

INSTITUTUL POLITEHNIC " TRAIAN VUIA " DIN
T I M I S O A R A
FACULTATEA DE CONSTRUCTII

ing, LORINCZ PETRU

CONTRIBUTII LA STUDIUL ECRUISARII PROFILELOR
METALICE INDOITE LA RECE

Teza de doctorat

BIBLIOTECA CENTRALĂ
UNIVERSITATEA "POLITEHNICA"
TIMIȘOARA

Conducător științific
Acad.Prof.emerit ing, DAN MATEESCU

Timișoara, 1 9 7 9

INSTITUTUL POLITEHNIC TIMIȘOARA	
BIBLIOTECA	
CENTRALA	
Volumul Nr.	379.111
Dulap	194 Lit. F

P R E F A T A ,

Tendențele actuale de dezvoltare economică bazate pe reducerea consumurilor de materii, energie și manoperă impun utilizarea construcțiilor ușoare realizate din profile metalice cu pereți subțiri îndoite la rece. Posibilitatea de tipizare și fabricație în serie în unități industrializate conferă un preț de cost redus acestor construcții ce urmează să se dezvolte mult și în țara noastră, conform directivelor de dezvoltare economică.

Deși construcțiile metalice din profilele cu pereți subțiri formate la rece au o greutate mult redusă, competitivitatea lor, comparativ cu alte materiale de construcții, crește spectaculos, dacă se valorifică efectul favorabil de ecruisare, fenomen ce apare în timpul procesului de fabricație, fără a fi necesare cheltuieli suplimentare. Teza de doctorat aduce o importantă contribuție la cunoașterea și valorificarea ecruisării profilelor metalice laminate la rece, fapt pentru care autorul aduce sincerele sale mulțumiri :

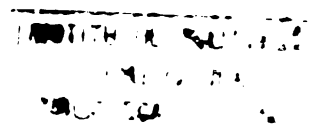
Stimatului conducător științific, Acad. Prof. emerit ing, Dan Mateescu pentru sprijinul continuu acordat pe parcursul elaborării tezei și a sugestiilor deosebit de competente.

Colegilor de catedră și colectivului laboratorului de construcții metalice.

Colektivului Catedrei de Construcții Civile și Industriale și în special colegilor de la disciplina de construcții metalice de la Institutul Politehnic " Gh. Asachi " din Iași, colectiv din care autorul a făcut parte între anii 1969 - 1975.

Personalului laboratorului de cercetări din cadrul Întreprinderii Metalurgice Iași, unde s-au efectuat numeroase studii experimentale.

A U T O R U L



CONTRIBUTII LA STUDIUL ECRUISARII PROFILELOR METALICE
INDOITE LA RECE

- C u p r i n s -

Prefață

Cuprins

CAPITOLUL I. - Introducere

- 1.1. Oportunitatea abordării temei
- 1.2. Avantaje și considerații economice
- 1.3. Obiectivele tezei de doctorat

CAPITOLUL II - Comportarea profilelor metalice ecruisate
îndoite la rece

- 2.1. Aptitudinea de formare la rece
- 2.2. Ecruisarea, mijloc de economisire al metalului
- 2.3. Îmbătrânirea oțelurilor ecruisate
- 2.4. Fenomenul fizic și metalurgic al îmbătrânirii
- 2.5. Caracteristicile fizico - mecanice ale profilelor
îndoite
- 2.6. Calculul limitei de curgere în colțuri
- 2.7. Determinarea limitei de curgere al profilelor
- 2.8. Influența sudurii asupra ecruisării
- 2.9. Rezistența la coroziune

CAPITOLUL III - CALCULUL ELEMENTELOR METALICE FORMATE LA RECE

- 3.1. Teoria barelor din plăci plane subțiri
- 3.2. Influența eforturilor remanente din sudură
- 3.3. Influența rigidizărilor asupra comportării plăcilor
plane comprimate
- 3.4. Determinarea lățimii active, interacțiune flambaj -
voalare

CAPITOLUL IV - Calculul simplificat al profilelor îndoite la rece

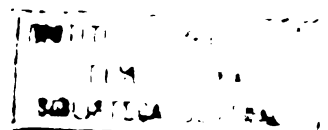
- 4.1. Voalare locală. Lățime echivalentă
- 4.2. Stabilitatea generală a barei drepte
- 4.3. Compresiunea centrică. Flambaj prin încovoiere
- 4.4. Flambajul prin încovoiere la bare metalice cu limita
de curgere micșorată local
- 4.5. Flambajul prin încovoiere - răsucire
- 4.6. Flambajul cu voalare

CAPITOLUL V - Încercări experimentale

- 5.1. Generalități
- 5.2. Limita de curgere în colțurile profilelor
- 5.3. Caracteristicile fizico - mecanice ale profilelor laminate la rece
- 5.4. Influența sudurii asupra ecruisării
- 5.5. Influența ecruisării asupra rezistenței la flambajul prin încovoiere

CAPITOLUL VI - Încheiere

- 6.1. Valerificarea rezultatelor tezei de doctorat
 - 6.2. Contribuții personale
 - 6.3. Concluzii și recomandări
- Bibliografie



CAPITOLUL I - INTRODUCERE

1.1. OPORTUNITATEA ABORDARII TEMEI

Progresul tehnic în industria construcțiilor se realizează prin trecerea de la construcțiile masive și greoaie la construcții ușoare, capabile să reducă greutatea, costul de execuție și timpul de montaj, dar fără să micșoreze capacitatea portantă, siguranța și funcționalitatea construcției. Realizarea unor construcții deosebit de economice a fost posibilă datorită dezvoltării unor noi tehnologii de fabricație, a concepțiilor arhitecturale și a metodelor moderne de calcul.

Oțelul este materialul ideal pentru construcțiile ușoare întrucât are rezistențe mari și egale la tracțiune, compresiune, încovoiere, apropiate în cazul solicitărilor plane iar modulul de elasticitate este ridicat, ceea ce îi conferă rezistențe critice mari la pierderea stabilității.

Tehnologiile moderne de fabricație au creat posibilitatea realizării de profile și panouri cutate cu pereți subțiri îndoit la rece utilizate la început în construcțiile de mașini iar apoi în construcțiile metalice ușoare. Profilele îndoit la rece au grosimea de perete constantă, în general mai mare de 0,2 mm iar raportul între dimensiunile profilelor sînt mici, în general $\frac{h}{b} \leq 0,1$, $\frac{b}{t} \leq 0,1$ ceea ce impune calculul lor pe baza teoriei barelor cu pereți subțiri [1]

Datorită grosimii de perete mică, fenomenele de pierderea stabilității cresc în importanță ceea ce necesită o proiectare mai exactă în vederea realizării scopului oricărei construcții; siguranță și economicitate ridicată. Aceasta se poate obține realizînd construcții cu rezistențe mari dar ^{care} să prezinte o rigiditate optimă în raport de importanța și solicitarea elementului de construcție.

Calculul și proiectarea profilelor metalice îndoit la rece se face după regulile generale, ale construcțiilor metalice, dar grosimea mică de perete al profilului conduce la fenomene complexe de instabilitate și la unele particularități de comportare. Modificarea formei secțiunii profilului face ca relațiile de calcul valabile la construcții metalice obișnuite să conducă la rezultate eronate, fiind necesară introducerea unor coeficienți de corecție stabiliți pe cale experimentală. Folosirea experimentării joacă un rol mai important, iar proiectantul trebuie să

înțeleagă bine atât rezultatele experimentale cât și cele teoretice, și să aibă în vedere dotarea tehnică și de calificare a întreprinderii care execută construcția.

Din cauza necunoașterii complete a comportării la oboseală, profilele îndoit la rece se recomandă a fi folosite cu încredere numai la elementele sollicitate static sau preponderent static.

Profilele îndoit la rece nu trebuie utilizate la elemente de construcții supuse la lovituri sau la presiuni locale mari deoarece se pot deforma local.

Profilele îndoit la rece nu se calculează în domeniul plastic întrucât deformațiile locale de volclare sau modificările formei secțiunii profilelor cu pereți subțiri nu permit în general apariția articulațiilor plastice în secțiunile cele mai sollicitate.

Fabricarea profilelor îndoit la rece a început în a doua jumătate a sec. XIX.

În prezent majoritatea țărilor industrializate produc profile și panouri cutate cu grosimi de 0,2 până la 20 mm [2] și lățimi desfășurate în profil până la 2000 mm.

Pe plan mondial, în perioada 1950 - 1965 producția profilelor îndoit la rece a crescut de 14 ori, în perioada 1965 - 1970 de peste 10 ori, iar în prezent se execută peste 1000 de tipuri - dimensiuni. Numai în U.R.S.S se consumă în ramura construcțiilor cca 1,5 mil. tone, iar producția a crescut în ultimii 5 ani cu mai mult de 8 ori.

În SUA producția de construcții ușoare depășește 1 miliard \$ iar în Japonia s-au produs în 1975 cca 600.000 t. de profile în - doite la rece.

Începând cu 1966, la Întreprinderea Metalurgică Iași au fost asimilate peste 400 tipuri dimensiuni de profile închise și deschise [3]. Programul de dezvoltare economico - socială a RSR prevede dezvoltarea cu prioritate a industriei metalurgice, în care profilele îndoit la rece vor avea o pondere mare.

1.2. AVANTAJE SI CONSIDERATII ECONOMICE

Utilizarea profilelor și panourilor îndoit la rece oferă mari avantaje economice din cauza reducerii consumului de metal, datorat distribuției mai raționale a materialului pe secțiunea

transversală și posibilității obținerii unui profil de orice formă, adaptat condițiilor și încărcărilor date. Principalele avantaje oferite de utilizarea profilelor formate la rece comparativ cu cele laminate la cald sînt :

- micșorarea consumului de metal cu 25 - 50 % ; reducerea cu peste 50 % posibilă teoretic nu satisface condiția unei soluții optime din cauza costului și dificultăților de execuție ale acesteia ;

- scurtarea duratei montajului cu pînă la 30 % la construcții de tip hală și de cca 50 - 60 % la structuri din rețele.

- Reducerea costului construcției, în general, cu cca 10 - 25 %

- posibilitatea de fabricare a unei game foarte variate de profile cu diferite forme și dimensiuni ceea ce permite la proiectare alegerea secțiunii celei mai favorabile.

Sînt cunoscute cca 400 tipuri de profile dintre care 300 sînt standardizate.

- realizarea unor elemente de construcții dintr-o singură bucată ceea ce elimină operațiile de sudare și nituire și realizează un aspect estetic plăcut.

- caracteristici de rezistență avantajoase în raport cu suprafața secțiunii, mai ales la profilele închise.




Construcțiile metalice ușoare deși reduc mult consumul de oțel nu sînt în aceeași proporție și mai ieftine din cauza manoperei ridicate, care poate fi micșorată trecînd la tipizarea și fabricarea de serie a profilelor.

În procesul de fabricație, profilele îndoite la rece se ecrusează, în special în zonele de colț, și ca urmare rezistențele mecanice cresc. Întrucît ecrusearea apare însăși în procesul de laminare la rece, nefiind necesare investiții suplimentare se pot obține economii suplimentare de oțel, în special dacă se asigură elementelor de construcție rigiditatea necesară. În acest fel construcțiile metalice ușoare, din profile cu pereți subțiri îndoite la rece devin deosebit de economice și completează avantajos gama de utilizări a oțelului în construcții fiind folosite în special în următoarele situații :

- construcții cu deschideri și încărcări mici sau mijlocii și la elemente secundare în construcții metalice importante;

- elemente cu secțiune de formă complexă, greu de obținut prin laminare la cald sau sudare ;

- elemente de construcții cu rol de rezistență și închidere cum ar fi invelitori, pereți, planșee ;
- elemente cu rol arhitectural ;
- elemente de construcții mixte în care profilele îndoitte conlucrează cu laminate la cald, beton, lemn, mase plastice ;
- construcții ușoare demontabile.

Realizarea unei construcții ușoare presupune nu numai utilizarea unor profile și table îndoitte la rece ci și o concepție arhitecturală, de rezistență și de execuție nouă, superioară. Astfel, deosebit de avantajoase apar grinzile cu zăbrele având tălpile realizate din profile îndoitte de tip  sau , iar paneele de acoperiș și scheletul pereților din profile Z  presupuse doar la încovoiere dreaptă după axa maximă de inerție.

Tablele cutate pot fi utilizate la realizarea pereților, planșeelor, invelitorilor și pot prelua importante forțe în planul lor cum ar fi acțiunea seismică, a vântului și pot servi drept cofraje pentru betonul proaspăt cu care vor conlucra ulterior. De asemenea pot avea rol fonoabsorbant, termoizolant și funcțional prin realizarea spațiilor necesare trecerii instalațiilor sanitare și electrice.

Extinderea folosirii profilelor îndoitte la rece poate avea ca efect micșorarea consumului de metal necesar confecționării construcțiilor metalice cu 18,2 % iar a manoperei cu 30 - 50 lei/t. Economia totală pe ansamblul construcțiilor de oțel este de cca 8 % putînd ajunge în construcții industriale ^{la} economii de 60 % la căpriori, 28 % la ferme, 25 % la stâlpi, iar în construcții social culturale pînă la 33 % la stâlpi pentru pereți [4]

Inlocuirea laminatelor la cald cu cele formate la rece la alcătuirea timplăriei metalice aduce economii de 40 %.

Prin generalizarea utilizării profilelor formate la rece în construcții se pot realiza cu certitudine economii la consumul de metal de 10 - 15 %.

1.3 OBIECTIVELE TEZEI DE DOCTORAT

Calculul profilelor metalice cu pereți subțiri îndoitte la rece se face după regulile generale ale mecanicii construcțiilor respectînd însă anumite particularități. Pe plan internațional, mai multe programe de cercetare efectuate de American Iron and Steel Institute (SUA), Centre Technique Industriel de la Construction Métallique (Franța) și Gesellschaft Markforschung

für Kaltprofile (RFG) au permis elaborarea unor norme de calcul și inventarierea principalelor probleme de cercetat.

Cele mai importante probleme ce trebuie studiate sînt sintetizate în tabelul 1.1 și sînt subîmpărțite în 5 teme :

Tema 1 cercetează dacă este sau nu oportun considerarea gîturii zonelor de colț indoite la calculul caracteristicilor de rezistență și a poziției centrului de tăiere. O rezolvare a problemei cu considerarea gîturii este dată în lucrarea [5] .

Tema 2 se referă la studiul rezistenței la compresiune a plăcilor plane cu influența dimensiunilor, numărului și poziției rigidizărilor, valorii și distribuției limitei de curgere pe secțiune.

Tema 3 urmărește studiul stabilității elementelor compri- mate în funcție de forma și zveltețea elementului precum și de distribuția și valoarea limitei de curgere.

Tema 4 abordează proprietățile metalurgice ale profilelor indoite referitoare la parametrii ce influențează ecruisarea și valorificarea ei.

Tema 5 studiază protecția anticorozivă în funcție de me - diul de coroziune și posibilitățile de întreținere.

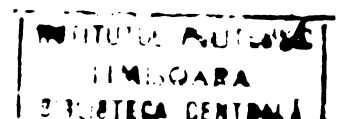
Avînd în vedere unele progrese deja obținute în țara noastră și existența unui normativ de calcul [6] prezenta teză de doctorat își propune următoarele :

1) Studiul caracteristicilor mecanice ale profilelor meta- lice laminate la rece ținîndu-se seama de efectul favorabil al ecruisării în funcție de factorii care influențează fenomenul și propunerea unor rezistențe sporite pentru calculul de rezistență.

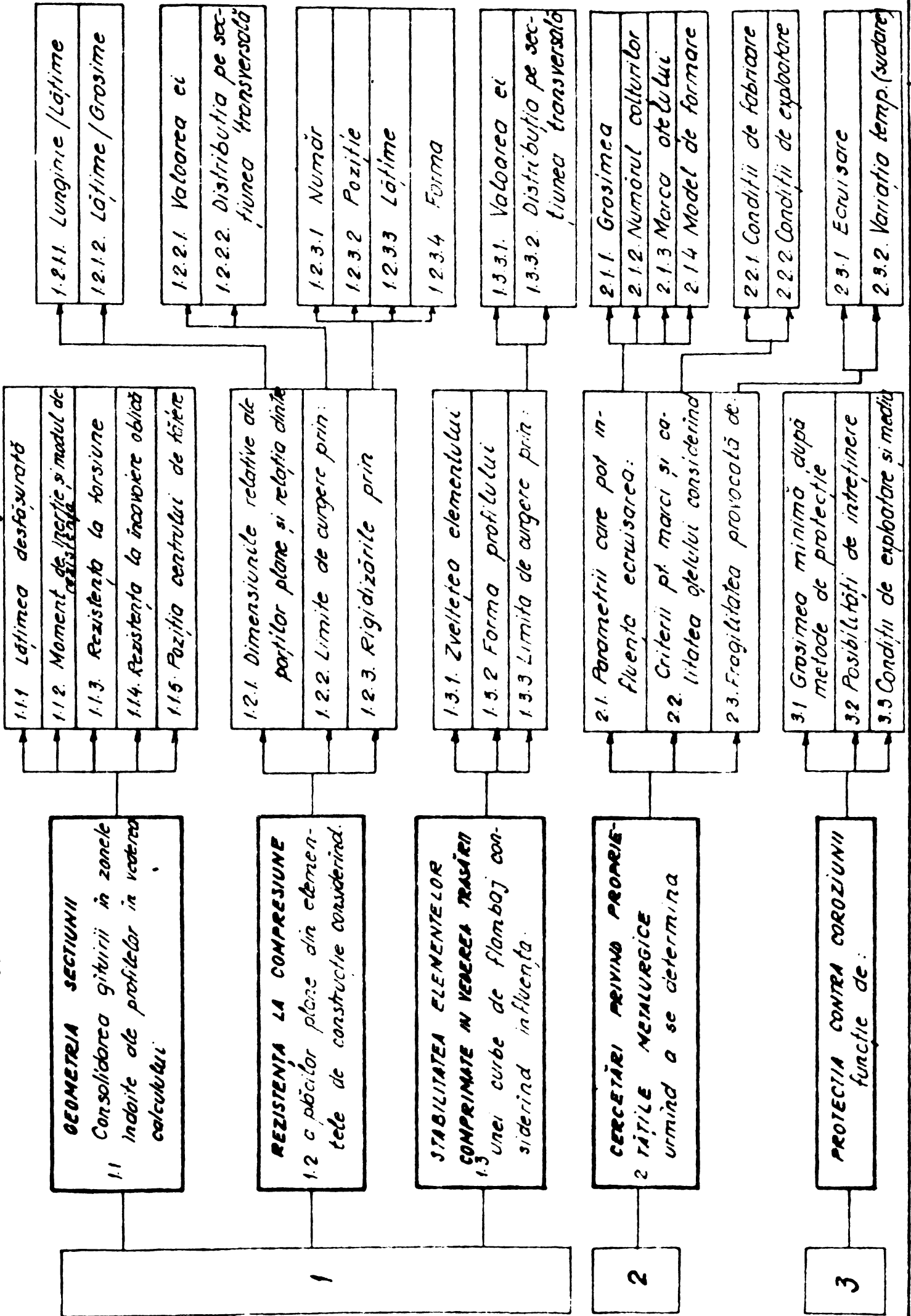
2) Influența ecruisării asupra rezistențelor critice de pierdere a stabilității și calculul unor noi coeficienți de flambaj.

3) Propuneri în vederea introducerii rezultatelor cerce- țării în normele de calcul și proiectare al elementelor de con - structii, din profile metalice indoite la rece care să țină seama de fenomenul de ecruisare și să prezinte un grad ridicat de economicitate.

Tematica abordată în cadrul tezei de doctorat reprezintă prin caracterul ei o noutate pe plan național și este înscrisă în planurile de cercetare a numeroaselor institute străine de mare prestigiu internațional ca de exemplu Agenția Aerospațială a SUA (NASA), care a efectuat studii numeroase în special în privința ecruisării aliajelor de aluminiu.



CERCETARI PRIVIND PROFILELE DIN OTEL INDOITE LA RECE



CAPITOLUL II - COMPORTAREA PROFILELOR METALICE ECRUISATE INDOITE LA RECE

2.1. APTITUDINEA DE FORMARE LA RECE

Se întâlnesc mai multe procedee de fabricare a profilelor metalice cu pereți subțiri îndoite la rece :

a) Prese de îndoit Abkant se folosesc pentru realizarea profilelor mici de formă simplă, produse în serie mică. Îndoirea se face prin presarea tablei în matrițe simple sau multiple. Deși utilajele necesare sînt ieftine, ușor de procurat, deoarece se fabrică și în țară, procedeul prezintă dezavantaje legate de productivitatea redusă, discontinuă, grad de mecanizare redus, lungimi de profile limitate la lungimea preseii și nu se pot obține profilele închise.

b) Bancul de întindere cu role se utilizează pentru tragerea tablei de oțel prin una sau mai multe perechi de role neacționate, montate într-un cadru metalic. Pentru obținerea unor profile simple, tabla este trecută de mai multe ori prin aceeași pereche de role care se apropie progresiv. Procedeul prezintă inconvenientul unei productivități slabe cu volum de muncă mare iar pierderile de metal sînt mari datorită tăierii capetelor profilului.

c) Mașini de profilare cu role care se folosesc în producția modernă. Banda de oțel trece printr-o pereche de role acționate iar profilarea se face progresiv de la o pereche de role la alta. Mașina de profilare se compune dintr-un număr de caje montate una după alta iar în fiecare cajă se află cîte o pereche de role. Numărul cajelor poate fi de la 6 la 20, iar cilindrii de profilare sînt formați din mai mulți segmenti cuplați pe același ax, existînd astfel posibilitatea schimbării rapide pe cajă. Avantajele metodei sînt multiple : productivitate foarte mare de 70 tone/oră la o viteză de laminare de 30 m/s, varietatea mare de profile ce se pot obține, precizie mare a dimensiunilor, profile de lungime dorită și posibilitatea efectuării în flux a diverselor operații auxiliare. Utilizarea mașinilor de profilare este indicată la producția continuă de serie mare întrucît trebuie amortizate cheltuieli de investiții mai mari.

Elementele de rezistență trebuie confecționată din tablă de grosimi mai mare de 1,5 mm deoarece în caz contrar apar numeroase fenomene de pierdere stabilității, devine dificilă sudarea și există pericol mare de coroziune.

Produsele laminării la rece sînt panouri profilate, profile deschise și închise din benzi de oțel laminate la rece sau la cald din mărcile de oțel OL 34, OL 37, OL 44, ORC 37 și OL 52 și care trebuie să aibă obligatoriu alungirea relativă minimă la rupere de $\delta_5\% = 20\%$.

