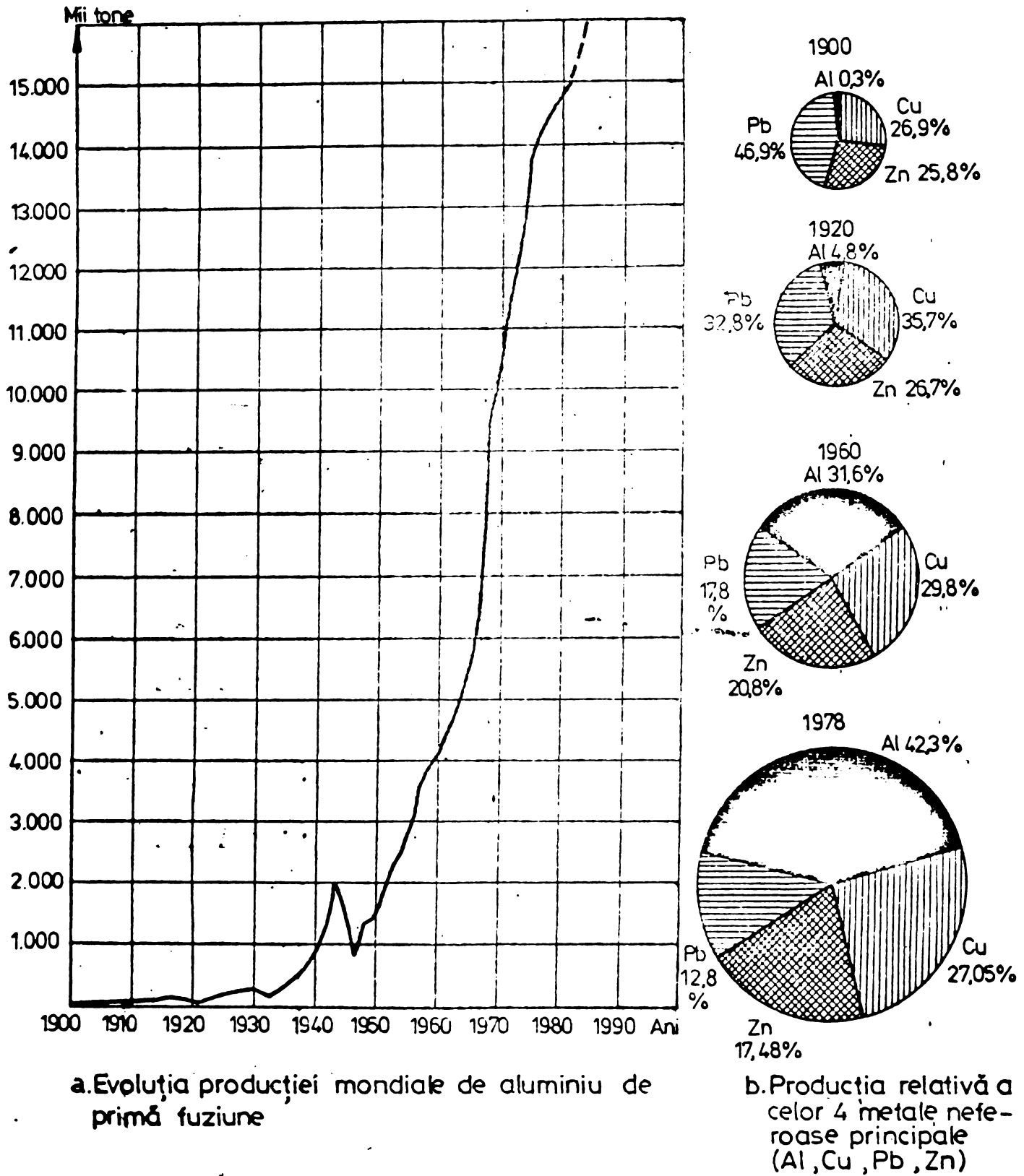


Fig.11

TABELUL 1.1

Produs	U.M	ANUL								
		1965	1970	1975	1975	1977	1978	1979	1980	1981
Aluminiu primar	mii tone	9	104	216	225	226	231	236	259	261
Aliaje de aluminiu		9	101	204	207	209	213	217	241	242
Lamine din aluminiu și aliaje de aluminiu		-	-	40,2	42,5	48,2	66,7	66,3	80,1	67,5

Evoluția producției de aluminiu în țara noastră

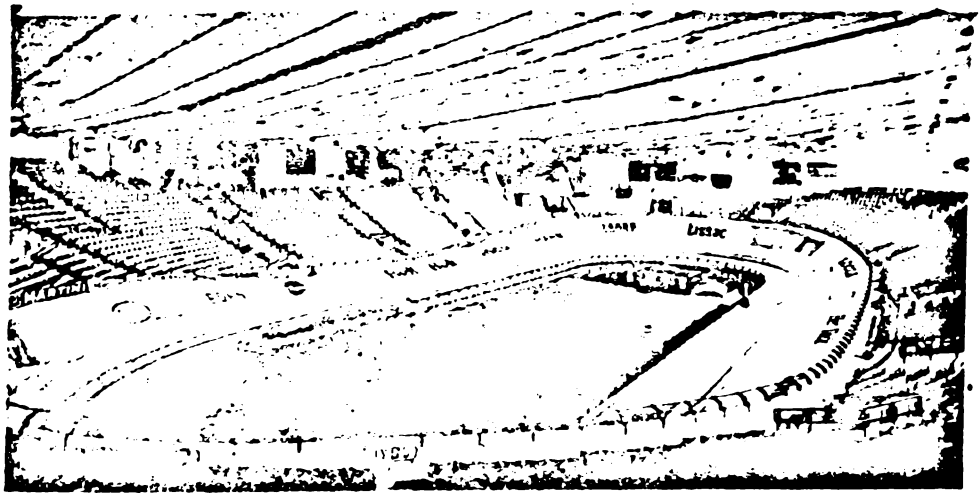


Fig.1.2a.
Palatul sporturilor
în Gent Belgia.
Vedere.

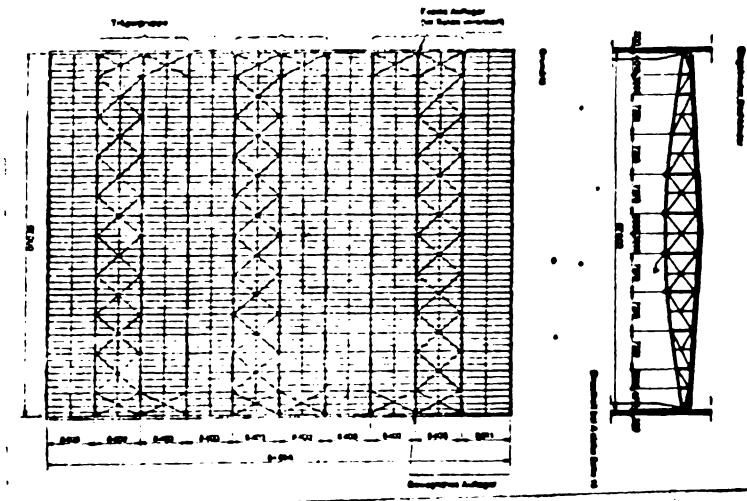
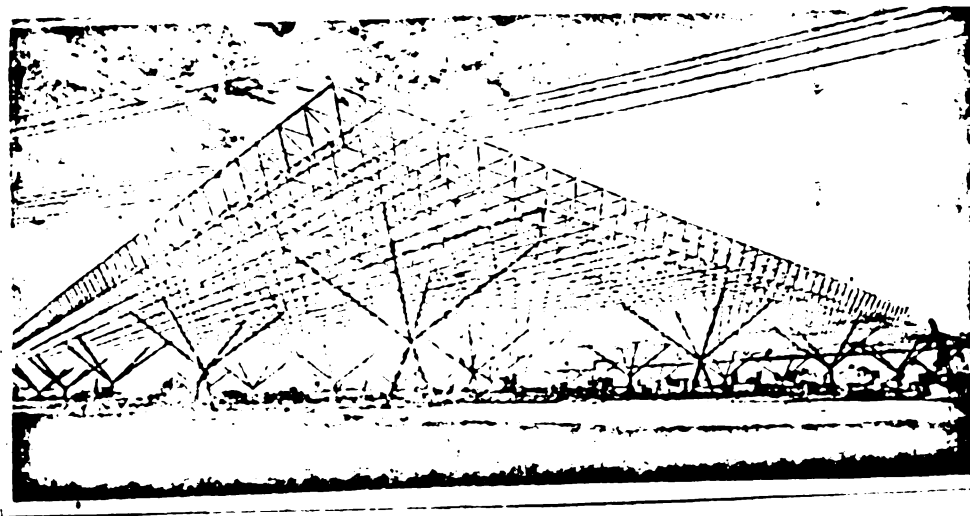


Fig.1.2b.
Idem. Secțiuni.

Fig.1.3.
Hala expoziției ce-
trului interameric
în Sao Paulo.
Brazilia. (70x70 m



BRITISH
LIBRARY

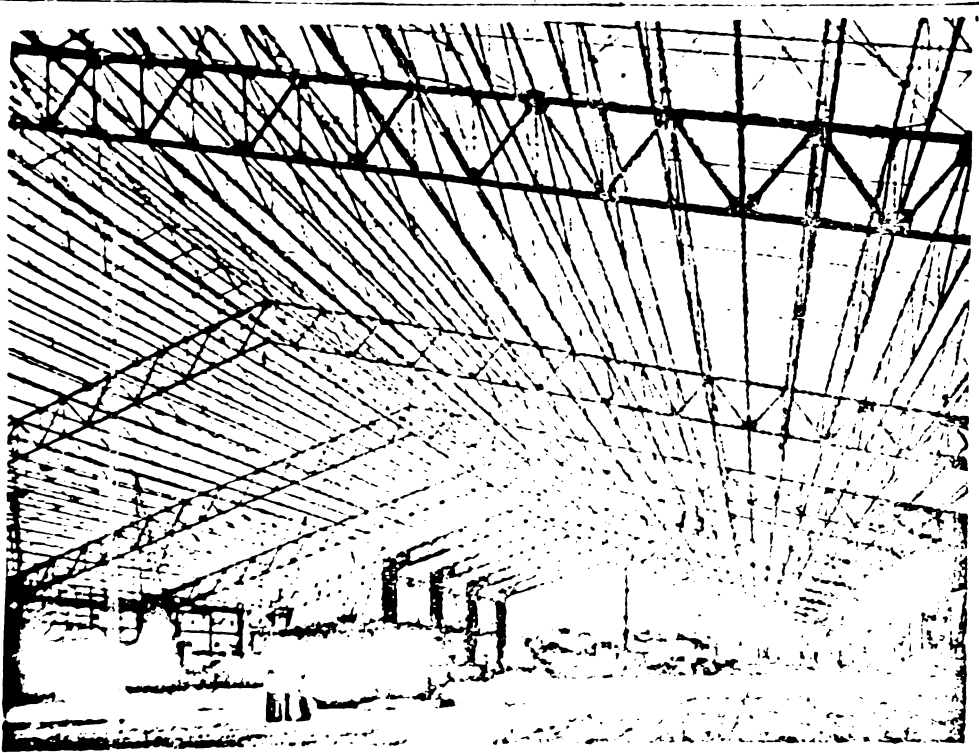


Fig.1.4a.
 Hală industrială
 în Antwerpen
 Belgia.
 Vedere interior-
 ră.

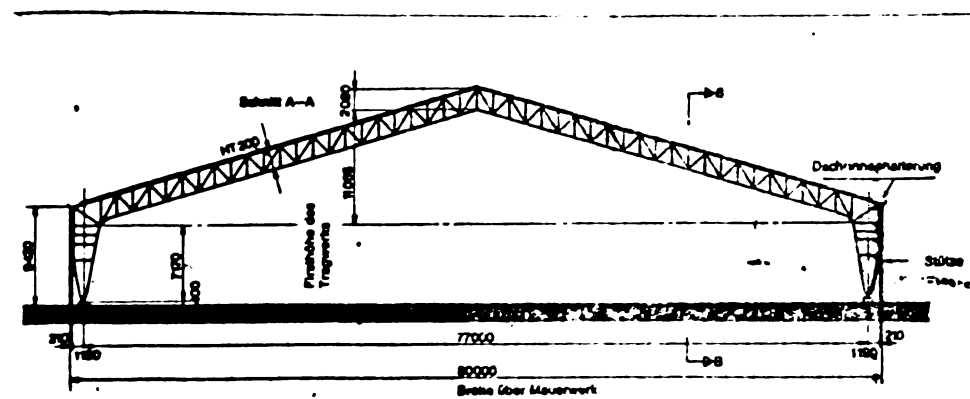


Fig.1.4b.
 Idem. Secțiuni.

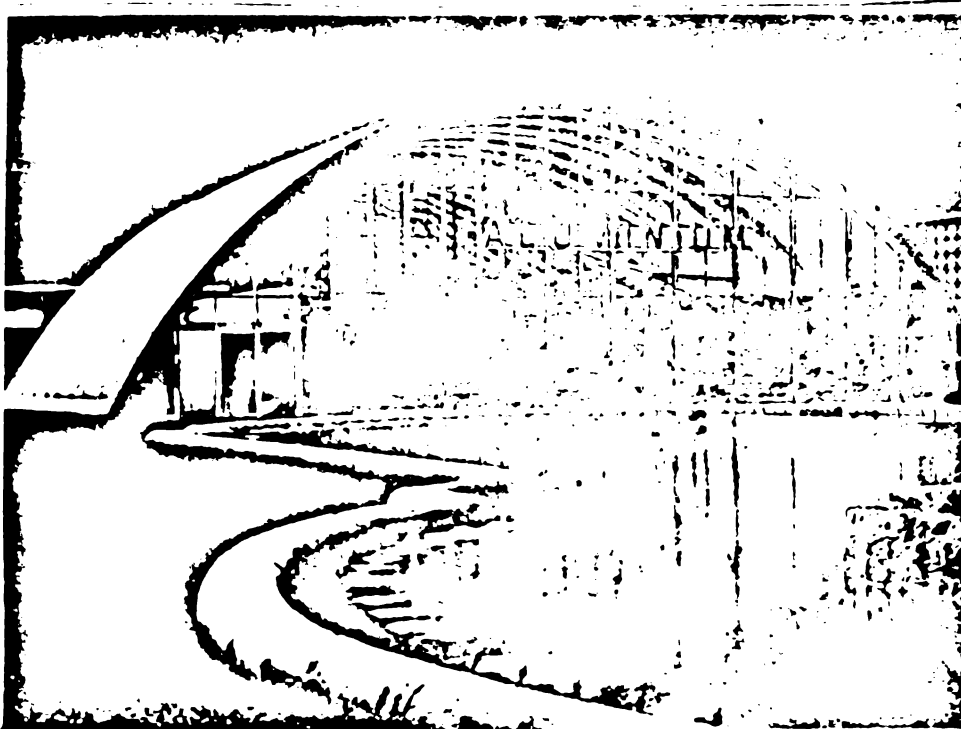


Fig.1.5.
 Pavilion de
 expoziție.
 Budapesta.
 Ungaria.

Fig.1.6a.
Hangar de
avioane.
Melsbroek.Belgia
Vedere

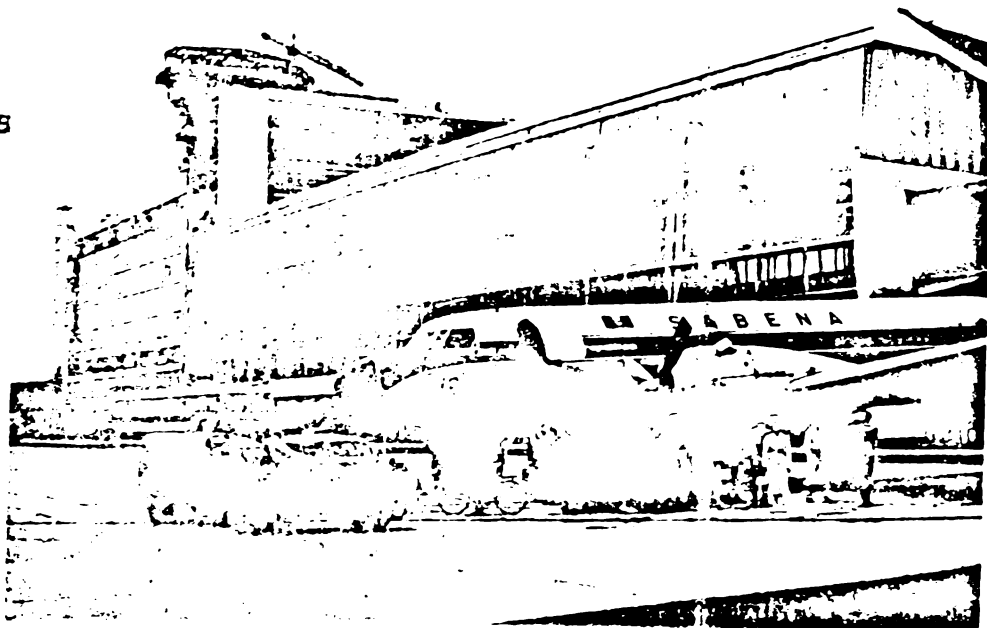


Fig.1.6b.
Idem. Secțiune.

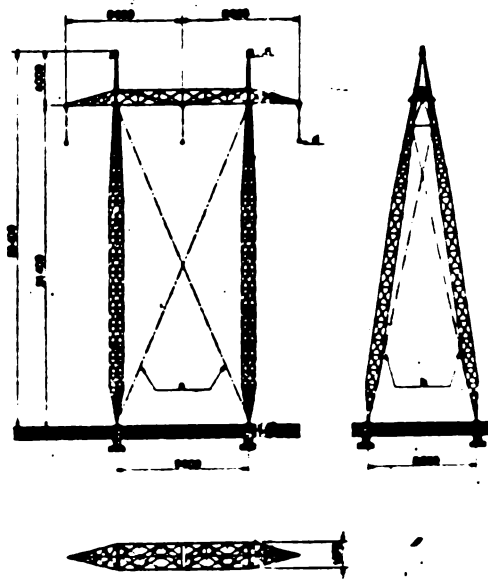
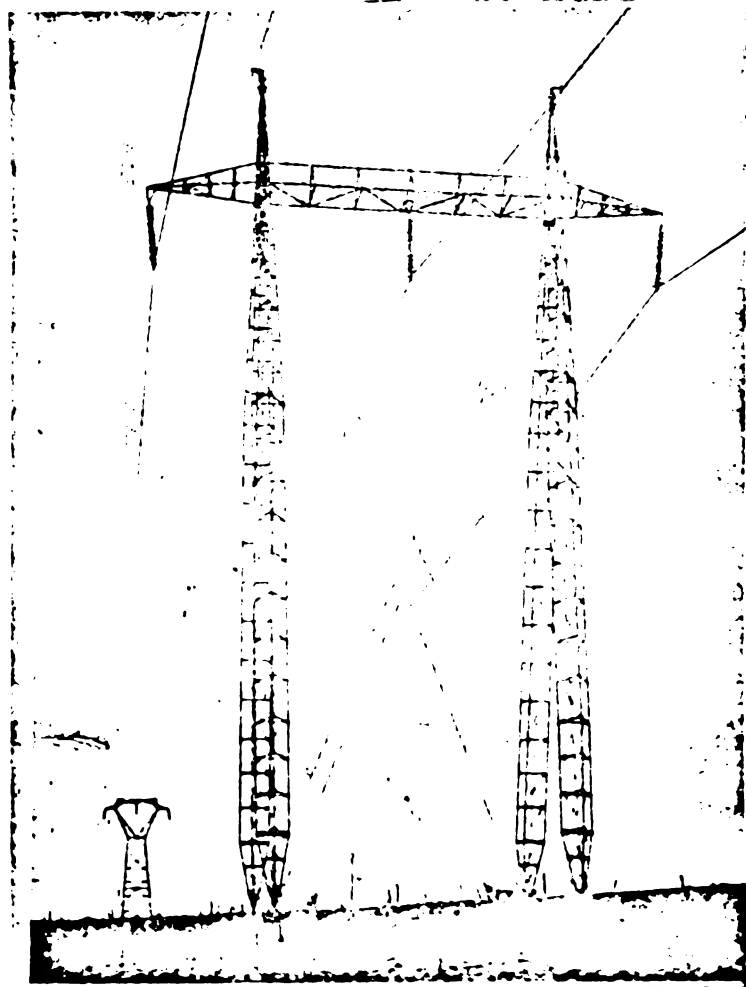
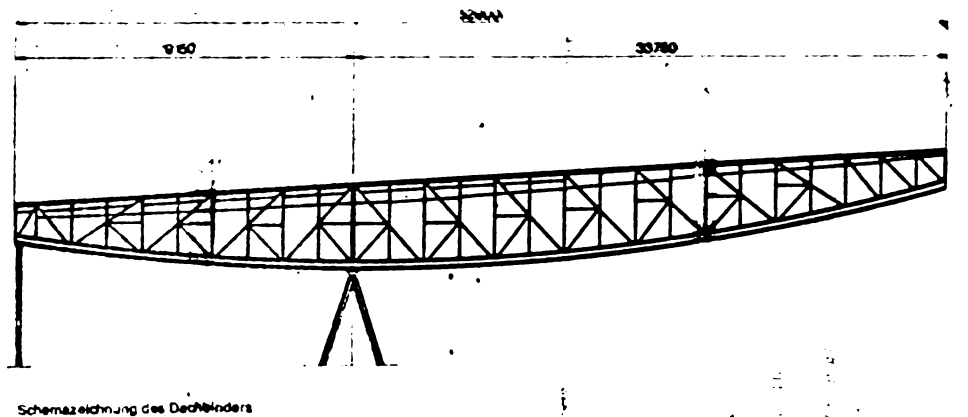


Fig.1.7a+b.
Stâlpi de susținere a li-
niilor electrice Boulogne
sur Mer. Franța.
Vedere + secțiune.

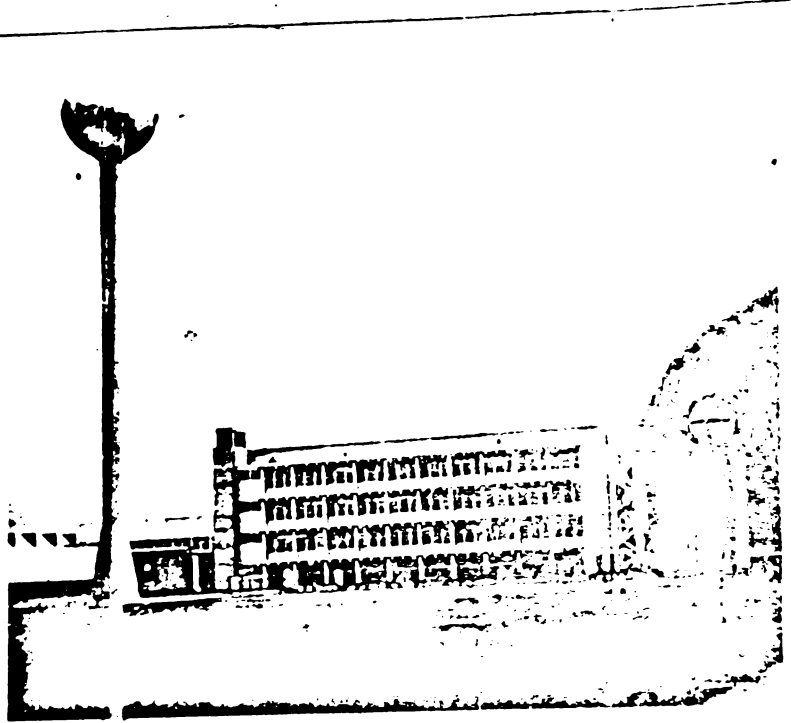


Fig.1.3. Turn de apă în Voreppe. Franța.

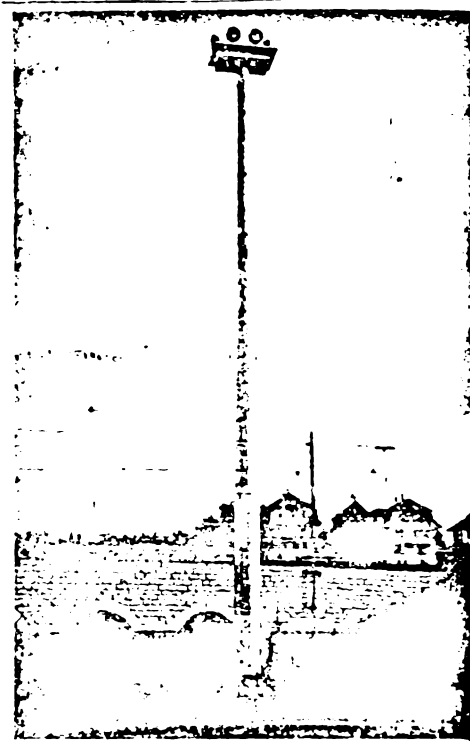


Fig.1.9. Semafor în gara Biel. Franța.

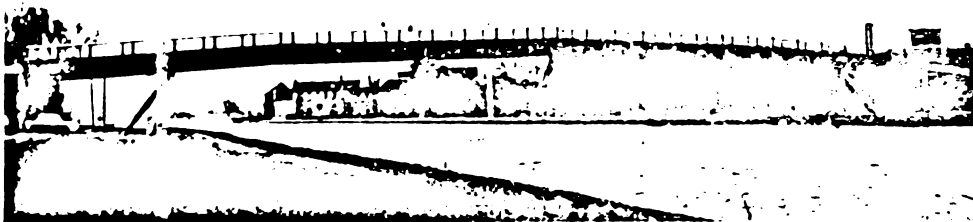


Fig.1.10a. Pasarelă în Hem-Senglet. Franța. Vedere.

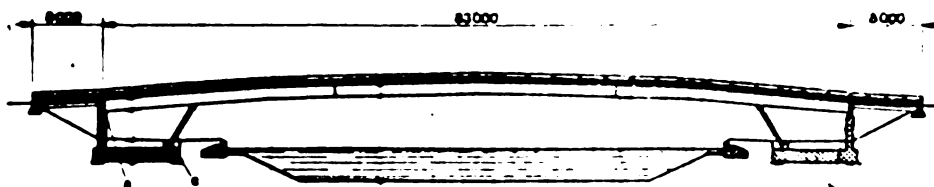


Fig.1.10b. Idem. Secțiune.

- a Fieles Auflager
- b Bewegliches Auflager
- c Stützpfähle

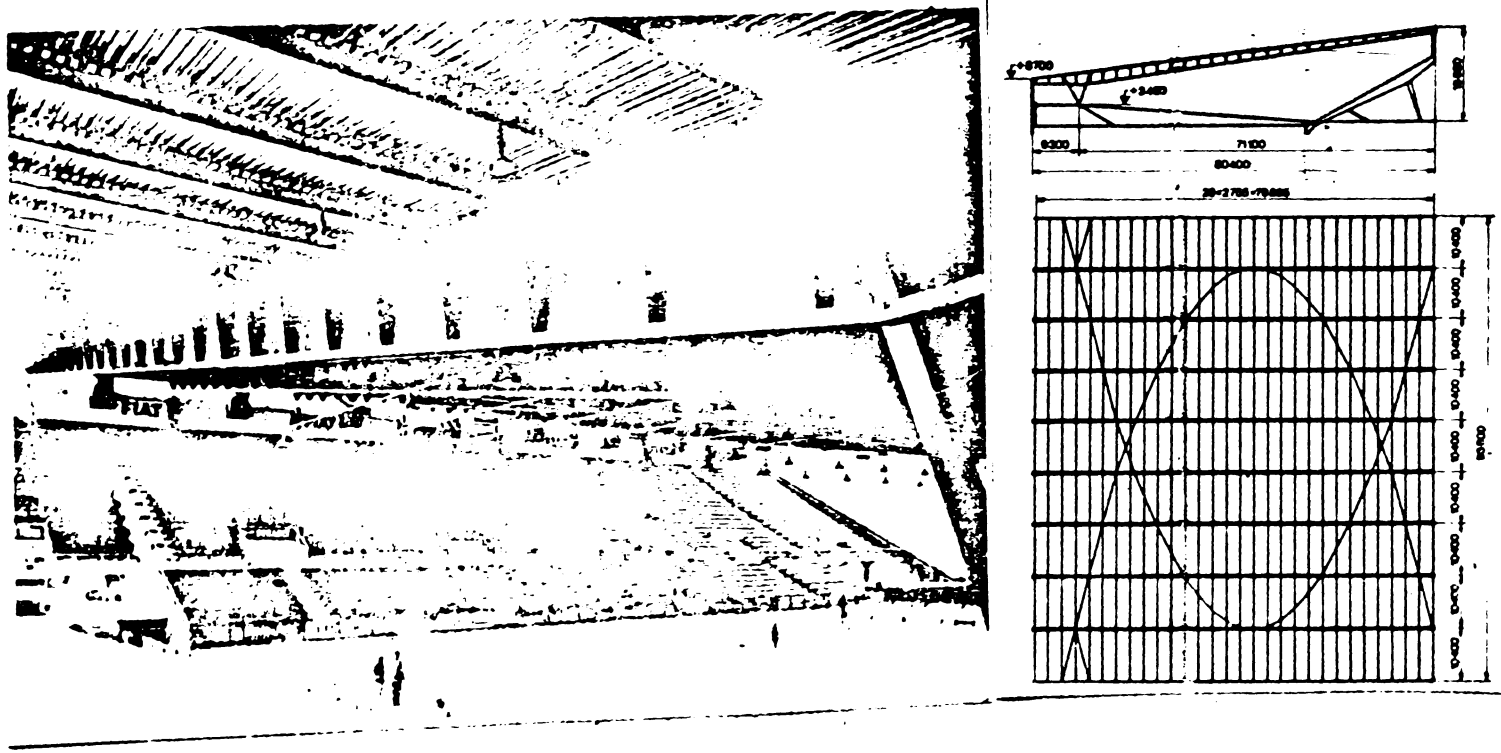


Fig.1.11a+b.
 Patinoar artificial
 acoperit. Genf.Elveția.
 Vedere + secțiuni.

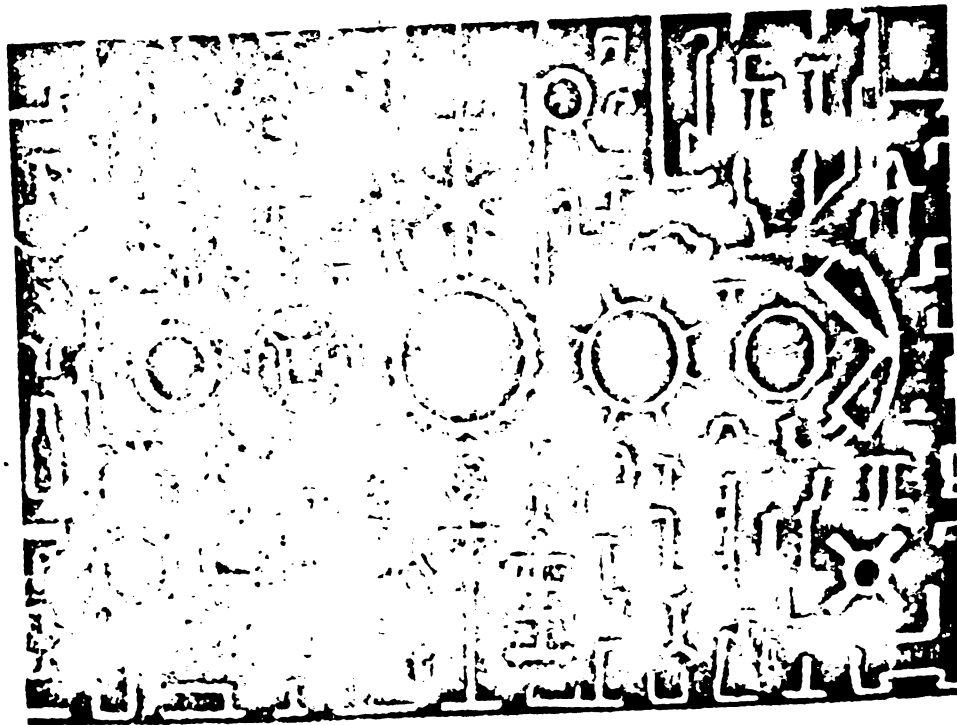


Fig.1.12. Exemple variete de profile extrudate.

apropie totală a cheltuielilor de fabricație în timp, sunt factori care analizați de la caz la caz, îl pot conduce pe proiectant la adoptarea unor soluții eficiente din aluminiu.

Dacă la început soluțiile din aluminiu erau doar transpuneri fidele ale soluțiilor de ansamblu și detalii ale structurilor din oțel, cu timpul constructorii au învățat să profite la maxim de caracteristicile particulare ale produselor din aliaje de aluminiu.

Ținând seama de perspectiva construcțiilor în viitor, remarcabilă calitate a aluminiului de a putea fi refolosit de un număr aproape nelimitat de ori și faptul că la refolosire necesită un consum redus de energie față de toate celelalte materiale de construcție, se impune o creștere a interesului constructorilor pentru adoptarea mai hotărâtă a aliajelor de aluminiu ca materiale de construcție, existând certitudinea că după câteva refolosiri se recuperează costul inițial și devine mai ieftin decât celelalte materiale de construcție, păstrându-și toate avantajele.

1.2. Avantajele și dezavantajele aliajelor din aluminiu folosite ca materiale de construcții

A) Avantaje

a) Greutatea specifică foarte mică față de cea a oțelului.

$\gamma_{al} = 2,7 \text{ daN/dm}^3$, $\gamma_{ot} = 7,86 \text{ daN/dm}^3$, dublată de rezistențe mecanice, la unele dintre aliaje, comparabile cu ale acestuia.

În plus ca urmare a greutateii specifice mici derivă și alte avantaje ca :

- scăderea cheltuielilor de manipulare
- scăderea cheltuielilor de transport
- economie de materiale de construcții prin scăderea dimensiunilor infrastructurii care susține elemente de rezistență mai ușoare
- posibilitatea creșterii deschiderii și înălțimii elementelor de construcții realizate din aliaje de aluminiu
- posibilitatea creșterii încărcării utile.

b) Rezistențe mecanice bune, ale aliajelor de aluminiu folosite în construcții, apropiate de cele ale oțelurilor uzuale de construcții, unele chiar mai mari.

c) Rezistența la coroziune foarte bună a aliajelor de aluminiu,

datorită oxidului de aluminiu care se formează ca un strat subțire și compact pe suprafața elementelor, protejînd restul materialului împotriva coroziunii, oprind avansarea coroziunii în adîncimea elementelor. Această rezistență se manifestă atît în aer liber cît și în medii agresive chimic (atmosfera industrială, medii marine, substanțe chimice păstrate sau transportate în rezervoare sau recipiente metalice) /4;5;6;29/.

Rezistența la coroziune a elementelor din aliaje de aluminiu poate fi sporită mult prin aplicarea unor tratamente de oxidare anodică a suprafețelor, procedeul este utilizat curent în cazul elementelor de construcții, făcînd posibile economii foarte importante, avînd în vedere pierderile de cca 10% din metal prin coroziune la construcțiile din oțel, precum și scoaterea din exploatare a unei treimi din elementele slăbite prin coroziune. De asemenea cheltuielile de întreținere prin vopsire ale construcțiilor din oțel reprezintă cheltuieli suplimentare de material și manoperă. Este adevărat că la ora actuală se fabrică oțeluri rezistente la coroziune și pentru construcții, dar și aceasta implică cheltuieli în plus.

La construcțiile din aliaje de aluminiu cheltuielile de întreținere sînt minime ca urmare a rezistenței la coroziune, iar pierderile de material datorită coroziunii sînt nule /5; 84...88 / .

d) Comportarea bună la solicitări ce apar în construcții

- comportarea la solicitări statice - comparabilă cu cea a oțelului
- comportarea la solicitări variabile repetate, uneori mai bună decît a oțelului, realizînd prin aceasta posibilități spectaculoase de construire a podurilor rulante, macaralelor, pasarelelor, podurilor rutiere și de cale ferată etc. la care sarcina utilă poate fi foarte mult sporită datorită greutateii mici a structurii de rezistență
- calități plastice bune
- capacitate de a înmagazina lucru mecanic, evidențiată la încercarea de încovoiere prin șoc /3;5;8;29;89 / .

e) Comportare bună la temperaturi scăzute. Aliajele de aluminiu își păstrează proprietățile în condiții de temperaturi scăzute, ba chiar se constată o creștere a rezistenței de rupere pînă la cca -200°C , față de rezistența la temperaturi normale ($+24^{\circ}\text{C}$).

Inercarea la încovoiere prin șoc demonstrează că cifra de reziliență nu se modifică la temperaturi scăzute, caracterul ruperii la epruvetele din aliaje de aluminiu rămânând tenace și la temperaturi foarte scăzute. Acest avantaj față de oțel este important la structurile care suportă sarcini dinamice în exploatare la temperaturi scăzute și la confecționarea recipientelor și rezervoarelor pentru produse chimice care se păstrează la temperaturi scăzute. /3...5; 8/

f) Realizarea pe cale industrială a unor produse de foarte mare diversitate, accentuează mult acest avantaj propriu și construcțiilor din oțel. Procedul de extrudare lărgeste nelimitat gama de produse ce pot fi adaptate cu ușurință celor mai complicate forme cerute de exploatare, ducând la secțiuni cu consum minim de material cu moment maxim de inerție, eliminând o seamă de îmbinări necesare altfel secțiunilor compuse, etc. /3; 90...98/.

g) Gradul înalt de prefabricare, de asemeni sporit față de cel al construcțiilor din oțel, permițând realizarea de elemente, structuri întregi chiar, sau tronsoane de structuri cu dimensiuni mari și greutate mică, mai ușor de asamblat și montat la șantier, ușor de demontat și remontat ca în cazul construcțiilor demontabile (în special halele pentru expoziții).

h) Aspectul foarte plăcut obținut chiar fără nici un spor de cheltuială, permite arhitecților să obțină soluții deosebit de estetice ale construcțiilor, ale ansamblurilor de construcții, elegante, durabile, iar cu un minim de cheltuieli în plus se pot aplica tratamente de suprafață foarte aspectuase și durabile, concurend și depășind cele mai rafinate finisaje din oricare alt material de construcție.

i) Suprafețe netede ale elementelor, care pot fi ușor curățate creindu-se astfel o ambianță igienică.

j) Calități deosebite de ecran reflectant al radiației termice ce permit asigurarea unui microclimat convenabil, tot mai mult utilizat la ora actuală /68; 70; 87/.

k) Lipsa de pori pe pereții de aluminiu nu favorizează depunerea și depozitarea prafului, dezvoltarea paraziților etc.

l) Posibilități mai mari de adaptare la condițiile terenului, decât cele ale construcțiilor din oțel și alte materiale de

construcții, prin greutatea mai mică a construcțiilor realizate din aliaje de aluminiu, care transmit presiuni pe teren mai mici permițând amplasarea construcțiilor și pe terenuri mai slabe, duc la valori mai mici ale eventualelor tasări inegale, a căror efect este atenuat parțial și de către modulul de elasticitate mai redus al aliajelor de aluminiu, de deformabilitatea mai mare a aliajelor de aluminiu (desigur în limitele deformațiilor admise).

B) Dezavantaje

a) Rezistența slabă la temperaturi mari, (acest dezavantaj pe care-l manifestă și construcțiile din oțel, este mult mai pronunțat la structurile din aliaje de aluminiu). Variația rezistenței de rupere a aliajelor mai des folosite în construcțiile metalice, prezentată de diferiți autori, arată că rezistența aliajelor din aluminiu destinate obișnuir elementelor de construcție portante, scade la jumătate în jurul temperaturii de 265°C , iar pînă la 300°C coboară la 20% față de cea normală, considerată temperatura ambiantă ($+20^{\circ}$). /3; 5; 29/.

Datorită acestui dezavantaj, construcțiile din aliaje de aluminiu sînt și mai puțin indicate decît cele de oțel în locuri unde există pericol sporit de incendiu.

b) Modulul de elasticitate longitudinal este mult mai redus decît al oțelului, aproximativ la 33% ($E_{Al} = 700.000 \text{ daN/cm}^2$, $E_{Ot} = 2.100.000 \text{ daN/cm}^2$) ceea ce reduce din marele avantaj creat prin diferența însemnată între greutățile specifice, construcțiile fiind obligate să respecte limitele de rigiditate.

c) Prețul de fabricație încă foarte ridicat al aluminiului care face ca cheltuielile inițiale pentru realizarea unei construcții din aluminiu să fie foarte mari (necesitînd un consum foarte mare de energie electrică) cu toate că unele dintre avantajele fac ca în timp, diferența de cost să se diminueze foarte mult, ajungînd chiar să se amortizeze, mai ales la următoarele re folosiri ale metalului recuperat din construcțiile uzate (fizic sau moral), în acest caz cheltuielile fiind minime și complet fără pierderi.

1.3. Probleme actuale privind folosirea aluminiului în construcții

Analiza experienței de proiectare și construcție, arată că folosirea elementelor de construcție din aluminiu poate con-

stitui una din direcțiile efective ale creșterii nivelului tehnico și a eficienței economice a construcțiilor în toate stadiile acestora : proiectare, execuție, transport, construcția propriu zisă, exploatare și în anumite cazuri chiar și reconstrucție /2; 6; 99; 100 /.

Varietatea calităților aliajelor de aluminiu oferă o tot mai largă gamă de posibilități de utilizare a acestora în construcții, aluminiul și aliajele sale se utilizează din ce în ce mai mult în domeniul construcțiilor, atingând în unele țări un procent de utilizare de cca. 20% din totalul producțiilor de aluminiu /21; 36; 64; 71; 101; 103 /.

Varietatea elementelor de construcție din aluminiu este astăzi deosebit de mare, ele au ajuns nu numai să poartă înlocuind aproape toate elementele de construcție executate din oțel, lemn sau beton, dar au luat forme și aspecte noi, specifice aluminiului /71; 86; 99 /.

Astăzi, în domeniul construcțiilor, din aliaje de aluminiu se execută poduri de șosea și cale ferată, antene de radio și televiziune, stâlpi pentru susținerea liniilor aeriene electrice, grinzi cu zăbrele și cu inimă plină pentru susținerea acoperișurilor, pereți cortină, elemente autoportante pentru învelitori, structuri spațiale portante, poduri rulante, rezervoare, hale, hangare, peroane, pavilioane de expoziții, săli de spectacole, construcții agrozootehnice, construcții de sere, tuburi pentru irigații, diferite instalații, recipiente și rezervoare pentru industria chimică, panouri pentru captarea energiei solare etc.

Folosirea aluminiului a permis astfel crearea unor noi tipuri de elemente de construcție care să corespundă mai bine particularităților acestui material și să-i folosească mai bine avantajele. Fig.1.12.

Utilitatea tehnico-economică a folosirii elementelor de construcție din aluminiu crește considerabil în cazul unora sau câtorva condiții speciale de exploatare a construcției. Aceste condiții sînt /34; 38; 101; 105 /.

- Folosirea în cazul exploatării a unor elemente de construcție mobile, de exemplu porțile hangarelor, deschideri ale podurilor cu structură turnantă, unele tipuri de vane ale construcțiilor hidrotehnice etc. În aceeași grupă se pot clasa convențional și elementele metalice de construcție ale macaralelor,

486129
351 H

• pentru care scăderea greutateii lor reduce solicitarea elementelor de construcție staționare de susținere. Reducerea greutății datorită folosirii aluminiului permite o manevrare ușoară, micșorarea consumului de energie.

- Folosirea elementelor de construcție transportabile (dintr-o singură bucată, pliante și demontabile) cu destinații diferite, de pildă elementele de construcție pentru clădiri, poduri, turle de foraj etc.

- Folosirea elementelor de construcție mobile și a dispozitivelor de montaj la executarea lucrărilor de reparații sau la urmărirea stării construcției.

- Folosirea elementelor tipizate și a transoanelor de elemente interschimbabile.

- Construcțiile în regiuni îndepărtate și greu accesibile. Reducerea greutății elementelor de construcție ale clădirilor și edificiilor cu diferite mărimi și destinații, în aceste condiții poate contribui la scăderea cheltuielilor de transport, a volumului mare de muncă, a duratei și prețului construcțiilor, la simplificarea lucrărilor de construcții montaj.

- Exploatarea în condițiile unor medii agresive, în care aluminiul fiind rezistent la coroziune se mărește durata de folosire neîntreruptă și se reduc cheltuielile de întreținere.

- Exploatarea în regiuni cu o seismicitate înaltă, prin reducerea greutății elementelor de construcție (mai ales a celor amplasate la înălțimi) asigură micșorarea efectelor seismice și creșterea siguranței de exploatare.

- Exploatarea la temperaturi joase datorită capacității elementelor de construcții din aluminiu de a-și păstra caracteristicile mecanice la temperaturi scăzute.

- Exploatarea în medii explozive, datorită faptului că aluminiul nu produce scântei prin lovire.

- Exploatarea în condiții care impun eliminarea proprietăților magnetice.

- Folosirea în industria atomică, aluminiul având o foarte bună permeabilitate pentru neutroni precum și o radioactivitate fără importanță după o ședere în pilă /4/.

- Folosirea la construcția navelor cosmice, datorită păstrării caracteristicilor mecanice în condiții speciale de exploatare.

- Reconstrucția clădirilor și edificiilor. Folosirea ele-

mentelor de construcție din aluminiu permite creșterea capacității de ridicare utilă a clădirilor și construcțiilor existente, prin înlocuirea parțială a elementelor de construcție grele și de asemenea, înlocuirea elementelor de construcție din diferite materiale cu altele din aliaje de aluminiu, pentru a spori calitățile arhitecturale ale clădirilor și pentru a asigura durabilitatea acestora.

Momentan prețul elementelor de construcție din aluminiu fiind încă foarte ridicat, se impune căutarea de căi și mijloace pentru ca producția aluminiului să poată fi încadrată în limitele eficienței. Principalele căi de reducere a prețului de cost al elementelor de construcție din aluminiu ar fi următoarele /37; 81; 100; 101; 104/

- realizarea unor căi de reducere substanțială a prețului de cost al aluminiului primar și al semifabricatelor din aluminiu, care se scontază a fi posibile mai ales în urma rezolvării tehnologiei de obținere a aluminiului din argilă ;

- perfecționarea metodelor de calcul proprii elementelor de construcție din aluminiu ;

- folosirea pe scară largă a elementelor de construcție pretensionate, dintre care cele cu pereți subțiri, în scopul unei mai eficiente utilizări a materialului ;

- creșterea și sporirea capacității unităților specializate în execuția elementelor de construcție din aluminiu ;

- lărgirea considerabilă a volumului de folosire a aluminiului în construcții (cu trecerea treptată de la o folosire mai limitată la o folosire substanțială), o utilizare corespunzătoare a nivelului tehnicii actuale și volumului de fabricare a aluminiului primar ;

- alegerea schemei structurii și a formei secțiunii elementelor în așa fel ca să se realizeze cu un minim de material, bare de rigiditate maximă. De exemplu la elementele cu zăbrele, cu cât coeficientul de zveltețe al barelor este mai mic, cu atât se simte mai puțin efectul defavorabil al modulului de elasticitate longitudinală mai mic. Aceasta se poate realiza printr-o proporționare optimă a materialului în secțiunea transversală a profilelor obișnuite (astfel ca $\sigma_{cr \text{ local}} \approx \sigma_{cr \text{ general}}$ al barei), sau prin găsirea unor profile de formă neîntâlnită la soluțiile din oțel (permisă numai de procedeul de extrudare), sau prin adoptarea unor scheme geometrice cu lungimi mai mici de flambaj (zăbrele în K de exemplu).

Experiența a dovedit că o proiectare rațională a soluțiilor din aliaje de aluminiu duce la obținerea unor soluții a căror greutate proprie reprezintă numai 42% ... 47% din aceea a soluțiilor echivalente din oțel /5; 101; 104 /.

Dezvoltarea industriei proprii de aliaje de aluminiu și obținerea unei experiențe în folosirea acestor materiale moderne, deschide perspectivele unei utilizări eficiente a aluminiului în domeniul construcțiilor, aplicabile atât în RSR, cât și susceptibile de a fi exportate cu succes, datorită unor cheltuieli mai mici la transport și ușurinței de montaj, la parteneri din diverse țări în curs de dezvoltare.

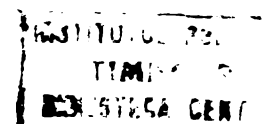
1.4. Prezentarea lucrării

În elaborarea acestei lucrări, autoarea a urmărit să-și aducă o modestă contribuție la cercetările care s-au inițiat în ultimele două decenii, pentru a se realiza o bază proprie de calcul a construcțiilor din aliaje de aluminiu, având în vedere perspectivele create prin dezvoltarea vertiginosă a industriei producătoare de aluminiu la noi, a avântului pe plan mondial de studiere și introducere a aluminiului în alcătuirea anumitor genuri de construcții, pentru utilizarea cât mai rațională a avantajelor sale și mai ales a premizelor existente de obținere a aluminiului mai ieftin direct din argile.

Teza de doctorat alcătuită în baza unor lucrări comunicate și publicate /155/156/177/178/179/180/181/182/ și a unor contracte de cercetare științifică /170/188/, cuprinde șapte capitole care conțin următoarele :

În capitolul 1 al tezei sînt cuprinse considerații generale privind un scurt istoric al dezvoltării producției de aluminiu, avantajele și dezavantajele aliajelor de aluminiu privite prin prisma condițiilor ce se impun a fi îndeplinite de către construcțiile metalice, precum și probleme actuale privind folosirea aluminiului în construcții.

Capitolul 2 prezintă date din literatura de specialitate referitoare la cercetările privind comportarea barelor din aliaje de aluminiu supuse la solicitări axiale, pentru stabilirea unor norme de calcul proprii elementelor de construcții din aliaje de aluminiu, care să țină seama de proprietățile specifice aliajelor de aluminiu și să orienteze alcătuirea elementelor de construcție în așa fel, ca avantajele aliajelor de aluminiu să fie folosite cât mai eficient.



Capitolele 3 și 4, cuprind studiile experimentale și teoretice efectuate de autor asupra unor bare din țevi din aliaj de aluminiu de tip Al Mg Si produs la noi în țară având o compoziție apropiată de cea a aliajelor simbolizate 6061-T6 (SUA) A-GS (Franța) AB-T1 (URSS), Al-Mg Si Cu F28 (RFG) etc., aliaje din care se realizează majoritatea elementelor și structurilor portante și a cărui folosire este extinsă în toate țările care au o industrie proprie de aluminiu; stabilirea unor curbe de flambaj în urma încercării unui număr de 60 de bare produse la I.P.A. Slatina și compararea acestora cu curbele de flambaj prezentate în literatura de specialitate din alte țări cu tradiție mai îndelungată în producerea și folosirea aluminiului.

Capitolele 5 și 6 cuprind de asemenea studiile experimentale și teoretice efectuate de autor asupra machetei unei structuri de scoperiș cilindric reticulat din bare din aliaje de aluminiu cuprinzând calculul eforturilor în bare și al deformației lor la calculatorul electronic, folosind programul SISART, precum și o soluție de calcul folosind metoda clasică, în mai multe variante de rezemare și încărcare, precum și experimental prin încercări de laborator executate asupra machetei. De asemenea s-a mai stabilit și încărcarea critică, care a produs pierderea stabilității generale a machetei, atât experimental cât și prin calcul, ținând seama de influența mai multor parametri, în încheiere comparându-se rezultatele obținute experimental și prin calcul.

În capitolul 7 s-au însumat concluziile finale, contribuțiile originale căutând să se facă utile proiectării unor elemente și structuri de construcții, din produse extrudate din aliaje de aluminiu Al Mg Si elaborate la noi, să completeze instrucțiunile de calcul existente, care au la bază și unele lucrări de cercetare la care autorul a colaborat în cadrul a două contracte anterioare.

Anexele cuprind unele rezultate de calcul cu care autorul a participat la contractele amintite, precum și rezultate obținute în baza studiilor experimentale proprii efectuate în laboratorul Catedrei de Construcții Metalice a Facultății de Construcții I.P.T.V. Timișoara.

Cap.2. STADIUL CERCETĂRII BARELOR DIN ALIAJE DE ALUMINIU SUPUSE LA SOLICITĂRI AXIALE.

2.1. Generalități

Utilizarea aliajelor de aluminiu pentru realizarea structurilor de rezistență este mai recentă și de aceea nu s-a ajuns încă la norme de calcul proprii, bine conturate, care să țină seama eficient de caracteristicile aliajelor de aluminiu.

Pentru început proiectanții de construcții din oțel au trecut la folosirea aluminiului păstrând concepția constructivă și de calcul de la construcții din oțel.

Apoi pe măsură ce într-o țară sau alta atenția constructorilor pentru folosirea aliajelor de aluminiu s-a îndreptat mai pregnant spre structurile de rezistență, au început și cercetări ce atare, disparate de la o țară la alta, axate pe caracteristicile aliajelor de aluminiu produse și folosite în țările respective, ceea ce are ca efect adoptarea unor soluții neuniform concepute, la care se constată totuși ca trăsătură comună orientarea către soluții cu bare mai puțin zvelte și săgeți ceva mai mari decât cele de la construcțiile de oțel.

Abia din 1966, se creează la Centrul Internațional de Dezvoltare a Aluminiului (CIDA), o grupă de lucru pentru "Metode de calcul a structurilor din Aluminiu" care în baza unui plan de cercetări vast, pe probe din aliaje de aluminiu, din mai multe țări europene, urmărește stabilirea unor metode de calcul specifice elementelor de rezistență în construcții realizate din aliaje de aluminiu, care să fie acceptate de către Convenția Europeană pentru Construcții Metalice (CECM), care de asemenea a creat în anul 1967 o subcomisie de lucru "Aliaje ușoare" prezidată de către prof. F.Mazzolani, căutându-se astfel concretizarea unei linii comune referitoare la calculul și proiectarea elementelor de construcție din aliaje de aluminiu la nivel european.

2.2. Considerații privind comportarea și calculul barelor din aliaje de aluminiu supuse la întindere centrică

Până la ora actuală, pentru barele din profile extrudate din aliaje de aluminiu supuse la întindere centrică, se păstrează concepția de calcul aplicată barelor întinse din oțel. Se ține seama de caracteristicile specifice aliajelor de aluminiu datorate

a) modulului de elasticitate diferit, prin introducerea unor valori admisibile mai mici pentru coeficientul de zveltețe

b) slăbirii barelor în zona influențată termic, datorită sudurii, prin considerarea unor reduceri a capacității de rezistență a barelor îmbinate cu sudură, corespunzător extinderii zonei influențate termic /4/5/106/. (Pentru zona influențată termic vezi cap.2.4.).

Instrucțiunile tehnice privind calculul și proiectarea elementelor și structurilor de rezistență din aliaje de aluminiu, valabile la noi, bazate pe normele sovietice, germane și americane (țări cu experiență mai veche în utilizarea aliajelor de aluminiu în construcții) folosesc la verificarea barelor întinse centric, neafectate de sudură relația

$$\sigma = \frac{N}{A_{\text{net}}} \leq \sigma_a \quad (2.1)$$

unde

$$A_{\text{net}} = A - \Delta A \quad (2.2)$$

ΔA reprezentînd slăbirea cea mai defavorabilă a secțiunii datorită îmbinării nituite sau bulonate.

În ultimii ani normele sovietice au trecut la metoda stărilor limită

$$\sigma = \frac{N}{F_n} \leq R \quad (2.1')$$

Relația (2.1) rămîne valabilă și pentru barele sudate, la care aria afectată de sudură (A_t) este mai mică decît 15% din întreaga arie a secțiunii transversale unde se face verificarea (A_{net}).

Aria afectată de sudură se consideră că se întinde 3 cm de o parte și de alta a axului unui cordon de sudură.

Pentru verificarea secțiunilor barelor afectate parțial de sudură ($0,15 A_{\text{total}} < A_{\text{afectată termic}} < A$), s-a adoptat prevederea din prescripțiile americane, care rezultă din considerarea capacității admisibile a barei ca fiind suma capacităților parțiale a zonei afectate A_t (cu rezistența admisibilă mai scăzută și a zonei neafectate A (cu rezistența admisibilă mai mare).

Seriînd deci

$$N = (A - A_t) \sigma_a + A_t \cdot \sigma_a^s = \sigma' A \quad (2.3)$$

în care σ este rezistența maximă admisibilă în secțiunea par-

țial afectată de sudură unde se face verificarea, rezultă :

$$\sigma = \sigma_a - \frac{A_t}{A} (\sigma_a - \sigma_a^s) \quad (2.4)$$

respectiv relația de verificare :

$$\sigma = \frac{N}{A_{net}} \leq \sigma_a - \frac{A_t}{A_{net}} (\sigma_a - \sigma_a^s) \quad (2.5)$$

Pentru barele la care întreaga arie a secțiunii transversale este afectată de sudură, verificarea se face cu relație

$$\sigma = \frac{N}{A_{net}} \leq \sigma_a^s \quad (2.6)$$

unde σ_a^s are valorile conform /4/106/.

Aspectele particulare privind efectul cîmpurilor termice provocate de sudură, apar numai la barele din aliaje de aluminiu. Rezistențele admisibile ale zonelor afectate de sudură și ale cordoanelor de sudură au fost determinate prin reducerea cu 10% a rezistențelor de rupere sau a limitei de curgere a materialului considerat (zone afectată termic, sau cordon de sudură), pentru a ține seama de lipsa unui control cu procedee riguroase, admitînd apoi un coeficient de siguranță de 1,95 raportat la rupere sau de 1,65 raportat la curgere și alegînd în final valoarea cea mai mică rezultată /106/.

În plus DIN 4113/75 mai prevede că barele care sînt supuse doar la eforturi de tracțiune minime sub efectul sarcinilor de calcul, trebuie să fie pretensionate, fie dimensionate pentru o forță de compresiune imprevizibilă egală cu $1/10$ din forța de tracțiune.

2.3. Studii și cercetări asupra comportării barelor din aliaje de aluminiu supuse la compresiune centrică.

În general, indiferent de material, la elementele de tip bară supuse la compresiune, trebuie să se țină seama de posibilitatea apariției fenomenului de flambaj cu mult înainte de a fi atinsă capacitatea de rezistență a barei.

Verificarea stabilității elementelor comprimate este o problemă des întîlnită în practică. Cazul cel mai simplu al instabilității barelor este flambajul simplu, cînd bara se deformează într-un plan fără torsiune.

Fenomenul de instabilitate al barei izolate, solicitată la compresiune centrică, este condiționat atât de caracteristicile geometrice, mecanice și fizice ale barei, cît și de ca-

acterul încărcării ;

- caracteristicile geometrice ale barei, le constituie dimensiunile în lungul ei și în secțiune transversală, precum și forma secțiunii transversale

- caracteristica mecanică a barei este reprezentată de modul în care aceste se rezază la capete

- caracteristica fizică depinde de materialul din care este executată bara

- caracterul încărcării axiale este definit de mărimea și de distribuția forțelor în lungul axei barei, precum și de variația în timp a mărimii și direcției acestor forțe /3/107/ /108/109/.

Trecând în revistă pe scurt istoricul studiului flambajului, primele observații relative la stabilitatea barelor pot fi atribuite matematicianului Heron din Alexandria /110/. În secolul al XV-lea, între multiplele sale preocupări, genialul Leonardo Da Vinci consacră multe note descrierii aceluiaș fenomen. În 1729 fizicianul olandez Petrus van Musschenbrek propune pentru prima dată o formulă empirică, ca rezultatul unei experimentări sistematice /110/111/, care arată că încărcarea critică a unei bare este invers proporțională cu pătratul lungimii barei. Ceva mai târziu matematicianul Leonhard Euler, inspirându-se din lucrarea lui Jacob Bernoulli asupra liniei elastice, stabilește prima formulă generală pentru o bară neelastice ideală

$$N_B = \frac{\pi^2 B}{\ell^2} \quad (2.7)$$

unde B este numit "moment de rigiditate" după Bernoulli. Într-o lucrare datînd din 1778 el propune o versiune mai precisă pentru cazul pur elastic

$$N_{cr} = \frac{\pi^2 EI}{\ell^2} \quad (2.8)$$

Dacă definiția dată de Euler modului de elasticitate E este corectă, situația este alta pentru poziția axei neutre la încovoiere, definită de Jacob Bernoulli.

Formulara propusă de Euler nu ține cont de imperfecțiuni, pe care le posedă inevitabil barele reale. În 1826 Lucien Navier se bazează pe o analiză sistematică a rezultatelor experimentale de care dispunea la ora respectivă pentru a arăta că formula lui Euler furnizează o limită superioară a încărcării limită a barelor reale.

După Euler se deschid în paralel două drumuri mari de studiu a fenomenului de flambaj ; unii căutau să umple golul care separe teoria barei perfecte, de rezultatele obținute pe bare reale, iar alții s-au orientat spre urmărirea logică a lucrărilor lui Euler cu privire la comportarea neelastică a barelor. Fig./2.1/.

Pe calea inelastică se consideră o bară lipsită de orice imperfecțiuni în timp ce în opțiunea barei imperfecte, se bazează pe un criteriu de cedare care limitează rezistența prin atingerea limitei elastice în punctul cel mai sollicitat al secțiunii situat la mijlocul lungimii barei.

Abordarea inelastică revine să înlocuiască, în formula lui Euler, o nouă mărime a modulului de elasticitate E . După Engesser trebuie utilizat un modul tangent E_t , în timp ce Considere și Iasinski introduc un "modul redus" E_r , intermediar între modulul de elasticitate E și modulul tangent E_t .

În 1910 Theodore von Karman arată că pentru o secțiune dreptunghiulară, modulul redus este dat de

$$E_r = \frac{4 E \cdot E_t}{(\sqrt{E} + \sqrt{E_t})^2} \quad (2.9)$$

În anii 1940 după mai multe încercări, din care majoritatea pe bare din aluminiu, au pus sub semnul întrebării valabilitatea metodei bazate pe modulul redus. În 1947 F.R.Schenley arată că incompatibilitatea între cele două modele provine din însăși concepția inițială de la care s-a plecat, iar sarcina de flambaj a unei bare lipsită de toate imperfecțiunile geometrice, este dată de teoria modulului redus dar că, pentru barele reale care prezintă o imperfecțiune chiar foarte mică, sarcina de cedare nu depășește decât cu puțin pe cea dată de teoria modulului tangent. Thomas Young, medic și fizician englez, este primul care a arătat în 1807 că comportarea barelor reale este afectată de imperfecțiunile geometrice legate, pe de o parte de defectul de centrare a sarcinii de încărcare și pe de altă parte, de curbura inițială a barei. El semnaleză la fel că neomogenitatea materialului afectează fenomenul de flambaj. Young introduce noțiunea de moment de ordinul II, obținut prin multiplicarea momentului de ordinul I.

$$M^I = N \cdot e_0 \quad (2.10)$$

cu un multiplicator K

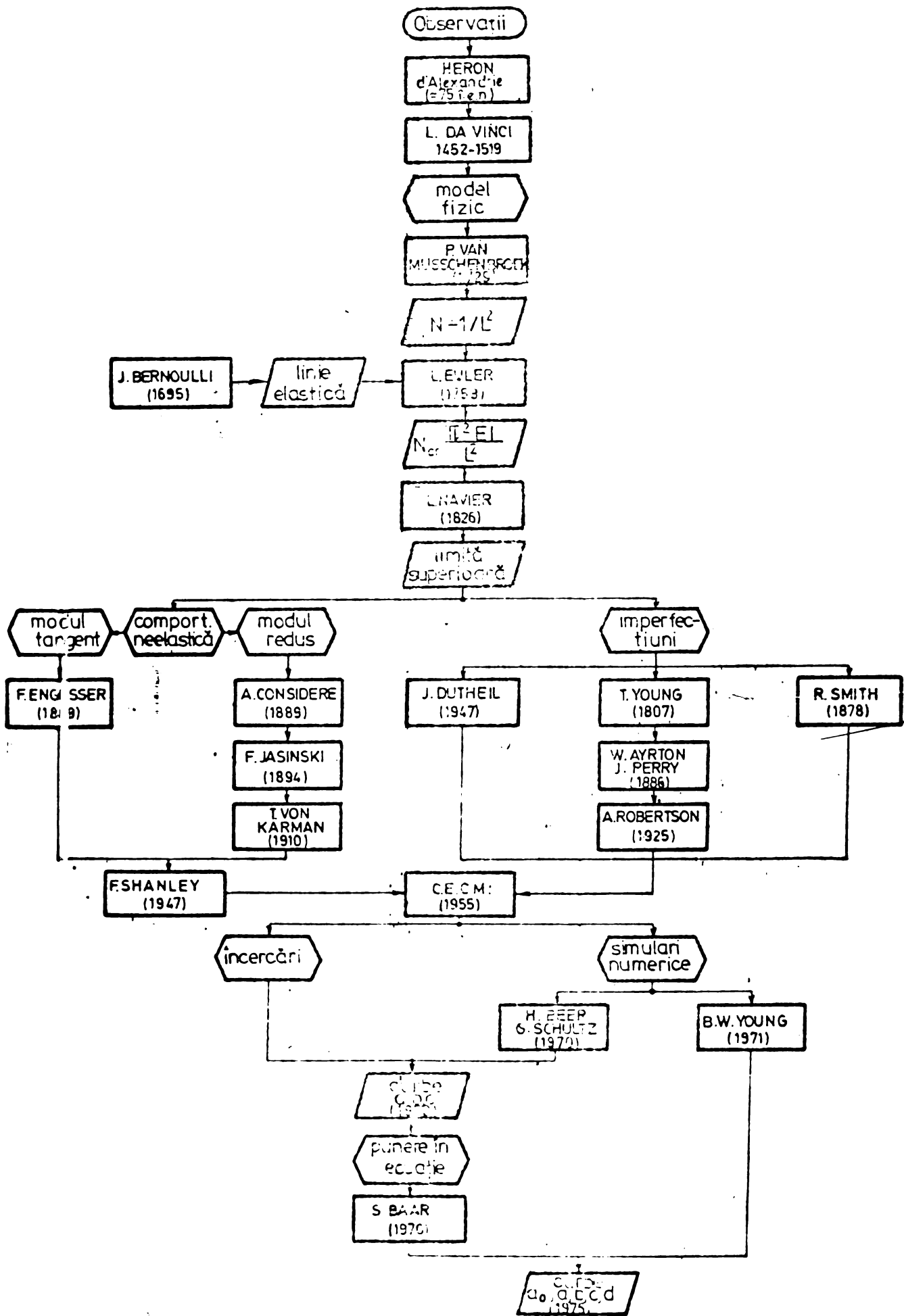


Fig.2.1. Istoria studiului flambajului

$$M^{II} = KM^I = KN \cdot e_0 \quad (2.11)$$

unde e_0 este săgeata inițială a barei.

Pentru cazul barei biarticulate care posedă o curbură inițială sinusoidală de amplitudine e_0 , multiplicatorul ia forma

$$K = \frac{1}{1 - \frac{N}{N_{cr}}} \quad (2.12)$$

în timp ce pentru cazul unei bare drepte solicitate de o forță N aplicată cu excentricitatea e_0 , se obține

$$K = \frac{1}{\cos \frac{\pi}{2} \sqrt{\frac{N}{N_{cr}}}} \quad (2.13)$$

Este regretabil faptul că modelul dat de Young n-a primit din partea contemporanilor săi atenția meritată. /110/.

Au trebuit să mai treacă aproape optzeci de ani ca Ayrton și Perry să arate că în domeniul valorilor practice ale raportului N/N_{cr} , expresiile (2.12) și (2.13) să dea rezultate foarte apropiate și ca atare curbura inițială să poată fi considerată ca o "imperfecțiune geometrică" generală.

Adoptând drept criteriu de rupere atingerea limitei elastice σ_r într-un punct se obține pentru formula compresiunii cu încovoiere

$$\frac{N}{A} + \frac{M^{II}}{W} = \sigma_r \quad (2.14)$$

relația :

$$\sigma_K + \frac{\sigma_K \cdot e_0}{1 - \frac{\sigma_K}{\sigma_{cr}}} \cdot \frac{A}{W} = \sigma_r \quad (2.15)$$

unde : N = efortul normal critic Euler

A = aria secțiunii normale pe axa barei

M = momentul încovoietor de gradul II

W = modul de rezistență la încovoiere a barei

σ_r = limita elastică

σ_K = efortul unitar limită măsurînd capacitatea portantă

σ_{cr} = efortul unitar critic Euler

e_0 = săgeata la o curbură inițială ;

relație care mai poate fi pusă și sub forma :

$$(\sigma_{cr} - \sigma_K)(\sigma_r - \sigma_K) = \frac{e_0 A}{W} \cdot \sigma_{cr} \sigma_K = \eta \sigma_{cr} \sigma_K \quad (2.16)$$

cu

$$\eta = \frac{e_0 A}{W} \quad (2.17)$$

Înlocuind

$$e_0 = \frac{l}{\gamma} \quad (2.18)$$

formula (2.17) devine:

$$\eta = \frac{\lambda}{\gamma (i/v)} \quad (2.17')$$

unde i/v este diametrul relativ al elipsei de inerție a secțiunii pentru direcția de flambaj considerată.

Se vede deci că fiecare tip de profil, caracterizat prin valoarea raportului (i/v) , conferă în principiu o valoare diferită parametrului η .

Interesant de remarcat, că cel puțin pentru seria de profile laminete, raportul (i/v) este aproximativ constant. Trebuie deci să ne așteptăm ca imperfecțiunile geometrice să joace un rol diferit față de cele două planuri de flambaj principale.

În 1925 A. Robertson observă că formula lui Ayrton-Perry reprezintă bine rezultatele experimentale de care dispunea, propunând să se adopte pentru η un multiplu al zvelteții barei

$$\eta_R = 0,003 \lambda \quad (2.19)$$

Formula lui Ayrton-Perry, cu această valoare a lui η , devine de atunci foarte cunoscută și a fost folosită pînă în 1962 în normele engleze B.S.153 (pentru poduri) și B.S.449 (pentru clădiri). Stabilind valoarea lui η pentru a face ca formula lui Ayrton-Perry să corespundă cu rezultatele experimentale, Robertson este perfect conștient că aplică imperfecțiunea geometrică ca imperfecțiune generalizată, înglobând efectele neomogenității materialului, cum ar fi tensiunile reziduale, puse în evidență în 1888 de către Kalkoutsky cu ocazia unor determinări experimentale pe cilindri de oțel, precum și împrăștierea limitei de elasticitate în secțiunea transversală dreaptă a barei, dispersie considerată ca aleatoare de către R.H. Smith din 1878.

În 1962 Godfrey propune să se înlocuiască în normele B.S. 449 (folosirea oțelului în construcții) valoarea lui η dată de Robertson cu :

$$\eta_G = 0,3 \left(\frac{\lambda}{100} \right)^2 \quad (2.20)$$

Această propunere, bazată pe noile norme cehoslovace, se apropie de concepția lui Dutheil, care afirmă că momentul secundar este dat de relația :

$$M^{II} = \frac{1}{1 - \frac{N}{N_{cr}}} e_0 N \quad (2.21)$$

unde $e_0 = 0$ "săgeată suplimentară de neomogenitate" legată în încovoierea sinusoidală, de momentul maxim în bară prin relația

$$e_0 = C \frac{M_0 \ell^2}{\pi^2 EI} \quad (2.22)$$

Exprimînd după Dutheil, că :

$$M_0 = \sigma_r \cdot W \quad (2.23)$$

obține că imperfecțiunea η din formule Ayrton-Perry se scrie:

$$\eta_D = C \frac{\sigma_r}{\sigma_{cr}} \quad (2.24)$$

sau încă

$$\eta_D = \frac{C}{\pi^2 E} \sigma_r \cdot \lambda^2 \quad (2.25)$$

Dutheil determină valoarea lui C pe baza rezultatelor experimentale și propune

$$C = \frac{1}{12} \quad (2.26)$$

Această metodă este reluată în 1956 în Règles Françaises de C M : "Reguli pentru calculul și execuția construcțiilor metalice".

Incepînd din 1960 Convenția Europeană a Construcțiilor Metalice încearcă, în cadrul elaborării de recomandări europene pentru calculul și realizarea construcțiilor metalice, să realizeze o uniformizare a metodelor utilizate în diverse norme existente în țările europene.

Sarcina asumată fiind deosebit de dificilă, avînd în vedere marea disparitate a reglementărilor naționale, Comisia 8 (Probleme de instabilitate) a CECM, a hotărît organizarea unei vaste campanii de încercări /112/, sub conducerea lui D. Sfințescu și elaborarea unui studiu teoretic al fenomenului de flembaj bazat pe o simulare numerică /113/. Această conduită de H. Beer și G. Schulz, bazată pe rezolvarea numerică, prin diferențe finite, a ecuațiilor care determină flembajul unei

bare imperfecte.

Lucrările teoretice și verificarea lor experimentală permit în 1970 Comisiei 8 să propună trei curbe adimensionale stabilite în funcție de diferite tipuri de profile și ținând cont de eterogenități atât structurale cât și geometrice. Simultan S.Baar a elaborat o formulă analitică a acestor trei curbe /110/. După ce s-au testat fără succes diverse forme matematice, s-a constatat că forme următoare

$$\bar{N} = \frac{1}{(0,5 + \alpha \bar{\lambda}^2) + \sqrt{(0,5 + \alpha \bar{\lambda}^2)^2 + \beta \lambda^2}} \quad (2.27)$$

cu valorile propuse, dau rezultate foarte satisfăcătoare.

Această ecuație se bazează pe metoda "Dutheil", dar ea diferă prin introducerea unui al doilea parametru β . În această formulă \bar{N} este coeficientul de reducere la flambaj și $\bar{\lambda}$ este zveltețea redusă obținută din împărțirea zvelteții λ cu zveltețea λ_r pentru care tensiunea critică Euler este egală cu limita elastică.

Curbele de flambaj propuse în 1970 de CECM nu sînt totuși ferite de critici. În zona zvelteților mici, ecruiserea materialului predomină asupra voalării locale, ceea ce necesită adoptarea unor curbe care prezintă o porțiune constantă pînă la o anumită valoare a zvelteții. Lucrările lui Young pe de o parte și studiul profilelor de înaltă rezistență pe de altă parte, au făcut ca Convenția Europeană să adopte în final, o serie de cinci noi curbe de flambaj, cu valoare constantă pînă la valoarea coeficientului de zveltețe redus egal cu 0,2. /110/114/115/.

Între timp pentru oțel s-au făcut multiple studii teoretice și experimentale și s-au scris tomuri întregi, ajungîndu-se astfel la rezultate particulare în diferite țări, sau însumate în cadrul convențiilor și comisiilor întrunind mai multe state, amintite anterior.

În acest sens D.Sfințesco în /116/ remarcă înaltul nivel științific, disciplina liber consimțită exemplară a tuturor oamenilor de știință din țările participante la CECM, rezultatele tehnice pozitive la înalt nivel științific obținute pe parcursul cercetărilor, care au avut ecou și peste Ocean astfel că prestigiosul "Column Research Council" american a ținut să se asocieze, făcînd o parte din programul experimental în laboratoarele proprii sub directă îndrumare a CECM, subliniînd

du-se astfel exemplul de solidaritate internațională a oamenilor de știință.

Studiul clasic al instabilității formei consideră o bară ideală, constituită dintr-un material omogen, cu o axă perfect dreaptă și sarcină aplicată central, fără eforturi unitare proprii rezultate din uzinare. Teoria bifurcării echilibrului dezvoltată pe baza acestor ipoteze fundamentale a fost lărgită continuu, începând de la Euler. Faptul că legea lui Hooke își pierde valabilitatea la barele supuse flambajului, datorită apariției unei plastificări parțiale care este luată în considerare prin introducerea modulului de flambaj, a dus la aplicarea tot mai mult a modulului tangent, în problemele de bifurcare, după metoda Engesser-Shanley.

Fiecare bară are însă în realitate o curbă inițială, oricât de mică, iar efortul nu este aplicat perfect axial. Această constatare a condus la considerarea defectelor geometrice, adică a unei curburii inițiale a barei și a unei excentricități inițiale a capetelor. Ipoteza aceasta implică respingerea principiului bifurcării echilibrului /109/113/117/.

Cedarea unei bare metalice la limita elastică se produce, pentru că dispere egalitatea între forțele interne și cele externe, din cauza reducerii rezistenței interne și astfel are loc divergența echilibrului (definiție dată de Dutheil) /108/.

În plus a mai fost pusă în evidență de către cercetători, influența eforturilor unitare interne asupra sarcinii de cedare precum și neomogenitatea proprietăților mecanice în bară, dispersia limitei de elasticitate în secțiune și pe lungimea barei, constituindu-se toate în imperfecțiuni ale structurii.

De la considerarea flambajului ca o problemă a bifurcării echilibrului, cercetătorii au fost conștienți că bara ideală nu se poate realiza în practică, iar reducerea rezistenței la flambaj, datorată de influența imperfecțiunilor a fost scoperită prin coeficientul de siguranță la flambaj. Deoarece nu s-a dispus de cunoștințe suficiente de exacte, nu se putea evita un anumit arbitrar în ce privește alegerea coeficientului de siguranță. Din această cauză, rezistențele admisibile la flambaj diferă și mai diferă încă de la o țară la alta /108/118/119/120/.