Benzile de oțel utilizate trebuie să nu prezinte sensibilitate la rupere fragilă, fapt pentru care se indică utilizarea următoarelor metode tehnologice de determinare a aptitudinii de profilare: încercarea de îndoire la rece cu o rază egală cu grosimea elementului $r = g$ în cazul oțelului moale și de $r = 1,5 g$ la oțelul superior, urmată de o desdoire după un tratament termic de

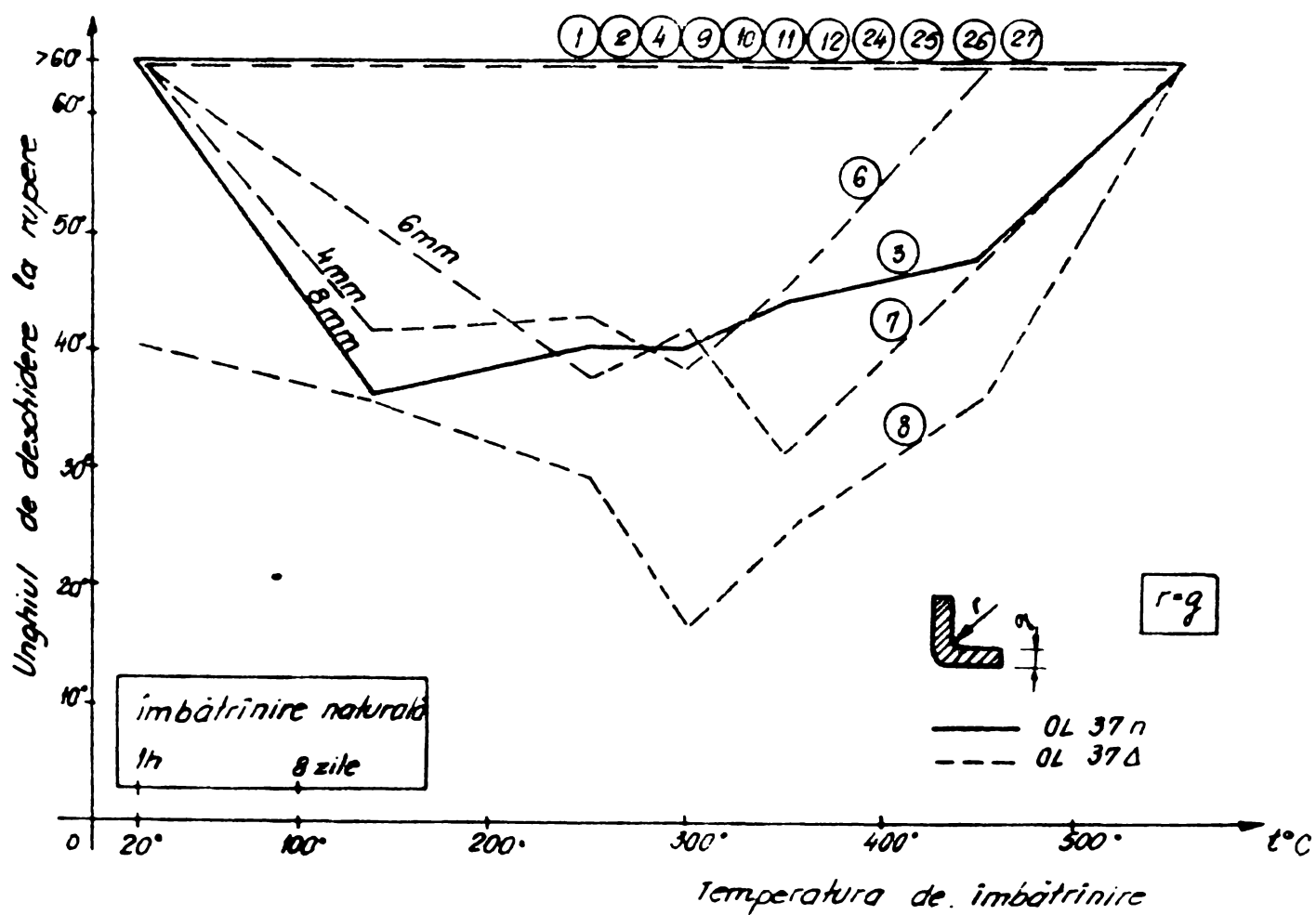


Fig.2.1.

încălzire la 300 °C timp de 1 h. În timpul încercării de îndoire se urmărește apariția fisurii pe partea exterioară întinsă, iar la depliere se măsoară unghiul de apariție a fisurii. Numeroase studii [7], [8] efectuate au arătat variația unghiului de desdoire la rupere în funcție de temperatura de îmbătrânire, marca oțelului și grosimea tablei.

După cum arată fig.2.1 și 2.2 , pentru oțelurile din mărcile indicate în tab.2.1, se pot trage următoarele concluzii :

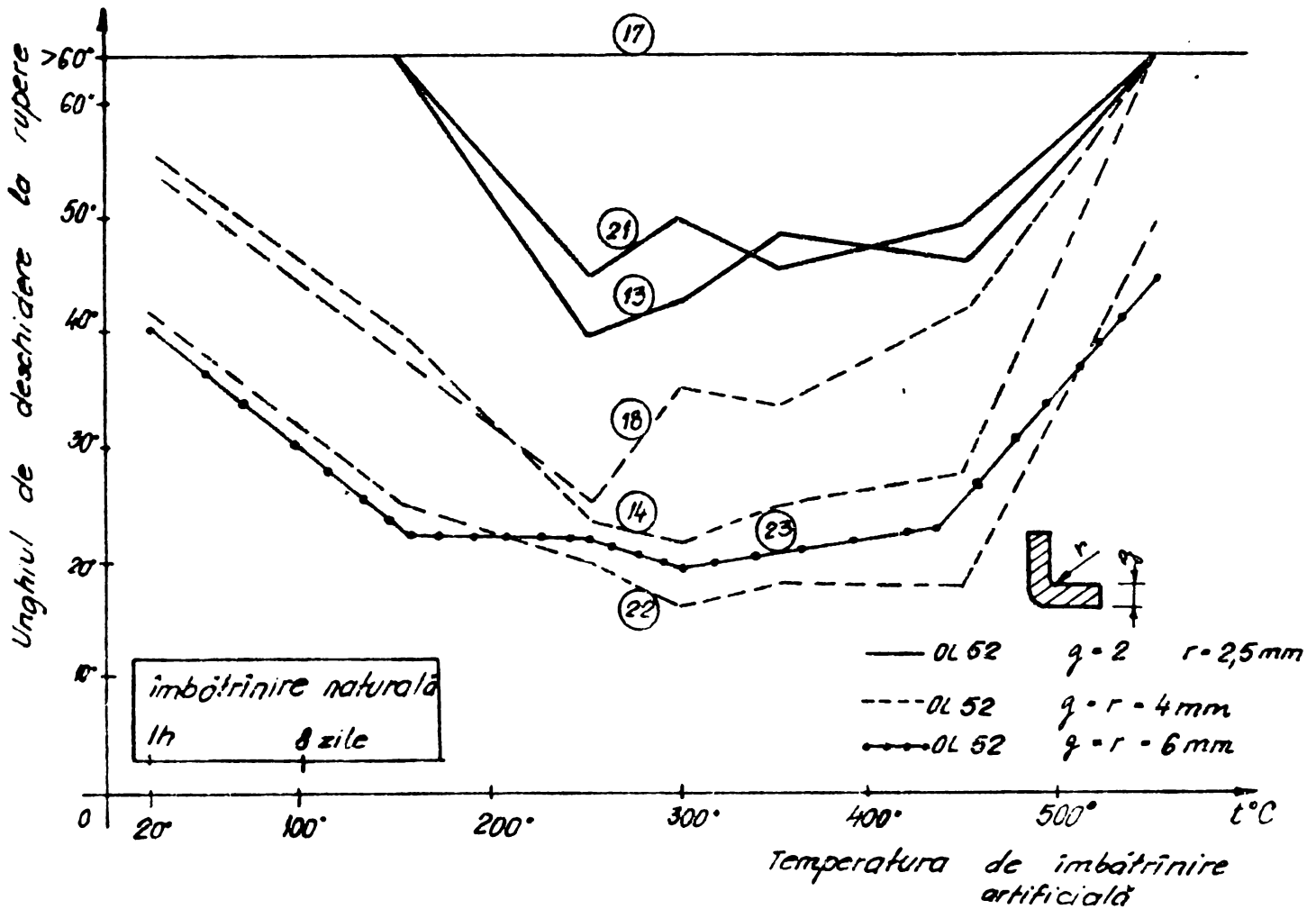


Fig.2.2

- Indoirea tablelor pînă la 8 mm pentru oțelurile utilizate în construcții se face fără dificultate

- Unghiul de deschidere la rupere scade odată cu creșterea grosimii tablei și are o valoare minimă în jurul temperaturii de îmbătrânire artificială de 250 - 300 °C

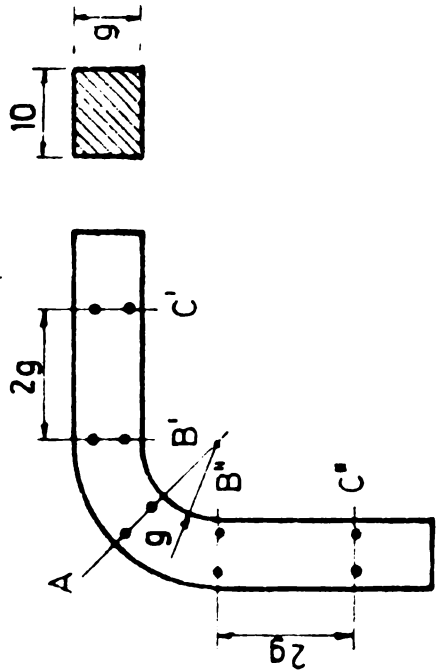
- Duritatea Rockwell este maximă în zonele de colț, cu valori minime în fibra mijlocie, și crește proporțional cu grosimea peretelui. (fig. 2.3)

- Variația durității este mai pronunțată și localizată la profilele obținute cu presa Abkant față de cele obținute prin laminarea la rece, fig 2.4. Din studii experimentale s-a constatat că sudura realizată la 25 mm distanță față de colț nu are o influență sesizabilă asupra colțului iar aceea executată la 15 mm de colț are efect asemănător cu o îmbătrânire artificială timp de 1 oră la 300 °C.

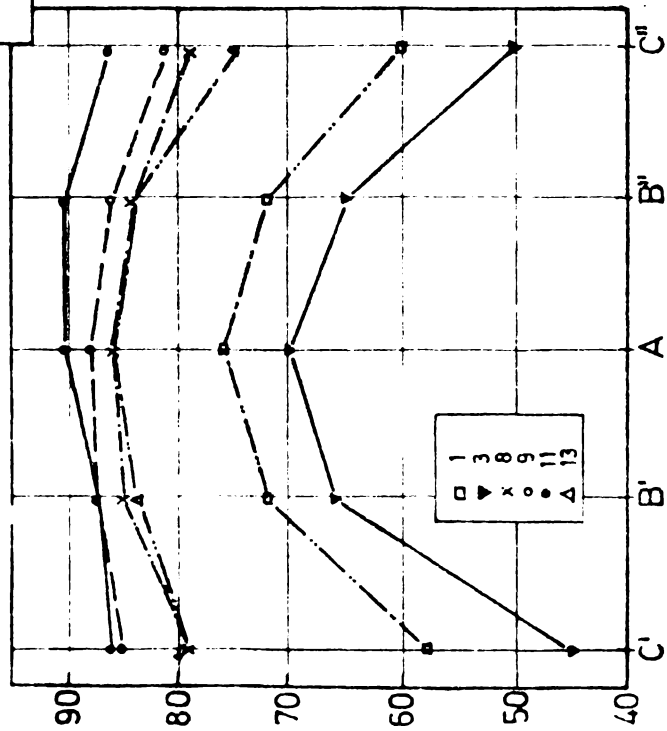
MĂRCILE DE OTEL UTILIZATE LA STUDIUL
APTITUDINII DE PROFILE Tab. 2.1.

Nr. crt.	Calitatea oțelului	Grad deoxidare	Grosime peretelui mm	Obs:
1	OL 37	nealmat	2	
2	OL 37	nealmat	4	
3	OL 37	nealmat	6	
4	OL 37	nealmat	8	
5	OL 37s	semicalmat	2	
6	OL 37s	semicalmat	4	
7	OL 37s	semicalmat	6	
8	OL 37s	semicalmat	8	
9	OL 37	nealmat	2	
10	OL 37	nealmat	4	
11	OL 37	nealmat	6	
12	OL 37	nealmat	8	
13	OL 52K	almat Al	2	conține Cu
14	OL 52K	almat Al	4	conține Cu
15	OL 52K	almat Al	6	conține Cu
16	OL 52K	almat Al	8,5	
17	OL 52K + Nb	almat Al	2	conține Nb + Cu
18	OL 52K + Nb	almat Al	4	conține Nb
19	OL 52K + Nb	almat Al	6	conține Nb
20	OL 52K + Nb	almat Al	8	conține Nb
21	OL 52s + Nb	semicalmat	2,25	conține Nb
22	OL 52s + Nb	semicalmat	4	conține Nb + Cu
23	OL 52s + Nb	semicalmat	6	conține Nb + Cu
24	OL 37	nealmat	2,5	
25	OL 37	nealmat	2,5	
26	OL 37	nealmat	4,5	
27	OL 37	nealmat	4,5	

Nr. crt.	Marca	Grad deoxidare	Grosime mm	Obs.
1	OL 37	s	4	
2	OL 37	s	8	
3	OL 37	n	4	
4	OL 37	n	8	
5	OL 37	s	3	
6	OL 37	k	6	
7	OL 37	k	8	
8	OL 52	k-Al	4	Contine Cu
9	OL 52	k-Al	4	Contine Nb
10	OL 52	k-Al	8	Contine Nb
11	OL 52	s	4	Contine Al+ Nb
12	OL 52	s	8	Contine Al+ Nb
13	OL 52	k	4	Contine Cu
14	OL 52	k	5	



Presă Abkant



Laminare la rece

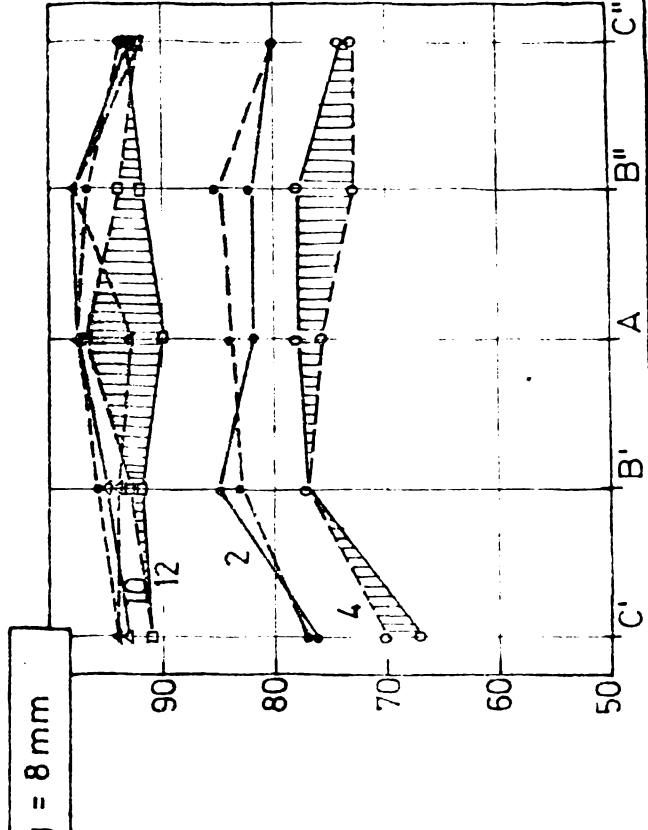
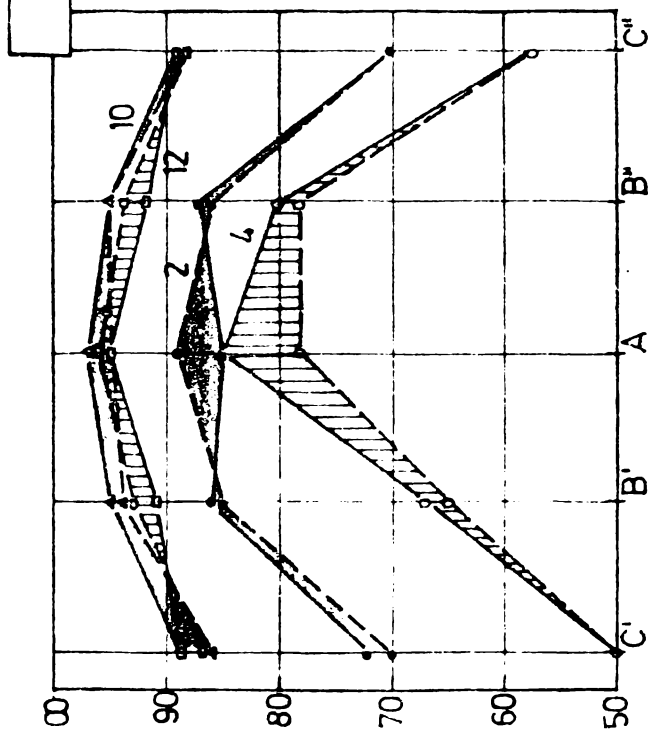
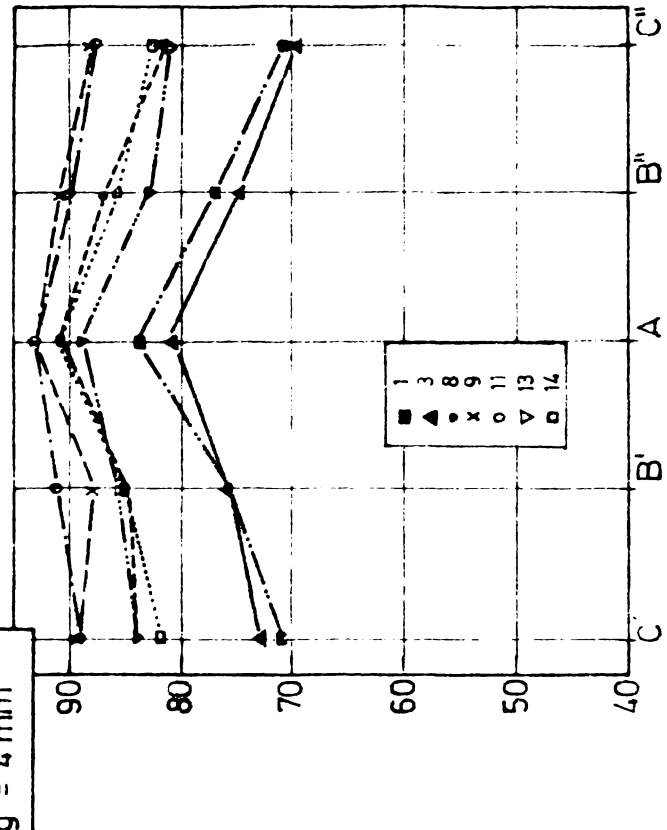
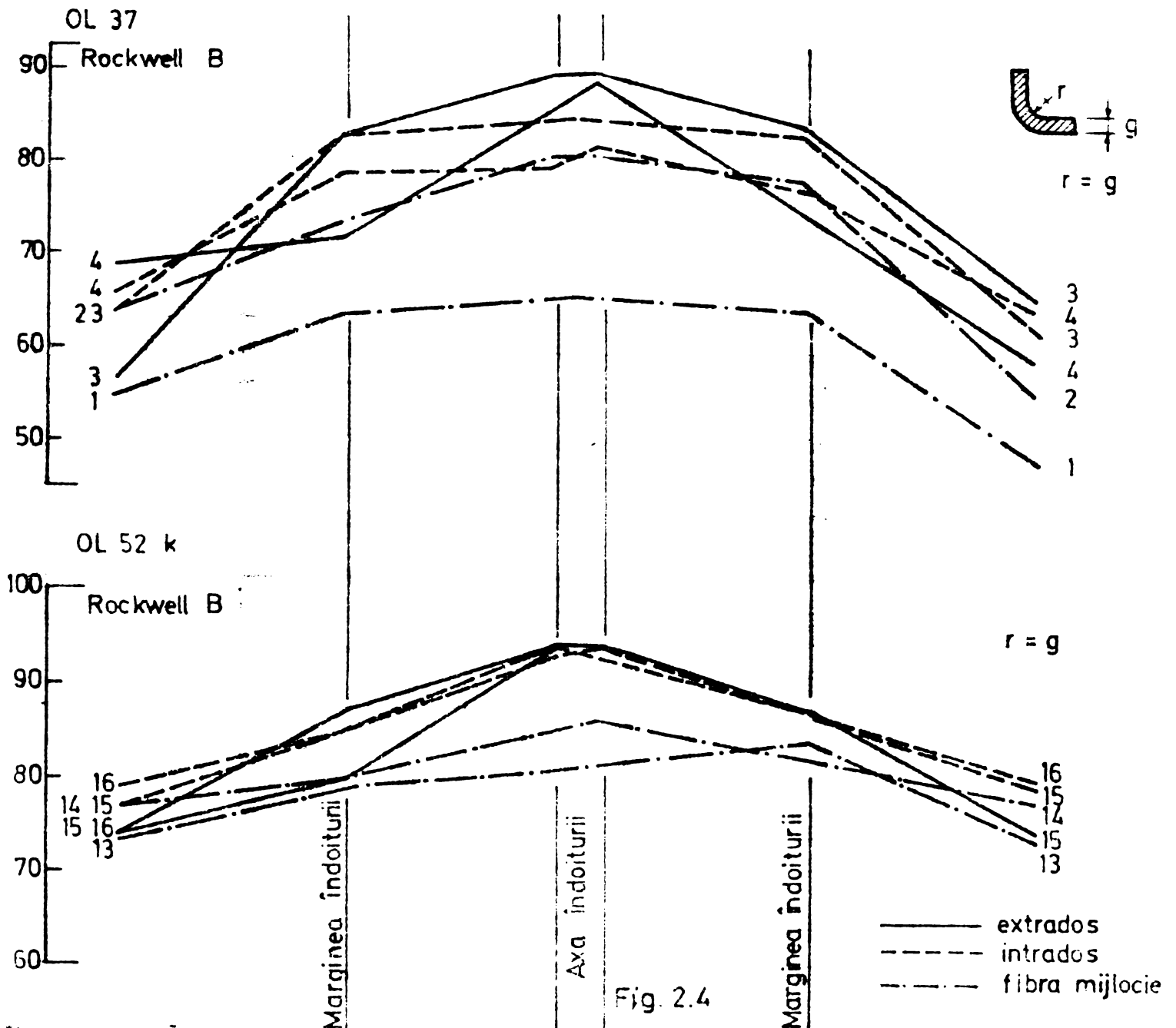


Fig. 23.



2.2 ECRUISAREA, MIJLOC DE ECONOMISIRE AL METALULUI

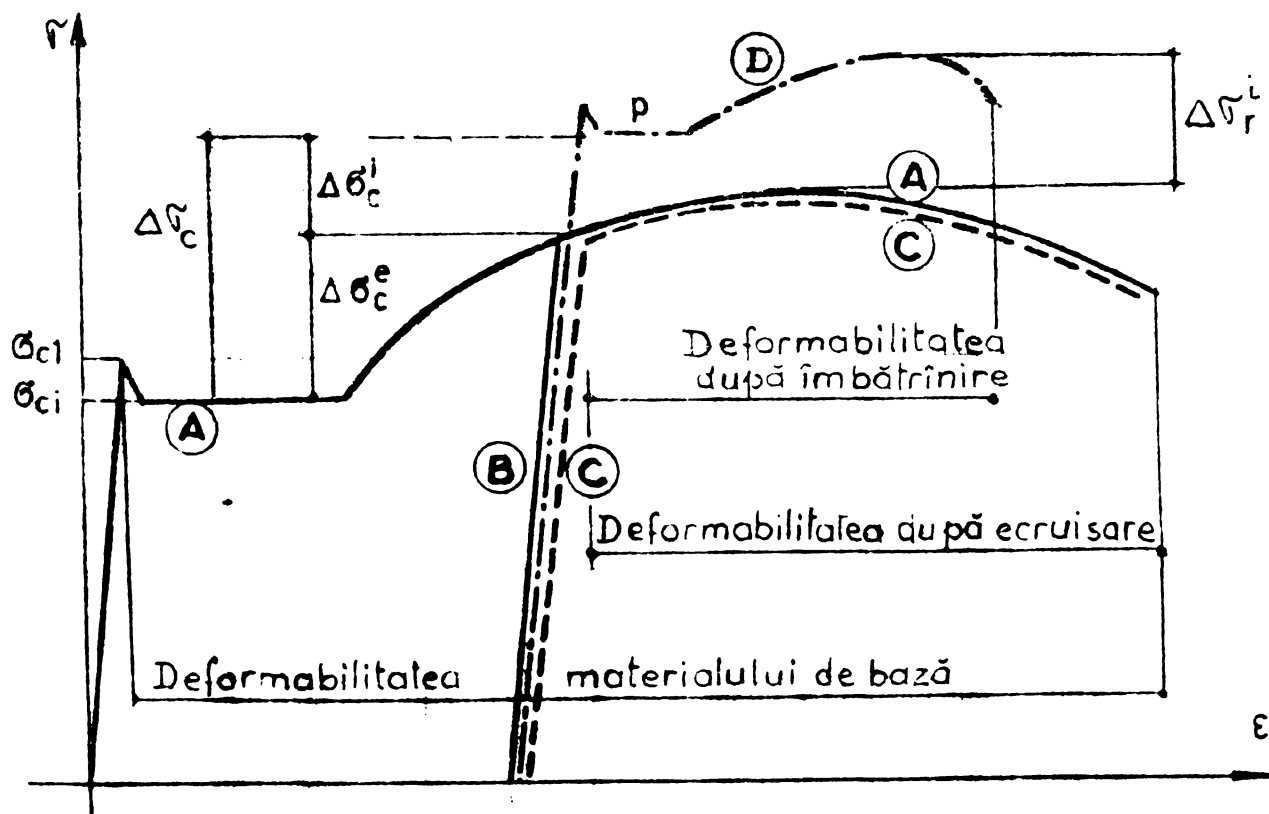
Reducerea consumului de metal se poate obține acționând asupra a trei factori : metode adecvate de calcul, rezistențe de calcul diferențiate și îmbunătățirea caracteristicilor fizico - mecanice. În cazul oțelului, îmbunătățirea caracteristicilor fizico - mecanice se realizează pe următoarele căi : mărirea conținutului de carbon, adăugarea elementelor de aliere, tratamente termice și de formare plastică la rece. Un oțel cu conținut ridicat de carbon se sudează dificil și este neindicat să se folosească în construcții, iar utilizarea elementelor de aliere, ridică prețul de cost și trebuie folosit la structuri puternic solicitate.

Tratamentele termice sînt eficiente la oțelurile superioare și se folosesc mai ales în construcții de mașini, deși s-a utilizat oțelul Thomas călit în apă (WGT) [9] cu rezultate bune în construcții metalice sudate.

Prin deformare plastică, la temperatura mediului ambiant, proces ce are loc la îndoirea tablei în vederea obținerii profilelor metalice cu pereți subțiri formate la rece, oțelul se ecruisează iar proprietățile fizico - mecanice se schimbă.

Astfel, se măresc limitele de elasticitate σ_e , de curgere σ_c , de rupere σ_r , rezistența la oboseală și duritatea, rămâne aproximativ neschimbat modulul de elasticitate E și scad alungirea specifică δ , gîtuirea Z , reziliența, rezistența la coroziune și greutatea specifică. Se schimbă proprietățile electrice și magnetice ale oțelului.

- (A) Curba σ - ϵ a materialului de bază
- (B) Descărcarea din zona de întărire
- (C) Reîncărcare imediată
- (D) Reîncărcare după îmbătrînire



$\Delta\sigma_c$ - Variația lui σ_c datorită ecruisării și îmbătrînirii.

Fig.2.5

Se consideră curba caracteristică la tracțiune a unui oțel moale (fig.2.5) care se descarcă și reîncarcă. Descărcarea din zona de întărire se face elastic, iar o reîncărcare imediată se produce după curba e tot elastic, încît limita de curgere se ridică cu valoare $\Delta\sigma_c$, palierul de curgere dispare iar deformabilitatea materialului scade.

Dacă reîncărcarea se face după un timp, astfel încît să aibă loc îmbătrînirea oțelului, se constată o creștere mai accentuată a limitei de curgere σ_c^i , reapare un palier de curgere p mai mic, simultan cu scădere mai accentuată, a deformabilității. Modificarea creșterii caracteristicilor mecanice ale oțelului depinde de mărimea ecruisării, direcția de încărcare și marca oțelului. Trebuie avut în vedere efectul Bauschinger care se manifestă prin creșterea limitei de elasticitate și a celei de curgere la o reîncărcare în aceeași direcție cu deformația plastică a unei epruvete (tracțiune după alungire) și printr-o descreștere a acestor caracteristici la reîncărcarea în direcția opusă (compresiune după alungire)

Fenomene similare se observă și cînd deformația plastică inițială este de compresiune sau răsucire.

Efectul Bauschinger se manifestă la oțelurile aliate imediat după deformarea plastică, în timp ce după îmbătrînire, limita de curgere crește atît la compresiune cît și la întindere. După rezultatele unor investigații experimentale [9] în primele 4 ore la temperatura mediului ambiant, limita de curgere la compresiune este mult sub limita de curgere la întindere a materialului necruisat. După cca. o săptămînă ambele limite cresc încît σ_c la compresiune întrece pe σ_c la întindere a materialului necruisat, iar în timp creșterea se mărește.

În cazul unei epruvete comprimate perpendicular pe direcția după care s-a produs ecruisarea prin alungire plastică, se constată efectul Bauschinger invers cu acțiune în direcția transversală alungirii și constă în creșterea mai mare a limitei de curgere σ_c la compresiune decît la întindere.

Așadar dacă se ecruissează o tablă prin alungire după o direcție, materialul ecruisat va avea după această direcție limita de curgere la întindere mai mare și cea de compresiune mai mică decît a materialului în stare inițială; după direcția perpendiculară pe cea a deformării plastice, materialul ecruisat va avea o rezistență de curgere la compresiune mai mare și una la întindere mai mică decît a materialului necruisat iar după îmbătrînire, în ambele cazuri, limita de curgere vor crește atît la întindere cît și la compresiune. Astfel, la o deformație de întindere, σ_c crește la tracțiune cu 40 - 90 %, iar la compresiune cu numai 0-45 %. La o încărcare perpendiculară pe direcția ecruisării s-au găsit efecte contrare, adică σ_c a crescut mai mult la compresiune decît la tracțiune [10]. Efectul Bauschinger este important pentru deformații plastice mici, dar se atenuază la deformații plastice mari [11].

În cazul oțelului moale utilizat în construcții din mărcile OL 34 și OL 37 efectul Bauschinger nu este sesizabil, iar limita de curgere poate fi considerată aceeași la tracțiune și compresiune. În cazul oțelurilor de mărci superioare însă de ex. OL 70, la un grad de ecruisare de 27 % obținut prin întindere, limita de curgere σ_c crește cu 22 %, iar la compresiune scade cu 31 % [9], [12], [13].

Prin creșterea gradului de ecruisare limitele de curgere σ_c și de rupere σ_r se pot dubla, iar alungirea la rupere δ_r scade foarte mult (fig.2.6), ceea ce mărește pericolul unei

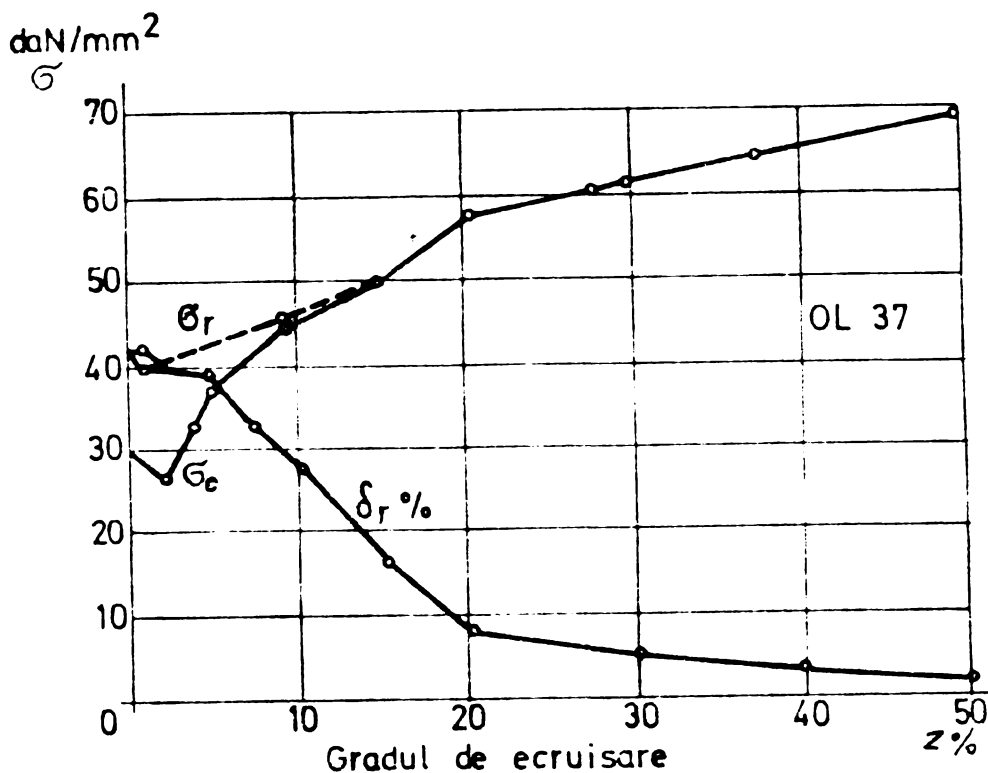


Fig.2.6

$\delta_5 \% > 20 \%$ [14], [15], [16].

Rezistența la oboseală crește proporțional cu gradul de ecruisare. Din încercările la oboseală efectuate de Sander și Hempel [17] pe epruvete cu concentratori de eforturi din oțel Thomas OL 37, ecruisate prin întindere și îmbătrânite artificial, a rezultat o creștere de până la 30 % a rezistenței de oboseală, în cazul ciclurilor alternant simetrice și pulsatorii, adică cu cca $2 \cdot 10^6$ cicluri mai mult decât la oțelul obișnuit (fig.2.7), (fig.2.8).

Rezistența la oboseală la oțelul laminat crește procentual mai puțin decât limita de curgere σ_c sau rupere σ_r și depinde de natura deformării plastice, marca oțelului și gradul de ecruisare.

ruperi fragile a elementului de construcție. Din această cauză, gradul de ecruisare nu depășește de obicei 8 - 10 %, astfel încât alungirea la rupere să rămână între 10 - 20 % [13], deși unele norme prevăd condiții severe referitoare la alungirea la rupere și anume

379111
299 F

Deformarea plastică este statică dacă viteza de deformare este pînă la $V = 0,005 \%$ și dinamică dacă ea întrece această valoare, putînd ajunge la $20,000 \%$ [18].

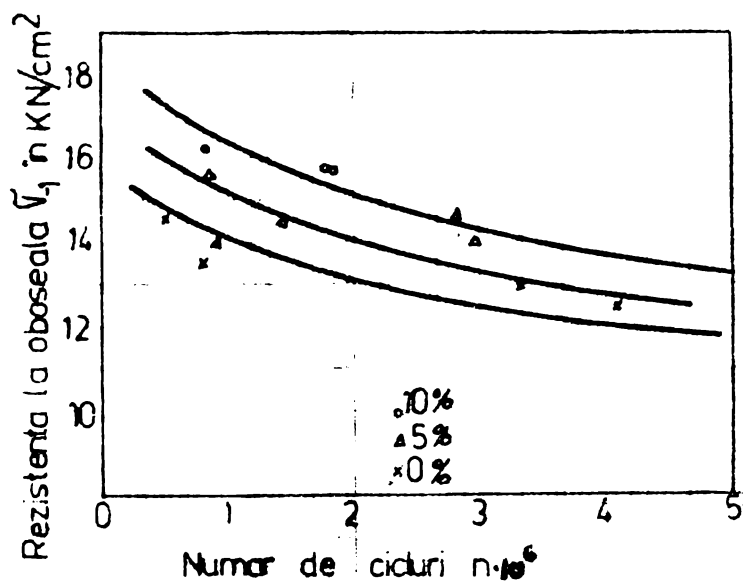


Fig.2.7

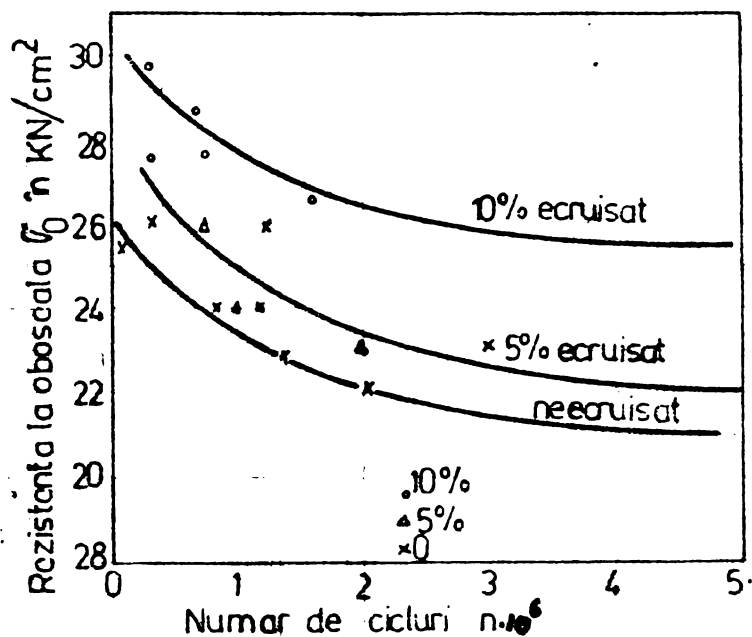


Fig.2.8

În construcții, ecruișarea este valorificată la oțelul torsionat la rece TOR, în construcții metalice suspendate și constituie principalul mijloc de îmbunătățire a rezistențelor mecanice în cazul aliajelor de aluminiu, insensibile la tratamente termice, cum sînt cele de tip Al - Mg și Al - Mn. [19]. Încă din 1950, prof. K. Klöppel a valorificat ecruișarea la pane de acoperiș, admițînd rezistențe admisibile $\sigma_a = 2000 \text{ daN/cm}^2$ la oțelul OL 37 [20].

Mărimea ecruișării unui oțel depinde de mai mulți factori și anume: gradul de ecruișare, compoziția chimică, metoda de elaborare a oțelului, gradul de îmbătrînire și temperatura de îndoire.

Gradul de ecruișare Z se definește în general cu ajutorul ariei inițiale și finale A_0 și A , precum și prin lungimea inițială și finală l_0 și l [21] astfel:

$$Z \% = \frac{A_0 - A}{A} \cdot 100 \quad (2.1)$$

$$Z \% = \ln \frac{l_0}{l} = \ln (1 + \epsilon) \quad (2.2)$$

După studiile efectuate de Niebsch și Brockhaus [22],

ecruisarea oțelului Thomas este mai mare decât a oțelului Siemens Martin, iar σ_c și σ_r pot atinge valori egale la un grad de ecruisare de 20 %. În figura 2.9 se arată influența conținutului de

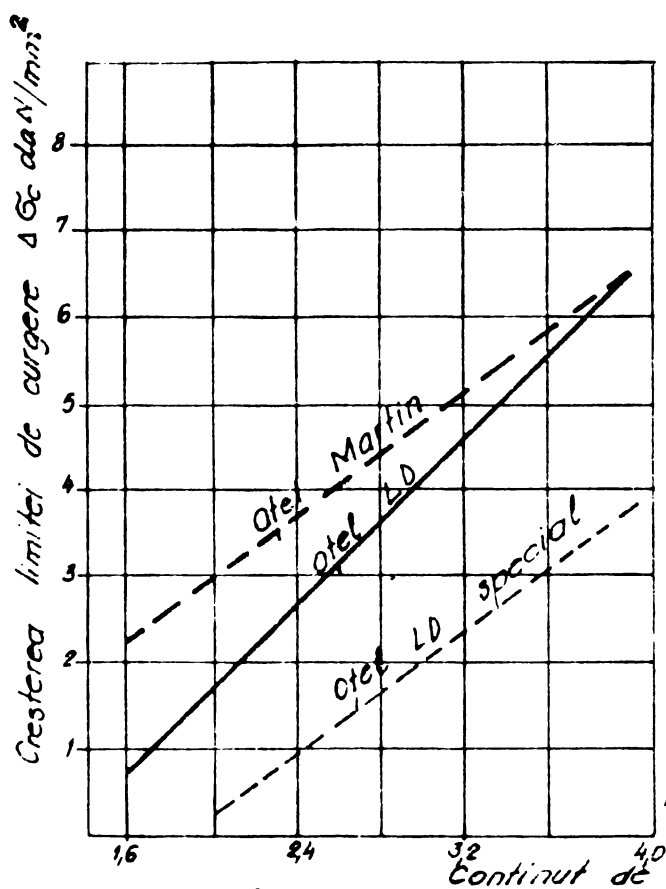


Fig. 2.9

azot asupra creșterii limitei de curgere la oțelurile ecruisate elaborate prin diverse procedee.

2.3. IMBĂTRINIREA OTELURILOR ECRUISATE

În timp, din cauza fenomenului de îmbătrânire caracteristicile fizico - mecanice ale oțelurilor ecruisate se modifică, rezistențele cresc iar tenacitatea scade. Limita de curgere σ_c atinge valoarea maximă după 15 zile, iar cea de rupere σ_r după 2 luni. În urma îmbătrânirii, oțelul își accentuează proprietățile dobândite prin

ecruisare.

Pe baza a numeroase studii metalurgice [23] factorii care, influențează îmbătrânirea după ecruisare sînt :

- gradul de ecruisare
- compoziția chimică a materialului benzii și în special conținutul de C, Mn, Ni, P, Si (fig. 2.10)
- metoda de elaborare a oțelului în corelație cu ciclul termic de transformare γ - α și nitrurigen.
- temperatura de îmbătrînire

Deosebit de sensibile la îmbătrînire sînt oțelurile de convertizor Thomas, cu conținut de 0,015 - 0,012 % azot și în general oțelurile necalmate.

Curba caracteristică a oțelului moale necruisat prezintă un palier de curgere cu deformații de la 2 - 4 % în timp ce la oțelul ecruisat el dispare [21]. Prin îmbătrînire după un anumit

timp ,palierul de curgere reapare cu lungimi între 1 - 3 % , dar numai în cazuri cu totul excepționale,cînd temperatura este mai mare de 150°C.

Diferența de îmbătrînire de la un oțel la altul se traduce prin diferențe în cinetica de reapariție a palierului,ceea ce înseamnă că pentru un timp și temperatură de îmbătrînire dată,lungimea palierului și deformabilitatea diferă.

Îmbătrînirea naturală la temperatura mediului ambiant se poate echivala cu o îmbătrînire artificială pe baza creșterii similare a limitei de curgere, de rupere și a alungirii și este dată de formula lui Hundy [24] .