În ceea ce privește aluminiul și aliajele sale folosite în alcătuirea elementelor de construcții, deci și a barelor supuse la compresiune, încă la început s-a procedat mecanic,

utilizându-se rezultatele obținute la oțel, în ultimele decenii, odată cu sporirea folosirii aliajelor de aluminiu în construcții la realizarea elementelor de rezistență, s-a impus, cum s-a mai arătat, cunoașterea și luare în considerare a comportării aliajelor de aluminiu la flambaj, ținându-se cont de calitățile specifice ale acestora. În acest sens, F. Stüssi /3/110/ inițiază o serie de încercări experimentale pe un aliaj de aluminiu "Peralum 30-moale". În Fig.(2.2) se prezintă

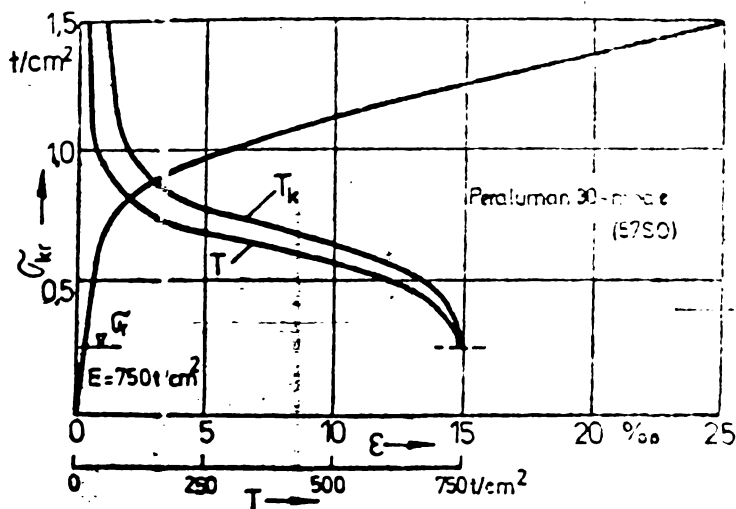


Fig.2.2

$$\sigma_{cr} = \frac{\pi^2 E}{\lambda^2}$$

după Engesser-Karman

$$\sigma_{cr} = \frac{\pi^2 T_k}{\lambda^2} \tag{2.29}$$

și după Engesser-Shanley

$$\sigma_{cr} = \frac{\pi^2 \pi}{\lambda^2} \tag{2.30}$$

cu valorile experimentale, lungimile de flambaj ale barelor cu secțiunea 15x16 mm, variind între 120 mm și 220 mm în trepte de 40 mm, iar coeficientul de zveltate λ de la 27,7 la 73,9. Comparatia între rezultatele experimentale și cele de calcul,

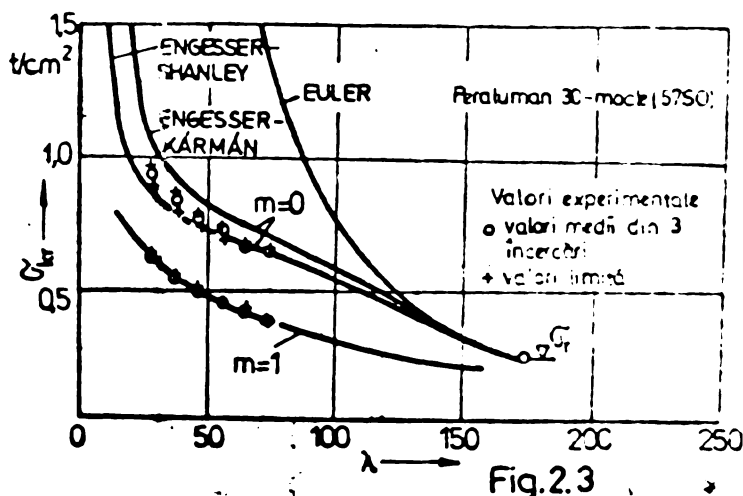


Fig.2.3

curba $\sigma - \epsilon$ a materialului utilizat, din care s-a calculat modulul tangent T și de aici modulul de flambaj T_k pentru secțiunile dreptunghiulare. În Fig. (2.3) se prezintă comparația între diagramele eforturilor unitare de flambaj după Euler

arată că pentru barele cu coeficienții de zveltate $\lambda > 50$, valorile experimentale corespund practic cu teoria lui Engesser-Shanley; numai la barele scurte, $\lambda < 50$, descărcarea pe partea cu tracțiune din încovoiere se manifestă în sensul

unei anumite creșteri a efortului unitar de flambaj ; această creștere este însă neînsemnată. În baza acestor rezultate se propune că : teoria Engesser-Shanley, care dă valorile limitei inferioare ale eforturilor unitare de flambaj σ_{cr} , să fie considerată ca bază de dimensionare în practica construcțiilor. Pe această bază, din curbele tensiune-deformație din Fig. (2.4) au fost determinați modulii tangenți T

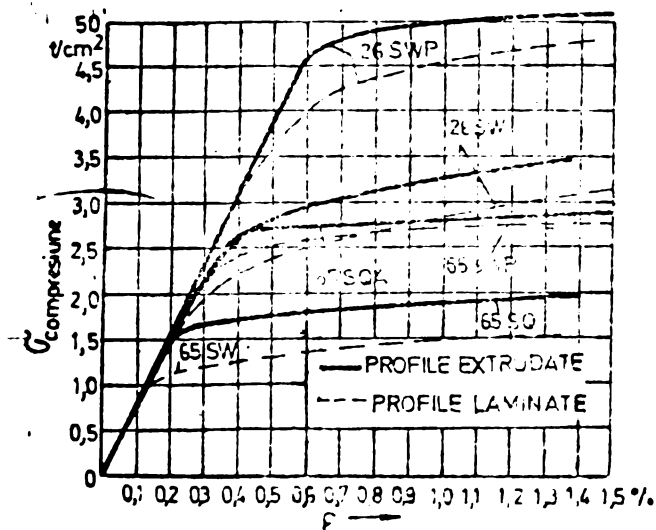


Fig.2.4

$$T = \frac{d\sigma}{d\varepsilon} = \frac{1}{\varepsilon'}$$

pentru aliajele 65S și 26S și au fost trasați în Fig. (2.5). Cu aceste valori au putut fi calculate diagramele eforturilor unitare de flambaj din Fig.(2.6) cu ajutorul relației (2.30) respectiv

$$\lambda = \sqrt{\frac{\pi^2 T}{\sigma_{cr}}} \quad (2.31)$$

Rezultă că eforturile unitare de flambaj σ_{cr} în domeniul

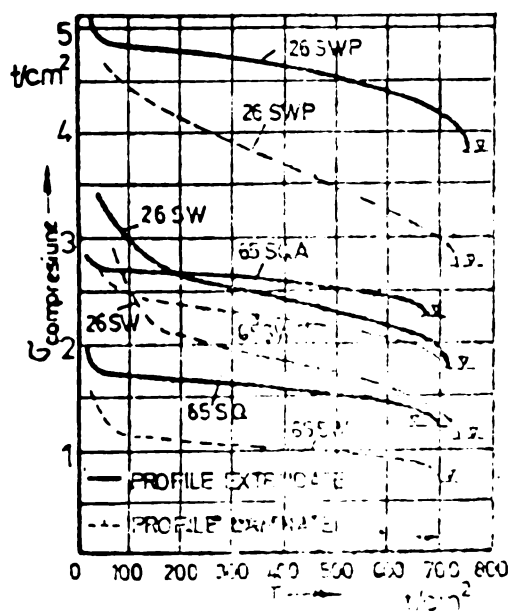


Fig.25

inelastic se deosebesc în cadrul aceluiaș aliaj nu numai funcție de tratamentul termic ci și funcție de modul de uzinare al profilelor (extrudate, laminate). Având în vedere cele de mai sus, eforturile unitare de flambaj σ_{cr} nu pot fi determinate suficient de exact prin formule aproximative generale, ci pentru fiecare tip de material (aliaj, tratament, mod de execuție, grosime a profilului) ar trebui stabilită diagrama pe baza curbei σ - ε referențe, pentru a se obține o bază de dimensionare sigură.

În urmă unor studii mai recente, Maquoi și Rondel /121/ arată că comportarea caracteristică aliajelor de aluminiu schematizată prin relația tensiune-deformație ilustrată în Fig. (2.7) prezintă o parte elastică care se transformă treptat prin ecrusaj /120/. Relația tensiune-deformație a materialelor de acest tip este tradusă în termeni matematici printr-o lege datorată lui Ramberg-Osgood /121/122/

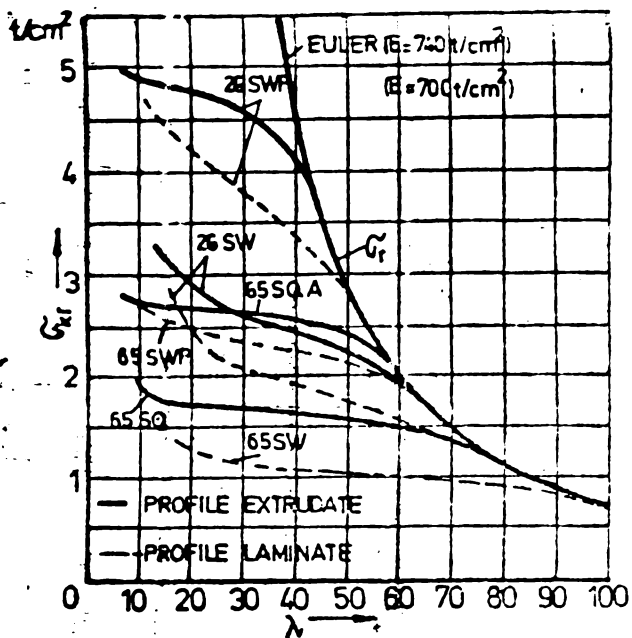


Fig.26

tate în Fig.(2.8) sub formă adimensională preconizată de CECM.

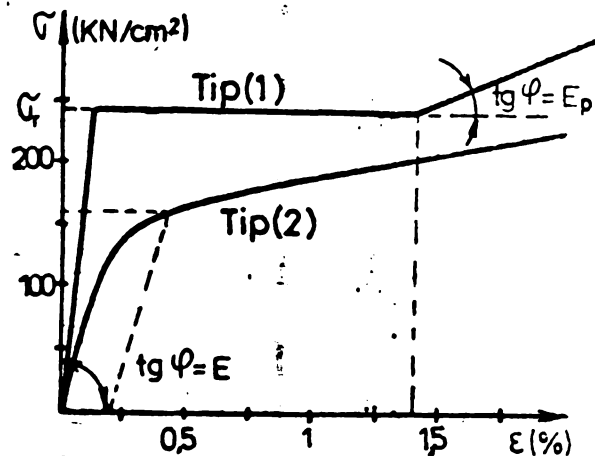


Fig.2.7

de către Shanley se prezintă în Fig.(2.8) unde s-au trasat

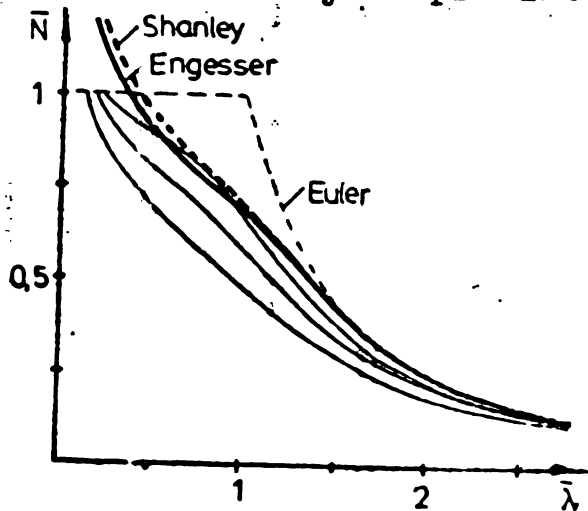


Fig.2.8

calculeze modulul tangent

$$E_t = E / (1 + m E \sigma^{n-1} / B^n) \quad (2.34)$$

Luarea în considerare a efectului Shanley care să se recurgă la calcule numerice de simulare.

În baza unui studiu mai amplu Sutter /119/123/ trasează

$$\epsilon = \sigma/E + (\sigma/B)^n \quad (2.32)$$

cu

E : modulul de elasticitate la origine

n : parametrul de ecruisare

B : factor legat de limita elastică 0,2% ($\sigma_{0,2}$) prin relația $\sigma_{0,2} = B \cdot 0,002^{1/n}$.

Pentru acest tip de material, curbele de flambaj ale unei bare articulate la ambele capete și încărcată centric sînt reprezentate în Fig.(2.8) sub formă adimensională preconizată de CECM.

Se admite în general că tensiunea de bifurcare a echilibrului unei bare inițial perfecte este furnizată de formula modulului tangent a lui Engesser,

$$\sigma_{Eng} = \frac{\pi^2 E_t}{\lambda^2} \quad (2.33)$$

Corectarea formulei Engesser de către Shanley se prezintă în Fig.(2.8) unde s-au trasat curbele de flambaj Engesser și Shanley pentru un aliaj de aluminiu (AG 4 MC Duralinox).

$$E = 717.110 \text{ daN/cm}^2$$

$$B = 3489 \text{ daN/cm}^2$$

$$n = 6,0$$

$$\sigma_{0,2} = 1604 \text{ daN/cm}^2$$

Aceste date permit pornind de la formula (2.32) să se

o serie de curbe de flambaj teoretice alcătuite din trei porțiuni :

partea I în domeniul elastic, reprezentată prin hiperbola lui Euler

partea II în domeniul elasto-plastic, prin dreapta Tetmayer

partea III în domeniul plastic, prin limita de curgere a materialului Fig.(2.9).

Un exemplu de astfel de familii de curbe este dat în Fig. (2.10) utilizând o valoare constantă pentru $E = 727.000 \text{ daN/cm}^2$ iar pentru limita de curgere $\sigma_{0,2}$ pe care o consideră

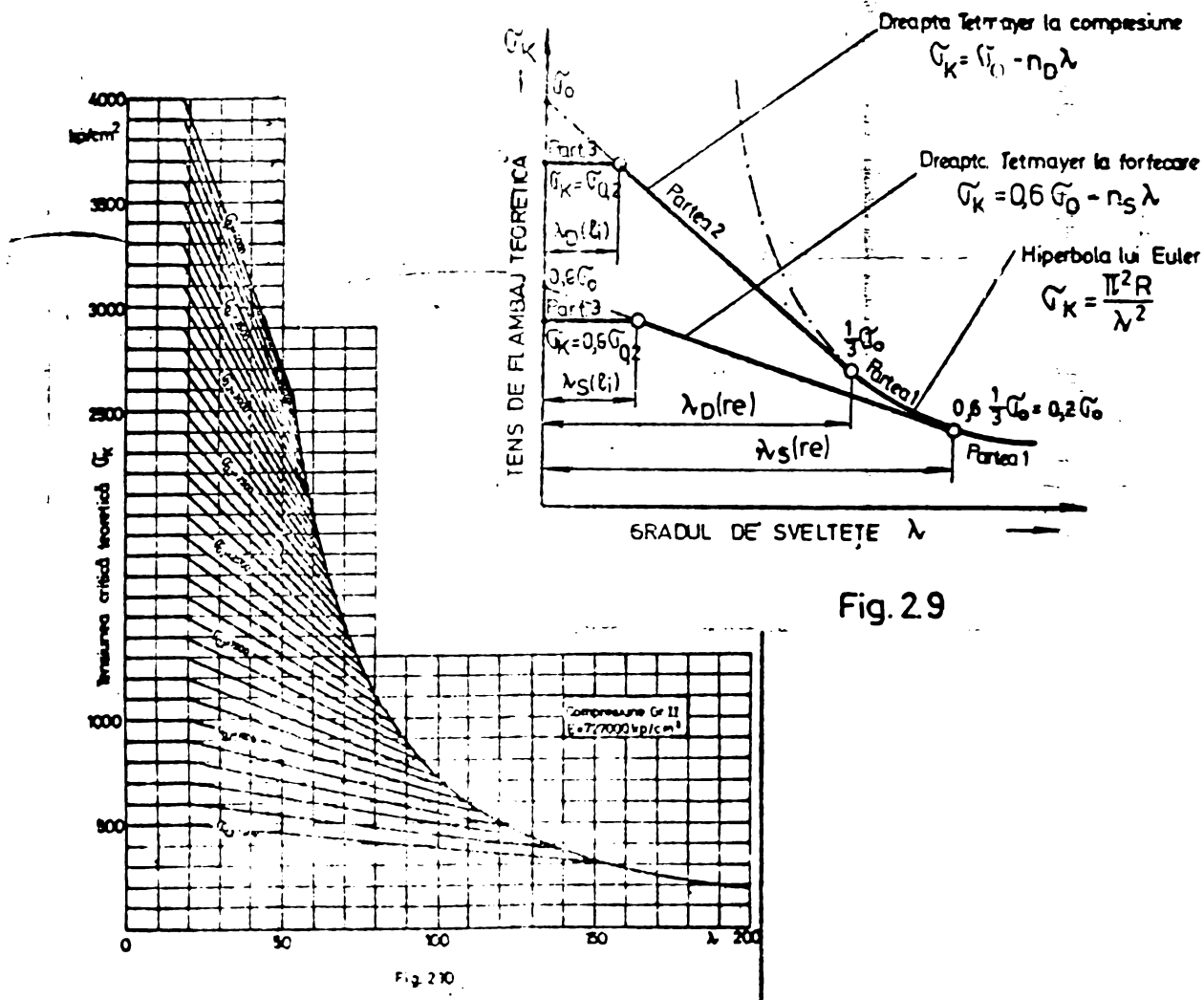


Fig. 2.9

că variază în limite largi, introduce valori între 500-4000 daN/cm² și 100-10 daN/cm², permițînd determinarea prin interpolare a valorii tensiunii de flambaj teoretice corespunzătoare aliajului studiat.

Bezăt pe observațiile făcute, că slura curbei $\sigma - \lambda$ este considerabil influențată de raportul $\sigma_{0,2} / \sigma_{0,1}$ definit pe parametru de întărire, Sutter a propus și o clasificare pentru aliajele de aluminiu. Cu ajutorul acestei clasificări modul de prezentare al curbei $\sigma - \lambda$ este corelat cu tratamentul termic la care a fost supus aliajul, pe baza valorilor admise ale

raportului $\sigma_{02} / \sigma_{01}$. Sînt date trei clase fundamentale (Suttee fiind de părere că numai două se pretau slab pentru interpolare, iar patru complicau calculele).

Clasa I : pentru aliaje în stare recoaptă cu $\sigma_{02} / \sigma_{01}$ mai mare de 1,060

Clasa II : pentru aliaje în stare normalizată cu $\sigma_{02} / \sigma_{01}$ de la 1,015 la 1,060

Clasa III : pentru aliaje în stare normalizată urmată de revenire cu $\sigma_{02} / \sigma_{01}$ de la 1,030 la 1,045.

Această clasificare presupune că nu există aliaje de aluminiu cu $\sigma_{02} / \sigma_{01} < 1,030$ /119/. Mai recent, în urma încercărilor efectuate în cadrul subcomisiei 1.1. a CECM, s-a demonstrat contrarul, subliniind importanța creerii unei a patra clase cu $\sigma_{02} / \sigma_{01}$ cuprins între 1,000 și 1,030 /122/123/124/.

S-a arătat /123/ că clasele lui Sutter ar putea fi interpretate în raport cu parametrul n , care intervine în legea Ramberg-Osgood și care poate fi aplicat în mod convenabil în scopul unei clasificări mai generale a aliajelor, atît sub aspectul alurii curbei $\sigma - \epsilon$ a materialului, cît și a comportării inegale a barelor comprimate.

Comparația cu curba critică teoretică și semi-experimentală, bazate ambele pe materiale interpretate în raport cu legea Ramberg-Osgood, a pus în evidență rolul pe care-l au defecțiunile geometrice și structurale existente în bara reală, asupra fenomenului de flambaj.

S-a arătat de asemenea că exprimarea dimensională a instabilității barei din aliaje de aluminiu este legată, nu numai de valorile lui σ_{02} și E ci și de rapoartele $\sigma_{02} / \sigma_{01}$ și E / σ_{02} .

Aceasta face ca utilizarea diagramei dimensionale N să devină mai dificilă și mai puțin convenabilă decît la oțeluri /113/.

În legea cu caracter general pentru aliajele de aluminiu de tip $\epsilon = \epsilon(\sigma)$, propusă de Ramberg-Osgood /123/ exprimată prin formula (2.32) parametrul B și n se determină pe baza datelor experimentale.

Definind o tensiune limită de elasticitate σ_{ϵ_0} , astfel ca să dea o deformare remanentă notată cu $\epsilon = \epsilon_0$ Fig.(2.11) formula (232) scrisă pentru $\sigma = \sigma_{\epsilon_0}$ devine

$$\varepsilon = \frac{\sigma_{\varepsilon_0}}{E} + \left(\frac{\sigma_{\varepsilon_0}}{B} \right)^n \quad (2.34)$$

rezultă de asemenea

$$\frac{\sigma_{\varepsilon_0}}{E} = \varepsilon - \varepsilon_0 \quad (2.35)$$

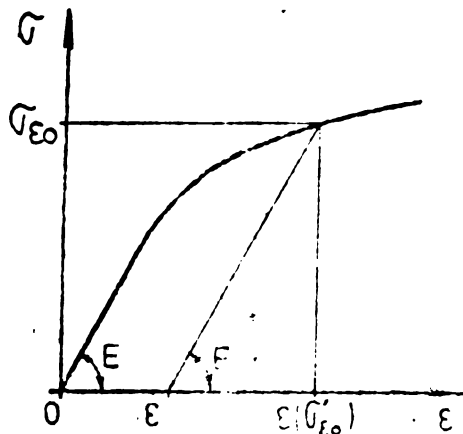


Fig. 2.11

Înlocuind (2.35) în (2.34) se obține

$$\varepsilon_0 = \left(\frac{\sigma_{\varepsilon_0}}{B} \right)^n \quad (2.36)$$

de unde

$$\sigma_{\varepsilon_0} = B \sqrt[n]{\varepsilon_0} \quad (2.37)$$

Dacă în (2.37) particularizând se consideră $\varepsilon_0 = 0,002$, obținem

$$\sigma_{0,2} = B \sqrt[n]{0,002} \quad (2.38)$$

ori admitând că $\varepsilon_0 = 0,001$ rezultă

$$\sigma_{0,1} = B \sqrt[n]{0,001} \quad (2.39)$$

Din raportul între (2.38) și (2.39) se rezultă mai departe

$$\frac{\sigma_{0,2}}{\sigma_{0,1}} = \sqrt[n]{2} \quad (2.40)$$

Relația (2.40) leagă exponentul n de parametrul de întărire $\sigma_{0,2} / \sigma_{0,1}$ și astfel, după Sutler, de tipul de tratament termic la care a fost supus materialul. Parametrul n din relația Ramberg-Osgood, exprimat în (2.40) caracterizează astfel întărirea mai mult sau mai puțin pronunțată a porțiunii inelastice a curbei și prezintă interes comparația valorilor exponentului n din legea lui Ramberg-Osgood și valorile raportului $\sigma_{0,2} / \sigma_{0,1}$ care limitează intervalele de clasificare ale lui Sutler. Tab. (2.1), Fig. (2.12).

În baza lucrărilor efectuate în cadrul CEC /122/, legea Ramberg-Osgood a demonstrat că interpretarea dată este foarte apropiată de comportarea reală a aliajelor de aluminiu. În afară de aceasta e importantă semnificația fizică a parametrilor din această relație B și n , care după /123/ pot fi exprimați sub forma

$$B = \frac{\sigma_{0,2}}{\sqrt[n]{0,002}} \quad (2.41)$$

Tab.2.1

		$\sigma_{0,2}/\sigma_{0,1}$	n'
lege liniară		2	1
SUTTER	clasa I	1,060	11,80
	clasa II	1,045	15,75
	clasa III	1,030	23,45
	clasa IV	1	∞
oel moale		1	∞

$$n = \frac{\ln 2}{\ln\left(\frac{\sigma_{0,2}}{\sigma_{0,1}}\right)} \quad (2.42)$$

care la aliajele cu caracteristicile mecanice $\sigma_{0,2}$ și $\sigma_{0,1}$ se determină experimental. La valoarea lui E , chiar dacă inițial e determinată experimental, parametrul B și n /113/ definesc univoc curba (2.32).

Principalul inconvenient al legii Ramberg-Osgood rezidă în faptul că e implicită în termenii lui σ . /124/.

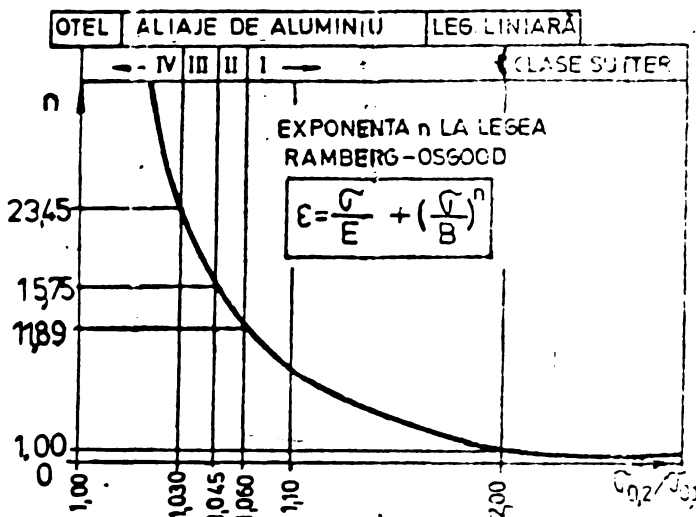


Fig.2.12

O relație de tipul $\sigma = \sigma(\epsilon)$, similară cu relația (1) și avînd satisfăcute cerințele generale, nu va putea conduce decît cu greu la o expresie unică,

care să reproducă fidel comportarea inelastică a materialului în planul σ - ϵ . Pentru ca o asemenea relație să fie utilizabilă în practică, trebuie să se bazeze pe date experimentale convenționale ca $\sigma_{0,1}$; $\sigma_{0,2}$ și E .

În acest scop s-au individualizat pentru material trei intervale de comportare caracteristice, definite după cum urmează:

- a prima porțiune ($0 < \sigma < \sigma_p$; $0 < \epsilon < \epsilon_p$)
- a doua porțiune ($\sigma_p < \sigma < \sigma_e$; $\epsilon_p < \epsilon < \epsilon_e$)
- a treia porțiune ($\sigma > \sigma_e$; $\epsilon > \epsilon_e$) Fig.(2.13).

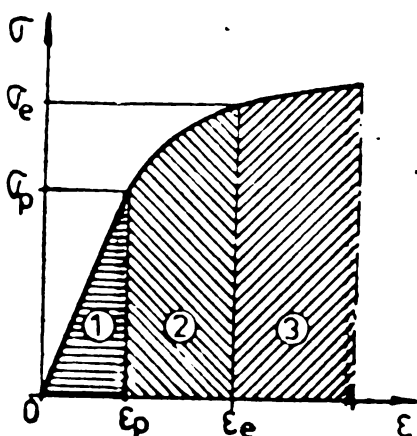


Fig.2.13

Prima porțiune liniară, este limitată la partea superioară prin valoarea limitei de proporționalitate σ_p care se definește în concordanță cu o deformare remanentă ϵ_{rp} de cca 0,005%, inferioară limitei convenționale 0,02.

Valoarea σ poate fi exprimată în funcție de ϵ :

$$\sigma_p = \sigma_{0,2} \left[1 - \left(1 - \frac{\sigma_{0,1}}{\sigma_{0,2}} \right)^m \right] \quad (2.43)$$

la care corespunde

$$\epsilon_p = \frac{\sigma_p}{E} \quad (2.43')$$

Exponentul m care apare în (11) este în funcție de parametrul de întărire $\sigma_{0,2} / \sigma_{0,1}$ cu o relație de origine experimentală de tipul :

$$m = 2,30 - \frac{\sigma_{0,2}}{\sigma_{0,1}} 1,75 \quad (2.43'')$$

care poate fi corelat cu clasele lui Sutter pentru fiecare din ele fiind reprezentată valoarea sa medie Fig.(2.14).

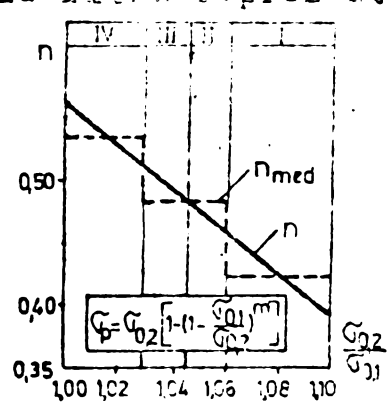


Fig. 2.14

A doua porțiune cu o slură caracteristică "cu cot", cuprinde domeniul valorilor de la σ_p la σ_e și aproape că coincide cu limita de curgere (elasticitate) convențională la 0,2% astfel :

$$\begin{aligned} \sigma_e &= \sigma_{0,2} \\ \epsilon_e &= 0,002 + \frac{\sigma_{0,2}}{E} \end{aligned} \quad (2.44)$$

A treia porțiune pornind de la punctul (σ_e, ϵ_e) se consideră constituită dintr-o curbă asimptotică cu o valoare a efortului unitar σ^* dinainte stabilită ; această curbă se extinde în zone de deformații de ordinul 1%, dincolo de care încetează domeniul ce interesează calculele de instabilitate ale structurii.

Considerând adimensionale eforturile unitare și deformațiile din curba $\sigma = \sigma(\epsilon)$ în raport cu (σ_p, ϵ_p) limita de proporționalitate, variabilele relației adimensionale $S = S(\eta)$ vor fi :

$$S = \frac{\sigma}{\sigma_p} ; \quad \eta = \frac{\epsilon}{\epsilon_p} \quad (2.45)$$

cu σ_p și ϵ_p avînd expresiile din (2.43) și (2.43').

Relațiile adimensionale $S - \eta$ în cele 3 porțiuni considerate se exprimă în felul următor Fig.(2.15)

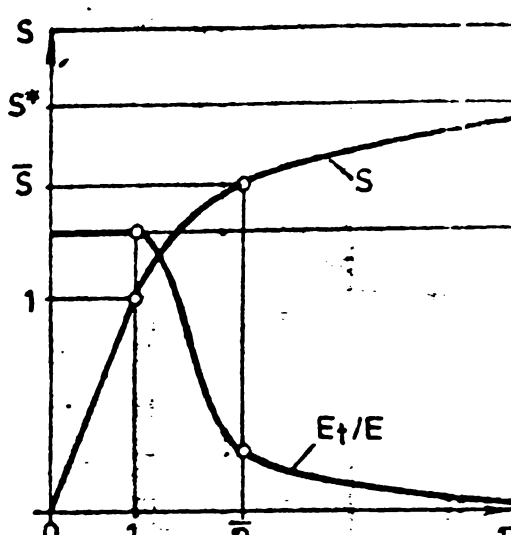
- prima porțiune ($0 < S < 1 ; 0 < \eta < 1$) (2.46)
 $S = \eta$

- a doua porțiune ($1 < S < \bar{S} ; 1 < \eta < \bar{\eta}$) (2.47)
 $S = \eta - s(\eta - 1)$

dat fiind că :

$$\begin{cases} \bar{S} = \frac{\sigma_e}{\sigma_p} = \left[1 - \left(1 - \frac{\sigma_{02}}{\sigma_{01}} \right)^m \right]^{-1} \\ \bar{\eta} = \frac{\epsilon_e}{\epsilon_p} = \left[1 + 0,002 \frac{E}{\sigma_{02}} \right] \left[1 - \left(1 - \frac{\sigma_{02}}{\sigma_{01}} \right)^m \right]^{-1} \end{cases} \quad (2.48)$$

În timp ce coeficienții semi-empirici α și a sînt :



$$\begin{cases} \alpha = \frac{1-\eta}{S-\eta} \left[1 - \sigma_{02} \left(1 - \frac{\sigma_{01}}{\sigma_{02}} \right) \right] \\ a = \frac{\eta - S}{(\bar{\eta} - 1)^\alpha} \end{cases} \quad (2.48')$$

cu σ_{02} exprimat în t cm^{-2}

- a treia porțiune

$$(\bar{S} < S < S^* ; \eta > \bar{\eta})$$

$$S = S^* - a \cdot e^{-\beta(\eta - \bar{\eta})} \quad (2.49)$$

Fig.2.15

fiind

$$\begin{cases} S^* = \bar{S} \left(\frac{\sigma_{02}}{\sigma_{01}} \right)^3 ; \\ b = S^* - \bar{S} = \bar{S} \left[\left(\frac{\sigma_{02}}{\sigma_{01}} \right)^3 - 1 \right] ; \\ \beta = \frac{\sigma_{02}}{b} \left(1 - \frac{\sigma_{01}}{\sigma_{02}} \right) ; \end{cases} \quad (2.49')$$

cu σ_{02} exprimat în t cm^{-2} .

Modulul tangent adimensional

$$\frac{E_t}{E} = \frac{dS}{d\eta} \quad (2.50)$$

va fi :

1 în prima porțiune

$1 - \alpha a (\eta - 1)^{\alpha-1}$ în a doua porțiune

și

$\beta a e^{-\beta(\eta - \bar{\eta})}$ în a treia porțiune.

Continuitatea curbei în punctele $(1,1)$ și $(\bar{\eta}, \bar{S})$ e garantată prin expresiile funcțiilor $S = s(\eta)$ (2.47) și (2.49) de asemenea prin primele lor derivate.

Mărimile S , S^* , b , β / σ_{02} depind numai de raportul $\sigma_{02} / \sigma_{01}$ și pot fi astfel asociate cu clasele lui Sutler (123).

Alura mărimilor a , α și b , β / σ_{02} , \bar{S} , S^* se prezintă în fig.6 și 7; cu aceste diagrame, aplicarea formulelor

2.48 și 2.49 se simplifică mult.

Pentru a prezenta modul de aplicare a legii propuse și comparația cu rezultatele experimentale interpretate prin relația Ramberg-Osgood, în cele ce urmează se trec în revistă câteva rezultate semnificative ale programului experimental pe bare din aliaje de aluminiu efectuate în cadrul Centrului Internațional de Dezvoltare a Aluminiului (CIDA la Universitatea din Liège /122/ Comisia 16 ECCS.

În Tab.2.2 sînt prezentate probele livrate de țările participante, pentru încercări, iar în Tab.2.3 compoziția aliajelor încercate.

Tab. 2.2.

T A R A	Belgia	Franta	Italia	Nor- vegia	Suedia	Elveția livrări	
Tip de profil și dim. secți- unii	Teavă 95x4	I 140x140	Teavă 80x4	Teavă 90x4,5	I 100x100	I 216x102	Teavă 90x5
Desemna- rea ISO a alia- jului	AlZ ₅ Mg1	AlMg4,5	AlMg2,5	AlSi1Mg	AlMgSi	AlZ ₅ Mg1	AlSi1Mg
Număr de tronsoa- ne scurte	12	12	12	10	12	2x12	12
Număr de bare pt. încerc- ări de flă- mări	5	9+1	3	8+4	-	3x8+4	8
Numărul și lun- gimes epruve- telor	3x6000 mm	6x6000 mm	10x1000 mm	4x6000 mm	16x450 mm 1x600 mm	12x300 3x645 8x1070 8x1360 8x1000 6x300 mm	120x3000 1x600 8x1520 mm

Tab.2.3.

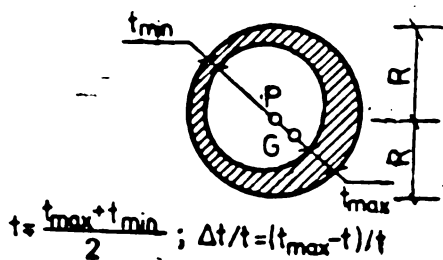
Proveniența epruvei		Si	Fe	Cu	Mn	Mg	Cr	Ti	Zn
Franta	I	0,16	0,35	0,04	0,43	4,08	0,15	0,03	-
Elveția	I	0,18	0,28	-	0,39	1,16	0,21	0,01	4,18
Belgia	0	0,10	0,26	-	0,18	1,07	0,13	0,01	4,73
Italia	0	0,16	0,28	0,02	0,30	2,49	0,02	0,02	-
Norvegia	0	1,07	0,18	0,02	0,51	0,88	-	0,01	-
Elveția	0	1,17	0,25	0,02	0,38	0,90	-	0,01	-
Elveția	I	0,93	0,31	0,04	0,70	0,69	0,01	0,02	-

Au fost efectuate încercări referitoare la :

- determinări preliminare ale dimensiunilor și imperfecțiunilor geometrice pe probe cu lungime L până la 230 cm, au dat valori f/L sub $1/1000$ /122/. Normele naționale dau toleranțe pentru liniaritate de la $1/500$ la $1/1000$ sau mai mici, așa că în calculele Comitetului 16 ECES (Structuri din aliaje de aluminiu) pentru curbele de flambaj, s-a considerat o curbă inițială sinusoidală cu raportul $f/L = 1/1000$ /99/120/ /122/125/.

Problema secțiunii transversale la profilele extrudate din aliaje de aluminiu prezintă deosebiri față de oțel, metodele de extrudare permițând o varietate mare de forme care sporesc rigiditatea elementelor, dar cauzează dificultăți în calculul influenței formei asupra flambajului. Studiile au arătat că influența formei poate fi neglijată la elementele cu secțiune transversală cu simetrie perfectă sub 5% dar trebuie luată în considerare la secțiuni nesimetrice (T,U...) conducând la pierderi de rezistență până la 12% sau secțiuni goale imperfecte. Determinările pe epruvete au arătat că dimensiunile secțiunii transversale (înălțime, lățime, grosime) ale profilelor extrudate sînt riguroase, cu excepția țevilor. Prescripțiile naționale admit o toleranță medie de 1% cu privire la dimensiunile generale (înălțime, lățime, diametru) și 5% la grosimea peretelui secțiunilor deschise, ceea ce conduce la aceeași reducere a capacității de rezistență. Aceste imperfecțiuni se neglijează cu excepția țevilor /120/122/.

Din cauza proceselor de uzinare, grosimea peretelui profilelor tubulare obținute prin extrudare nu este constantă, pe secțiunea transversală aparînd un defect de tip excentricitate măsurat prin raportul $\Delta t/t$ și abatere maximă Δt a grosimii reale față de grosimea medie (Fig. 2.16). Nor-



$$t = \frac{t_{\max} + t_{\min}}{2}; \Delta t/t = (t_{\max} - t)/t$$

Fig. 2.16:

O consecință importantă este că acest defect special produce o excentricitate inițială a sarcinii aplicate care trebuie însumată la curbura inițială; aceasta provoacă un caz de flambaj mai periculos; s-a observat pierderi de rezistență până la 13% la țevi circulare și până la 16% la

chesoane cu secțiune pătrată. Comisia 16 a hotărât să ia în considerare o excentricitate inițială de 10% pentru toate elementele din aliaje de aluminiu extrudate tubulare /120/122/.

- În urma încercărilor de tracțiune, aliajele de aluminiu, funcție de compoziția chimică, tratamentul termic și gradul de ecrusare la rece, au dat proprietăți diferite, ceea ce face ca aliajele de aluminiu să nu pot fi considerate ca un singur material, ci ca o familie de materiale având curba efort unitar - deformație variabilă. S-au făcut diferite propuneri pentru definiția analitică a curbei efort unitar - deformație a materialului care prezintă întărire prin deformație elasto-plastică, cum ar fi curba bilineară, triliniară /99/126/, curba continuă din trei părți discutată anterior.

Legea Ramberg-Osgood este comodă pentru aliajele de aluminiu sub forma

$$\varepsilon = \frac{\sigma}{E} + 0,002 \left(\frac{\sigma}{\sigma_{0,2}} \right)^n \quad (2.51)$$

Rezultatele experimentale /122/ au arătat că legea Ramberg-Osgood se adaptează foarte bine la curbele experimentale și dă în plus avantajul că depinde de parametrii definiți din valorile experimentale ale unei simple încercări de întindere ($E, \sigma_{0,1}, \sigma_{0,2}$) Fig.(2.17).

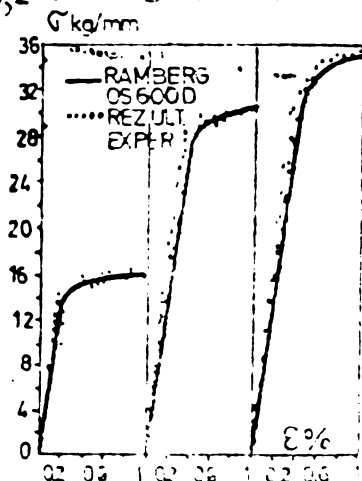


Fig. 2.17

Fig.(2.17) prezintă o comparație între această lege și valorile experimentale. Legea Ramberg-Osgood reprezintă o limită inferioară a rezultatelor experimentale, deoarece s-a admis valoarea redusă a modului lui Young ($E = 700.000 \text{ daN/cm}^2$).

- Curba $\sigma - \varepsilon$ experimentală, dată de încercarea la compresiune globală pe profile scurte, este reprezentativă pentru comportarea întregii secțiuni transversale, prin aceste incluzând indirect efectele imperfecțiunilor structurale. Pentru fiecare aliaj au fost efectuate 12 încercări de compresiune pe tronsoane scurte. S-au găsit trei legi Ramberg-Osgood pe fiecare din aceste curbe $\sigma - \varepsilon$, una la legea tensiunii medii (m) și celelalte două la limite încrederii superioare (S) 97,5% și inferioare (i) a șirurilor relevate. Calculul mediilor $\sigma^m(\varepsilon)$ și împrăștiilor $S(\varepsilon)$ a fost făcută la deformații constante. Fig.(2.18).

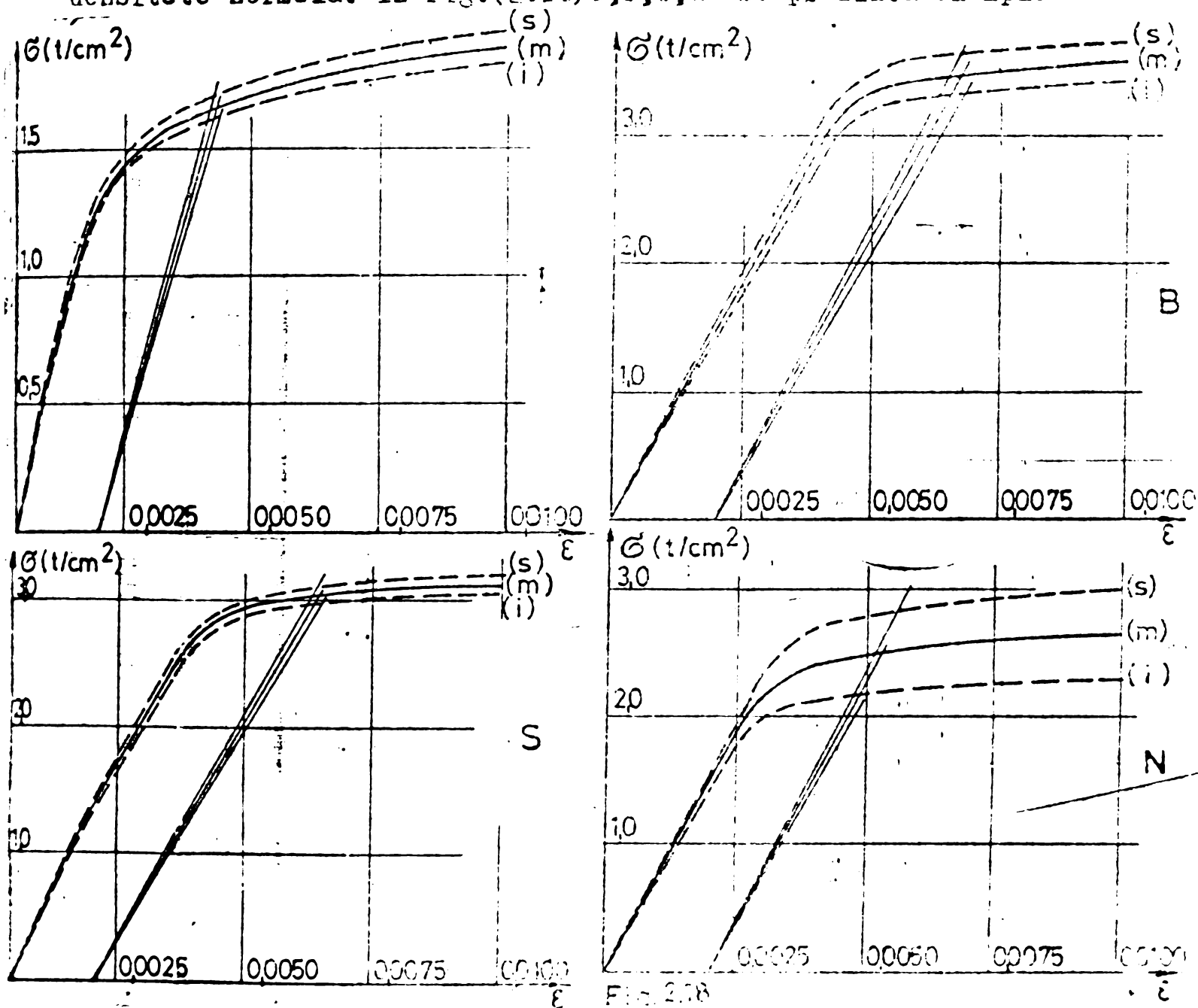
Ipoteza normalității densităților $\sigma_i(\varepsilon)$ a fost testată cu succes în mai multe reprize aplicând teoria dreptei lui Hertz

ry. Limitele de încredere sînt date prin

$$\sigma^{(s)}(\varepsilon) = \sigma^{(m)}(\varepsilon) + kS(\varepsilon)$$

$$\sigma^{(i)}(\varepsilon) = \sigma^{(n)}(\varepsilon) - kS(\varepsilon)$$

unde factorul k depinde de limita de siguranță aleasă (97,5%) și de mărimea eșantionului $G_i(\varepsilon)$ după legea lui Student Fischer de distribuire a micilor eșantioane rezultate dintr-o densitate normală. În Fig.(2.18) a, b, c, d se prezintă exemple



de curbe obținute pentru unele din aliajele studiate.

În studiile efectuate de către domnia sa, legea Ramberg-Osgood a fost adoptată pentru calculele de simulare pe calculator. Calculele pe ordinator definesc comportarea unei osse imperfecte pe toată lungimea introducerii sale sub sarcină și dau evoluția tuturor caracteristicilor osse: săgeți, curburi, tensiuni etc. cum le-ar face o experiență reală de laborator numindu-se din acest motiv "calculele de simulare". Metoda adoptată este în principiu cea expusă de Battarman și Johnston/127/.

In Fig.(2.19) a,b,c,d se dau curbele dimensionale de fleabaj

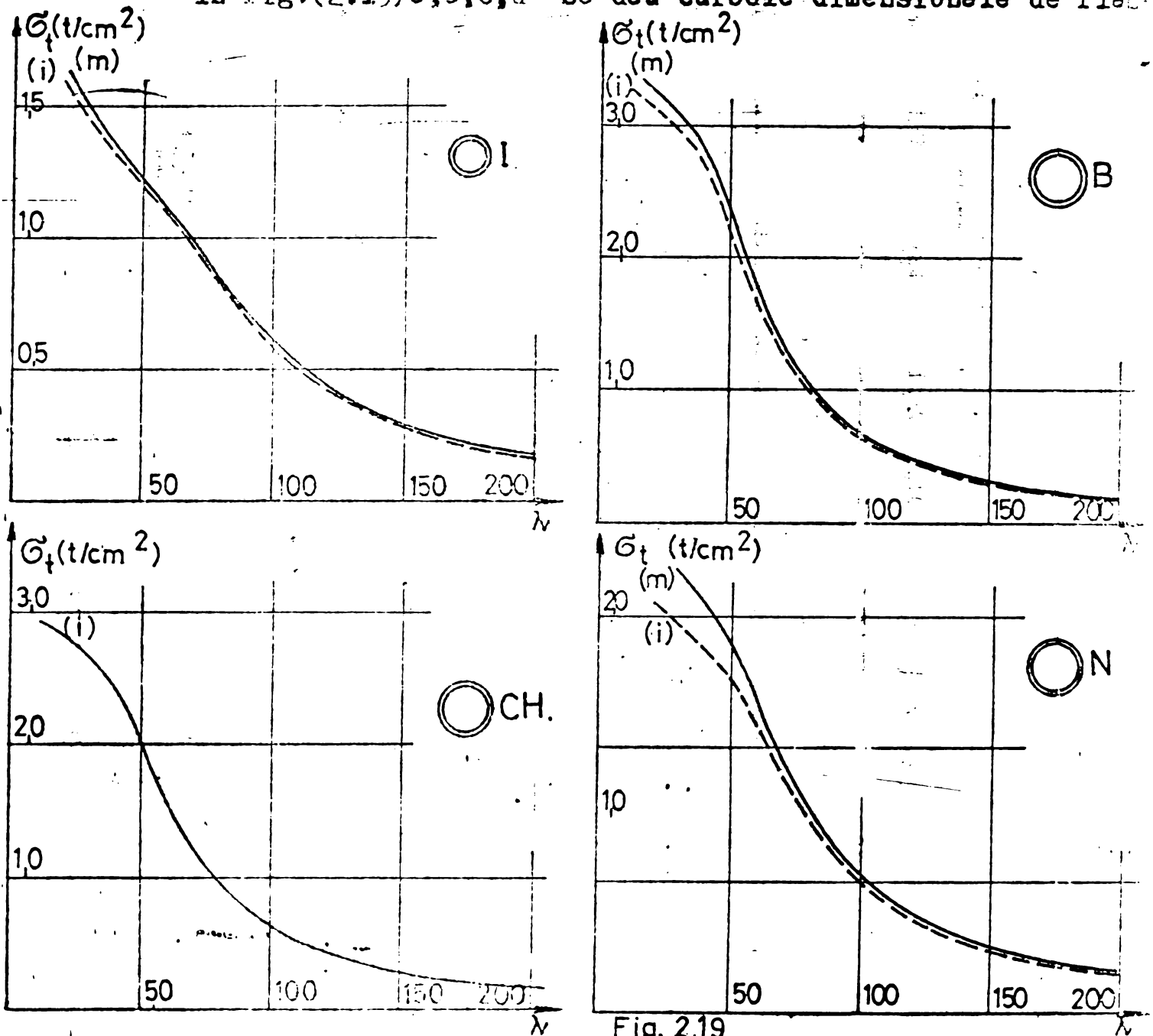


Fig. 2.19

baj stabilite prin simulare la calculul comparate cu cele obținute pe cale experimentală.

In Fig.(2.20;2.21) se prezintă comparativ curbele adimensionale de fleabaj.

Deoarece în general σ_{01} nu e dat în standarde, pentru calculul lui n din (2.42) s-au propus două formule aproximative, ambele considerând E și σ_{02} ca valori minime, garantate standard.

a) propunerea lui Steinhardt /99/ care consideră

$$n \equiv \sigma_{02} (\sigma_{02} \text{ în KN/cm}^2) \quad (2.52)$$

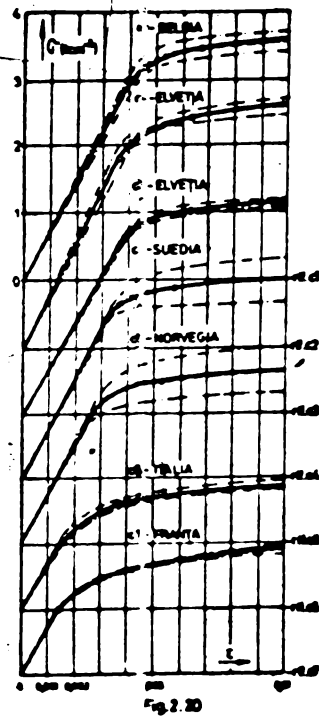


Fig. 2.20

b) propunerea lui Mazzolani /120/ unde n e dat de :

$$n = \frac{\ln 2}{\ln(1+KT)} \quad (2.53)$$

cu

$$T = \frac{\sigma_u - \sigma_{0,2}}{A} \cdot \frac{\sigma_u}{\sigma_{0,2}} \quad (\text{KN/cm}^2) \quad (2.54)$$

in care K este o constantă dimensională ($K = 0,028 \text{ cm}^2/\text{KN}$), σ_u este efortul unitar de rupere, A este alungirea procentuală la rupe-

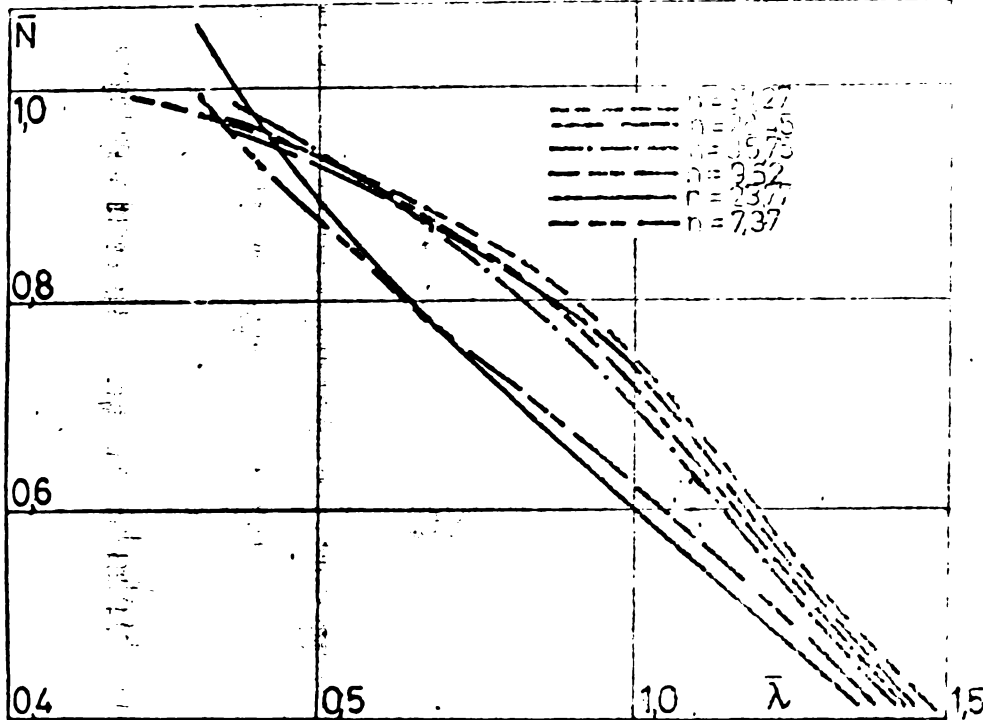


Fig. 2.21

calculele numerice de flambaj, deoarece sînt mai simple.

Din punct de vedere mecanic valorile obținute experimentel în urma încercărilor, au arătat că aliajele folosite în construcții pot fi clasificate în : 1^o aliaje netratate termic (de ex. Al Mg ; Al Mg Mn ... pentru care $\sigma_{0,2}$ variază în general de la 10 la 15 KN/cm^2) ; 2^o aliaje tratate termic (de ex. Al Si Mg ; Al Zn Mg ... pentru care $\sigma_{0,2}$ variază în general de la 20 la 30 KN/cm^2).

Diferența esențială între aceste două clase este comportarea la întărire prin deformare : aliajele din prima categorie prezintă un grad înalt de întărire prin deformare, iar cele din a doua clasă doar un grad redus. Această caracteristică tipică are o influență deosebită asupra comportării la flambaj și de aceea aceste categorii s-au folosit pentru trasarea curbelor de flambaj.

- În privința limitei de curgere la aliajele de aluminiu, aceasta se ia în mod convențional limita clasică ; $\sigma_{0,2}$ variază de la cca 10 la 30 KN/cm^2 în funcție de compoziția chimică a aliajului. Distribuția limitei de curgere pe secțiunea transversală a profilelor din Al extrudate este foarte uni-

ansală la rupe-
re. Ambele propu-
neri dsu
curbe efort
unitar-defor-
mație practic
egale și cores-
pond deosebit
de bine cu va-
lorile experi-
mentale /120/.
De aceea s-a
adoptat propu-
nerea a) pentru

formă și nu depinde riguros de procedul de uzinare, cum se întâmplă la profilele din oțel laminate la cald. Rezultatele experimentale /122/ arată că împrăștierea maxime se găsesc la valorile mici, care nu au un efect important în ce privește capacitatea de rezistență a elementelor comprimate, de aceea s-a hotărât ca aceste imperfecțiuni să se neglijeze.

Cum s-a mai arătat, pentru modulul lui Young, care variază între 680.000-750.000 daN/cm², la aliajele de aluminiu folosite în construcții s-a adoptat 700.000 daN/cm² /122/ (Sutler folosea 727.000 daN/cm² la curbele de flambaj teoretice).

Pentru a îndepărta o curbura inițială a produselor extrudate, acestea sînt supuse unei metode de întindere după extrudare, care deformează plastic materialul (1-3%) pînă ce curbura inițială a barei dispăre, astfel se produce relaxarea eforturilor unitare reziduale, dar se reduce capacitatea portantă la compresiune. S-a observat că pentru profile din același material, σ_{02} la întindere și la compresiune are valori diferite /122/ ceea ce calitativ se poate explica prin efectul Bauschinger cauzat de procedul de întindere la care au fost supuse barele. Momentan însă între concluziile studiilor conduse de F.Mazzolani și cele ale lui D.Terton apar contradicții /120/, de aceea problema se studiază în continuare iar practic F.Mazzolani consideră calitativ o compensare între două efecte de sens opus, relaxarea favorabilă a eforturilor unitare termice și influența nefavorabilă a efectului Bauschinger. Fig.(2.22).

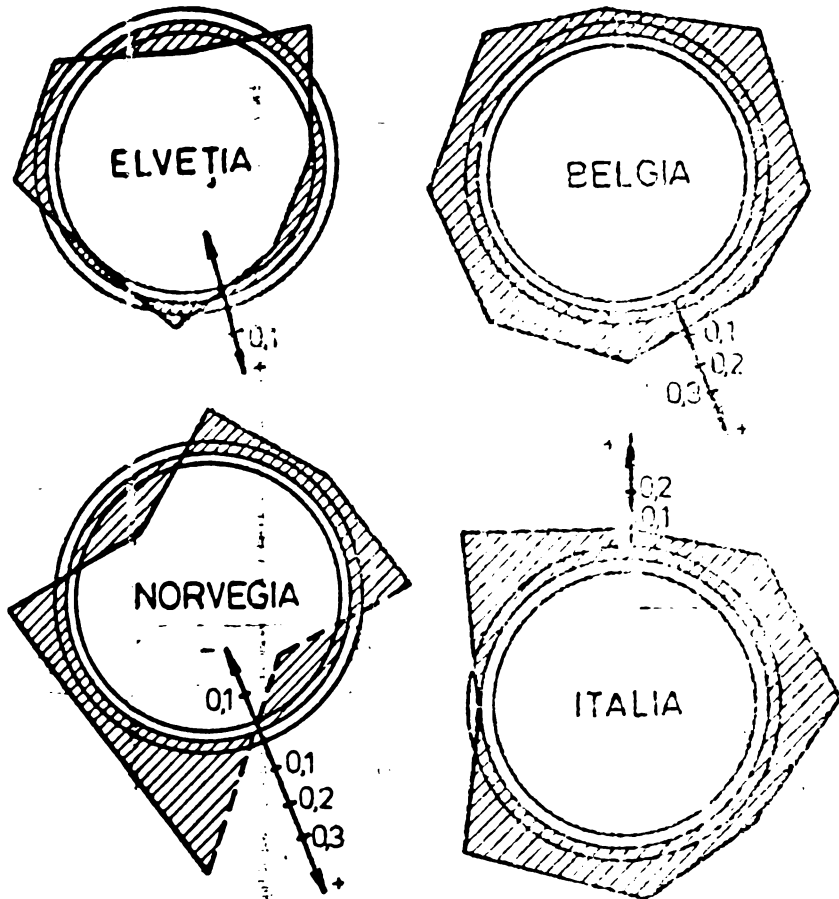
Bazați pe rezultatele experimentale obținute /120/122/ au ajuns la concluzia că reducerea rezistenței la flambaj datorită eforturilor unitare remanente nu este importantă și scade cu cît rezistența materialului crește, așa că se pot neglija eforturile unitare remanente la calculul curbelor de flambaj.

În urma unor cercetări mai recente, Acad.D.Meteescu, cu ajutorul modelării fotoelastice a efectului tensiunilor reziduale asupra flambajului profilelor I după axa minimă de inerție trage concluzia că în urma coeficienților de zveltețe mari, efectul tensiunilor reziduale poate fi neglijat, dar în zonele cu zveltețe mică acest efect nu mai este neglijabil. Fig.(2.23) /128/.

F.Mazzolani arată că dacă se reprezintă imperfecțiunile geometrice și structurale, sarcina critică la barele din alia-

sele de aluminiu comprimate [123] poate fi exprimată după cum urmează :

$$\sigma_{cr} = \frac{\pi^2 E_{tm}}{\lambda^2} \quad (2.55)$$



unde E_{tm} modulul tangențial mediu al întregii secțiuni transversale obținut din curba $\sigma - \epsilon$ la compresiune globală ; λ coeficientul de zveltete.

Prin analogie cu procedeul de la oțel se definesc pentru sarcina critică și coeficientul de zveltete următoarele mărimi adimensionale :

Fig. 2.22. Exemple de tensiuni reziduale la țevi

$$\bar{N} = \frac{\sigma}{\sigma_{02}} \quad \text{și} \quad \bar{\lambda} = \frac{\lambda}{\lambda_0} \quad (2.56)$$

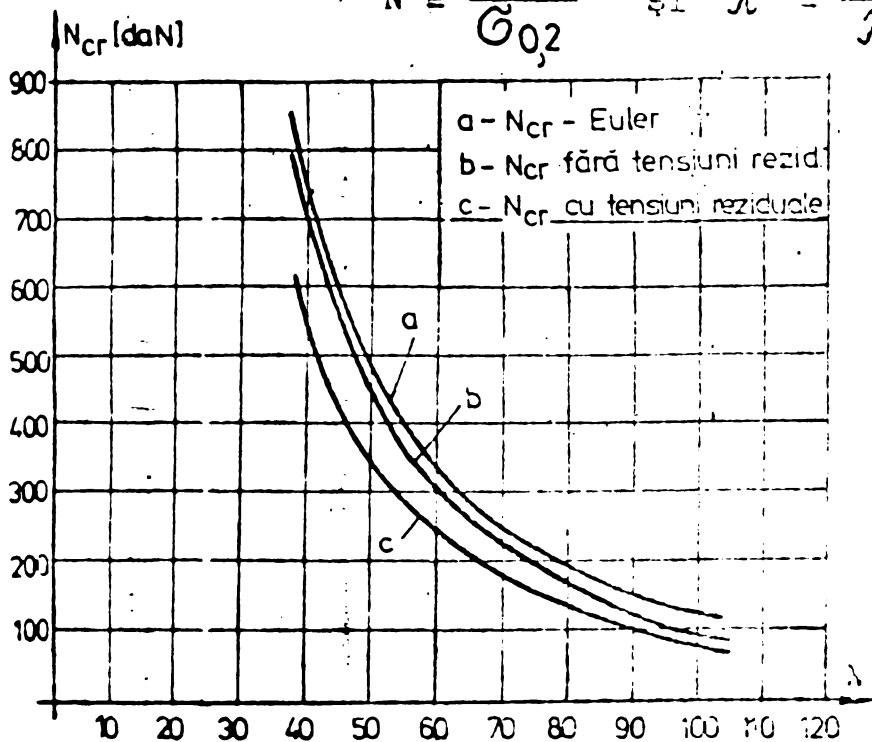


Fig. 2.23

vă pentru curba $\sigma - \epsilon$ la compresiune globală, expresia lui E_{tm} din (2.58) poate fi dedusă ca derivata de ordinul I din (2.32)

$$\frac{dE}{d\sigma} = \frac{1}{E} + n \frac{\sigma^{n-1}}{3^n} \quad (2.59)$$

unde

$$\lambda_0 = \pi \sqrt{\frac{E}{\sigma_{02}}} \quad (2.57)$$

cu relațiile (2.56) și (2.57) formula (2.55) capătă formă adimensională

$$= \frac{\sigma_{02}}{E} \cdot \frac{1}{\bar{\lambda}^2} \quad (2.58)$$

Pe baza considerațiilor făcute anterior, dacă relația Ramberg-Osgood se admite reprezentati-

de unde

$$E_{tm} = \frac{d\sigma}{d\varepsilon} = \frac{EB^n}{B^n + n\sigma^{n-1}E} \quad (2.60)$$

referindu-ne la (2.41);(2.42), termenul B^n este :

$$B^n = \frac{\sigma_{0,2}^n}{0,002} \quad (2.61)$$

pentru care avem:

$$\frac{E_{tm}}{E} = \frac{1}{1 + \frac{0,002}{\sigma_{0,2}} n E \left(\frac{\sigma}{\sigma_{0,2}}\right)^{n-1}} \quad (2.62)$$

iar pentru (2.56) și (2.57)

$$\frac{E_{tm}}{E} = \frac{1}{1 + \frac{0,002}{\pi^2} n \lambda_0^2 \bar{N}^{n-1}} \quad (2.53)$$

Inlocuind (2.63) în (2.58) relația critică devine :

$$\bar{\lambda}^2 = \frac{1}{\bar{N} + \frac{0,002}{\pi^2} n \lambda_0^2 \bar{N}^n} \quad (2.64)$$

sau simplificat

$$\bar{\lambda}^2 = \frac{1}{\bar{N} + u K \bar{N}^n} \quad (2.65)$$

considerând că

$$K = \frac{0,002}{\pi^2} \lambda_0^2 = \frac{1}{500} \cdot \frac{E}{\sigma_{0,2}} \quad (2.66)$$

Prin exprimarea adimensională a instabilității barei de aluminiu (2.65) se corelează sarcina critică N cu coeficientul de zveltote $\bar{\lambda}$ cu parametrii n și K dând naștere unei familii duble de curbe în funcție de acești parametri. Parametrul n depinde de factorul de întărire $\sigma_{0,2} / \sigma_0$ și se poate astfel corela cu clasele lui Lutter, iar parametrul K din (2.66) depinde de raportul $E / \sigma_{0,2}$, ceea ce face ca clasificarea materialului în raport cu comportarea critică să devină mai complexă. Pentru $K = 1$, influența valorii lui n asupra curbei $\bar{N} - \bar{\lambda}$ este prezentată în Fig.(2.24). Alura curbei se modifică pe măsură ce n crește (de la 2 la 40) în mod mai pronunțat pentru valorile mici ($n < 10$) și aproape neglijabil pentru valorile mari ($n > 20$).

Pentru parametrul K , în raport cu relația obținută pentru aluminiu și aplicată obișnuit în practica construcțiilor

pot fi definite următoarele întotdeauna de variabile :

$K = 0,7 - 1,6$ pentru aliaje de oțel tratate termic

$K = 0,4 - 1$ pentru aliaje de aluminiu tratate termic.

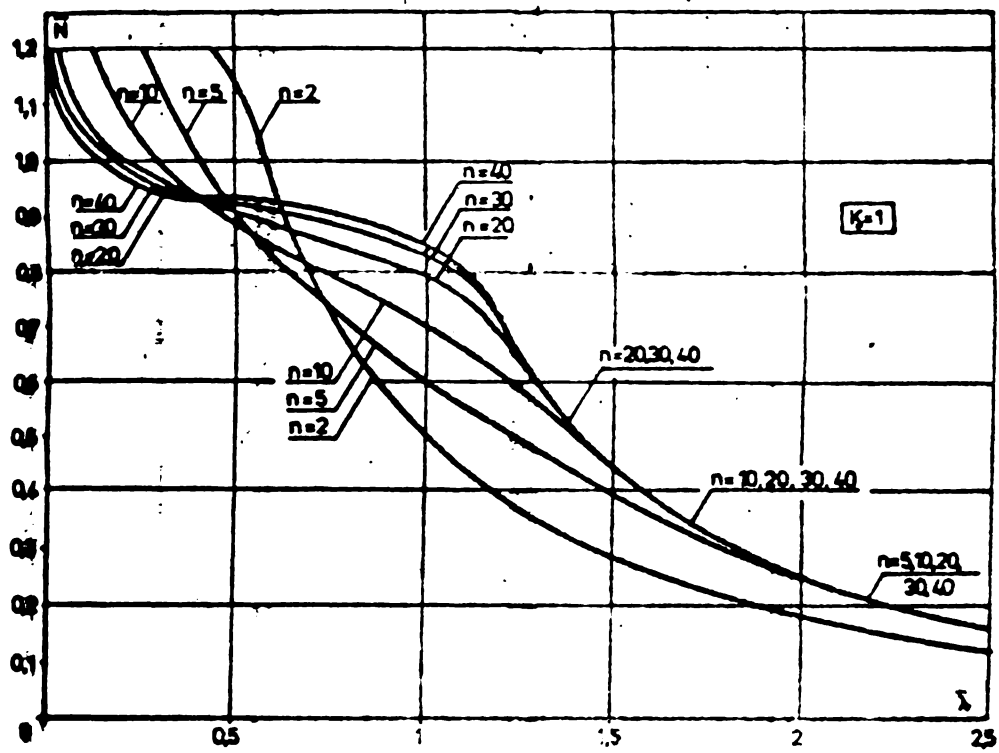


Fig. 2.24

Influența parametrului K asupra curbei $\bar{N} - \bar{\lambda}$ e arătată în Fig.(2.25) pentru $n = 8$ și 10 cu $K = 0,75 - 1,6$ și pentru $n = 20$ și 40 cu $K = 0,4$ și 1 .

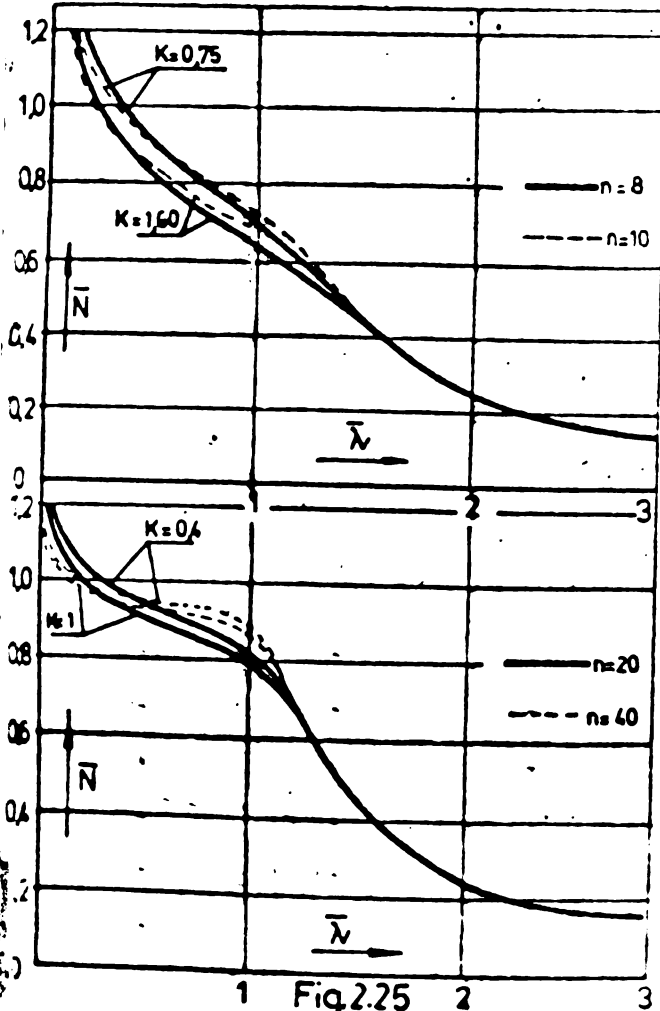


Fig. 2.25

Derivatele curbei în raport cu K se manifestă pentru valori $\bar{\lambda} \leq 1,5$ și în mod deosebit funcție de valorile n , crescând pe măsură ce influența lui K scade, pentru $\bar{\lambda} > 1,5$ cei doi parametri n și K nu au nici o influență asupra alurii curbei.

După cum o arată exemplul de mai sus, precizarea curbei adimensională $\bar{N} - \bar{\lambda}$ pentru aliajele de aluminiu va fi cu mult mai dificilă decât la oțeluri, datorită influenței simultane a 4 mărimi, cum s-a mai spus.

$$G_{02} = \frac{G_{02}}{G_{01}} ; \frac{E}{G_{02}}$$

C.Massonet și S.Frey prezintă o colaborare între curba criti-

că teoretică și cea semiexperimentală. Pentru barele din aliaje de aluminiu cuprinse în Tab. 2.2 ; 2.3, se face comparația între aplicația lui (2.65) și curba critică /122/ semiexperimentală obținută prin simulare la calculatorul electronic, în urma încercărilor descrise în /122/.

Curba critică semiexperimentală, s-a calculat admitând pentru material limita inferioară a curbei $\sigma - \varepsilon$ la compresiune globală din Fig.2.20 dată de relația Ramberg-Osgood, exprimată prin valorile inferioare ale mărimilor $\sigma_{0,2}$; E ; B și n din Tab.2.4. Limita de elasticitate $\sigma_{0,2}$ este considerată constantă pe secțiunea transversală a profilului și

Tab. 2.4.

Profil	Țara	$\sigma_{0,2}$ (t/cm ²)		E (t/cm ²)		B (t/cm ²)		n	
		med.	inf.	med.	inf.	med.	inf.	med.	inf.
dublu T	Franța	1,604	1,591	717,1	676,6	3,489	3,218	7,997	8,821
	Elveția	3,420	3,331	773,5	719,8	4,424	4,030	24,15	32,59
	Suedia	2,378	2,605	751,4	728,6	3,547	2,905	29,70	57,03
țevi	Italia	1,660	1,618	706,2	681,5	3,045	2,857	10,24	10,93
	Belgia	3,470	3,324	735,7	697,3	4,128	3,915	35,78	37,98
	Elveția	3,049	2,985	686,1	664,6	3,765	3,660	29,45	30,47
	Norvegia	2,499	2,182	761,0	729,2	3,412	2,833	19,94	23,79

s-au trasat eforturi unitare reziduale. Săgețile inițiale au fost admise în domeniul $1/1000$ L. Curbele teoretice, exprimate prin (2.65), se bazează pe valorile mărimilor ce caracterizează, prin legea Ramberg-Osgood, comportarea la limita inferioară a curbei $\sigma - \varepsilon$ la compresiune globală, fiind redte în Tab.2.5, împreună cu valorile K, evaluate din (2.66). Curba teoretică nu ține seama de imperfecțiunile geometrice, dar ține

Tab. 2.5.

Profil	Țara	$\sigma_{0,2}$ (inf)	E (inf)	B (inf)	E/ $\sigma_{0,2}$ (inf)	K (inf)
dublu T	Franța	1,591	676,6	8,821	425,267	0,85
	Elveția	3,331	719,8	32,59	216,091	0,43
	Suedia	2,605	728,6	57,03	279,693	0,56
țevi	Italia	1,618	681,5	10,93	421,199	0,84
	Belgia	3,324	697,3	37,98	209,777	0,42
	Elveția	2,985	664,6	30,47	222,646	0,44

cont indirect, ce s-a făcut experimentală de imperfecțiunile

structurale, prin modulul tangent mediu E_{tm} corespunzător celor simulate prin curba experimentală la compresiune globală.

Comparația se prezintă în Fig.(2.26) unde curbele experimentale sînt trasate cu linie continuă, cele teoretice cu linie întreruptă. După cum era de așteptat,

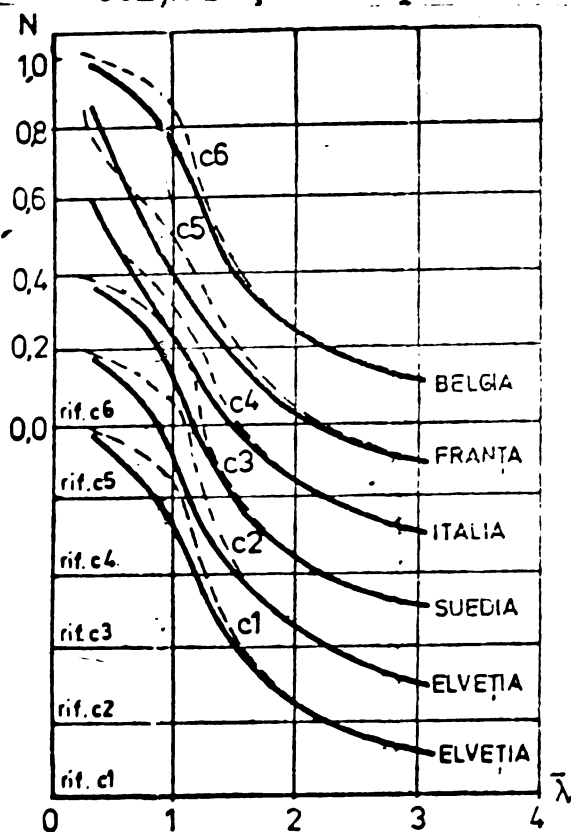


Fig.2.26

curbele teoretice sînt mai puțin conservative, iar abaterea pentru fiecare pereche de curbe, este în principiu reprezentativă pentru rolul exercitat de săgeata inițială asupra fenomenului critic. Mărimea deosebiri între cele două curbe este maximă în jur de $\bar{\lambda} = 1$, de unde se recunoaște că imperfecțiunile geometrice au un rol de importanță majoră, exercitînd un efect nefavorabil în zona comportării elastico-plastice, în timp

ce au un efect neglijabil în zonele cu comportare cvasi-elastică ($\bar{\lambda} > 2$).

Comparația a confirmat existența a două aluri tipice : cea a materialelor netratate termic (profilele italiene și franceze cu $n < 10$) și cea a materialelor supuse la tratamente termice (profile belgiene, suedeze, elvețiene cu $n > 30$).

Comisia 16, luînd în considerare următoarele :

- împrăștierea curbelor de la cea mai bună, la cea mai nefavorabilă ;

- numeroșii parametri implicați, cum sînt curbele $\sigma - \epsilon$, limitele de curgere, formele secțiunilor transversale ;

- faptul că trebuie acordat tot mai mult atenție aliajelor de aluminiu folosite curent în practica inginerescă ;

- că alegerea cea mai bună este cea a unui număr cît mai mic de curbe de flambaj ;

- a stabilit trei curbe de flambaj adimensionale a, b, c, permițînd să se acopere toate elementele din aliaje de aluminiu extrudate, atîta timp cît limita de curgere garantată este mai mare sau egală cu 10 KN/cm^2 . Aceste curbe sînt prezentate în Fig.(2.27), în formă adimensională $\bar{N} - \bar{\lambda}$ și sînt limitate la $\bar{N} < 1$, deși trebuie să se atîngă o rezistență mai mare pentru coeficienți de zveltate mai mici din cauza întăririi prin deformare a aluminiului.