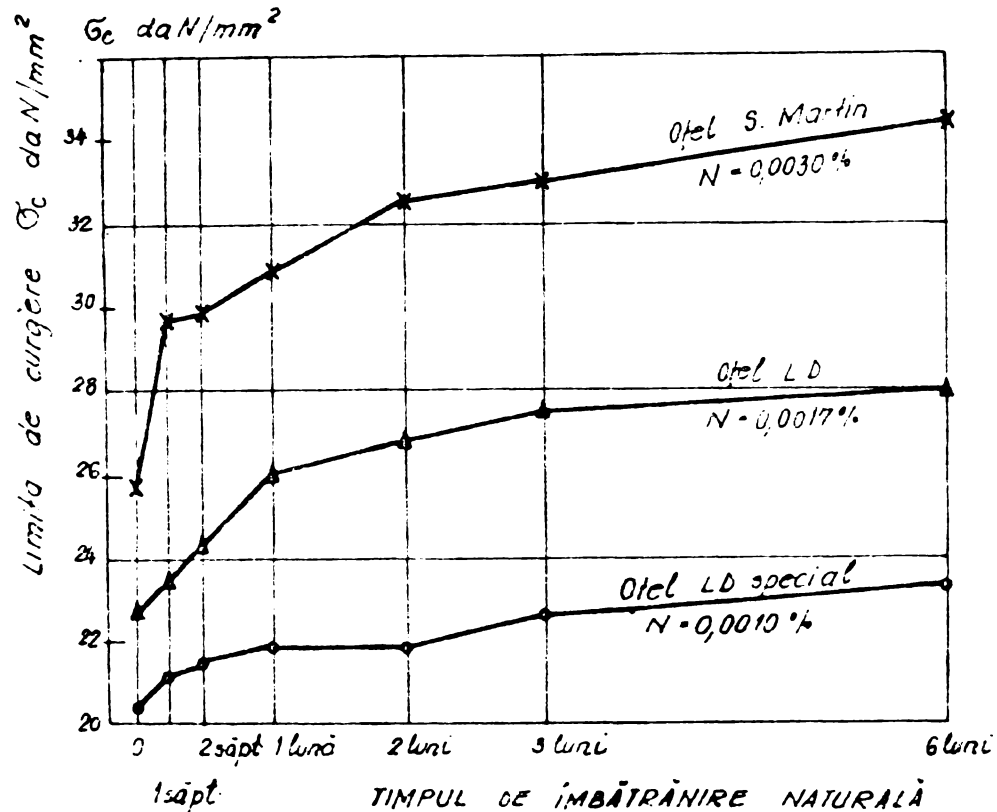


Fig.2.10

$$\lg \frac{t_r}{t} = 4400 \left[\frac{1}{T_r} - \frac{1}{T} \right] - \lg \frac{T}{T_r} \quad (2.3)$$

unde :

t_r - timpul de îmbătrînire la temperatura T_r

t - timpul de îmbătrînire la temperatura T

T, T_r - temperaturi absolute în grade Kelvin

Echivalența dintre timpul și temperatura de îmbătrînire pentru limita de curgere [24] este dată în fig.2.11, iar variația limitei de curgere în funcție de timpul de îmbătrînire este redată în fig.2.12

Lungimea palierului de curgere p fiind dependentă de îmbătrînire, se poate exprima pe baza formulei lui Jaoul [25]

$$p = \alpha - \beta / \sigma_c$$

unde ;

α, β - constante

β - exprimă capacitatea de ecrusare a oțelului

Pentru oțelul moale, avem în particular :

$$p = 0,2 - 5,5 / \sigma_e$$

(2.4.a)

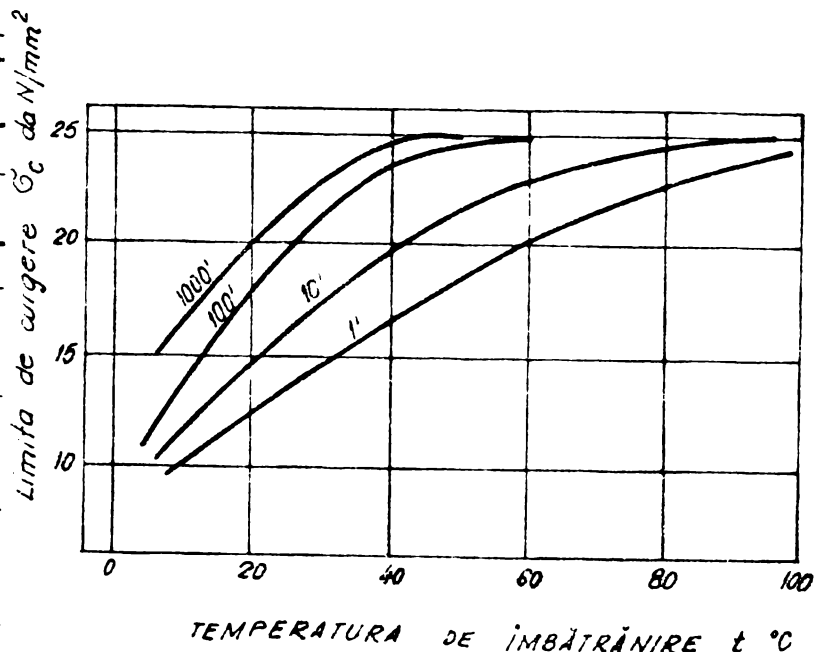
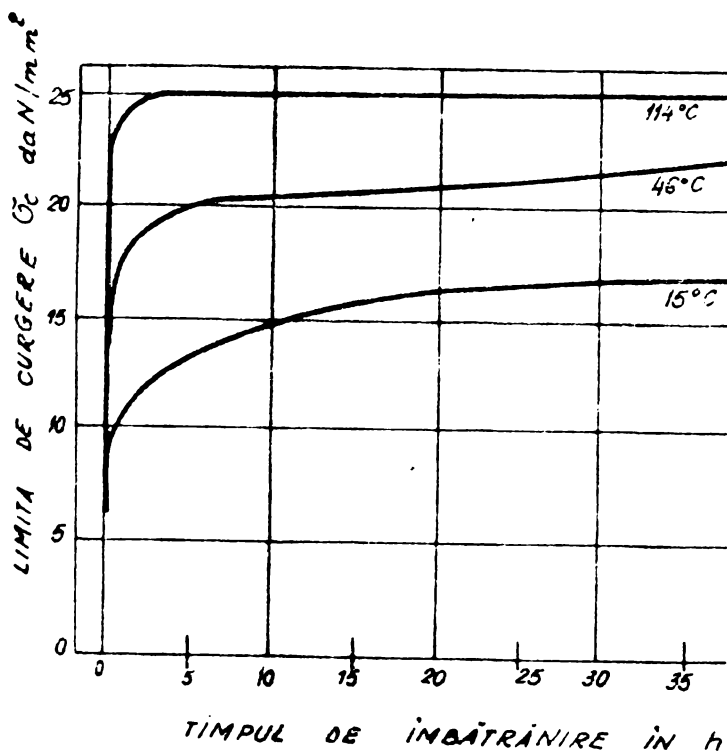


Fig. 2.12

Fig. 2.11

Autorul japonez Shuto [26] propune expresia :

$$p = n (\sigma_c / \sigma_r)^{1/2} + \frac{z}{2} (\sigma_e / \sigma_r)^{2/2} \quad (2.5)$$

În cazul particular al profilelor metalice cu pereți subțiri formate la rece, îmbătrânirea naturală se manifestă puternic în primele 2 luni de la fabricație și poate fi înlocuită printr-o îmbătrânire artificială obținută prin încălzire la 250°C timp de 2,5 ore. Unele procese de prelucrare industrială, cum ar fi sudarea sau zincarea pot fi asimilate cu o îmbătrânire artificială. În figura 2.13 se prezintă variația raportului limitei de curgere la oțelul ecrusat σ_{cz} și necrusat σ_e pentru diverse grade de ecrusare z funcție de timpul de îmbătrânire natural " t " iar în fig. 2.14 se prezintă variația raportelor limitelor de curgere și rupere ecrusate σ_c , σ_{rz} și necrusate σ_e și σ_r în starea de îmbătrânire artificială și neîmbătrânite.

Existența palierului de curgere și lungimea lui depind de mărimea limitei de curgere, mărimea grăunțelului cristalin, gradul

de ecruisare și conținutul de elemente interstițiale [27], [28] [29], [30].

Fenomenul de îmbătrânire la oțelul ecruisat se caracterizează prin modificarea proprietăților fizico - mecanice și se poate prezenta sub formă de îmbătrânire termică sau mecanică.

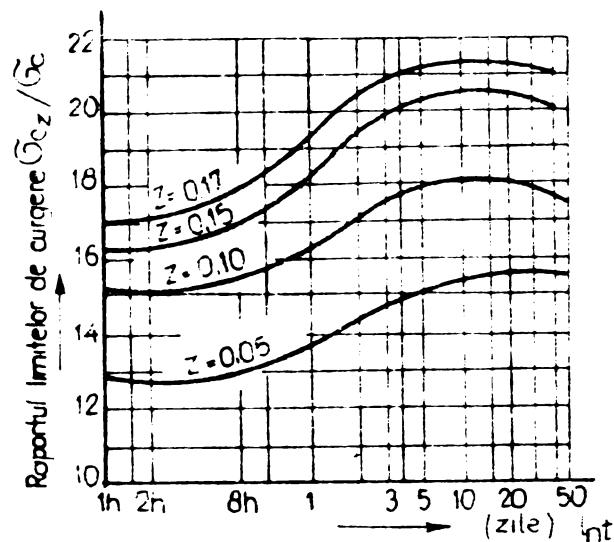


Fig.2.13

Imbătrânirea termică se datorește precipitării din ferite a unor compuși ai fierului cu carbonul și azotul formând cementită și nituri.

Solubilitatea maximă în ferită, la temperatura ambiantă este de 0,006 % pentru carbon și 0,001 % pentru azot, dar la temperaturi ridicate solubilitatea crește. Deoarece conținutul acestor două elemente în oțeluri carbon depășește solubilitatea lor la temperatura ambiantă, excesul se va precipita sub formă de cementită și nitrură de fier, care provoacă fenomenul de îmbătrânire.

În acest fel crește forța necesară pentru o deformație ulterioară, ceea ce microscopic se traduce printr-o întărire a materialului [31].

Carbonul în procent de 0,05 % sau 0,4 % provoacă îmbătrânirea termică cea mai pronunțată.

Imbătrânirea mecanică este influențată în special de azot. La oțelurile elaborate în cuptoare Siemens - Martin conținutul de N este de 0,003 - 0,006 % pe când la cele elaborate în convertizoare Bessemer sau Thomas poate atinge 0,015 - 0,020 % îmbătrânirea acestora fiind mai accentuată. Independent de metoda de elaborare a oțelului, oțelurile necaldate au o tendință mai accentuată de îmbătrânire. Pentru micșorarea sensibilității

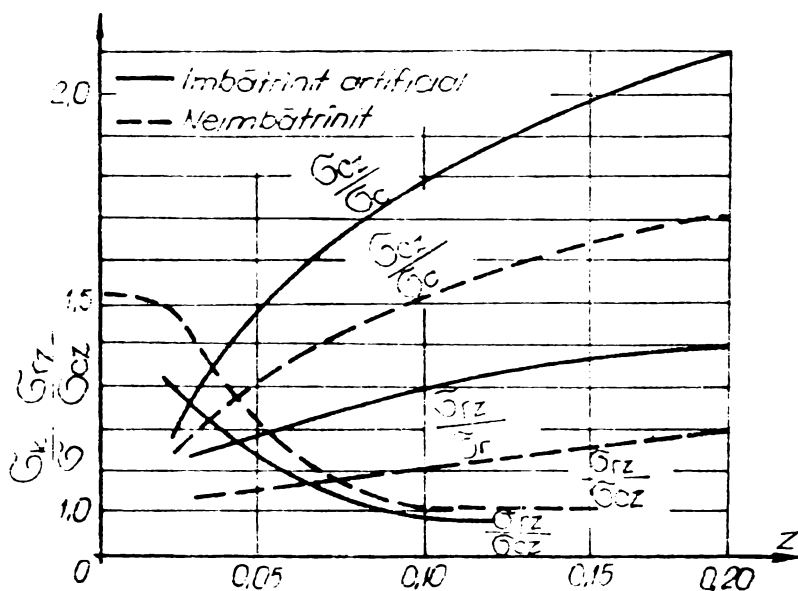


Fig.2.14

la îmbătrânire este necesară legarea C și N în exces cu carburi și nitruri stabile, adăugând elemente puternic dezoxidante și denitrurante cum ar fi V, Ti, Al, Mo, Cr.

În vederea aprecierii îmbătrânirii oțelurilor ecruisate se admit în general mai multe criterii [32] și anume :

- Încercarea de tracțiune la cald, care se bazează pe variația rezistenței la rupere cu creșterea temperaturii calculându-

$$\sigma_{r.min}^{max};$$

$$\sigma_{r.min}^{max} = \sigma_{r.max} - \sigma_{r.min}. \quad (2.6)$$

Pentru aplicarea acestui criteriu trebuie trasată curba variației rezistenței cu temperatura, ceea ce necesită mai multe încercări. Deoarece valoarea maximă a lui σ_r și σ_c este în jur de 250°C pentru majoritatea oțelurilor, se poate admite :

$$\sigma_{r,min}^{max} \approx \sigma_{r,20}^{250} = \sigma_{r,250} - \sigma_{r,20} \quad (2.6.a)$$

$$\sigma_{c,min}^{max} \approx \sigma_{c,20}^{250} = \sigma_{c,250} - \sigma_{c,20} \quad (2.6.b)$$

Prin încercarea la cald se pune în evidență în special sensibilitatea la factorii metalurgici și constituie după mulți autori [33], [34], [35], [36] cel mai important criteriu de studiu al îmbătrânirii oțelurilor ecruisate.

- Încercarea de reziliență în stare ecruisată îmbătrinită, în stare inițială ecruisată și în stare necruisată și neîmbătrinită,

- Încercarea de îndoire și desdoire a benzii de oțel este specifică profilelor îndoite la rece și constă în îndoirea armată de desdoirea dinamică în urma căderii unei greutate pe colț. Temperatura de tranziție din stare ductilă în cea fragilă depinde de gradul de ecruisare ce este funcție de raza de îndoire și de temperatura de îmbătrânire [32].

2.4. FENOMENUL FIZIC SI METALURGIC AL IMBATRINIRII

Oțelul în stare solidă, deși este un material cristalin, nu prezintă o rețea cristalină perfect ordonată ci conține o serie de defecte în structură sub forma dislocațiilor [37], [38], [39]. Oțelurile utilizate în construcții au pe o suprafață de 1 cm^2 de cristal cca 10^9 linii de dislocare în stare obișnuită și 10^{12} dislocații în oțelul îndoit la rece [40], [41], [42].

Sub acțiunea unei forțe exterioare avînd o direcție oarecare, la scară macroscopică se produce o deformare specifică ϵ , iar la scară atomică o deformare specifică $\epsilon_a = (d - d_0)/d_0$. Dependența dintre forțe de interacțiune a doi atomi și distanța dintre ei este analogă cu diagrame caracteristice a unui material iar panta tangentei în punctul de abscisă $r = d_0$ este echivalentă cu modulul de elasticitate al materialului și prezintă o variație practic liniară pentru valori mici ale lui ϵ_a (fig. 2.15)

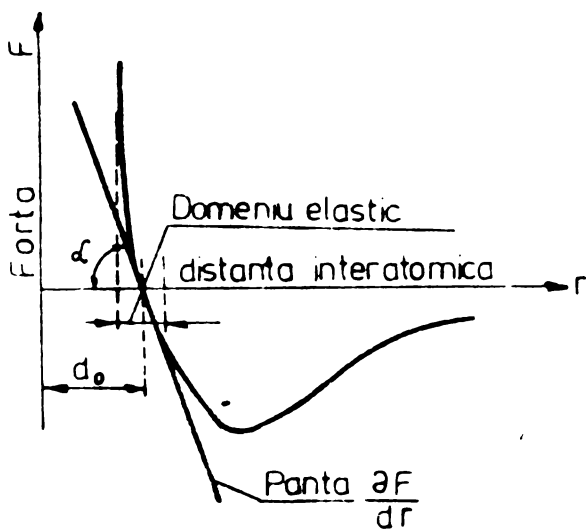


Fig.2.15

Deformațiile rămîn elastice atît timp cît legăturile interatomice nu se rup. În caz contrar deformațiile nu mai sînt reversibile și atomii aflați în stratul superior planului de lunecare se leagă de atomii stratului inferior formînd noi legături interatomice, la fel de stabile ca cele inițiale.

Deformația plastică se produce după direcția care corespunde unei bariere de potențial între ioni minimă și constă dintr-o lunecare rigidă a unui lanț de ioni în raport cu celălalt. Realizarea lunecării prin intermediul deplasării dislocațiilor se face sub acțiunea unui efort unitar inferior celui care ar fi necesar în absența dislocațiilor, deoarece forțele exterioare au de învins numai legăturile interatomice existente între două dislocații vecine, față de forțele din întregul plan de lunecare, cum ar fi în cazul structurilor fără dislocații.

La o deformare plastică, dislocațiile se înmulțesc sensibil deoarece sînt generate de surse numite Frank - Read și pot

ajunge de la 10^8 dislocații/cm² la un metal nesolicitat și la 10^{12} dislocații la un metal deformat plastic.

Forța exterioară aplicată va provoca inițial alunecări în cristalele orientate cel mai defavorabil,.

Curgerea va începe deci la un efort unitar relativ scăzut pentru puținii cristali orientați slab și se va extinde treptat și la ceilalți cristali orientați mai favorabil, pe măsură ce efortul unitar crește.

Oțelul carbon pentru construcții nu prezintă o asemenea curgere treptată. El se comportă elastic pînă la o valoare relativ mare a efortului unitar, după care curgerea începe brusc.

O explicație a existenței palierului aparent de curgere la oțelul moale a fost dată de Cottrell care admite existența atomilor străini (N, P, C), în rețeaua cristalină a feritei [43]. Chiar la temperatura normală atomii rețelei cristaline a metalelor posedă o suficientă energie termică pentru a oscila în jurul pozițiilor de echilibru, nodurile rețelei cristaline, și chiar să se deplaseze în rețea. Rețeaua cristalină prezintă în zonele cu imperfecțiuni energie în exces. În tendința de a atinge o stare mai stabilă, atomii interstițiali străini difuzează spre zonele cu dislocații, aglomerîndu-se în jurul dislocațiilor; se formează așa numiții "nori Cottrell", care nu permit apariția curgerii decît la un efort unitar suficient de mare pentru a putea deplasa dislocațiile dincolo de norii lor.

Oțelul moale care este un metal policristalin este constituit din grăunți de ferită și soluție solidă de interstiție a carbonului în Fe α . Atomii de carbon dizolvați se grupează de preferință în dreptul defectelor cum ar fi dislocațiile și sînt factori de reducere a mobilității dislocațiilor putînd constitui și punctele de ancorare ale surselor de dislocații Frank - Read.

În zona dilatată din centrul dislocației, cu forțe interionice de atracție, sînt reținuți atomii de carbon și azot pînă la saturație, după care se formează o atmosferă de atomi străini în jurul dislocației, numită atmosferă Cottrell, acestea blocînd dislocația.

Palierul de curgere prezintă o limită de curgere superioară σ_{cs} și inferioară σ_{ci} care se explică pornind de la atmosfera Cottrell. La o anumită valoare a efortului tangențial dintr-un sistem de alunecare favorabil, dislocațiile se smulg din atmosfera lor, se aglomerează cu o avalanșă la limita grăunților și

prin forțe interioare locale mari, eliberează dislocațiile și în grăunții vecini. Deformația plastică apare și pe suprafața epruvetei sub forma benzilor Lüders și corespunzător pe curba caracteristică se înregistrează valorile σ_{cs} și σ_{ci} , între care avem diferențe pînă la 20 %. Un procent de carbon de 0,001 % produce apariția limitei de curgere superioare, iar la un conținut ridicat de carbon, limita de curgere ascuțită dispăre deoarece nu se mai produce smulgerea dislocațiilor blocate din atmosfera Cottrell, respectiv înaintarea lor este îngreunată de faza secundară. Palierul de curgere este un efect al îmbătrînirii mecanice și este numit efect Piobert [44], [45]. După apariția primei benzi Lüders, atomii de C și N imobilizează printr-o nouă atmosferă Cottrell dislocațiile respective, astfel încît se vor smulge mereu alte dislocații, vor apărea mai multe benzi Lüders, iar palierul de curgere va prezenta un aspect neregulat sub forma unor zimți. La o reîncărcare, după o descărcare din zona de întărire produsă în urma unei îmbătrîniri, limita σ_{cs} reapăre, urmată de un palier de curgere, iar la o reîncărcare în sens contrar, limita de curgere scade sub valoarea inițială σ_{cs} .

Calculul tensiunii tangențiale τ_{cr} necesară pentru depășirea simultană a barierelor de potențial din dreptul lanțului superior de ioni ne dă modulul de elasticitate transversal G .

La atingerea lui σ_c , din cauza lovirii reciproce a dislocațiilor puse în mișcare de creșterea cristalelor și de apariția de noi dislocații se produce o blocare reciprocă a lor. Pentru continuarea lunecării, trebuie aplicate forțe exterioare mărite. Valoarea corespunzătoare a lui τ_{cr} este [43];

$$\tau_{cr} = \frac{G \cdot b}{2 \cdot \pi} \left(\frac{\epsilon}{b \cdot L} \right)^{0,5} \quad (2.7)$$

unde :

L - drumul mediu parcurs de dislocație înainte de a fi blocată

b - distanța între atomi în direcția lunecării

ϵ - deformație medie a cristalului

Experimental se găsesc însă valori de 10^3 ori mai mici, ceea ce se explică prin amorsarea deformației plastice în dreptul defectelor de structură, în consecință deformația plastică nu va mai cuprinde simultan planuri cristalografice întregi.

Odată cu producerea deformației plastice crește continuu rezistența cristalului la înaintarea lunecării într-un sistem de

lunecare, adică apare un fenomen de întărire numit ecruisare.

Cercetătorul G.I. Taylor [43], plecând de la teoria dislocațiilor explică ecruisajul cu ajutorul a două categorii de neregularități structurale, care produc o interacțiune între dislocațiile propriu zise și una între dislocații și diferite obstacole în calea emigrării dislocațiilor. Din cauza forțelor interacționice din zona unei dislocații, avem o atracție în cazul dislocațiilor de semn contrar și o respingere la dislocațiile de același semn. Se consideră convențional că o dislocație marginală este pozitivă dacă semiplanul suplimentar se află deasupra planului de lunecare. Ca urmare a forțelor de respingere, dislocațiile de același semn din același plan de lunecare se pot îngrămădi în dreptul obstacolelor de cristal și exercită forțe interioare de sens contrar cu acțiunea forțelor exterioare oprind lunecarea în sistemul respectiv provocând un ecruisaj de tip Mott - Nabarro. Aceste forțe interioare vin însă în ajutorul lunecării dacă se schimbă sensul de acțiune a forțelor exterioare, lunecarea producându-se mai repede, adică la încărcarea de sens contrar, limita de curgere a cristalului scade sub valoarea ei inițială, iar efectul se numește Bauschinger.

Obstacolele mai importante întâlnite sînt barierele Cottrell - Lomer care se pot localiza într-o față a cubului elementar prin combinarea dislocațiilor marginale din cîte două plane diagonale opuse. Sprijinite pe muchiile feței respective și nu mită pădure de dislocații, ea se obține prin străpungerea planelor de lunecare active cu dislocații marginale sau elicoidale și de norul de vacante care poate învălui dislocațiile. Vacanțele sînt defecte punctiforme ale cristalelor, apărute și în urma deformației plastice, caracterizate prin noduri ale rețelei cristalografice neocupate de ioni.

Așadar, ecruisarea se produce ca urmare a împiedicării deplasării dislocațiilor datorită unor obstacole.

Îmbătrînirea artificială prin încălzire activează difuzia atomilor de carbon și de azot și grăbește refacerea atmosferei Cottrell, în timp ce îmbătrînirea mecanică este efectul difuziunii atomilor de carbon și azot spre noile dislocații generate în cursul deformației plastice. Dacă temperatura crește mult, agitația termică poate dizolva pădurea de dislocații ușurînd migrarea dislocațiilor, ceea ce explică influența temperaturii asupra lui $\bar{\sigma}_c$.

Fenomenul de îmbătrânire se explică prin teoria dislocațiilor plecând de la concluzia că starea de curgere al oțelului moale începe după ce dislocațiile au fost eliberate de norii lor.

Dacă se lasă un timp suficient de îndelungat metalul ecruisat neîncărcat, atomii străini de N, C vor reveni în vecinătatea dislocațiilor formând din nou nori și deci reapare limita de curgere aparentă.