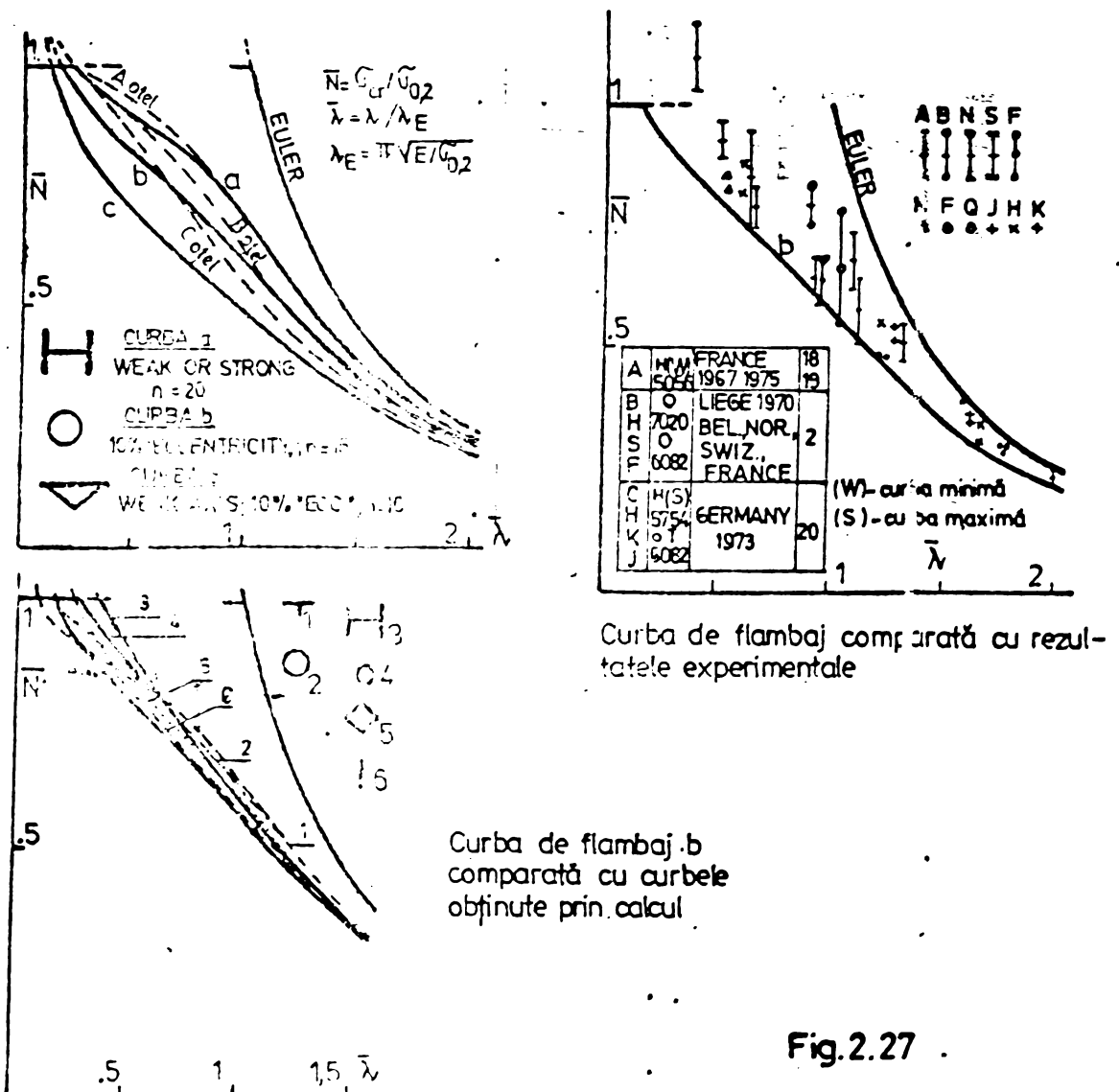


Fig.2.27

Cele trei curbe s-au calculat cu următoarele date :

- curba a : pentru profil duolu t cu $n = 20$ în ecuația (2.66) (cazul cel mai nefavorabil) ;
- curba b : pentru secțiuni tubulare rotunde, excentricitatea 10%, $n = 16$ în (2.66) ;
- curba c : pentru secțiuni triunghiulare goale, excentricitatea 10% , $n = 10$ în ecuația (2.66).

Comparație cu curbele calculate este pur numerică, curbele pot fi calculate cu orice formă de secțiune transversală și orice material ; caracteristicile materialelor au fost luate pe baza încercărilor pe bare scurte /122/ (material "real") sau alege simplu fiind o valoare pentru $\sigma_{02} = n$ în legea (2.66) (material "ideal"). In Fig.(2.27) se constată concordanța excelentă între curbele propuse a,b,c și curbele calculate.

Mai recent J.Rondal și R.Maquoi studiază posibilitatea îmbunătățirii și simplificării curbelor europene de flambaj pentru aliajele de aluminiu.

Curbele de flambaj a barelor industriale din aliaje de

aluminiu propuse de CECM sînt tratate la fel ca în Fig.(2.8)..

Din comparația cu curbele obținute pentru oțel s-a constatat că în regiunile de zveltețe mijlocie și mică, tipul de material influențează puternic forma curbelor de flambaj care se admit indiferent la bara perfectă sau afectată de imperfecțiuni industriale. Se prezintă formularea lui Ayrton și Perry care reia în 1886 modelul lui Young și arată că curbura inițială poate fi considerată ca o "imperfecțiune geometrică generală". Adoptînd ca criteriu de cedare atingerea limitei elastice într-un punct, modelul lui Young ia deci forma : (2.16) cu propunerea lui Robertson de a-i da lui η valoarea (2.17) și introducerea noțiunii de "imperfecțiune generalizată".

Sub formă adimensională, formula lui Ayrton-Perry se scrie:

$$(1 - N)(1 - \bar{N} \bar{\lambda}^2) = \eta \bar{N} \quad (2.67)$$

unde \bar{N} este coeficientul de reducere la flambaj și $\bar{\lambda}$ zveltețea redusă.

Diverse propuneri pot fi formulate pentru reprezentarea imperfecțiunii generalizate η . În /110/128/ autorii au arătat că expresiile

$$\eta_1 = \alpha_1 (\bar{\lambda} - \bar{\lambda}_0) \quad (2.68)$$

$$\eta_2 = \alpha_2 \sqrt{\bar{\lambda}^2 - \bar{\lambda}_0^2} \quad (2.69)$$

permit o reprezentare foarte satisfăcătoare a curbelor de flambaj a barelor industriale.

Acaste propuneri conduc la curbe cu alură apropiată cu excepție zonei cu zvelteți mici. Propunerea (2.68) conduce de fapt la curbe cu pantă mai mică decît propunerea (2.69) în apropierea lui $\bar{\lambda}_0$ (zveltețea redusă, dedesubtul căreia valorile lui N sînt plefonate cu $N = 1$).

În Fig.(2.28) sînt date curbele de flambaj obținute pentru $\bar{\lambda}_0 = 0,2$ și $\alpha = 0,281$ cu expresiile (2.68) și (2.69).

Rezultă clar din compararea Fig.(2.8) și (2.28) că expresia η_1 este mai reprezentativă pentru comportarea materialelor de tip 1 (oțel), în timp ce expresia η_2 convine mai bine pentru materialul de tip 2 (aluminiu). În cele două cazuri coeficienții trebuie să fie determinați pentru a furniza precizii optime în raport cu tabelele numerice publicate de CECM. La ora actuală singurele recomandări de calcul la flambaj a barelor din aliaje de aluminiu baze pe concepțiile moderne de luare în considerare a imperfecțiunilor, sînt cele publica-

INSTITUTUL POLITEHNIC
BUCUREȘTI
CENTRALĂ

te de CECM /132/.

Pentru aluminiu este preferabil să se adopte expresia

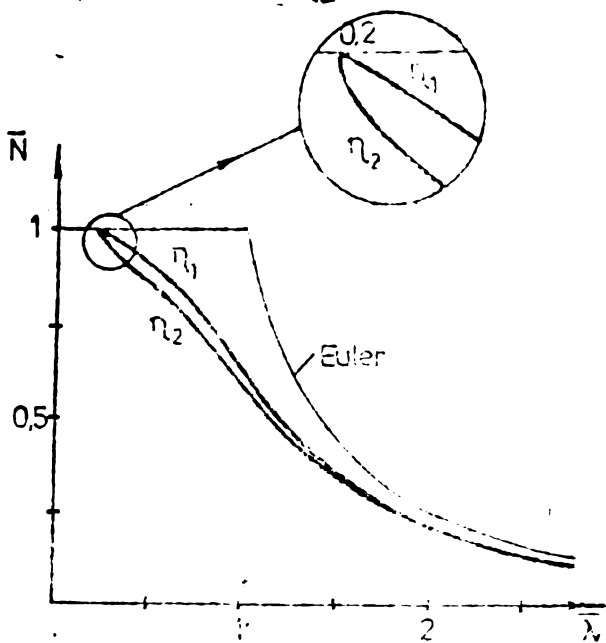


Fig.2.28

(2.69) care conduce la o pen-
tă în $\bar{\lambda}_0$ mult mai pronunțată
ca expresia (2.68). Totodată
calculule numerice arată că,
dacă formula Ayrton-Perry și
expresia (2.69), conduc la o
precizie satisfăcătoare pen-
tru curba a Fig.(2.8), nu
este la fel pentru curbele
b și c. Un termen suplemen-
tar a fost adăugat la formula
Ayrton-Perry care, pentru
aliajele de aluminiu și țînifer

cont de expresia (2.69) se prezintă de acum înainte sub forma

$$\bar{N} = \frac{1 + \alpha \sqrt{\bar{\lambda}^2 - \bar{\lambda}_0^2 + \bar{\lambda}^2}}{2\bar{\lambda}^2} - \frac{1}{2\bar{\lambda}^2} \sqrt{(1 + \alpha \sqrt{\bar{\lambda}^2 - \bar{\lambda}_0^2 + \bar{\lambda}^2})^2 - 4\bar{\lambda}^2 - \beta \sqrt{\bar{\lambda}^2 - \bar{\lambda}_0^2} (\mu - \bar{\lambda})^2} \quad (2.70)$$

sau în mod echivalent sub forma :

$$\bar{N} = \frac{1 + \alpha \sqrt{\bar{\lambda}^2 - \bar{\lambda}_0^2 + \bar{\lambda}^2} \left[1 - 2\beta \sqrt{\bar{\lambda}^2 - \bar{\lambda}_0^2} (\mu - \bar{\lambda})^2 \right]}{2\bar{\lambda}^2} - \frac{1}{2\bar{\lambda}^2} \sqrt{(1 + \alpha \sqrt{\bar{\lambda}^2 - \bar{\lambda}_0^2 + \bar{\lambda}^2} - 4\bar{\lambda}^2)} \quad (2.71)$$

Această a doua expresie adoptată de Comisia 16 "Structuri din
aliaje de aluminiu" CECM pentru recomandările sale relativ la
calculul structurilor din aliaje de aluminiu, face să intervi-
nă diverși parametri care la curba de flambaj considerată iau
valorile din Tab.2.6. Precizia acestei formule este excelentă
cum rezultă din Tab.2.7.

Tab.2.6.

CECM Aluminiu			
Curba	a	b	c
$\bar{\lambda}_0$	0,1126	0,1078	0,1266
α	0,159	0,142	0,440
β	0,085	0,122	0,188
μ	1,1	1,4	1,5
γ	0,966	1,475	1,570

Tab.2.7.

Curba	Diferența maximă % (= 4,0)
a	-0,82 (= 3,9) +1,17 (= 0,3)
b	-0,44 (= 1,5) +1,67 (= 3,0)
c	-2,61 (= 1,5) -3,49 (= 1,0)

P. Deronteil /130/ critică formularea curbelor europene de flambaj și propunerile lui Maquai și Rondal, pretinzând o formă mai convenabilă cea propusă de Strigl /132/ pentru revizuirea normei DIN 4114, considerând-o mai simplă, mai eficientă și cu posibilități sporite de programare pentru calculator.

În /131/ Rondal propune o formulare simplificată a curbelor europene de flambaj pentru barele din aliaje de aluminiu.

Consideră că în relația (2.69) rescrisă sub forma

$$\eta_2 = B \sqrt{\bar{\lambda}^2 - \bar{\lambda}_0^2} \quad (2.69')$$

pentru barele din aliaje de aluminiu nu se poate atinge o precizie satisfăcătoare dând lui B o valoare constantă.

În /133/ același autor a propus o formulă conținând patru parametri din care unul ia o valoare nulă pornind de la o anumită zveltețe, care dă o precizie excelentă dar are o utilizare greoaie. Această formulare a fost adoptată cu ocazia redactării primei ediții a Recomandărilor europene pentru structurile din aliaje de aluminiu /134/.

O formulare mult mai simplă, cu o precizie satisfăcătoare se obține adoptând propunerea lui Strigl /132/ pentru barele din oțel în formula (2.69')

$$B = \alpha (\beta - \bar{\lambda}) \quad (2.72)$$

unde α și β iau valori numerice variabile doar la curba de flambaj considerată ("a" sau "b").

Nouă formulare propusă ținând cont de relațiile (2.69') și (2.72) ecuația curbelor de flambaj, pusă sub formă direct utilizabilă, se scrie :

- pentru $0 \leq \bar{\lambda} \leq \bar{\lambda}_0$

$$\bar{N} = 1 ;$$

- pentru $\bar{\lambda} > \bar{\lambda}_0$

$$\bar{N} = \frac{1}{2\bar{\lambda}^2} \left\{ \left[1 + \alpha(\beta - \bar{\lambda}) \sqrt{\bar{\lambda}^2 - \bar{\lambda}_0^2} + \bar{\lambda} \right] - \sqrt{\left[1 + \alpha(\beta - \bar{\lambda}) \sqrt{\bar{\lambda}^2 - \bar{\lambda}_0^2} + \bar{\lambda} \right]^2 - 4\bar{\lambda}^2} \right\} \quad (2.73)$$

cu parametri Tab.(2.8).

Tabel 2.8.

Formula 2.73 dă pentru curba "a" o precizie de 1-2%. Pentru curba "b" precizia este de ordinul 2% pînă la o

Parametrul	Curba "a"	Curba "b"
$\bar{\lambda}_0$	0,2226	0,1876
α	0,02	0,12
β	9,6	3,6

zveltețe redusă de $\sim \bar{\lambda} = 2,5$ și se degradează ușor pentru zvelteți mult mai mari. Din această cauză este preferabil pentru zvelteți reduse $\bar{\lambda} > 3,8$ să nu se folosească decât valorile numerice date pentru curba "a", ceea ce reunește recomandările CECM /154/ unde curbele "a" și "b" sînt confundate pentru $\bar{\lambda} > 3,8$. Fig.(2.29) permite să se arate bună calitate a reprezentării propuse.

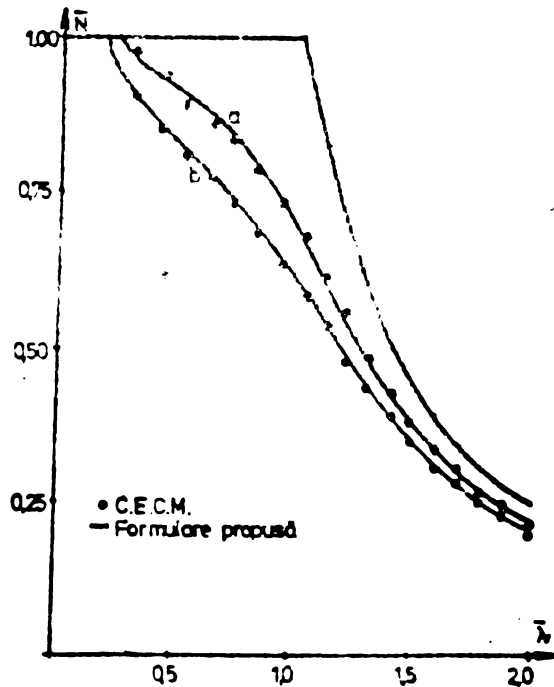


Fig.2.29

În cea mai recentă comunicare la Simpozionul de Stabilitate din nov.1983 de la Paris, F.Mezzolani și F.Frey /136/ prezintă curbele de flambaj fundamentale "a" și "b" păstrate pentru aliajele de aluminiu din care curba "a" se referă la aliajele tratate termic și curba "b" la aliajele netratate termic. Pentru simplificarea problemei este definită doar curba de bază pentru barele din profile de aliaje de aluminiu

extrudate cu secțiune transversală simetrică (față de axa perpendiculară pe planul de flambaj), alte cazuri de bare cu secțiune transversală esimetrică, sudate, etc., se deduc din această curbă folosind factori de reducere. În fig.(2.30) sînt

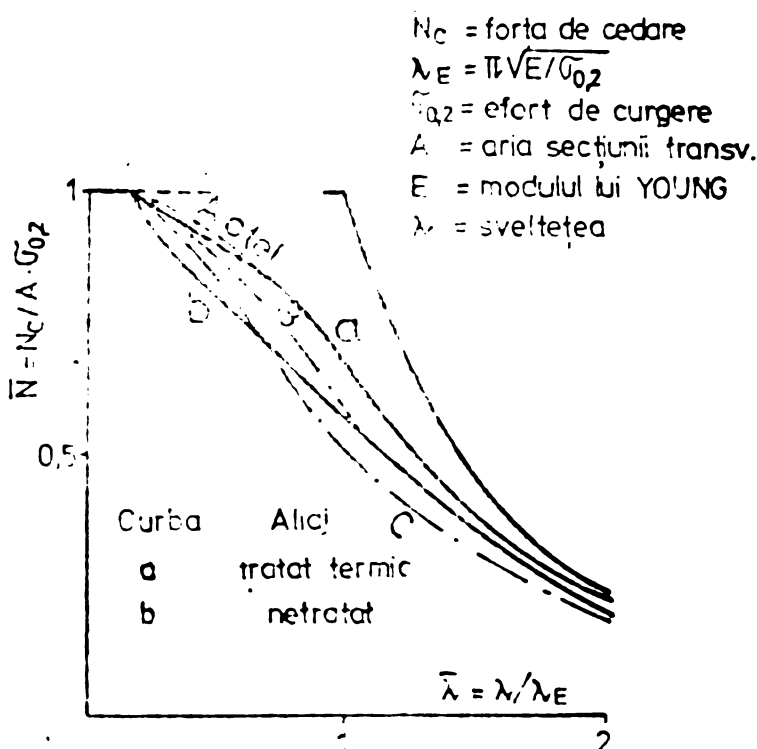


Fig. 2 30

prezentate cele 2 curbe de bază adimensionale "a" și "b" pentru bare din aliaje de aluminiu extrudate în comparație cu curbele ECCS pentru oțel, ele fiind obținute din compararea rezultatelor experimentale prelucrate printr-o procedură numerică simulată la calculator /136/

2.3.1. Calculul elementelor tubulare din aliaje de aluminiu supuse la compresiune

Țevile rotunde sînt elemente constructive care prezintă interes deosebit datorită formei lor estetice și a eficienței lor. Calculul unor structuri din țevi de aluminiu, implică cunoașterea caracteristicilor de tracțiune-compresiune ale materialului, rezistența la flambaj a barelor, capacitatea elementelor de a rezista la flambaj local la diferite tipuri de solicitări. Caracteristicile de rezistență defăcute de flambaj sînt determinate de obicei de împănări, care în majoritatea cazurilor sînt sudate.

I.W. Clark și R.L. Rolf în 137 în baza studiilor anterioare prezentate de H.N. Hill, R.J. Brungrabe și I.W. Clark în 141 și 142 dau următoarele formule mai simple pentru rezistența barei din aliaje de aluminiu realizate din țevi rotunde: Pentru flambajul barei în domeniul elastic

$$\sigma_c = \frac{\pi^2 E}{\left(\frac{K L}{r}\right)^2} \quad (2.74)$$

E = modulul de elasticitate

K = coeficient de rezemare

L = lungimea barei

r = raza de girație, pentru

țevi are valoarea $\approx \frac{R}{\sqrt{2}}$

iar în domeniul neelastic:

$$\sigma_c = B_c - D_c \frac{K L}{r} \quad (2.75)$$

unde coeficienții B_c și D_c au următoarele expresii pentru aliajele tratate termic din categoria cărora face parte și aliajul 6061-T6 - folosit mai des în construcții :

$$B_c = \sigma_{0.2} \left(1 + \sqrt{\frac{\sigma_{0.2}}{2.250}}\right) \quad (2.76)$$

$$D_c = \frac{B_c}{l_0} \sqrt{\frac{B_c}{E}} \quad (2.77)$$

În fig. (2.29') se reprezintă rezistența la flambaj a aliajului de aluminiu (6061-T6) conform (146). În fig. (2.30') este reprezentat adimensional flambajul barelor din țevi solicitate la compresiune axială

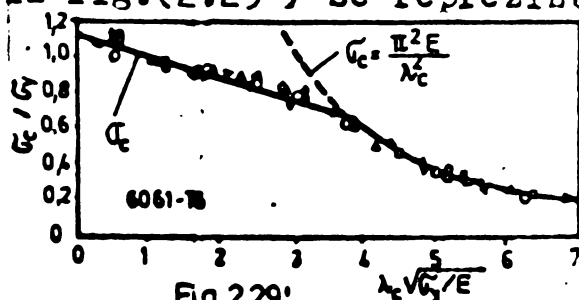


Fig. 2.29'

după Ch. Schilling în 139.

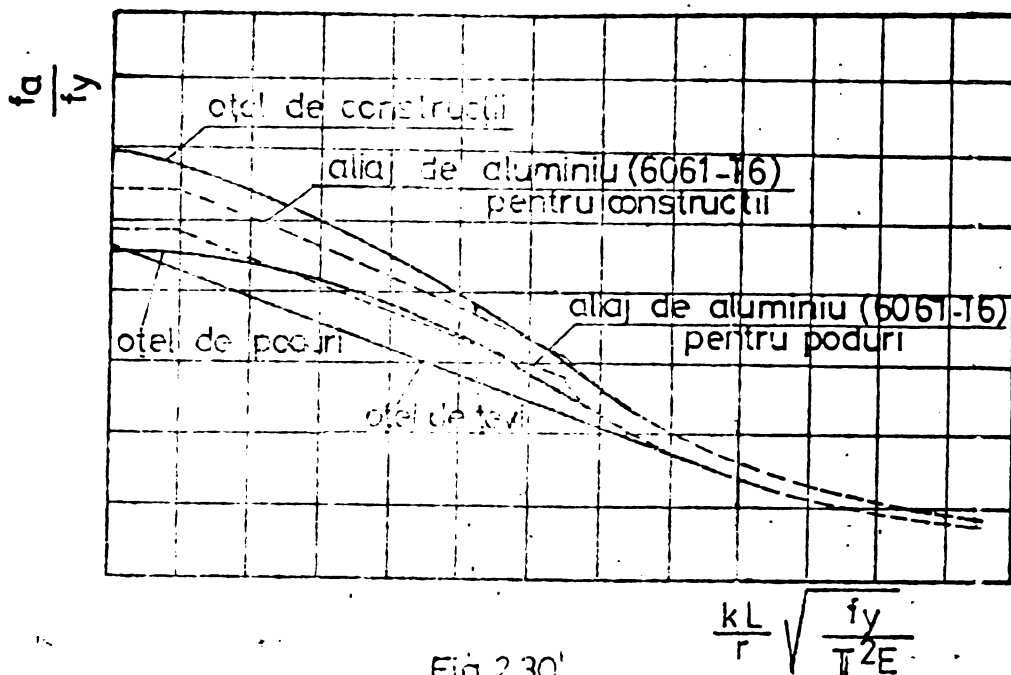


Fig. 2.30

Rezistența la flambaj local elastic σ_c pentru țevi comprimate axial se dă în /137/ după S. Batdorf și M. Sildcrout

$$\sigma_c = CE \frac{t}{R} \quad (2.78)$$

unde $c =$ un coeficient care depinde în principal

de gradul imperfecțiunilor inițiale.

Teoria liniară după Timoșenko dă următoarea valoare pentru c din ecuația (2.78)

$$c = \frac{1}{\sqrt{3(1-\nu_e^2)}} \quad (2.79)$$

unde $\nu_e =$ coeficientul lui Poisson.

La determinarea valorilor experimentale c din Fig. (2.31) E din ecuația pentru flambajul elastic a fost înlocuit

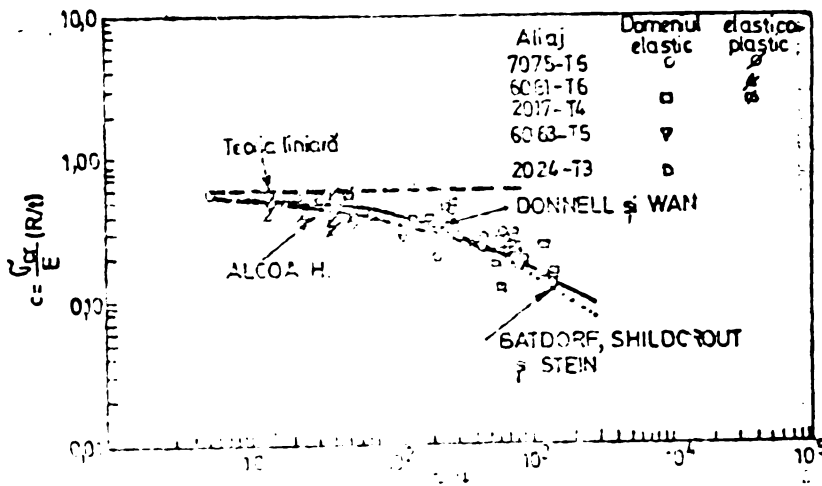


Fig. 2.31

cu un modul egal cu $E_t E_s$ unde E_t și E_s sînt modulul tangent respectiv secant. Această expresie se bazează pe studiile lui G. Gerard care a aplicat o metodă similară cu cea a lui E.E. Stowell pentru table

plate. G. Gerard a elaborat următoarea ecuație pentru modulul efectiv $\eta_c E$ pentru flambajul țevelor solicitate la compresie :

$$\eta_c E = \sqrt{E_t E_s} \sqrt{\frac{(1-\nu_e^2)}{(1-\nu^2)}} \quad (2.80)$$

unde $\nu =$ valoarea coeficientului lui Poisson în domeniul ne-elastic iar $\nu_e =$ valoarea coeficientului lui Poisson în do-

eniul elastic.

— In acel domeniu al tensiunilor în care are loc de regulă flambajul, se poate admite, fără eroare că mărimea :

$$\frac{\sqrt{(1 - \nu_e^2)}}{(1 - \nu_e^2)}$$

este egală cu unitatea.

In Fig.(2.31) se mai prezintă o curbă teoretică c func-
le de $\frac{R}{t}$ trasată de L.H.Donnell și C.C.Wan /138/, o curbă
empirică propusă de Batdorf, Sildcrout și Stein ; precum și o
curbă empirică care ulterior a fost aplicată ca bază a reco-
ndărilor de calcul ale Alcoa Structural Handbook. Această
ultimă curbă este dată de ecuația :

$$c = \frac{1}{\sqrt{3(1 - \nu_e^2)} \left(1 + \frac{\sqrt{\frac{R}{t}}}{35}\right)^2} \quad (2.81)$$

Întru aliajele de aluminiu coeficientul lui Poisson ν_e este
considerat $\frac{1}{3}$. In manualul Alcoa Structural Handbook /137/
ecuația (2.81) este prezentată în raport cu un "coeficient de
rețete echivalent" care este introdus în formula barei pen-
tru a obține o tensiune critică, acest coeficient λ este dat

$$\lambda = 4 \sqrt{\frac{R}{t}} \left(1 + \frac{\sqrt{\frac{R}{t}}}{35}\right) \quad (2.82)$$

Fig.(2.31) arată că ecuația (2.81) este în general conservati-
vă. S-a propus din acest motiv că pentru calculele de proiecte-
re, rezistența la flambaj local elastic al țevilor din alia-
je de aluminiu comprimate să poată fi calculată din ecuația
(2.78) cu valoarea c dată de ecuația (2.81). Aceasta înseam-
că :

$$\sigma_t = \frac{\pi^2 E}{16 \left(\frac{R}{t}\right) \left(1 + \frac{\sqrt{\frac{R}{t}}}{35}\right)^2} \quad (2.83)$$

In domeniul neelastice, curbele bazate pe un modul efectiv
relativ cu $\sqrt{E_t E_s}$ ar putea fi aplicate, aceasta ar însemna însă
se necesită trasarea unei curbe separate pentru fiecare
aliaj în chestiune. (Problema este menționată și de Sutter ca
fiind propusă de Alcoa). Si pentru flambajul local, o metodă

mult mai simplă din punct de vedere al proiectantului este aplicarea unei ecuații care asigură o bună concordanță cu rezultatele teoretice și experimentale în domeniul tensiunilor neelastice :

$$\sigma_t = B_t - D_t \sqrt{\frac{R}{t}} \quad (2.84)$$

unde B_t și D_t sînt coeficienți definiți de :

$$B_t = \sigma_{0,2} \left[1 + 4,6 \sqrt{\frac{1.000 \sigma_{0,2}}{E}} \left(\frac{\sigma_{0,2}}{\sigma_{0,1}} - 1 \right) \right] \quad (2.85)$$

$$D_t = \frac{B_t}{0,9} \sqrt{\frac{B_t}{E}} \sqrt{\frac{\sigma_{0,2}}{\sigma_{0,1}} - 1} \quad (2.86)$$

Intersecția ecuației (2.84) cu curba elastică se poate determina prin iterații.

În Fig.(2.32) se face o comparație între ecuația (2.84)

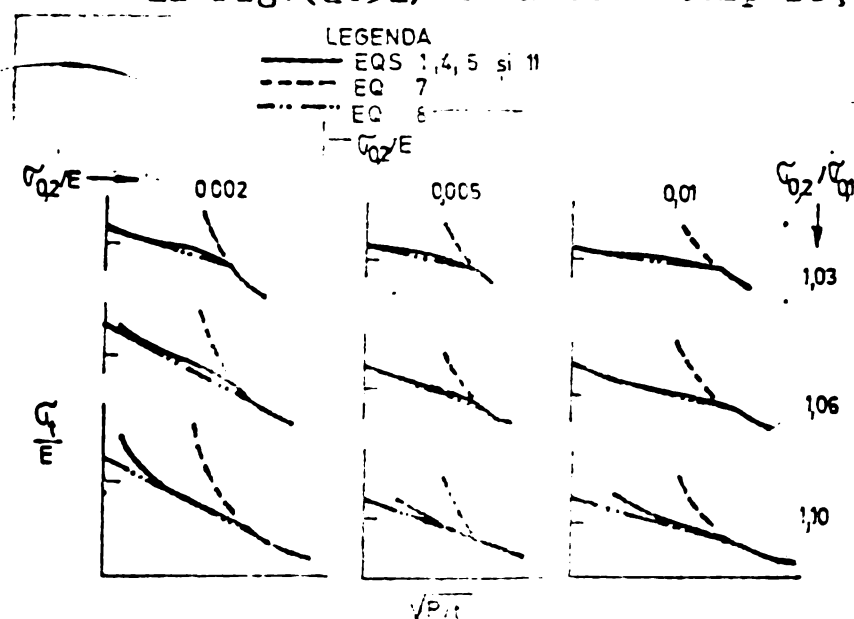


Fig. 2.32

și curbele teoretice bazate pe ecuația (2.78), E fiind înlocuit cu $\sqrt{E_t E_s}$, iar c fiind dat de ecuația (2.81). Relația dintre tensiune σ și deformare ϵ pe care se bazează curbele teoretice din Fig.(2.32) este dată de Ramberg-Osgood și modificată de H.N.Hill

(2.32) unde

$$n = \frac{0,301}{105,10 \frac{\sigma_{0,2}}{\sigma_{0,1}}} \quad (2.87)$$

Curbele calculate din Fig.(2.32) corespund cu valori $\sigma_{0,2}/E$ și $\sigma_{0,2}/\sigma_{0,1}$ care acoperă domeniul de interes practic pentru aliajele de aluminiu.

În Fig.(2.33) se compară ecuația (2.84) cu rezultatele în cercărilor la compresiune cu flambaj, pe țevi din aliaje de aluminiu. Ecuația (2.84) prezintă o bună concordanță cu valorile experimentale pentru aliajele 6061-T6 și 7075-T6.

Curbe pentru flambaj elastic din figura (2.33) este determinată cu ecuația (2.83). Formulele prezentate pentru țevi solicitate la compresiune axială, conțin R , care este raza medie a țevii.

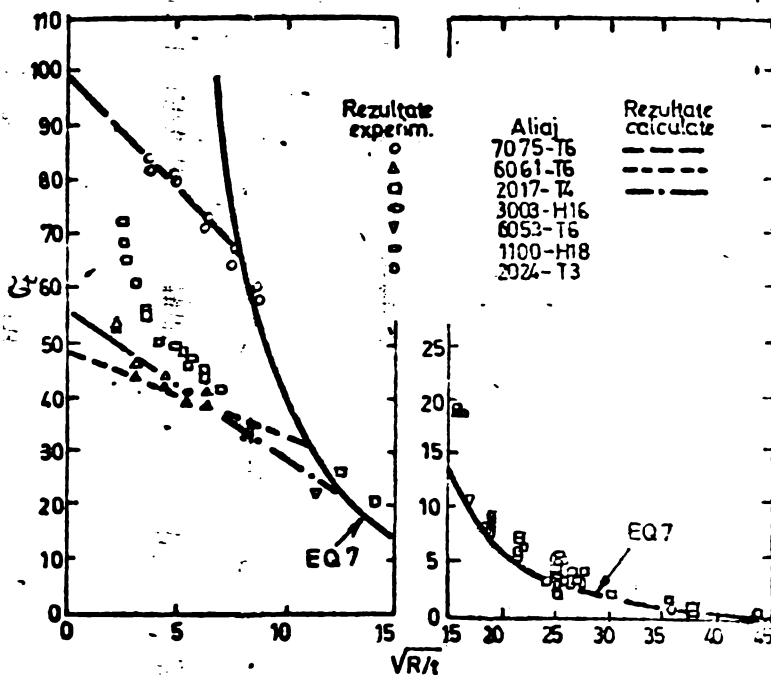


Fig. 2.33

Pentru țevile cu dimensiuni obișnuite, precizia calculului nu este afectată dacă în loc de R se folosește raza exterioară a țevii.

Dupa Gerard țevile se împart în 3 clase în funcție de comportarea la flambaj local: țevi scurte, de lungime medie și lungi

/139/. Țevile folosite în alcătuirea elementelor de construcții sînt de obicei cu lungime medie. Pentru această categorie de țevi, rezistența la flambaj local este minimă pentru un raport R/t dat.

Rezistența teoretică la flambaj local a țevilor cu lungime moderată, supuse la compresiune axială, adică țevile cu parametrul curburii Z mai mare de 2,85 este:

$$f_{cr} = \alpha c E \frac{t}{R} \quad (2.88)$$

unde

$$Z = \left(\frac{R}{t}\right) \left(\frac{L}{R}\right)^2 (1-\mu^2)^{1/2} = 0,954 \left(\frac{R}{t}\right) \left(\frac{L}{R}\right)^2 \quad (2.89)$$

c = parametrul de flambaj

α = factorul de reducere a plasticității este

$$\alpha = \left(\frac{1-\mu^2}{1-\mu_p^2}\right)^{1/2} \left(\frac{E_s}{E}\right) \left(\frac{E_s}{E}\right)^{1/2} = 1,1 \frac{\sqrt{E_s R t}}{E} \quad (2.90)$$

E_s fiind modulul secant de elasticitate care variază cu f_{cr} deasupra limitei de proporționalitate, iar μ_p = coeficientul lui Poisson în domeniul plastic și este considerat $1/2$ pentru aliaje de aluminiu /139/. Pentru c , conform (2.79) rezultă aproximativ 0,6, pentru țevile discutate aici pe baza unui număr de încercări G. Gerard și H. Becker au arătat că valorile reale c pot fi mult mai mici decât 0,6 și pot varia

funcție de raportul R/t , țevile cilindrice având rezistență mai mică la flambaj. După ce s-a produs flambajul local, la o țevă perfect cilindrică supusă la compresiune axială, se produc eforturi unitare de compresiune transversale, din cauza mișcării spre interior a peretelui țevii flambate. Din cauza acestor eforturi unitare de compresiune transversale, forma flambată ca atare e nestabilă, iar sarcina axială scade rapid după flambaj, așa cum se arată în Fig.(2.34). Linia întreruptă reprezintă luarea în considerare a defectelor mici asupra flambajului

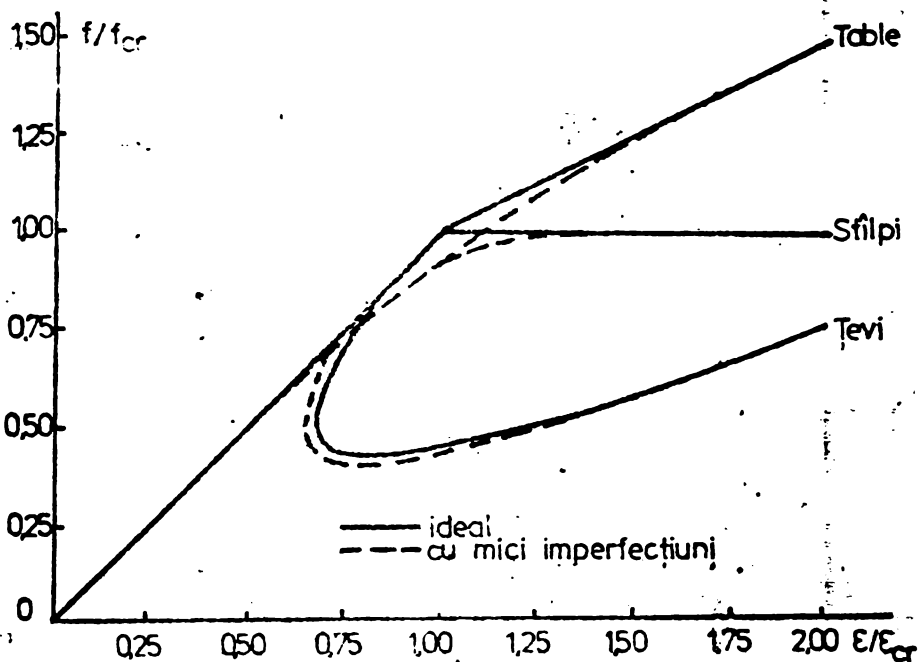


Fig.2.34

reprezintă luarea în considerare a defectelor mici asupra flambajului. Autorii /144, 145/ Gerard, Donald Wan au elaborat teoria încovoierii mari, care prevede că c din ecuația (2.88) variază în funcție de R/t , cum se observă din Fig.(2.35).

Parametrul u este un criteriu al mărimii imperfecțiunilor

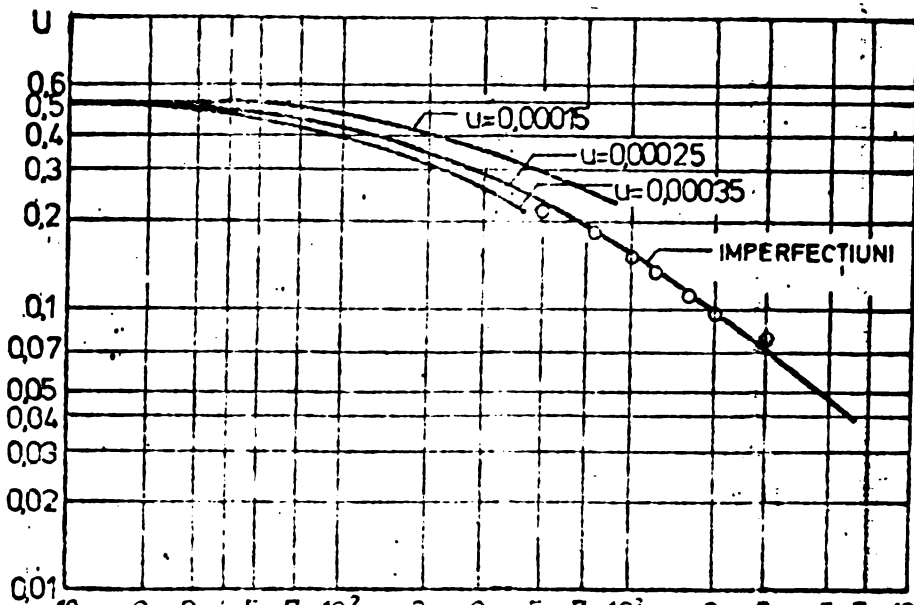


Fig.2.35

curba pentru c corespunde bine cu rezultatele experimentale pentru țevi uzinate. La aceea ecuația (2.88) împreună cu ecuația (2.90) și Fig.(2.35) asigură o metodă teoretică bună, pentru determinarea rezistenței la flambaj local a țevilor uzinate supuse la compresiune axială.

Pentru comparația cu țevile din oțel studiate de către Robertson, Greene, Wilson în /139/ s-a reprezentat o curbă de

In general din cauze dificultăților legate de determinarea mărimii imperfecțiunilor, nu este practic să se determine u direct pe o țevă dată, dar dacă pentru u se ia valoarea de 0,00025

R/t valoarea de 0,00025

flambaj local pentru țevi din aliajul de aluminiu (6061-T6) comprimate axial din normele pentru poduri /143/, reprezentarea fiind adimensională în Fig.(2.36). Curbele pentru alte

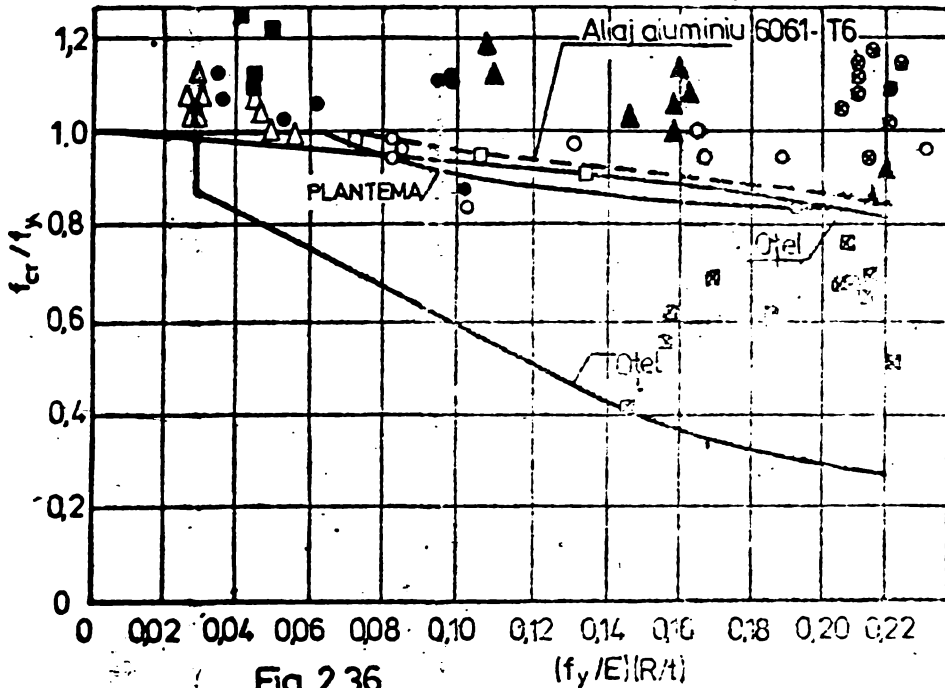


Fig.2.36

aliaje, reprezentate adimensional se apropie strâns de curba pentru (6061-T6). Aceste curbe se deosebesc foarte puțin de curbele pentru țevile uzinate din oțel de construcții.

In fig.(2.37) se prezintă curbe-

le adimensionale de flambaj, calculate de Ch.Schilling în /139/ pentru barele din țevi de aluminiu comprimate axial, similare cu cele calculate de Gerard și Becker pentru flambajul

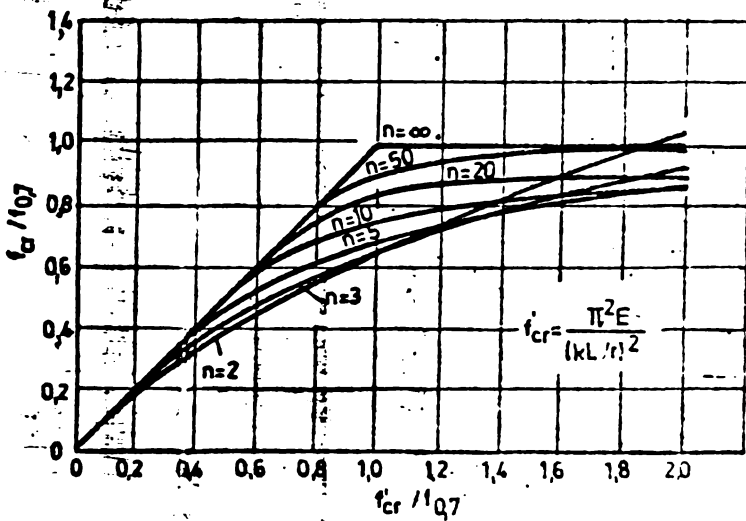


Fig.2.37

local al țevilor din aliaje de aluminiu comprimate axial, prezentate în Fig.(2.38), avînd ca scop simplificarea proiectării elementelor de construcție din aliaje de aluminiu.

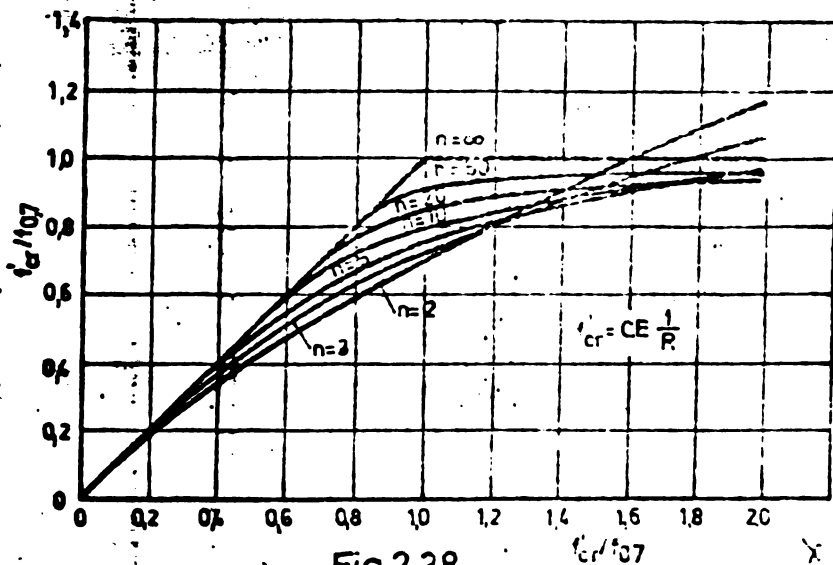


Fig.2.38

2.4. Calculul structurilor sudate din aliaje de aluminiu

Majoritatea aliajelor de aluminiu folosite în construcții își ating caracteristicile de rezistență prin tratamente termice, sau întărire prin deformare.

Căldura degajată la executarea sudurii reduce în parte efectul tratamentului termic efectuat anterior sau al întăririi prin deformare, în materialul de bază aflat în zona din jurul sudurii, făcând ca acest material influențat termic să fie mai puțin rezistent decât materialul care n-a fost influențat termic.

Schimbarea proprietăților mecanice în vecinătatea unei suduri este ilustrată prin distribuția tipică a rezistenței la curgere din Fig.(2.39).

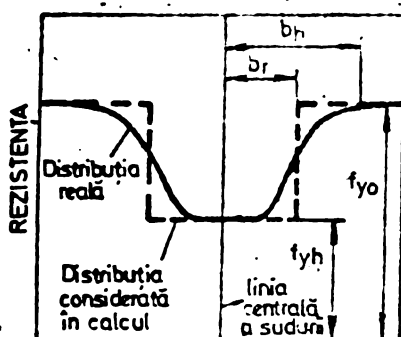


Fig.2.39

La calculul structurilor sudate din aluminiu există problema luării în considerare a reducerii rezistenței în apropierea sudurilor, exploatând în același timp avantajele oferite de rezistența materialului în zonele neafectate termic. Normele americane pentru structurile din aliaje de aluminiu 6061-T6, permit aplicarea unor eforturi unitare admisibile mai mici în zona "influențată termic" în apropierea sudurii și folosirea eforturilor unitare admisibile pentru materiale nesudate în exteriorul zonei influențate termic /148/.

Pentru rezistența sudurilor, normele americane prevăd de exemplu, pentru sudurile cap la cap supuse la întindere, să se ia ca rezistență a sudurii 90% din rezistența materialului de bază. La determinarea eforturilor unitare admisibile, această rezistență minimă presupusă a sudurii, trebuie împărțită la același coeficient de siguranță care se aplică la rezistența la rupere a materialului în construcțiile nesudate. Rezistența minimă presupusă la tracțiune a materialului adiacent sudurilor, trebuie considerată egală cu rezistența transversală (perpendiculară) minimă presupusă a sudurilor cap la cap.

Zona influențată termic e considerată ca extinzându-se pe o distanță b_h în toate direcțiile de la axa de-a lungul centrului unei suduri cap la cap sau colțul unei suduri de colț.

Se obișnuiește să se utilizeze o "zonă cu rezistență redusă" care se consideră mai mică decât zona influențată termic. Pentru cazurile generale unde nu e practic să se determine mărimea reală a zonei de rezistență redusă, se poate folosi va-

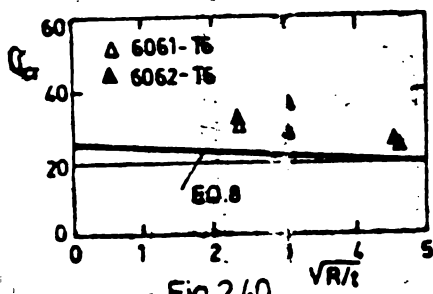
lăcarea de $1 - 1/2$ inchi. Valoarea de desprindătoare pentru zona influențată termic fiind 3 inchi /148/. Normele sovietice recomandă lățimea zonei influențate termic pe 3,5 h (h fiind grosimea piesei pentru sudurile în adâncime, respectiv cateta triunghiului înscris în secțiunea cordonului în relief). Normele belgiene recomandă $3 + 4 t$, (t fiind grosimea piesei).

În cazul țevilor din aliaje de aluminiu supuse la compresiune, îmbinate prin suduri pe circumferință, flambajul local neelastic este complicat, datorită faptului că încălzirea datorită sudurii reduce rezistența într-o zonă îngustă în jurul sudurii.

Rezistența la flambaj este influențată de caracteristicile tensiune-deformație ale materialului în această zonă influențată termic și de asemenea și de proprietățile metalului de bază neinfluențat.

Teoretic măsura în care aceste două categorii de caracteristici mecanice determină flambajul, depinde de dimensiunile țevilor. Pentru țevile având dimensiuni întâlnite obișnuit în construcțiile din țevi se pare că rezistența la flambaj poate fi determinată cu relația (2.84) cu ajutorul valorii $\sigma_{0,2}$ măsurată pe lungime de 10 inchi (~ 25 cm) transversal la o îmbinare cap la cap. Valoarea $\sigma_{0,2}/\sigma_{0,1}$ în acest caz este considerată a fi 1,06.

În Fig.(2.40) se vede că rezistențele la flambaj calculate astfel sînt valori foarte apropiate de cele obținute experimental pe țevi sudate pe circumferință, din diferite aliaje de aluminiu.



Rezultatele experimentale pentru aliajul 6061-T6 din Fig.(2.40) au fost publicate în /148/ de către R.J.Brungraber și J.W.Clark.

Normele germane DIN 4113, pentru a ține seama de tendințele moderne internaționale de verificare a stabilității în starea limită a capacității și obișnuitele reguli cu metoda ω , prezintă o cale dublă, cuprinzând ambele concepte în două variante de calcul, care sînt complicate în plus de secțiunile slăbite pe lungime, barelor din cauza zonelor influențate termic (WEZ) (150 ; 151 ; 152 ; 153).

Tabelul 2.9 cuprinde schema celor două variante de calcul la stabilitate a barelor comprimate ale construcțiilor sudate din aliaje de aluminiu.

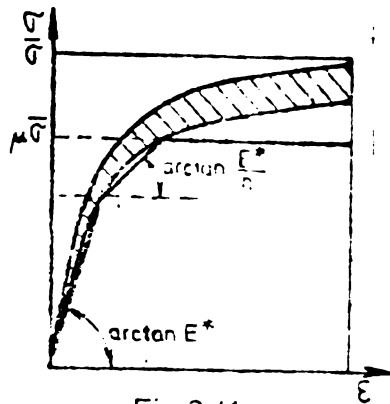


Fig. 2.41a

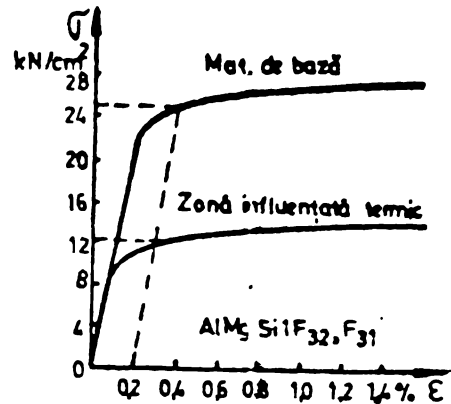


Fig. 2.41b

Varianta de calcul I pentru flambaj se bazează pe concep-
tul de interacțiune a capacității limită acceptat internațio-
nal pentru aluminiu prin cele două formule de interacțiune
(2.91) și (2.92) între forțele normale și momentele de încovo-
iere (inclusiv prin excentricitatea forței normale și a facto-
rului de majorare de ordinul II). Pentru elementele de îmbina-
re sînt valabile relațiile

$$\frac{N\psi}{\mu N} + \frac{M\psi}{\left(1 + \frac{N\psi}{N^*}\right) \mu M^*} \leq 1 \quad (2.91)$$

$$\psi \frac{N\psi}{N} + \frac{M\psi}{\left(1 + \frac{N\psi}{N^*}\right) M^*} \leq 1 \quad (2.92)$$

Aceste relații sînt relații de capacitate portante deși terme-
nii de încărcare $N\psi$ și $M\psi$ sînt valori multiplicare cu
determinate printr-un calcul de ordinul I.

Formulele sînt valabile pentru bare și cadre cu noduri
fixe. Ca modificare importantă este considerarea barei compri-
mate excentric, cea comprimată centric fiind un caz încă spe-
cial deoarece apare un moment N.u. din forța axială și săgea-
ta u. Această săgeată este aleasă pentru întregul domeniu
 $l/500$ sau $l/1000$ astfel ca să acopere rezultatele varian-
tei II de calcul.

A doua modificare importantă este că pentru întregul do-
meniu al zvelteților este stabilit un singur coeficient de si-
guranță,

$$\psi \text{ principal} / \psi \text{ principal + accidental} = \frac{1,5}{1,33}$$

Nivelul acestor valori este determinat astfel prin dezvoltarea
metodei ω și considerarea a patru mărimi independente cu in-
fluente negative siguranța să nu coopeze sub 1,5 resp. 1,33.

Necesitatea celor două formule pentru aluminiu se explică prin faptul că fiecare aliaj are o împrăștiere proprie a valorilor $\bar{\sigma} - \bar{\epsilon}$ Fig.(2.41) și relațiile de nelinearitate

Tab. 2.9.

Aliaje (DIN 1725)	$\bar{\sigma} \times 10^3$ [daN/cm ²]	$E^* \times 10^3$ [daN/cm ²]	μ (-)	n (-)	Tevi + Profil I	Profil JL
AlZnMg 1F36	2,9	680	0,85	4,0	$i \left[\left(\frac{\lambda}{160} \right)^2 + \left(\frac{\lambda}{160} \right)^3 \right]$	$i \left[\left(\frac{\lambda}{240} \right)^2 + \left(\frac{\lambda}{120} \right)^3 \right]$
AlMgSi 1F32	2,7	680	0,85	4,0	$i \left(\frac{\lambda}{120} \right)^2$	$i \left(\frac{\lambda}{110} \right)^2$

($\bar{\sigma} - \bar{\epsilon}$), limita 0,2%, limita de rupere, de consolidare, sînt diferite. Comportarea neliniară s-a luat în considerare prin introducerea unei secante formate din trei ramuri iar caracteristicile $\bar{\sigma}$, E^* , μ și n au fost astfel optimizate ca să se obțină cele mai mari valori ale capacității - Tabel 2.9 /154/. În acest sens trebuie considerată și excentricitatea u . Relațiile fiind deduse pentru o secțiune sandwich, extinderea la alte secțiuni se face printr-un coeficient K dependent de forma secțiunii conform tabelului 2.10.

Tab.2.10

SECȚIUNEA							
K	1,1	0,7	1,1	$0,7 + 0,4 \frac{F_2}{F_1}$	1,1	1,25	1,2

Barile comprimate cu cusături sudate transversale, se calculează cu formulele de interacțiune cu valorile secțiunilor întregi și partea dreaptă redusă la $\bar{K} \leq 1$, secțiunile cu cusături longitudinale se calculează cu valorile secțiunilor reduse. În Figura (2.42) se prezintă o privire asupra formulilor aplicate și explicații legate de diverși parametri. Dacă într-o bară comprimată apar concomitent suduri transversale și longitudinale la ambele formule de interacțiune se lucrează cu secțiuni reduse, cât și înlocuind partea dreaptă cu \bar{K} . Varianta de calcul II prezentată în Figura (2.43) are ca bază pentru verificarea la flambaj prin încovoiere aceleași concepții de bază ca și vechea normă DIN 4113 (adică ca și DIN 4114 pentru oțel). Din cauza numărului mare de tipuri de aliaje de aluminiu și ținînd seama de situația favorabilă a secțiunilor tubulare, sînt stabilite 16 tabele pentru valorile ω .

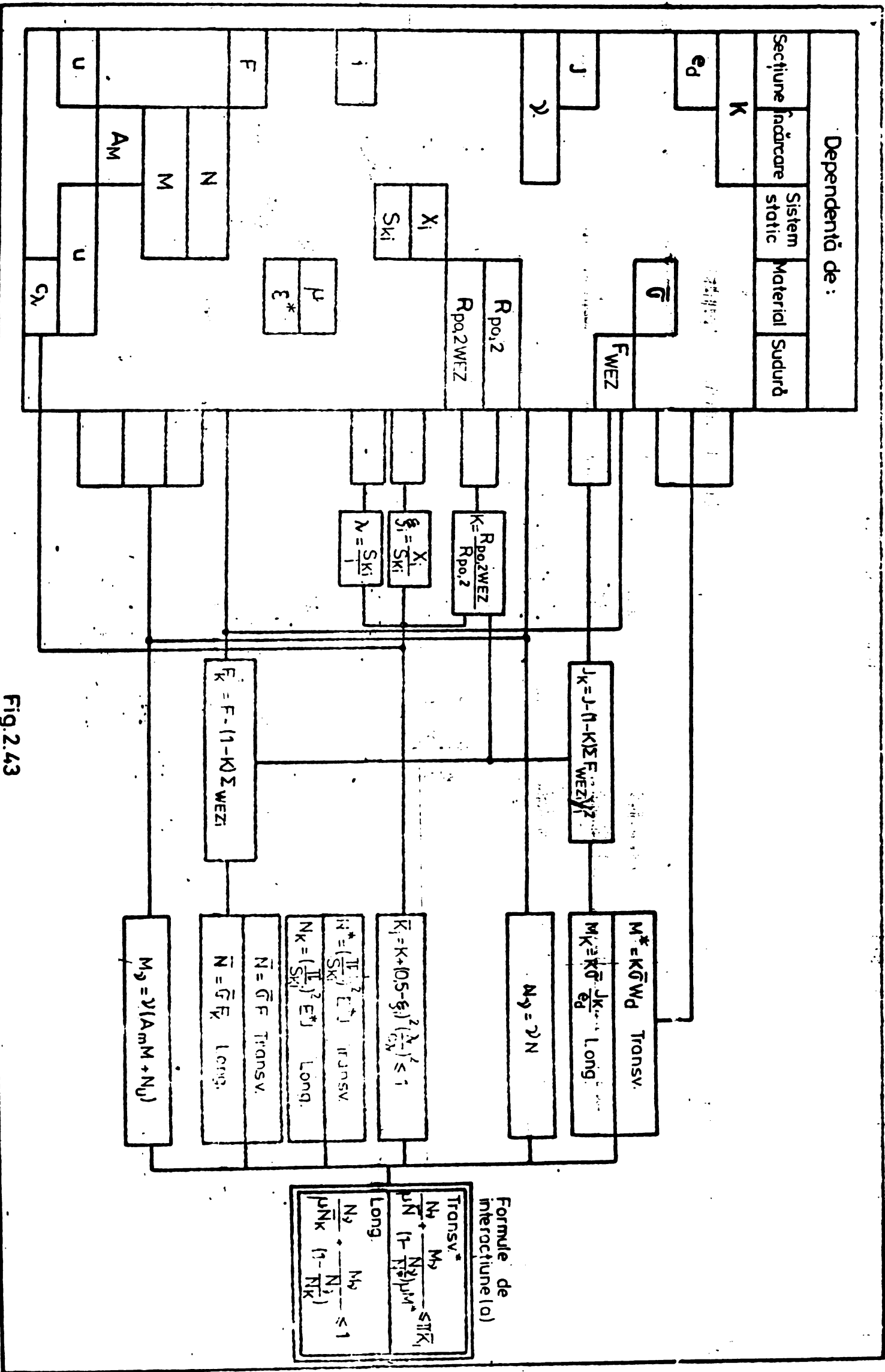


Fig. 2.43

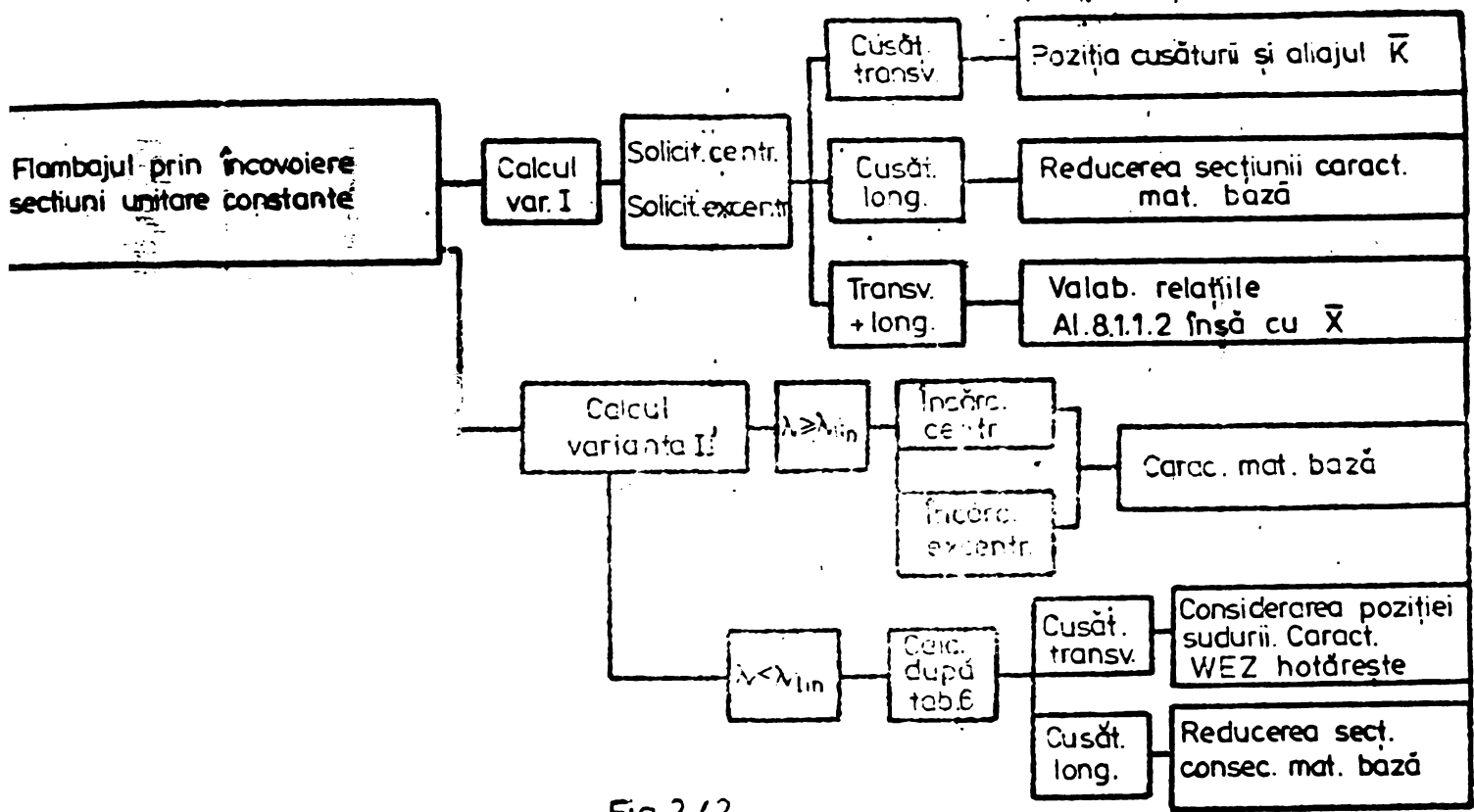


Fig.2.42.

Instrucțiunile tehnice românești /106/ au reținut valoarea de 30 mm. Pentru aliajele de tip 6061 folosite în țara noastră s-au făcut cercetări care au stabilit că diminuarea rezistenței la rupere a metalului de bază în zona influențată termic a fost de 42-44%, reduceri mai mari, constatându-se la piese cu grosimi mai mari cum era de așteptat. /4; 149/. Instrucțiunile de calcul din țara noastră, prevăd pentru barele din aliaje de aluminiu îmbinate prin sudură, supuse la compresiune, luarea în considerare a influenței termice datorită sudurii, după cum urmează :

- când sînt afectate de sudură numai nodurile de capăt, relațiile de verificare sînt :

$$\sigma = \frac{N}{\varphi A_{br}} \leq \sigma_a \quad ; \quad (2.93)$$

$$\sigma = \frac{N}{A_{br}} \leq \sigma_a^s \quad (2.94)$$

- când sudura a afectat termic o arie $A_t > 0,15 A_{br}$, se folosește relația de verificare

$$\sigma = \frac{N}{A_{br}} \leq \sigma_a - \frac{A_t}{A_{br}} \cdot (\sigma_a - \sigma_a^s) \quad (2.95)$$

În cazurile în care $A_t \leq 0,15 A_{br}$ se consideră neafectată de sudură. În cazurile când barele sînt rezemate la ambele capete și afectate de sudură în secțiuni altele la distanțe mai mari decît $0,05 \ell$ de marginea nodurilor (unde " ℓ " este

lungimea barei), se face calculul în funcție de coeficientul de zveltete maxim al barei, cu formulele :

- pentru barele care au toată aria secțiunii transversale afectată de sudură ($A_t = A_{br}$)

$$\text{cînd } \lambda_{\max} \leq \lambda_a : \sigma = \frac{N}{A_{br}} \leq \sigma_a^s \quad (2.96)$$

$$\text{cînd } \lambda_{\max} \geq \lambda_b : \sigma = \frac{N}{A_{br} \cdot \varphi} \leq \sigma_a \quad (2.97)$$

$$\text{cînd } \lambda_a < \lambda_{\max} < \lambda_b : \sigma = \frac{N}{A_{br} \cdot \varphi} \leq \sigma_a^s \quad (2.98)$$

- pentru barele care au aria afectată de sudură A_t cuprinsă între 15% - 100% din întreaga arie a secțiunii transversale A_{br} verificarea se face cu formulele :

$$\text{cînd } \lambda_{\max} \leq \lambda_a : \sigma = \frac{N}{A_{br}} \leq \sigma_a - \frac{A_t}{A_{br}} (\sigma_a - \sigma_a^s) \quad (2.99)$$

$$\text{cînd } \lambda_{\max} \geq \lambda_b : \sigma = \frac{N}{A_{br} \cdot \varphi} \leq \sigma_a \quad (2.100)$$

$$\text{cînd } \lambda_a < \lambda_{\max} < \lambda_b : \sigma = \frac{N}{A_{br} \cdot \varphi} \leq \sigma_a - \frac{A_t}{A_{br}} \left(\sigma_a - \frac{\varphi'}{\varphi} \sigma_a^s \right) \quad (2.101)$$

în care λ_a , λ_b sînt coeficienți de zveltete conform tabelului 20 din /106/ iar φ' un coeficient de flambaj pentru materialul afectat de sudură și este dat în tabelul 19 din "Instrucțiunile tehnice privind calculul și proiectarea elementelor și structurilor de rezistență din aliaje de aluminiu /106/.

Cap.3. CERCETĂRI EXPERIMENTALE PRIVIND COMPORTAREA
BARELOR REALIZATE DIN PROFILE EXTRUDATE DIN
ALIAJE DE ALUMINIU SUPUSE LA SOLICITĂRI AXIALE.

3.1. Desfășurarea încercărilor

Studiul experimental întreprins de către autoare în laboratorul Catedrei de Construcții Metalice al Facultății de Construcții Timișoara este efectuat pe un lot de 60 de țevi din aliaj de aluminiu de tip Al-Mg-Si având o compoziție apropiată de cea a aliajelor simbolizate 6061-T6 (SUA), A-GS (Franța), AB-T1 (URSS), Al-Mg-Si-CuF 28 (RFG) etc. aliaje din care se realizează în majoritatea cazurilor structurile de rezistență din aluminiu. Compoziția chimică a aliajului produs în R.S.R. se dă în Tabelul 3.1. conform /106/.

Tabel 3.1.

Marca aliajului	Procentele elementelor de aliere								Obs.
	Cu	Mg	Si	Mn	Fe	Cr	Zn	Ti	
Al Mg Si (marca reper 6061)	0,25	1,00	0,6	-	-	-	-	-	Compoziție nom.
	0,15- 0,40	0,80- 1,20	0,40- 0,80	0,15	0,70	0,15- 0,35	0,25	0,15	Limita de variație

Încercările au fost efectuate în perioada 1979-1982, urmărind comportarea la solicitări axiale a barelor dublu articulate. Acest studiu are ca scop completarea unor cercetări anterioare efectuate la INCERC București, precum și compararea rezultatelor obținute pe produse din aluminiu fabricate la noi în țară cu produsele din mărci similare fabricate în străinătate, pentru dovedirea calității produselor industriei noastre de aluminiu și a competitivității lor pe plan internațional.

Lotul de 60 de țevi încercate, prezentate în tab.3.2. /155/ cuprinde 15 grupe de lungimi diferite între 2-0,5 m, a câte 4 țevi din fiecare lungime, cu coeficienți de zveltete uzuali $\lambda = 40 ; 50 ; 60 ; 80 ; 100$ și $d/t = 60/4 ; 50/5 ; 40/2$. În plus la fiecare grupă de 4 țevi sînt aplicate cordoane de sudură la mijlocul lunginii, la o țevă pe întreg

perimetrul, la o țevă pe $\frac{2}{3}$ din perimetru, la o țevă pe $\frac{1}{2}$ perimetru iar o țevă nu este deloc afectată de sudură, urmărind astfel și influența sudurii și a zonei influențate termic, asupra comportării barelor.

Tabel 3.2.

Nr. crt.	Bara	L mm	D mm	t mm	λ	Nr. crt.	Bara	L mm	D mm	t mm	λ		
1	I _a	1960	60	4	100	31	VIII _c	980	60	4	50		
2	I _b					32	VIII _d						
3	I _c					970	50	5	60				
4	I _d									34	IX _b		
5	II _a	1620	50	5	100	35	IX _c	810	50	5	50		
6	II _b					36	IX _d						
7	II _c					1580	60					4	80
8	II _d												
9	III _a	1300	50	5	80	38	X _b	790	60	4	40		
10	III _b					39	X _c						
11	III _c					1300	40					2	100
12	III _d												
13	IV _a	1180	60	4	60	41	XI _a	650	50	5	40		
14	IV _b					42	XI _b						
15	IV _c					1040	40					2	80
16	IV _d												
17	V _a	980	60	4	50	44	XI _d	520	40	2	40		
18	V _b					45	XII _a						
19	V _c					1040	40					2	80
20	V _d												
21	VI _a	780	40	2	60	47	XII _c	650	40	2	50		
22	VI _b					48	XII _d						
23	VI _c					1040	40					2	80
24	VI _d												
25	VII _a	980	60	4	50	50	XIII _b	520	40	2	40		
26	VII _b					51	XIII _c						
27	VII _c					1040	40					2	80
28	VII _d												
29	VIII _a	780	40	2	60	53	XIV _a	650	40	2	50		
30	VIII _b					54	XIV _b						
						1040	40					2	80
		980	60	4	50	56	XIV _d	520	40	2	40		
						57	XV _a						
						1040	40					2	80
		980	60	4	50	59	XV _c	520	40	2	40		
						60	XV _d						

Pentru verificarea rezistențelor materialului sînt efectuate încercări la tracțiune pe epruvete extrase din diferite

tipuri de țevi. Epruvetele sînt⁷⁵ confecționate conform standar-
delor în vigoare atît din fâșii de perate, cît și din tronsoa-
ne de țevi conform Fig.(3.1) și (3.2):

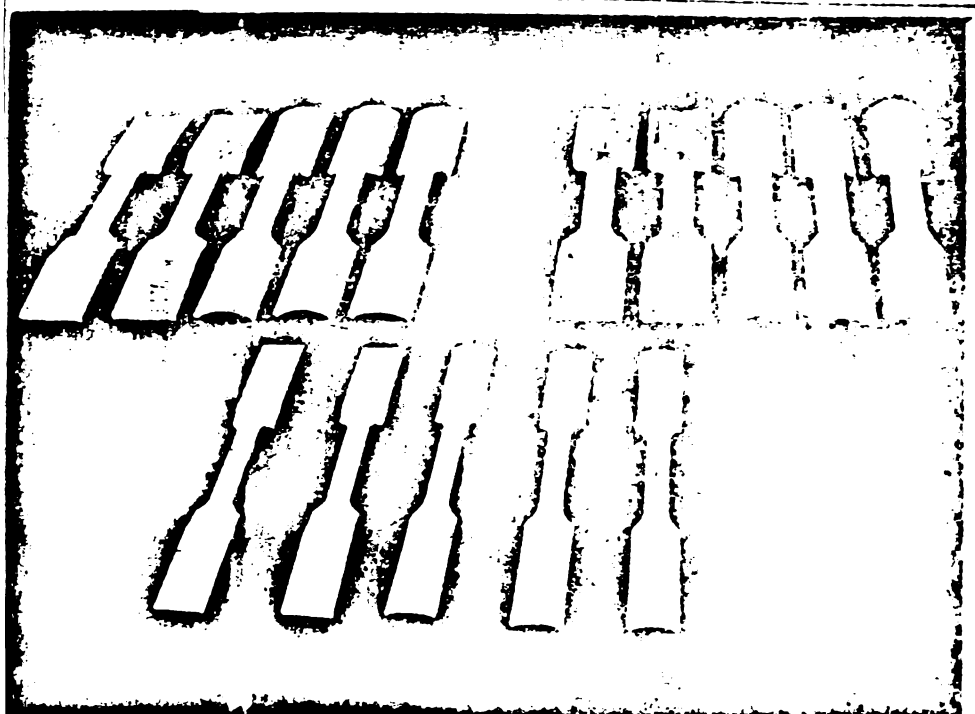


Fig.3.1.
Epruvete din
fâșii de țevi
pentru încercă-
rea la tracțiune.

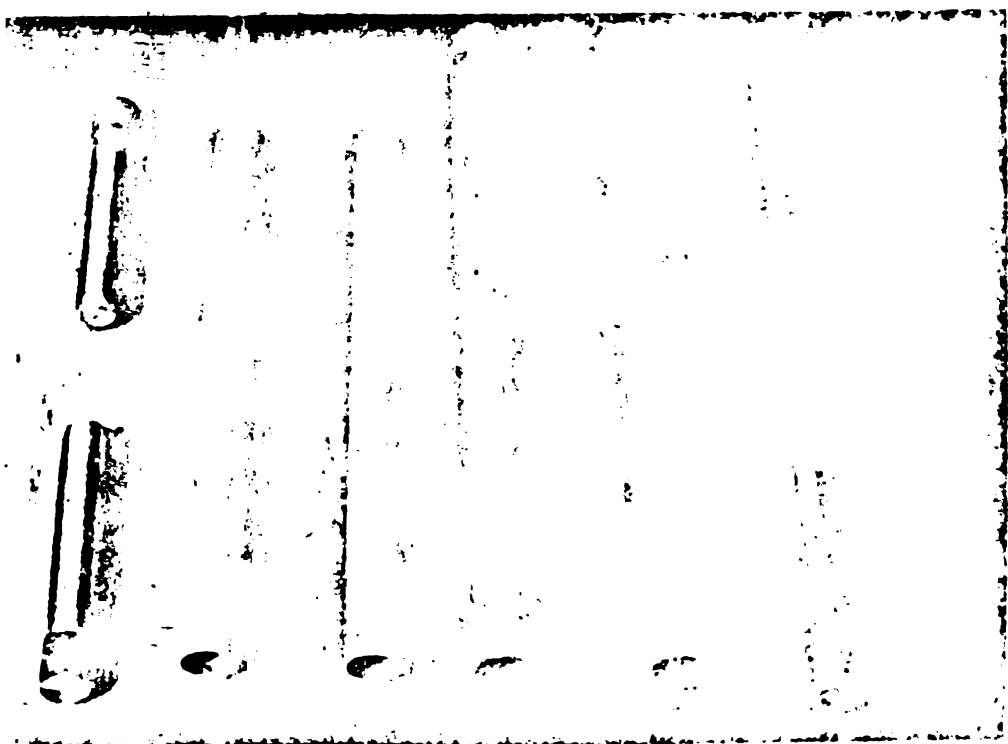


Fig.3.2.
Idem. Din
tronsoane
de țevi.

Încercarea este efectuată cu presa universală de 50 tone aflată în dotarea catedrei, iar rezultatele obținute sînt prezentate în tabelul 3.3.

Toate epruvetele pentru încercarea de tracțiune sînt recoltate din zone neinfluențată termic.

Pentru studierea comportării la compresiune axială și stabilirea tensiunii critice la flambaj a barelor, sînt efectuate măsurători după cum urmează :

- este măsurată lungimea exactă a barelor ;

- este măsurat diametrul exterior pe două direcții perpendiculare (1-3)(2-4) cu șuolerul ;

Fig.3.3.
Puncte de
măsurare
a dimen-
siunilor
țevii.

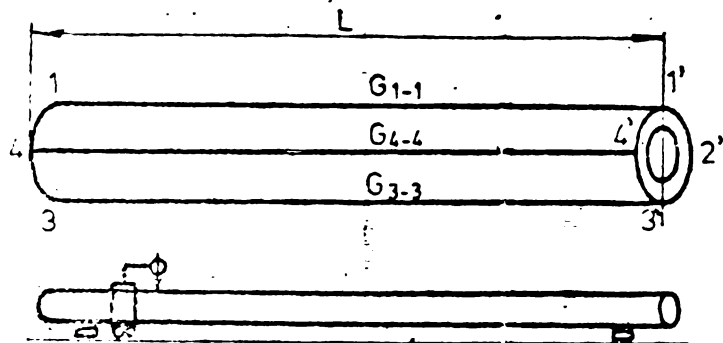
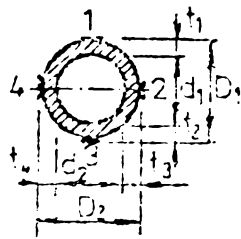
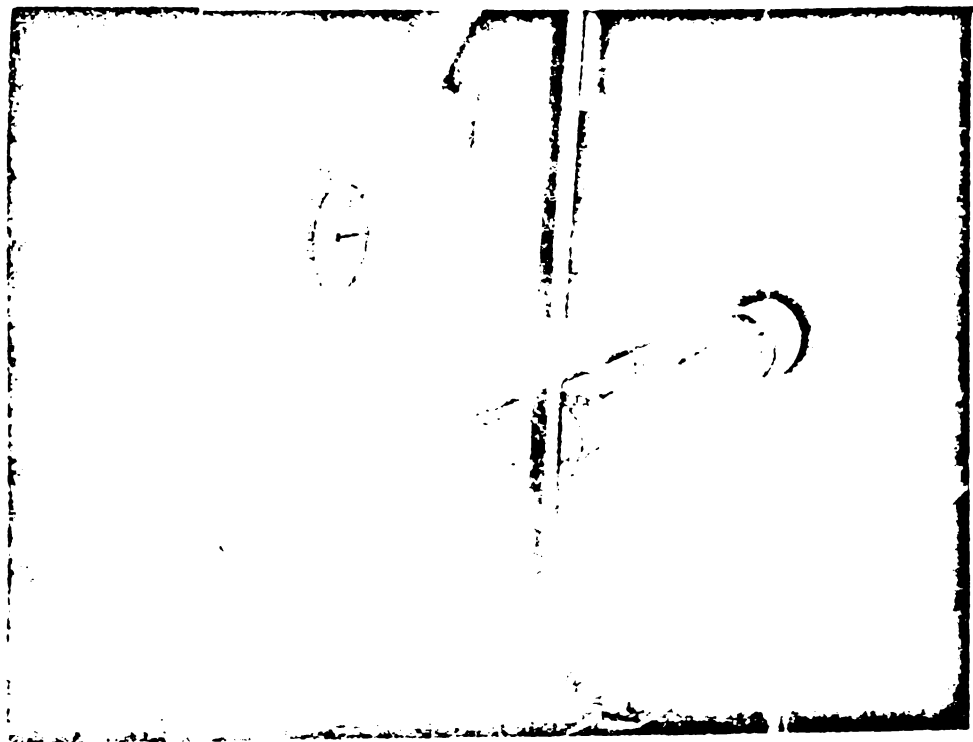


Fig.3.3

Fig.3.4.
Măsurarea
săgeții
inițiale
a țevii.