Efectul Bauschinger se explică prin aceea că epruvetele ecruisată prin întindere și descărcată prezintă forțe de compresiune la nivel de cristale, din care cauză la epruveta comprimată lunecările apar pentru forțe de compresiune exterioare mai mici, adică contribuțiilor diferite pe care le aduc dislocațiile stabile și nestabile [9], [46].

Cristalele metalice fără dislocații prezintă rezistențe mecanice foarte mari încât depășesc de câteva sute de ori rezistența metalelor obișnuite.

Cercetările metalurgice în curs însă nu au reușit să aplice pe scară industrială rezultatele pozitive obținute în laborator pe fibre foarte subțiri.

2.5. CARACTERISTICILE FIZICO - MECANICE ALE PROFILELOR INDOITE

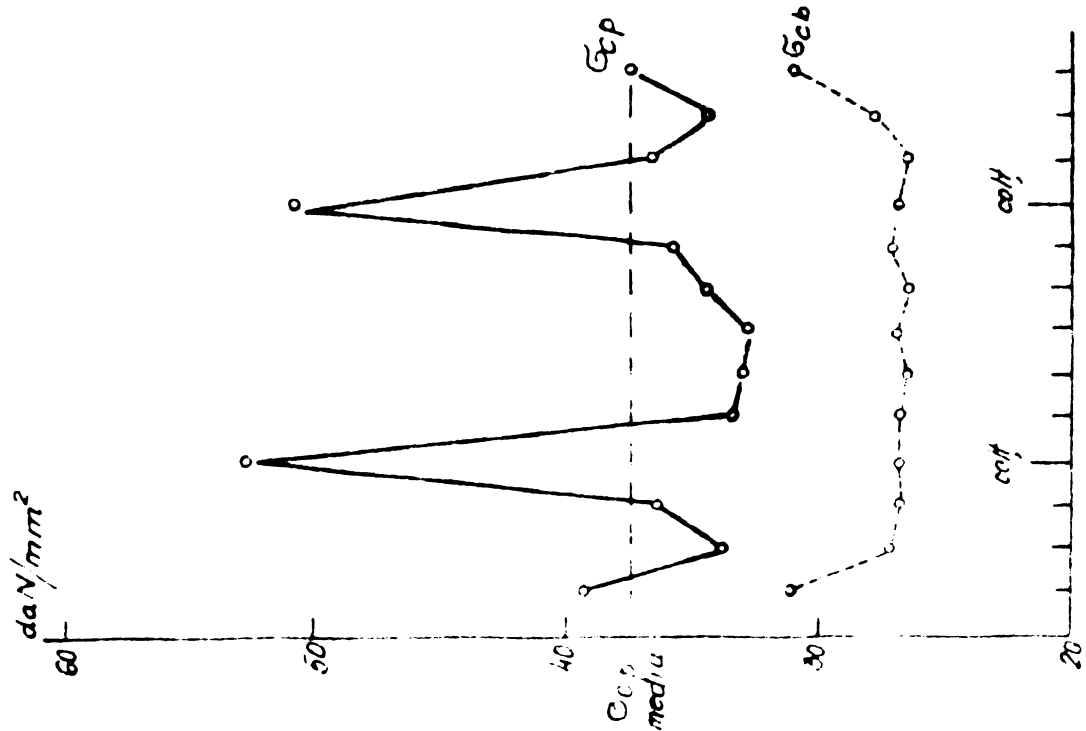
Profilele metalice cu pereți subțiri formate la rece se ecruissează puternic în special în zonele de colț, iar cele laminate la rece suferă o ecruisare și în pereții plani din cauza apăsării rozelor de laminare. Deformarea la rece a colțului are un efect biaxial, deformațiile specifice ϵ produse după o direcție perpendiculară pe viitoarea axă longitudinală a profilului provoacă deformații $\mu \cdot \epsilon$ după această și explică astfel creșterea rezistențelor mecanice pe direcția perpendiculară celei de indoire, care corespunde cu direcția eforturilor unitare din încărcarea exterioară [47]

Principalii factori care influențează limita de curgere a profilului întreg sînt :

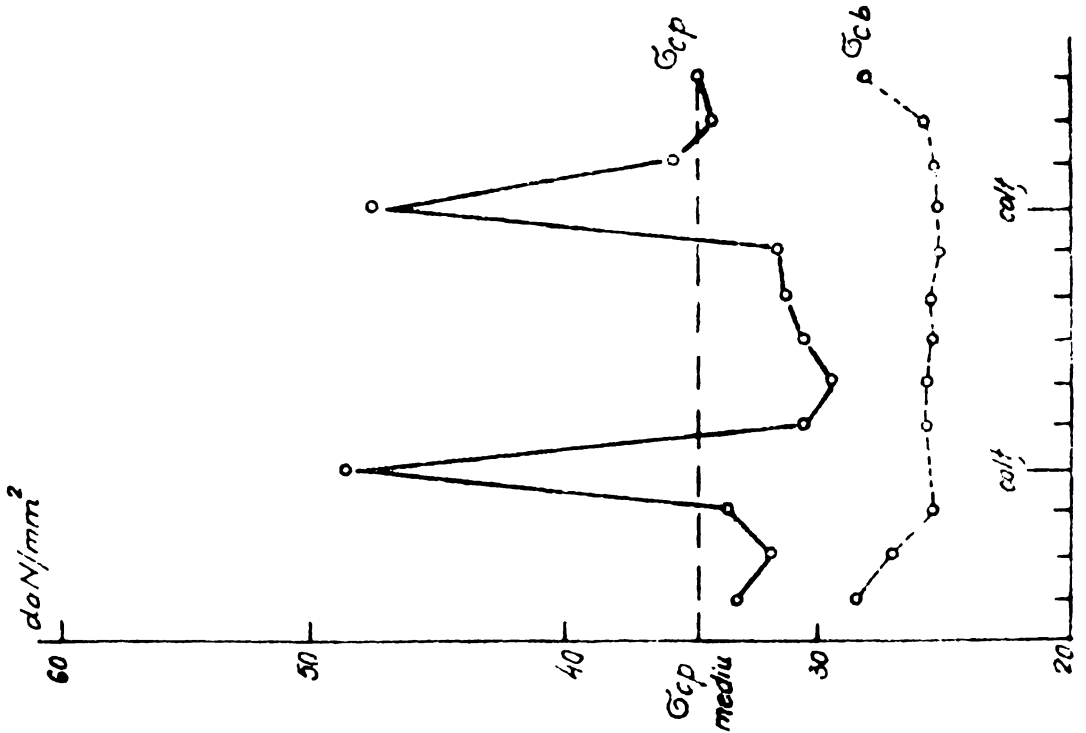
a) Mărimea limitei de curgere σ_{cc} din colțurile profilurilor care este dependentă de următorii factori :

- marca, calitatea și gradul de dezoxidare a benzii de oțel din care se formează profilul (OL 32, OL34, OL37, OL 44, calmat, semicalmat, necalmat fig.216). Pentru același raport r/g ecruisarea este mai pronunțată la oțelul semicalmat.

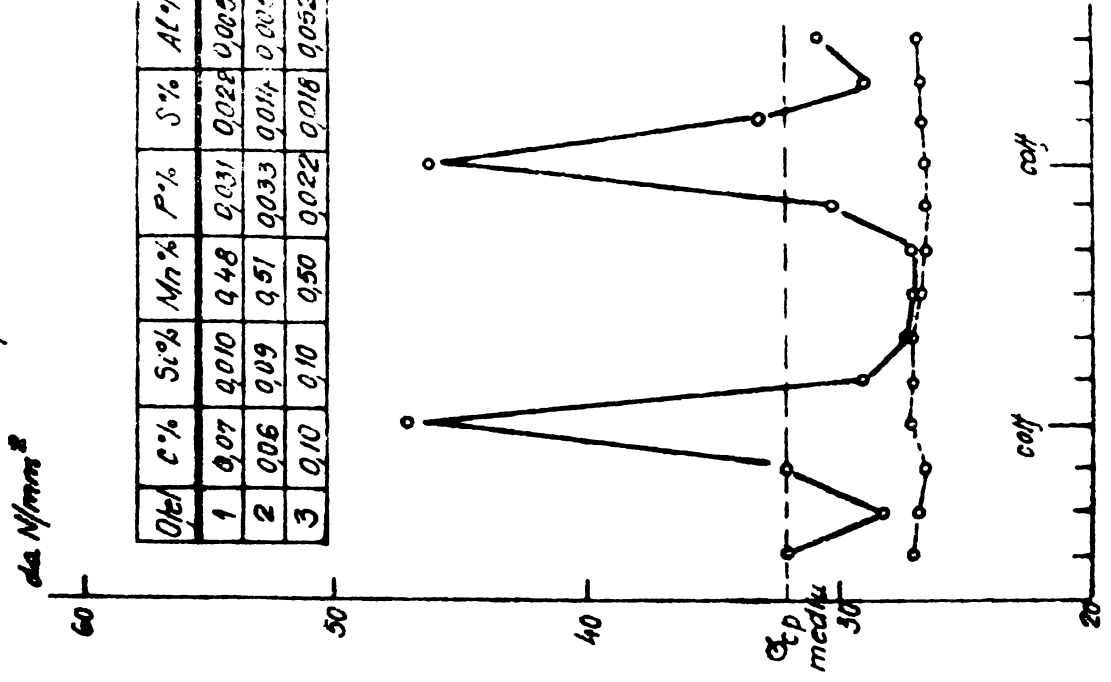
50 x 100 x 50 x 3
Otel 2



50 x 100 x 50 x 3
Otel 1



50 x 100 x 50 x 3
Otel 3



Otel	C%	Si%	Mn%	P%	S%	Al%	N%
1	0,07	0,010	0,48	0,031	0,028	0,005	0,004
2	0,06	0,09	0,51	0,033	0,014	0,005	0,009
3	0,10	0,10	0,50	0,022	0,018	0,052	0,003

Influenta compozitiei chimice u otelului asupra limitei de curgere σ_c

Fig 2.16

- raportul dintre raza de indoire interioară r și grosimea g a tablei (fig.2.17). Raza de indoire variază cu gradul de uzură al laminorului, dar se limitează conform STAS 8426 - 69 la maximum $r = r_0 + 0,6 g$.

Deși ecruisarea în colț scade cu creșterea lui r , aria colțului se mărește de asemenea, iar efectul este favorabil pentru variații mici.

Profilurile laminare la I.M.Iași au în general $r/g = 1,2 - 2$.

- metoda de fabricare, laminare la rece sau indoire la presa Abkant (fig.2.18) după cum rezultă din studiile experimentale efectuate în străinătate [48].

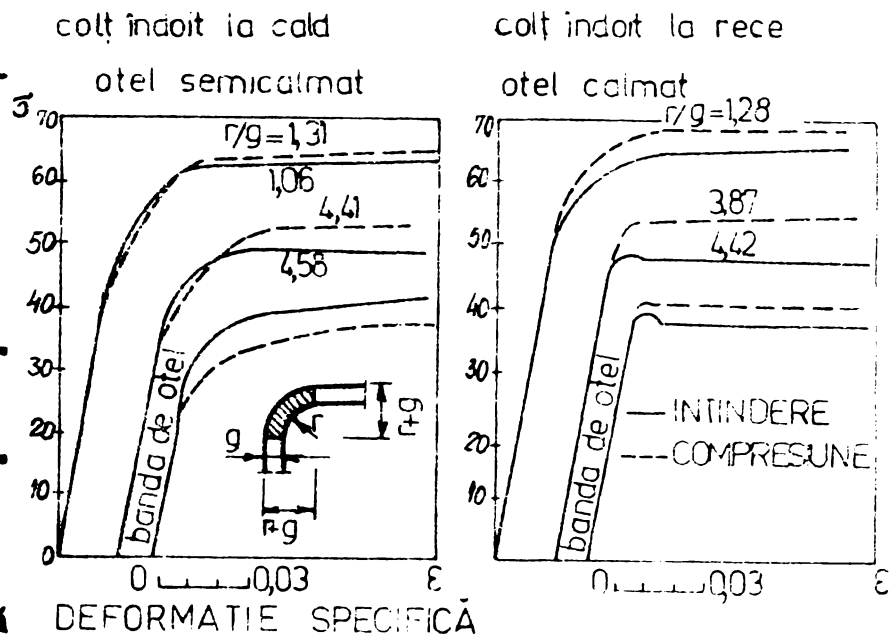


Fig.2.17

- tehnologia și mărirea unghiului de indoire a colțului, deoarece valoarea ecruisării este influențată atât de unghiul de indoire final cât și de unghiurile intermediare de indoire. Astfel, la o indoire a benzii la 45° într-o cajă cu cilindrii, unde regimul de indoire este de $0 - 45^\circ$, ecruisarea este mult mai mare decât la indoirea în două caje cu regimul de indoire $0 - 15 - 45$. Ecruisarea crește proporțional cu unghiul de indoire, iar la valori mai mici de 60° nu se acceptă valorificarea ecruisării [49]

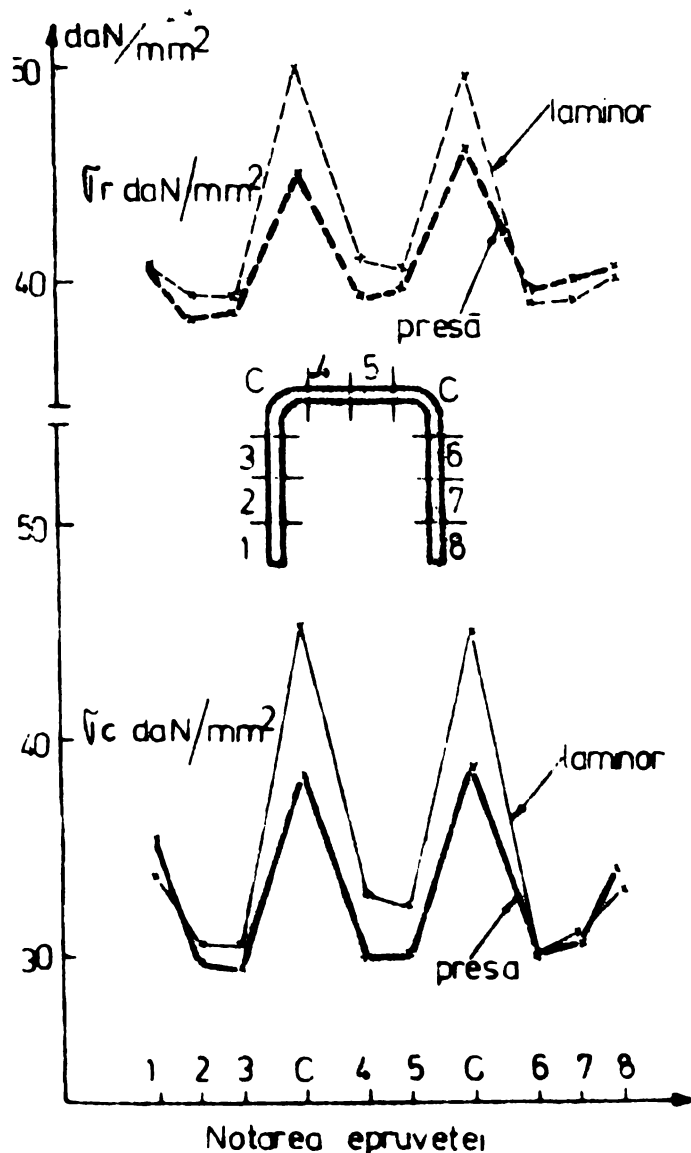


Fig. 2.18.

b) Numărul de colțuri din secțiunea transversală dependentă de :

- dimensiunile și forma profilului în corelație direct proporțională cu raportul ariei colțurilor față de aria întregului profil (fig.2.19)

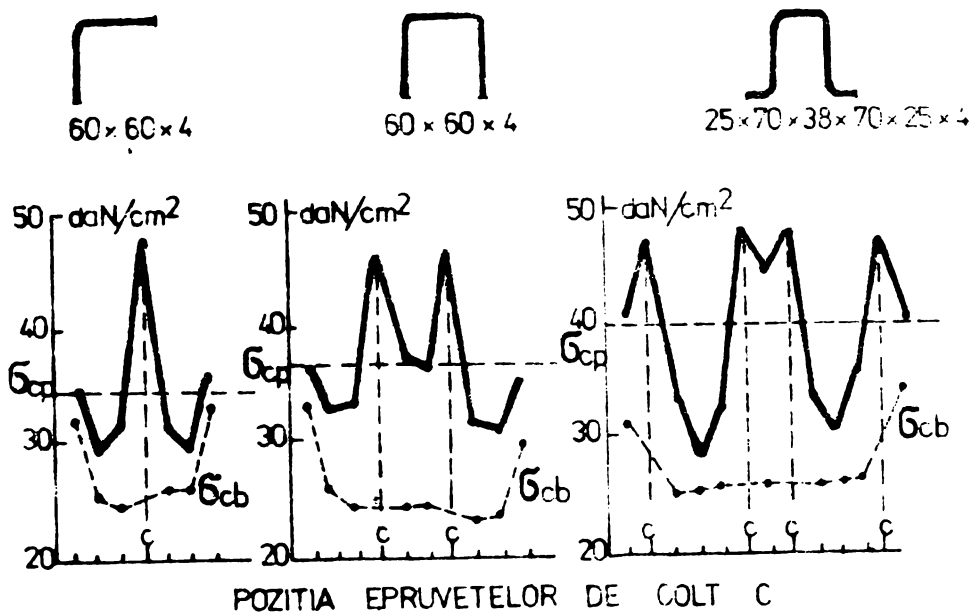


Fig.2.19

- ecruisarea părților plane, în special prin laminare.

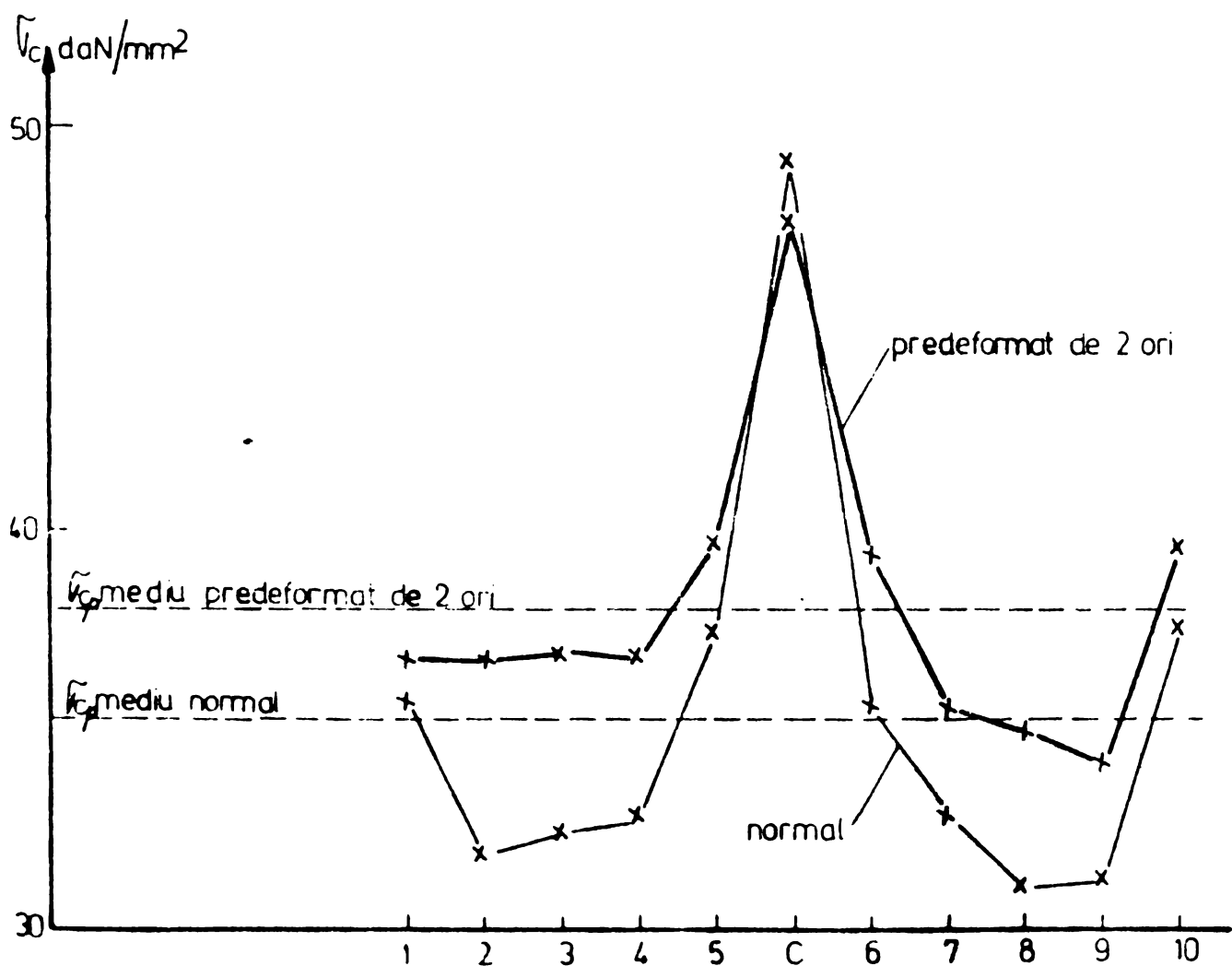
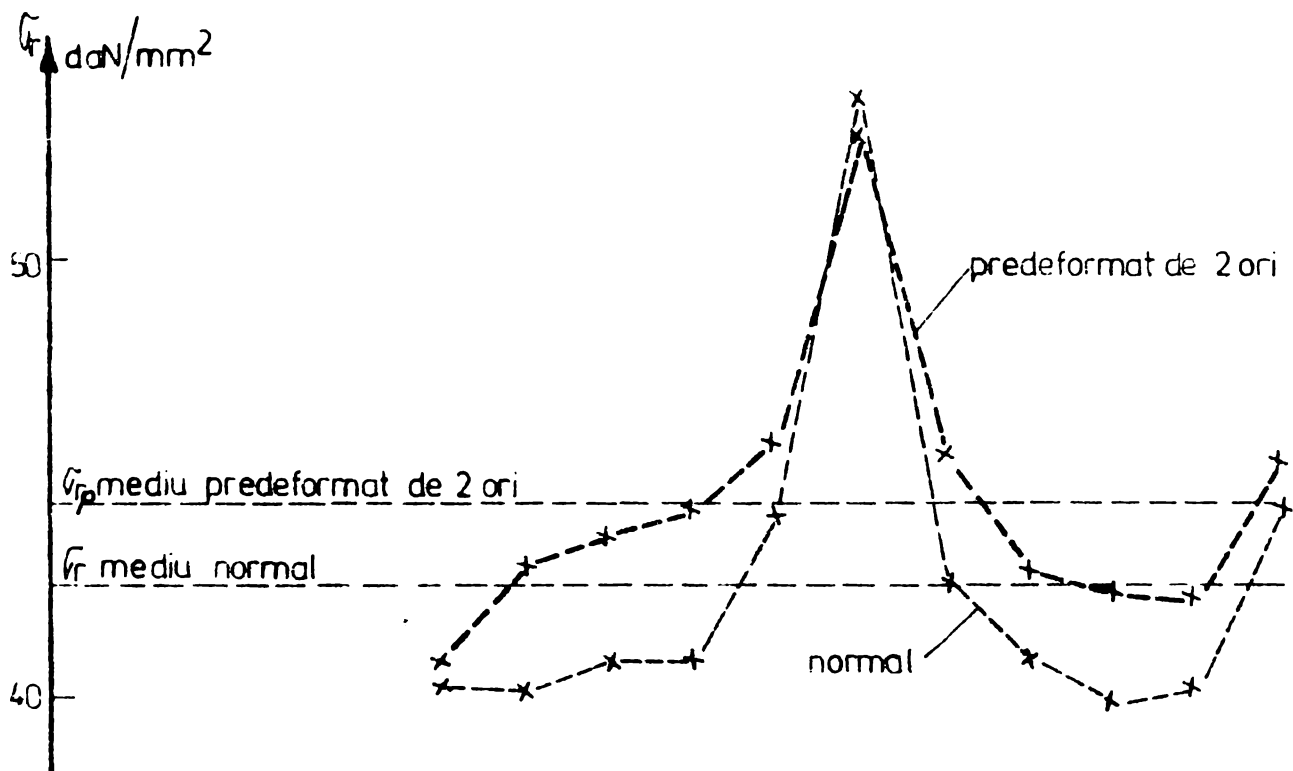
Mărirea gradului de ecruisare se limitează la cca 5 - 10 % pentru a se realiza o deformare $\delta 5 \%$ pe întreg profilul

de cel puțin 20 % și pentru a nu crește riscul de rupere fragilă [50]. Pentru mărirea suplimentară a rezistențelor mecanice, se pot aplica următoarele procedee :

- ridicarea gradului de ecruisare și supunerea profilurilor la un tratament termic de revenire fără a se micșora rezistențele mecanice ale profilului.