Label 3.3.

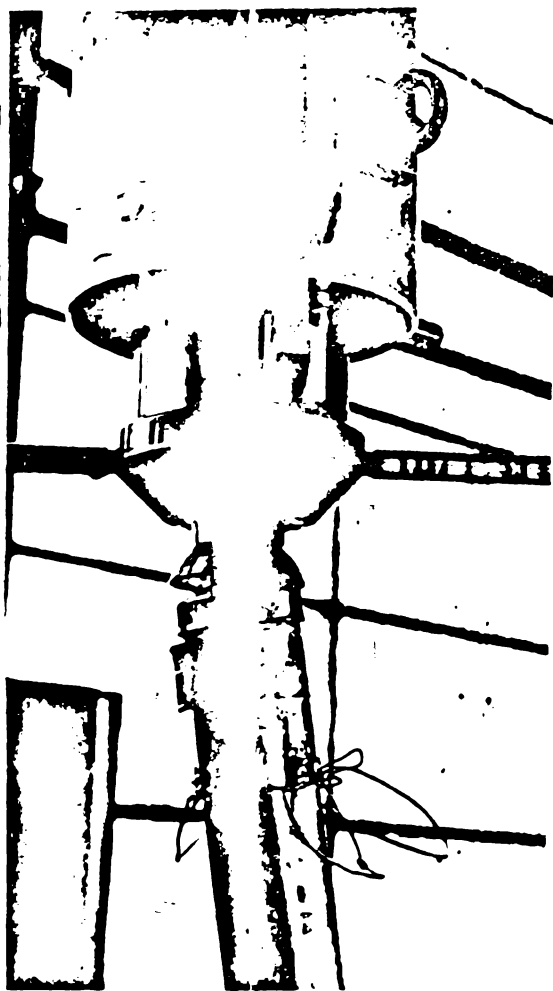
Tab. 3.3

Epruveta	σ_r daN/cm ²	$\sigma_{0.2}$ daN/cm ²	δ_r %
Tronson teavă	3020	2.600	1,3
Fisie	2 950	2.600	1,5

este măsurată grosimea peretelui țevii în câte patru puncte pe circumferință (1,2,3,4) (1',2',3',4') la capete ca-
pete corespunzând punctelor de măsurare a diametrilor conform Fig.(3.3) ;

este măsurată săgeata inițială în lungul a patru gene-
ratoare corespunzătoare punctelor 1-1'; 2-2'; 3-3'; 4-4';
Pentru măsurarea săgeții s-a folosit un aparat mobil cu ac
conform Fig.(3.4).

In urma acestor măsurători se constată o bună corespon-



dertță a dimensiunilor reale cu dimen-
siunile nominale ale țevilor, încă-
drându-se în toleranțele admise. Di-
ferențele de grosime s-au înscris în
cca $\pm 5-6\%$.

Pe așezări liberitatea țevilor
este foarte bună, săgeata inițială
variază la majoritatea țevilor între
0 și $1/1000$, dar sporadic la câte-
va exemplare fiind depășită această
limită care corespunde valorii adop-
tate în mod obișnuit în calcul de
către cercetători /3/99/108/111/112/
/117/120/125/139/150/.

Pentru încercarea comportării
la compresiune axială a fost folosit
un piston cu pompă legat la mașina
universală de încercat, pentru care

s-a folosit un
cadran indica-
tor al încărcă-
rii și s-a apli-
cat un coefi-
cient de trans-
formare verifi-
cat.

Rezemarea
duplu articulată a barei la
capete, este
realizată prin-
tr-un sistem cu

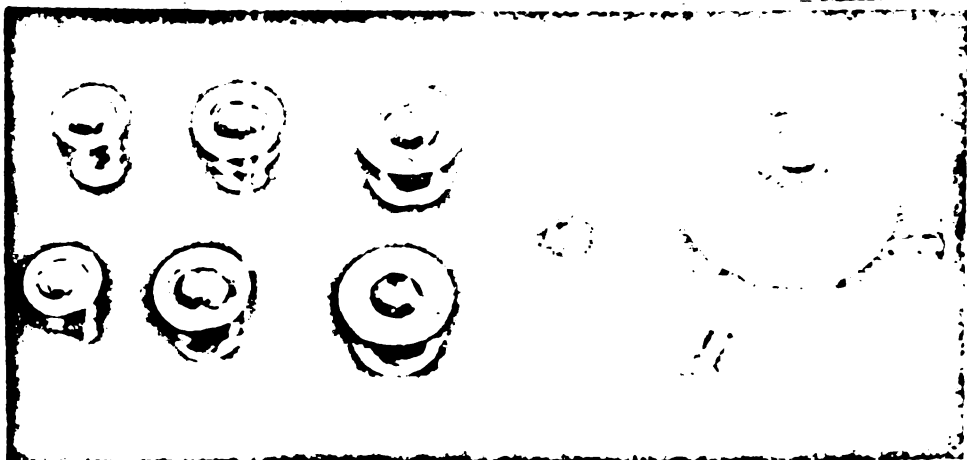
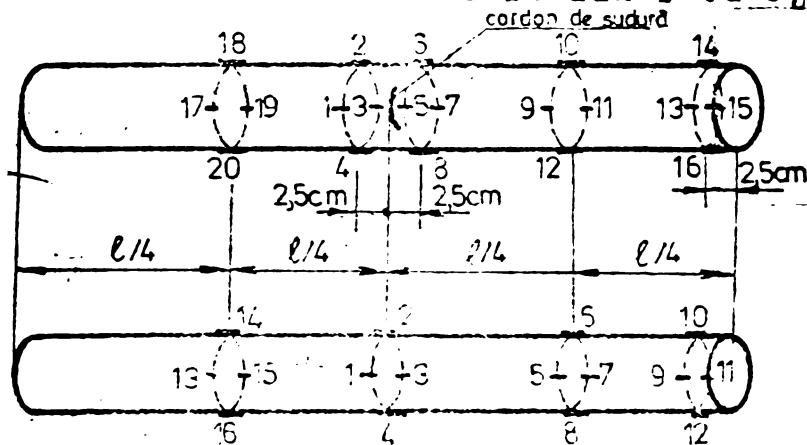


Fig.3.5a+b.

Sistem de rezemare articulată a
capetelor țevii.

bile plasate în suporti cu lăcaș semisferic, care permit axarea perfectă și articulația perfectă a capetelor barei. Fig. (3.5).

Pentru stabilirea eforturilor cu ajutorul metodei experimentale



experimentale
electrotensometrice rezistive au fost lipiți traductori tensometrici rezistivi tip

INCERC Bucu-

rești pe fiecare bară, pe patru linii generatoare în punctele unde au fost efectuate și măsurătorile pe circumferință, la mijlocul și sfertul lungimii barei și la 2,5 cm de la capete pentru barele fără sudură, Fig.(3.6). În cazul barelor

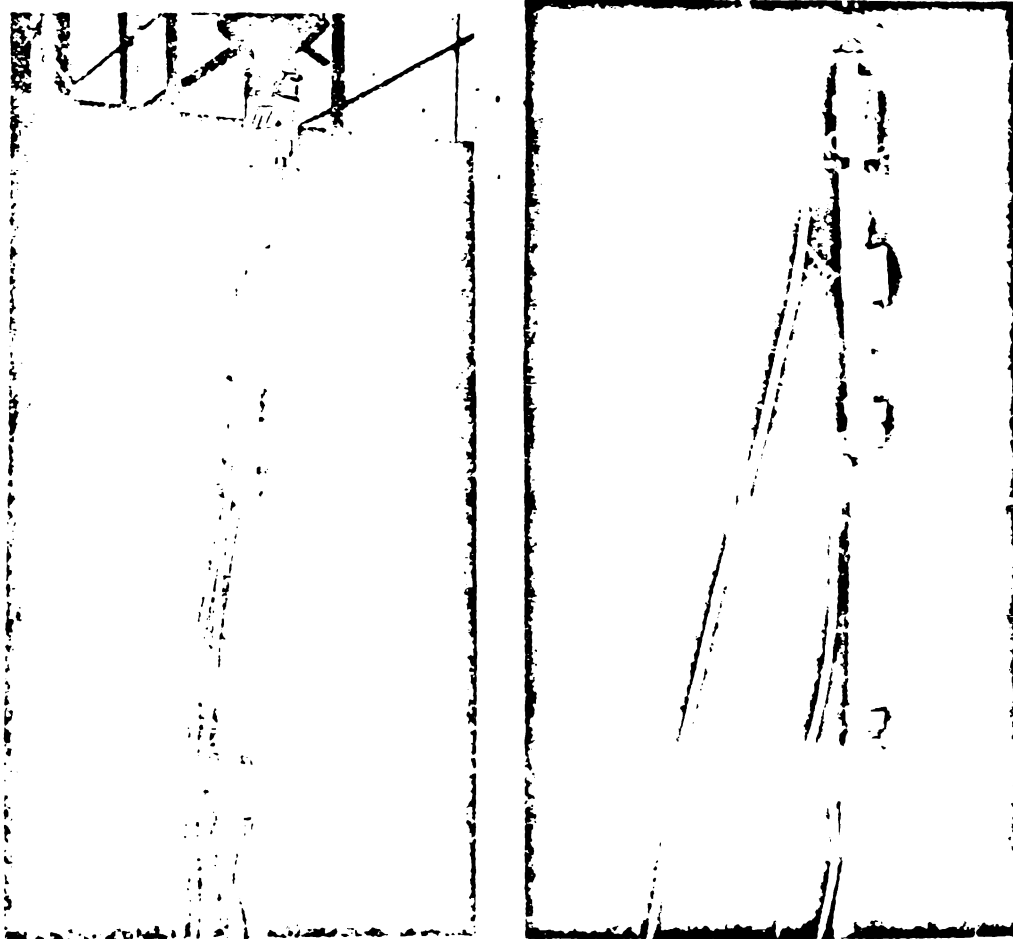


Fig.3.6.b.

Fig.3.7.

Idem

cu sudură, în zona de mijloc sînt lipiți de 2×4 traductori în două secțiuni adiacente sudurii și distanțate cu 2,5 cm de aceasta, pentru a evita zona influențată termic; Fig.3.7.

După un număr de bare studiate, constatîndu-se că traductorii așezați simetric la $L/4$ față de capetele barei, înregistrează rezultate foarte asemănătoare, s-a renunțat la cei

79
de pe o parte (de ex. nr.13 ; 14 ; 15 ; 16 ; din tab.3.3)

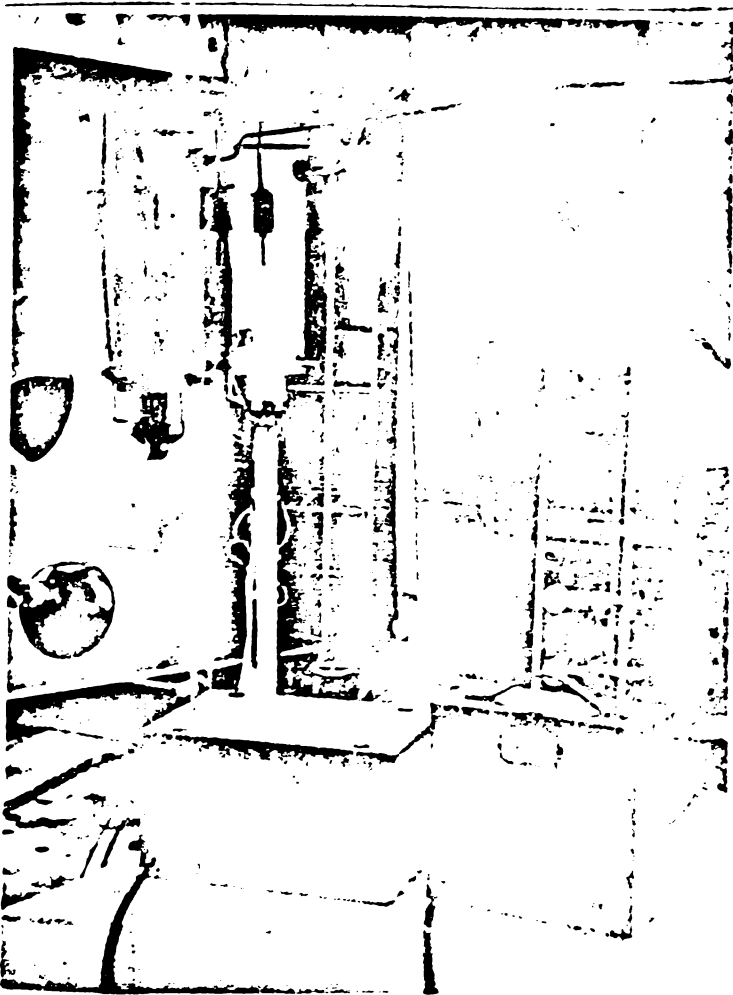
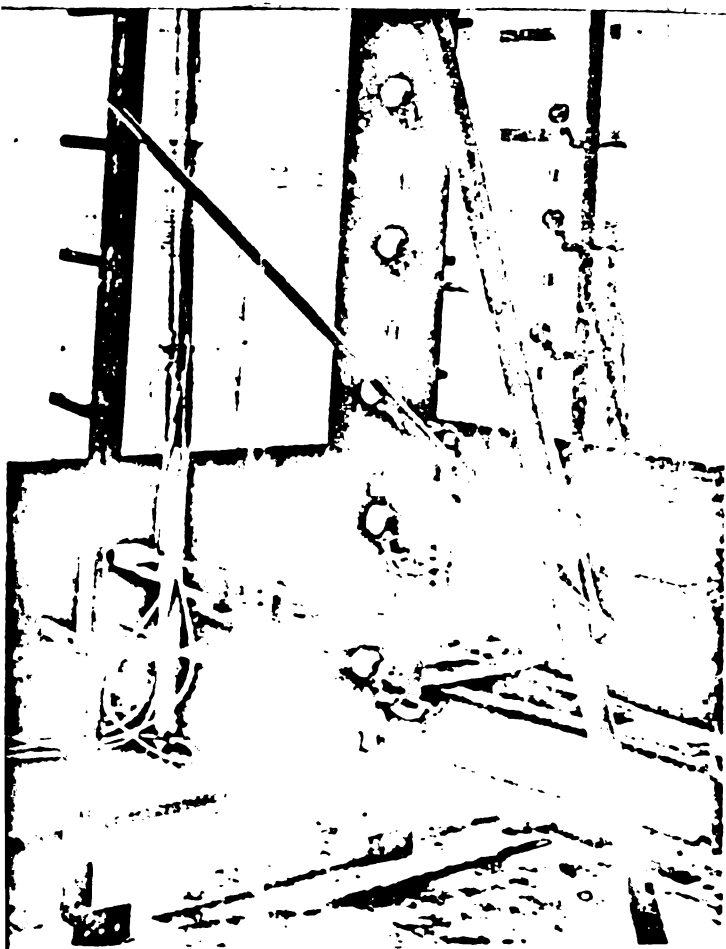


Fig.3.8.
Instalație pentru
măsurători electro-
tensometrice.

Pentru măsurătorile electro-tensometrice este utilizată o instalație cu punte tip Huggenberger cu frecvență 1 KHz. Fig. (3.8) precum și instalația universală tip RFT cu frecvență 5 KHz. /155/. Iar pentru măsurarea săgeților sînt utilizate



2x5 fleximetre cu fir plătate la distanțe egale pe spață lungimea barei. Fig. (3.9).

Încercările sînt efectuate la temperatură constantă.

Încercarea s-a aplicat continuu, uniform, iar citirile la punte și fleximetre sînt făcute la trepte de încărcare mai mari la începutul încercării, din 1000 în 1000 daN, apoi la 500 daN, iar în apropierea lui Pcr. din 100 în 100 daN (considerate la manometrul indicator al pompei).

Fig.3.9a. Poziția fleximetrelor

În figurile (3.10)...(3.19) sînt prezentate momente din timpul încercărilor precum și aspectul barelor după stingerea lui P_{cr} .

3.2. Rezultate obținute

Un exemplu privind valorile înregistrate pentru deformațiile: $\epsilon_1 \dots \epsilon_{16}$, respectiv săgețile $f_1 \dots f_X$, se prezintă în tabelul 3.4 și 3.5, pentru o bară supusă la compresie axială pînă la stingerea lui critică.

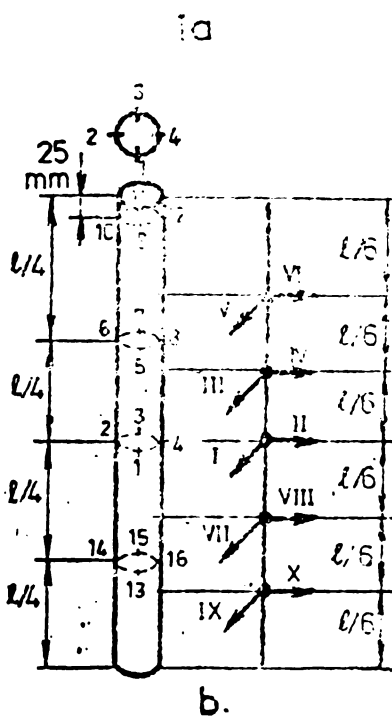
Pe baza rezultatelor obținute sînt trasate diagramele $P-\sigma$ și $P-f$ pentru fiecare bară în parte, prezentate în Fig.(3.20)...(3.35).

În timpul încercărilor s-au constatat următoarele:

- Comportate corespunzătoare la marea majoritate a barelor.
- Rezultatele cele mai bune la barele de tip a (fără sudură) și la cele cu săgeata inițială mai mică pentru același
- Dintre barele sudate, comportarea mai bună la cele de tip b (sudură pe întregul perimetru).
- Deformațiile remanente după stingerea lui P_{cr} , sînt mai mari la barele cu sudură (trei dintre acestea s-au rupt, peretele fiind străpuns de sudură).

Pentru control, la cîteva bare s-au efectuat măsurători în paralel cu două instalații, valorile înregistrate sînt:

BARĂ FĂRĂ SUDURĂ



BARĂ CU SUDURĂ

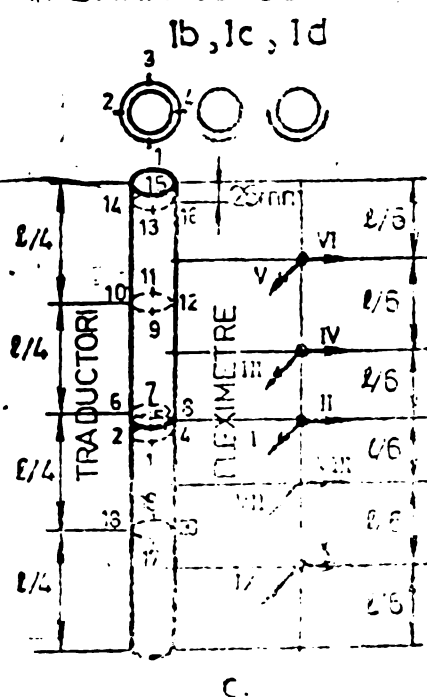


Fig.3.9b+c.

Numerotarea traductorilor foarte apropiate. tensometrici și a fleximetrelor.

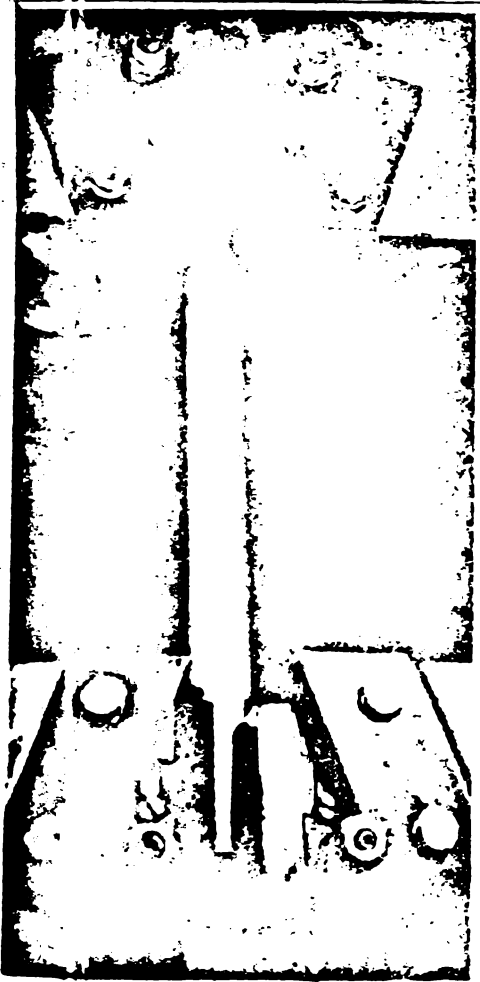


Fig. 3.10.

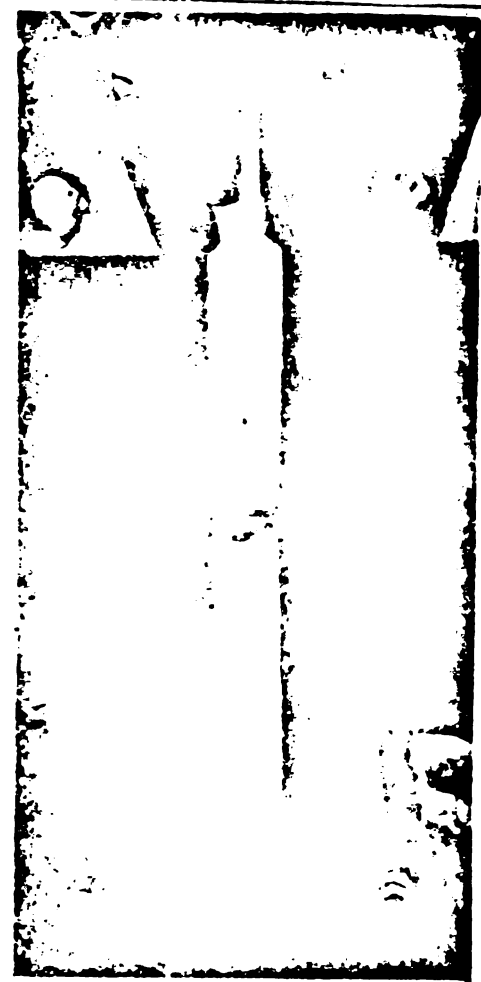


Fig. 3.11.

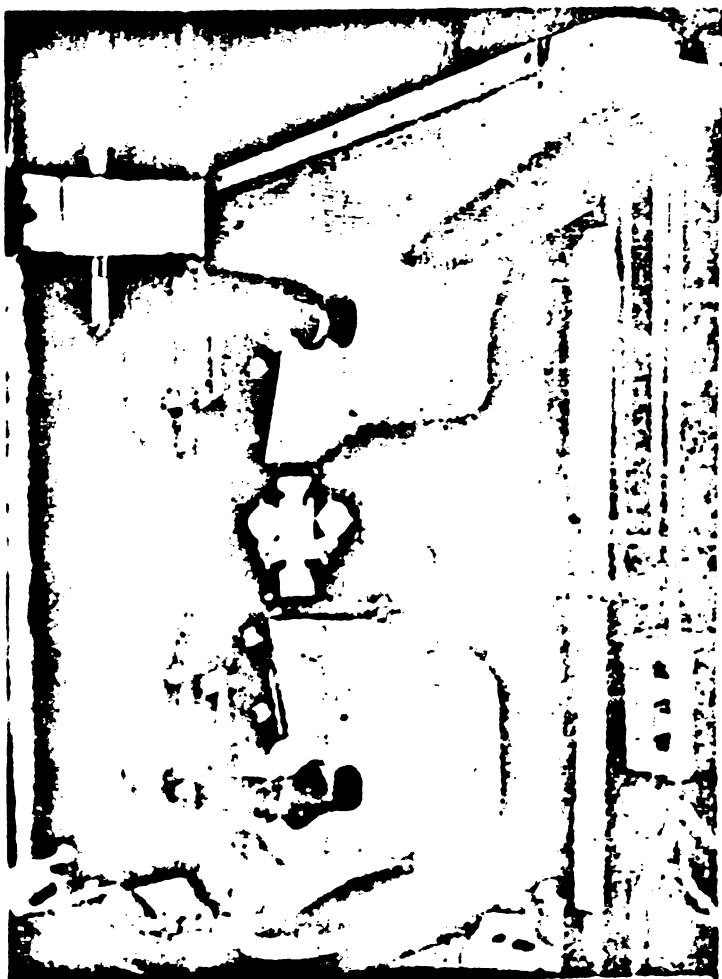


Fig. 3.12.

Fig. 3.10 ; 3.11 ; 3.12
 Aspecte de la încercările
 de tracțiune asupra epru-
 vetelor din tronsoane de
 țevi respectiv fișii din
 perete de țesă.

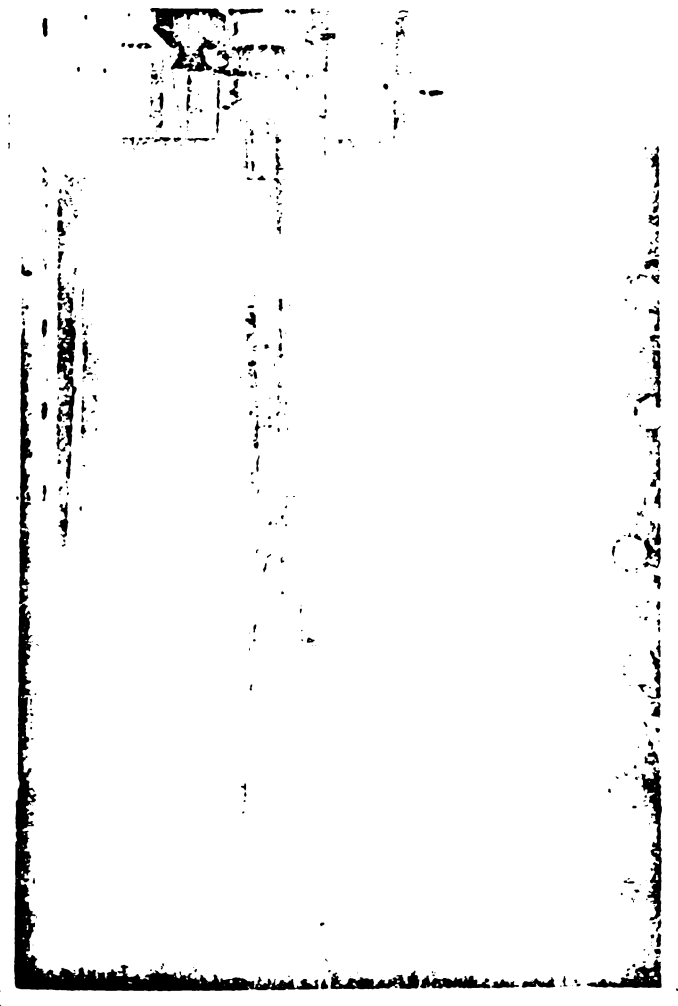


Fig. 3.13a.



Fig. 3.13b.

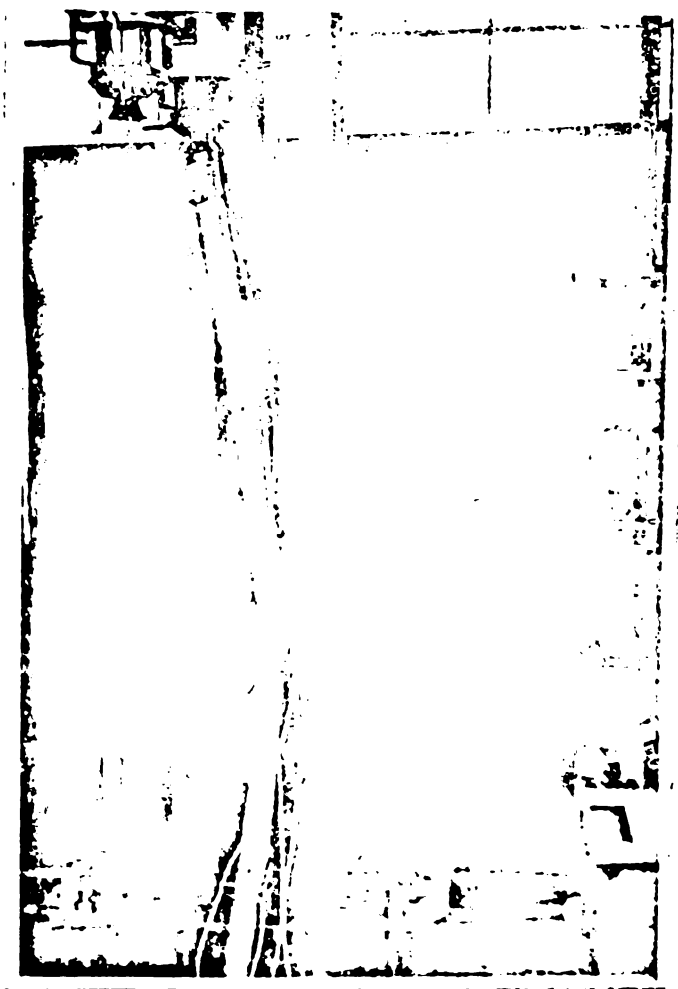


Fig. 3.13c.

Fig. 3.13a ; 3.13b ; 3.13c.

Aspecte din timpul încercării la compresiune axială a unei țevi în diferite stadii de încărcare, până la atingerea lui P_{cr} și apariția fenomenului de flambaj.

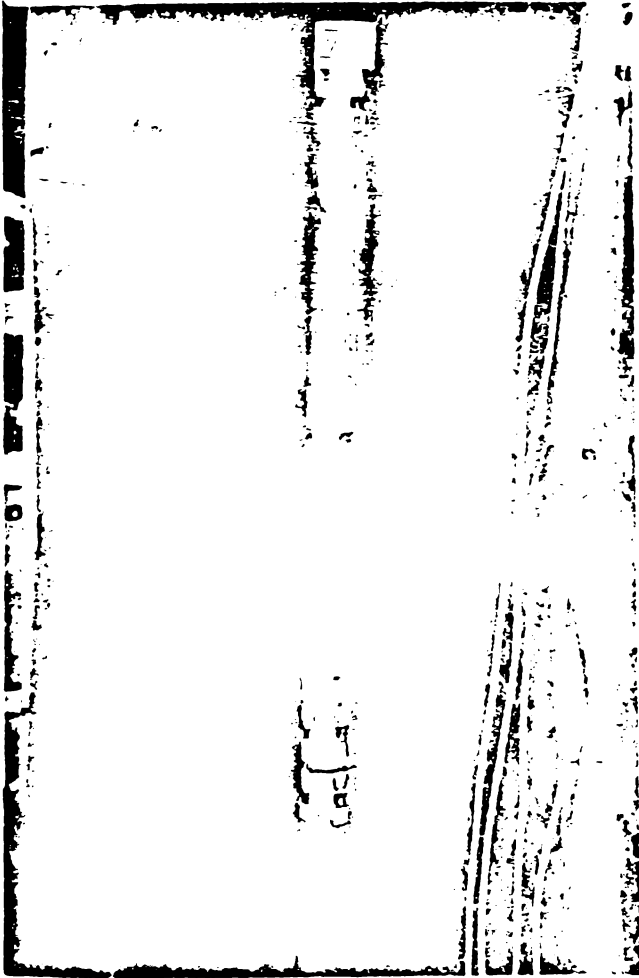


Fig.3.14. Bară pregătită
pentru încercare

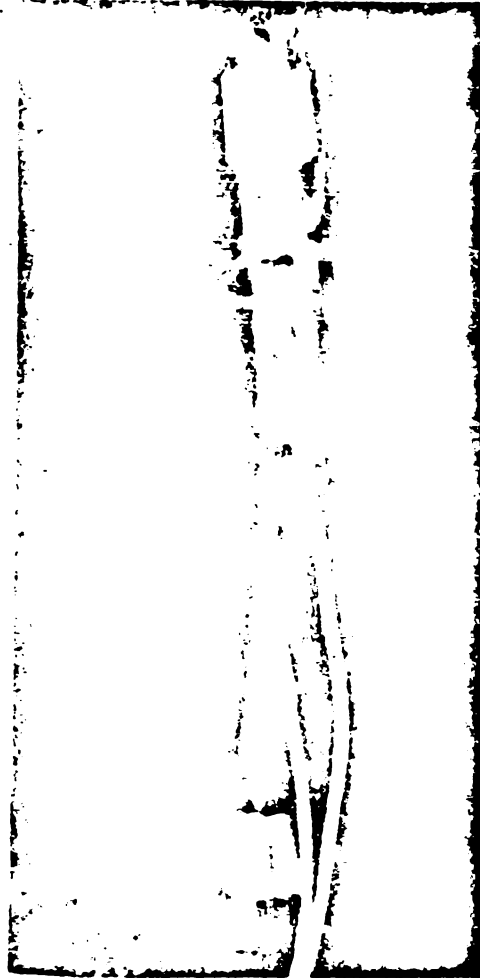


Fig.3.15. Aspectul unei
bare în momen-
tul pierderii
stabilității.



Fig.3.16. :
Exemplu de spariție a
voalării peretelui țevii
supraîncălzite,
în zona discente
corpului de sudură.

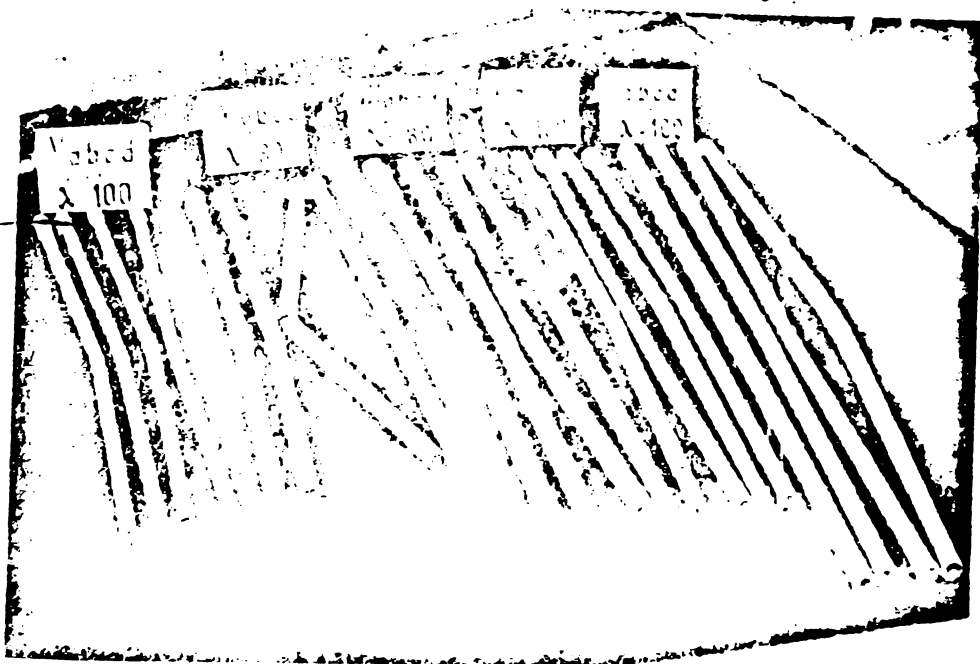


Fig.3.17.

Aspectul țevilor
după ce au fost
încercate la com-
presiune.

Fig.3.18.

Idem

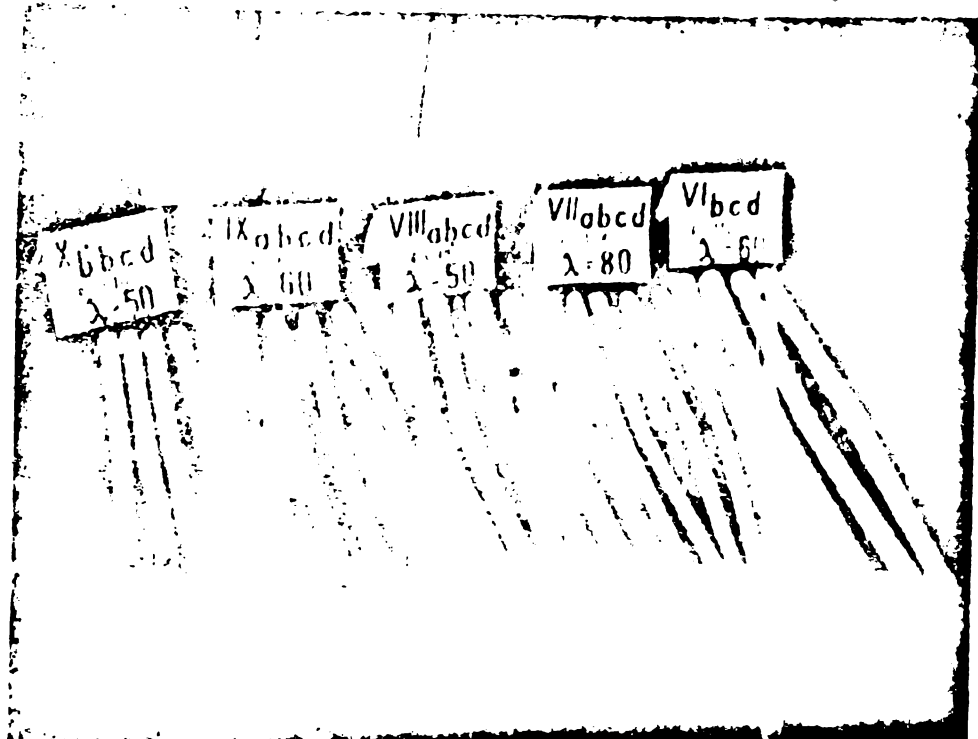
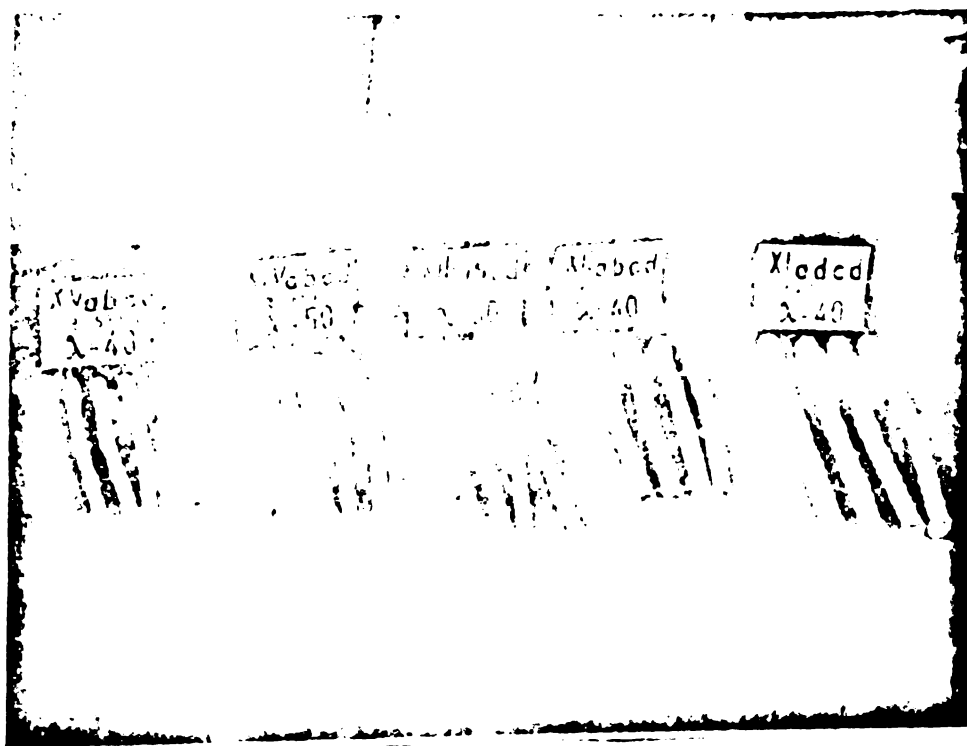


Fig.3.19.

Idem



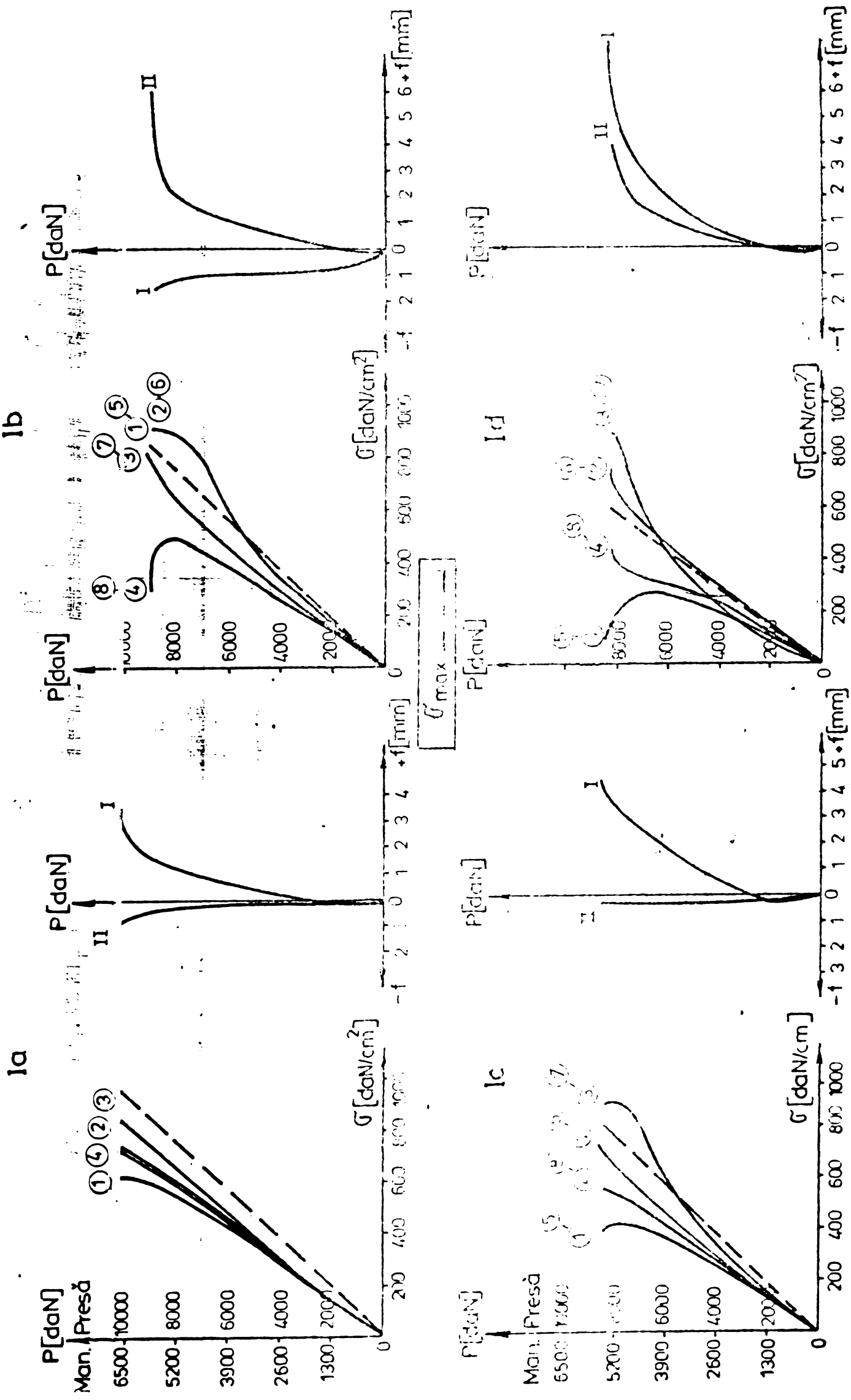


Fig. 3.20 BARE TIPI 60/4 L=1960 mm $\lambda=100$

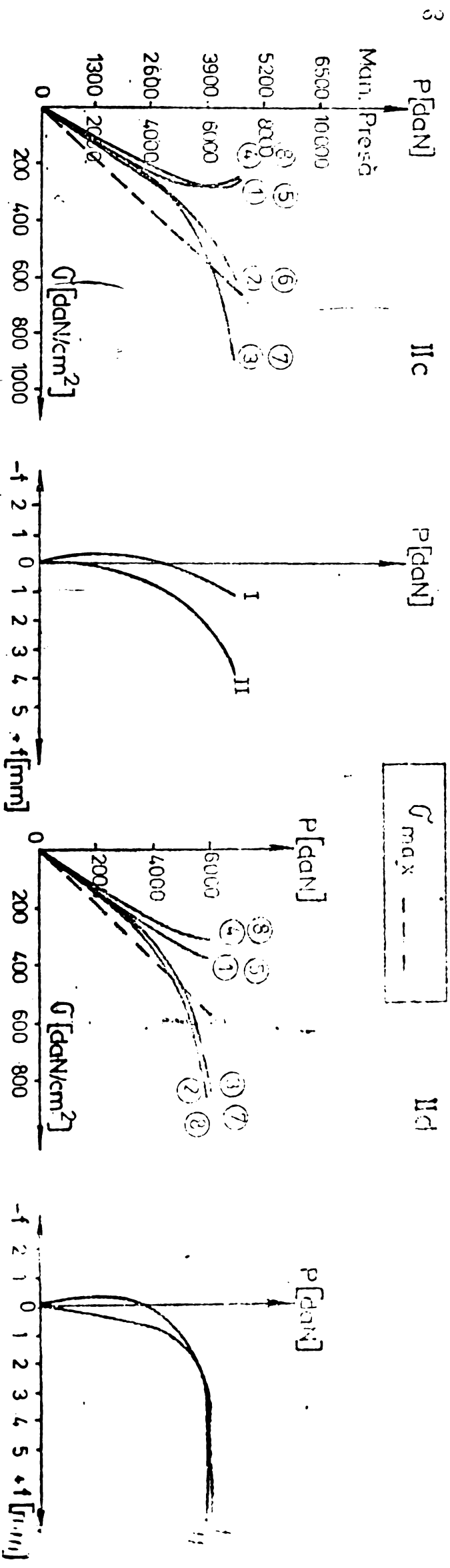
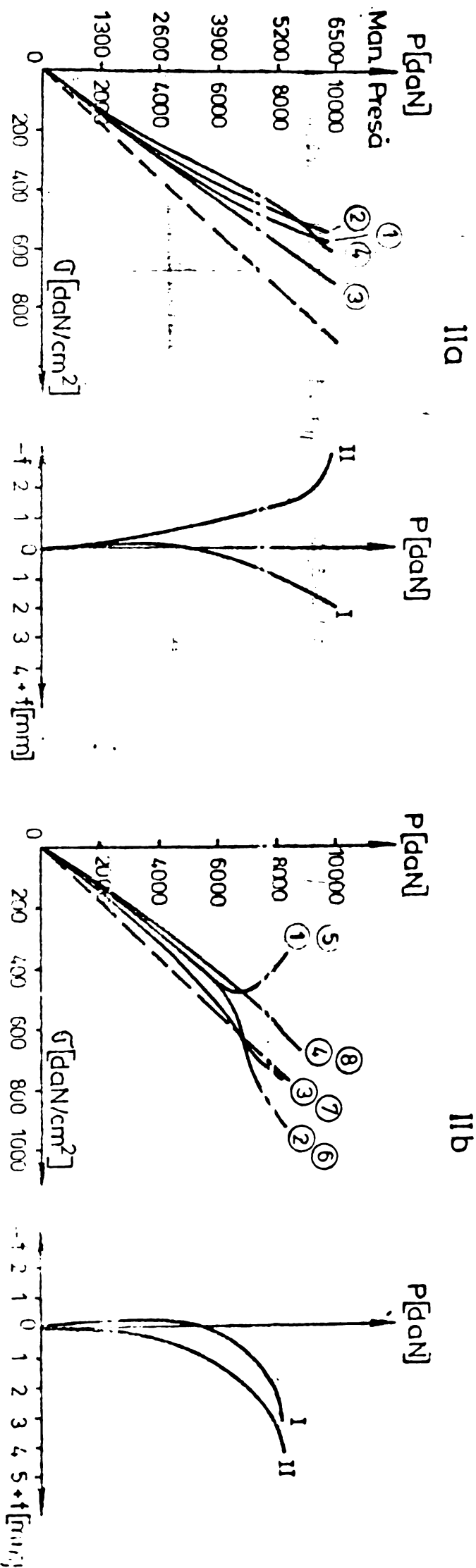


Fig. 3.21. BARE TIP II 50/5 L=1620 mm $\lambda=100$

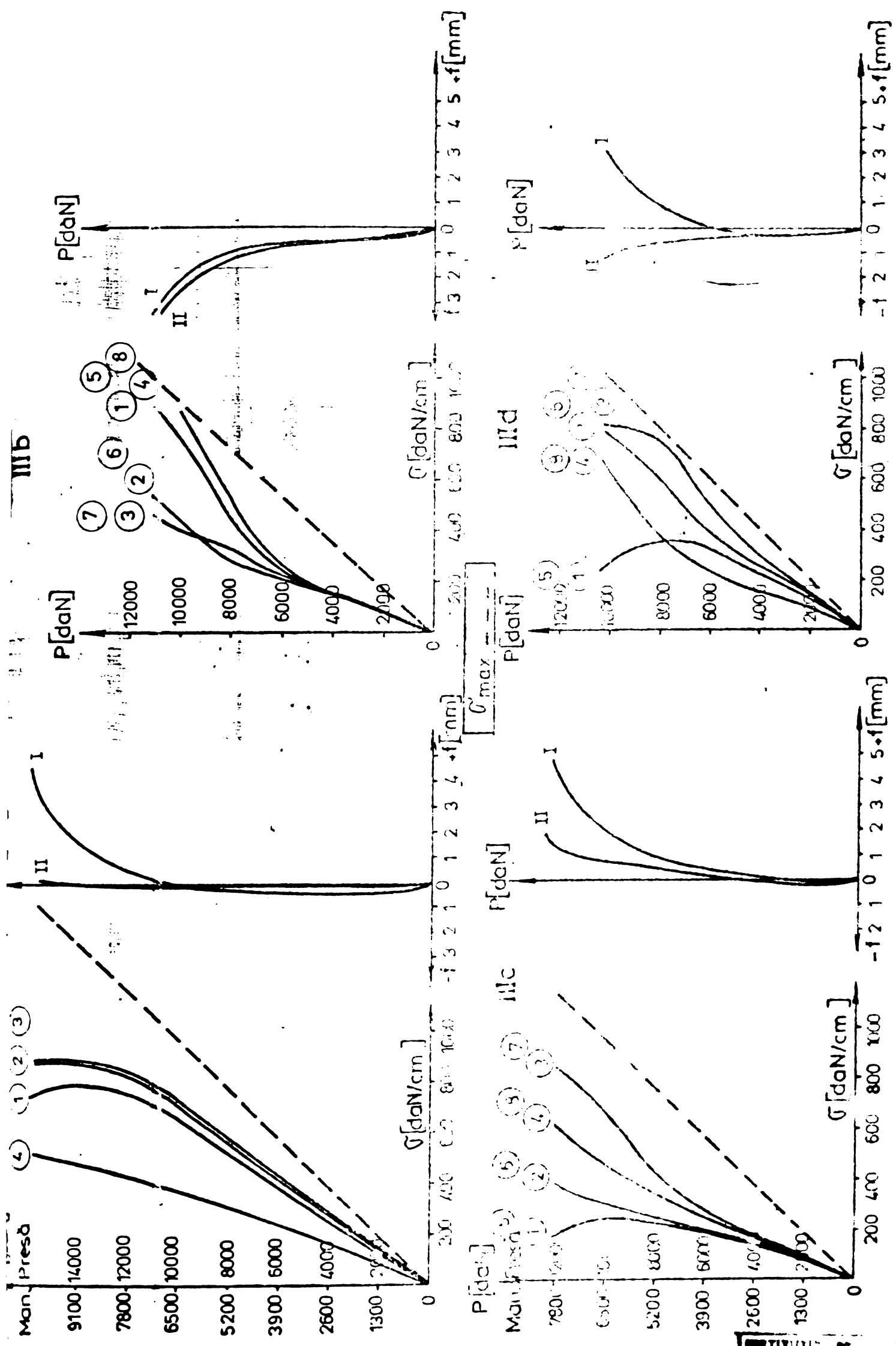


Fig.3.22 BARE TIP III 60/4 L=580 mm $\lambda=80$

INSTITUTO DE
TAMBO
BIBLIOTECA

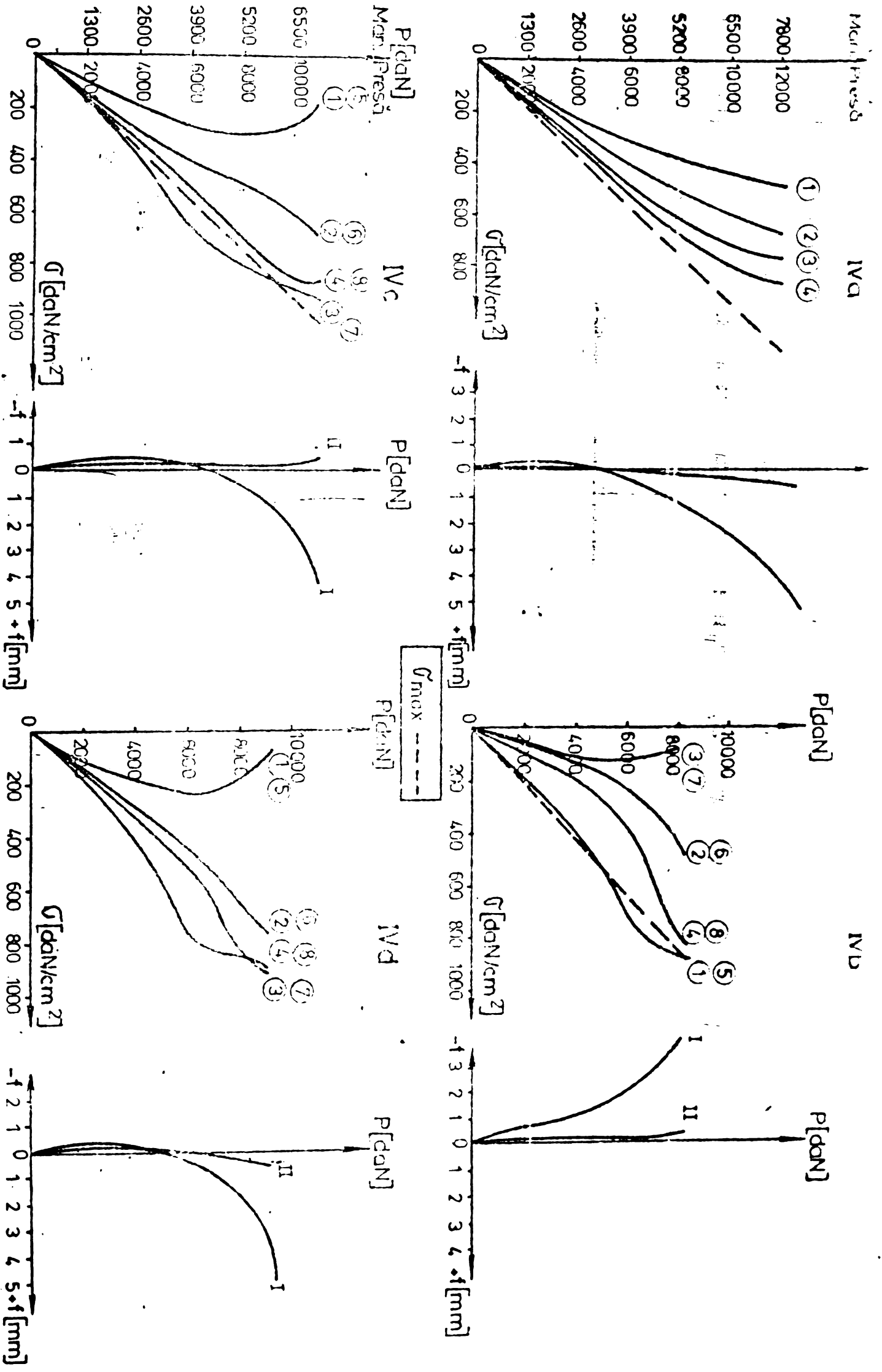


Fig.3.24.BARE TIP IV 50/5 L=1300mm $\lambda=80$

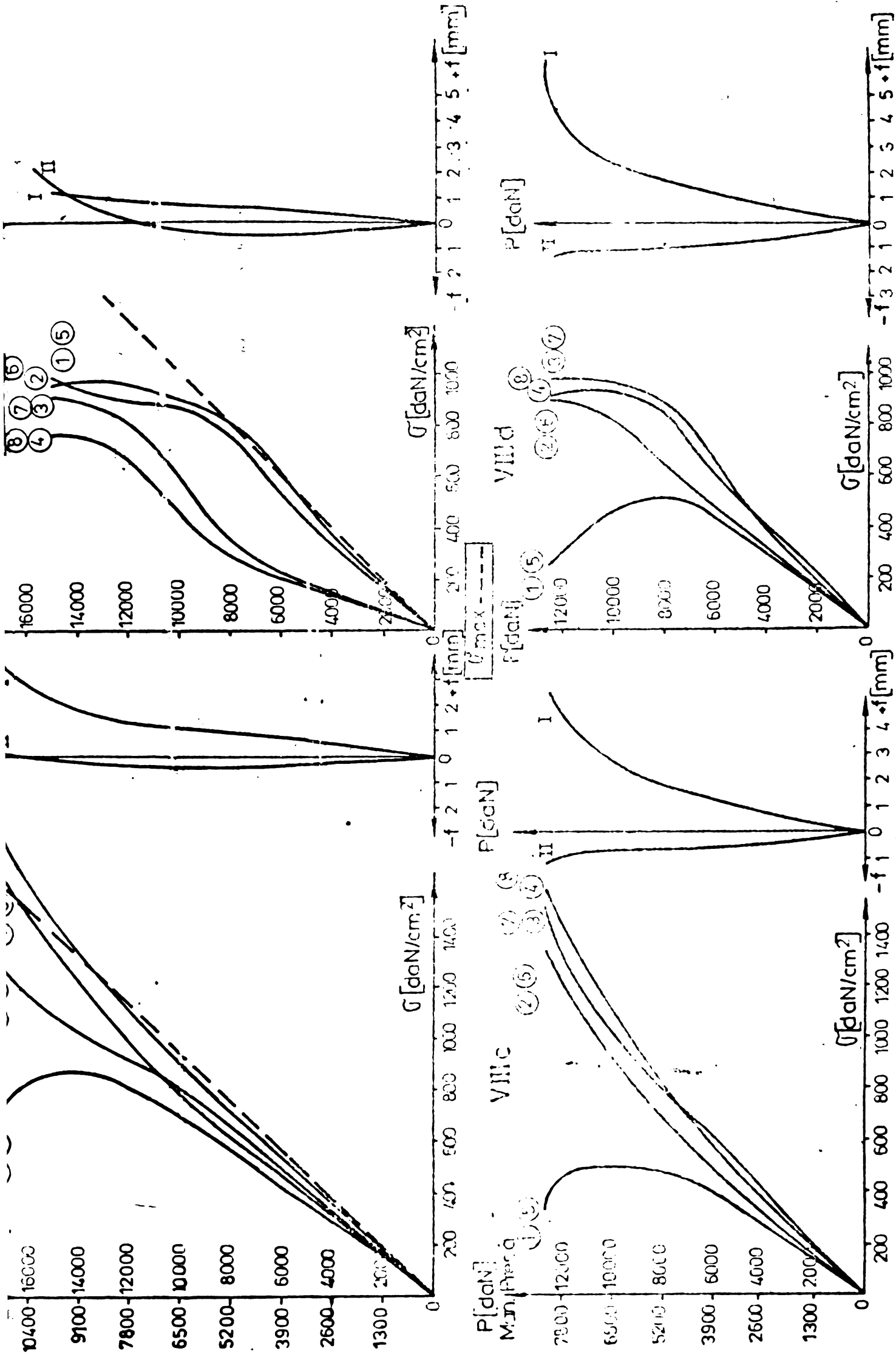


Fig.3.25. BARE TIP VIII 60/4 L=980mm λ=50

Tab. 3.4

CITIRI P manom.		VALORI INREGISTRATE DE TRADUCTORII TENSOMETRICE $\epsilon \times 10^{-6}$															
		ϵ_1	ϵ_2	ϵ_3	ϵ_4	ϵ_5	ϵ_6	ϵ_7	ϵ_8	ϵ_9	ϵ_{10}	ϵ_{11}	ϵ_{12}	ϵ_{13}	ϵ_{14}	ϵ_{15}	ϵ_{16}
0	0	+34	+33	+40	+32	+47	+38	+41	+49	+53	+35	+51	+59	+38	+36	+27	+38
850	1000	-118	-110	-114	-111	-111	-106	-106	-113	-109	-90	-140	-120	-127	-128	-124	-136
1300	2000	-225	-230	-229	-219	-219	-213	-214	-235	-212	-187	-279	-252	-251	-257	-248	-269
1950	3000	-330	-344	-344	-325	-326	-318	-324	-353	-309	-285	-419	-378	-372	-383	-370	-402
2550	4000	-436	-461	-455	-436	-428	-424	-438	-474	-412	-388	-559	-515	-496	-514	-497	-540
3250	5000	-533	-576	-582	-542	-534	-525	-546	-592	-516	-483	-691	-643	-614	-633	-620	-670
3900	6000	-631	-693	-703	-652	-638	-632	-654	-713	-626	-583	-870	-772	-732	-762	-748	-701
4225	6500	-676	-745	-766	-702	-684	-680	-709	-769	-678	-628	-879	-830	-785	-820	-804	-862
4550	7000	-720	-793	-826	-755	-734	-731	-766	-827	-733	-676	-939	-891	-841	-880	-866	-926
4875	7500	-760	-844	-883	-805	-780	-777	-813	-880	-785	-723	-992	-948	-894	-936	-926	-985
5200	8000	-802	-907	-950	-858	-826	-826	-869	-938	-840	-769	-1048	-1004	-944	-993	-982	-1044
5925	8500	-836	-953	-1010	-911	-867	-876	-928	-996	-899	-822	-1105	-1066	-1001	-1052	-1048	-1109
5720	8800	-859	-985	-1048	-941	-896	-906	-960	-1027	-930	-847	-1132	-1095	-1027	-1082	-1079	-1139
5850	9000	-875	-1007	-1073	-962	-910	-920	-979	-1048	-950	-864	-1152	-1115	-1045	-1103	-1100	-1161
5980	9200	-892	-1035	-1095	-978	-922	-935	-1001	-1067	-971	-882	-1167	-1135	-1062	-1122	-1125	-1181
6110	9400	-894	-1040	-1121	-1000	-941	-955	-1025	-1090	-994	-901	-1186	-1158	-1082	-1144	-1147	-1148
6240	9600	-908	-1060	-1152	-1025	-959	-976	-1054	-1119	-1025	-927	-1203	-1185	-1109	-1176	-1182	-1215
6370	9800	-914	-1080	-1189	-1052	-969	-994	-1087	-1144	-1045	-944	-1212	-1199	-1124	-1189	-1196	-1221
6500	10 000	-900	-1084	-1207	-1069	-954	-996	-1114	-1161	-1054	-954	-1219	-1207	-1133	-1197	-1206	-1225
6565	10 100	-873	-1083	-1220	-1098	-979	-993	-1147	-1177	-1056	-957	-1235	-1211	-1129	-1199	-1209	-1227

REZULTATE EXPERIMENTALE
VALORI INREGISTRATE DE FLEXIMETRE f [mm]

Citiri P nom.	presă	f_I	f_{II}	f_{III}	f_{IV}	f_V	f_{VI}	f_{VII}	f_{VIII}	f_{IX}	f_X
		950	3000	-0.15	-0.15	-0.25	+0	-0.4	-0.05	-0.05	-0
1250	5000	+0.2	-0.25	+0.22	-0.08	-0.12	-0.23	+0.23	-0.08	+0.12	-0.1
1550	7000	+0.9	-0.32	+0.75	-0.15	+0.25	-0.25	+0.75	-0.12	+0.45	-0.15
16200	8000	+1.2	-0.4	+1.15	-0.2	+0.55	-0.3	+1.1	-0.15	+0.55	-0.15
16850	9000	+1.75	-0.47	+1.6	-0.28	+0.8	-0.43	+1.5	-0.2	+0.82	-0.2
16110	9400	+2.0	-0.5	+2.0	-0.3	+1.0	-0.4	+1.5	-0.2	+1.1	-0.2
16370	9800	+2.5	-0.6	+2.4	-0.4	+1.25	-0.45	+2.2	-0.25	+1.2	-0.25
16500	10.000	+3.0	-0.7	+2.9	-0.5	+1.7	-0.52	+2.6	-0.35	+1.5	-0.3
16565	10.100	+3.6	-0.85	+3.45	-0.62	+2.2	-0.6	+3.3	-0.4	+1.9	-0.35
16630	10.200	128	39	1075	269	56	136	99	241	575	147

REPREZENTAREA SAGETILOR LA DIFERITE
TREPTE DE INCARCARE

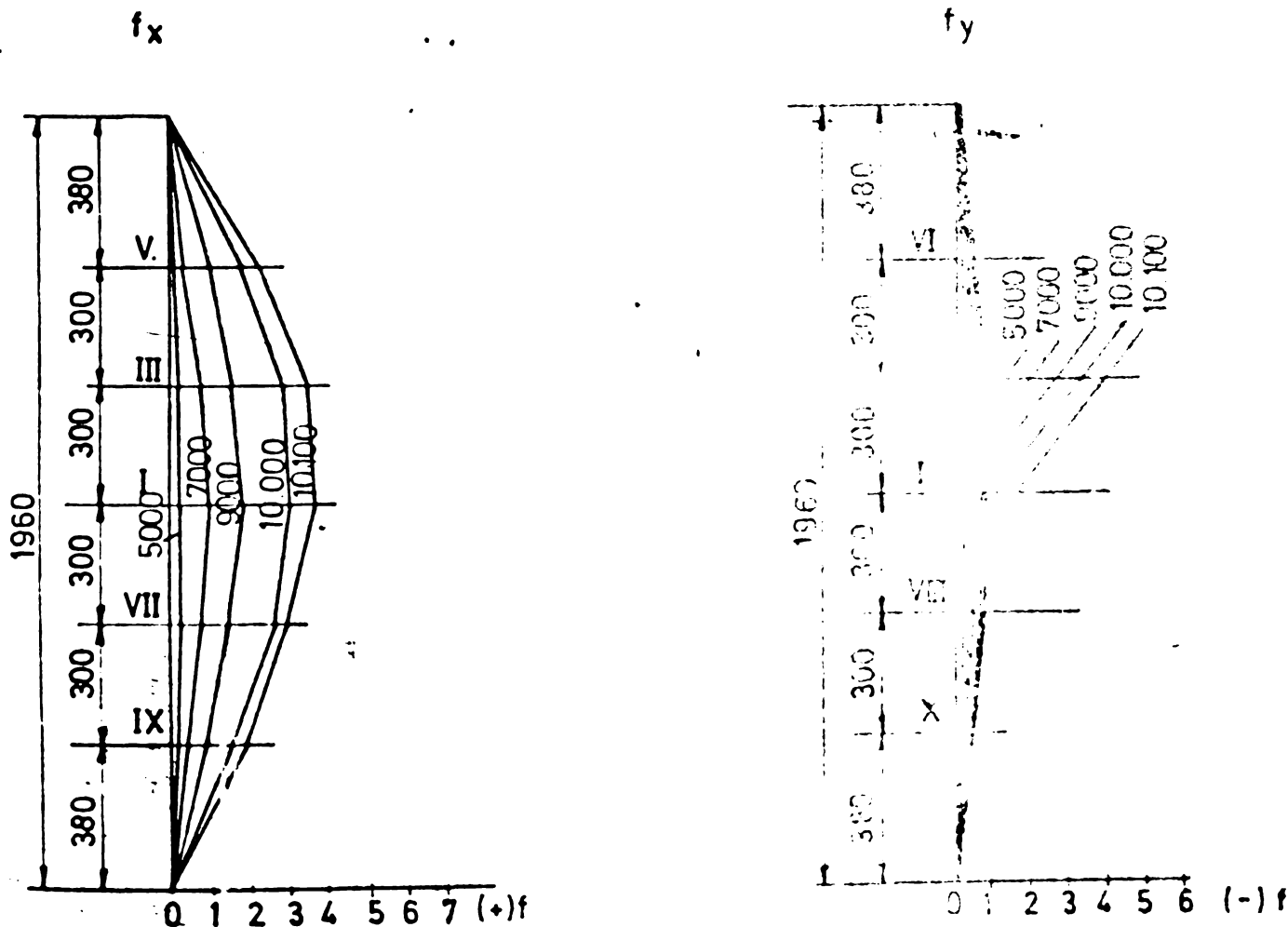


Fig. 3.26

Tab. 3.6

Nr. crt.	g/g	g/g	D mm			d mm			t mm						f mm				L mm	A cm ²	i cm	λ	P _{crexp.} daN	P _{Euler} daN	Obs.
			D ₁₋₃	D ₂₋₁	D _m	d ₁₋₃	d ₂₋₁	d _m	t ₁	t ₂	t ₃	t ₄	t _m	f ₁	f ₂	f ₃	f ₄								
0	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22	23	24	
1	Ia	0	59.6	59.6	59.6	51.74	51.74	51.74	4.0	3.9	3.9	3.9	3.93	-0.15	-0.6	-0.3	+0.3	1580	6.87	1.97	95.5	5630	4801		
2	Ib	1/1	59.6	59.6	59.6	51.64	51.64	51.64	4.1	3.9	3.9	4.0	3.98	-0.25	+0.1	-0.3	-0.3	1900	6.95	1.97	99.5	5874	4853		
3	Ic	1/3	59.6	59.6	59.6	51.74	51.74	51.74	3.9	4	3.9	3.9	3.93	-0.2	+1.2	-0.25	-1.7	1560	6.87	1.97	99.5	5520	4801		
4	Id	2/3	59.5	59.3	59.4	51.3	51.5	51.6	4	4	4	4	4	+0.4	+1.7	-0.2	-2.2	1360	6.96	1.99	100	5390	4823		
5	IIa	0	49.8	49.8	49.8	39.92	39.95	39.97	5.0	4.9	4.9	4.9	4.92	-0.2	-0.3	-0.3	-0.4	1620	6.95	1.97	99.7	6063	4652		
6	IIb	1/1	49.5	49.6	49.6	39.87	39.90	39.95	4.9	4.8	4.8	4.9	4.85	-0.3	+0.3	-0.2	-0.5	1620	6.87	1.97	101.9	5324	4516		
7	IIc	1/3	49.9	49.8	49.8	40.10	40.20	40.15	4.7	4.8	4.9	5	4.85	+0.7	-0.8	-1.1	+0.6	1620	6.85	1.6	101.2	4545	4577		
8	IIId	2/3	49.6	49.6	49.6	39.9	39.90	39.9	4.9	4.7	4.8	5.4	4.85	+0.8	-1.1	-1.3	+0.4	1620	6.82	1.99	101.9	3996	4529		
9	IIIa	0	59.6	59.5	59.5	51.76	51.80	51.79	3.9	3.9	3.8	3.9	3.88	+0.1	-0.25	-0.15	+0.1	1580	6.73	1.97	80.2	10325	7286		
10	IIIb	1/1	59.6	59.8	59.7	52.10	52.10	52.10	3.8	3.8	3.8	3.8	3.80	-0.35	0.25	-0.25	-0.5	1580	6.67	1.98	79.8	7273	7228		
11	IIIc	1/3	59.6	59.6	59.6	51.7	51.80	51.75	3.9	3.9	3.9	3.9	3.90	+1.2	-1.0	-1.5	+0.3	1580	6.82	1.98	79.8	7792	7344		
12	IIId	2/3	59.6	59.6	59.6	52.0	52.0	52.0	3.8	3.8	3.8	3.8	3.8	+0.8	+0.55	-1.1	-1.0	1580	6.66	1.98	79.8	6753	7192		
13	IVa	0	49.8	49.9	49.8	39.9	40.0	39.95	5.0	4.9	4.9	5.0	4.95	+0.9	-0.1	-0.9	-0.2	1300	6.98	1.60	81.3	7922	7270		
14	IVb	1/1	49.9	49.8	49.85	40.9	40.9	40.9	5.0	4.8	4.8	4.9	4.88	+0.8	-0.4	-1.1	+0.4	1300	6.83	1.61	80.9	5520	5772		
15	IVc	1/3	49.8	49.8	49.8	40.0	40.0	40.0	4.9	4.8	4.8	4.9	4.85	+0.6	+0.2	-1.1	-0.1	1300	6.89	1.60	81.3	7143	7152		
16	IVd	2/3	48.8	48.8	48.8	39.1	39.1	39.1	4.7	4.8	4.9	5.0	4.85	+1.35	+0.1	-1.55	+0.2	1300	6.69	1.56	83.3	6104	6675		
17	Va	0	39.2	39.1	39.15	35.2	35.3	35.3	2.0	1.9	1.9	2.0	1.95	-0.1	-0.3	-0.1	-0.2	1300	2.28	1.32	98.5	2468	1574		
18	Vb	1/1	39.1	39.0	39.05	35.1	35.3	35.2	1.9	1.9	2.0	1.9	1.92	-0.1	-0.4	+0.2	+0.4	1300	2.23	1.30	100.0	1558	1550		
19	Vc	1/3	39.2	39.0	39.0	35.1	35.1	35.0	2.0	1.9	1.9	2.1	1.98	+0.1	+0.5	-0.4	-0.2	1300	2.31	1.36	96.0	1753	1583		
20	Vd	2/3	40.0	39.8	39.9	36.0	35.4	35.7	2.1	1.9	1.9	1.9	1.95	+0.6	-0.1	-0.3	-0.1	1300	2.22	1.30	100.0	1688	1880		
21																									

Cap.4. INTERPRETAREA REZULTATELOR OBTINUTE LA INCERCAREA LA FLAMBAJ A UNOR TEVI DIN ALIAJE DE ALUMINIU SI COMPARAREA CURBELOR DE FLAMBAJ OBTINUTE CU CURBELE PENTRU ALIAJE DE ALUMINIU EUROPENE.

Aşa cum s-a văzut din cele câteva aspecte ale cercetărilor privind comportarea la flambaj a barelor din aliaje de aluminiu, prezentate în capitolul 2 al acestei lucrări, pentru a se putea ține seama de imperfecțiunile inițiale (defecte de rectilinearitate, de centrare, toleranțe dimensionale ale secțiunilor, eforturile unitare remanente etc.) care au un caracter aleator și provoacă importante divergențe, cercetările se bazează tot mai mult pe rezultate obținute experimental și în plus, programul experimental al CECM folosește eșantioane de aliaje din șapte țări europene, urmărind în final o uniformizare a curbelor de flambaj la nivel european. /120/122/129/ /131/134/158/159/164/. Posibilitățile prelucrării statistice a rezultatelor la calculator face posibilă cuprinderea influenței factorilor aleatori și apropierea curbelor de flambaj a barelor supuse la compresiune, de comportarea lor reală /110/ /125/127/158/159/.

Pentru interpretarea rezultatelor obținute în lucrarea de față, autorul a folosit metoda Dutheil, prezentată de H. Djallaly și D. Sfintesco în "Cercetări asupra flambajului barelor din aliaje de aluminiu" /159/ și compară rezultatele obținute pe bare din țevi de aliaje de aluminiu realizate la I.P.A. Slatina cu rezultatele prezentate de autorii sus menționați pe bare din aliaje de aluminiu europene (A-ECM, apropiat de aliajul Al Mg Si) /155/156/.

Pornind de la o bară prismatică, practic dreaptă supusă unui efort de compresiune axial, aplicat la capetele barei care sînt articulate și sporind efortul în mod constant, se constată că bara se curbează din momentul în care începe încărcarea. Dutheil, exprimă relația empirică a săgeții la mijlocul acestei bare prin :

$$s = a \frac{\sigma_K}{\sigma_K - (1+b)\sigma} (1+b)\sigma \frac{l}{2N_K} = \frac{a(1+b)\sigma}{\sigma_K - (1+b)\sigma} \cdot \frac{l}{A\gamma} \quad (4.1)$$

unde $\sigma_K = \frac{\pi^2 E}{\lambda^2}$ și $N_K = A \cdot \sigma_K$

Împreună cu această diagramă este prezentată și o curăă so-
 die propusă de Djelaly, pentru a simplifica calculul, exprimată
 prin relația :

$$\bar{\sigma} = \frac{0.53993}{\bar{\lambda}^2} + 0.59041 - \sqrt{\left[\frac{0.53993}{\bar{\lambda}^2} + 0.59041 \right]^2 - \frac{1.07987}{\bar{\lambda}^2}} \quad (4.11)$$

unde $\bar{\sigma}$ și $\bar{\lambda}$ sînt
 valorile adimensiona-
 le ale efortului uni-
 tar și coeficientului
 de zveltețe :

$$\bar{\lambda} = \frac{\lambda}{\lambda_e} \quad \text{unde}$$

$$\lambda_e = \pi \sqrt{\frac{E}{\sigma_e}}$$

$$\bar{\sigma} = \frac{\sigma}{\sigma_e}$$

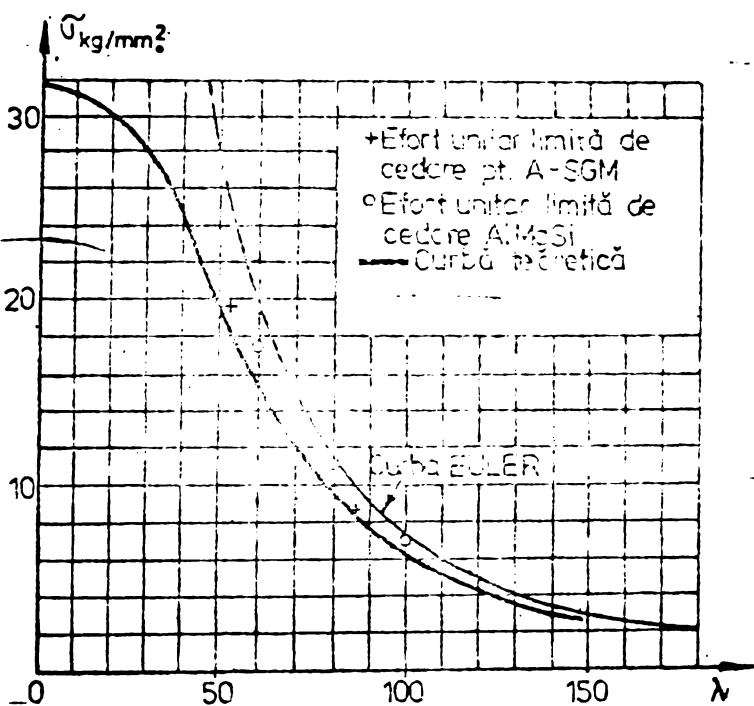


Fig.4.1

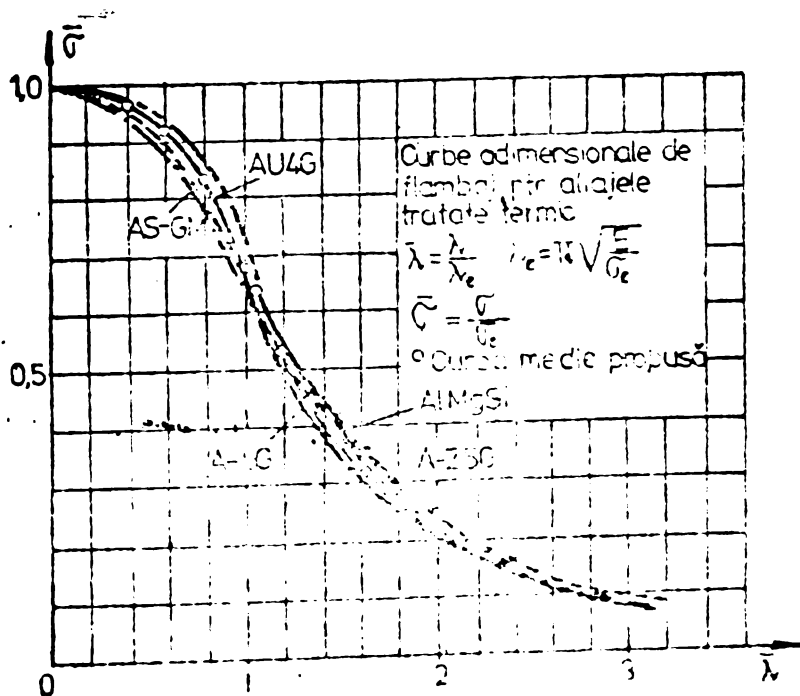


Fig 4.2

a și b fiind parametri empirici, care se determină în funcție de rezultatele statistice ale sarcinii probabile de cedare.

Această săgeată provoacă un moment de încovoiere, care are ca valoare :

$$M = N \cdot f = A \cdot \sigma \cdot f = \frac{a(1+b) \sigma^2 I}{\sigma_K (1-b) \sigma} \quad (4.2)$$

Efortul unitar maxim se exprimă deci prin :

$$\sigma_{\max} = \frac{N}{A} + \frac{M y}{I} = \sigma + \frac{a(1+b) \sigma^2}{\sigma_K (1-b) \sigma} = \sigma \left[\frac{\sigma_K (1+b)(1-a) \sigma}{\sigma_K (1-b) \sigma} \right] \quad (4.3)$$

Valoarea efortului unitar limită de cedare, σ_s , pentru care $\sigma_{\max} = \sigma_e$ satisface relația :

$$\sigma_s = \left[\frac{\sigma_K (1+b)(1-a) \sigma_s}{\sigma_K (1-b) \sigma_s} \right] = \sigma_e \quad (4.4)$$

de unde :

$$\sigma_s = (1+b)(1-a) - \sigma_s [\sigma_K + \sigma_e (1+b)] + \sigma_e \cdot \sigma_K = 0 \quad (4.5)$$

sau încă :

$$\sigma_s = \frac{\sigma_K (1+b) \sigma_e}{2(1+b)(1-a)} - \sqrt{\left[\frac{\sigma_K (1+b) \sigma_e}{2(1+b)(1-a)} \right]^2 - \frac{\sigma_e \cdot \sigma_K}{(1+b)(1-a)}} \quad (4.6)$$

Parametrii a, b și σ_e care s-au introdus în aceste relații, se determină cu ajutorul rezultatelor experimentale, după cum urmează : se consideră trei valori ale coeficientului de zveltețe λ_1, λ_2 și λ_3 , la care corespund eforturile unitare critice Euler $\sigma_{K1}, \sigma_{K2}, \sigma_{K3}$ și trei valori experimentale σ_{S1}, σ_{S2} și σ_{S3} ale efortului unitar de cedare și astfel se poate scrie în virtutea ecuației (4.5) sistemul de trei ecuații prezentat în continuare :

$$\left. \begin{aligned} \sigma_{S1}^2 (1+b)(1-a) - \sigma_{S1} (1+b) \sigma_e + \sigma_{K1} \sigma_e &= \sigma_{S1} \cdot \sigma_{K1} \\ \sigma_{S2}^2 (1+b)(1-a) - \sigma_{S2} (1+b) \sigma_e + \sigma_{K2} \sigma_e &= \sigma_{S2} \cdot \sigma_{K2} \\ \sigma_{S3}^2 (1+b)(1-a) - \sigma_{S3} (1+b) \sigma_e + \sigma_{K3} \sigma_e &= \sigma_{S3} \cdot \sigma_{K3} \end{aligned} \right\} \quad (4.7)$$

care permit calculul celor trei necunoscute a, b și σ_e .

În urma rezolvării sistemului de trei ecuații (4.7) se obține :

$$\sigma_e = \frac{\sigma_{S1}(\sigma_{K2} - \sigma_{K3}) + \sigma_{S2}(\sigma_{K3} - \sigma_{K1}) + \sigma_{S3}(\sigma_{K1} - \sigma_{K2})}{\sigma_{S1} \left(\frac{\sigma_{K2}}{\sigma_{S2}} - \frac{\sigma_{K3}}{\sigma_{S3}} \right) + \sigma_{S2} \left(\frac{\sigma_{K3}}{\sigma_{S3}} - \frac{\sigma_{K1}}{\sigma_{S1}} \right) + \sigma_{S3} \left(\frac{\sigma_{K1}}{\sigma_{S1}} - \frac{\sigma_{K2}}{\sigma_{S2}} \right)} \quad (4.8)$$

$$1.b) = \frac{\sigma_{S1}(\sigma_{K2} \frac{\sigma_{K3}}{\sigma_{S3}} - \sigma_{K3} \frac{\sigma_{K2}}{\sigma_{S2}}) + \sigma_{S2}(\sigma_{K3} \frac{\sigma_{K1}}{\sigma_{S1}} - \sigma_{K1} \frac{\sigma_{K3}}{\sigma_{S3}}) + \sigma_{S3}(\sigma_{K1} \frac{\sigma_{K2}}{\sigma_{S2}} - \sigma_{K2} \frac{\sigma_{K1}}{\sigma_{S1}})}{\sigma_{S1}(\sigma_{K2} - \sigma_{K3}) + \sigma_{S2}(\sigma_{K3} - \sigma_{K1}) + \sigma_{S3}(\sigma_{K1} - \sigma_{K2})} \quad (4.9)$$

$$1.b)(1-a) = \frac{\sigma_{K1}(\frac{\sigma_{K2}}{\sigma_{S2}} - \frac{\sigma_{K3}}{\sigma_{S3}}) + \sigma_{K2}(\frac{\sigma_{K3}}{\sigma_{S3}} - \frac{\sigma_{K1}}{\sigma_{S1}}) + \sigma_{K3}(\frac{\sigma_{K1}}{\sigma_{S1}} - \frac{\sigma_{K2}}{\sigma_{S2}})}{\sigma_{S1}(\frac{\sigma_{K2}}{\sigma_{S2}} - \frac{\sigma_{K3}}{\sigma_{S3}}) + \sigma_{S2}(\frac{\sigma_{K3}}{\sigma_{S3}} - \frac{\sigma_{K1}}{\sigma_{S1}}) + \sigma_{S3}(\frac{\sigma_{K1}}{\sigma_{S1}} - \frac{\sigma_{K2}}{\sigma_{S2}})} \quad (4.10)$$

Pentru barele din țevi produse la I.S.A. s-a considerat următoarele valori pentru aveltoși, obținute din practică.

$$\lambda_1 = 100 \quad \lambda_2 = 50 \quad \lambda_3 = 60$$

pentru care s-a efectuat încercări experimentale. Acestea le corespund :

$$\sigma_{K1} = \frac{\pi^2 E}{\lambda^2} = 690 \text{ daN/cm}^2$$

$$\sigma_{K2} = \frac{\pi^2 E}{\lambda^2} = 1077 \text{ daN/cm}^2$$

$$\sigma_{K3} = \frac{\pi^2 E}{\lambda^2} = 1215 \text{ daN/cm}^2$$

și trei valori experimentale ale efortului unitar de cedare :

$$\sigma_{S1} = 723 \text{ daN/cm}^2 \quad \sigma_{S2} = 1103 \text{ daN/cm}^2 \quad \sigma_{S3} = 1810 \text{ daN/cm}^2.$$

Pentru aliajul Al Mg Si (6061-T5), valorile conținute ale parametrilor a, b și σ_e sînt prezentate în tabelul 4.1. alături de valorile prezentate pentru maroc apropiată A-SG1 aliaj de aluminiu produs în Franța /156/.

Au rezultat :

$$\sigma_{SI} = 711 \text{ daN/cm}^2 ; \sigma_{SII} = 1084 \text{ daN/cm}^2 ; \sigma_{SIII} = 1072 \text{ daN/cm}^2.$$

Tabel 4.1.

	A - SG1	Al Mg Si
a	0,2091	0,09496
b	0,252	-0,0596
σ_e	3153	2.902
E	700.000	700.000

Aceste rezultate sînt prezentate în fig. 4.1 și dimensiunile fig.(4.2), respectiv adimensionale fig.(4.2) făcînd astfel o comparație între comportarea barelor din aliaje de aluminiu europene și cea a barelor din aliaje de aluminiu produse în R.S.R. pe care s

făcut autoarea încercările /155/156/.

Împreună cu această diagramă este prezentată și o curbă medie propusă de Djalaly, pentru a simplifica calculul, exprimată prin relație :

$$\bar{\sigma} = \frac{0,53993}{\bar{\lambda}^2} + 0,59041 - \sqrt{\left[\frac{0,53993}{\bar{\lambda}^2} + 0,59041\right]^2 - \frac{0,07987}{\bar{\lambda}^2}} \quad (4.11)$$

unde $\bar{\sigma}$ și $\bar{\lambda}$ sînt valorile dimensionale ale efortului unitar și coeficientului de zvoalțe :

$$\bar{\lambda} = \frac{\lambda}{\lambda_e} \quad \text{unde}$$

$$\lambda_e = \pi \sqrt{\frac{E}{\sigma_e}}$$

$$\bar{\sigma} = \frac{\sigma}{\sigma_e}$$

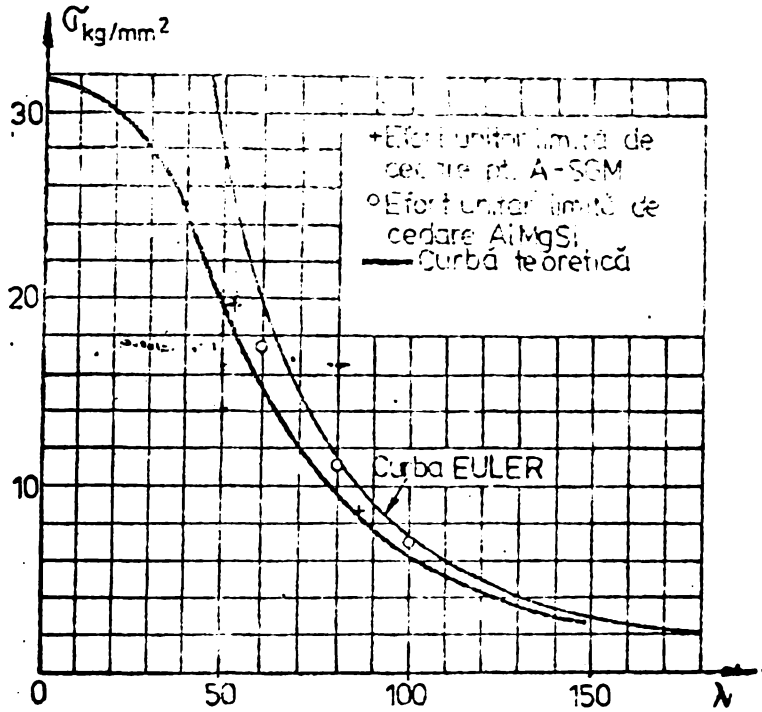


Fig.4.1

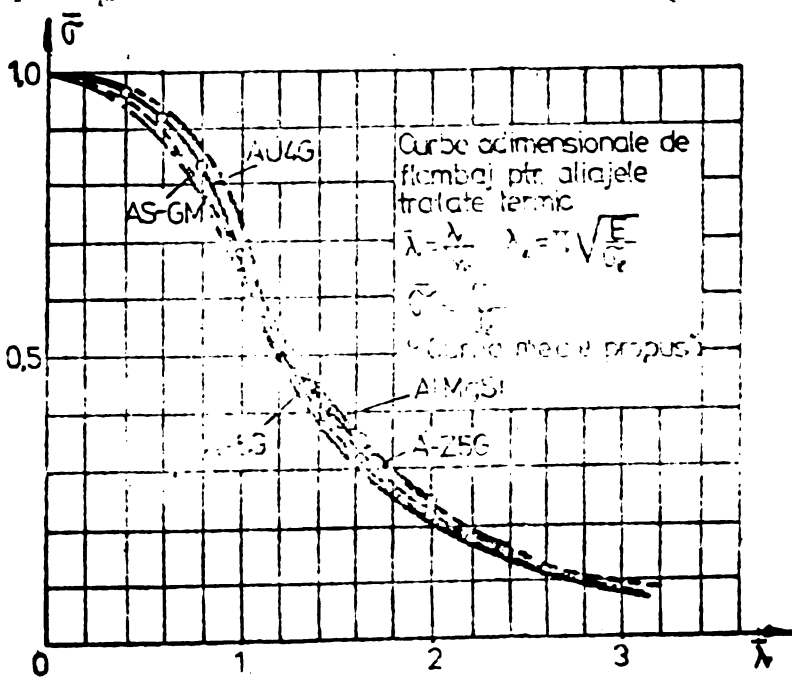
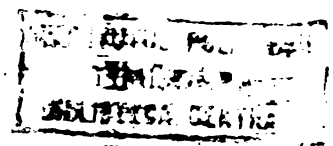


Fig.4.2



Cap.5. STUDII TEORETICE ASUPRA COMPORTĂRII BARELOR
STRUCTURII UNUI ACOPERIS CILINDRIC RETICULAT
DIN ALIAJE DE ALUMINIU

5.1. - Introducere.

Acoperișurile ușoare din aliaje de aluminiu reprezintă în țara noastră soluții relativ noi de acoperire a unor construcții industriale, social-culturale, sportive etc. Preocuparea față de aceste soluții, prin studiile lor în ultimul timp, se justifică prin faptul că ele pun în valoare avantajele folosirii aliajelor din aluminiu (produse la IPA Alstina) dintre care cele mai reprezentative ar fi : greutatea specifică a structurilor mult mai mică decât a variantelor similare din oțel cca 45-50%, rezistența ridicată la coroziune care contribuie la eliminarea cheltuielilor de întreținere, uzinarea simplă și posibilitatea de realizare a unor subansambluri interschimbabile, montarea ușoară și rapidă, posibilitatea de realizare cu produse fabricate în țară și valorificate superior prin această formă de folosire, posibilitatea de recuperare în întregime a materialului care la re folosire revine la un preț mult mai scăzut (30-35%), aspect plăcut, asigură drenarea rapidă a acoperișului etc. Ca dezavantaj principal rămânând momentan prețul inițial mult mai ridicat față de varianta echivalentă din oțel cca. 2,5-3,5 ori, dar care în timp mai îndelungat de folosire este mult atenuat. De asemeni modul de elasticitate mai scăzut al aluminiului impune atenție sporită soluțiilor de rigidizare.

La ora actuală situația prezentată la noi este aceeași și pe plan mondial /170,174,177,185/.

Pornind de la avantajele semnalate, la INCERC București s-a întreprins un studiu pe o machetă la acoperiș cilindric reticulat din aliaje de aluminiu, în colaborare cu I.C.București și Facultatea de Construcții Timișoara /170/ (autoarea fiind reprezentanta acesteia din urmă și asigurând partea de studiu teoretic și calcul a eforturilor în barele structurii în cadrul contractului respectiv). După încheierea lucrărilor conform programului de cercetare prevăzut în contract, studiul științific teoretic și experimental a fost reluat, continuat, dezvoltat și finalizat de către autoare pe o machetă având raportul dimensiunilor în plan puțin modificat (din condiții construc-

tive) dar, care a condus la îmbunătățirea comportării structurii, sporindu-i eficiența.

Tema propusă s-a axat pe studierea unor soluții de boltă cilindrice reticulate într-un singur strat.

Pentru a fi mai raționale, variantele din aliaje de aluminiu, ale unor astfel de structuri, urmăresc exploatarea avantajelor specifice produselor din aluminiu, adoptându-se în același timp anumite măsuri menite să micșoreze dezavantajele cunoscute ale aliajelor de aluminiu, mai ales modulul de elasticitate mai scăzut decât cel al oțelului. Bazat pe aceste considerații s-au ales forma și dimensiunile structurii studiate.

5.2. Prezentarea schemei machetei studiate.

Cum s-a menționat deja, structura machetei acoperișului este o boltă cilindrică reticulată într-un singur strat. Acest tip de acoperiș din aliaje de aluminiu este rațional până la deschideri de 25-30 m / 169, 170, 177, 176, 186/. Macheta are deschiderea $D = 5$ m și înălțimea la cheie $h = 0,80$ m și s-a considerat că ea realizează reducerea la scară 1:5 a unui acoperiș cu $D = 25$ m și $h = 4$ m (este posibil să se considere și reducerea la scară 1:6 sau 1:3 a acoperișului cu $D = 30$ m și $h = 4,8$ m, respectiv $D = 15$ m și $h = 2,4$ m) / 170, 179/ (Fig.V.1_a).

Lungimea machetei boltii cilindrice s-a considerat în mai multe variante: $L = 2D$; $L = 4,5D$; $L = 4,2D$ în diferite etape de studiu. Astfel: $L \cong 2D$ fără reazem intermediar
 $L \cong 2D$ cu reazem intermediar
 $L \cong D$ fără reazem intermediar
 $L \cong D$ cu reazem intermediar. (Fig.V.

Celelalte dimensiuni:

- raza boltii $R = 4,305$ m.
- unghiul de deschidere a boltii notat cu $2\alpha = 71^\circ$ (Fig.V.2a).
- lungimea laturii și a modului triunghiurilor $s = 0,300$ m.
- înălțimea mare a modului triunghi isoscel al ochiului de rețea $h_t = 0,381$ m
- unghiul de înclinare al laturilor triunghiului modul $\beta = 68^\circ 30'$
- unghiul de vîrf al triunghiului modul $\gamma = 45^\circ$. (Fig.V.2c).

Sistemul constructiv este ales în așa fel ca să se țină seama și de condițiile convenabile de uzinare și de montare, economie de materiale, rapiditate în execuție.

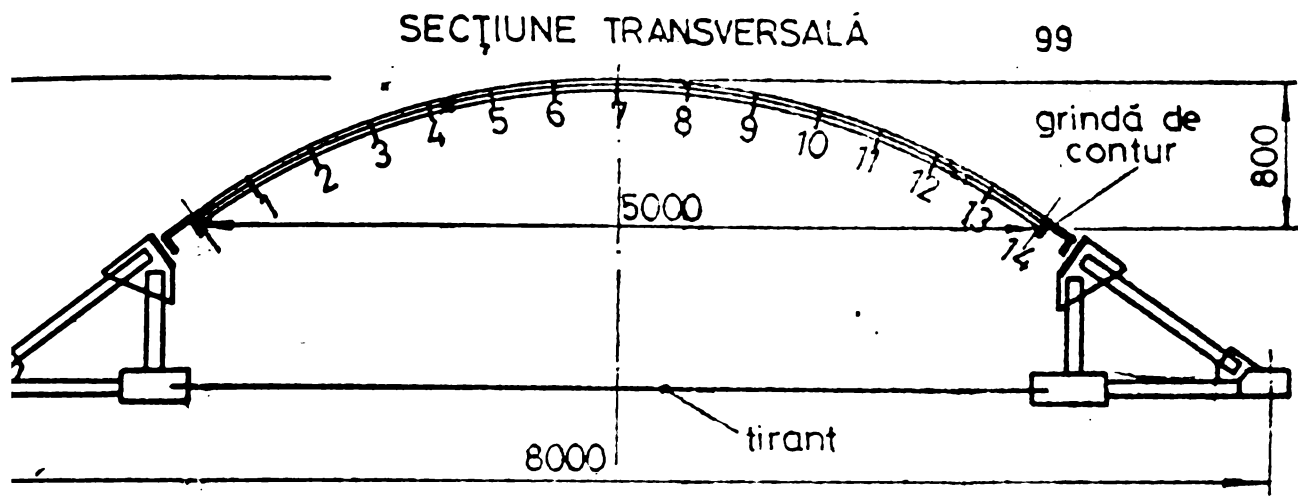


Fig. V.1.a.

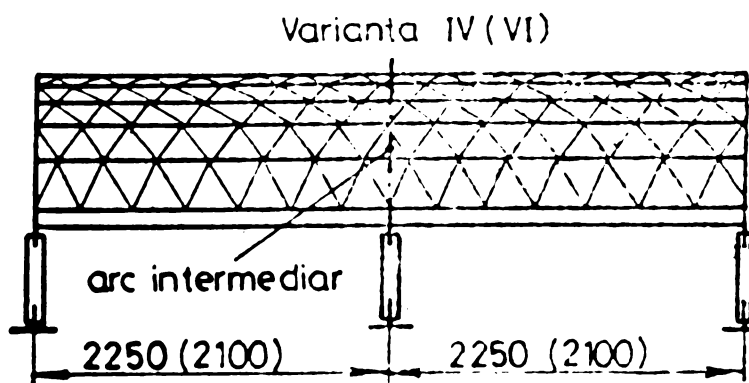
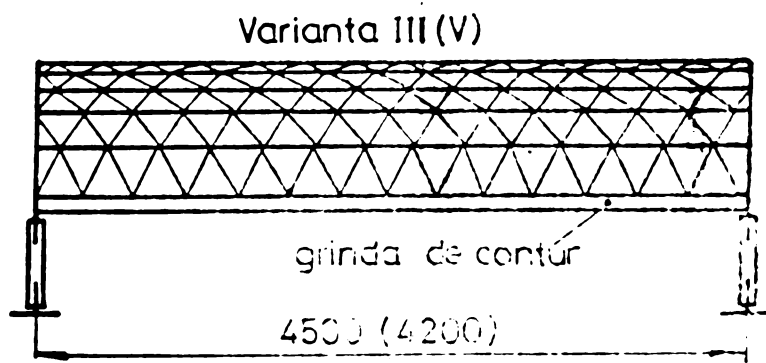
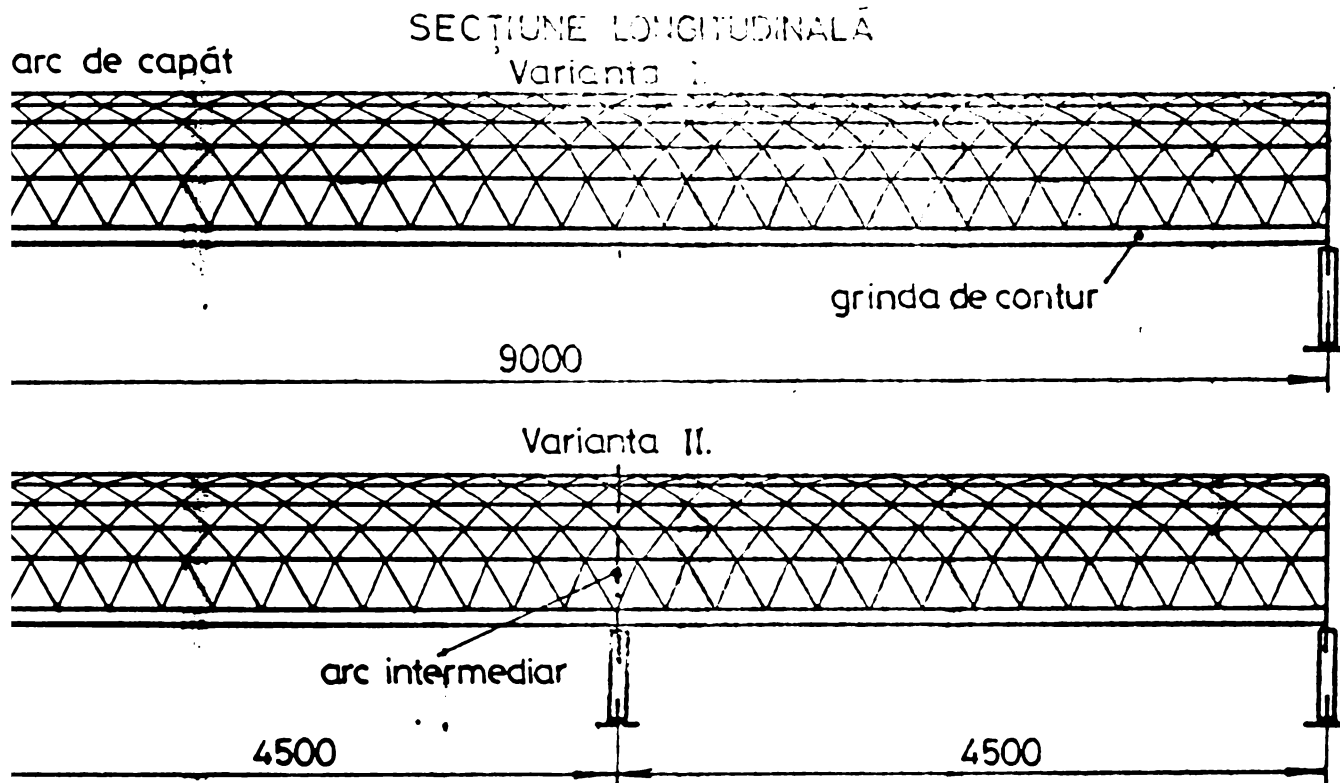
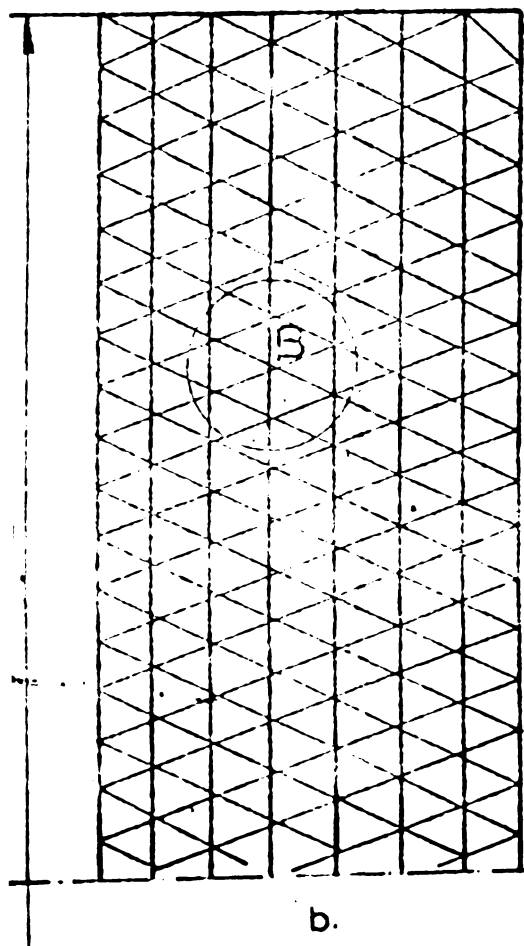
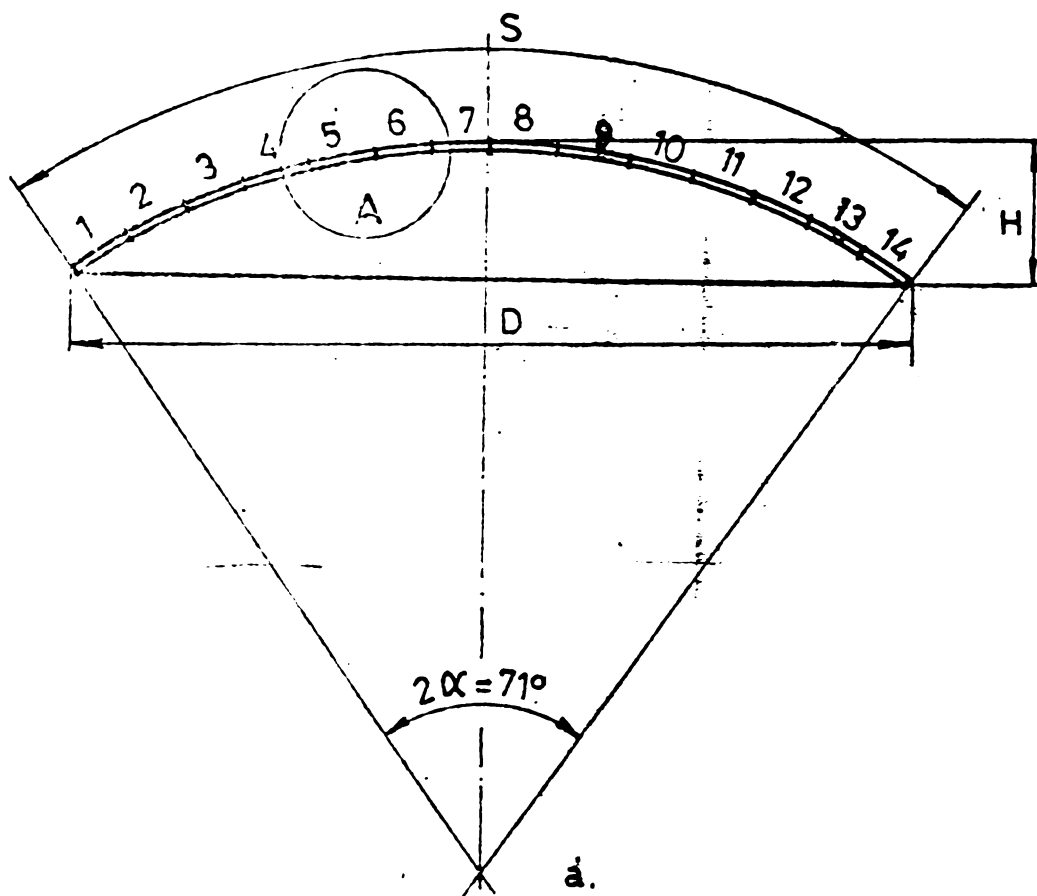


Fig. V.1.b.

SCHEMA GEOMETRICĂ



ELEMENT TRIUNGHULAR

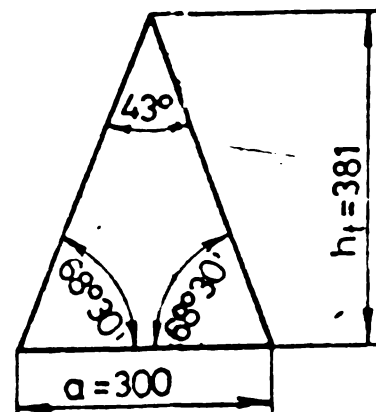


Fig.V2.

Barele structurii reticulate sînt dispuse după trei direcții principale, care sînt : o familie de paralele cu generatoarele bolții cilindrice și două familii de arce oblice care se intersectează sub un anumit unghi cu generatoarele. (Fig.V.2b). Ca element de bază în alcătuirea structurii este folosit un modul curent în formă de triunghi isoscel, iar pentru capetele structurii un modul în formă de triunghi dreptunghic. Aceste module sînt confecționate din profile U extrudate cu dimensiunile $24 \times 12 \times 3$ mm tăiate după un șablon și sudate la colțuri. (Fig.V.3). Șabloanele folosite pentru confecționarea triunghiurilor asigură și înclinarea laturilor necesară realizării formei cilindrice.

Imbinarea triunghiurilor se face prin prinderea laturilor alăturate cu cîte trei șuruburi M_5 , realizîndu-se astfel barele structurii. Acest mod de alcătuire elimină necesitatea unor elemente distincte pentru noduri, ceea ce contribuie la economia de materiale, de asemeni permite ca lucrările mai delicate de tăiere și sudare să se facă în uzină și scurtează timpul de execuție printr-o montare simplă și rapidă la șantier.

Rezemarea bolții se face longitudinal pe grinzi marginale din oțel foarte rigide (profile U_{22}), iar transversal pe arce de capăt tot din oțel. În anumite etape ale experimentării a fost montat la mijlocul lunginii structurii reticulate un al treilea arc tîmpan de rezem. (Fig.V.1b).

5.3. Calculul eforturilor axiale în barele machetei acoperișului cilindric din aliaje de aluminiu.

5.3.1. Încărcări asupra structurii

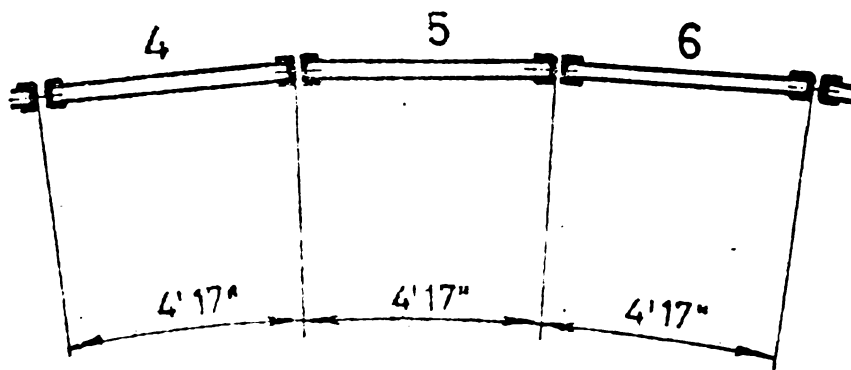
Încărcările luate în considerare în calcule și aplicate asupra structurii în timpul încercărilor experimentale sînt următoarele :

- încărcarea provenită din greutatea proprie a acoperișului 40 daN/m^2 , uniform repartizată pe suprafața înclinată ;
 - încărcarea provenită din zăpadă este considerată de 50; 75; 100 daN/m^2 , uniform repartizată pe suprafața orizontală.
- (Fig.V.4). Toate calculele și încercările prezentate în lucrare sînt făcute pentru încărcări simetrice pe tot acoperișul.

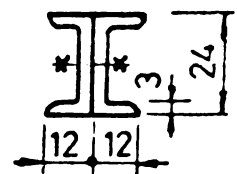
5.3.2. Calculul eforturilor în barele structurii.

Din studiile mai multor autori ca P.Bryne, M.Pagano, M.Ivan, V.Gionari, Dalban, Juncan, Mahadevappa ș.a. /173,172, 175,174,171,186,184/ rezultă că calculul structurilor reti-

DETALIU „A”



SECTIUNEA A-A



DETALIU „B”

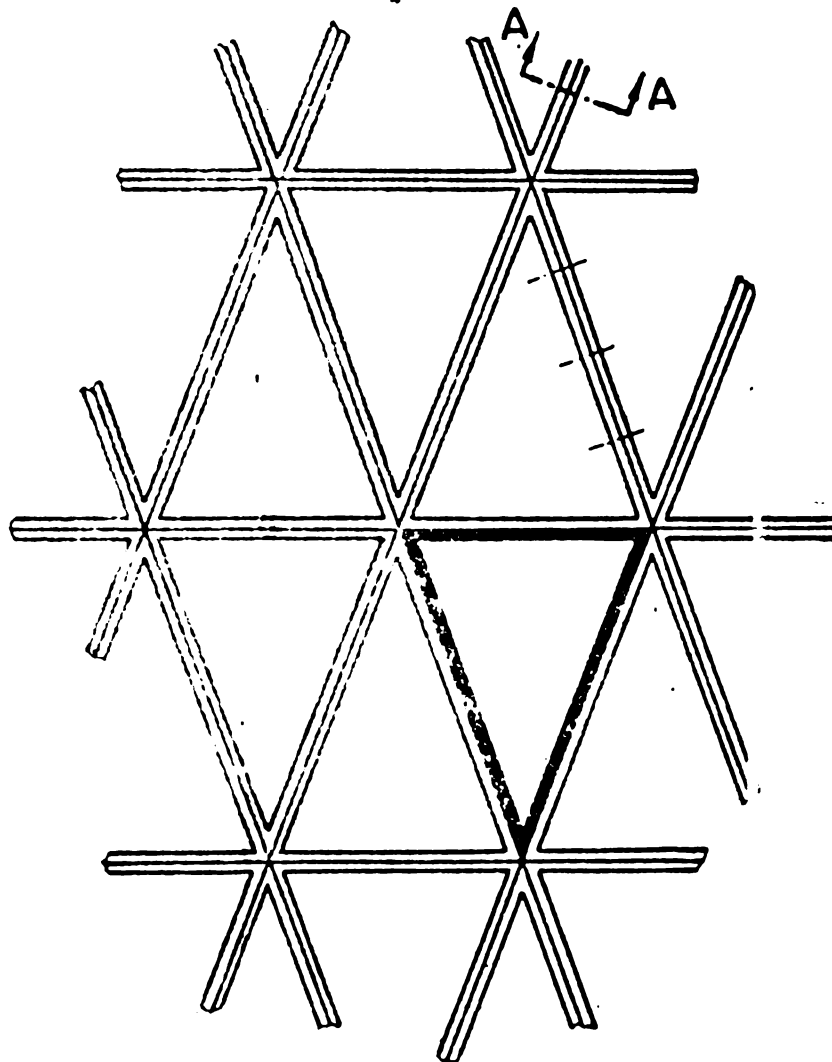


Fig. V. 3.

culate de tip boltă cilindrică prevăzută cu rigidizări transversale la capete și pe parcursul lungimii lor este destul de complex ; dar comportarea reală a acestor structuri sub influența diferitelor tipuri de încărcări, este în general greu de predeterminat.

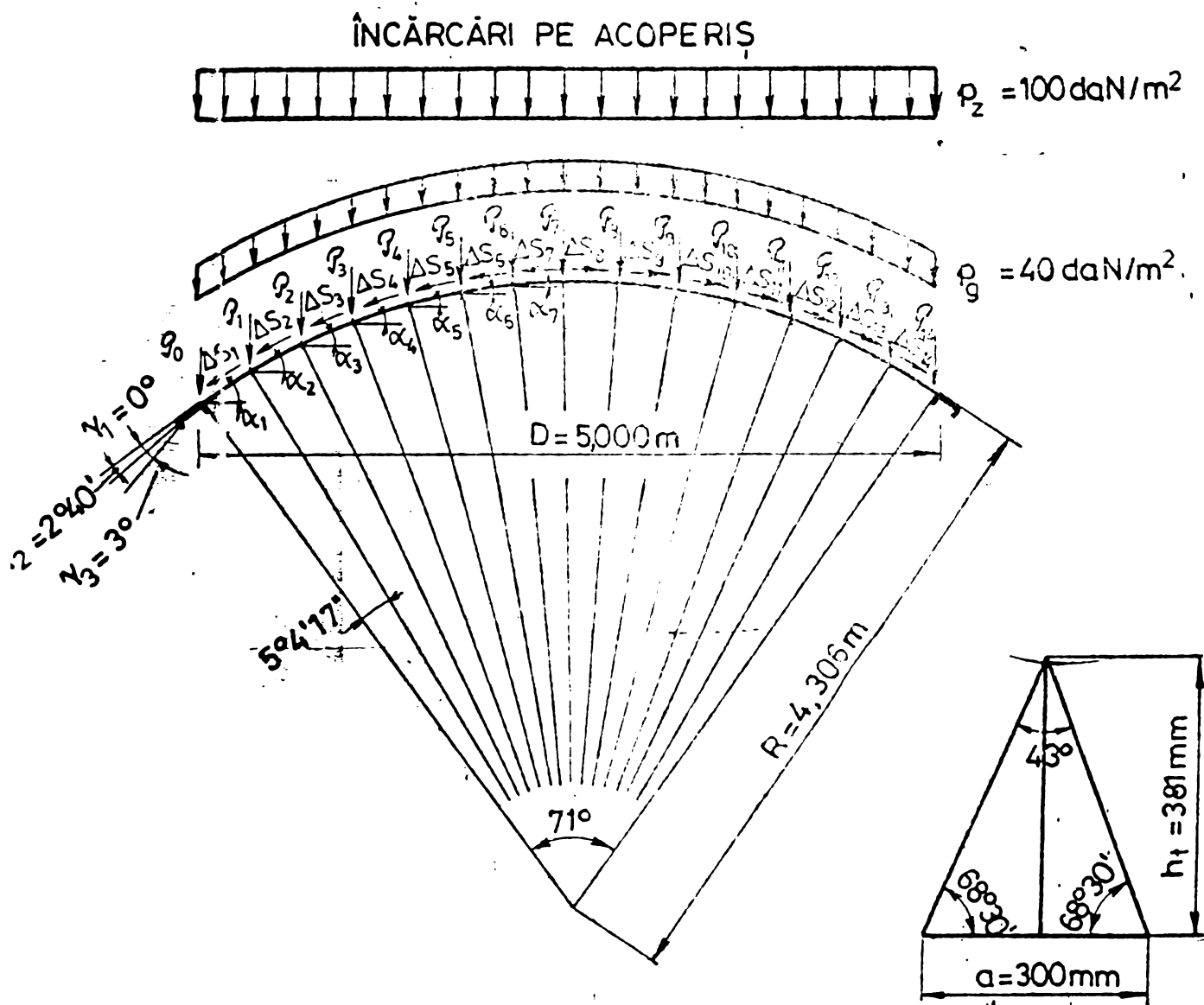


Fig. V.4.

Capacitatea portantă a acestor structuri este dictată de cele mai multe ori de rigiditatea spațială a structurii sau a unei zone din structură și numai rarori de stabilitatea unei singure bare /172,173,174,175,177/.

Pierderea stabilității se poate produce prin /172,173,174,175,177/ :

- flambajul individual al unei singure bare, nodurile rămânând fixe (caz foarte rar) ;
- flambajul colectiv al tuturor barelor ce concură în -tr-un nod, nodurile rămânând fixe (caz rar) ;
- instabilitatea generală prin antrenarea în procesul de

-deformare-deplasare a mai multor bare și noduri (cazul cel mai frecvent).

Mecanismul pierderii stabilității este în general destul de complex, fiind influențat de mai mulți factori, printre care un rol important îl joacă raportul între deschiderea boltii și lungimea ei între două timpane succesive, modul de rezemare pe contur, defecțiunile constructive din noduri (jocuri nedorite), deformațiile barelor modulelor componente etc.

5.3.2.1. Prima metodă de calcul.

Intr-o primă variantă calculul s-a asimilat cu cel al buncărului cu pereți rigizi ca sistem spațial /168;177/ asemănător cu procedeul propus de Baer în /188/, dar ținând seama și de interacțiunea dintre ferme.

Suprafața prismatică formată de pereții buncărului are deplasările muchiilor, mici în raport cu deformațiile plăcilor care o alcătuiesc, deoarece înălțimile și deci momentele de inerție ale fețelor componente sînt mari în raport cu deschiderile lor. Aceasta permite să se neglijeze în calcule influența încovoierii plăcilor în planul lor și să se considere fețele articulate de-a lungul muchiilor. Încărcarea se distribuie de asemenea de-a lungul muchiilor pînzei, ca reacțiuni ale plăcilor prinse în muchia respectivă. Concentrînd încărcările de-a lungul generatoarelor ce trec prin nodurile structurii cilindrice a acoperișului se obțin valorile $P_{0g} - P_{14g}$, respectiv $P_{0z} - P_{14z}$ ca sarcini uniforme distribuite de-a lungul generatoarelor. Tabel V.1.

Pentru valorile unghiurilor $\alpha_4 - \alpha_{14}$ se ține seama de împărțirea geometrică stabilită inițial (Fig.V.4 ; Tab.V.1).

Sarcinile acestes fiind orientate vertical s-a procedat la descompunerea lor în componente ΔS orientate în planul grin-zilor cu zăbrele concurente de-a lungul fiecărei muchii (generatoare) similar cu modul de descompunere a sarcinilor la "Calculul buncărului cu pereți rigizi ca sistem spațial" /168/. Se admite să se considere fețele ca articulate de-a lungul generatoarelor. Rezultă sistemul schițat în (Fig.V.5) la care încărcarea este reprezentată prin forțele P uniforme repartizate de-a lungul muchiilor pînzei. Ca sistem de coordonate se alege pentru fiecare față componentă un sistem rectangular x-y, a cărui origine se află la mijlocul deschiderii, iar axa x îm-

UNGHURILE α	ÎNCĂRCĂRILE DE-A LUNGUL GENERATOARELOR în daN/m	
	din zapada 100 daN/m ²	din greutatea permanentă 40 daN/m ²
$\frac{1}{2}(2\alpha - \frac{\alpha}{7}) = 32^{\circ}57'51''$	$P_{0z} = \frac{h_t}{2} \cos\alpha_1 \cdot 100 = \frac{0,381}{2} \cos\alpha_1 = 15,983$	$P_{0g} = \frac{h_t}{2} \cdot 40 = \frac{0,381}{2} \cdot 40 = 7,62$
$\frac{1}{2}(2\alpha - 3\frac{\alpha}{7}) = 27^{\circ}53'35''$	$P_{1z} = \frac{h_t}{2} (\cos\alpha_1 + \cos\alpha_2) 100 = 32,820$	$P_{1g} = h_t \times 40 = 15,24$
$\frac{1}{2}(2\alpha - 5\frac{\alpha}{7}) = 22^{\circ}49'17''$	$P_{2z} = \frac{h_t}{2} (\cos\alpha_2 + \cos\alpha_3) 100 = 34,396$	$P_{2g} = h_t \times 40 = 15,24$
$\frac{1}{2}(2\alpha - 7\frac{\alpha}{7}) = 17^{\circ}45'01''$	$P_{3z} = \frac{h_t}{2} (\cos\alpha_3 + \cos\alpha_4) 100 = 35,702$	$P_{3g} = h_t \times 40 = 15,24$
$\frac{1}{2}(2\alpha - 9\frac{\alpha}{7}) = 12^{\circ}40'43''$	$P_{4z} = \frac{h_t}{2} (\cos\alpha_4 + \cos\alpha_5) 100 = 36,729$	$P_{4g} = h_t \times 40 = 15,24$
$\frac{1}{2}(2\alpha - 11\frac{\alpha}{7}) = 7^{\circ}36'27''$	$P_{5z} = \frac{h_t}{2} (\cos\alpha_5 + \cos\alpha_6) 100 = 37,468$	$P_{5g} = h_t \times 40 = 15,24$
$\frac{1}{2}(2\alpha - 13\frac{\alpha}{7}) = 2^{\circ}32'09''$	$P_{6z} = \frac{h_t}{2} (\cos\alpha_6 + \cos\alpha_7) 100 = 37,914$	$P_{6g} = h_t \times 40 = 15,24$
$\frac{1}{2}(2\alpha - 14\frac{\alpha}{7}) = 0^{\circ}0'0''$	$P_{7z} = \frac{h_t}{2} (\cos\alpha_7 + \cos\alpha_8) 100 = 38,063$	$P_{7g} = h_t \times 40 = 15,24$

arte înălțimea feței în două. (Fig.V.6).

Aceste forțe se descompun apoi după direcțiile fețelor printr-o în muchia respectivă (analitic sau grafic).

Din diferența celor două componente S se stabilește pentru fiecare față, forța ΔS_n care acționează în planul feței respective ca o forță uniform repartizată.

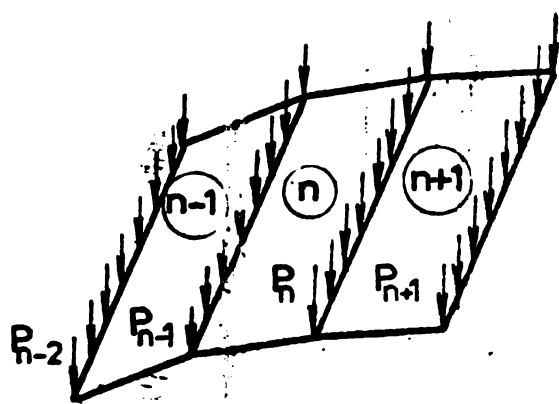


Fig.V.5.

$$\Delta S_n = S_{n,n} - S_{n,n-1} \quad (5.1)$$

În lucrările de față valorile lui ΔS_n sînt stabilite în urma descompunerii forțelor P prin metoda analitică.

Pentru ΔS_n sînt calculate trei valori distincte care diferă în funcție de unghiul de înclinare între inima grinzii de contur realizată dintr-un profil U_{22} în oțel și planul în care se află grinda cu zăbrele alcătuită dintr-o inimă față a structurii (pornind de la nașterea arcului). Această deosebire apare o mare diferență între valorile eforturilor în barele primei grinzi cu zăbrele în aceste ipoteze diferite de înclinare a inimei grinzii de contur.

Cazul 1. $\alpha = 0^{\circ}$ (inima grinzii de contur se află în același plan cu prima grindă cu zăbrele). Fig.V.7.a.

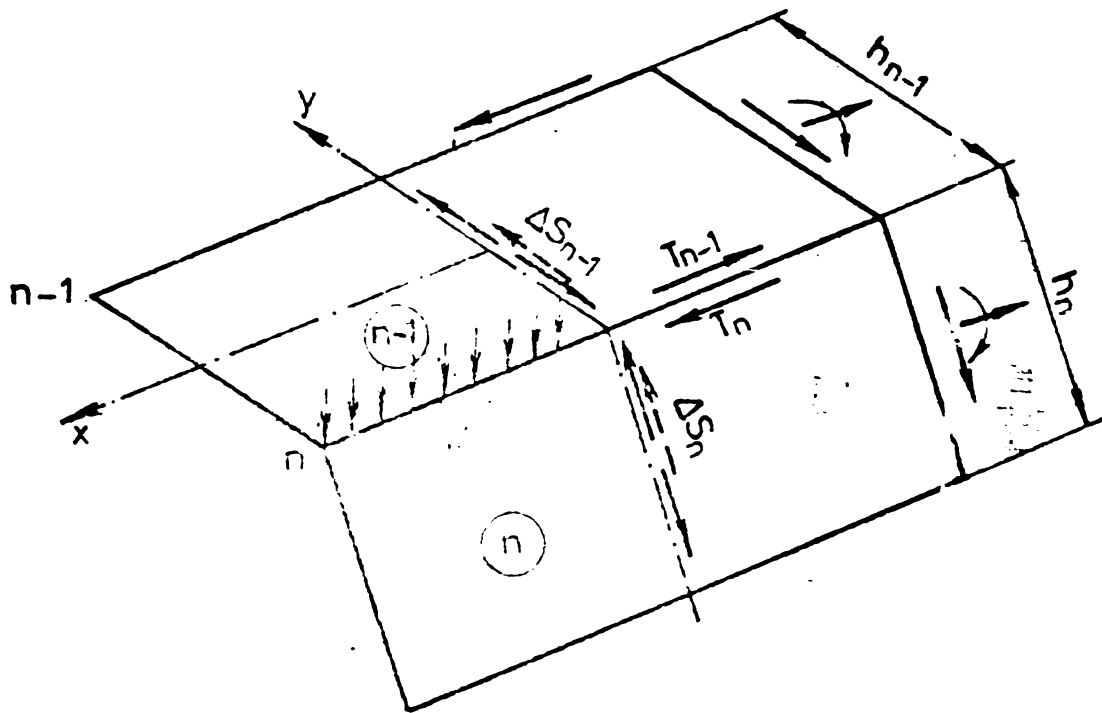


Fig.V.6.

$$b_1 = \operatorname{tg} \alpha_2 \cdot c_1 \quad (5.2)$$

$$b_1 + p_1 = \operatorname{tg} \alpha_1 \cdot c_1 \quad (5.3)$$

$$\operatorname{tg} \alpha_2 \cdot c_1 + \operatorname{tg} \alpha_1 \cdot c_1 = -p_1 \quad (5.4)$$

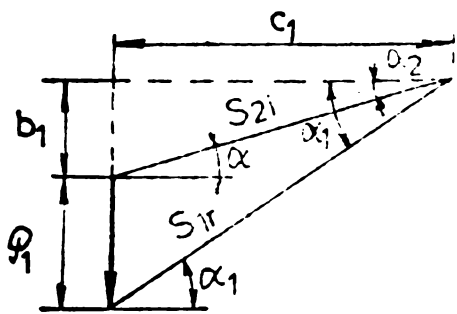


Fig V.7.a.

Pentru încălzirea cu zăpadă 100 daN/m^2

$$c_1 = - \frac{p_1}{\operatorname{tg} \alpha_2 - \operatorname{tg} \alpha_1} = \frac{9}{0,529315 - 0,648522} = 275,32 \quad (5.4')$$

$$S_{1r} = \frac{c_1}{\cos \alpha_1} = \frac{275,32}{0,83901} = 328,51 \text{ daN/m}^2 \quad (5.5)$$

$$S_{2i} = \frac{c_1}{\cos \alpha_2} = \frac{275,32}{0,883837} = 311,51 \text{ daN/m}^2 \quad (5.6)$$

$$\Delta S_1 = S_1 = 328,51 \text{ daN/m} \quad (5.7)$$

Cazul II, $\alpha = 3^\circ$

$$\alpha_0 = 36^\circ$$

$$\alpha_1 = 32^\circ 57' 51''$$

Pentru încărcarea cu zăpadă 100 daN/m^2

$$c_0 = \frac{p_0}{\text{tg} \alpha_1 - \text{tg} \alpha_0} = \frac{15,98}{0,648522 - 0,72654} = 204,91 \quad (5.8)$$

$$S_0 = \frac{c_0}{\cos \alpha_0} = 253,28 \text{ daN/m} \quad (5.9)$$

$$\Delta S = S_0 = 253,28 \text{ daN/m} \quad (5.10)$$

$$S_{1i} = \frac{c_0}{\cos \alpha_1} = 244,23 \text{ daN/m} \quad (5.11)$$

$$\Delta S_1 = S_{1r} - S_{1i} = 328,51 - 244,23 = 84,28 \text{ daN/m} \quad (5.12)$$

Cazul III. $\gamma = 2^\circ 40'$

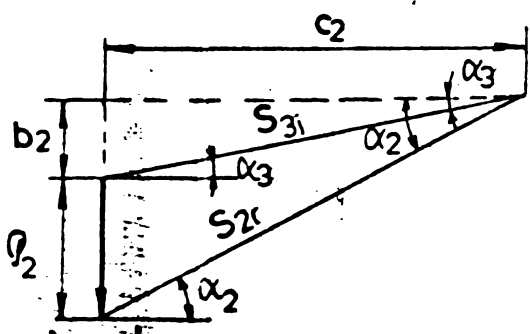
Pentru încărcarea cu zăpadă 100 daN/m^2

$$\Delta S_0 = S_0 = 284,3 \text{ daN/m} \quad (5.13)$$

$$\Delta S_{1i} = 275,29 \text{ daN/m} \quad (5.14)$$

$$\Delta S_1 = 328,51 - 275,29 = 53,22 \text{ daN/m} \quad (5.15)$$

Calculul ΔS_2 (Fig.V.7b).



Pentru încărcarea cu zăpadă 100 daN/m^2

$$c_2 = \frac{p_2}{\text{tg} \alpha_3 - \text{tg} \alpha_2} =$$

$$= \frac{34,39}{0,60703 - 0,529316} =$$

$$= 317,0 \quad (5.16)$$

Fig. V.7.b.

$$S_{2r} = \frac{c_2}{\cos \alpha_2} = \frac{316,93}{0,883837} = 358,64 \text{ daN/m} \quad (5.17)$$

$$S_{3i} = \frac{c_2}{\cos \alpha_3} = \frac{316,93}{0,921721} = 343,90 \text{ daN/m} \quad (5.18)$$

$$\Delta S_2 = S_{2r} - S_{2i} = 47,13 \text{ daN/m} \quad (5.19)$$

valorile $\Delta S_3 \dots \Delta S_7$ sînt calculate în același mod atît entru încărcarea cu zăpadă cît și pentru greutatea permanentă.

și prezentate în tabelul V.2.

TAB. V.2

VALORILE ΔS , V_A , P_I LA PRIMA VARIANTĂ DE CALCUL pt $L=9m$; gr s. rez.									
DIN ÎNCĂRCAREA CU ZĂPADĂ 100 daN/m ²	ΔS daN/m		V_A daN		P_I daN				
	ΔS_1	$\gamma=3^\circ$	84,2	$\alpha=3^\circ$	3°	378,5	$\alpha=3^\circ$	3°	25,2
		$2^\circ 30'$	53,2		$2^\circ 30'$	239,3		$2^\circ 30'$	15,9
		0°	328,5		0°	1475,6		0°	98,4
ΔS_2		47,1	V_{A2}		212,0	P_{I2}		14,1	
ΔS_3		40,7	V_{A3}		183,4	P_{I3}		12,2	
ΔS_4		33,1	V_{A4}		148,7	P_{I4}		9,9	
ΔS_5		24,4	V_{A5}		109,9	P_{I5}		7,3	
ΔS_6		14,9	V_{A6}		67,2	P_{I6}		4,4	
ΔS_7		5,0	V_{A7}		22,5	P_{I7}		1,5	
DIN ÎNCĂRCAREA PERMANENTĂ 40 daN/m ²	ΔS_1	3°	35,9	$\alpha=3^\circ$	3°	161,3	$\alpha=3^\circ$	3°	10,8
		$2^\circ 30'$	20,1		$2^\circ 30'$	90,6		$2^\circ 30'$	6,0
		0°	152,3		0°	685,7		0°	45,7
	ΔS_2		14,2	V_{A2}		64,1	P_{I2}		4,2
	ΔS_3		11,8	V_{A3}		53,2	P_{I3}		3,5
	ΔS_4		9,2	V_{A4}		41,7	P_{I4}		2,7
	ΔS_5		6,7	V_{A5}		30,1	P_{I5}		2,0
	ΔS_6		4,0	V_{A6}		18,1	P_{I6}		1,2
ΔS_7		1,3	V_{A7}		5,8	P_{I7}		0,4	

Forțele concentrate în nodurile grinzilor cu zăbrele, sînt calculate prin :

$$P_n = \Delta S_n \frac{2s}{2} \quad (5.20)$$

unde $s = 0,50 m$ reprezintă distanța dintre noduri

$$n = 1 \dots 7$$

$$P_o = \frac{P_n}{2} \quad (5.21)$$

Valorile P_n sînt prezentate tot în tabelul V.2.

În vederea stabilirii eforturilor în barele structurii, în această primă variantă, se ține seama de premiza că, elementele de bază triunghiulare asamblate prin șuruburi, care alcătuiesc

structură, formează un număr de 14 grinda cu zăbrele care se întâlnesc două câte două de-a lungul muchiilor și îmbinarea respectivă este considerată articulație.

Deoarece încărcările ΔS su aceeași direcție, rezultă că momentele în două fețe alăturate au același semn și deci de-a lungul unei muchii în cele două fețe vor apărea eforturi de semne diferite. Această situație este incompatibilă cu legătura care există între cele două fețe de-a lungul muchiilor.

De-a lungul acestei muchii apar forțe de tăiere T care produc egalizarea solicitărilor la cele două fețe.

Considerând în general situația a două grinda cu zăbrele alăturate (Fig.V.8), se poate scrie în conexiunea această egalitate :

$$N_{ols} - T_{ol} = N_{olj} + T_{ol} \quad (5.22)$$

$$T_{ol} = \frac{1}{2} [N_{ols} - N_{olj}] \quad (5.23)$$

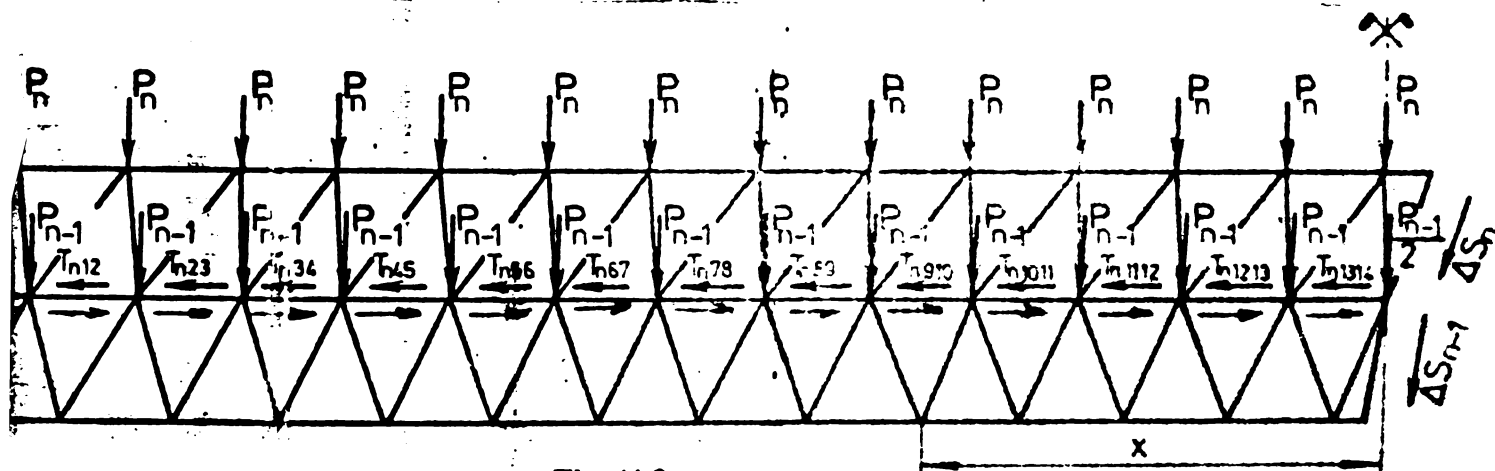


Fig. V.8.

unde N_{ols} și N_{olj} pot fi obținute la grinda cu zăbrele corespunzătoare cu ajutorul ecuațiilor de acelaie.

De aici calculul este condus în două ipoteze :

Varianta I, III : Grinda cu zăbrele se rezemă doar pe două diafragme de capăt și este considerată ca o grindă simplu rezemată cu deschiderea de 9 m (Fig.V.10).

Varianta II, IV : Grinda cu zăbrele se rezemă pe lângă cele două diafragme de capăt și pe una de mijloc și atunci calculul este condus ca la o grindă continuă pe trei rezeme având două deschideri egale de câte 4,5 m. (Fig.V.10).

În variante I, III, grinda simplu rezemată, reacțiunile fiind :

$$V_A = \frac{\Delta S_n \cdot L}{2} \quad (5.24)$$

$$V_{A_{n-1}} = \frac{\Delta S_{n-1} L}{2} \quad (5.25)$$

pentru calculul eforturilor în tălpi se exprimă valoarea momentului în secțiunea x pentru grinzile n și $n-1$.

$$M_n = \frac{\Delta S_n L}{2} \left(\frac{L}{2} - x \right) - \Delta S_n \left(\frac{L}{2} - x \right) \left(\frac{L}{2} - x \right) \frac{1}{2} = \frac{\Delta S_n}{2} \left(\frac{L^2}{4} - x^2 \right) \quad (5.26)$$

$$M_{n-1} = - \frac{\Delta S_{n-1}}{2} \left[\frac{L^2}{4} - x^2 \right] \quad (5.27)$$

de unde se obțin valorile eforturilor N în barele grinzilor cu zăbrele. De exemplu în bare 01 , efortul N_{nol} exprimat odată din grinda n și odată din grinda $n-1$

$$N_{nols} = \frac{M_n}{h} \quad \text{și} \quad N_{nolj} = \frac{M_{n-1}}{h} \quad (5.28)$$

Deoarece efortul într-o bară trebuie să aibă o valoare unică, se scrie egalitatea :

$$\frac{\Delta S_n}{2} \left[\frac{L^2}{4} - x^2 \right] \frac{1}{h} - T_{nol} = - \frac{\Delta S_{n-1}}{2} \left[\frac{L^2}{4} - x^2 \right] \frac{1}{h} + T_{nol} \quad (5.29)$$

și rezultă valoarea forței de alunecare,

$$T_{nol} = \frac{1}{4h} \left[\Delta S_n \left(\frac{L^2}{4} - x^2 \right) + \Delta S_{n-1} \left(\frac{L^2}{4} - x^2 \right) \right] \quad (5.30)$$

Cu ajutorul forțelor de alunecare se obțin relațiile pentru calculul eforturilor în barele tălpilor :

$$N_{nol} = \frac{\Delta S_n}{2} \left[\frac{L^2}{4} - x^2 \right] \frac{1}{h} - T_{ol} \quad (5.31)$$

și pentru verificare

$$N_{nol} = - \frac{\Delta S_{n-1}}{2} \left[\frac{L^2}{4} - x^2 \right] \frac{1}{h} + T_{ol} \quad (5.32)$$

Muchia cuprinde cele două tălpi $n-1$ și n ale grinzilor cu zăbrele $n-1$ și n , alăturată este solicitată de un efort ce reprezintă însumarea eforturilor din cele două tălpi care alcătuiesc muchia, deci de $2 \times N_{nol}$.

Pentru calculul eforturilor în diagonale, se procedează prin metoda secțiunilor, în mod obișnuit ce la orice grindă cu zăbrele.

Pe această cale sînt calculate eforturile în barele grinzilor cu zăbrele distincte (șapte bucăți), ale structurii scoperi-

şului în variantele I, III, de lungime şi rezemare arătate separat pentru încărcarea cu zăpadă (în trei trepte 50; 75 şi 100 daN/m^2) şi pentru încărcarea permanentă, în final însumându-se efectele. Valorile tuturor acestor eforturi sînt cuprinse în tabelele şi planşele lucrării /170/. În (Fig.V.9) se prezintă denumirea barelor structurii în prima variantă de calcul.

Observaţie : În cazul grinzii simplu rezemate se constată că eforturile în barele grinzii (1) sînt foarte mult deosebite în funcţie de înclinarea inimii grinzii de contur. Astfel cînd inima grinzii de contur realizată dintr-un profil U_{22} se află în acelaşi plan cu grinda (1) (Fig.V.10) ($\gamma = 0^\circ$) valorile eforturilor sînt foarte mari şi mult deosebite de cele din barele celorlalte grinzi. În cazul înclinării inimii grinzii de contur cu 3° respectiv $2^\circ 40'$, eforturile în barele grinzii (1) sînt mult mai mici şi se apropie de ordin de mărime de cele din barele celorlalte grinzi după cum se poate vedea din tabelele centralizatoare de eforturi.

În variantele II, IV, Grinda continuă. Cînd există trei diafragme de reazem, două marginale şi una de mijloc, calculele sînt conduse considerînd grinda cu zăbrele ca o grindă continuă pe trei rezeme cu două deschideri egale de cîte 4,5 m fiecare. Calculul se desfăşoară după acelaşi model prezentat la la grinda simplu rezemată, cu particularităţile ce survin datorită introducerii unui reazem intermediar.

În Anexă se prezintă pentru exemplificare cîteva tabele centralizatoare de eforturi din diferite ipoteze şi trepte de încărcare, precum şi din suprapunerea acestora.

Aici se mai observă valoarea mult scăzută a eforturilor în aceleaşi bare, chiar pentru $\gamma = 0^\circ$ aşa încît nu s-a mai repetat calculul pentru $\gamma = 3^\circ$ şi $2^\circ 40'$.

De asemenea se observă că valorile mai mari ale eforturilor în tălpi corespund eforturilor de întindere, cele de compresiune fiind mult mai mici.

Exemple de verificare a secţiunilor cu eforturile din variantele I şi II.

Verificarea secţiunilor barelor grinzii.

Barele s-a arătat că sînt confecţionate din profile U cu dimensiunile din figură. (Fig.V.10 a).

Caracteristici geometrice :

$$A = 24 \cdot 3 \cdot 2 + (24 - 6) \cdot 3 \cdot 2 = 252 = 2,52 \text{ cm}^2.$$

$$I_x = 0,958 \text{ cm}^4$$

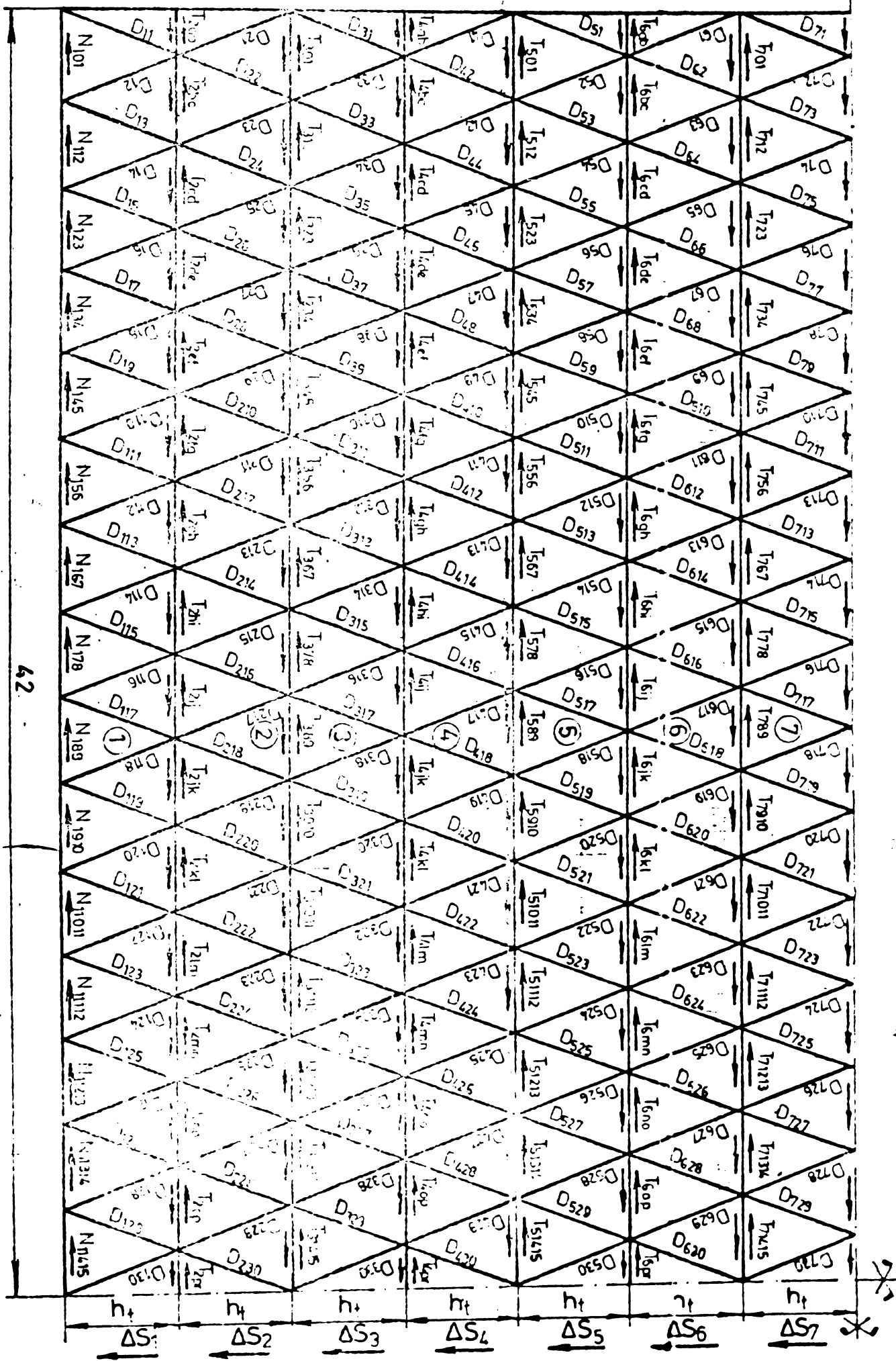


Fig. V.9

INSTITUTUL POLITEHNIC
TIMISOARA
BIBLIOTECA CENTRALA

113°

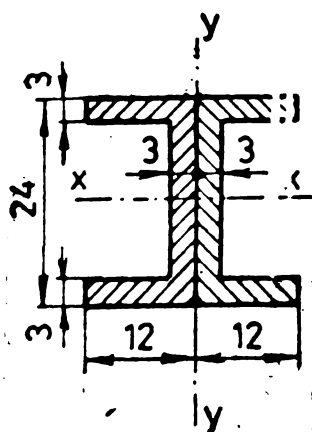


Fig.V.10a

$$I_y = 0,723 \text{ cm}^4$$

$$i_x = 0,616 \text{ cm}$$

$$i_y = 0,536 \text{ cm}$$

Cazul : Grindă simplu rezemată - deschiderea 9 m.

Se verifică bara în care efortul este maxim.

Talpa 2 p.r.

Bara - Talpa 2 p.r.

Încărcare	Efort	χ $\gamma = 0^\circ$	χ $\gamma = 3^\circ$	χ $\gamma = 2^\circ 40'$
100 z + p	$N_{2pr} =$	-11.113 daN	-1.565 daN	nesemnific.
75 z + p	$N_{2pr} =$	- 9.263 "	nesemnificativ	"-
50 z + p	$N_{2pr} =$	- 7.396 "	"-	"-

Verificarea de rigiditate

$$\lambda_x = \frac{l_f}{i_x} = \frac{30}{0,616} = 48,8$$

$$\lambda_y = \frac{l_f}{i_y} = \frac{30}{0,536} = 56,0$$

$$\lambda_{max} = 56 < \lambda_a = 100 \text{ conf. /105/}$$

$$\varphi_{min} = 0,676 \text{ conf. /106/}$$

Verificarea de stabilitate

La încărcarea 50 z + p pentru $\gamma = 0^\circ$

$$\sigma_{ef} = \frac{N}{\varphi_{min} A} = \frac{7.396}{0,676 \cdot 2,52} = 3900 \text{ daN/cm}^2 \gg \sigma_a = 1350 \text{ daN/cm}^2$$

La încărcarea 100 z + p pentru $\gamma = 3^\circ$

$$\sigma_{ef} = \frac{N}{\varphi_{min} A} = \frac{1.565}{0,676 \cdot 2,52} = 922 \text{ daN/cm}^2 < \sigma_a = 1350 \text{ daN/cm}^2$$

Verificarea de rezistență

$$A_{net} = 2,52 - 2 \times 0,5 \times 0,6 = 2,16 \text{ cm}^2$$

$$\sigma_{ef} = \frac{N}{A_{net}} = \frac{1.565}{2,16} = 725 \text{ daN/cm}^2 < \sigma_a = 1350 \text{ daN/cm}^2$$

Cazul : Grindă continuă

Barele comprimate avînd eforturi cu valori mai mici decît în cazul grinzii simplu rezemate cu $\gamma = 3^\circ$, înseamnă că se verifică, secțiunea răsfîndîceeseși.

Bara întinse.

Verificare. Bara cea mai solicitată :

$$\sigma = \frac{N}{A_{\text{net}}} = \frac{2.784}{2,16} = 1.289 \text{ daN/cm}^2 < \sigma_a = 1350 \text{ daN/cm}^2$$

Verificarea grinzii de contur

Deoarece componenta ΔS_1 a încărcării acționează în
 nul inimii profilului U_{22} , se va verifica secțiunea cea mai
 solicitată din grinda de contur în ipoteza cea mai defavorabilă.

$$N_{11} = + 11.940 \text{ daN}$$

$$A = 37,4 \text{ cm}^2 \quad A_{\text{net}} = 37,4 - 0,9 \cdot 0,6 = 36,86 \text{ cm}^2 \quad \text{OL37.}$$

$$\sigma = \frac{N_{11}}{A_{\text{net}}} = \frac{11.940}{36,86} = 324 \text{ daN/cm}^2 \ll \sigma_a = 1400 \text{ daN/cm}^2$$

Propuneri de secțiuni cu grosimi reduse. (Fig.V.10 b, Fig.V.10 c)

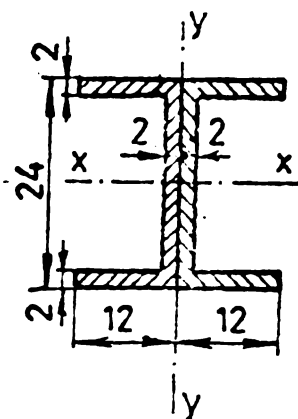


Fig.V.10b

$$g = 2 \text{ mm}$$

Caracteristici geometrice

$$A = 1,76 \text{ cm}^2$$

$$I_x = 0,679 \text{ cm}^4$$

$$I_y = 0,469 \text{ cm}^4$$

$$i_x = 0,620 \text{ cm}$$

$$i_y = 0,515 \text{ cm}$$

$$\lambda_x = 48$$

$$\lambda_y = 58$$

$$N_{\text{cap}} = \sigma_a \times A = 1350 \times 1,76 = 2.376 \text{ daN.}$$

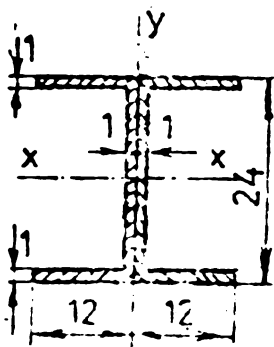


Fig.V.10c

$$g = 1 \text{ mm}$$

Caracteristici geometrice

$$A = 0,92 \text{ cm}^2$$

$$I_x = 0,361 \text{ cm}^4$$

$$I_y = 0,231 \text{ cm}^4$$

$$i_x = 0,626 \text{ cm}$$

$$i_y = 0,500 \text{ cm}$$

$$\lambda_x = 48$$

$$\lambda_y = 60.$$

$$N_{\text{cap}} = 1350 \cdot 0,92 = 1.242 \text{ daN.}$$

Se constată că din punct de vedere al valorii eforturilor
 soluția cu diafragmă intermediară este mult mai avantajoasă.

În cazul fără diafragmă intermediară barele care alcătuiesc grinda 1 cu secțiunea propusă nu rezistă nici la încărcarea de $p + 50 z$ dacă grinda de contur se menține cu inima în prelungirea planului grinzii 1.

Dacă grinda de contur se înclină cu 3° față de planul grinzii 1, toate barele grinzii 1 rezistă chiar la eforturile provenite din încărcarea $p + l_0 z$. Deoarece există o diferență mare între eforturi în diferitele bare ce alcătuiesc structura, se poate împărți structura în trei zone la care să se păstreze toate dimensiunile barelor, cu excepția grosimii care poate fi redusă de la 3 mm la 2 mm și 1 mm.

5.3.2.2. A doua metodă de calcul

Admițând faptul că învelitoarea nu conlucrează cu structura și preluarea solicitărilor și deformațiilor provine de încălzire, eforturile axiale din bare nu sînt determinate cu oarecare aproximație din analogia bolții reticulată cu membrană cilindrică.

În cele ce urmează se prezintă principalele aspecte privind determinarea prin calcul a eforturilor axiale din barele structurii experimentale, admițînd analogia cu teoria de membrană și considerînd barele articulate la noduri.