- ecruisarea uniformă a întregului profil, realizabilă prin laminarea inițială a unor proeminente și îndepărtarea lor printr-o laminare ulterioară, operație ce se poate realiza uni sau bidirecțional (fig.2.20) sau utilizarea unor table ecruisate înainte de laminare.

În urma ecruisării neegale pe grosimea colțului cît și pe secțiunea transversală a profilului îndoit la rece, diferite fibre intră treptat în curgere și curba caracteristică nu prezintă palier de curgere. Cercetări recente efectuate în SUA [51] au arătat că putem obține curba caracteristică a întregului profil prin însumarea ponderată a tuturor curbelor caracteristice ale fișiiilor componente ale unui profil ; se însumează ponderat valorile eforturilor unitare σ_i ale fișiiilor de arie A_i , pe care se consideră că proprietățile mecanice sînt aproximativ egale pentru aceeași alungire specifică ϵ_i , adică :



Influenta predeformării asupra limitei de curgere și de rupere la profile

$$\bar{\sigma} = \frac{\sum_{i=1}^n A_i \cdot \sigma_i}{\sum_{i=1}^n A_i} \quad (2.8)$$

Curba caracteristică prezintă o porțiune neliniară datorită atingerii treptate a limitei de curgere σ_c în diferite fibre ca efect al ecruisării neegale. Limita de proporționalitate σ_p este așadar egală cu cea mai mică dintre valorile determinate pe fișii, dar cel puțin limita de curgere σ_c a materialului benzii înainte de îndoire.

Aceleași cercetări au arătat că la calculul de rezistență la compresiune se pot introduce caracteristicile mecanice determinate pe profilul întreg din încercări la întindere.

La aceleași rezultate au ajuns și M. Grumbach și M. Prudhomme [67] în urma studiilor experimentale efectuate la CTICM.

Încercări la compresiune pe table se pot face doar cu luarea de măsuri pentru a împiedica voalarea. În acest sens s-a folosit epruvete decupate din colțul secțiunii, într-un cilindru în care s-a turnat ipsos. Pe epruvete s-au aplicat inițial mărci tensometrice gresate cu vaselină astfel încât influența compresiunii locale devine negliabilă, după cum arată cercetările lui R. W. Fenn, Jr. [51].

Între curbele caracteristice obținute din încercări de tracțiune pe întreg profilul și pe fișii extrase din profil calculate conform relației (2.8) nu sînt deosebiri semnificative, atît în situația în care modul de prelevare al epruvetelor este diferit, adică nu sînt, respectiv sînt menținute zonele de colț. În figura 2.20 se prezintă rezultatele experimentale pe un număr mare de epruvete, porțiunea hașurată din figură nefiind considerată.

Dacă se compară curbele caracteristice ale epruvetelor de colț supuse la tracțiune și compresiune, diferențele sînt foarte mici, ceea ce dovedește că efectul Bauschinger nu este sesizabil la oțelul moale, iar caracteristicile mecanice pot fi determinate pe baza încercărilor la tracțiune [52], [53], [54].

Modulul de elasticitate în domeniul elastic rămîne aproximativ neschimbat. În domeniul elasto - plastic rezultatele experimentale concordă bine cu teoria modului tangent determinat după relația (2.9) :

unde :

$$E_t = \frac{\sum E_{ti} \cdot I_i}{I} \quad (2.9)$$

E_{ti} -- modulul tangent al fișiei i față de axa neutră

I -- momentul de inerție al întregii secțiuni față de axa principală ce trece prin centrul de greutate.

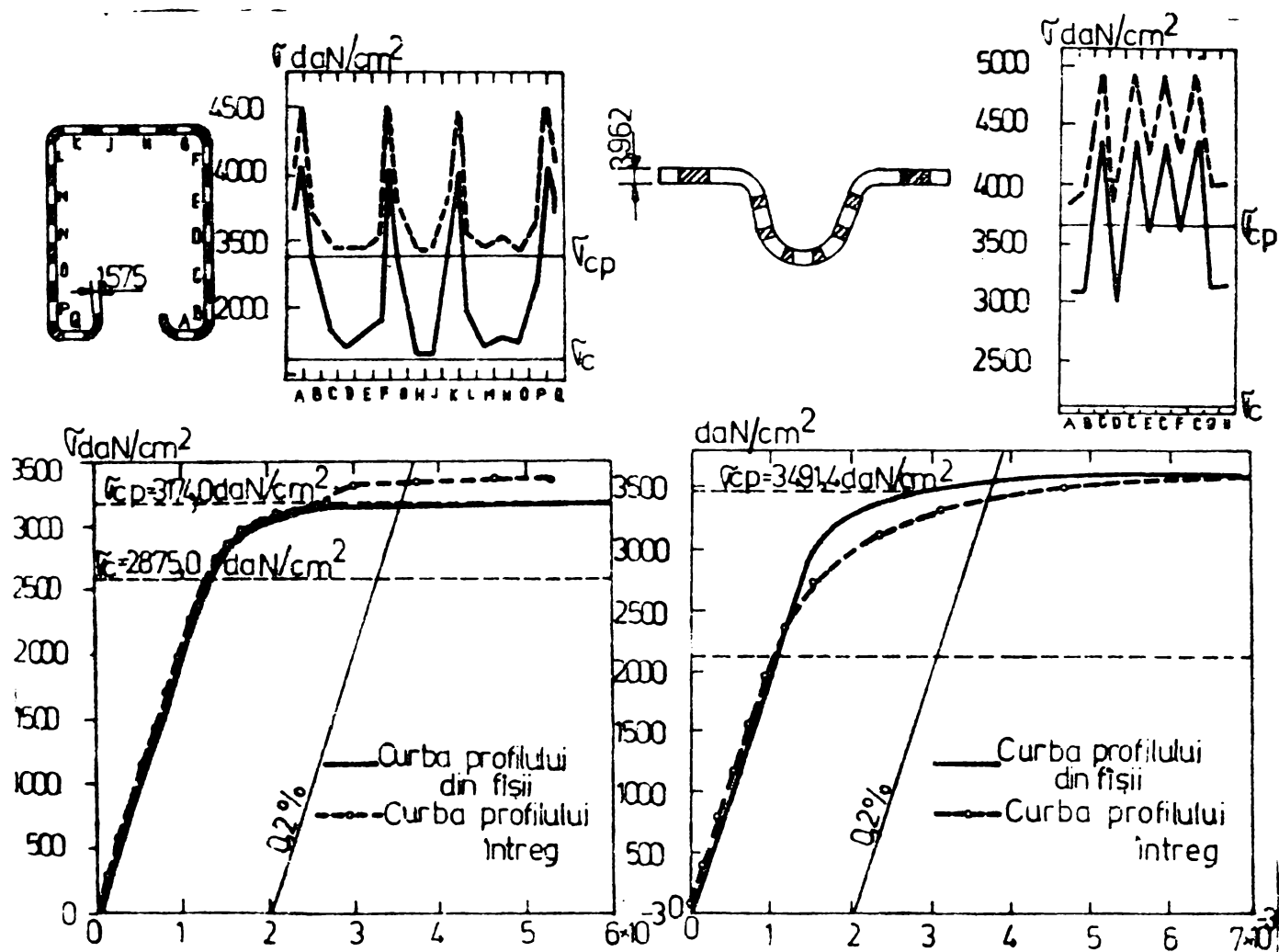


Fig. 2.21

În urma ecruisării, limita de curgere σ_c crește procentual mai mult decât limita de rupere σ_r astfel încât $\sigma_c = (0,8-0,9) \sigma_r$ față de valorile uzuale de $\sigma_c = (0,6 - 0,8) \sigma_r$. Deoarece profilele indoite la rece în stare neîmbătrinită nu prezintă un palier de curgere, se determină p limită de curgere și elasticitate convențională, respectiv $\sigma_{0,2}$ și $\sigma_{0,01}$. Alungirea la rupere δ_5 scade, dar pentru oțelurile OL 34, OL 37 și OL 44, cele mai utilizate pentru formarea la rece, valoarea este mai mare de 20 % și deci superioară oțelului OL 52, mult folosit în construcțiile metalice sudate [55] [56] [57] [58].

De mărirea rezistențelor, ținînd seama de ecruisare este indicat să se țină seama la elemente solicitate static sau preponderent static, fabricate în serie în uzine specializate. Deoarece la profilele formate la rece, în cazul admiterii unor

rezistențe sporite, siguranțe față de limita de rupere scade, au fost inițiate numeroase studii pentru a cerceta statistic variația raportului σ_c / σ_r și s-a constatat o rezervă de siguranță suficientă. Astfel, împrăștierea rezultatelor experimentale la încercarea de tracțiune pe 1504 epruvete, în vederea determinării lui σ_{cp} mărit a fost de 12,4 % pe baza erorii medii pătratice, în timp ce la oțelul OL 37 laminat la cald s-au găsit pe 4233 de probe o împrăștiere de 8,4 %, ceea ce se consideră suficient de bun [9]. În cadrul comitetului European pentru profile formate la rece s-a inițiat un program de studiu teoretic și experimental, finalizat prin elaborarea unor norme de calcul [59], [60], [61].

2.6. CALCULUL LIMITEI DE CURGERE ÎN COLTURI

Plecînd de la criteriul Huber - Hencky - Mises și studiile de Bridgman privind posibilitatea neglijării tensorului sferic al eforturilor și considerînd primul invariant al tensorului deviator zero se poate stabili o relație între efortul unitar generalizat și deformația unitară generalizată de forma :

$$\bar{\sigma} = K \cdot \bar{\epsilon}^n \quad (2.10)$$

unde n este exponentul de ecruisare, iar K un coeficient cu semnificația unui modul de elasticitate. Dar este cunoscut :

$$\bar{\sigma} = \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_1 - \sigma_3)^2} \quad (2.11)$$

$$\bar{\epsilon} = \frac{\sqrt{2}}{3} \cdot \sqrt{(\epsilon'_1 - \epsilon'_2)^2 + (\epsilon'_2 - \epsilon'_3)^2 + (\epsilon'_1 - \epsilon'_3)^2} \quad (2.12)$$

Intrucît în procesul de îndoire a profilelor formate la rece deformațiile nu sînt infinitezimale ci finite se poate scrie :

$$\epsilon = \frac{l - l_0}{l_0} \quad (2.13)$$

sau lungirea naturală specifică ϵ' sub forma :

$$\epsilon' = \int_0^{\epsilon} \frac{dl}{l} = \ln \frac{l}{l_0} = \ln (1 + \epsilon) \quad (2.14)$$

Deformațiile fiind finite ele se produc fără modificarea cubului de volum unitar adică :

$$(1 + \varepsilon_x)(1 + \varepsilon_y)(1 + \varepsilon_z) = 1 \quad (2.15)$$

sau :

$$\ln(1 + \varepsilon_x) + \ln(1 + \varepsilon_y) + \ln(1 + \varepsilon_z) = 0 \quad (2.15a)$$

de unde rezultă că suma lungirilor specifice naturale este nulă.

$$\varepsilon'_x + \varepsilon'_y + \varepsilon'_z = 0 \quad (2.16)$$

Considerînd colțul unui profil îndoit (fig.2.22) și un sistem de coordonate polare α, r, z se poate admite că avem o stare de deformații plană și deci $\varepsilon'_z = 0$.

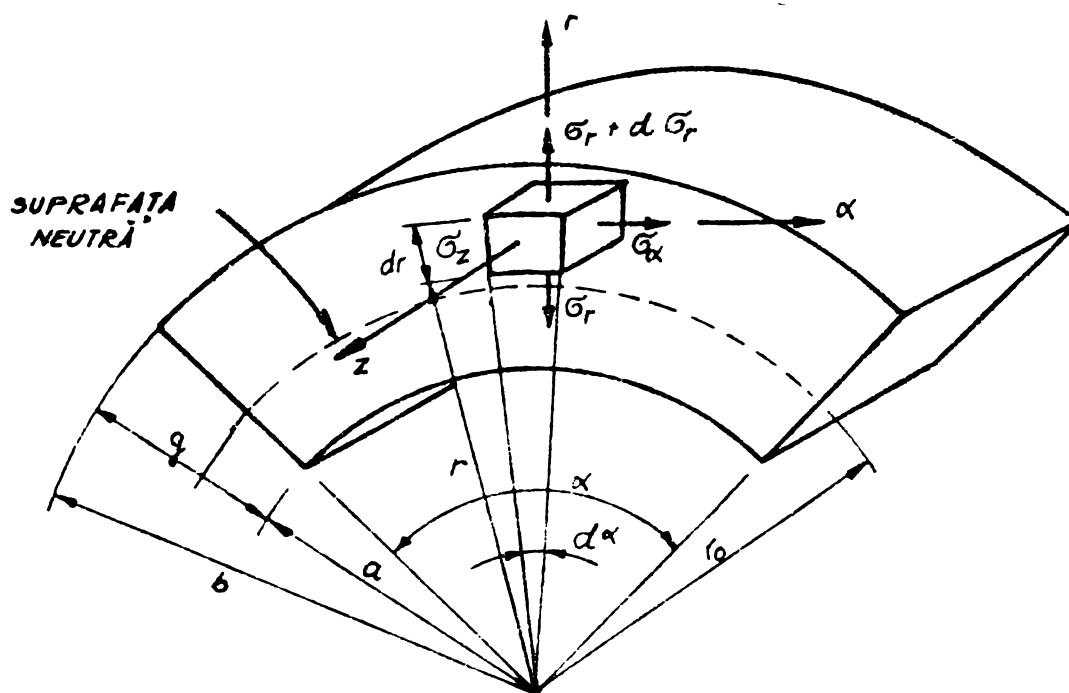


Fig.2.22

$$\varepsilon'_\alpha + \varepsilon'_r = 0$$

(2.16a)

Inlocuind în (2.12) găsim :

$$\bar{\varepsilon} = \frac{2}{\sqrt{3}} \varepsilon'_\alpha = \frac{2}{\sqrt{3}} \ln(1 + \varepsilon_\alpha) \quad (2.17)$$

Presupunînd îndoirea prin laminare la rece (fig.2.23) avem;

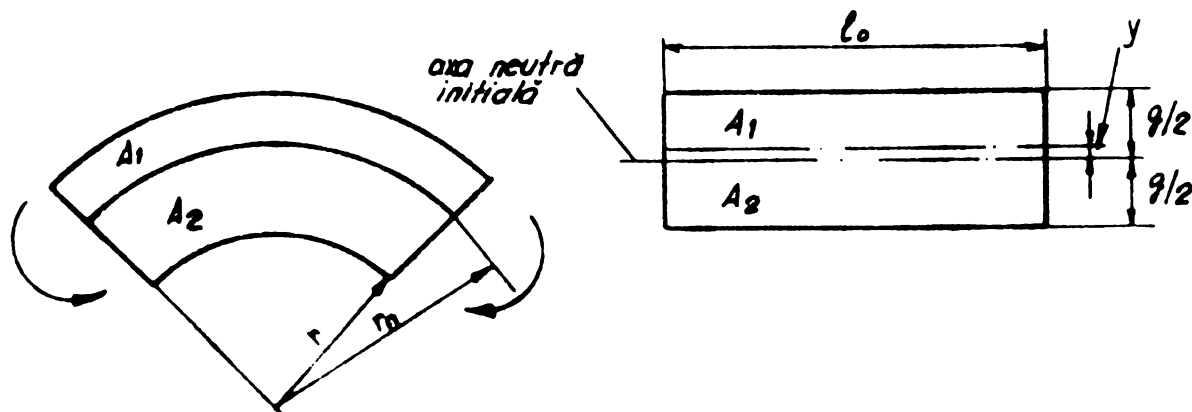


Fig.2.23

$$\varepsilon_\alpha = \frac{l - l_0}{l_0} = \frac{r - r_n}{r_n} = \frac{r}{r_n} - 1 \quad (2.18)$$

Inlocuind în (2.17) găsim

$$\bar{\varepsilon} = \frac{2}{\sqrt{3}} \ln \frac{r}{r_n} \quad (2.19)$$

Limita de curgere în zona de colț al profilului este :

$$\sigma_{c,c} = \int_a^b \frac{\bar{\sigma} \cdot dA}{A} \quad (2.20)$$

$$\text{dar } A = l_0 \cdot g ; \quad dA = \alpha \cdot r \cdot dr \quad l_n = \alpha \cdot r_n \quad (2.21)$$

găsim :

$$\sigma_{c,c} = \int_a^b \frac{k \cdot \bar{\varepsilon}^n \cdot \alpha \cdot r \cdot dr}{l_0 \cdot g} = \frac{k}{r_n \cdot g} \int_a^b \bar{\varepsilon}^n \cdot r \cdot dr \quad (2.22)$$

sau înlocuind valoarea lui $\bar{\varepsilon}$ din (2.19) găsim :

$$\sigma_{c,c} = \frac{k}{r_n \cdot g} \left(\frac{2}{\sqrt{3}} \right)^n \int_a^b \left(\ln \cdot \frac{r}{r_n} \right)^n \cdot r \cdot dr \quad (2.23)$$

Ecuatia (2.23) dă limita de curgere în colțuri dacă cunoaște poziția axei neutre, r_n , care se determină după modul de fabricație al profilului astfel :

- prin laminare la rece avem o încovoiere pură fig.2.24a :
- prin îndoire la presa Abkant avem încovoiere cu tăiere fig.2.24 b.



Fig.2.24

Din condiția curgerii găsim :

$$(\sigma_\alpha - \sigma_r)^2 + (\sigma_r - \sigma_z)^2 + (\sigma_z - \sigma_\alpha)^2 = 2 \cdot \sigma_c^2 \quad (2.24)$$

Tensorul deviator D_{ef} se poate scrie în funcție de tensorul deformațiilor D_{def} , în cazul că se neglijează deformațiile elastice, sub forma :

$$D_{ef} \cdot d\lambda = d \cdot D \cdot d_{ef} \quad (2.25)$$

unde :

$$Def = \begin{pmatrix} \frac{2\sigma_z - \sigma_r - \sigma_\alpha}{3} & 0 & 0 \\ 0 & \frac{2\sigma_r - \sigma_\alpha - \sigma_z}{3} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{2\sigma_\alpha - \sigma_z - \sigma_r}{3} \end{pmatrix} Def = \begin{pmatrix} \epsilon'_z & 0 & 0 \\ 0 & \epsilon'_r & 0 \\ 0 & 0 & \epsilon'_\alpha \end{pmatrix} \quad (2.26)$$

iar (2.25) devine :

$$\frac{d\lambda}{3} (2 \cdot \sigma_z - \sigma_r - \sigma_\alpha) = d \cdot \epsilon_z \quad (2.27)$$

$$\text{dar : } \epsilon'_z = 0 \text{ și } \sigma_z = \frac{\sigma_r + \sigma_\alpha}{2} \quad (2.28)$$

se înlocuiește în (2.24) și avem :

$$(\sigma_\alpha - \sigma_r)^2 + \left(\sigma_r - \frac{\sigma_r + \sigma_\alpha}{2}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_r + \sigma_\alpha}{2} - \sigma_\alpha\right)^2 = 2 \cdot \sigma_c^2 \quad (2.29)$$

sau :

$$\sigma_r - \sigma_\alpha = \pm \frac{2}{\sqrt{3}} \cdot \sigma_c = 2K^2 \quad (2.30)$$

unde :

$$K = \sqrt{\frac{\sigma_c}{\sqrt{3}}} \quad (2.31)$$

Dacă pentru zona de colț se scrie ecuația de echilibru după axa r avem (2.25)

$$\frac{d\sigma_r}{dr} = \frac{\sigma_\alpha - \sigma_r}{r} = \frac{2K^2}{r} \quad (2.32)$$

Prin separarea variabilelor și integrare găsim ;

$$\frac{\sigma_r}{2K} = \ln r + c \quad (2.33)$$

Se pun condițiile de margine :

- pentru laminare la rece :

$$\text{pt. } r = b ; \sigma_r = 0$$

rezultă :

$$\frac{\sigma_r}{2K} = \ln \frac{b}{r} \text{ pt. } r_n \leq r \leq b \quad (2.33a)$$

$$\text{pt. } r = a ; \sigma_r = 0$$

rezultă :

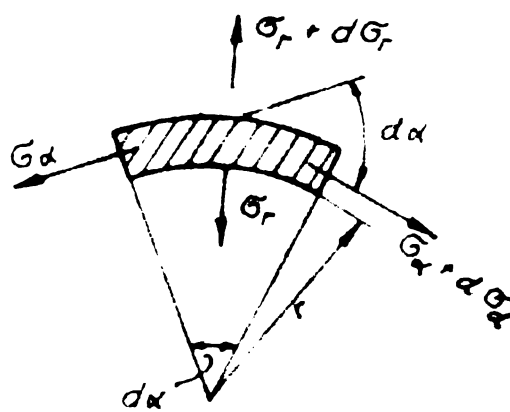


Fig.2.25

$$\frac{\sigma_r}{2K} = \ln \cdot \frac{r}{a} \quad \text{pt. } a \leq r \leq r_n \quad (2.33.b)$$

In axa neutră, pentru $r = r_n$ trebuie să avem egalitatea raportului $\sigma_r / 2K$

adică :

$$\ln \frac{b}{r} = \ln \frac{r_n}{a} \quad \text{sau} \quad r_n = \sqrt{a(a+g)} \quad (2.34)$$

In cazul formării la prese abkant, condițiile de margine sînt :

$$r = b \quad \sigma_r = 0 \quad (2.35)$$

$$r = a \quad \sigma_r = -p \quad (2.36)$$

Ecuția (2.32) devine :

$$\frac{\sigma_r}{2K} = - \ln \frac{b}{r} \quad \text{pentru } r_n \leq r < b \quad (2.37)$$

$$\frac{\sigma_r}{2K} = + \frac{p}{2K} + \ln \cdot \frac{r}{a} \quad \text{pentru } a \leq r < r_n \quad (2.38)$$

Exprimînd egalitatea celor două expresii pentru $r = r_n$ găsim :

$$r_n = \sqrt{a \cdot b \cdot e - \frac{p}{2K}} \quad (2.39)$$

Cunoscînd expresia lui σ_{cc} dat de relația (2.23) și factorii K și r_n , conform relației (2.31) și (2.34) respectiv (2.39) se poate calcula limita de curgere în zona de colț prin integrare numerică pentru diverse valori ale lui a , n și a/g .