Soluția constructivă foarte modernă, urmărind avantajele unei uzinări simple, industrializate cu o productivitate ridicată la montaj, exemplifică o structură reticulată fără piese de rod, în care barele componente alcătuite din alăturarea a cîte puia profile, aparținînd fiecărui altui modul triunghiular (modul în care cele trei bare ale triunghiului sînt sudate la capete între ele) se întîlnesc la noduri printr-un contact aparent direct. În realitate la capetele unora din triunghiurile modul, datorită micilor imperfecțiuni locale inerente, se poate întîmpla ca barele aflate în prelungire să nu aia un contact direct, cap la cap, și în consecință transmiterea eforturilor în lungul unei bare aparținînd unei generatoare a bolții, se face și indirect prin contactul barelor vecine celei considerate (care sînt rînse solidar de ea în cadrul modulului triunghiular). Așa în-țit asimilarea acestui tip de boltă cilindrică reticulată, cu structura din bare independente și articulate la capete introduce unele aproximații care afectează în oarecare măsură și concordanța dintre rezultatele obținute prin calcul și situația reală.

A doua cale prin care s-au determinat eforturile în barele structurii a fost cu ajutorul calculatorului electronic, folosînd programul de calcul SISART. Acest program este o componentă a sistemului SEDDS elaborat pentru calculatorul IRIS 50, ca-

re permite determinarea stării de eforturi și deplasări a structurilor alcătuite din bare dublu articulate, solicitate static în nodurile structurii, a cărei configurație este admisă ca generală /170; 176; 179/.

Programul se poate aplica structurilor din bare elastice, de orice secțiune, din bare rigide, eventual cu anumite deplasări impuse.

Condițiile la limită sînt asociate nodurilor și sînt admise următoarele tipuri :

- I. Articulație completă cu deplasări impuse pe trei direcții ortogonale.
- II. Reazem simplu avînd normala de direcție oarecare cu deplasare impusă de-a lungul normalei și cu solicitări în planul rezemului simplu.
- III. Articulație cilindrică avînd axa de direcție oarecare, cu deplasări impuse în planul normal la axă și cu solicitări după axe articulației cilindrice.

Studiul eforturilor cu ajutorul calculatorului s-a făcut pentru următoarele variante de dimensionare și de rezemare :

Varianta I. Structura cu lungimea $L = 9$ m fără timpan la $L/2$.

Varianta II. Structura cu lungimea $L = 9$ m cu timpan la $L/2$.

Varianta III. Structura cu lungime $L = 4,5$ m fără timpan la $L/2$.

Varianta IV. Structura cu lungime $L = 4,5$ m cu timpan la $L/2$.

Varianta V. Structura cu lungime $L = 4,2$ m fără timpan la $L/2$.

Varianta VI. Structura cu lungime $L = 4,2$ m cu timpan la $L/2$.

În toate cazurile structura este considerată rezemată pe tot conturul (lateral pe grinzile marginale de oțel iar la capete pe timpane). În plus la variantele II, IV, VI și pe un timpan intermediar la $L/2$.

Pentru calcul reazemele sînt considerate perfect rigide.

Ca ipoteze de încărcare se consideră în toate cazurile :

- încărcarea cu zăpadă 100 daN/m^2 , 75 daN/m^2 , 50 daN/m^2 uniform repartizată pe suprafață orizontală.

- încărcarea din greutate proprie și acțiune permanente 40 daN/m^2 uniform repartizată pe suprafață curbă.

Diferitele ipoteze de încărcare sînt considerate în calcul separat, iar în tabelele centralizatoare de eforturi, sînt date și efectele însumate.

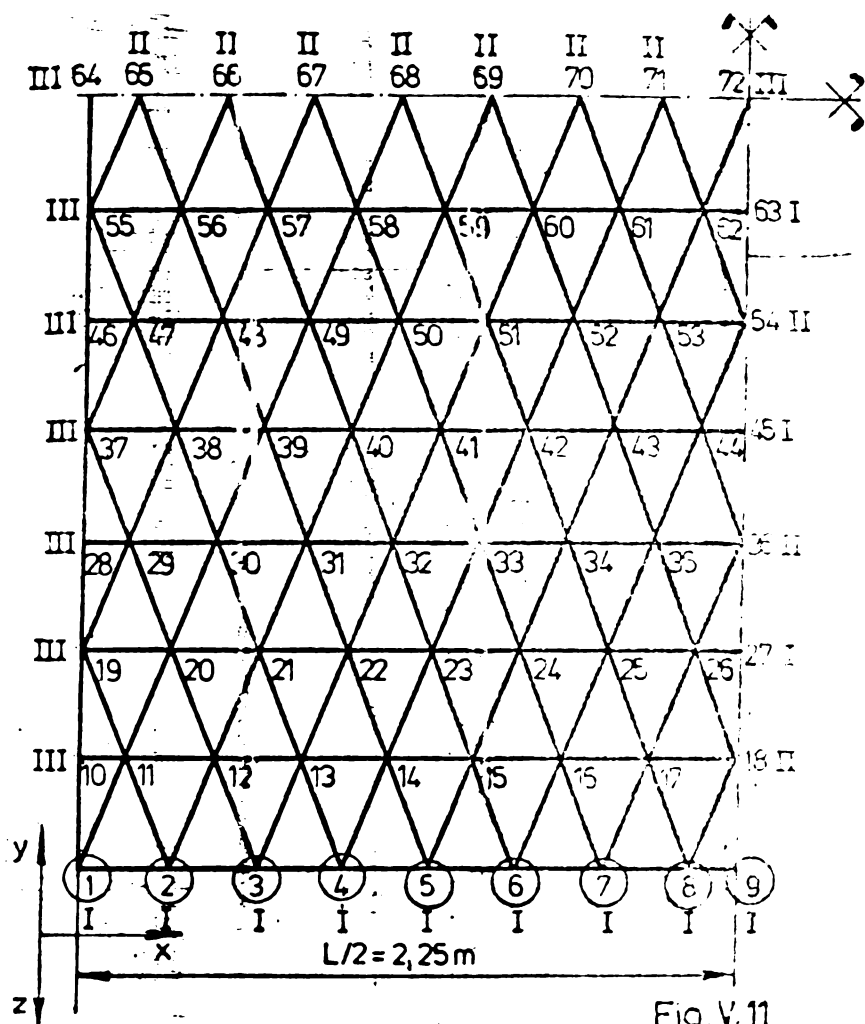
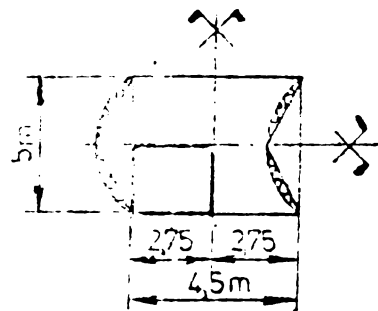


Fig. V.11

VARIANTA III.

NUMEROTAREA NODURILOR
POZIȚIA REAZEMELOR



- I-REAZEM TIP I
- II-REAZEM TIP II
- III-REAZEM TIP III

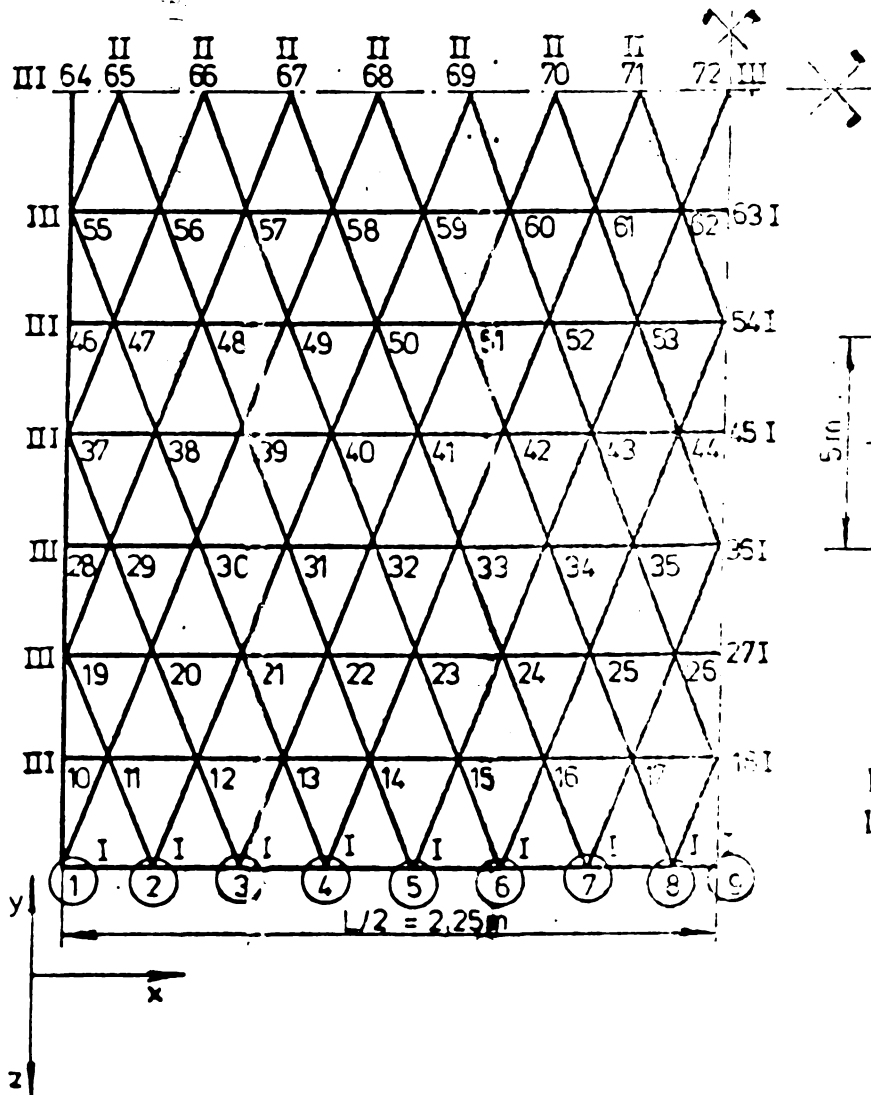
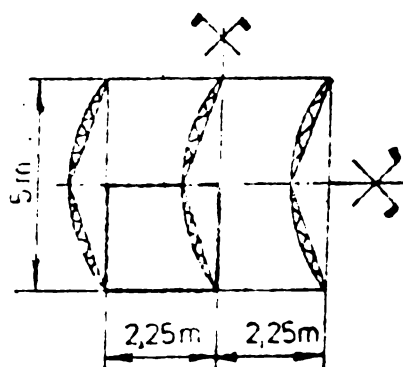


Fig. V.12

VARIANTA IV.

NUMEROTAREA NODURILOR
POZIȚIA REAZEMELOR



- I-REAZEM TIP I
- II-REAZEM TIP II
- III-REAZEM TIP III

NUMEROTAREA NODURILOR ȘI BARELOR
 POZIȚIA REAZEMELOR
 VARIANTA GRINDĂ SIMPLU REZEMATĂ

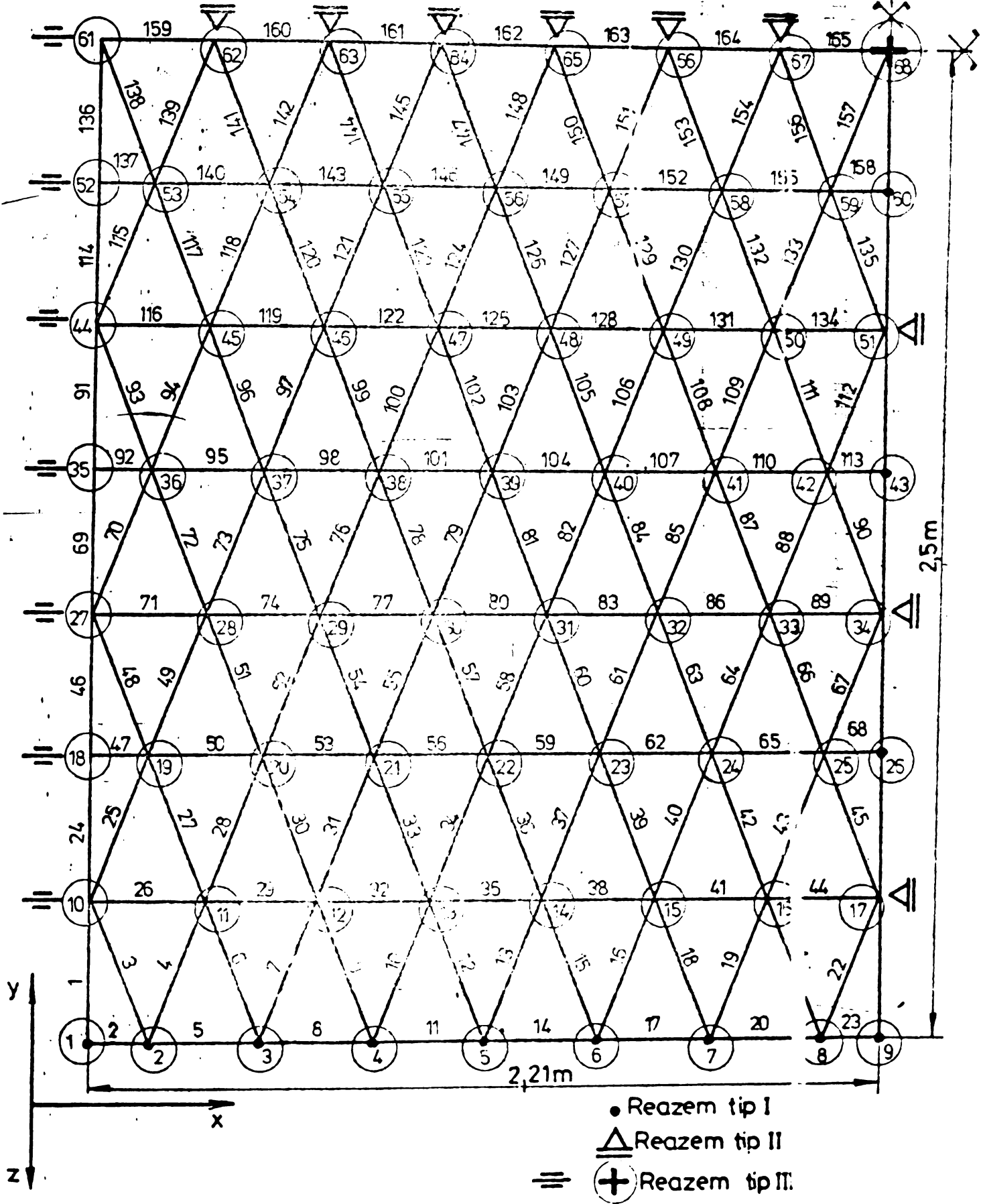
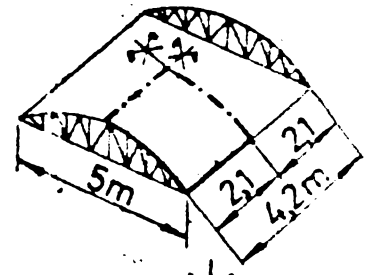
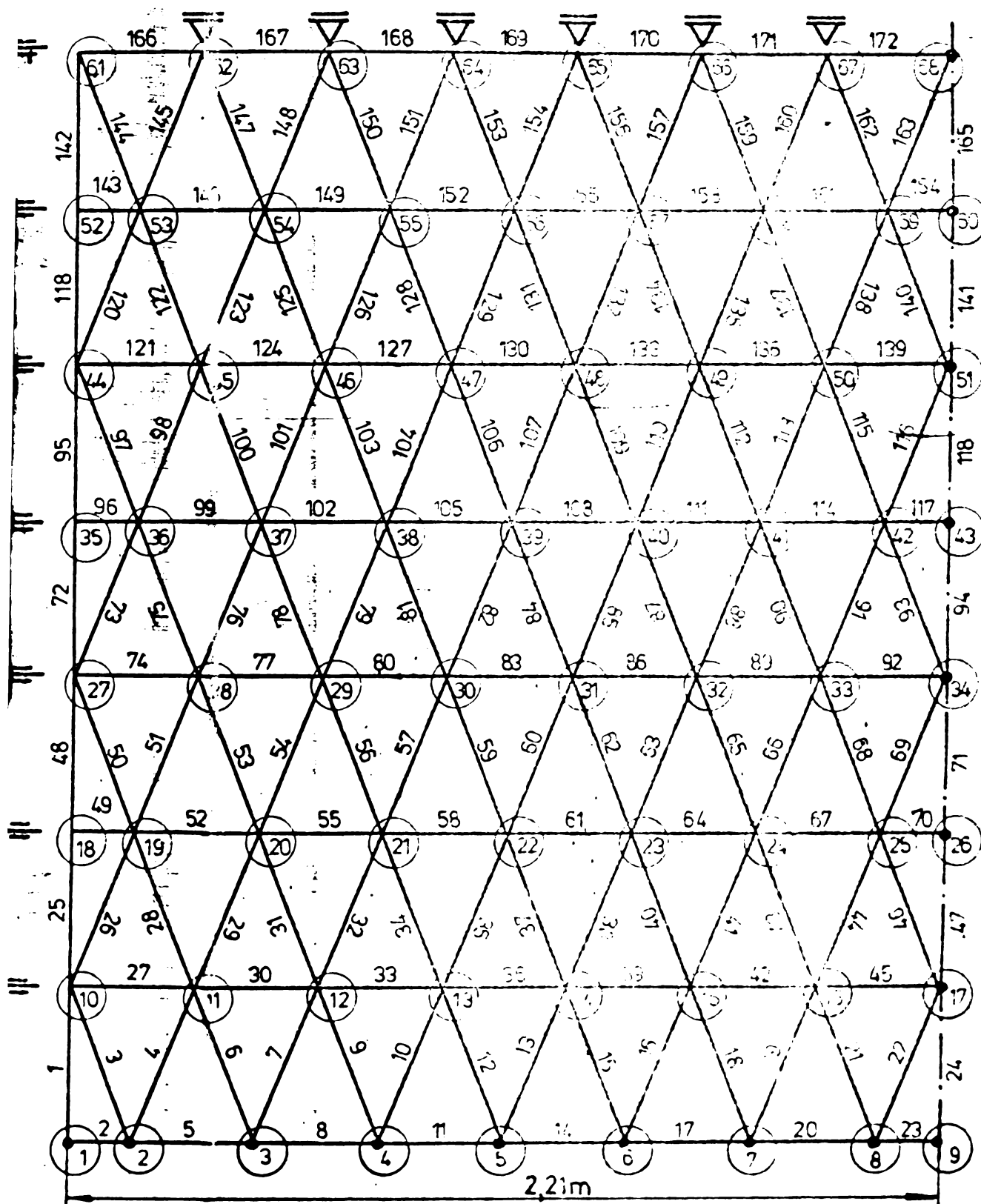
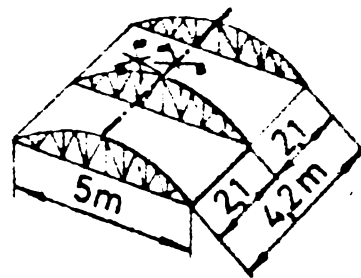


Fig V.13

NUMEROTAREA NODURILOR ȘI BARELOR
POZIȚIA REAZEMELOR
VARIANTA GRINDĂ CONTINUĂ



- Reazem tip I
- △ Reazem tip II
- ≡ Reazem tip III

Fig. V.14

Deoarece varianta de structură cu lungimea $L=9$ m devenindu-se prea elastică, nu reprezintă o soluție recomandabilă pentru utilizarea în practică la structuri din aliaje de aluminiu, în continuare se prezintă doar studiul pentru variantele de lungime $L=4,5$ m și $L=4,2$ m.

Pentru datele de calcul condițiile de rezemare sînt apreciate conform schițelor din Fig. V.11, V.12, V.13, V.14, unde se prezintă și numerotarea nodurilor și barelor.

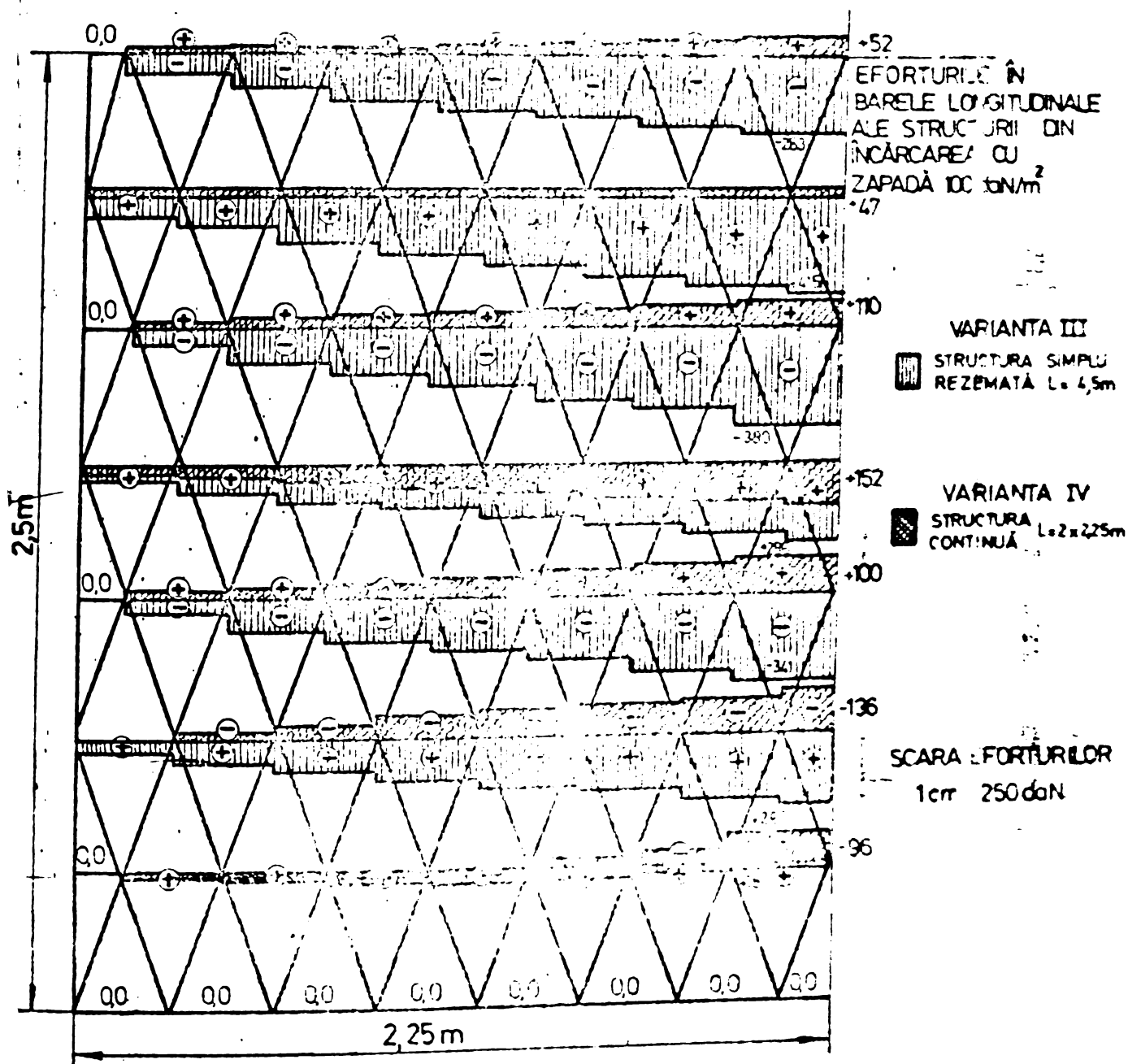


Fig. V.15

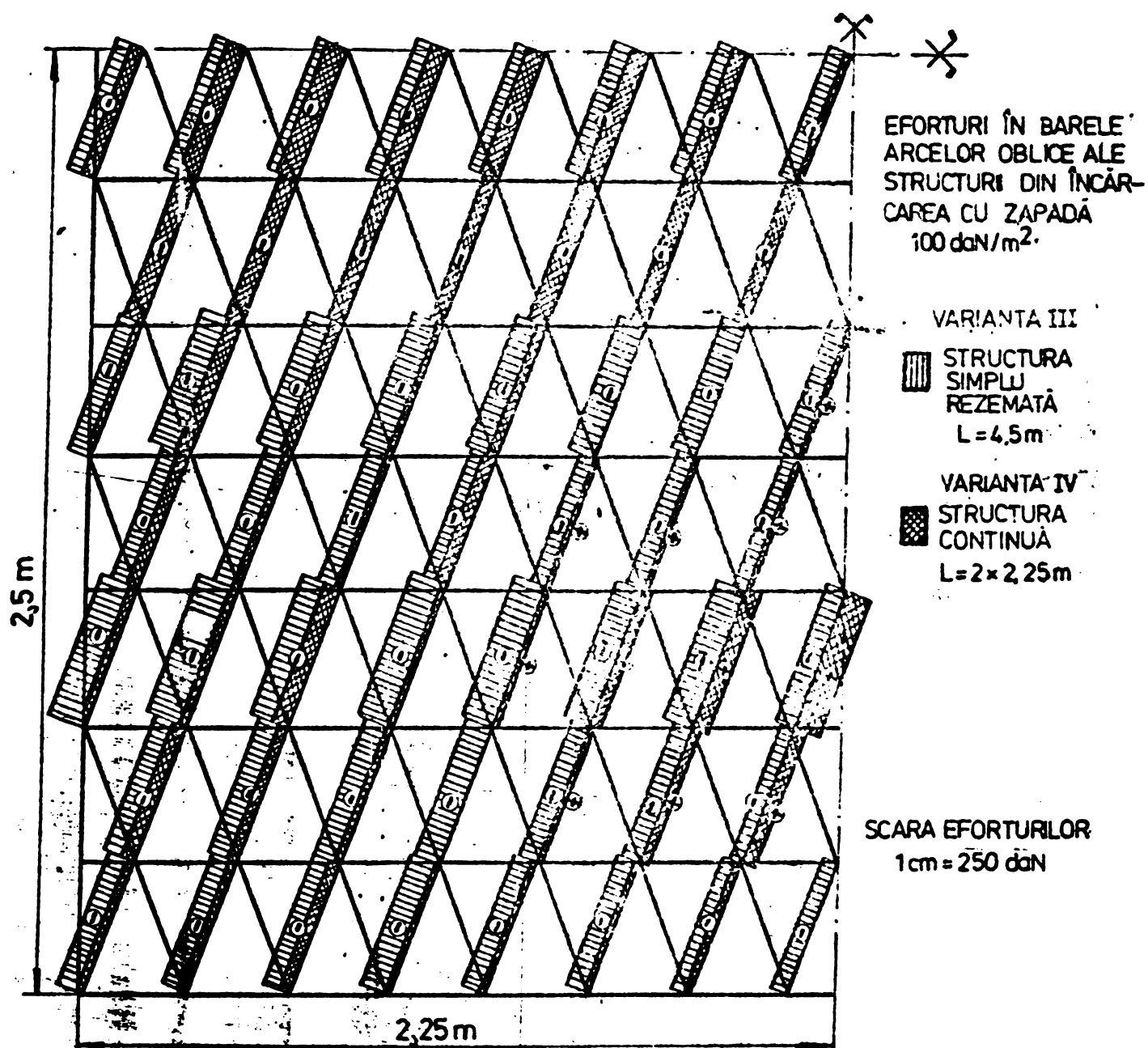


Fig. V. 16

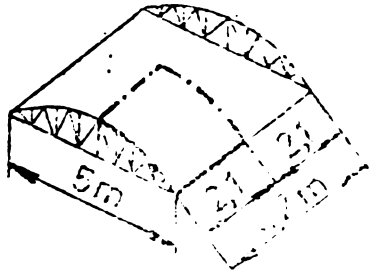
O parte din rezultatele mai semnificative, obținute prin această metodă de calcul, în ceea ce privește valoarea eforturilor axiale în barele structurii pentru o anumită treaptă de încărcare se prezintă în Fig. V.15, V.16, V.17, V.18.

Cum era de așteptat reiese influența deosebit de favorabilă a introducerii timpanului intermediar, mai ales pentru eforturile în lungul generatoarelor bolții cilindrice.

Această soluție este condiționată însă de destinația construcției pe care o acoperă structura având în vedere faptul că rezultă o compartimentare a spațiului acoperit care poate fi însemnată pentru unele procese tehnologice.

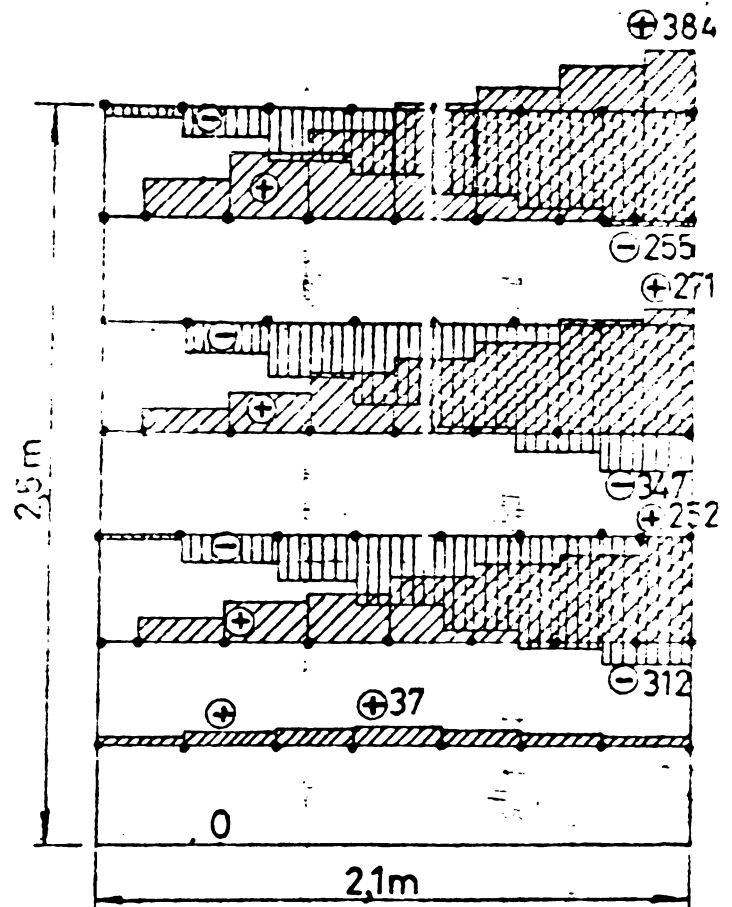
EFORTURI AXIALE ÎN BARE
LA ÎNCĂRCAREA CU ZAPADĂ = 100 daN/m²

scara eforturilor 1mm = 20 daN

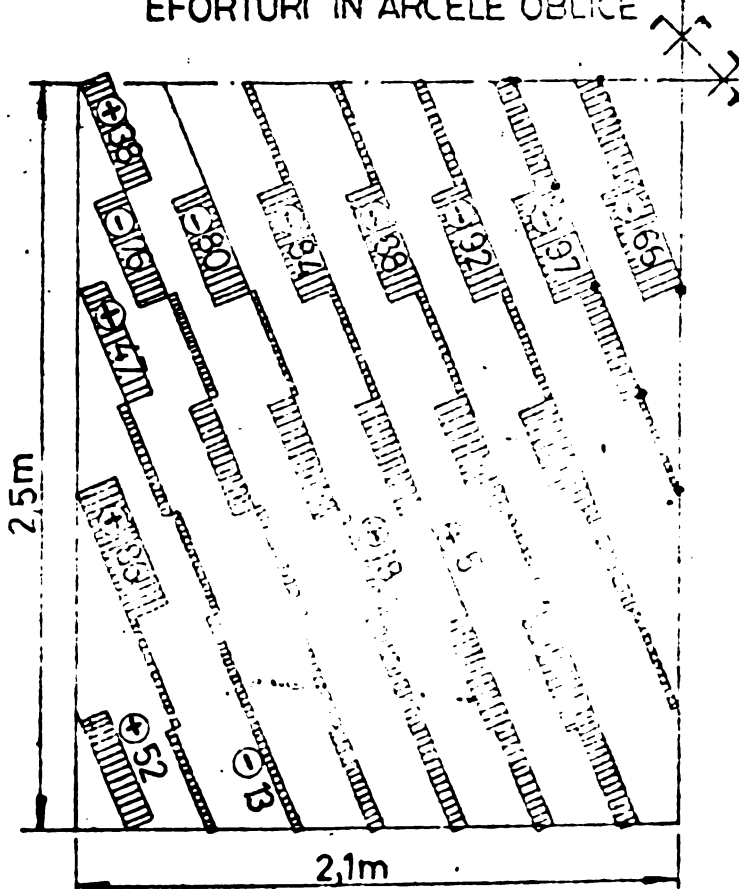


VALORI OBTINUTE LA
CALCULATOR

EFORTURI ÎN GENERATOARE



EFORTURI ÎN ARCELE OBLICE



EFORTURI ÎN ARCELE OBLICE

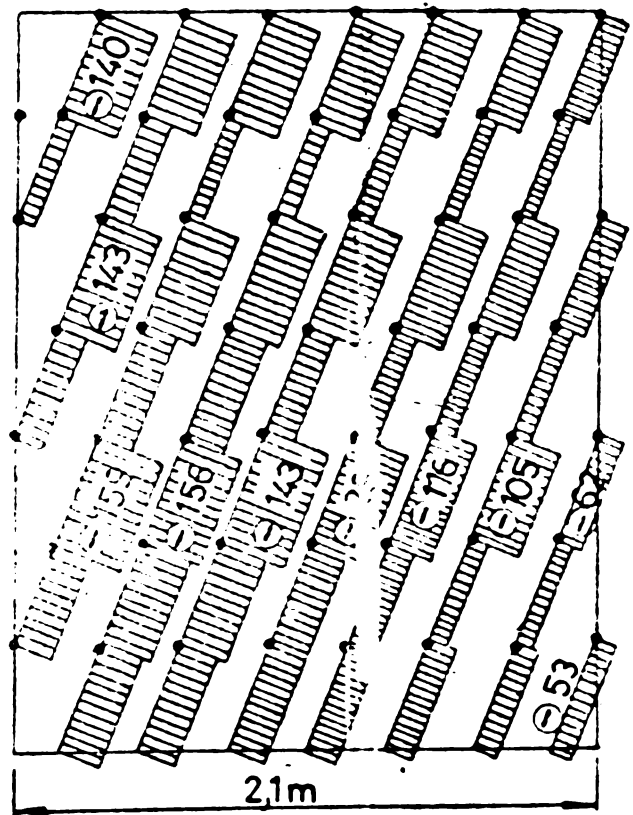
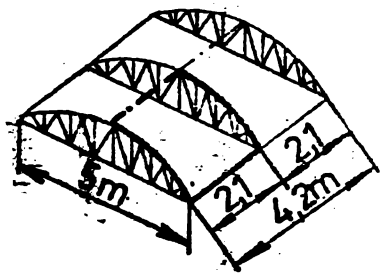


Fig.V.17

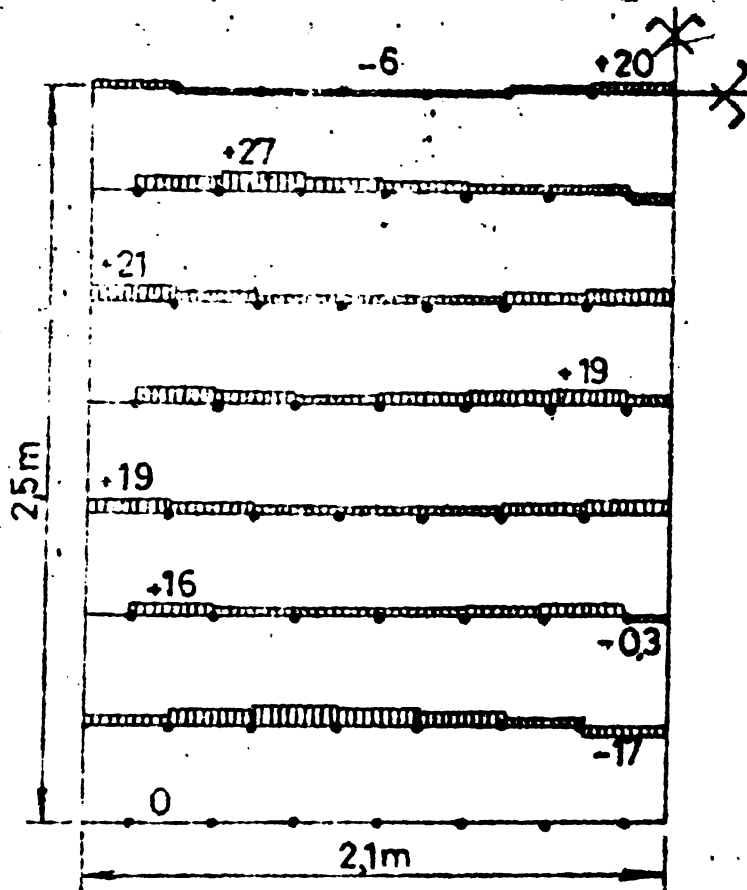
EFORTURI AXIALE ÎN BARE
LA ÎNCĂRCAREA CU ZAPADĂ = 100 daN/m

scara eforturilor 1mm=20 daN

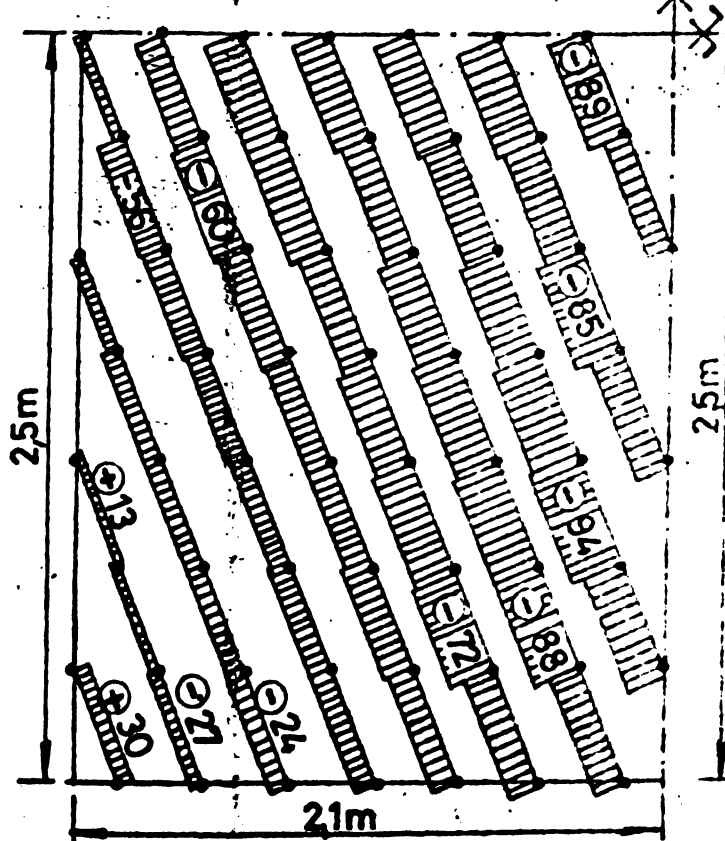


VALORI OBTINUTE LA
CALCULATOR

EFORTURI ÎN GENERATOARE



EFORTURI ÎN ARCE



EFORTURI ÎN ARCELE OBLICE

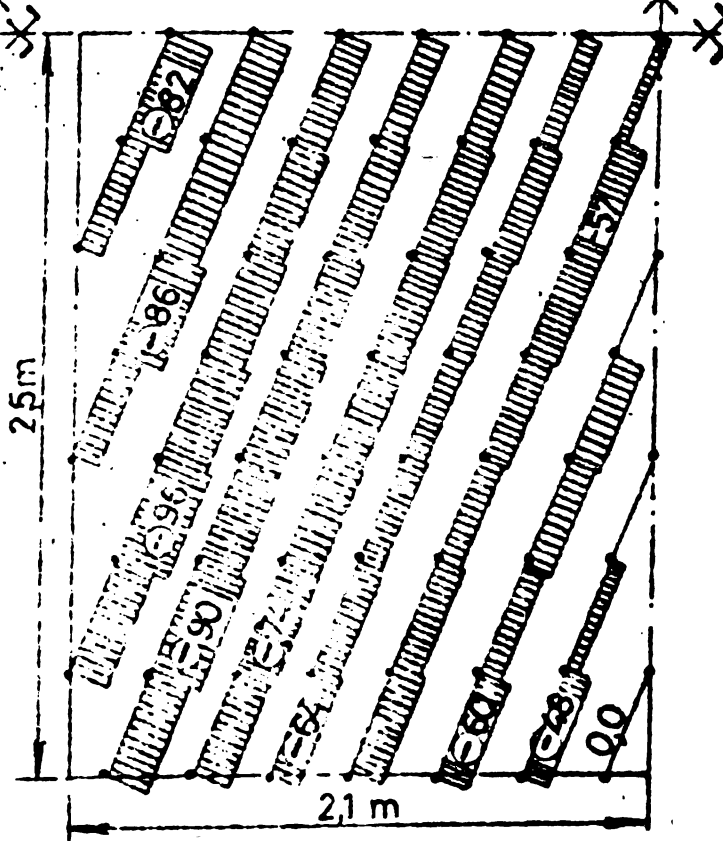
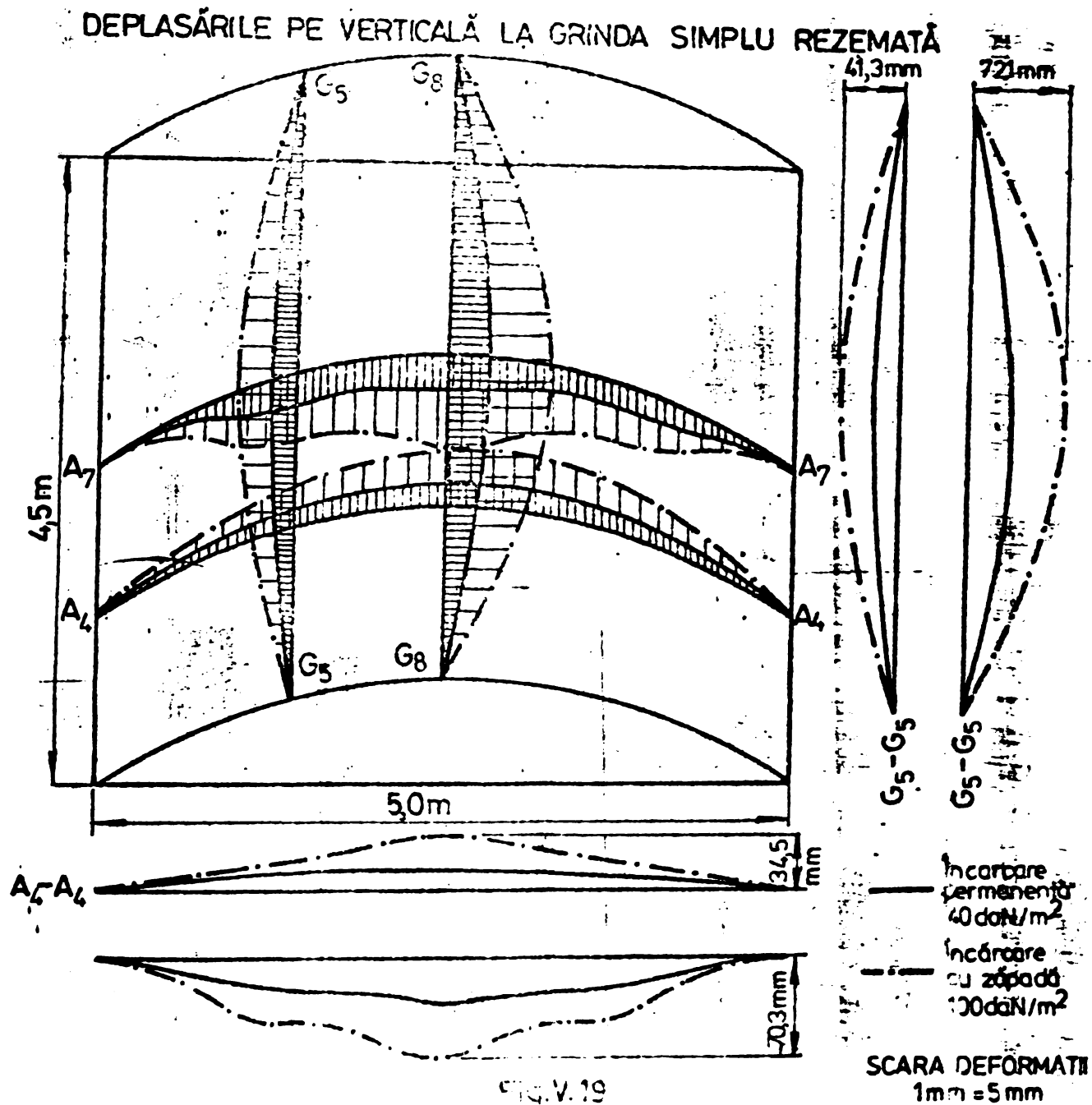


Fig. V.18

5.4. Calculul deformațiilor structurii

Intrucît structura din aliaje de aluminiu este deosebit de elastică, studiul deformațiilor prezintă interes pentru concluziile privind comportarea acestui tip de structură.



5.4.1. Valorile săgeților obținute la calcul

În cadrul aceluiași program de calcul utilizat pentru stabilirea eforturilor în barele structurii, s-au obținut și valorile deformațiilor acesteia.

O parte din rezultatele mai semnificative obținute prin calcul în ceea ce privește valoarea deformațiilor ce caracterizează structura, sînt prezentate în diagramele din Fig.V.19, V.20.

Analizând rezultatele obținute se constată că valorile deformațiilor, în cazul încărcării uniforme cu zăpadă 100 daN/m^2 în cazul ipotezei VI de rezemare, sunt inferioare celor din cazul rezemării, ceea ce era de așteptat, de exemplu deplasarea pe verticală reprezintă $L/300$ la rezemarea continuă de $L/70$ la grinda simplu rezemată.

Astfel se justifică introducerea rezemului intermediar deoarece consumul de material pentru realizarea lui este mai mic

DEPLASĂRILE PE VERTICALĂ LA GRINDA CONTINUĂ

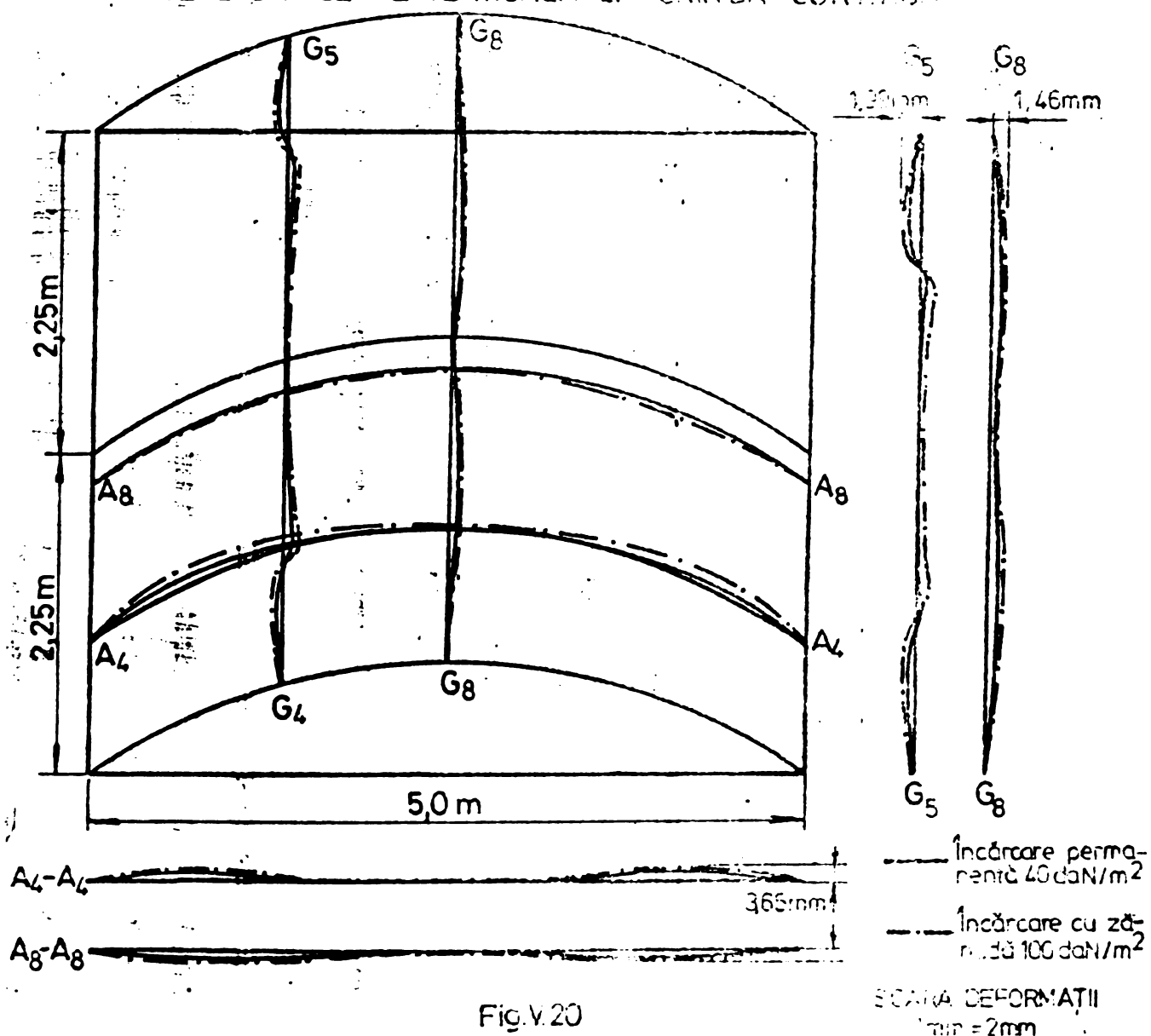


Fig.V.20

cît economia realizată prin scăderea secțiunii barelor.

De asemeni uniformizarea valorii deformațiilor (ca de fapt a eforturilor) duce la folosirea mai eficientă a secțiunilor care din motive constructive nu poate fi mult variată cadrul unei structuri.

În tabelele V_7 ; V_8 se prezintă valorile deformațiilor obținute la calculator.

Valorile deformațiilor la grinde simplu rezemată în m

Ele- mentul	No- dul	I N C A R C A R E A						
		ZĂPADĂ 100 daN/m ²			PERMANENTĂ 40 daN/m ²			
		X	Y	Z	X	Y	Z	
GENERATOARE	G5 - G5	37	-0,207	0	0	-0,092	0,0	0,0
		38	-0,200	-2,200	+7,939	-0,039	-0,917	+3,331
		39	-0,188	-4,382	+15,799	-0,034	-1,824	+6,626
		40	-0,169	-5,412	+25,116	-0,075	-2,666	+9,692
		41	-0,141	-8,208	+29,606	-0,064	-3,413	+12,410
		42	-0,112	-9,694	+34,986	-0,050	-4,031	+14,661
		43	-0,073	-12,795	+38,971	-0,032	-4,488	+16,328
		44	-0,026	-11,428	+41,274	-0,011	-4,751	+17,291
		45	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00
	G8 - G8	64	+0,435	0,0	0,0	0,169	0,00	0,00
		65	+0,435	0,00	-7,530	0,169	0,00	-3,045
		66	+0,420	0,00	-21,809	0,163	0,00	-8,819
		67	+0,387	0,00	-35,203	0,150	0,00	-14,235
		68	0,337	0,00	-47,206	0,131	0,00	-19,086
		69	0,271	0,00	-57,345	0,106	0,00	-23,183
70		0,192	0,0	-65,181	0,075	0,00	-26,545	
71		0,101	0,0	-70,007	0,040	0,00	-28,414	
72	0,00	0,00	-72,185	0,00	0,00	-29,154		
ARCE	A4 - A4	4	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00
		22	-0,160	-3,092	+13,028	-0,073	-3,178	+5,330
		40	-0,169	-5,412	+25,116	-0,075	-2,666	+9,692
	58	-0,256	-3,275	-54,484	-0,110	-1,027	-14,045	
	A7 - A7	17	-0,003	3,183	-4,941	0,00	1,030	-2,846
		35	0,061	14,101	-33,765	0,025	6,093	-12,601
		53	0,063	8,75	-43,185	0,026	3,568	-19,595
71		0,101	0,00	-70,007	0,040	0,00	-28,414	

Valorile deformațiilor la grinda continuă în cm

Elementul	No-tul	I N C Ă R C Ă R I						
		ZĂPADĂ 100 daN/m ²			PERMANENT 40 daN/m ²			
		X	Y	Z	X	Y	Z	
GENERATOARE	G5	17	-0,117	0,0	0,0	0,051	0,00	0,00
		18	-0,111	-0,236	0,552	-0,043	-0,071	0,299
		19	-0,104	-0,318	1,283	-0,045	-0,152	0,869
		20	-0,093	-0,427	1,990	-0,040	-0,243	1,022
		21	-0,079	0,374	-2,050	-0,034	0,175	-0,840
		22	-0,062	0,246	-1,265	-0,026	0,113	-0,558
		23	-0,040	0,160	-0,778	-0,017	0,067	-0,331
		24	14	0,092	-0,418	-0,006	0,039	-0,171
		25	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0
		26	-0,044	0,00	0,00	-0,020	0,00	0,00
		27	-0,044	0,00	-0,524	-0,020	0,00	-0,212
		28	-0,042	0,00	-1,025	-0,019	0,00	-0,415
		29	-0,041	0,00	-1,348	-0,019	0,00	-0,546
		30	-0,040	0,00	-1,456	-0,018	0,00	-0,539
		31	-0,037	0,00	-1,348	-0,016	0,00	-0,545
32	-0,030	0,00	-1,053	-0,013	0,00	-0,425		
33	-0,019	0,00	-0,642	-0,008	0,00	-0,257		
34	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00		
ARCE	A4	4	0,0	0,0	0,0	0,00	0,00	0,00
		22	0,069	-2,070	3,665	0,027	0,793	1,415
		40	-0,093	-0,427	1,990	-0,040	-0,243	1,022
		38	-0,050	-0,051	0,195	-0,022	-0,022	0,103
		8	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00
		26	0,012	-0,24	-0,013	0,005	-0,006	-0,011
A8	A8	44	-0,014	0,092	-0,418	-0,006	0,039	-0,171
		62	-0,004	-0,014	-0,243	-0,002	0,005	-0,094

5.5. Calculul sarcinii critice de pierdere a stabilității generale a structurii machetei de acoperiș

Calcululele s-au condus în mai multe etape, după relațiile prezentate în /175; 180; 182/, considerînd structura conform Fig.V.21. Celula de bază luată în considerare este hexagonul, forma de bază a triangulației fiind triunghiul isoscel. În funcție de raportul dintre deschidere și travee, precum și de felul de rezemare pe contur, pierderea stabilității structurii reticulate curbe se poate produce prin:

- flambajul individual al unei bare din structură, nodurile rămînînd fixe;

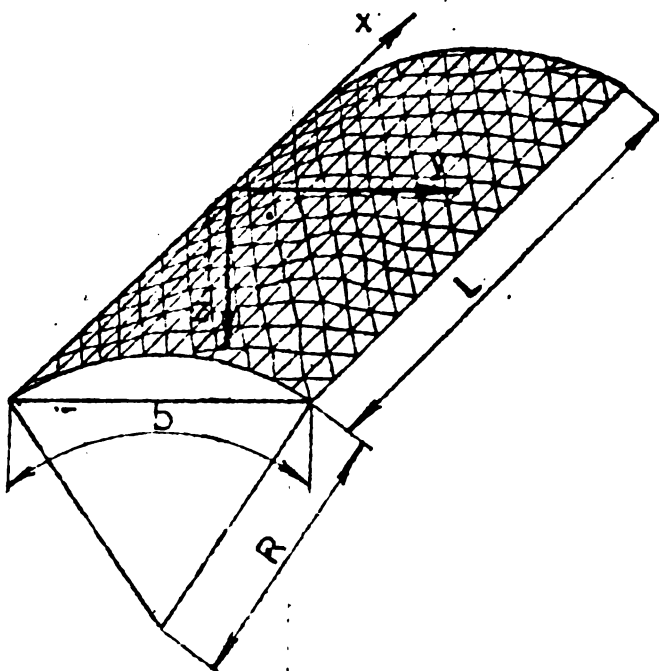


Fig.V.21

- flambajul colectiv al tuturor barelor care concură într-un nod, celelalte noduri rămînînd nedeplasate;

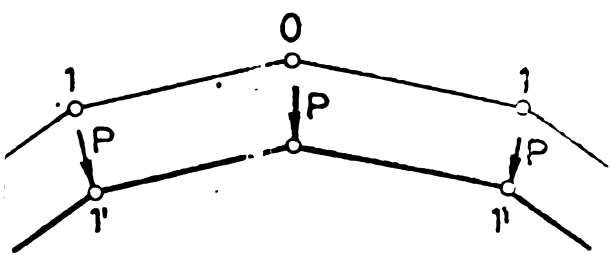
- pierderea stabilității prin antrenarea în procesul de deformare a mai multor noduri și bare din structura reticulată, numită instabilitate generală.

Aceste moduri de pierdere a stabilității pot fi distincte, dacă între încărcările critice corespunzătoare există diferențe mari. Dacă însă valorile lor sînt apropiate, ele vor interacționa, obținîndu-se încărcări critice mai mici decît valorile critice considerate independent.

a) Instabilitatea de nod.

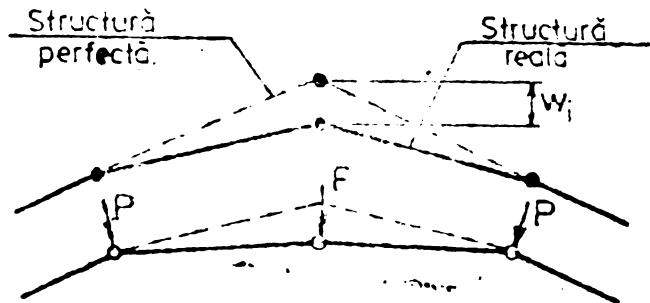
În cazul de față, structura este încărcată cu forțe egale în noduri, iar nodurile sînt considerate articulații. Se accep-

că structura reală are imperfecțiuni w_i (Fig.V.22, V.23, V.24, 5). Calculele sînt conduse pentru $w_i=0,1 f = 0,5$.cm, cît se ptepta uzual în literatura de specialitate și sînt repetate pentru $w_i=0,5$ cm valoare măsurată în mai multe noduri ale machetei.



ÎNCĂRCAREA STRUCTURII ÎN NODURI

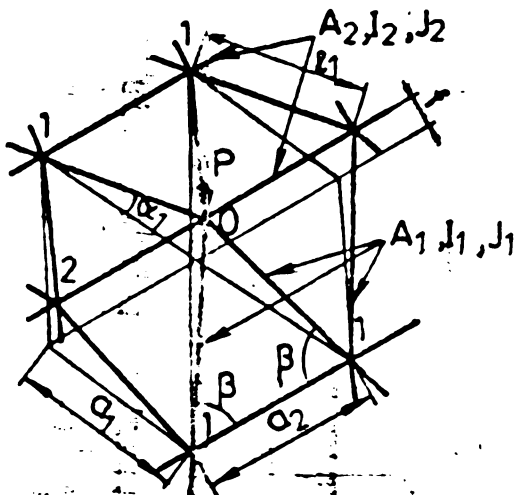
Fig.V.22



DETALIU DE STRUCTURĂ FĂRĂ ȘI CU IMPERFECȚIUNI

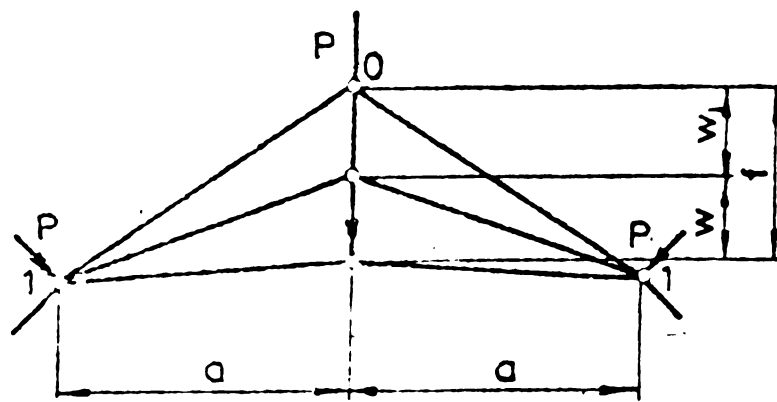
Fig.V.23

influența imperfecțiunilor geometrice este foarte importantă deoarece toate nodurile sînt încărcate cu aceeași forță P, deoarece pierderea stabilității se produce în acest caz prin bifurcarea echilibrului. În aceste condiții s-a folosit relația de calcul:



ELEMENTUL HEXAGONAL AL STRUCTURII

Fig.V.24



DEPLASAREA TOTALĂ A NODULUI '0'

Fig.V.25

$$P = \frac{2}{3} \frac{BA_1^2}{a_1^3} \cdot \frac{(f - w_i - w)(2f - 2w_i - w)}{w_i + w} \quad (5.33)$$

de:

$$w_{1,2} = \frac{2P_1 f}{2P_1 + P_2} \pm \sqrt{\left(\frac{2P_1 f}{2P_1 + P_2}\right)^2 - \frac{2}{3} \cdot \frac{2P_1 f^2}{P_1 + P_2}} \quad (5.34)$$

pentru:

$$\rho_1 = \frac{E \cdot A_1}{a_1^3} \cdot \frac{K_1}{1+K_1} \quad (5.35)$$

$$\rho_2 = \frac{E \cdot A_2}{a_2^3} \cdot \frac{K_2}{1+K_2} \quad (5.36)$$

și

$$K_1 = \frac{1}{1+2 \frac{A_1}{A_2} \cdot \frac{a_2}{a_1} \cos^2 \beta} \quad (5.37)$$

$$K_2 = 2 \frac{A_1}{A_2} \cdot \frac{a_2}{a_1} \cos^2 \beta \quad (5.38)$$

Introducând caracteristicile machetei (fig.v.2, v.21)

$$E = 700 \text{ daN/cm}^2$$

$$A_1 = A_2 = 2,52 \text{ cm}^2$$

$$\beta = 68^\circ 30' \quad \sin \beta = 0,93042; \quad \cos \beta = 0,36650$$

$$\alpha_1 = 5^\circ \quad \text{tg } \alpha_1 = 0,08749; \quad \cos \alpha_1 = 0,99619$$

$$a_1 = 40,8 \text{ cm}$$

$$a_2 = 30 \text{ cm}$$

$$f = 3,57 \text{ cm}$$

$$l_1 = 40,9 \text{ cm}$$

$$I_x = 1,975 \text{ cm}^4$$

$$i = 0,862 \text{ cm}$$

$$I_t = 0,172 \text{ cm}^4$$

$$\varphi_0 = 35^\circ 30'$$

$$b = 533,3 \text{ cm}$$

$$L = 420 \text{ cm}$$

au rezultat următoarele valori:

$$K_1 = 0,8251$$

$$K_2 = 0,1975$$

$$\rho_1 = 11,82$$

$$\rho_2 = 10,776$$

$$w_{1,2} = 2,024 \text{ cm}$$

$$w_{1,2} = 2,88 \text{ cm}$$

$$P = 54,4 \text{ daN pentru } w_i = 0,4 \text{ cm}$$

respectiv

$$P = 32,6 \text{ daN pentru } w_i = 0,5 \text{ cm.}$$

b) Instabilitatea generală.

Dacă mai multe noduri situate pe circumferința suprafeței, sînt afectate de suprafața de voalare, pierderea stabilității este generală.

Problema determinării încărcării critice se poate rezolva considerînd structura ca un sistem discret de bare, sau înlocuind-o cu un mediu continuu echivalent:

Față de relațiile după Wright, Buchert, Fernon și Hutchinson, Gioncu V. și Ivan M. în /175/ folosesc o cale mai exactă și anume utilizarea ecuațiilor generale neliniare ale plăcilor curbe subțiri anizotrope, determinarea anizotropiei în funcție de caracteristicile mediului discret și integrarea directă a acestor ecuații.

Autoarea s-a bazat pe aceste relații la calculul acoperișului.

În prima etapă de calcul sînt considerate următoarele :

Pentru structura reticulată a unui acoperiș cilindric conform /175 ; 180/ rezultă încărcarea :

$$p = \frac{EA_1}{a_1 L} \cdot \frac{L}{R} \cdot \frac{b^2}{L^2} \left[\left(\frac{1}{L} \right)^2 \frac{\pi^2}{n^2} (k_{11} + 2n^2 \frac{L^2}{b^2} d_{12} + \frac{EA_1 L^4}{b^4} k_{22}) + \frac{L^2}{R^2} \cdot \frac{1}{2n^2 (d_{11} + 2n^2 \frac{L^2}{b^2} d_{12} + n^4 \frac{L^4}{b^4} d_{22})} \right] \quad (5.39)$$

Încărcarea critică este cea mai mică valoare dată de relația lui p , în funcție de variabila n , numărul semiundelor de valoare. Coeficienții k_{11} , k_{12} , k_{22} și d_{11} , d_{12} , d_{22} depind numai de unghiul de reticulare și de raportul rigidităților barelor ce concură în nod, fiind astfel mărimi adimensionale.

Acești coeficienți pot fi determinați din relațiile următoare :

$$k_{11} = \frac{a_1}{EI_1} K_{11} \quad (5.40) ; \quad k_{12} = \frac{a_1}{EI_1} (K_{12} + 2K_{33}) \quad (5.41) ;$$

$$k_{22} = \frac{a_1}{EI_1} K_{22} \quad (5.42) ; \quad d_{11} = \frac{EA_1}{a_1} \cdot \frac{D_{11}}{D_{11}D_{12} - D_{12}^2} \quad (5.43) ;$$

$$d_{12} = \frac{EA_1}{a_1} \left(\frac{1}{2D_{33}} - \frac{D_{12}}{D_{11}D_{22} - D_{12}^2} \right) \quad (5.44) ; \quad d_{22} = \frac{EA_1}{a_1} \cdot \frac{D_{22}}{D_{11}D_{12} - D_{12}^2} \quad (5.45)$$

$$\text{și unde } k_{11} = \frac{EI_1}{a_1} \cdot \frac{\frac{I_2}{I_1} + \cos^2 \beta + \frac{EI_1}{EI_2} \cdot \cos \beta \sin^2 \beta}{\sin \beta} \quad (5.46)$$

$$K_{12} = \frac{E I_1}{a_1} \sin \beta \cos \beta \left(i - \frac{G I_1}{E I_1} \right) \quad (5.47)$$

$$K_{22} = \frac{E I_1}{a_1} \cdot \frac{\sin^3 \beta + \frac{G I_1}{E I_1} \sin \beta \cos^2 \beta}{\cos \beta} \quad (5.48)$$

$$K_{33} = \frac{E I_1}{a_1} \cdot \frac{1}{\sin \beta \cos \beta} \left[\sin^2 \beta \cos^2 \beta + \frac{1}{4} (\cos^2 \beta - \sin^2 \beta)^2 \frac{G I_1}{E I_1} + \frac{1}{2} \cos \beta \frac{G I_2}{E I_1} \right] \quad (5.49)$$

$$D_{11} = \frac{E A_1}{a_1} \cdot \frac{\frac{A_2}{A_1} + \cos^3 \beta}{\sin \beta} \quad (5.50)$$

$$D_{12} = \frac{E A_1}{a_1} \sin \beta \cos \beta \quad (5.51)$$

$$D_{22} = \frac{E A_1}{a_1} \frac{\sin^3 \beta}{\cos \beta} \quad (5.52)$$

$$D_{33} = \frac{E A_1}{a_1} \sin \beta \cos \beta \quad (5.53)$$

În cazul machetei studiate a rezultat pentru $n = 3$ (numărul de unde care au apărut la cedarea machetei) :

$$K_{11} = 36.665 \quad K_{12} = 10.590 \quad K_{22} = 71.085 \quad K_{33} = 12.027$$

$$k_{11} = 1.09 \quad k_{12} = 1.03 \quad k_{22} = 2.13$$

$$D_{11} = 48.726 \quad D_{12} = 14.743 \quad D_{22} = 95.016 \quad D_{33} = 14.743$$

$$d_{11} = 4.2 \quad d_{12} = 0.91 \quad d_{22} = 8.2$$

de unde sarcina critică a rezultat

$$p = 0.0572 \text{ daN/cm}^2 = 572 \text{ daN/m}^2$$

Deoarece experimentarea pe machetă a arătat că încărcarea critică obținută experimental este aproximativ de trei ori mai mică decât cea teoretică corespunzătoare bifurcării echilibrului, într-o etapă nouă de calcul s-au făcut cercetări suplimentare pentru a determina factorii care reduc încărcarea critică de bifurcare /182/.

Exprimând relația încărcării critice de bifurcare sub forma:

$$p_{cr} = \frac{2}{A_D} \cdot \frac{EA}{a_1} \cdot \frac{R\varphi_0}{L} \left(\frac{\pi^2 I}{A \cdot L^2} K_D + \frac{L^2}{R^2 \pi^2} \cdot \dots \right) \quad (5.54)$$

în care :

$$A_D = \iint_A \left(\frac{n^2}{\varphi_0^2} n\varphi \cos \frac{\pi x}{L} \sin \frac{n\pi\varphi}{2\varphi_0} + \frac{2}{\varphi_0} n_x \varphi \sin \frac{\pi x}{L} \cos \frac{n\pi\varphi}{2\varphi_0} + n_x \cos \frac{\pi x}{L} \sin \frac{n\pi\varphi}{2\varphi_0} \right) \cos \frac{\pi x}{L} \sin \frac{n\pi\varphi}{2\varphi_0} dx d\varphi \quad (5.55)$$

Inde. $n\varphi$, n_x și $n_x\varphi$ sînt coeficienți numerici care depind de încărcare.

$$K_n = k_{11} + 2k_{12} n^2 \frac{L^2}{b^2} + k_{22} n^4 \frac{L^4}{b^4} \quad (5.56)$$

$$D_n = d_{11} + 2d_{12} n^2 \frac{L^2}{b^2} + d_{22} n^4 \frac{L^4}{b^4} \quad (5.57)$$

5-a analiză: influența diferiților parametri de încărcare, geometrice și mecanici asupra acestei încărcări critice și anume:

- 1° tipul încărcării
- 2° raportul dimensiunilor suprafeței acoperitului
- 3° raportul lungimii acoperitului față de raza de curbură a cilindrului, din care face parte
- 4° imperfecțiunile geometrice
- 5° rotațiile de noduri.

1° Influența tipului încărcării.

Conform /175/, pentru încărcarea radială.

$$A_n \text{ rad} = \frac{n^2 L}{2\varphi_0} \quad (5.58)$$

iar pentru încărcarea din greutate proprie

$$A_n \text{ gr.pr.} = \frac{1}{2} \cdot \frac{n^2 L}{\varphi_0} \cdot \frac{\sin \varphi_0}{\varphi_0} \cdot \frac{\left(\frac{2n\pi}{\varphi_0}\right)^2 - \frac{2\pi^2}{3} - 2}{\left(\frac{2n\pi}{\varphi_0}\right)^2 - 1} \quad (5.59)$$

Introducînd în expresiile lui p_{cr} aceste valori și reprezentînd raportul $p_{cr \text{ rad}} / p_{cr \text{ gr.pr.}}$ pentru șase valori ale lui n (numărul de semiunde transversale) (Fig.V.26) se obțin diferențe de valori sub 6%, încărcările gravitaționale fiind mai mari decît încărcările radiale.

În această situație, în calculele practice se pot folosi relațiile de calcul pentru încărcările radiale, aceste relații fiind mai simple iar diferența de valoare suficient de mică și acoperitoare.

2° Influența raportului lungimii laturilor suprafeței acoperitului b/L .

În calcul sînt considerate două situații, una pentru unghiul la centru al machetei $2\varphi_0 = 2\alpha = 71^\circ$ și alta extremă pentru $2\varphi_0 = 180^\circ$, cărora le corespund raportele $\frac{b}{L} = 1,27$ respectiv $\frac{b}{L} = 3,22$.

În Fig.V.27 se observă că creșterea acestui raport duce

la creșterea încărcării critice, cum era de bănuț pentru un L constant.

3° Influența raportului L/R .

Considerând celelalte dimensiuni constante, în cazul modelului

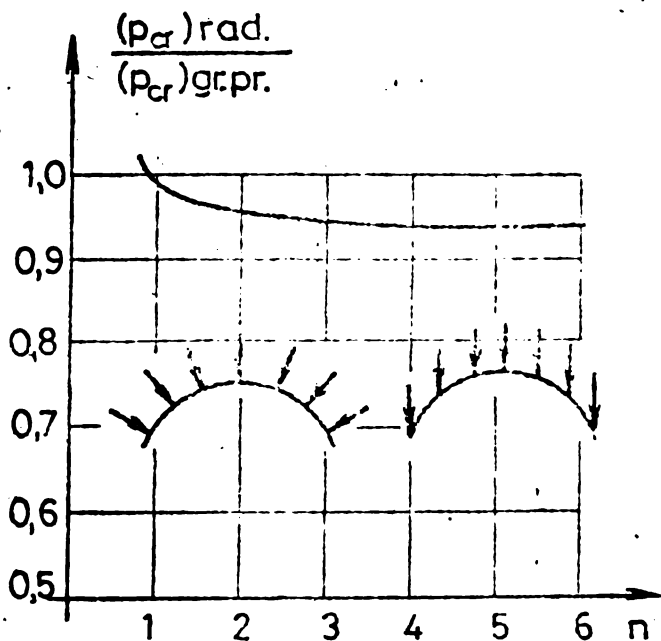


Fig.V.26

studiat, se urmărește variația lui p_{cr} , pentru patru valori ale raportului $L/R = 0,5 ; 1,0 ; 1,5 ; 2,0$.

În diagramele din Fig.V.26 se constată că : Numărul de semiunde de voelare se modifică după cum urmează :

- instabilitatea se produce cu două semiunde pentru $L/R = 0,5$;
- instabilitatea se produce cu trei semiunde pentru $L/R = 1,0$ și $L/R = 1,5$;
- instabilitatea se produce cu patru semiunde

pentru $L/R = 2,0$.

Încărcarea critică scade cu creșterea raportului L/R pînă la valoarea 1,5 a raportului, după care crește din nou.

4° Influența imperfecțiunilor geometrice.

În [187] se arată că la plăcile curbe subțiri, influența imperfecțiunilor geometrice

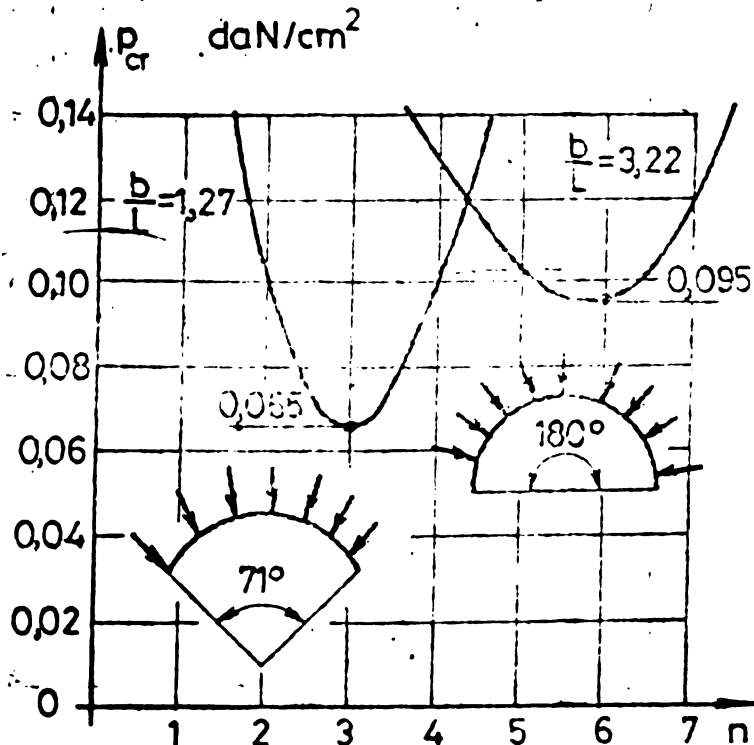


Fig.V.27

se manifestă în principal prin diminuarea componentelor extensionale, provenite din efectul eforturilor axiale.

Despărțind relația lui p_{cr} (5.54) în cele două componente, una p_{crM} provenind din efectul momentelor încovoietoare

$$p_{crM} = \frac{2}{A_n} \cdot \frac{EA}{s_1} \cdot \frac{R\phi}{L} \cdot \frac{\pi^2 I}{AL^2} K_n \quad (5.55)$$

și una p_{crN} provenind din efectul eforturilor axiale :

$$P_{cr} N = \frac{2}{A_n} \cdot \frac{EA}{a_1} \cdot \frac{R \cdot \psi_0}{L} \cdot \frac{L^2}{R^2 \pi^2} \cdot \frac{1}{D_n} \quad (5.61)$$

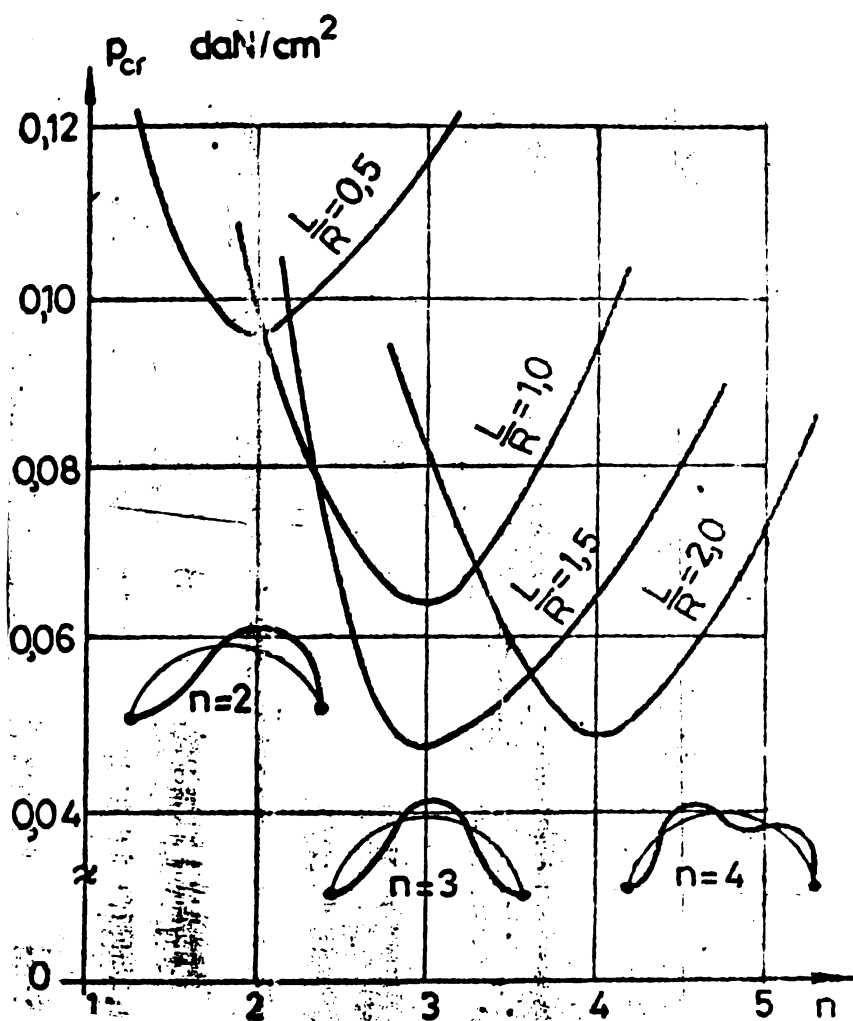


Fig.V.28

În Fig.V.29a se prezintă variația celor două componente pentru patru valori ale lui n , în cazul machetei studiate, precum și variația sumei celor două componente, obținându-se valoarea încărcării critice când suma celor două componente este minimă.