Se găsește expresia :

$$\sigma_{cc} = \frac{k \cdot b}{(a/g)^m} \quad (2.40)$$

Experimental [57] s-au găsit pentru b și m valorile :

Tab.2.2.

	laminare	presă
b	0,945 - 1,315 n	1 - 1,3 n
m	0,803 n	0,855 n +0,035

Numeroase studii experimentale efectuate [52] au arătat

că relația (2.40) dă rezultate acoperitoare atât pentru întindere cât și compresiune (fig.2.26)

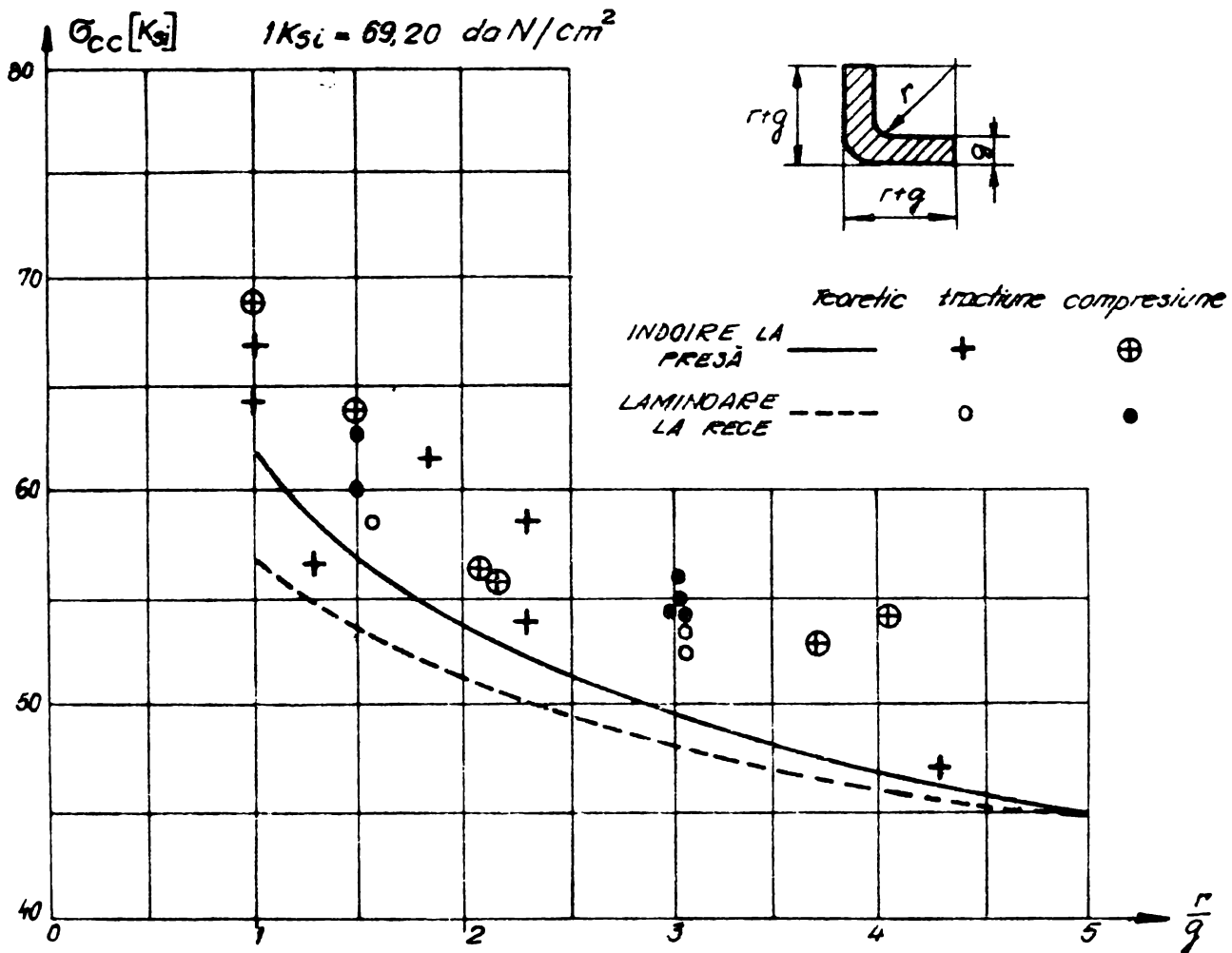


Fig.2.26

2.7. DETERMINAREA LIMITEI DE CURGERE AL PROFILELOR

Pe secțiunea transversală a profilului, limita de curgere variază mult, în funcție de gradul de ecrusare al zonei respective. În vederea admiterii unei limite de curgere mărită s-a admis determinarea unei valori medii pe profil σ_{cp} calculat cu relația :

$$\sigma_{cp} = \frac{\int \sigma_c' dA}{A} = \frac{\sigma_{cc} \cdot A_c + \sigma_c \cdot A_p}{A} \quad (2.41)$$

unde :

A_c, A_p - aria colțurilor respectiv pereților

sau :

$$\sigma_{cp} = c \cdot \sigma_{cc} + (1 - c) \cdot \sigma_c \quad (2.42)$$

unde :

$$c = \frac{A_c}{A} \quad (2.42a)$$

Normele din SUA [49] admit relația (2.42) pentru determinarea lui σ_{cp} , iar limita de curgere în colțuri σ_{cc} se calculează

conform relației (2.43) aplicabilă pentru $r/g < 10$:

$$\sigma_{c,s} = \frac{\beta \cdot \sigma_c}{(r/g)^m} \quad (2.43)$$

unde :

$$\beta = 3,69 \left(\sigma_r / \sigma_c \right) - 0,819 \left(\sigma_r / \sigma_c \right)^2 - 1,79 \quad (2.43a)$$

$$m = 0,192 \left(\sigma_r / \sigma_c \right) - 0,068 \quad (2.43.b)$$

În aceste relații σ_r și σ_c se referă la banda de oțel nedeformată. Pentru porțiunile plane nu s-a găsit o relație de calcul a lui σ_c , deoarece aceasta depinde de întreaga bibliografie de formare a profilului. Nu este admisă aplicarea relației (2.43) dacă profilul voalează, unghiul dintre fețele profilului este mai mare de 120° , raportul r/g depășește 7, sau $\sigma_r / \sigma_c < 1,2$

Variația raportului σ_{cc} / σ_c în funcție de r/g se apropie de o treaptă după cum se constată ușor din fig. 2.27).

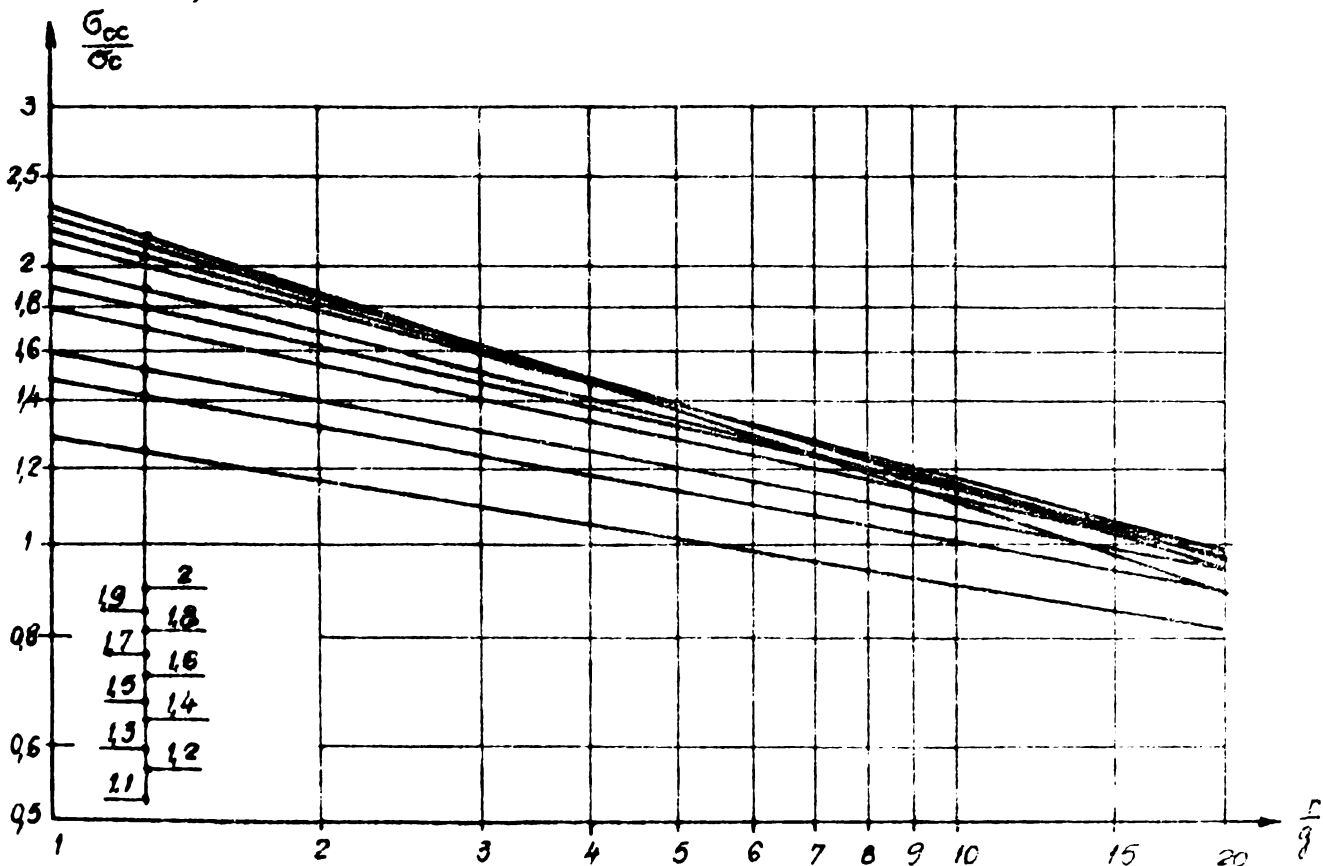


Fig. 2.27

Pentru un anumit mod de solicitare, aceleași norme recomandă admiterea lui σ_c determinat pe baza încercărilor experimentale dar nu se admite luarea în considerare a ecruisării la calculul eforturilor unitare tangențiale, la stabilitate și calculul îmbinărilor.

Normele cehe [62], [63] admit calculul lui σ_{cc} plecând de la relația :

$$\sigma_{c,e} = \frac{K \cdot b}{\left(\frac{r}{g}\right)^m} \quad (2.44)$$

unde :

$$b = 1 - 1,3 n \quad n = 0,225 \left(\frac{\sigma_r}{\sigma_c}\right) - 0,120 \quad (2.44.a)$$

$$m = 0,855 \cdot n + 0,035 \quad K = 2,80 \cdot \sigma_r - 1,555 \cdot \sigma_c \quad (2.44.b)$$

Valoarea σ_{cc} este proporțională cu σ_r/σ_c și invers proporțională cu r/g . Pentru oțelul OL 37 cu $\sigma_c = 2400 \text{ daN/cm}^2$, $\sigma_r = 3700 \text{ daN/cm}^2$ se găsește :

$$\frac{\sigma_{cc}}{\sigma_c} = 1,95 \left(\frac{r}{g}\right)^{-0,23} \quad (2.45)$$

Pentru valoarea uzuală $r/g = 1,5$ avem $(r/g)^{0,23} = 1,09775$ iar σ_{cp} devine :

$$\sigma_{cp} = \frac{1,95 \cdot c \cdot \sigma_c}{\left(\frac{r}{g}\right)^{0,23}} + (1-c) \cdot \sigma_c = \left\{ 1 + \left[\frac{1,95}{\left(\frac{r}{g}\right)^{0,23}} - 1 \right] \cdot c \right\} \sigma_c \quad (2.46)$$

sau ;

$$\sigma_{cp} = (1 + 0,77636 \cdot c) \cdot \sigma_c \approx (1 + 0,8 \cdot c) \cdot \sigma_c \quad (2.47)$$

Valoarea lui σ_{cp} dat de (2.47) este adoptată de normele cehe, sub forma rezistențelor de calcul :

$$R_{cp} = (1 + 0,8 \cdot c) R \quad (2.48)$$

Pentru aria colțurilor care dau valoarea $C = 10\%$, 5% , 2% rezistența de calcul se mărește cu $7,76\%$, $3,88\%$, $1,55\%$.

În vederea măririi limitei de curgere și în porțiunea pereților plani se poate utiliza procedeul de îndoire longitudinală a tablei cu onduleuri mici. Calculul limitei de curgere mărită a fost dat de Hlavacek [64] care pleacă de la relația

$$\sigma = K \cdot \varepsilon^n \quad (2.49)$$

unde ε este alungirea specifică de comparație :

$$\varepsilon = \frac{2}{3} \sqrt{3 \cdot \varepsilon_{max}^2 + 0,75 \rho_z^2} \quad (2.50)$$

cu

$$\varepsilon_{\max} = \varepsilon_0 + \varepsilon_p \quad (2.51)$$

Dacă se introduce notațiile (fig.2.28)

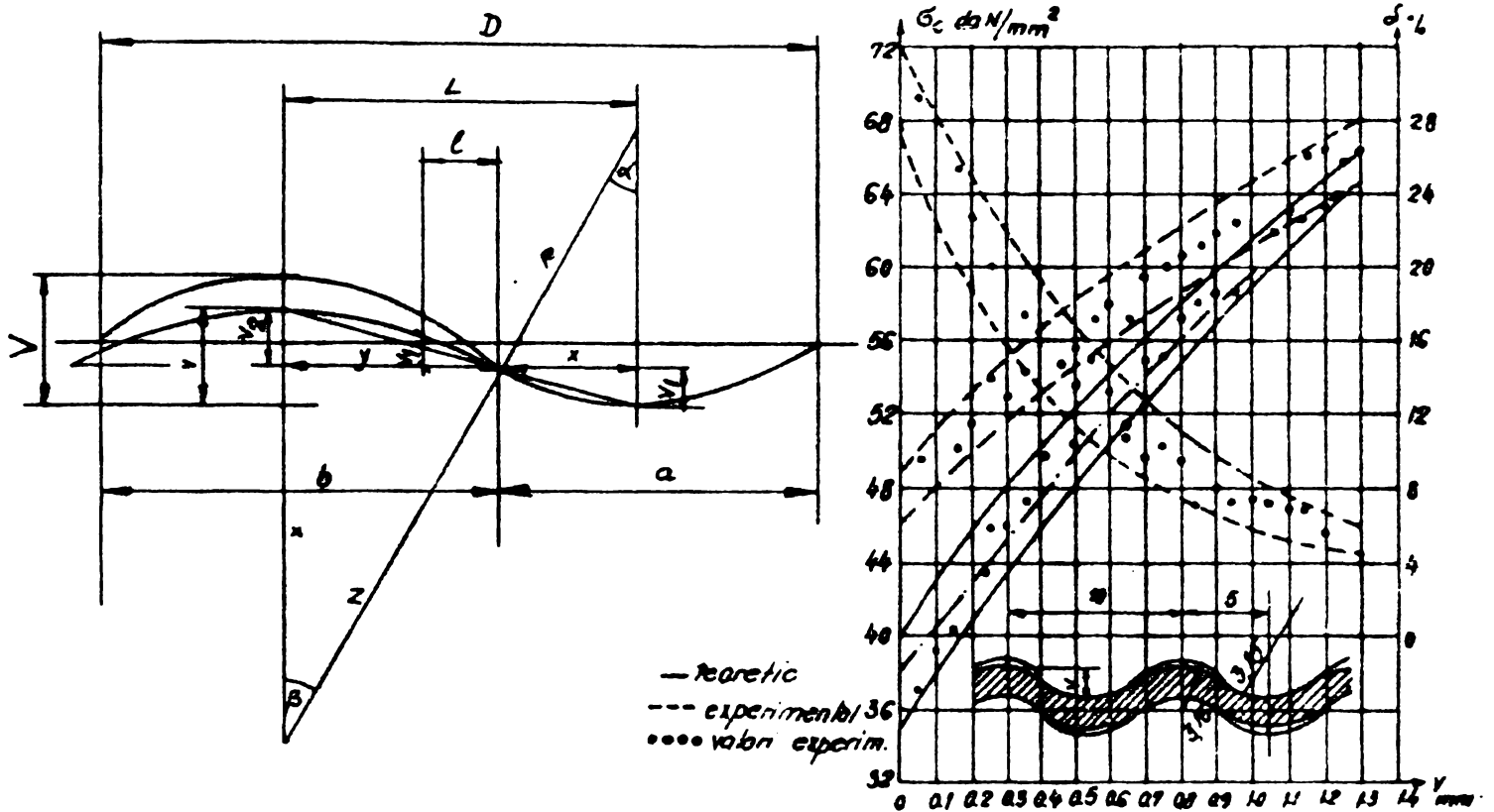


Fig.2.28

$$\rho = \frac{R}{L}; \quad \sigma = \frac{t}{L}, \quad \gamma = \frac{V}{L}, \quad \lambda = \frac{l}{L}, \quad x = \frac{x}{L}, \quad y = \frac{V}{L}, \quad z = \frac{z}{L} \quad (2.52)$$

$$\lambda_{ef} = 1 - 2 \cdot \rho \cdot \gamma \quad (2.53)$$

se găsește luncare specifică γ_z ;

$$\gamma_z = \frac{\partial s}{\lambda_{ef}} = \frac{\gamma}{(1 - 2 \cdot \rho \cdot \gamma) \cdot \left[1 + \frac{0,353}{\sigma^2} (1 - 4 \cdot \rho \cdot \gamma + 4 \cdot \rho^2 \cdot \gamma^2) \right]} \quad (2.54)$$

iar alungirea specifică maximă datorită ondularii ε_0 are valoarea :

$$\varepsilon_0 = \pm \frac{3 \cdot \gamma \cdot \sigma \cdot \alpha}{1 + \alpha} \quad (2.55)$$

Coeficientul de rigiditate la încovoiere și forfecare α este ;

$$\alpha = \frac{0,353}{2} \left[1 - 4 \cdot \rho \cdot \gamma + 4 \cdot \rho^2 \cdot \gamma^2 \right] \quad (2.56)$$

Alungirea tablei datorită întinderii transversale ε_p este :

$$\varepsilon_p = \frac{1}{2 \cdot 3} \left(\frac{2 \gamma}{1 + \gamma^2} \right)^2 + \frac{1 \cdot 3}{2 \cdot 4 \cdot 5} \left(\frac{2 \gamma}{1 + \gamma^2} \right)^4 + \dots + \quad (2.57)$$

Razistențele tablelor subțiri se poate mări și prin ampre-tarea la rece a unor rigidizări [65], [66].

După studiile efectuate de firma Vöest - Linz (fig.2.28) pentru lungimi de unde $D = 10 \text{ mm}$ și $R = 3,15 \text{ mm}$, valoarea lui σ_c a variat în funcție de înălțimea v de la 3800 daN/cm^2 la 6500 daN/cm^2 , iar δ 5 % a scăzut de la 28,3 % la 5,1 % pentru OL 37.

Dacă se cunosc toți parametrii care influențează intensitatea ecruisării, se poate evalua creșterea limitei de curgere a profilului plecând de la geometria sa.

În urma a numeroase încercări experimentale [67] s-a găsit că coeficientul δ ce caracterizează creșterea unitară a limitei de curgere pentru un colț și o dezvoltare unitară raportată la grosimea g a peretelui este o caracteristică δ_0 cu valori cuprinse într-un interval aproximativ constant și valabilă pentru $g \leq 5 \text{ mm}$:

$$\delta_0 = \frac{\delta}{g} \in [1,3 \div 1,66] \quad (2.58)$$

Pentru calcul se consideră valoarea minimă acoperitoare

$$\delta_0 = 1,2 \text{ g}$$

Creșterea efectivă a lui σ_c devine :

$$\Delta \sigma_c = 1,2 \cdot g \frac{n \cdot D_0}{D} \quad (2.59)$$

unde :

n - numărul de colțuri

D - desfășurarea profilului

$$A = D \cdot g \quad (2.59.a)$$

$$\Delta \sigma_c = 1,2 D_0 \frac{n \cdot g^2}{A} \quad (2.59.b)$$

Considerând din gama profilelor laminate la rece o valoare uzuală medie egală cu $D_0 = 150 \text{ mm}$ se găsește :

$$\Delta \sigma_c = 180 \cdot \frac{n \cdot g^2}{A} \quad (2.60)$$

$$[g], [A] = \text{mm} \quad [\Delta \sigma_c] = \text{daN/mm}^2$$

Plecând de la aceste studii, normele europene [68] recomandă calculul creșterii limitei de curgere cu relația ;

$$\Delta \sigma_c = 1835 \frac{n \cdot g^2}{A} \quad [N] \quad (2.61)$$

Normele franceze elaborate de CTICM [48] admit pentru $\bar{\sigma}_c$ fie limita de curgere a materialului de bază, a părților plane ale profilului finit fie $\bar{\sigma}_c$ mediu pe întreg profilul, determinat pentru fiecare mod de solicitare separat, cu condiția ca distanța între punctele de prindere ale piesei și baza de măsurat să fie de minimum de 8 respectiv 4 ori lățimea piesei, iar alungirea la rupere $\delta 5\%$ pe întreg profilul să fie cel puțin 20 %.