Din diagramele prezentate în Fig.V.29a rezultă că influența preponderentă o are componenta din eforturile de încovoiere, ca-

re sînt mai puțin influențate de imperfecțiuni.

În Fig.V.29 b s-au prezentat cele două componente pentru diferitele valori ale raportului L/R și a rezultat că, cu cît cilindrul este mai lung, componenta din eforturi axiale scade și în consecință și influența imperfecțiilor se diminuează. Imperfecțiunile contribuie mai mult la reducerea valorii încărcării critice, în cazul cilindrilor cu lungime mai mică. În urma acestor constatări se propune pentru calculul practic să se ia în considerare influența imperfecțiilor, prin introducerea unei relații aproximative de determinare a încărcării critice:

$$P_{cr_1} = 0,7 P_{cr} \quad (5.62)$$

care acoperă bine domeniul reducerii, așa cum se poate observa în diagrama din Fig.V.29 b. Coeficientul de reducere 0,7 corespunde cu cea mai mare valoare obținută la cilindrii netezi con-

tinui, ce voalează sub presiune exterioară /182/.

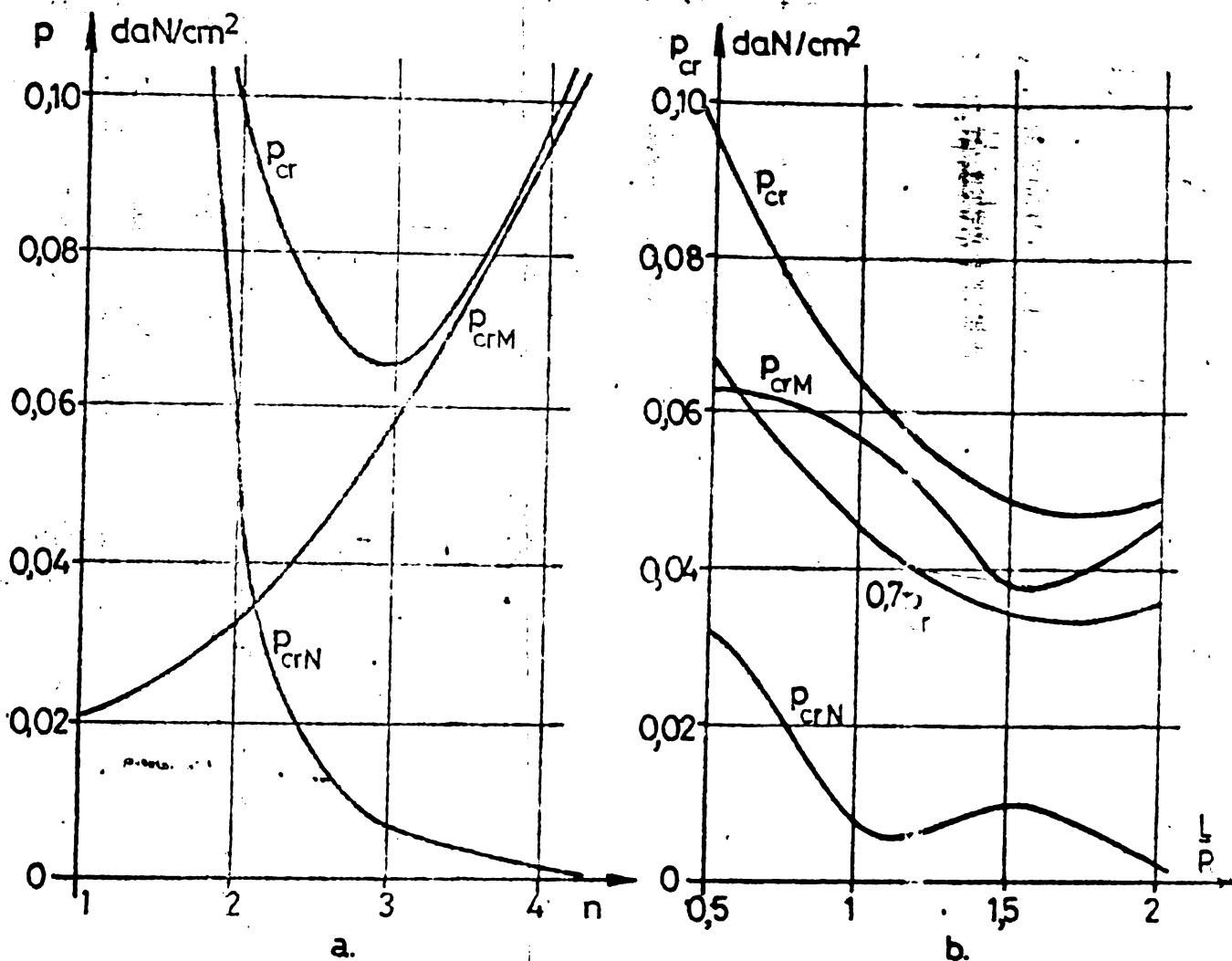


Fig. V.29

5° Influența rotirii din noduri

Relația de calcul a încălcării critice (5.54), este stabilită prin utilizarea unui mediu continuu anizotrop, în ipoteza că barele din structură nu au rotiri în noduri /182/. Deoarece unele soluții de îmbinare, mai ales cele cu buloane, permit oarecari rotiri, aceasta duce la o scădere a rigidității la încovoiere a acoperișului reticulat. Cea mai pronunțată reducere este cea a rigidității la încovoiere în direcția curburii, K_{22} , deoarece numărul de semionde este mai mare pe direcția radială decât pe cea longitudinală, în consecință în diagramele din Fig. V.30a se prezintă influența rigidității radiale K_{22} asupra încălcării critice, studiate în lucrare.

Se observă că reducerea acestei rigidități, în urma rotirii barelor în noduri, atrage după sine scăderi importante ale încălcării critice. În diagrama din Fig. V.30b se vede că încălcarea critică este proporțională liniar cu reducerea rigidității radiale.

Aceste propuneri teoretice au fost verificate experimental

s-a constatat o bună corespondență între valorile obținute în calcul și cele pe bază experimentală.

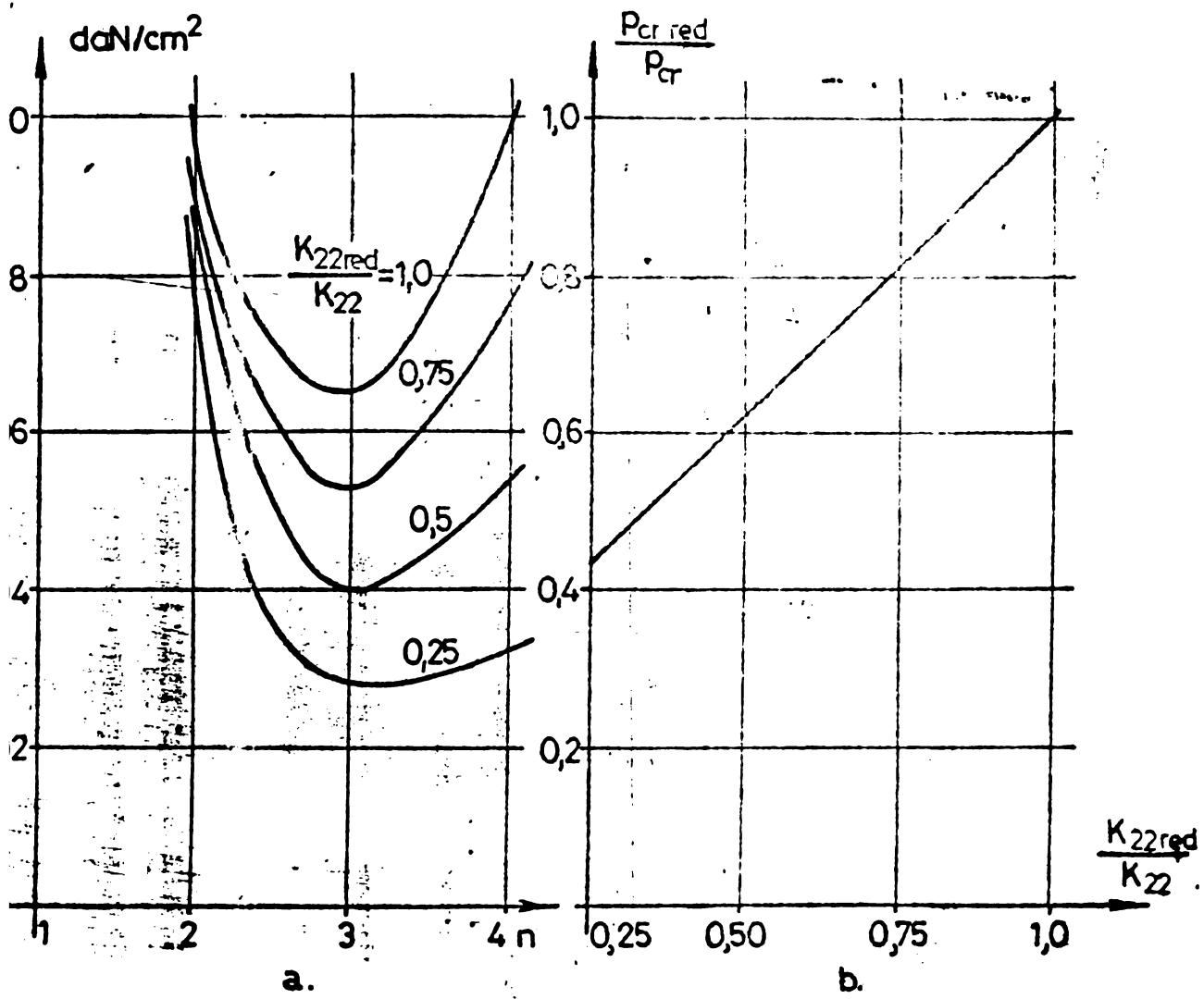


Fig.V.30

Tabelul VI.1

CAZUL A ₁ Încărcarea cu zăpadă -50 daN/m ²					CAZUL B ₁ Încărcarea cu zăpadă 100 daN/m ²				
Tra- duc- to- rul	Bara	Eforturi în daN			Tra- duc- to- rul	Bara	Eforturi în daN		
		Calcu- late la calcu- lator	Stabilite experimental				Calcu- late la calcu- lator	Stabilite experimental	
			Apa- rat RFT	Aparat Hueggem- berger				Apa- rat RFT	Aparat Hueggem- berger
1 2	44	+17	+12	+14	3 4	16	-50	-27	-30
3 4	16	-32	-29	-26	5 5	30	+26	+28	+22
5 6	29	+15	+3	+5	7 8	40	-72	-32	-38
7 8	39	-24	-22	-28	9 10	51	-96	-48	-53
9 10	49	-85	-32	+38	11 12	52	+16	+17	+18
11 12	50	+26	+20	+23	13 14	58	+13	+15	+18
13 14	56	+60	+46	+50	15 16	67	+16	+12	+15
15 16	65	+116	+130	+131	17 18	69	+21	+25	+30
17 18	67	-31	-52	-53	19 20	89	+22	+18	+18
19 20	86	-133	-141	-144	25 25	91	-34	-15	-18
25 26	88	-91	-102	-103	27 28	117	+13	+18	-21
31 32	95	+28	+38	+41	29 30	80	+11	+16	+20
33 34	96	+14	+20	+27	31 32	99	+17	+16	+12
37 38	134	-174	-136	-144	33 34	100	-49	-42	-39
39 40	125	-34	-78	-92	35 35	110	-58	-62	-69
41 42	119	-35	-32	-38	37 38	139	+19	+24	+29
43 44	118	-28	-21	-24	39 40	131	+14	+20	+24
45 46	123	-42	-44	-47	45 46	123	-63	-58	-59
47 48	129	-46	-46	-49	51 52	158	+21	+28	+30
49 50	133	-18	-23	-20	53 54	146	+36	+41	+41
51 52	152	+153	+152	+144	57 58	160	-59	-51	-54
57 58	153	-13	-22	-25	59 60	172	+28	+20	+24

Cap.6. CERCETĂRI EXPERIMENTALE ASUPRA MODELULUI
UNUI ACOPERIS CILINDRIC REFLECTANT DIN
ALIAJE DE ALUMINIU.

6.1. Descrierea desfășurării încercărilor experimentale.

Autoarea a efectuat încercările pe o machetă din aliaje de aluminiu, cu dimensiunile și caracteristicile corespunzătoare variantelor V și VI prezentate în capitolul 5^{*)} (Fig.6.1).

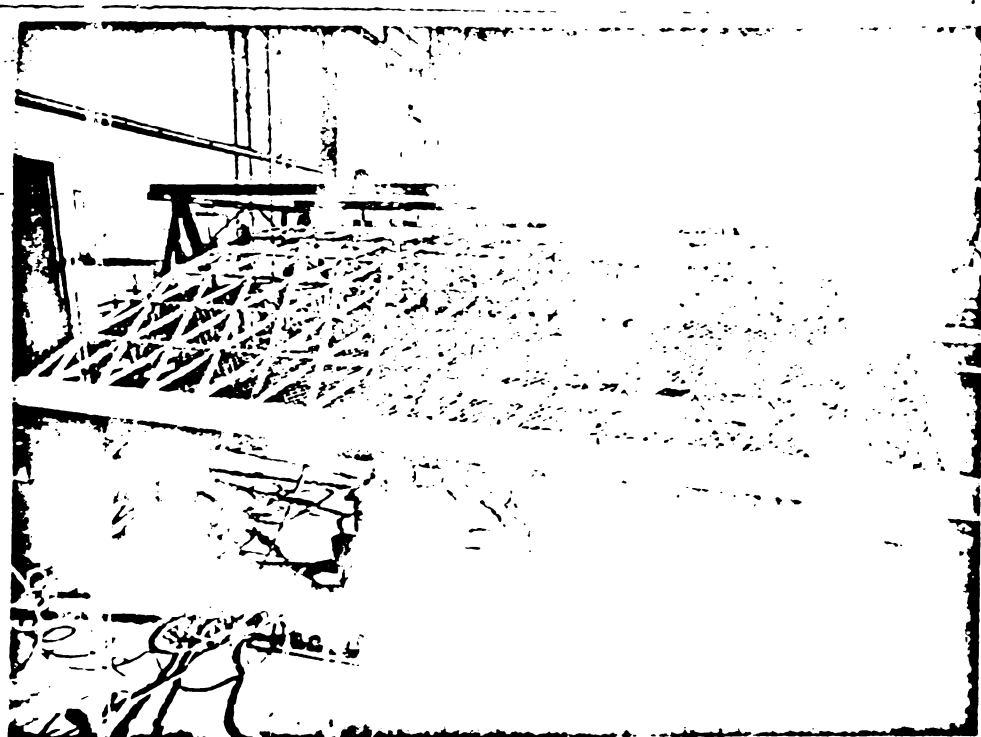


Fig.VI.1. Imaginea structurii machetei acoperișului cu $L=4,2m$ încercate la Catedra de Construcții Metalice Timișoara. Se observă grinda longitudinală de rezem precum și plasa de sîmă așezată peste structura reticulată din aliaje de aluminiu.

*) În cadrul studiului efectuat de către INCERC București /170/ (prin dr.ing.Niculescu D., ing.Perju M., ing.Milincăi R. ș.a.), în colaborare cu Institutul de Construcții București (prin prof.dr.ing.Patrinche N.) și Facultatea de Construcții Timișoara (prin șef-ing.Konrad C.), autoarea în baza unui contract a contribuit cu capitolul de studiu și calcul teoretic al eforturilor în bare și al deformațiilor pentru variantele I, II, III, IV. Pe lângă aceasta a participat și la efectuarea încercărilor experimentale pe machetă în variantele I, II, III, IV efectuate în laboratorul INCERC București.

În urma concluziilor trase în baza acestui studiu, autoarea a reluat și dezvoltat studiul teoretic și experimental la Catedra de Construcții Metalice din Timișoara, elaborînd o serie de lucrări / , , 179 , 181 , 182/.

In ipoteza V. macheta are lungimea liberă 4,2 m.

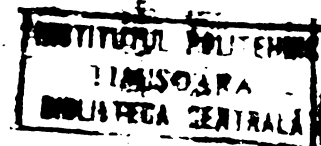
In ipoteza VI. " " " un timpán de rezemă intermediar la $L/2 = 2,1$ m.

In ambele faze, rezemarea se face practic pe tot conturul structurii : pe marginile laterale prin intermediul grinzilor longitudinale, la capete și la mijloc prin timpáne realizate din arce cu zăbrele. (Fig.VI.2 ; VI.3 ; VI.4 ; VI.5 ; VI.6)...



Fig.VI.2. In imagine se observă arcul de rezemare de capăt, (variante de rezemare la capete cu $L = 4,2$ m).

Impingerile orizontale date de structură, sînt preluate de grinzile marginale. Substructura de rezemare oferă o bună rigiditate întregului sistem de rezemare. Specificul condițiilor de realizare, nu permite decît determinarea efectelor încărcărilor exterioare deoarece montajul tensometric și de înregistrare a deplasărilor nu poate fi executat numai după terminarea montării structurii, în felul acesta nu se ia în considerare valoarea încărcării din greutatea structurii de rezistență, care în cazul acesta este neglijabilă față de restul încărcărilor.



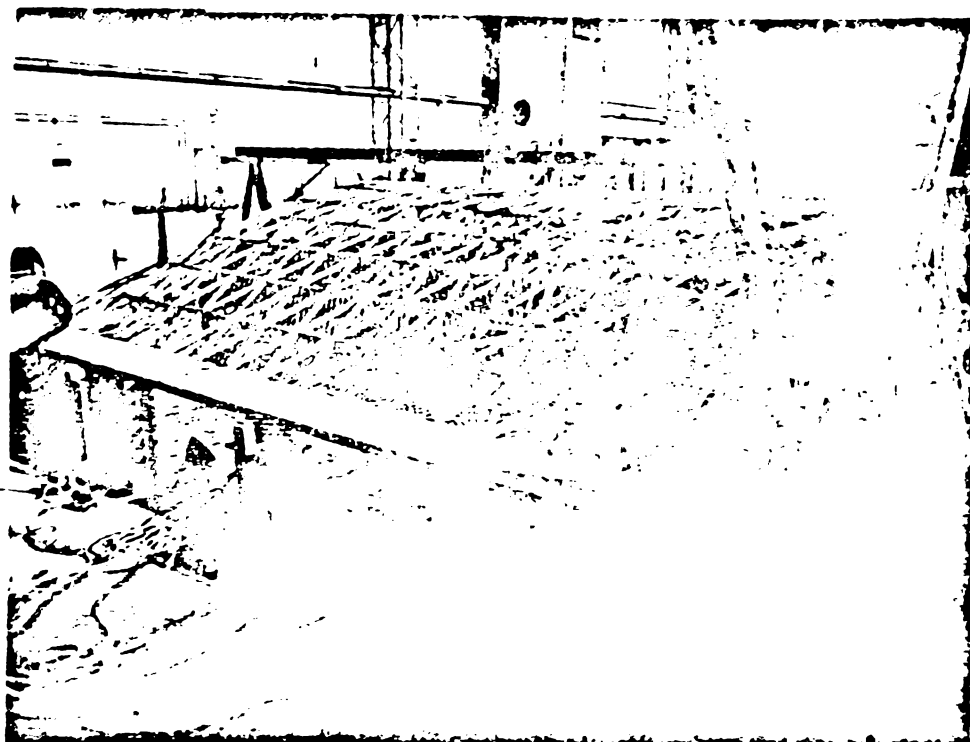


Fig.VI.3. In imagine se distinge si arcul de
rezemare intermediar la $L/2 = 2,1$ m.

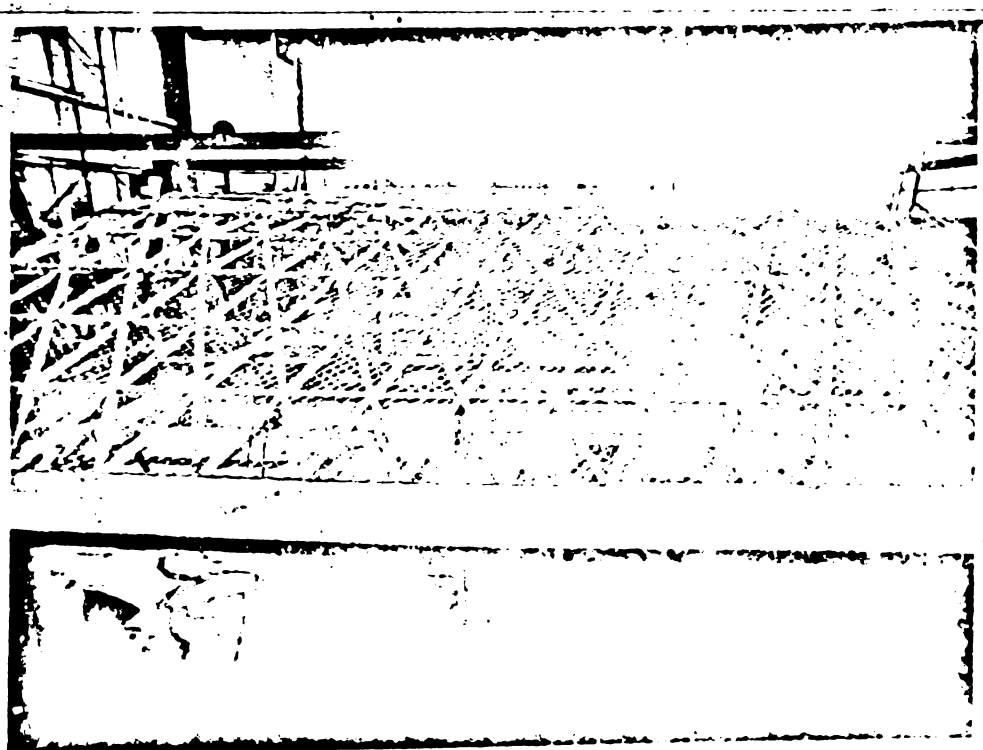


Fig.VI.4. Idem Vederea arcului intermediar
de rezem la $L/2$.



Fig.VI.5. Vederea din interior a arcelor de rezem intermediar și final.



Fig.VI.6. Vederea din interior a structurii cu cele trei arce de rezem.

Încărcările experimentale s-au efectuat cu cărămizi așezate pe structură prin intermediul unei plase de sîrmă 3 mm, buchiuri de 5 x 5 cm așezată direct pe structura reticulată, așa fel încît să nu ajungă să se sprijine pe grinzile marginale longitudinale ale structurii, dar să contribuie la uniformizarea încărcării. (Fig.VI.1 și VI.7).

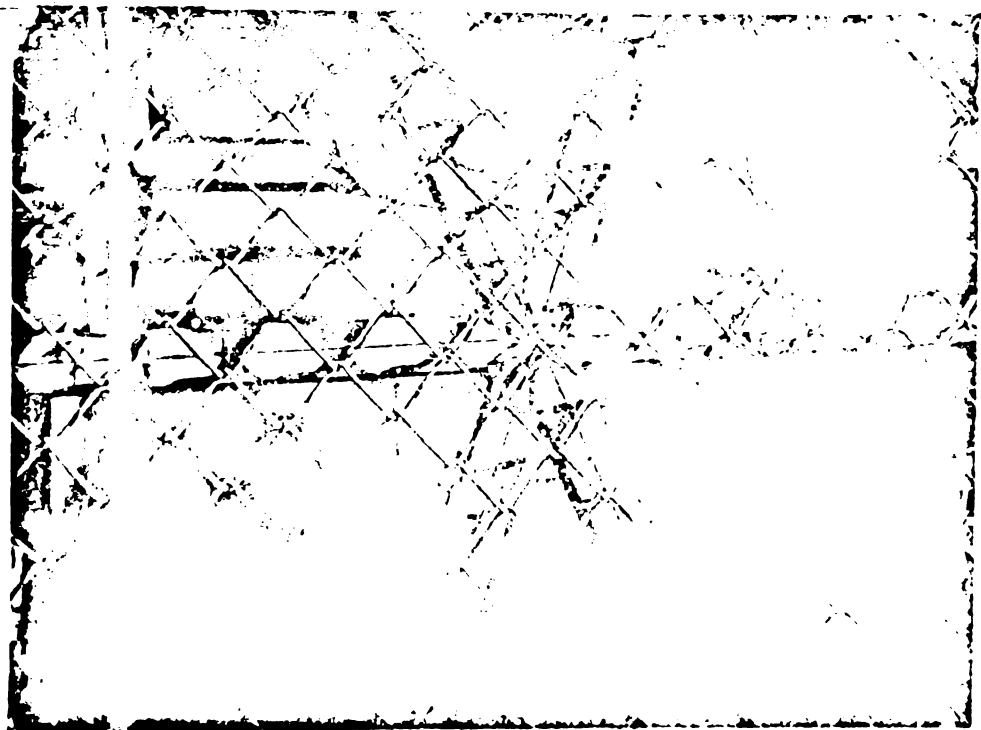


Fig.VI.7. Detaliu de nod al structurii mechetei. Se distinge alăturarea modulelor triunghiulare care realizează nodul fără a necesita o piesă specială de legătură.

Ipotezele de încărcare luate în considerare sînt :

- încărcarea din greutate permanentă uniform distribuită întregă suprafață a structurii de 25 daN/m^2 (Fig.VI.8) ;
- încărcarea cu zăpadă uniform distribuită pe suprafața izontală (pe întreaga deschidere și lungime). Treptele de încărcare s-au executat de la 25 daN/m^2 sporite din 25 în 25 daN.

Aspecte ale structurii în diferite stadii intermediare de încărcare sînt prezentate în Fig.VI.9, VI.10, VI.11, VI.12, VI.13, VI.14, VI.15, VI.16.

Ordinea de desfășurare a încercărilor a fost inversată, a încercat mai întîi variante VI (cu rezem intermediar) la care s-a condus încărcarea pînă la 275 daN/m^2 , cînd deformațiile structurii au depășit cu aprox. 40% limitele permise în exploatare.

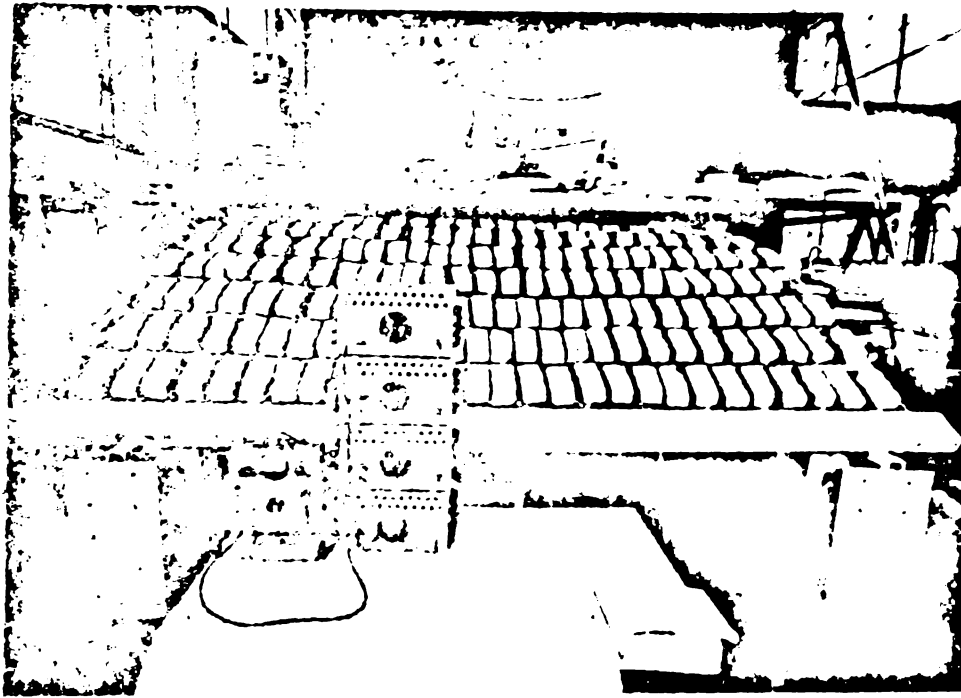


Fig.VI.8. Aparate pentru măsurători tensometrice tip. În aceeași imagine se vede și modul de încărcare cu ajutorul cărămizilor, reprezentând sarcina permanentă uniform repartizată pe suprafață înclinată 40 daN/m^2 .

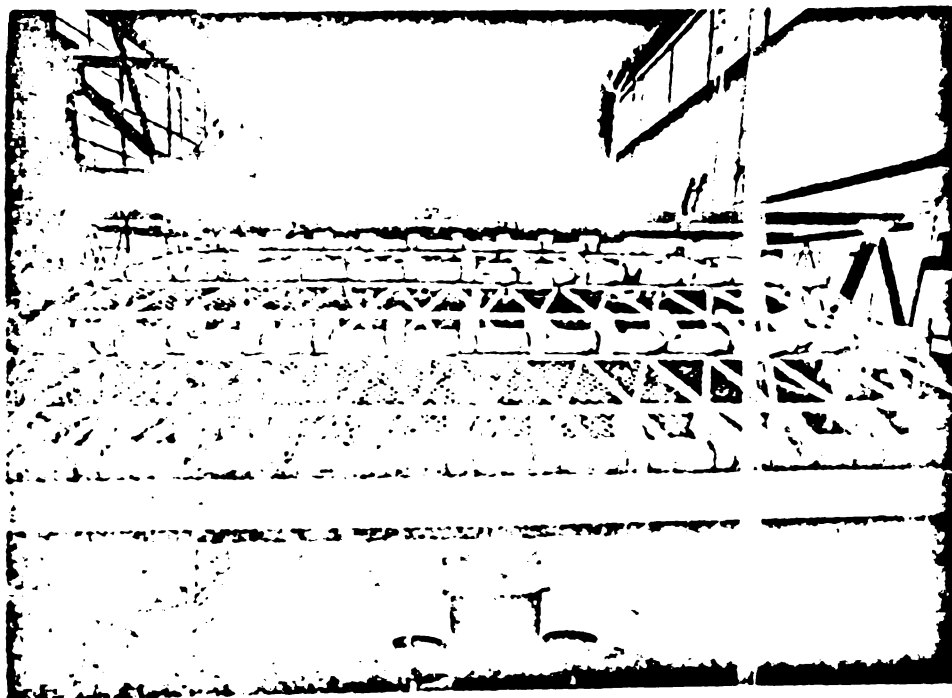


Fig.VI.9. Treapta de încărcare reprezentând sarcina din zăpadă 25 daN/m^2 uniform repartizată pe suprafață orizontală, realizată cu cărămizi.

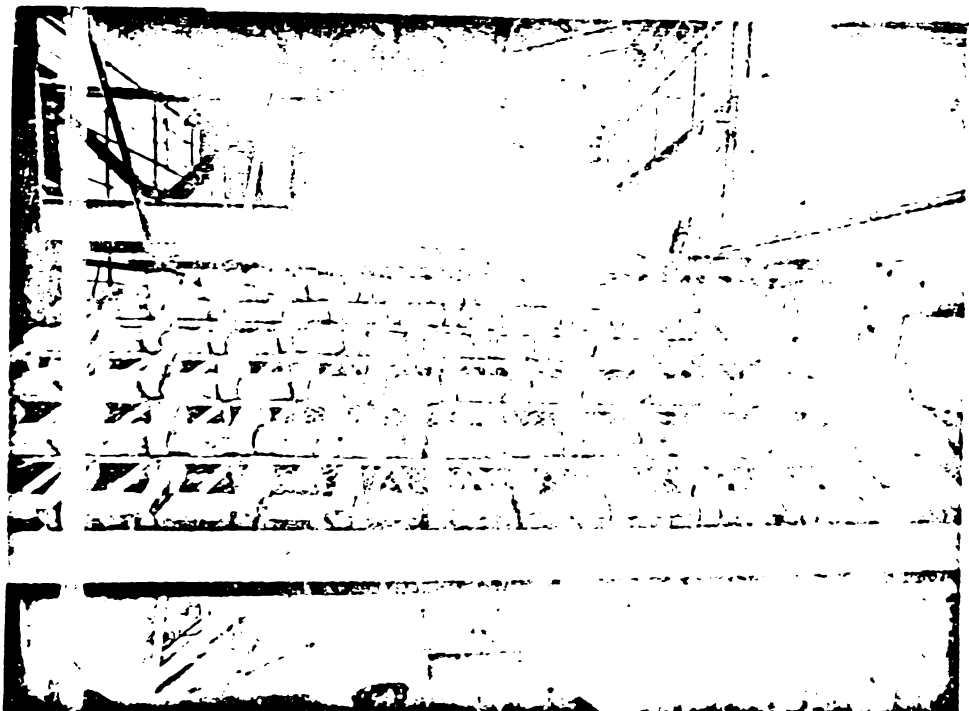


Fig.VI.10. Treaptă de încărcare reprezentând sarcina din zăpadă 50 daN/m^2 uniform repartizată pe suprafață orizontală.



Fig.VI.11. Treaptă de încărcare reprezentând sarcina de 175 daN/m^2 .

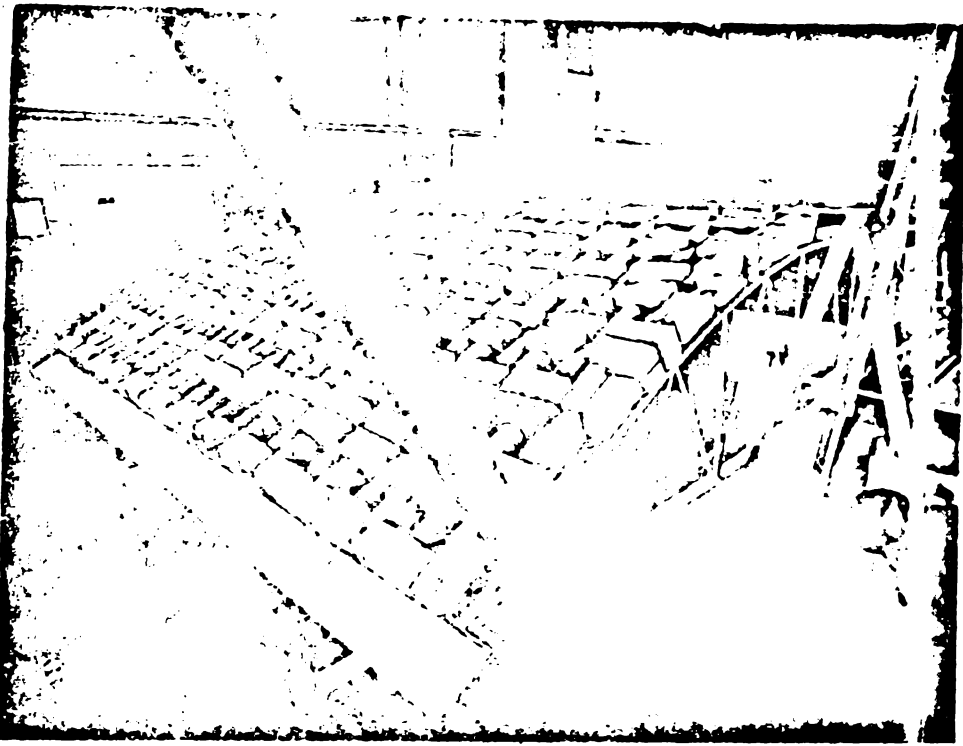


Fig.VI.12. Idem vedere laterală.

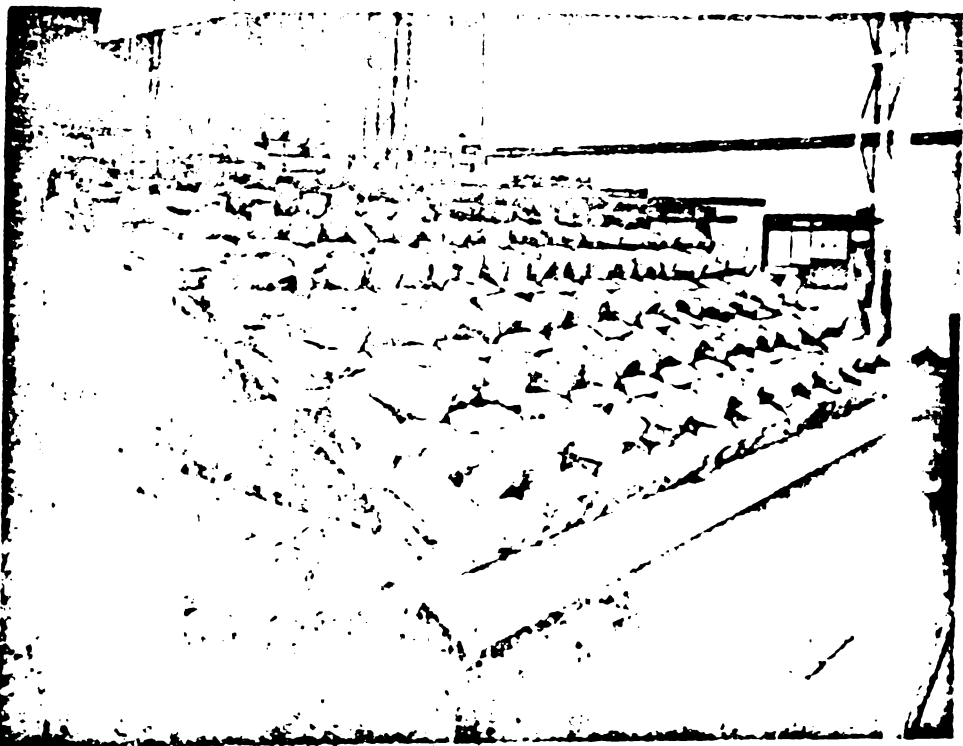


Fig.VI.13. Treaptă de încărcare reprezentând sarcină de 225 daN/m^2 uniform repartizată pe suprafața orizontală (la varianta de rezemare pe 3 arce).



Fig.VI.1. Treapta de încărcare reprezentând sarcina de 275 daN/m^2 uniform repartizată pe orizontală (la varianta de rezemare pe trei arce).

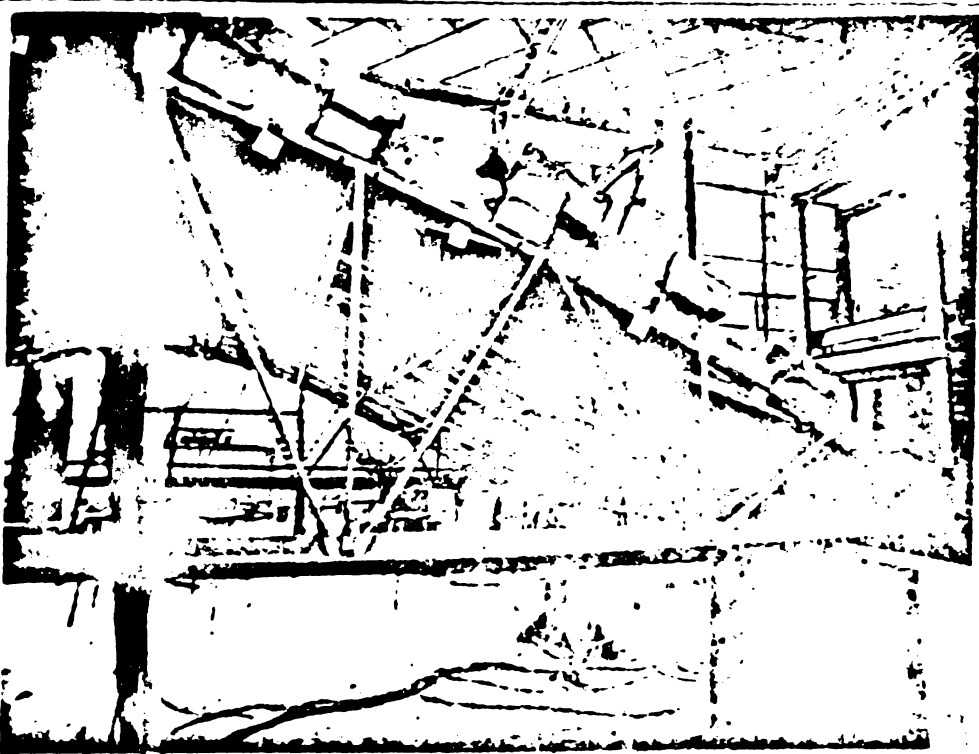
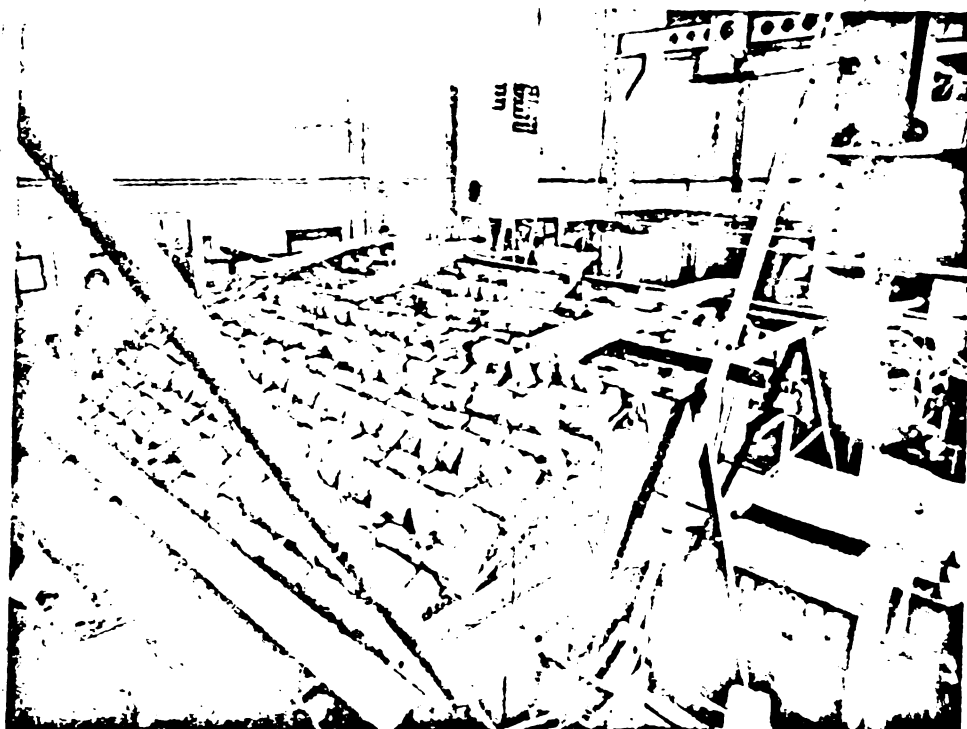


Fig.VI.15. Treapta de încărcare cu sarcina de 150 daN/m^2 uniform repartizată pe suprafața orizontală, la varianta de rezemare doar pe două arce la capete (se observă că instalațiile de măsură au fost îndepărtate):



-Fig.VI.16. Treaptă de încărcare cu sarcina de 175 daN/m^2 uniform repartizată pe suprafața orizontală, la varianta de rezemare pe două arce la capete.

La varianta V (fără rezem intermediar), s-a condus încărcarea pînă la 200 daN/m^2 (Fig.VI.17) cînd s-a produs brusc pierderea stabilității generale a structurii dar fără ca structura să cedeze, nici cînd peste încărcarea care a produs pierderea stabilității generale, s-a adăugat o forță concentrată mobilă de cca 90 Kg. (un ob care circula pe macheta încărcată).

6.2. Pentru determinarea eforturilor în barele structurii, pe cale experimentală, este realizat un montaj tensometric în 62 de puncte, conform schemei din Fig.VI.18. Traductori tensometrici rezistivi fiind montați perechi, aplicați pe inimile profilelor U care realizează barele structurii. (Fig.VI.19, VI.20, VI.21).

S-au folosit traductori electrostensometrici rezistivi tip 10H.120, $R = 118$, $K = 2$ fabricați la INCERC București. Aparatele folosite pentru măsurători sînt : instalația de măsurători electrostensometrice tip Huggenberger cu frecvența 1KHz (Fig.VI.8) și instalația de măsurători electrostensometrice universală tip RFT 1970 cu frecvența 5KHz cu voltmetru digital cu ecran și imprimantă. (Fig.VI.22).

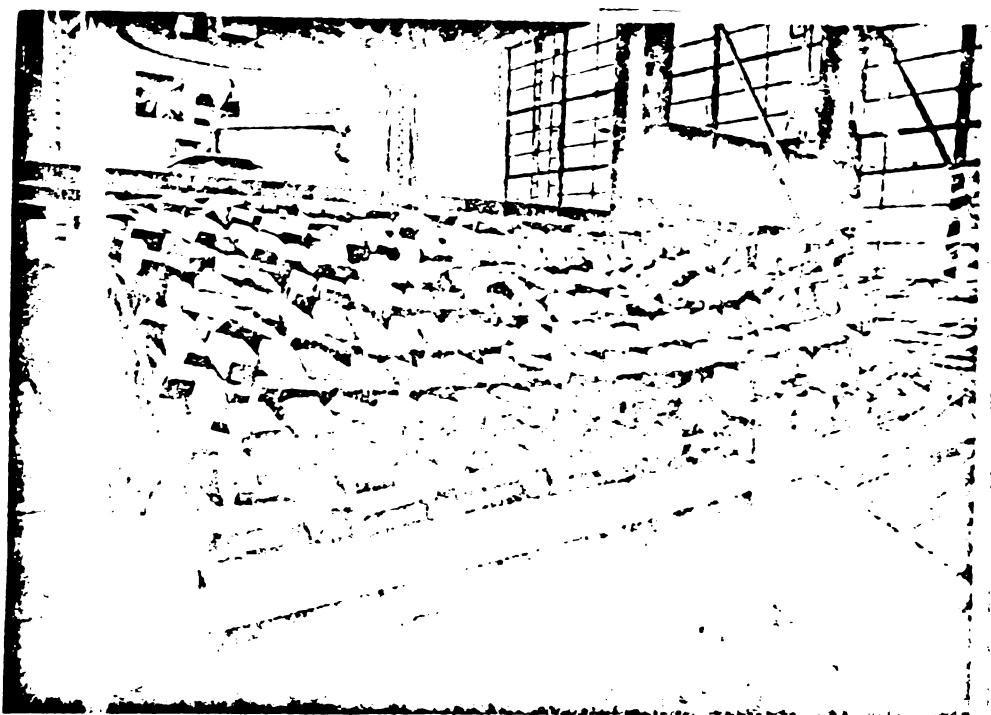


Fig.VI.17. Treapta de încărcare cu sarcina de 200 daN/m^2 . Se observă că structura și-a pierdut stabilitatea generală restabilindu-se sub formă de cort.

Pentru măsurarea deplasării structurii s-au folosit fleximetre mecanice cu fir, în punctele indicate în schema din Fig. I.23 ; VI.24.

Montajele tensometrice și de înregistrare a deplasărilor, au permis urmărirea stării de eforturi, deformații a structurii în diferitele etape ale încercării până la încărcarea 150 daN/m^2 (în varianta VI), respectiv 100 daN/m^2 (în varianta V) considerate ca încărcări uzuale ce pot apărea în exploatare și pentru care există și valori comparative obținute prin calcul.

Pentru treptele ulterioare de încărcare s-a îndepărtat paratura pentru a evita distrugerea ei în cazul unei cedări ruște a structurii. În vederea evitării unor efecte derutante, provocate de diferențele locale de temperatură, încercările s-au efectuat în general la ore la care zona încercării nu era însorită.

Prelucrarea înregistrărilor și reprezentarea rezultatelor obținute s-a făcut sub formă de tabele, diagrame și scheme de distribuire a eforturilor în barele structurii /180/181/. (Fig. I.25).

Pentru fiecare ipoteză de rezanere, s-au făcut mai multe

SCHEMA DE AMPLASARE A TRADUCTORILOR

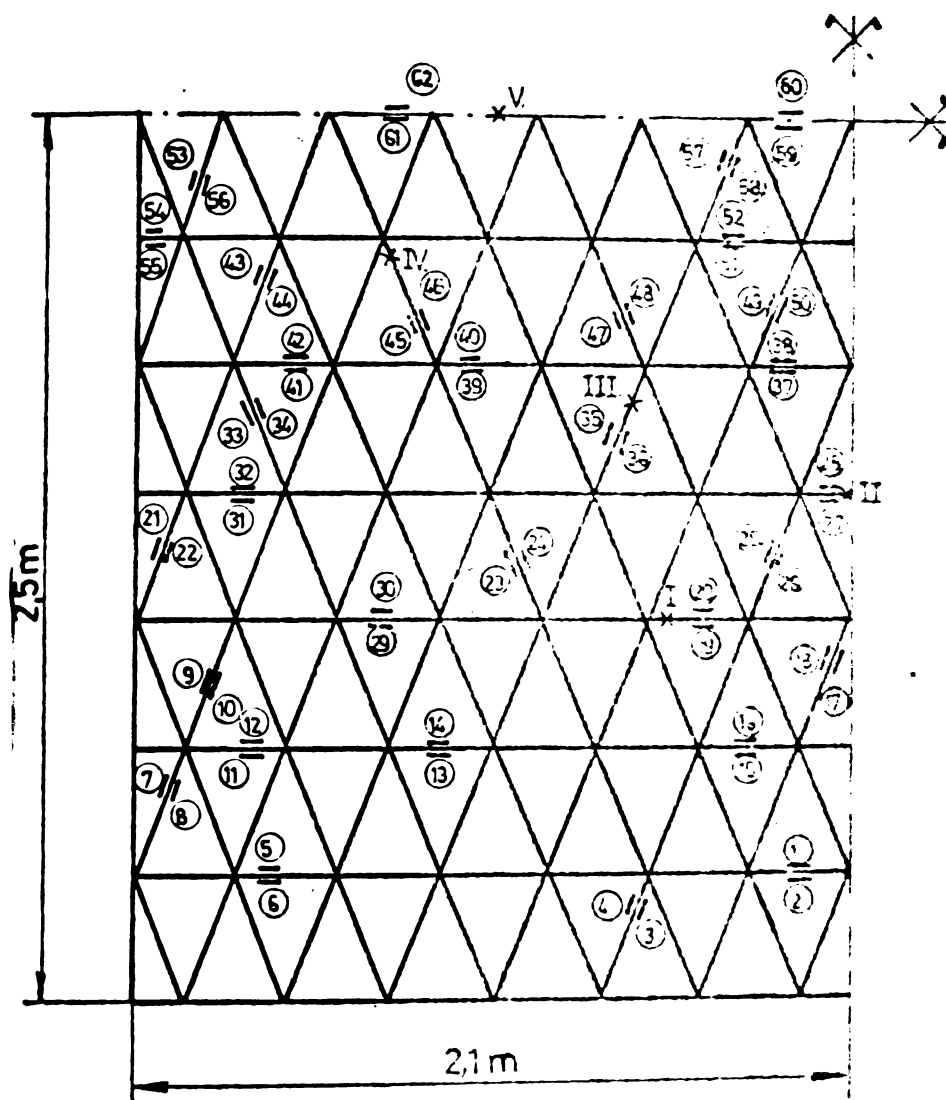


Fig. VI.18

încărcări și descărcări repetate pînă la anumite trepte de încărcare, după cum urmează :

În ipoteza VI de rezemare, cu reazem intermediar, s-au făcut două încărcări-descărcări pînă la 50 daN/m^2 , uniform repartizată pe suprafața orizontală, apoi s-a încărcat din nou pînă la 40 daN/m^2 uniform repartizată pe suprafața înclinată (Fig.VI.8), pentru care s-au făcut măsurători. S-a descărcat și s-a reluat încărcarea pînă la 100 daN/m^2 făcîndu-se măsurători, s-a descărcat din nou și s-a reluat încărcarea pînă la 150 daN/m^2 .



Fig.VI.19. Vederea din interiorul structurii a cablurilor montajului tensometric.

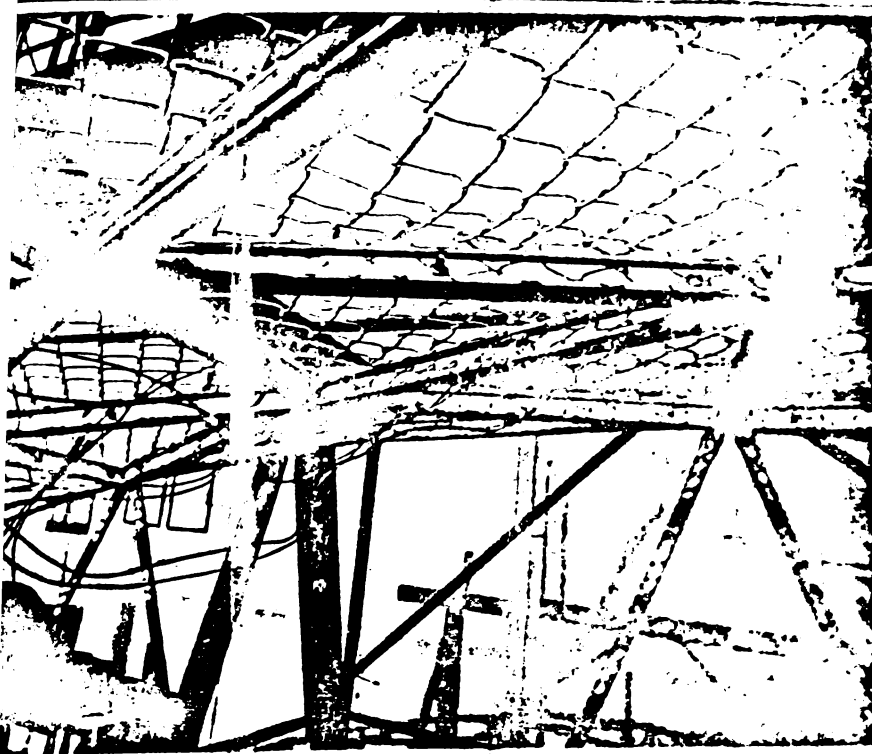


Fig.VI.20. Vedere de la partea inferioară a macheții a traductorilor tensometrici rezistivi.

Fig.VI.21. Detaliu al macheții a traductorilor tensometrici rezistivi.

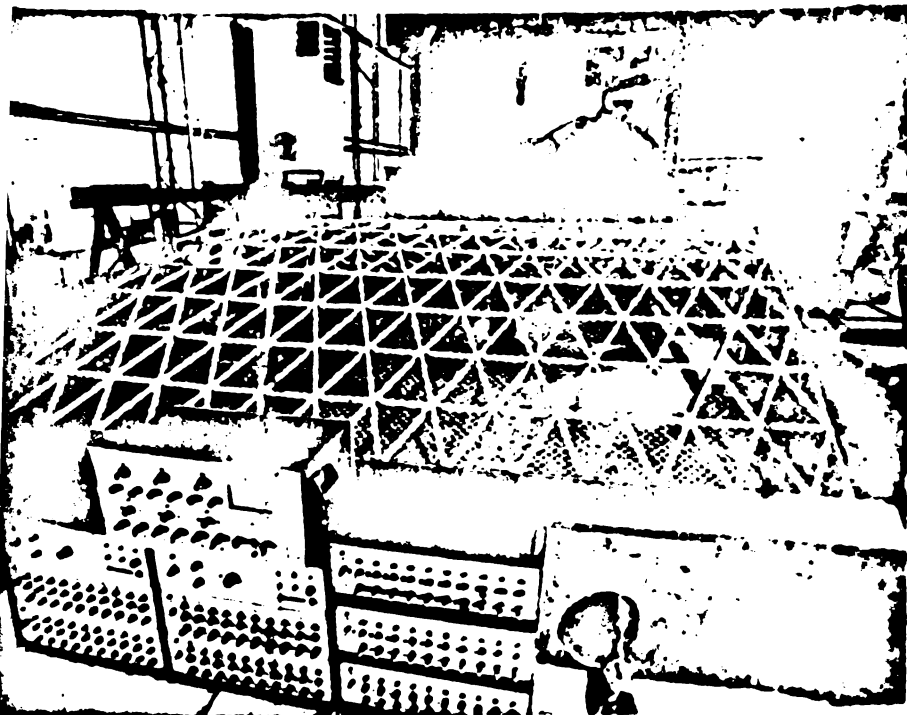
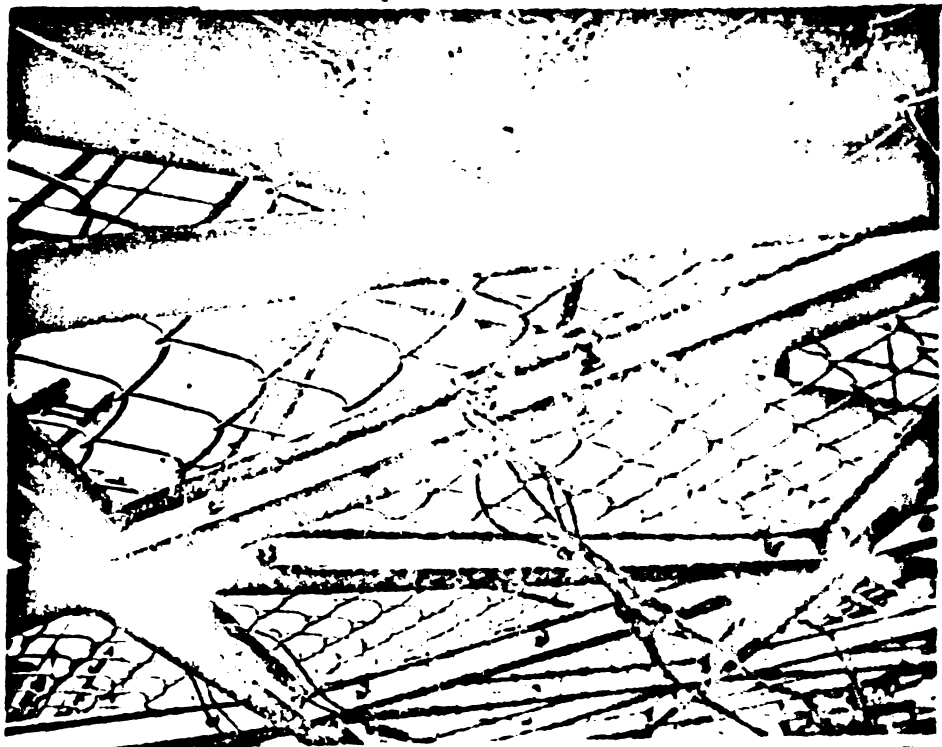


Fig.VI.22. Aparatură pentru măsurători tensometrice.

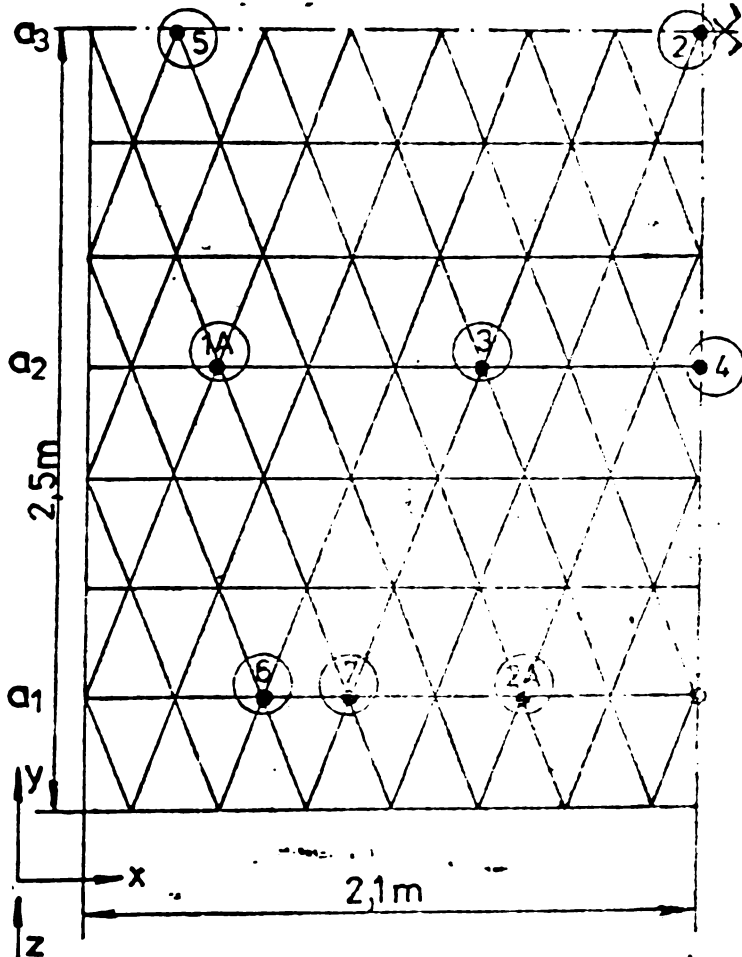


Fig.VI.23

după care s-au întrerupt măsurătorile și s-a continuat încărcarea pînă la 275 daN/m^2 și s-a descărcat, îndepărtîndu-se și reazemul intermediar.

În ipoteza V-a de rezemare, s-au luat aceleași scheme de încărcare pînă la treapta de 100 daN/m^2 , doar că pentru această treaptă s-au repetat două încărcări și descărcări pentru măsurarea pe rînd cu cele două tipuri tensometrice la prima schemă de montare a traductorilor rezistivi, cîte 2 traductori așezați simetric în

aceeași secțiune (Fig.VI.27 a) pe 36 de bare, apoi s-a trecut la a doua schemă de montare a traductorilor, cîte 12 traductori pe fiecare bară, conform Fig.VI.27 b, aceste bare sînt notate cu cifre romane în Fig.VI.13.

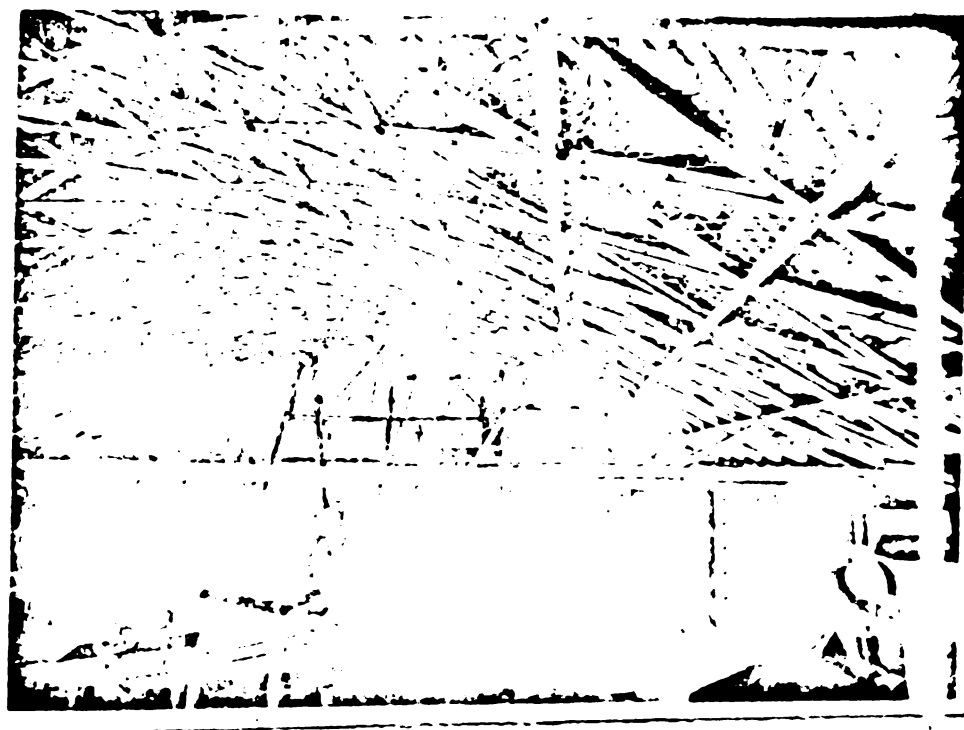


Fig.VI.24. În imagine se prezintă o parte din fleximetrele amplasate în punctele semnificative pentru măsurarea deplasărilor.

EFORTURI AXIALE ÎN BARE LA ÎNCĂRCAREA

CU ZĂPADĂ 50 daN/m²

VALORI OBTINUTE EXPERIMENTAL

Scara eforturilor 1mm = 20daN

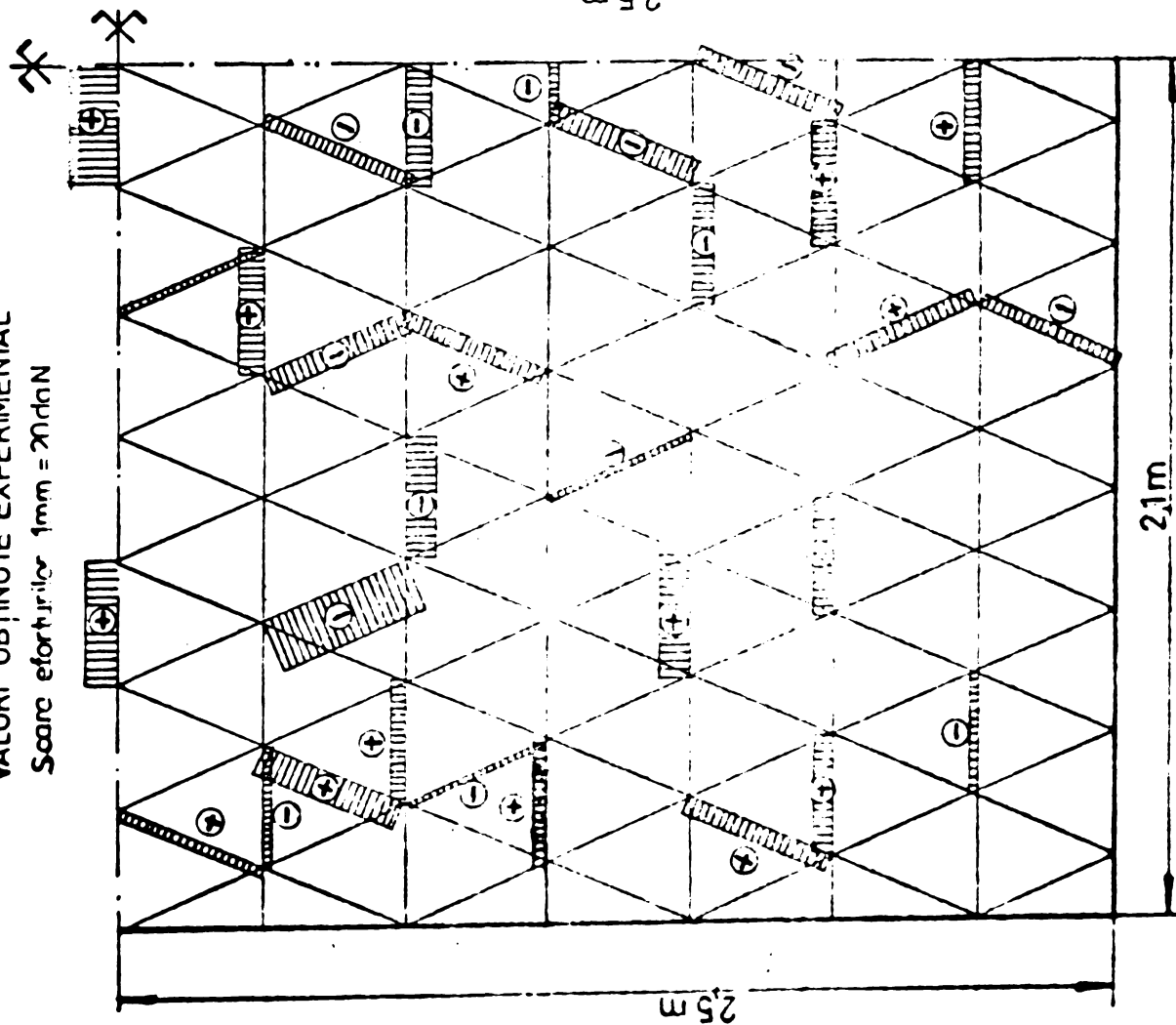


Fig. VI. 25

EFORTURI AXIALE ÎN BARE LA ÎNCĂRCAREA

CU ZĂPADĂ 100 daN/m²

VALORI OBTINUTE EXPERIMENTAL

Scara eforturilor 1mm = 20daN

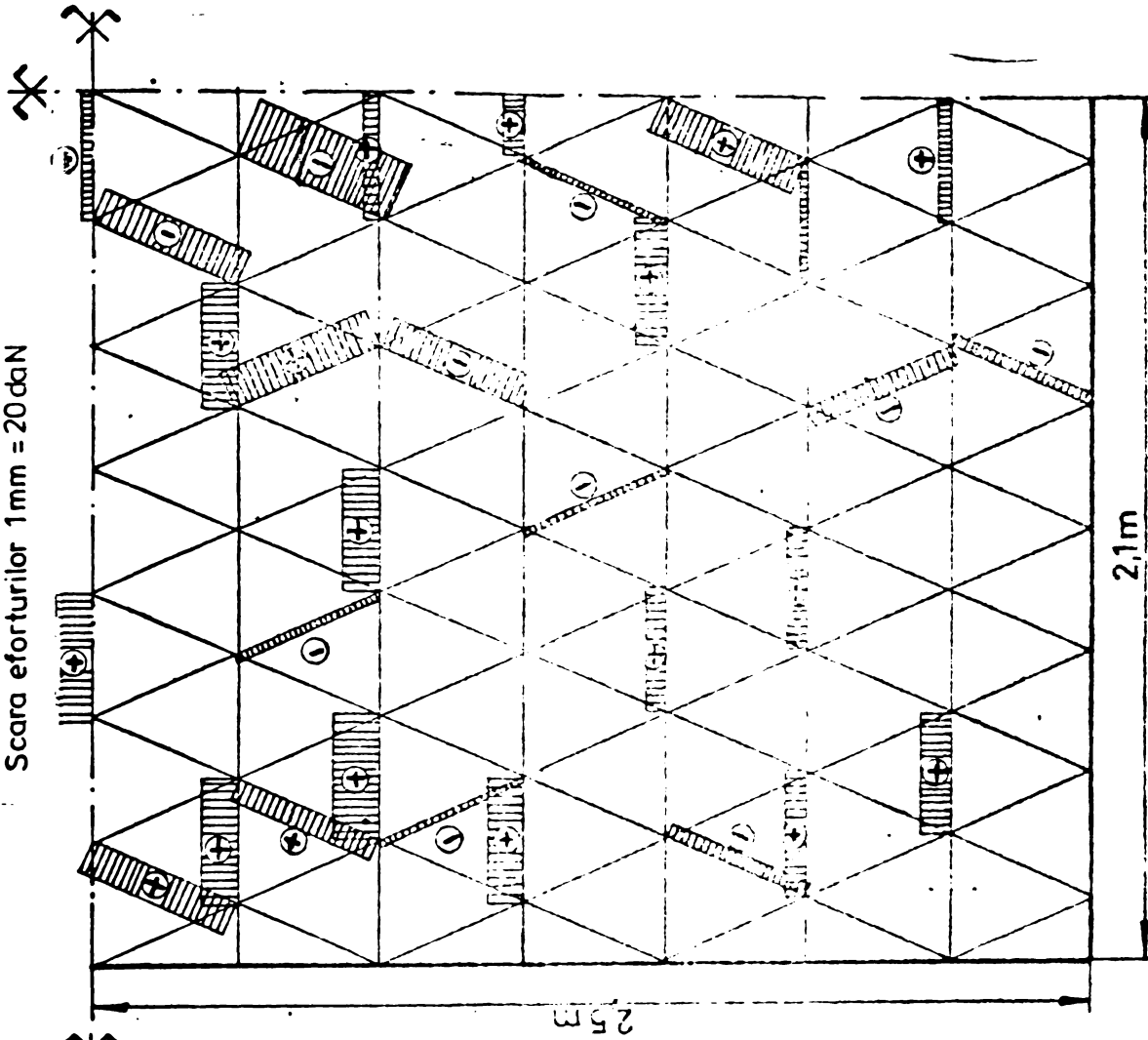


Fig. VI. 26

S-a făcut și o montare în rozetă pe 6 bare concurente într-un nod, câte doi traductori pe o bară, cu scopul de a verifica suma eforturilor într-un nod (Fig.VI.27 c).

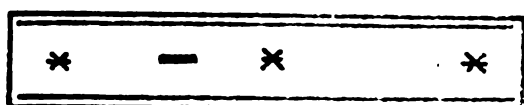


Fig.VI.27a

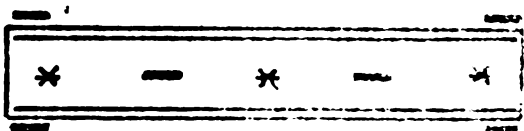


Fig.VI.27b

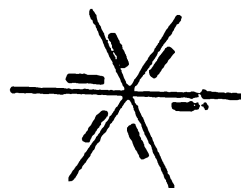


Fig.VI.27c

Un număr de zece traductori din prima variantă de montare, nu apar în Fig.VI.18 fiind amplasați tot pentru verificarea dincolo de axa de simetrie.

Pentru toate aceste scheme s-a reluat încărcarea pînă la 100 daN/m^2 . Valorile eforturilor medii stabilite se dau în Fig. VI.25 ... VI.26.

S-au mai făcut măsurători tot pe schema inițială de amplasare a traductorilor pînă la treapta de încărcare cu 100 daN/m^2 iar în continuare s-a condus încărcarea fără măsurători, pînă la 200 daN/m^2 , cînd așa cum s-a mai arătat, s-a produs brusc pierderea stabilității generale a structurii, care s-a reșezat într-o poziție în formă de cort (Fig.VI.28,VI.29). În con-

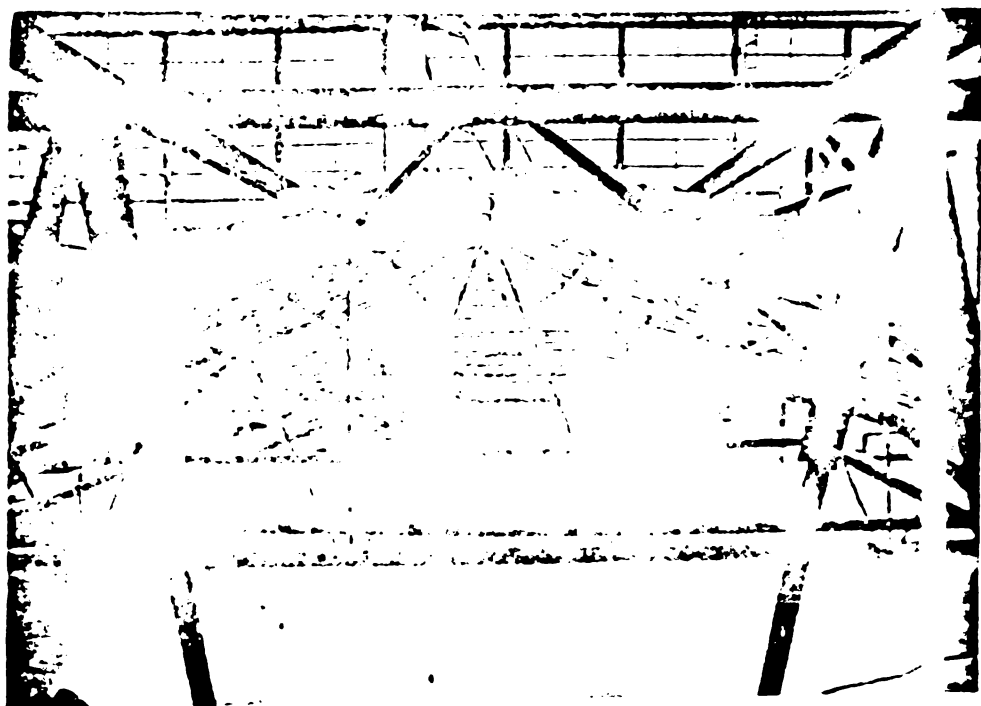


Fig.VI.28. Vedere laterală a structurii machetei după pierderea stabilității generale.

Fig.VI.29.a. Vedere de la partea inferioară a structurii după pierderea stabilității generale.

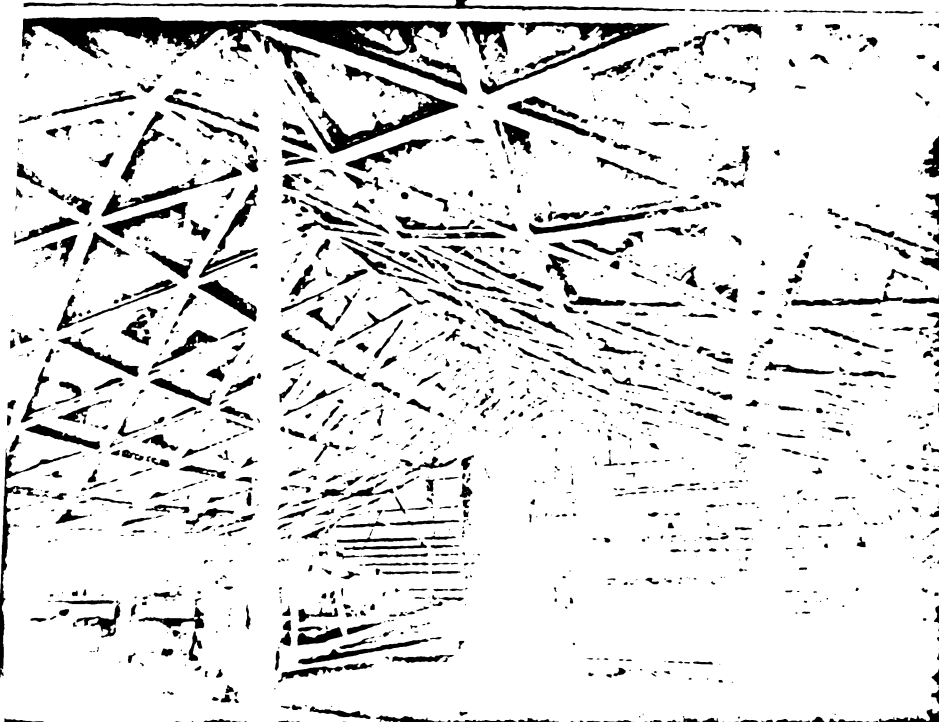
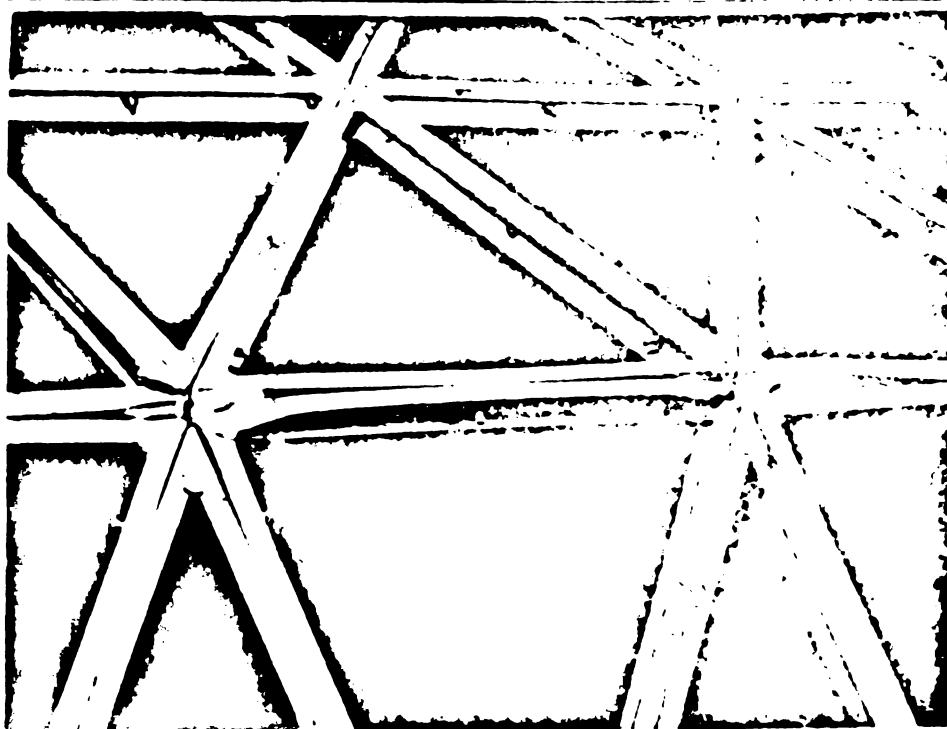


Fig.VI.29.b. Vedere a generatoarei de coamă deformată după pierderea stabilității generale a structurii.



Fig.VI.29.c. Detaliul evidențiază modul de cedare al unor bare care alcătuiesc generatoarea de coamă a structurii după pierderea stabilității generale.



tinuare stabilă, care a mai suportat o încărcare suplimentară, concentrată, mobilă de scurtă durată, de cca 90 Kg (un om circulând pe suprafața machetei în acest stadiu) fără ca să se producă cedarea totală a acoperișului.

Pierderea stabilității generale a acoperișului, s-a produs prin flambajul mai multor bare, cum se observă în Fig. VI.29 b,c.

6.3. Studiul deformațiilor structurii pe cale experimentală

Pentru măsurarea săgeților s-au folosit fleximetre amplasate în 9 puncte ale structurii, considerate mai semnificative (Fig. VI.23, VI.24).

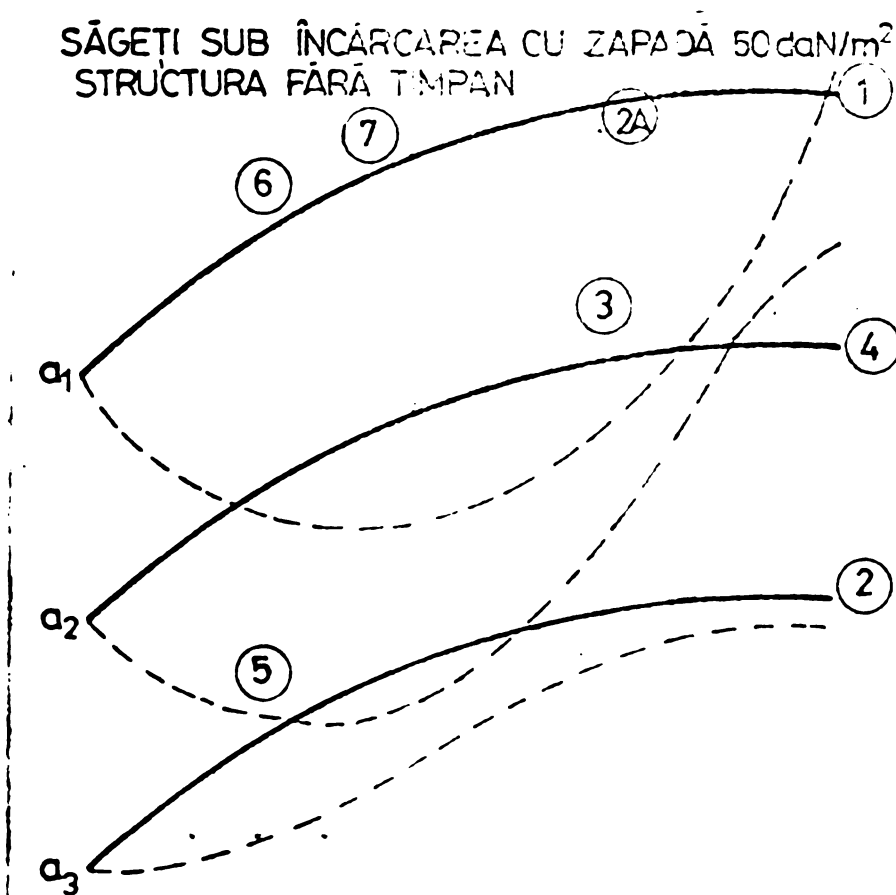


Fig VI.30

În Fig. VI.30, VI.31 se dau exemple de valori ale săgeților obținute experimental pentru încărcări uzuale. Se observă valoarea mare a acestor săgeți.

În cazul ipotezei de rezemare 7, valoarea săgeții reale depășește considerabil săgeata admisă, chiar pentru trepte de încărcare mai mici care pot apărea uzual în practică.

Se observă că prin introducerea timpanului intermediar la rezemarea continuă, valoarea săgeților se reduce foarte

mult (în cazul săgeții maxime de cca 4,5 - 5 ori).

La încercările efectuate, creșterea încărcării s-a limitat pentru varianta de rezemare cu timpan intermediar la valoarea de 275 daN/m², deoarece săgeata reală a atins 6,2 cm, ceea ce înseamnă o depășire de peste 100% a valorii săgeții admise /106/ /179/181/.

La varianta fără timpan intermediar (ipoteza 7 de rezemare) s-a sporit încărcarea pînă la 200 daN/m² cînd structura și-a pierdut stabilitatea generală, rămînînd deformată sub formă de

t (Fig.VI.28), deformare care ea alură s-a pierdut și după încărcare, dar cu o revenire considerabilă a săgeții (peste 1) (Fig.VI.32 a,b).

SAĞEȚI SUB ÎNCĂRCAREA CU ZAPADĂ 150 daN/m²
STRUCTURA CU TIMPAN LA L/2

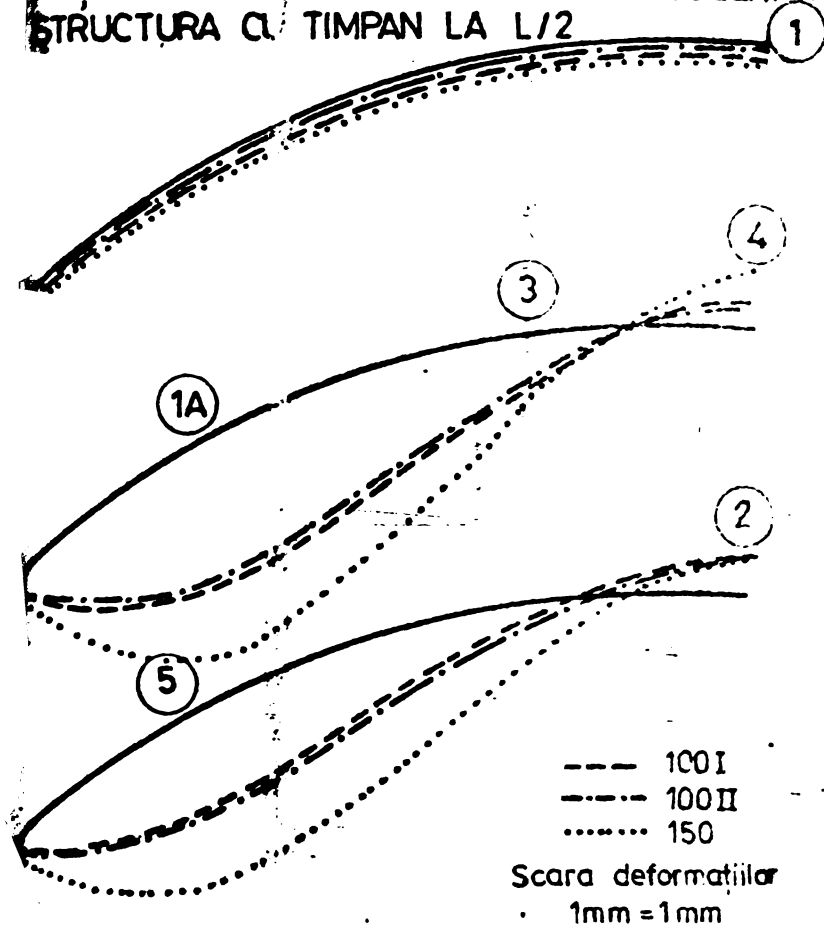


Fig. VI.31 .

Structura s-a dovedit deosebit de elastică, în încercările curente cu încărcări obișnuite, în urma cărora s-a revenit de fiecare dată complet, fără deformări remanente.

În ipoteza VI de rezemare (cu timpan intermediar) după încărcarea cu 275 daN/m² (peste care a circulat un om cu greutatea de cca 90 Kg), la descărcare structura și-a revenit spectaculos, la un singur fleximetru, înregistrându-se o săgeată remanentă de 0,3mm.

În cazul rezemării simple (ipoteza V), după pierderea stabilității generale a structurii, la descărcare s-a produs de asemenea o revenire considerabilă, săgeata maximă scăzând cu 12,75%. Măsurarea săgeților, după treapta de încărcare cu 150 daN/m² și după ce s-au îndepărtat aparatele de măsură, s-a făcut prin diferența de la sol între faza încărcată cu 200 daN/m² și cea descărcată. Săgețile remanente în urma descărcării complete s-au măsurat față de o bară de referință amplasată în lungul secțiunilor inițiale ale generatoarelor care au dovedit deformări maxime (Fig.VI.33 a,b). Valoarea săgeților remanente în această situație finală a structurii descărcate este reprezentată prin curbe de nivel. (Fig.VI.34). În fig.VI.35, 36, 37, 38, 39, 40 sînt prezentate detalii de noduri în zonele în care s-a produs ceda-

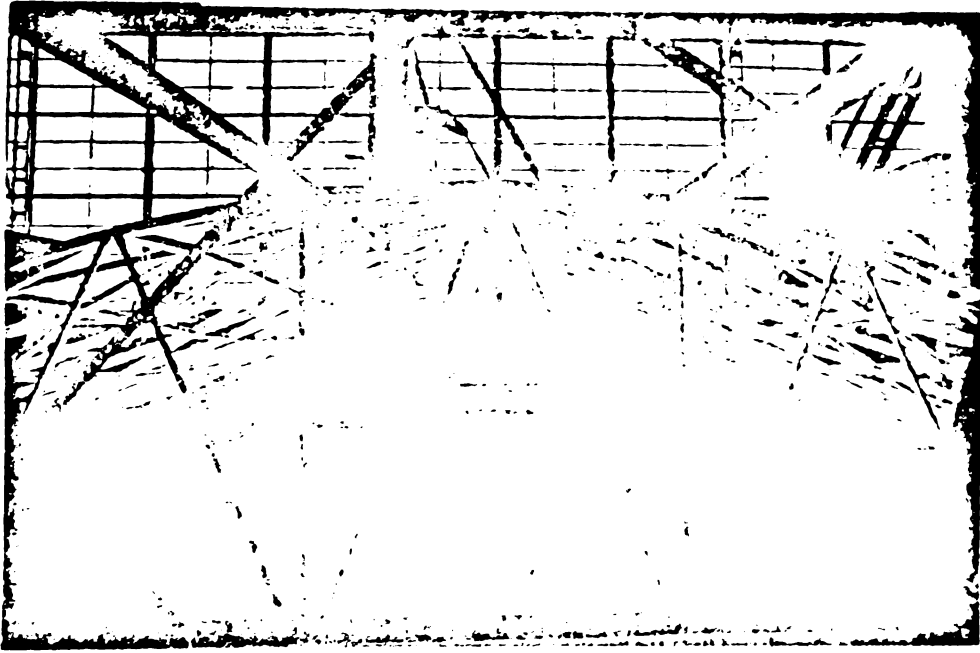


Fig.VI.32.a. Structura descărcată după pierderea stabilității generale. Se observă deformația remanentă.

Fig.VI.32.b. Idem. Vedere laterală.

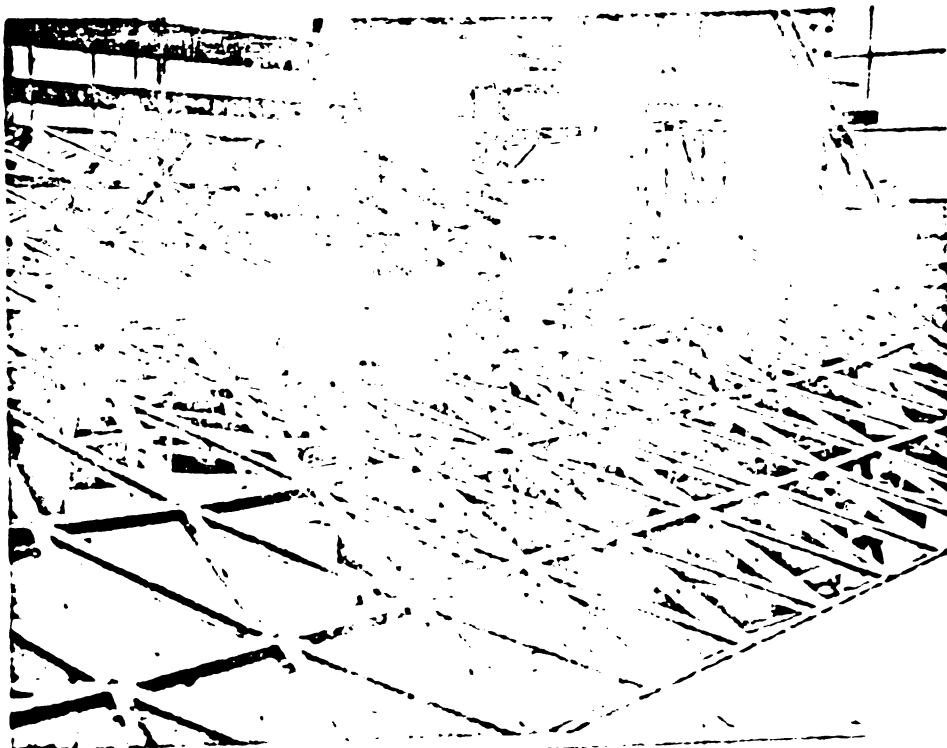


Fig.VI.33.a. Vedere de sus a structurii după descărcare. bără comparatoare permite evidențierea deformațiilor remanente.

Fig.VI.35. Deta-
liu de nod de coa-
mă după pierderea
stabilității gene-
rale a structurii
(văzut de sus).

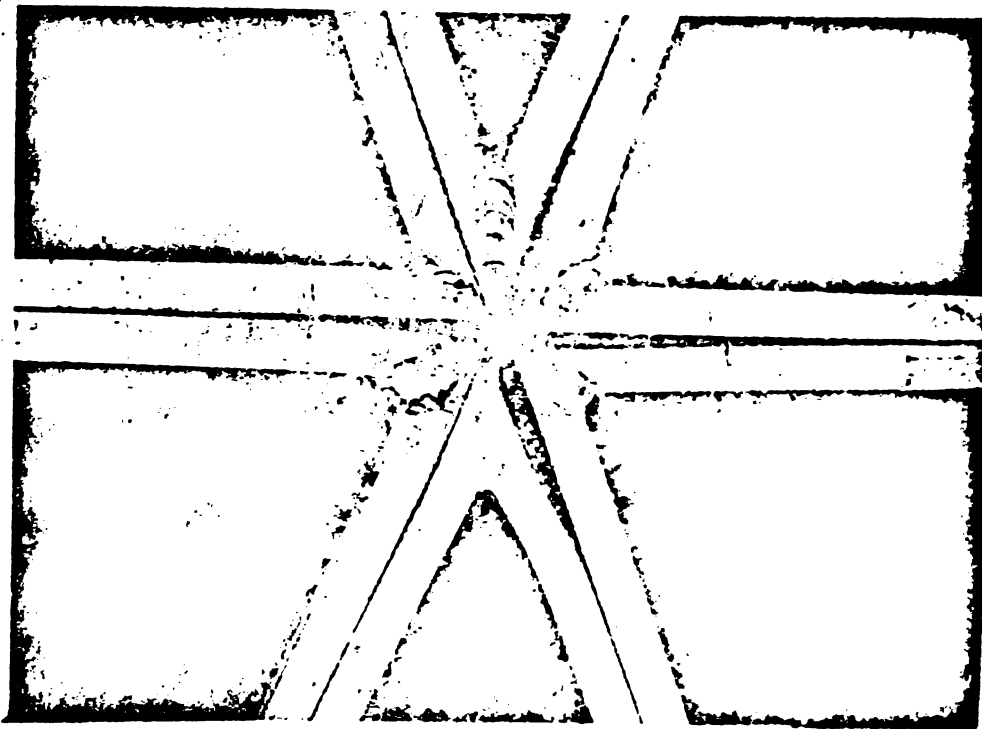


Fig.VI.36. Idem.

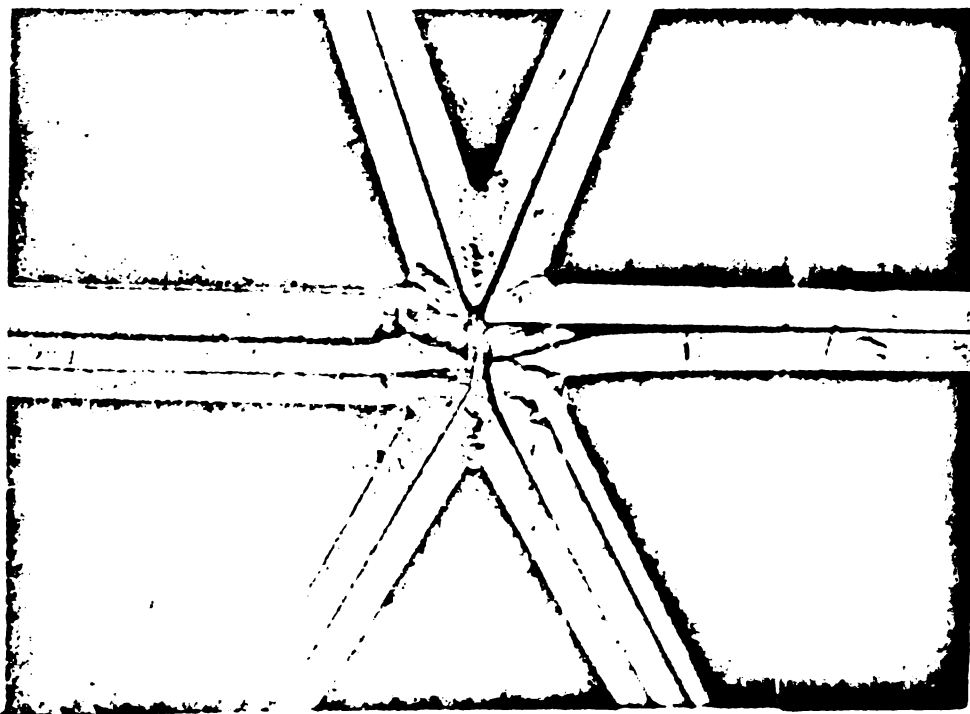
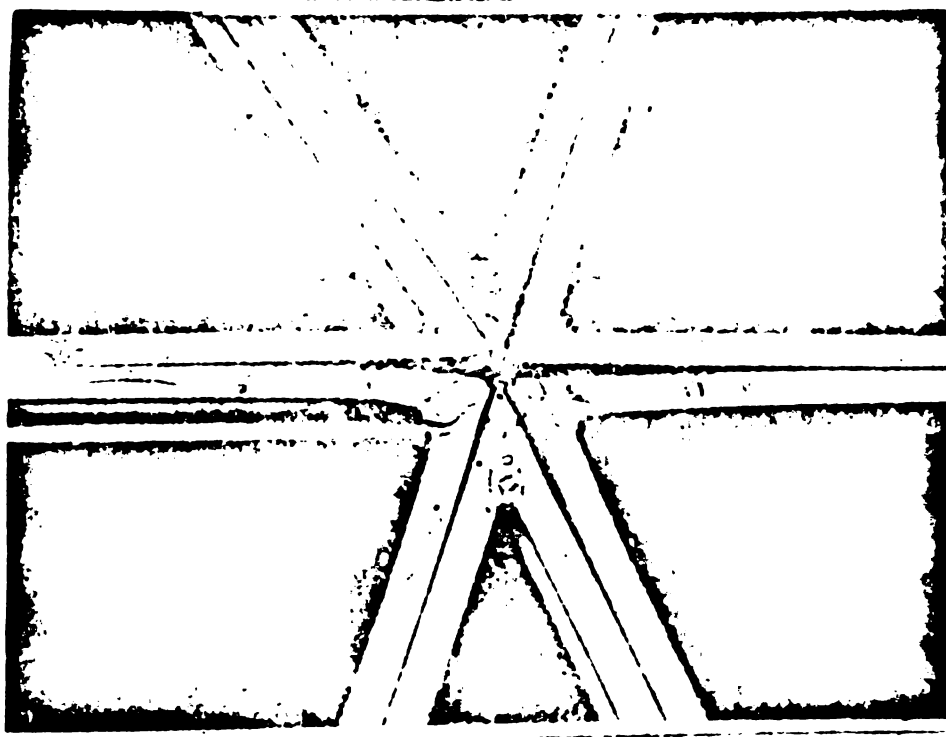


Fig.VI.37. Deta-
liu de nod curent
după cedarea
structurii (văzut
de sus).



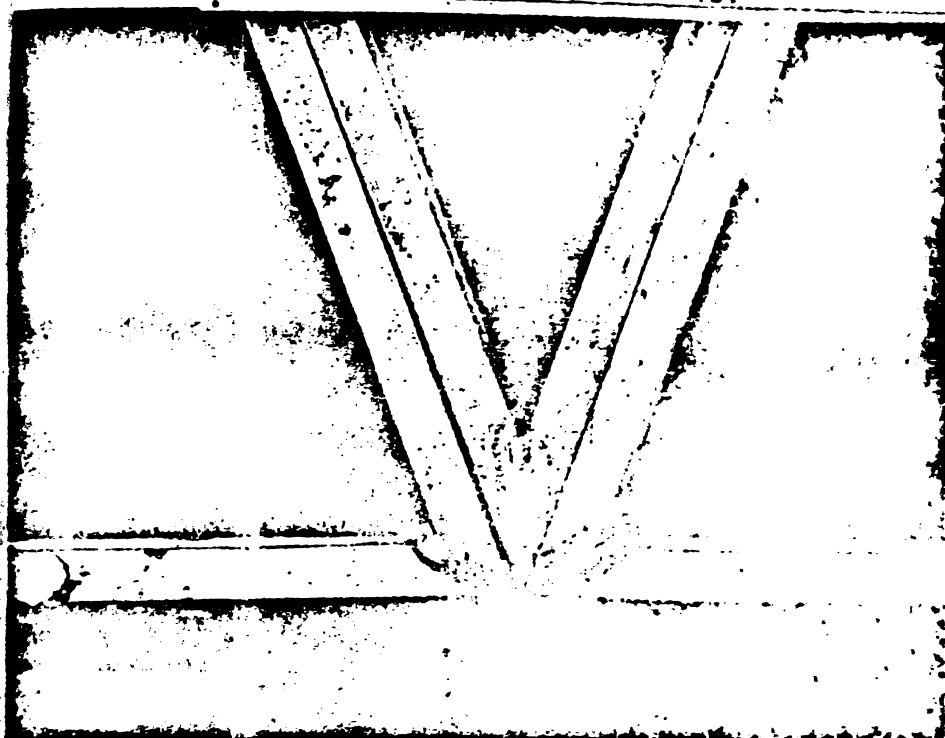


Fig. VI.38. Detaliu de nod din generatoarele de margine după cedarea structurii (văzut de sus).

Fig. VI.39. Detaliu de nod de coamă după cedarea structurii (văzut de jos).

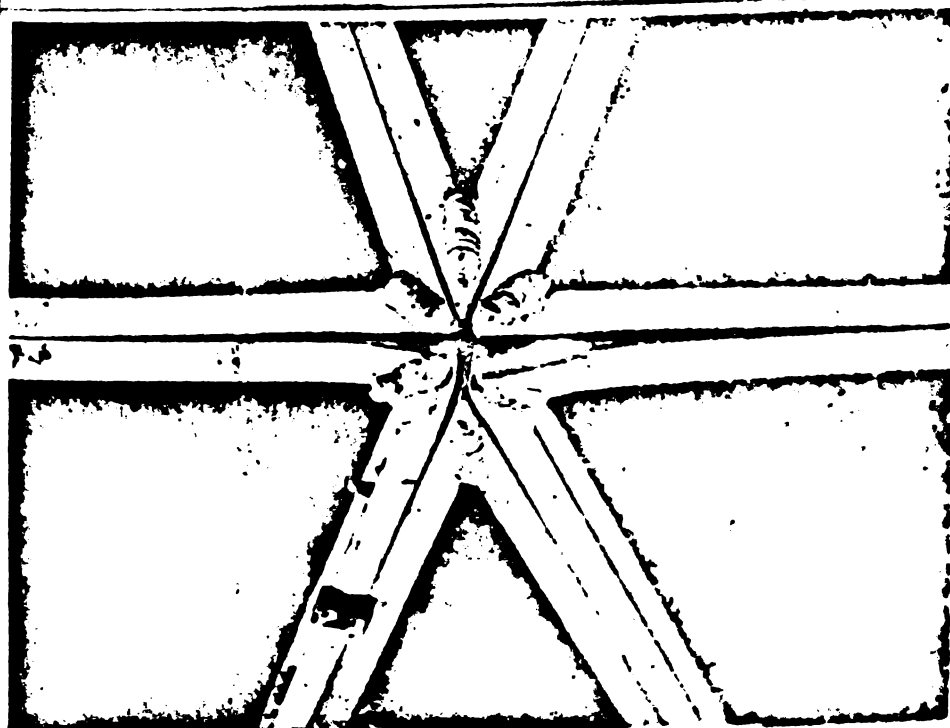
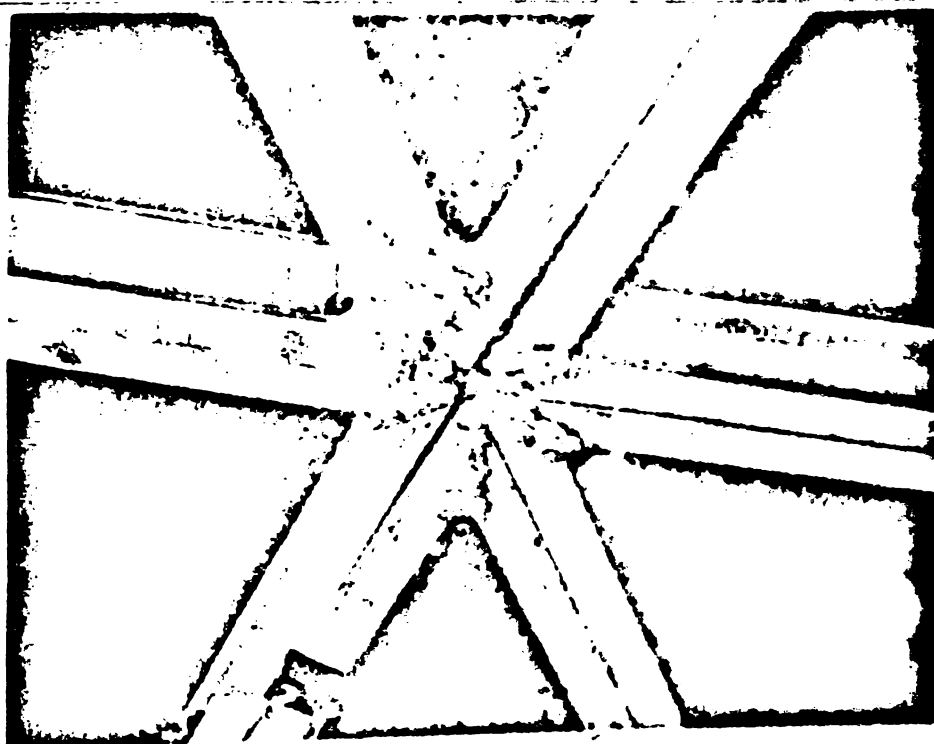


Fig. VI.40. Detaliu de nod curent după cedarea structurii (văzut de jos).

6.4. Determinarea pe cale experimentală a sarcinii critice de pierdere a stabilității generale a structurii machetei acoperișului cilindric reticulat din aliaje de aluminiu

Conform celor prezentate anterior, s-a constatat pe cale experimentală, că macheta în varianta VI de încărcare (cu reazem intermediar) a suportat o încărcare uniform distribuită de 275 daN/m^2 și în plus o sarcină concentrată de cca 90 Kg (reprezentată printr-un om care a circulat peste machetă încărcată), sără să se atingă sarcina critică.

Dacă se calculează în această etapă, încărcarea concentrată în noduri, numai din încărcarea aplicată uniform distribuit:

$$P = 6 \cdot \frac{1}{3} \cdot \frac{1}{2} \cdot e_2 \cdot h_{tr} = 30 \times 38,1 \times 0,0275 = 31,43 \text{ daN}, \quad (6.1)$$

se obține o valoare pentru P apropiată de valoarea critică stabilită teoretic în cazul instabilității de nod, iar prin faptul că peste această încărcare, a mai putut circula un om, fără să se producă cedarea, înseamnă că pînă la pierderea stabilității mai există o rezervă substanțială a structurii.

În ipoteza V-a de încărcare, (fără timpan de reazem intermediar) prin încărcarea uniform repartizată în trepte de cîte 25 daN/m^2 , s-a ajuns la valoarea de 200 daN/m^2 care a constituit sarcina critică ce a provocat pierderea stabilității generale a structurii machetei, care s-a deformat brusc luînd o formă de cort, așa cum s-a văzut în Fig. VI.28.

Valoarea încărcării critice de 200 daN/m^2 atinsă la pierderea stabilității generale, se poate considera comparabilă cu valoarea de 572 daN/m^2 a încărcării critice corespunzătoare bifurcării echilibrului stabilită pe cale teoretică, avînd în vedere că în această etapă a calculului teoretic nu s-a luat în considerare influența imperfecțiunilor pentru care literatura de specialitate [175] permite un coeficient de reducere pînă la $1:10$, iar în cazul de față, acest coeficient se situează la aproximativ $1:3$.

Comparînd aspectul structurii acoperișului după pierderea stabilității generale din Fig. VI.32.a se constată că, cu această ocazie au apărut trei semiunde de valoare, ceea ce corespunde cu rezultatele teoretice prezentate în Fig. V.

Pentru a ține seama de imperfecțiunile geometrice încărcarea critică se reduce, utilizînd relația de calcul (5.6.2)

$$P_{cri} = 0,7 \cdot 650 = 455 \text{ daN/m}^2.$$

tru a ține seama de rotirile în noduri, datorate sistemului de
ndere cu bidoane, s-a determinat experimental rotirea între
ă panouri alăturate ale structurii de acoperiș conform Fig.VI.
VI.42, VI.43, VI.44, VI.45, VI.46, s-a determinat reducerea
idității la încovoiere transversală.

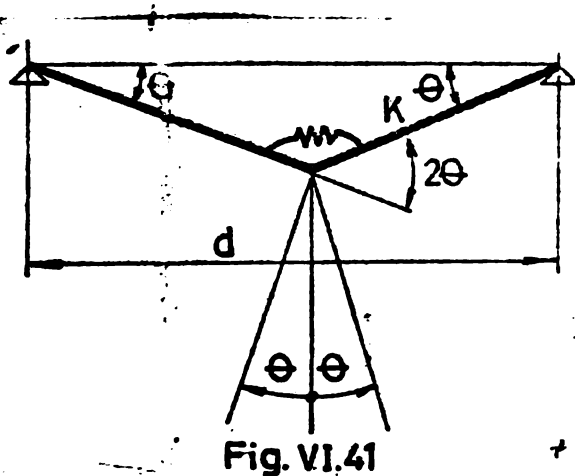


Fig. VI.41

Momentul din resort

$$M = K \cdot \theta \quad (6.2)$$

Lucrul mecanic

$$\frac{1}{2} K \theta^2 = \frac{1}{2} P \cdot \frac{d}{2} \quad (6.3)$$

$$K \left(\frac{d}{2} \right)^2 = \frac{P d}{2} \quad (6.4)$$

$$K = \frac{P \cdot d}{3} \quad (6.5)$$

Încărcarea P s-a sporit

în trepte până la $P=80 \text{ Kg}$,

$d=2h=76,2 \text{ cm}$, s-a obținut

$$\theta = 0,0524 \text{ radiani.}$$

De unde s-a rezultat:

$$K = 15,648 \text{ Kgcm} = K_{22} \text{ red.}$$

$$K_{22} = 71,085 \text{ Kgcm (din calculele anterioare).}$$

$$\frac{K_{22} \text{ red.}}{K_{22}} = 0,22.$$

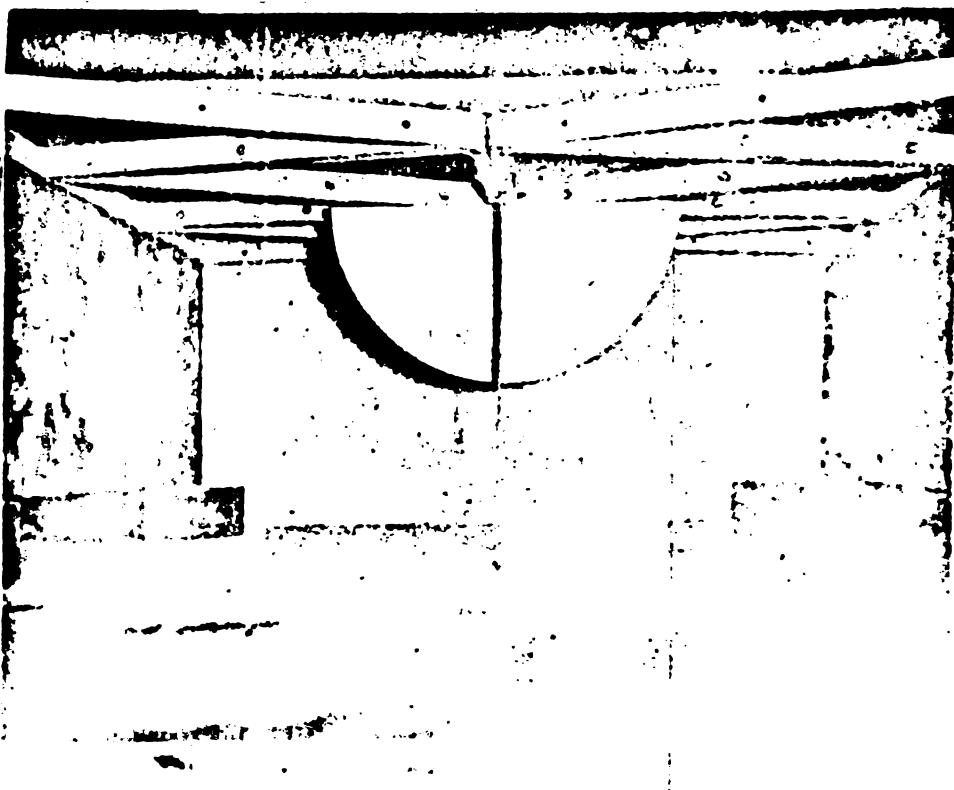


Fig. VI.42. Vederea
unui tronson de
structură neîncăr-
cat având montat
un aparat pentru
măsurarea rotirii
de nod.

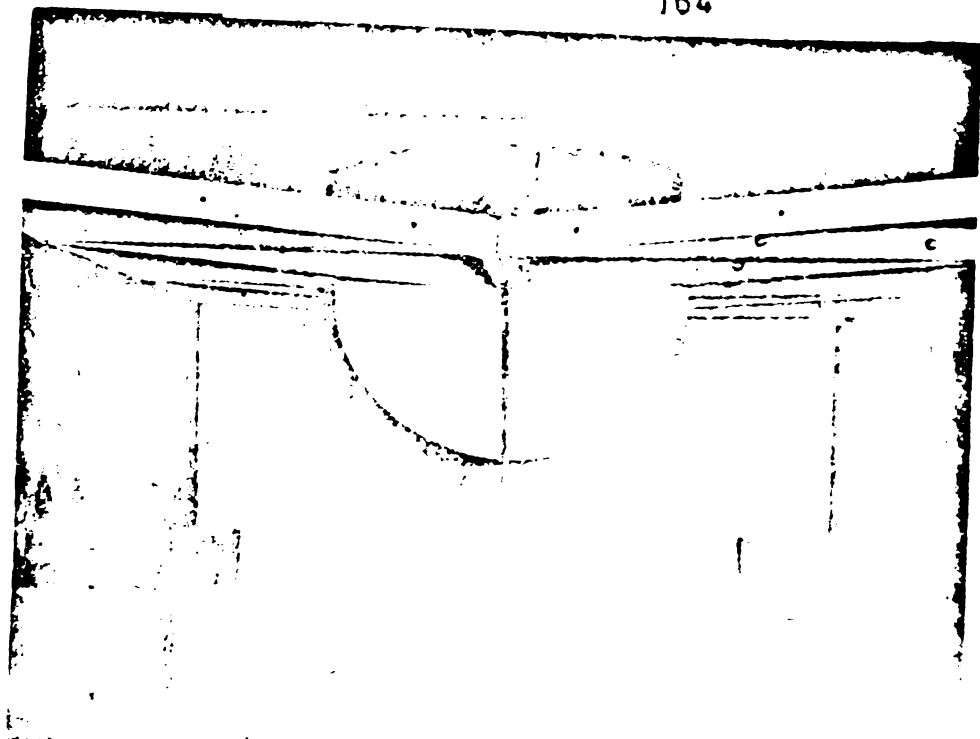


Fig.VI.43. Idem.
Treapta de încărcare cu 30 Kg.

Fig.VI.44. Treapta
de încărcare cu
50 Kg.

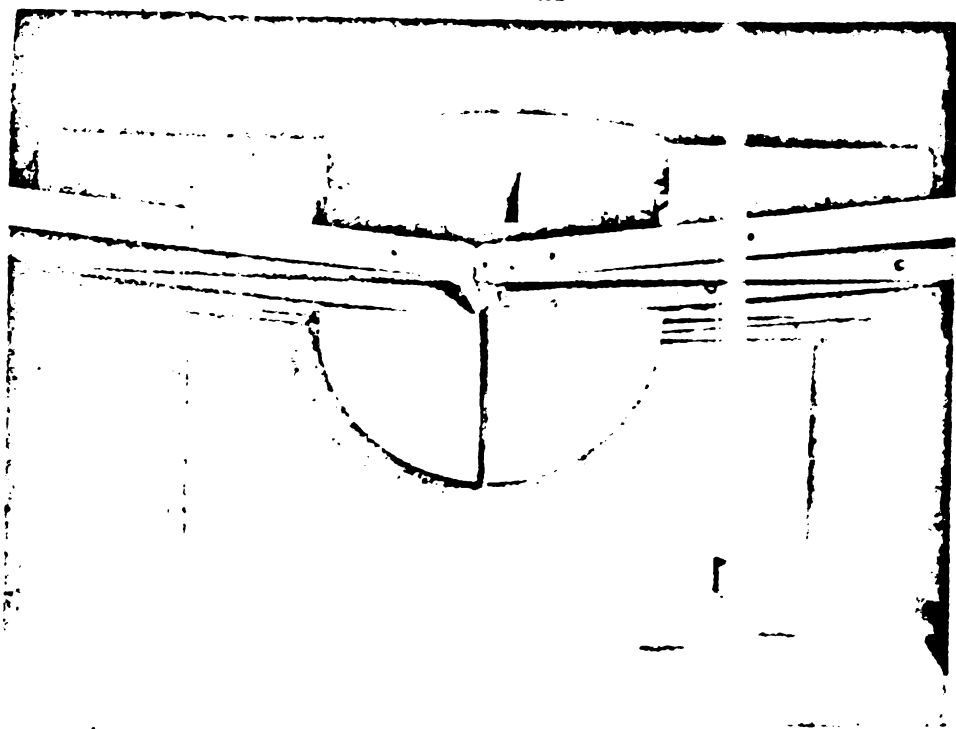
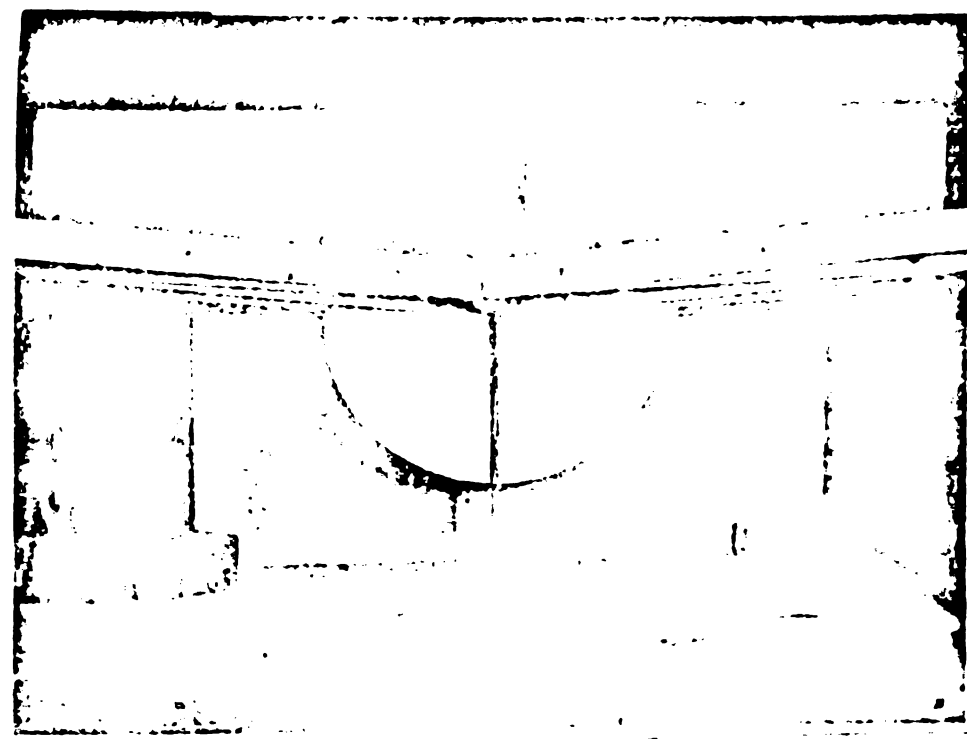


Fig.VI.45. Treapta
de încărcare cu
70 Kg.



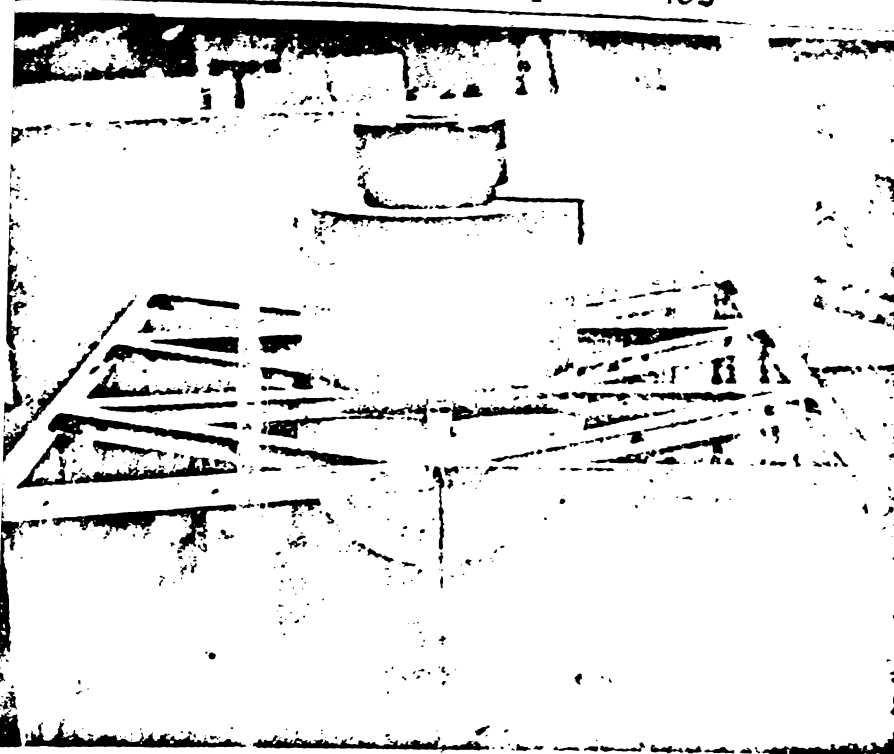


Fig.VI.46. Treaptă de încărcare cu 80 Kg. Se observă devierea acului care indică unghiul de rețire în nod.

Din diagrama prezentată în Fig.VI.45 rezultă prin extracție un coeficient de reducere de 0,41.

În felul acesta se obține pentru încărcarea critică valoarea

$$P_{cr.red.} = 0,41 \times 455 = 187 \text{ daN/m}^2,$$

care se apropie mult de valoarea încărcării critice obținute experimental, având avantajul că este și sigură.

6.5. Comparatie între rezultatele stabilite pe cale teoretică și cele obținute experimental

Referitor la stabilirea eforturilor axiale în barele structurii machetei acoperișului, în Tab.VI.1, se prezintă comparativ rezultatele eforturilor în barele structurii, rezultate în urma măsurătorilor efectuate cu cele două tipuri de instalații menționate și rezultatele în urma calculelor efectuate la calculatorul electronic.

Valorile înregistrate în urma încercărilor repetate și pe citirilor cu aparate diferite, au fost destul de apropiate pentru aceeași treaptă de încărcare (citirile cu aparate Huggener au dat în general valori mai mici).

Eforturile în bare, stabilite prin calcul s-au verificat a fi de același ordin de mărime cu cele obținute în urma măsurătorilor tensometrice, în marea majoritate cele obținute pe cale experimentală, în diferite bare, rezultând mai mici decât cele din calcul, iar valorile maxime obținute pe cale experimentală,

au fost sensibil mai mici decât cele obținute din calcul, astfel că metodele de calcul s-au dovedit acoperitoare.

Valorile eforturilor în bare din încărcările uzuale, rezultă mult mai mici decât capacitatea de rezistență a secțiunii alese astfel că rămân hotărâtoare pentru dimensionare, condițiile de săgeată admisă în exploatare a structurii.

În acest sens din cazurile studiate, atât teoretic cât și experimental, s-a dovedit deosebit de eficientă structura cu reazem intermediar, atâta timp cât prezența acestui reazem nu deranjează în utilizarea spațiului închis de acoperiș.

Uniformizarea eforturilor în cazul introducerii reazemului intermediar este importantă având în vedere posibilitatea redusă de variație a secțiunii barelor.

În ceea ce privește studiul deformațiilor structurii, valorile săgeților obținute la calculator se constată că au rezultat mai mici decât cele obținute experimental, deoarece în aceste calcule nu s-a putut ține seama de deformabilitatea nodurilor și de eventualele imperfecțiuni de îmbinare a modulelor triunghiulare cu șuruburi.

Din diagramele prezentate în Fig. VI.31 se constată că diferența de valori a apărut mai mare în cazul variantei de reazem cu timpan intermediar, decât la cea fără timpan intermediar.

Capitolul 9. CONCLUZII FINALE

Pe măsura folosirii mai intense a aliajelor de aluminiu ca materiale de construcții datorită multiplelor avantaje, s-a căutat o adaptare a calculului (condus la început după normele pentru construcții de oțel), la proprietățile specifice comportării aliajelor de aluminiu.

- La început adoptarea acestor reguli în țările care au trecut la o țară la alta, constatându-se totuși că în unele cazuri, găsirea unei soluții cu bare mai puțin zvelte și săgeți ceva mai mari decât cele de la construcțiile de oțel.

- Abia din 1966-67 în Europa apar preluările de către organizațiile resort CEN, respectiv CECI care caută o unificarea unei serii comune referitoare la calculul și proiectarea elementelor de construcție din aliaje de aluminiu la nivel european.

- Pentru barele supuse la solicitări axiale, construcțiile de calcul din țara noastră stabilesc relații bazându-se pe normele sovietice, germane și americane (fără cu toate acestea să se vorbească în utilizarea aliajelor de aluminiu în construcții).

- Relațiile sînt date pentru cazul barelor solicitate la trăsere din cauza sudurii și pentru cazul existenței unei părți din secțiunea barei, afectată de sudură.

- Pentru barele solicitate la întindere depășirea de calcul a rezistenței de bare executate din oțel constă doar în luarea în considerare a erorii afectate de sudură.

- Pentru barele supuse la compresiune, studiile s-au ampliat și s-a căutat o apropiere de comportamentul deosebit prin considerarea în problema flambajului a influenței diferitelor geometrii și de structură precum și luarea în considerare a unor factori legați de tratamentul termic, modul de încălzire, forma secțiunii piesei etc. care constituie condiții foarte complexe mai complicate decît la piesele din oțel.

- Prin studiile efectuate se caută obținerea unor norme de calcul proprii, bine conturate, care să țină seama eficient de caracteristicile aliajelor de aluminiu.

- În urma studiilor efectuate de către autoare asupra unui lot de 60 de țevi din aliaj de aluminiu de tip Al Mg Si produse la Slatina supuse la compresiune axială s-a constatat:

- comportare corespunzătoare la majoritatea barelor;

- rezultatele cele mai bune la barele de tip a (fără sudură)

și la cele cu săgeata inițială mai mică, pentru același

- dintre barele sudate, comportarea mai bună la cele de tip b (sudura aplicată pe întregul perimetru) ;

- la barele de tip c și d (cu cordon de sudură parțial pe perimetru) s-au constatat săgeți inițiale mai mari păstrându-se totuși sub $(\frac{1}{1000} - \frac{1}{500})L$. Aceste săgeți este posibil să se datoreze tocmai influenței unilaterale a încălzirii la sudură. O explicație poate fi și deplasarea centrului de greutate al secțiunii în zona cu sudură asimetrică și prin aceasta provocându-se o excentricitate inițială a punctului de aplicare a încărcării;

- deformațiile rezanante după atingerea lui P_{cr} sînt mai mari la barele cu sudură.

- Rezultatele înregistrate cu ajutorul traductoarelor tensometrici s-au dovedit simțitor simetrice față de mijlocul lungimii barei, de aceea la ultimele bare încercate s-a renunțat la traductorii de pe o două jumătate de lungime.

- Traductorii plasați în cele patru puncte pe perimetrul unei secțiuni, au înregistrat rezultate foarte apropiate în primele trepte de încărcare, diferențele crescînd treptat pe măsura apropierii de P_{cr} , cum era de așteptat.

- În final la interpretarea prin calcul a rezultatelor s-a constatat că limita eforturilor unitare de cedare se situează deasupra curbei teoretice și este apropiată de curba Euler, în special în zonele de zveltare mai mare. Atît rezultatele valorice cît și reprezentările în diagrame confirmă apropierea satisfăcătoare între comportarea aliajelor de aluminiu produse în RSR și aliajele asemănătoare europene.

- Acoperișurile reticulate sînt avantajoase în general iar cele executate din aliaje de aluminiu în special.

- În cazul acoperișului studiat, o concluzie importantă confirmată atât de calcul, cît și de încercările experimentale și care era de așteptat, este că pentru aceeași treaptă de încărcare, valoarea eforturilor axiale în bare cît și a săgeților este mult mai redusă în cazul rezemării continue pe două timpaine la capete și unul intermediar la $L/2$.

- La fel în această situație se reduce mult și diferența între eforturile axiale din diferitele bare ale structurii, astfel că uniformizarea eforturilor conduce la o folosire mult mai rațională și eficientă a secțiunii barelor, care din motive con-

ructive nu poate fi mult variată în cazul structurii propuse. Dimensiunile ochiurilor modulelor păstrându-se aceleași pe toată structura, se pot realiza diferențe de secțiune doar prin variația grosimii peretelui profilelor U și aceasta limitată la 3 tipuri pe structură.

- În această situație introducerea timpanului intermediar este justificată, deoarece consumul de material pentru realizarea lui este mult mai mic față de economia realizată prin modificarea secțiunii barelor.

- Altă concluzie este că rezultatele obținute prin calcul cele obținute prin prelucrarea rezultatelor experimentale pot comparabile în privința eforturilor axiale, dar mult diferite în privința săgeților structurii (diferențe explicate mai sus prin deformabilitatea mare a structurii datorită realizării nodurilor fără elemente distincte de nod - care sînt însă foarte avantajoase atât pentru economie de material, cît și pentru economie de manoperă).

Pierderea stabilității generale a structurii s-a produs în cazul fără reazem intermediar la o încărcare care depășește cu mult încărcările uzuale pe aceste acoperișuri, iar modul în care s-a produs pierderea stabilității generale a dus la disruperea structurii, care s-a transformat-o într-un nou sistem care nu mai fi permis suplimentarea încărcării.

În cazul cu reazem intermediar, comportarea structurii a fost spectaculoasă pentru o încărcare care depășea cu peste 100% încărcările uzuale pentru acest tip de acoperiș.

Se poate afirma că structurile de rezistență pentru acoperișuri de tip cilindric reticulat, într-un singur strat, realizate din bare extrudate din aliaje de aluminiu, dovedesc o bună comportare și din punct de vedere al stabilității locale, cît și din punct de vedere al stabilității generale.

Ținînd cont de relațiile de calcul folosite, s-a remarcat o influență foarte mare a imperfecțiunilor asupra valorii eforturilor în bare, a deformațiilor structurii și a încărcării critice, ceea ce impune acordarea unei atenții deosebite evitării imperfecțiunilor atât la realizarea elementelor componente ale structurii, cît și montării lor.

Respectarea riguroasă a formei și dimensiunilor structurii, poate duce la economii importante de materiale. Nerespectarea acestor condiții scade în mod considerabil capacitatea portantă

a structurii, putînd chiar să-i pericliteze existența la valori ale încărcărilor mult mai mici decît cele stabilite prin calcul.

Studierea în continuare a unui număr sporit de variante de folosire a acestui tip de structură rămîne interesantă pentru rezolvarea acoperirii unor săli pentru expoziții, săli de sport, piețe, gări etc.

BIBLIOGRAFIE

titlurile bibliografice sînt prezentate în ordine de apariție (teză).

- LECCA A. Comorile pămîntului. Editura tineretului, 1962, București.
- KOSTEAS D. Construcții din aluminiu. Proiectare și dimensionare.
- STUSSI F. Tragwerke aus Aluminium. Springer Verlag Berlin 1955.
- PATRINICHE N. Cercetări privind tehnologia de execuție și comportarea unor îmbinări sudate pentru elemente de construcții din aliaje de aluminiu de tip Al₉₂Mg₈Si. Teză de doctorat. Institutul de Construcții București 1977.
- NICULESCU D., PEDA I., PATRINICHE N. Construcții metalice din aluminiu. Editura Tehnică 1966 București.
- ARTEMEVA I.N. Construcții din aluminiu. Leningrad 1976.
- LAZĂRESCU I. Aluminiul. Editura Tehnică 1978.
- GONER H., MARX S. Aluminium Handbuch. VEB Verlag Technik Berlin 1971.
- DUMITRESCU E. Aluminiul metal al secolului XX. Editura de Stat București 1967.
- x x x Previzțiuni asupra creșterii producției mondiale de aluminiu pînă în 1974. Alluminio e Nuova Metallurgia. oct.1970.
- GOFTON K. Desvoltarea industriei aluminiului. Financial Times. dec.1970.
- x x x Desvoltarea pe termen lung a consumului de aluminiu. Aluminium. Düsseldorf. dec.1970.
- x x x Consumo mondiale di alluminio nel 1970. Alluminio e Nuova Metallurgia. apr.1968.
- x x x Aluminium is all set for a bright future Engineer. Anglia iulie/1969.
- CIULINI U. Viitorul aluminiului. Metali. ian./1971.
- x x x Situația industriei aluminiului pe plan mondial (date statistice) Revue de L'Aluminium, iulie-aug./1971.
- x x x Evoluția și perspectivele industriei mondiale de aluminiu. Journal du Four Electrique et des Industries Electrotechniques, febr./1971.

18. KIRKPATRIK Avantajele aluminiului în construcția stîlpilor pentru liniile de transport de energie electrică. Metal Progres SUA, sept.1969.
19. COSMULESCU, FOCȘA Probleme actuale privind folosirea aluminiului în construcții. În sprijinul execuției și proiectării. CDCAS 1985.
20. x x x Producția aluminiului în lume 1975. Aluminium 12/1975.
21. x x x Aluminiul și țările ce-l folosesc. Aluminium.9/1975.
22. x x x Situația aluminiului în lume în 1971/1972. Aluminium ian./1972.
23. x x x Producția de aluminiu în unele țări din Europa. Journal du Four Electrique. Franța 4/1976.
24. ARAMBURU R. Industria aluminiului în decada anilor 1970. Revista de Metalurgia. Spania 1971.
25. x x x Directivele Congresului al XII-lea al Partidului Comunist Român. Editura politică 1979.
26. x x x Anuarul statistic al R.S.R. 1982.
27. WARSAVSKY C.M. (New-York) Growth aspects of the primary aluminium industry to the year 2000. Aluminium 3/1982.
28. x x x Aluminium-Tragwerke. Centre International de Developpement de l'Aluminium (CIDA) Aluminium-Verlag GmbH Düsseldorf 1972.
29. POPOV S.A. Construcții ingineresti din aliaje de aluminiu. Moscova 1963.
30. x x x Expo 67 building wins Reynolds Architectural Mod. Metals 1969.
31. TROFIMOVA V.I. Construcții din aluminiu. Moscova 1978.
32. x x x Structuri din aliaje de aluminiu. Costruzioni metalliche 6/1975.
33. x x x Cea mai mare cupolă de aluminiu din lume. Stahlbau 9/1969.
34. PETRASINCU N., CRUCIȚA L. ș.a. Domeniile de folosire și particularitățile elementelor din aluminiu în curs de tipizare pentru clădiri și construcții industriale. Prima Conferință de Construcții Metalice, Timișoara 1973.
35. COSMULESCU P. A case for Aluminium as a Building material. A II-a Conferință de Construcții Metalice Timișoara 1979.
36. x x x L'alluminio nell'edilizia. Costruzioni metalliche 4/1971.

37. CHU A. Problem : 26 million new homes needed by 1978. .
Solution: Assembly of mass produced modular units.
Mod.Metals 2/1969.
38. KOMKE K. Aluminium in Konstruktiven Ingenieurbau. Der
Stahlbau. Dec.1958.
39. x x x R.S.Reynolds Memorial Award 1968 for Dutch EXPO.
pavilion. Aluminium Nov.1968.
40. x x x Covered swimming bath 50 metres long in Budapest.
Magyar Aluminium 9/1968.
41. x x x Sports buildings in aluminium. Aluminium mai 1968.
42. x x x Aluminium in the building industry. Magyar Alu-
minium 6/1968.
43. x x x Aluminium garage. Magyar Aluminium 2/1969.
44. x x x Flugsicherungseinrichtungen aus Aluminium. Alumi-
nium 3/1978.
45. x x x Interesting British Pavilion at Teheran Engi-
neering. London Apr.1969.
46. x x x Utilization of aluminium Niesen butts as barracks.
Schweiz Alum.Rolsch. may 1969.
47. x x x A spectacular roofing operation in Kloten Schweiz
Alum.Rolsch. mai 1969.
48. x x x Aluminium in agricultural building. Magyar Alum.
11-12/1968.
49. x x x Aluminiul in blocurile administrative din Berna.
Schweiz Alum.Rolsch. Apr.1969.
50. x x x Banen mit Aluminium 1973. Alumia. Verlag GmbH.
Düsseldorf 1973
51. WESTHAUS K.H. Aluminium als Werkstoff im Brückenbau
Aluminium Verlag GMBH, Düsseldorf 1956.
52. x x x Aluminiumdachbinder mit der grössten Stützweite.
Aluminium - Düsseldorf 1958.
53. LANCYRE LOUIS. Bazinul și piscina Aquel din aluminiu.
Constr.Metalliques mar.1972.
54. WIDNER K. Scări din metal ușor. Revue suisse de l'Alu-
minium apr.1971.
55. x x x Transluced roofing sheet. Architect's j. 39/1969.
56. VAN DE Loo K.I. Modernization of Schipol Airport near
Amsterdam. Schweiz Alum.Rolsch. Febr./1968.
57. x x x Applicazioni dell'alluminio alla XLVII Fiera
campionaria di Milano del 1969. Alluminio iunie 1969.

58. x x x Palazzo della nuova sede municipale di Cividate al Piano. Alluminio, iunie 1969.
59. x x x Kraftstoff einsparung durch Aluminium. Aluminium 12/1980.
60. x x x Aluminium in architecture. Alluminio, apr. 1969.
61. x x x Le leghe Accadal nella moderna architettura Roma. Alluminio, febr. 1969.
62. SERGEI S. Neuere Beispiele aus dem Metall und Zugenieubau in Ungarn. Aluminium, 1967.
63. x x x Aluminium Merkblatt. Disseldorf, 1969.
64. x x x Revue de l'aluminium et de ses applications. Paris 1956.
65. x x x Construction moderne. France, 1972.
66. x x x Schweizer Aluminium Rundschau. Zürich 1966 - 1971.
67. x x x Revue de l'Aluminium. Paris. 1966 p.33-348 ; 1967 p.349-350 ; 1971 p.392-400 ; 1975 436-446 ; 197 p.447.
68. x x x Erhöhter Verbrauch von Aluminium-Sonnenkollektoren erwartet. Aluminium, 12/1980.
69. x x x 75 Tonnen Aluminium heben ab... Aluminium, 2/1980.
70. x x x Aluminium für die Solartechnik. International Symposium um Solartechnik, nov. 1980, Frankfurt. Aluminium 10/1980.
71. x x x Aluminiul la cea de a doua intilnire "MONTADIL" pentru dezvoltarea folosirii aluminului in constructii edilitare. Alluminio e Nuova Metallurgia, iul. 1970.
72. x x x Constructii reusabile din țevi de aluminiu. Aluminium, febr. 1971.
73. x x x Poduri din aliaje de aluminiu in țevi. Aluminium 2/1975.
74. x x x Turle T.M. din țevi din aliaje de aluminiu. Alumin. 2/1975.
75. x x x Cupole din țevi din aliaje de aluminiu. Aluminio, 8/1975.
76. x x x Expoziția "Aluminiu 75" și Simpozionul "Aluminiul în Construcții". Moscova, iulie 1975. Aluminium 8/1975.
77. x x x Uzina de desalinizarea apei mării realizat din aluminiu. Revue de L'Aluminium, martie 1975.
78. MIETRACH D., WEILKE J. Erfolgreiche Einführung wirtschaftlicher und leichter Strukturen aus Aluminium in Flugzeugbau. Aluminium 3/1982.
79. x x x Aluminiumkuppel für das Planetarium in Stuttgart. Aluminium 7/1978.

80. x x x Transparente Bauplatte aus Aluminium und Kunststoff. Aluminium 7/1978.
81. x x x Le pont suspendu de Montmerle. Revue de l'aluminium iulie-aug.1974.
82. x x x Dachverkleidung aus Aluminium-Verbundplatten. Aluminium 3/78.
83. x x x Selbstbaugehäuse aus Aluminiumprofilen. Aluminium 3/78.
84. BEODAR L. Intreouintarea aluminiului în arhitectură - procedee de anodizare în culori. Metall R.F.G. 1/1969.
85. GAZAPO J.L., CORDOVILLA C.G. (Spania) s.a. A novel process for the electrolytic colouring of anodised aluminium (Communication from Empresa Nacional del Aluminio S.A. Alicante). Aluminium 3/1982.
86. x x x 600 tonnes d'aluminium en couleur pour une façade de 3800 m². Revue Suisse d'Aluminium 1974.
87. x x x Principaux alliages d'aluminium actuellement au stade industriel. Revue de l'aluminium, febr.1974.
88. FALLER F.E. Vergleich unterschiedlicher Anodisierungsverfahren und parameter nach fünfjähriger Freibewitterung in Industrielatmosphäre und Meeresklima. Aluminium 2 + 3/1982.
89. KOBAYASKI T., KATO B.; Fracture toughness of structural aluminium alloy plates (Journal of Japan Institute of Light Metals 31/1981). Aluminium 2/1982.
90. LENGYEL B., CULVER L.E. Proprietățile materialelor extrudate prin extruziune hidrostatică. Journal of the Institute of Metals. Anglia 4/1969.
91. KURSETZ E. Extrudarea la cald a aluminiului. Industrie Anzeiger RFG. mar. 1969.
92. BUHLER E. s.s. Proprietățile de deformare ale aluminiului și ale câtorva aliaje ale sale. Metall RFG, aug.1971.
93. x x x Aluminium extrusion in architecture. Mod.Metals 25/1969.
94. x x x New methods of construction by using aluminium elements. Magyar Alum. 3-4/1968.
95. x x x Ridotto il costo dell'estrusione a freddo dei tubetti di alluminio. Alum.Nuova.
96. KURSETZ E. Die Weiterverarbeitung von stranggepressten Aluminiumrohren. Bänder, Bleche, Rohre, sept.1967.

97. ZILGES F.J. Instalații pentru extrudarea țevilor și profilelor din aluminiu. Aluminium 3/1971.
98. x x x Extrudarea profilelor din aluminiu. Aluminium 12/1975.
99. STEINHARDT O. Construcții civile din aluminiu. Aluminium febr.-april.1971.
100. x x x Alles über Bauen mit Aluminium. Acier 7/1968.
101. TARANOVSKI S.V. Folosirea elementelor de construcție din aluminiu, una din direcțiile de creștere a nivelului tehnic al construcțiilor. Moscova 1970.
102. TATRAI I. Aluminium in the building industry. Magyar Aluminium 5/1968.
103. x x x Road tunnel in Zürich lined with aluminium. Mod. Metals 25/1969.
104. x x x Sisteme economice pentru realizarea construcțiilor metalice. Sinteză documentară CDCAS, 1973.
105. x x x Aluminium verdoppelt die Kapazität der Kontinentaler Eisenhandel (RFG), oct.1968.
106. x x x Instrucțiuni tehnice privind calculul și proiectarea elementelor și structurilor de rezistență din aliaje de aluminiu. INCERC București, 1973.
107. BELEȘ A.A., VOINEA R.P. Rezistența materialelor pentru inginerii constructori. Ed.tehn.- București, 1958.
108. DUTHEIL J. Vérification des pièces comprimées. Principes fondamentaux. Construction métallique, 2/1966.
109. MATEESCU D., APPELMANER I., CUTEANU E. Stabilitatea la compresie a structurilor din bare de oțel. Ed.Academiei RSR 1960.
110. MAQUOI R., RONDAL I. Mise en équation des nouvelles courbes européennes de flambement. Construction Métallique 1/1970.
111. MAZZOLANI R. Evoluzione del concetto di carico critico. Costruzioni Metalliche 4/1977.
112. SFINTESCO D. Fondement expérimental des courbes européennes de flambement. Construction Métallique 3/1970.
113. BEER H., SCHULZ G. Bases théoriques des courbes européennes de flambement. Construction Métallique 3/1970.
114. BEER H., SCHULZ G. The European column curves. Paris, nov.1972.
115. C.E.C.M. Second International Colloquium on Stability. Introductory Report. Liège 13-15 avril 1977.

116. SPINTESCO D. La recherche : Pourquoi et comment ? Construction Métallique 1/1972.
117. DIALALY H. Étude de la résistance ultime des barres comprimées à flambement simple. Construction Métallique 1/1977.
118. RUHL K. Entwicklung des Normen für die Verwendung von Aluminium. Aluminium im konstruktiven Ingenieurbau. 11/1960.
119. SUTTER K. Die theoretischen Knickspannungen von Aluminium Bauteilen. Aluminium im konstruktiven Ingenieurbau 11/1960.
120. MAZZOLANI F.M., FREY F., Buckling behaviour of aluminium-alloy extruded members. Preliminary report, Liège 15-15 april 1977.
121. RONDAL J., MAQUOI R. Formulations d'Ayrton-Perry pour les flambement des barres métalliques. Construction Métallique 4/1979.
122. BERNARD A., FREY F., MASSONET GH. Recherches sur le comportement au flambement de barres en Aluminium, Paris 1972.
123. MAZZOLANI F.M. La caratterizzazione della legge e l'instabilità delle colonne di alluminio. Costruzioni metalliche 3/1972.
124. MAZZOLANI F.M. Il comportamento inelastico dei profili in alluminio saldati. Costruzioni Metalliche 5/1971.
125. JACQUET J. Essais de flambement et exploitation statistique. Construction métallique 2/1970.
126. CARPEN A. Determination des limites élastiques pour l'analyse du flambement. Construction métallique 3/1970.
127. STRATING I., VOS H. Computer simulation of the ECCS buckling curve using a Monte Carlo method. Heron vol. 19/2/1973.
128. MATEESCU D. The influence of residual stresses on the stability of a steel member subjected to compression. Preliminary report 1-5 april 1977, Liège.
129. MAQUOI R., RONDAL I. Formulation analytique des nouvelles courbes européennes de flambement. Acier-Stahl-Steel 1/1978.
130. DUMONTEIL P. Note sur la représentation des courbes européennes de flambement. Construction métallique 4/1979.

131. RONDAL J. Formulation simplifiée des courbes européennes de flambement des barres en alliage d'aluminium. Université de Liège, Mars 1980.
132. STRIGL G. Eine Analyse der Europäischen Knickspannungslinien und deren formelmässige Darstellung. Der Stahlbau, 9/1979.
133. FREY F., RONDAL J. Aluminium alloy buckling-curves a - b - c, Table and equations. Lab. de Mec. des Mat. et Stat. des Constr. Université de Liège, March/1978.
134. ECCS-CECM-EKS European Recommendations for Aluminium Alloy Structures. First Edition 1978.
135. ECCS- Stability code for aluminium alloy members. 1983.
136. MAZZOLANI F.M., FREY F. Stability of metal Structures. Preliminary report Paris 16-17 mai 1983.
137. CLARK J.W., ROLF L.R. Design of aluminium tubular members. Journal of the Structural Division, Dec. 1964.
138. DONNELL L.H., WAN C.C. Effect of Imperfections on Buckling of Thin Cylinders and Columns Under Axial Compression. Journal of Applied Mechanics, March 1950.
139. SCHILLING C.G. Buckling strength of circular tube. Journal of the Structural Division, Oct. 1965.
140. x x x Suggested Specifications for Structure of Aluminium Alloys 6061-T6 and 6062-T6. Task Committee on Lightweight Alloys of the Committee on Metals. Journal of the Structural Division. Dec. 1962.
141. BRUNGRABER R.I., CLARK I.W. Strength of Welded Aluminium Columns. Transactions ASCE vol. 127, 1962.
142. HILL H.N., CLARK I.W. Straight Line Column Formulas for Aluminium Alloys. Transactions ASCE vol. 127, 1962.
143. x x x Suggested Specifications for Structures of Aluminium Alloys 6061-T6. Task Committee on Lightweight Alloys of the Committee on Metals. Journal of the Structural Division ASCE, Dec. 1962.
144. GERARD G. Introduction to Structural Stability Theory. McGraw-Hill Book Co. New York, 1962.
145. x x x Residual stress in aluminium tube joints. Aluminium Abstracts nr. 2784.
146. CLARK J.W., ROLF R.L. Buckling of aluminium Columns, Plates and Beams. Journal of the Structural Division, Jun. 1966.
147. GERARD G., SECFER H. Handbook of Structural Stability.

Journal of the Structural Division, oct.1965.

148. HILL H.N., CLARK J.V., BRUNGRABER R.J. Design of welded aluminium structures. Journal of the Structural Division, iun.1960.
149. SONTEA S. Considerații asupra sudabilității aliajelor din aluminiu laminabil indigen de tip Al-Si-Mg-Mn. Revista "Construcții de masă" 1969.
150. KOSTEAS D., STEIDL G., STRIPPELMANN W.D. Geschweisste Aluminium Konstruktionen. Vieweg Verlag MBH Braunschweig 1978.
151. KOSTEAS D., RIMAN R. Tragfähigkeit von geschweissten Aluminium - Druckstäben. Aluminium-Düsseldorf 9/1980.
152. HELMICH K. Beitrag zur Berechnung geschweißter Aluminiumstäbe unter vorwiegend ruhender Belastung. Der Stahlbau 3/1980.
153. DIN 4113. Aluminiumkonstruktionen unter vorwiegend ruhender Belastung. Geschweisste Konstruktionen Berechnung und bauliche Durchbildung T₁+ T₂ 1975.
154. STEINHARDT O. Material behaviour and stability in aluminium-construction. Simposion Paris, Nov.1972.
155. MATEESCU D., KONRAD C. Studiul tensiunii critice la flambaj pentru bare executate din țevi din aliaje de aluminiu utilizând metoda tensometriei electrice rezistive. Al II-lea Simpozion național de tensometrie vol.E. Cluj-Napoca, iunie 1980.
156. MATEESCU D., KONRAD C. Observații asupra comportării la flambaj a țevilor extrudate din aliaje de aluminiu produse în RSR. A II-a Conferință de Construcții Metalice, vol.IV. Timișoara, oct.1979.
157. x x x STAS 524-67 ; STAS 9781-74.
158. x x x Colloque international sur le flambement des barres comprimées - 1972 Paris. Construction Metallique 1/1973.
159. DJALALY H., SPINȚESCU D. Recherche sur le flambement des barres en aluminium. Construction Metallique nr. 2/1970.
160. NICULESCU D. Comportarea și calculul barelor solicitate axial slăbite din profile extrudate din aliaje de aluminiu. Teză de doctorat, Facultatea de Construcții, București 1972.

161. STAO S., OKOSHI. Zugversuche und Härteprüfungen an verschiedenen Aluminiumwerkstoffen. Aluminium 4/1982.
162. MUKHANOV K.K. Design of metal structures. Mir publishers Moscow 1968.
163. x x x. Für Rohre aus Aluminium nach DIN 1975 werden die Legierungen Al-Mg-Si 0,5 F₂₂ bzw Al Zn Mg IP₃₆. Neue Norm DIN 25570 Teil 1.
164. MASSONET CH. Cercetări experimentale de flambaj în cadrul Convenției europene. Acier nr.9/1966.
165. MÜLLER R. Traglastberechnung von statisch unbestimmt gelagerten, geschweißten Aluminiumdruckstäben mit einfach symmetrischen Querschnitten. Dissertation - Universität Karlsruhe, 1977.
166. x x x. Field and Laboratory Testing of Aluminium Highway Research RECORD 95/1965.
167. M.I.M. Produse extrudate, IPAL Slatina, Catalog 1980.
168. MATEESCU D., Construcții metalice speciale. Editura tehnică București, 1956.
169. BRODKA I. Construcții metalice ușoare (Trad. l. polonă). Editura tehnică București, 1975.
170. NICULESCU D., PĂTRÎNICHE N., KONRAD C., PERJU M. ș.a. Acoperișuri ușoare din aliaje de aluminiu. Studiu INCERC București, Inst. Constr. București, Fac. Constr. Timișoara ; 1974-1976.
171. PRETE G. Studio statico generale dei gusci reticolari a semplice strato come continui strutturi. Costruzioni metalliche 2/1972.
172. PAGANO M., CATANZARO C. The collapse of braced translation vaults on cylindrical and ellipsoidal vaults. Space structure R.M. Davies-Blackwell Sci. Publication. Oxford. 1966.
173. PRYNNE P. A computer investigation into the behaviour of a long braced barrel vault roof. Space structure R.M. Davies-Blackwell Sci. Publ. Oxford 1966.
174. DAIBAN C., JUNCAN N., SERBESCU C. ș.a. Construcții metalice. Editura tehnică 1983.
175. GRONGU V., IVAN M. Instabilitatea structurilor din plăci curbe subțiri. Editura Academiei R.S.R. 1978.
176. DOGARU I. Sistemul SEDDES. Componente SISART. Instrucțiuni de calcul. București 1974.
177. MATEESCU D., KONRAD C. ș.a. Calculul eforturilor în ba-

- rele structurii reticulate a unui acoperiș cilindric din aliaje de aluminiu. Sesiune Stiintifică Cîntares României I.P.T. iunie 1977.
178. MATEESCU D., KONRAD C. ș.a. Studiul deformațiilor la barele structurii reticulate ale unui acoperiș cilindric din aliaje de aluminiu. Sesiune Stiintifică CNIT. oct. 1977.
179. MATEESCU D., KONRAD C. Acoperiș cilindric reticulat din aliaje de aluminiu. Buletin Stiintific I.P.T.nr.2/978.
180. MATEESCU D., KONRAD C. Calculul încărcării critice la un acoperiș cilindric reticulat din aliaje de aluminiu. A II-a Conferință de Construcții Metalice, oct.1979 Timișoara.
181. MATEESCU D., KONRAD C. ș.a. Utilizarea tensometriei electrice rezistive la stabilirea eforturilor în barele unei structurii reticulate a unui acoperiș cilindric din aliaje de aluminiu. Al II-lea Simpozion National de tensometrie, iunie 1980 Cluj-Napoca.
182. MATEESCU D., GIONCU V., KONRAD C. Stabilitatea acoperișurilor reticulate cilindrice încărcate simetric. Al III-lea Colocviu Internațional de stabilitate, oct. 1982, Timișoara.
183. EVANS H.R., ROCKEY K.C. A critical review of the methods of analysis for folded plate structures. Proc.Inst.Civ. Engrs iun.1971.
184. DEAN D.L., UGARTEPENALBA C. Design formulas for latticed cylindrical shells. IASS Conf.Kielce June-1973,Poland.
185. BUTTNER O., STENKER H. Metalleichtbauten. VEB. Verlag für Bauwesen.
186. MAHADEVAPPA P., SUBRAMANIAN N., RAMAMURTHY L.N. Tregverhalten stählerner Fachwerkkonnen. Der Stahlbau 2/1983.
187. GIONCU V., IVAN M. Bazele calculului structurilor la stabilitate. Editura Facle 1983.
188. NICULESCU D., MATEESCU D., PATRINICHE M., FOCSA I., KONRAD C., PERJU M., PESCARU V., BRUTU G. Comportarea elementelor de rezistență din aliaje de aluminiu la diferite solicitări. Elemente de rezistență din profile extrudate. Cercetări de laborator pe profile produse de IPAS și îmbunătățirea instrucțiunilor de calcul și proiectare. 177b/1974. INCERC, BUCUREȘTI.