Normele austriece [14], [69] prevăd posibilitatea valorificării ecruisării la eforturi care acționează paralel cu muchia pe baza încercării experimentale pe întreg profilul în stare de livrare iar valorile lui $\bar{\sigma}_c$, $\bar{\sigma}_r$ și δ determinate, trebuie reduse cu raportul dintre valorile minime și efective ale rezistenței materialului benzii.

În R.P.Ungară, [70] se ține seama de ecruisarea pentru grosimi mai mici de 4 mm, la oțeluri de marcă inferioară lui OL 45 și când zona ecruisată reprezintă min. 30 % din aria întregului profil, cu condiția ca $\delta 5\% > 20\%$.

Normativul românesc P 54 - 75 [71] admite o valoare mărită a lui $\bar{\sigma}_{cp}$ pe întreg profilul, dar limitată la o creștere de maximum 15 %.

$$\bar{\sigma}_{cp} = \left(1 + 0,7 \frac{A_c}{A} \right) \cdot \bar{\sigma}_c \leq 1,15 \cdot \bar{\sigma}_c \quad (2.62)$$

La panourile cutate limitarea lui $\bar{\sigma}_{cp}$ este de $1,2 \cdot \bar{\sigma}_c$, iar în cazul că capacitatea portantă este dată de fenomenele de instabilitate din zonele puțin ecruisate, cum ar fi voalarea peretilor, creșterea lui $\bar{\sigma}_{cp}$ se limitează la maximum 6 - 8 % corespunzător unei creșteri de 100 daN/cm^2 .

2.8. INFLUENȚA SUDURII ASUPRA ECRUISĂRII

O problemă importantă privind posibilitatea valorificării practice a ecruisării o constituie influența sudurii, care produce încălziri locale mult peste temperatura de recristalizare și când teoretic este de așteptat dispariția ecruisării, cât și a eforturilor remanente ce sporesc pericolul ruperii fragile. Din cauza pericolului de rupere fragilă, la elementele metalice obținute care se sudează, se limitează gradul de ecruisare la maximum 5 % [72] și se recomandă folosirea oțelurilor îmbătrinite.

sau încălzite înainte de sudare. În cazul profilelor metalice îndoite la rece cu grosimi sub 8 mm apar deosebiră de comportare importante.

Numeroase studii efectuate [72], [73], [74] au arătat că în apropierea sudurii se disting d.p.d.v. metalurgic 3 zone :

- zona 1 - se găsește în regiunea austenitei și deci datorită transformării $\alpha-\gamma$ se pierde ecruisarea. Răcirea rapidă în urma sudării, datorită grosimii mici de perete, face ca $\bar{\sigma}_c$ și $\bar{\sigma}_r$ să rămână mai mari decât ale benzii laminate la caldă din care provine profilul îndoit la rece .

- zona 2 - este influențată termic, recrystalizează, crește grăuntele cristalin și deci dependent de acestea este teoretic de așteptat o scădere mică a lui $\bar{\sigma}_c$ și $\bar{\sigma}_r$, paralel cu posibilitatea formării de carburi.

- zona 3 rămâne sub temperatura de recrystalizare (550°) dar ajunge la temperaturi înalte.

Experimental, [75] s-a dovedit că nu se constată nici o influență importantă a sudurii asupra capacității portante, aceasta fiind pusă pe seama răcirii rapide în urma sudării. În același timp o fragilitate deosebită în zona sudurii nu se poate produce la grosimile mici ale profilelor îndoite la rece întrucât nu apar stări de eforturi triaxiale importante.

S-au constatat următoarele :

- În zona [1] se produce o creștere a fragilității dar ea rămâne mai mică decât a oțelului OL 52.

- În zona 2 influențată termic se poate conta pe formarea unor grăunți mari. Este cunoscut că mărimea grăuntelui real influențează proprietățile oțelului, iar mărimea grăuntelui de austenită influențează reziliența după relația :

$$\bar{\sigma}_c = \bar{\sigma}_0 + K/\sqrt{d} \quad (2.63)$$

Deoarece recrystalizarea se face prin difuzie, este necesar un timp oarecare pentru a se produce o creștere de grăunte. Prin încălzire rapidă la sudare este de presupus apariția unui număr mare de nuclee de cristalizare, ceea ce înseamnă că este îngreunată formarea unui grăunte grosolan. S-a demonstrat aceasta s-a laminat din oțel Thomas o epruvetă oblică în lungul ei, cu scăderea prin laminare a grosimii de la 0 % la 18 %, obținându-se astfel diverse grade de ecruisare. S-a dispus apoi sudură electrică și autogenă în lungul epruvetei, rezultatele cercetărilor fiind redată în continuare [75] În fig. 2.29 se arată

- marginea neregată în cazul sudurii electrice și se observă că limita de recristalizare este la un grad de ecruisare de 11%, iar creșterea grăunțelului este foarte mică.

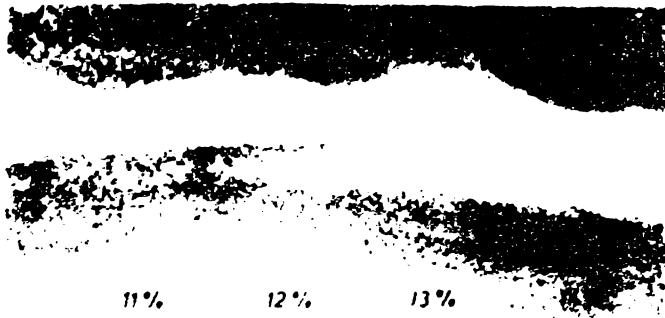


Fig.2.29

În cazul sudurii autogene, la care recristalizarea se produce la un grad de ecruisare de 9,5 % (fig.2.30) se constată o creștere mai pronunțată de grăunțe datorită încălzirii locale mari. La sudura electrică, structura de grăunțe segregat apare

la un grad de ecruisare superior lui 15 % (fig.2.31)



Fig.2.30



Fig.2.31

Mare importanță practică prezintă dependența dintre temperatura și timpul de recoacere, mărimea grăunțelului și duritate.

Influența încălzirii la 750° timp de 60 sec asupra unui colț de profil îndoit în care fibrele au pe grosime un grad diferit de ecruisare este redat în fig.2.32 și se constată că fibrele extreme cele mai ecruisate prezintă o creștere pronunțată de grăunțe în timp ce la o încălzire timp de 30 sec la temperatura de 750°C nu se constată nici o modificare de structură.



Fig.2.32

În cazul unei suduri dispuse transversal pe profil se observă lipsa oricărei structuri grosolane la o distanță de 1 mm de sudură, adică, în zona influențată termic în care apare recristalizarea.

Se poate spune că în cazul oțelurilor Thomas necalmate

cu cea mai mare predispoziție la segregare nu s-a observat a mărire de grăunte care putea fi cauza unei rupei casante. Prof. Bierett, în urma studiilor întreprinse, a ajuns la concluzia că temperatura critică de trecere în stare fragilă scade (fig. 2.33) dacă grosimea materialului se micșorează ceea ce corespunde și

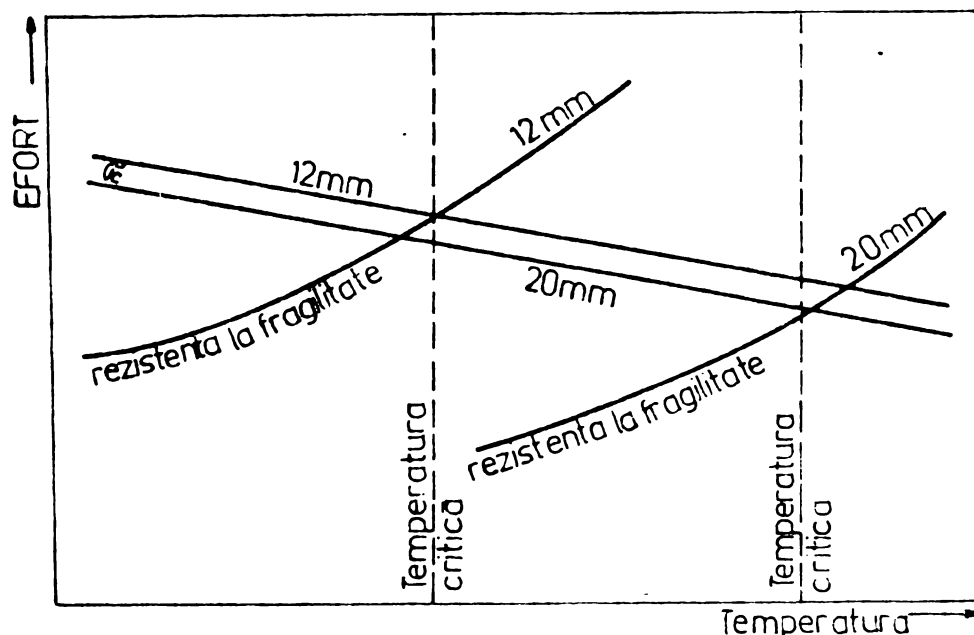


Fig. 2.33

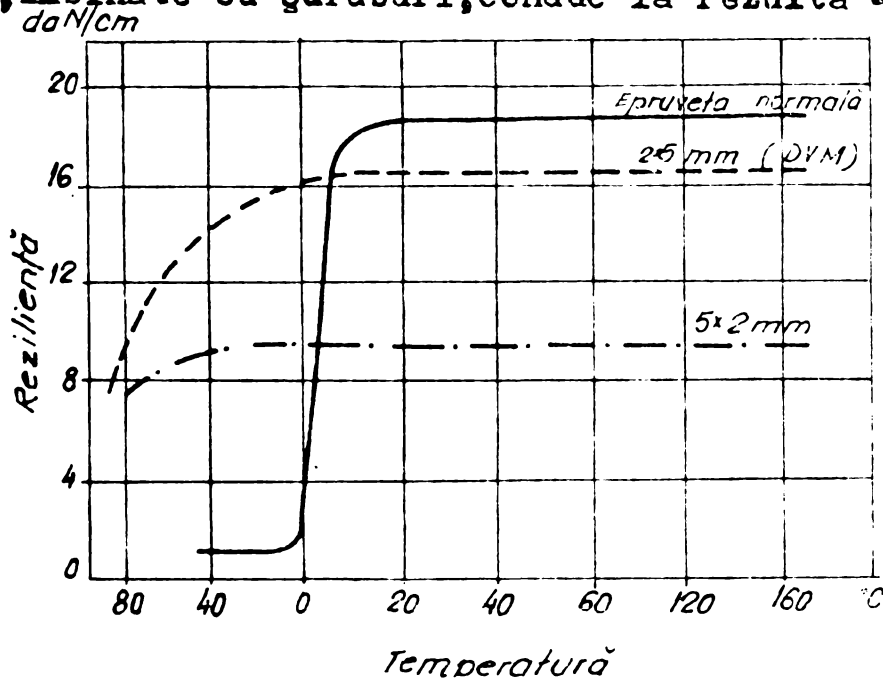
cu concluziile la care au ajuns cercetătorii P.E. Lagasse și F. Marguet [76]. Astfel, încercări de reziliență pe probe de aceeași grosime de 10 mm, dar realizate în două variante constructive

de 2 x 5 mm și 5 x 2 mm, îmbinate cu șuruburi, conduc la rezultatele prezentate în fig. 2.34.

[2.34]. Scăderea temperaturii critice se explică prin aceea că la grosimi mici de perete nu pot apărea stări de tensiune triaxiale periculose (fig. 2.35) [77], [78], [79], [80].

În cazul profilurilor metalice formate la rece, s-au efectuat

încercări de reziliență și desdoire a colțului pentru probe extrase din pereții și colțurile profilelor comparativ cu tabla de oțel înainte de îndoire din aceleași zone, fig. 2.36.



temperatura critică fiind considerată aceea la care colțul se rupe.

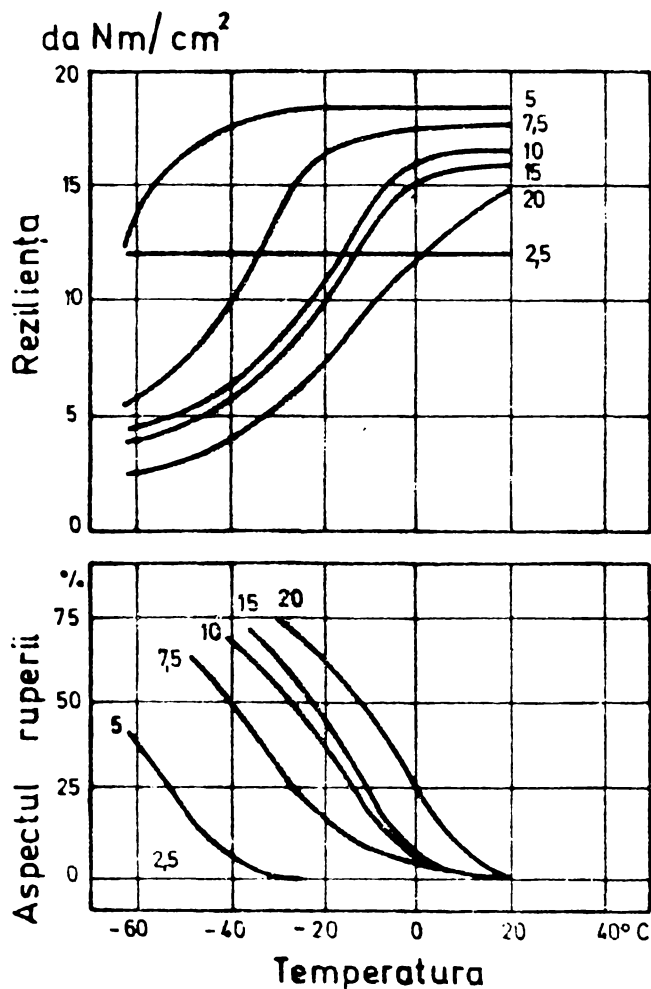


Fig.2.35

din Zit dată de duritatea maximă de sub cordon. Aceasta se determină astfel :

$$HM = 666 \cdot c_{\bullet} + 40 \quad (2.63)$$

$$c_{\bullet} = C + \frac{Mn}{9} + \frac{Si}{100} + \frac{Ni}{40} + \frac{Cr}{20} + \frac{Mo}{8} + \frac{V}{100} + \frac{Cu}{32} \quad \text{Rezistența} \quad (2.63b)$$

Plasticitatea se consideră corespunzătoare în funcție de viteza de răcire V dacă :

$$c_{\bullet} < 0,32 \text{ la } v_{\text{r}} \leq 15^{\circ}\text{C/s} \quad (2.64a)$$

Sensibilitatea la fisurare a oțelului constituie cel mai important criteriu de apreciere a sudabilității oțelurilor și se apreciază pe baza lucrului mecanic de rupere la diferite temperaturi, iar temperatura critică de tranziție marchează trecerea de la comportarea tenace la cea fragilă care corespunde valorii rezilienței de 3,5 daJ/cm² [81.]

Temperatura de tranziție depinde de granulația grăunțelii austenice, de grosimea tablei și de viteza de răcire după sudare. Ruperea este tenace și nu se produce în zit ci în materialul de bază dacă imbinarea nu este sensibilă la fisurare, ceea ce se apreciază prin plasticitatea

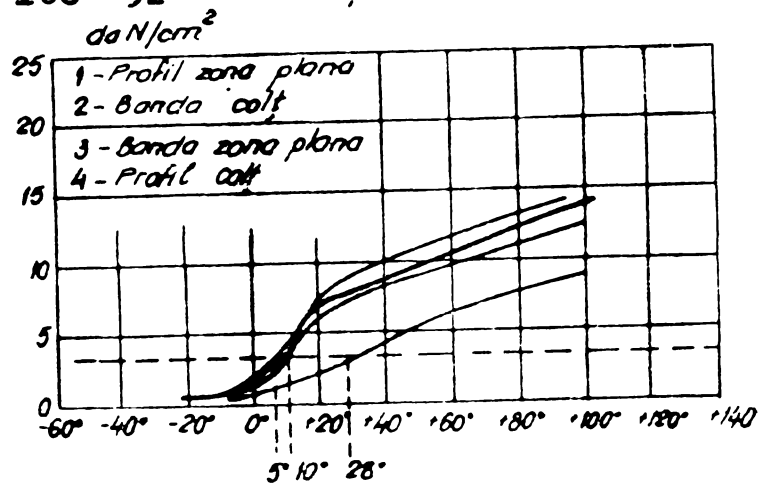


Fig.2.36

$$C_{\bullet} \leq 0,30 \quad \text{la} \quad v_r \leq 28^{\circ}\text{C/s} \quad (2.64 \text{ b})$$

$$C_{\bullet} \leq 0,28 \quad \text{la} \quad v_r \leq 50^{\circ}\text{C/s} \quad (2.64 \text{ c})$$

Cercetări efectuate la Institutul de cercetări în sudură din Duisburg [5] au arătat că se pot suda profilele îndoite la rece în zona colțului ecruisat dacă grosimea nu depășește 8 mm și sînt respectate valorile indicate în tabelul 2.3, care limitează indirect gradul de ecruisare.

Tab.2.3.

r/g	max. %	g admis în mm	clasa de calitate
≥ 25	< 2	toate	toate
≥ 10	< 2	≤ 16	
		> 16	2 sau 3
≥ 3	≤ 14	≤ 12	2 sau 3
$\geq 1,5$	≤ 25	≤ 8	

2.9. REZISTENȚA LA COROZIUNE

Factorii principali care influențează comportarea la coroziune a construcțiilor metalice, pot fi grupați după : natura și caracteristicile mediului agresiv, natura și caracteristicile metalului, sollicitarea mecanică, alcătuirea constructivă și protecția anticorozivă.

Între procesul de coroziune și nivelul de sollicitare mecanică există o interdependență deoarece tensiunea mecanică accelerează coroziunea, iar coroziunea modifică starea de eforturi unitare. S-a demonstrat că efortul de întindere stimulează coroziunea, iar cel de compresiune o inhibă. Fisurarea datorită coroziunii sub tensiune are ca efect cedarea bruscă iar zonele cu concentrări de eforturi lucrează anodic, comparativ cu cele netensionate, și se corodează mai intens. Influența simultană a coroziunii și oboselii asupra capacității portante depășește cu mult suma influențelor fiecăruia din acești factori în parte.

Îndoirea la rece a tablei de oțel reduce potențialul de electrod cu cca 40 mV, iar în cazul sollicitării care atinge limita de curgere scăderea poate ajunge la 130 mV.

Diferența mare de potențial între diferitele puncte de pe suprafața profilelor laminate la rece face ca procesul de coroziune electrochimică să progreseze rapid [82], [83]. Construcțiile din profile cu pereți subțiri îndoite la rece sînt mai expuse distrugerii prin coroziune din cauza grosimii de perete mică, avînd în vedere vitezele de coroziune mari pentru piesele neprotejate. În general se poate admite că în condiții atmosferice normale grosimea corodată cumulată pe cele două fețe este de 0,06 mm adică 480 g/m² pe an. Stabilirea gradului de protecție anticorrosivă se face admitînd ca la sfîrșitul perioadei de exploatare, care poate fi de 15,30 sau de 60 ani, pierderea să nu depășească un anumit procent din secțiune, de exemplu 20 % [69]. Grosimea minimă a unui profil format la rece se stabilește, dacă nu intervin condiții de rezistență și stabilitate, plecînd de la acțiunea corosivă a mediului, natura protecției anticorrosive și durata de exploatare. Astfel în normele austriece [69] și franceze [15] grosimea minimă se obține prin însumarea grosimilor rezultate pentru cele două fețe ale profilului, determinate după specificul fiecăruia în parte.

Eficiența unei protecții anticorrosive se poate aprecia prin raportul dintre costul total C și durabilitatea n adică ;

$$e = \frac{C_1 \cdot (1 + r)^n + C_{sk} (1 + r)^{n_k}}{n} \quad \text{mii/lei} \quad (2.65)$$

unde :

C_1 - cheltuieli inițiale în lei

r - dobîndă anuală în lei

n - perioada de exploatare în ani

C_{sk} - cheltuieli în lei într-un ciclu de întreținere curent k situat la un interval de timp n_k .

Cea mai utilizată metodă de protecție anticorrosivă a constituit vopsirea în straturi, cu grosimi maxime de 30 - 40 μ m în vederea asigurării unei elasticități suficiente și grosime totală minimă de 140 μ m. Se pot utiliza cu succes metodele de acoperiri metalice, de tipul zincării prin difuziune și pulverizare. Protecția maximă de tipul metalizării și vopsirii este deosebit de eficientă deoarece deși este mai scumpă decît protecția prin vopsire, asigură o durabilitate D_n de 1,6 ... 3,0 ori mai mare

decît suma durabilității unice din zincare D_z sau vopsire D_v ,
adică :

$$D_m = (1,6 \cdot 3) (D_z + D_v) \quad (2.66)$$

Oțelurile rezistente la coroziune, de tip cor-ten conțin cupru în cantitate de 0,2, ..., 0,6 %, fosfor și crom, dar în construcții metalice sudate se recomandă limitarea procentului de Cu la maximum 0,4 %, deoarece poate apărea o tendință de fragilizare și de fisurare la cald. Oțelurile românești ORCA și ORC⁸ au rezistențe mari la coroziune și la solicitări mecanice, deoarece stratul de produse de coroziune, care se formează la suprafața este aderent, continuu și uniform.

Astfel, rezistența la coroziune atmosferică crește de 5 la 8 ori și sînt indicate a se folosi la profile formate la rece, în special sub forma tablelor cutate.

CAPITOLUL III - CALCULUL ELEMENTELOR METALICE
FORMATE LA RECE

3.1. TEORIA BARELOR DIN PLACI PLANE SUBTIRI

Calculul profilelor metalice indoite la rece se face ți - nind seama că instabilitatea ansamblului unei bare este influențată de valoarea locală ai pereților plani ; iar un calcul exact numai poate admite ipoteza nedeformabilității secțiunii transversale. Studiul stabilității profilelor se poate face plecând de la întreaga bară fără a se admite deformabilitatea secțiunii transversale pe baza teoriei elaborată de V.Z.Wlassev [84], Ch.Massonet [85], Timoshenko [86] C.F.Kollbrunner [87] sau admițind că bara este alcătuită dintr-o succesiune de plăci plane legate prin intermediul muchiilor profilelor [88].

Calculul plăcilor plane se conduce pe baza teoriei liniare atunci când deformațiile rămân mai mici decât grosimea plăcii sau după teoria neliniară în domeniul postcritic, când mărimea săgeților depășește grosimea plăcii, iar efortul de membrană devine important. În general calculul după teoria de ord.1. se aplică plăcilor încărcate normal pe planul median, iar teoria de ordinul 2 se aplică plăcilor încărcate concomitent normal și în planul median. Ecuațiile diferențiale de echilibru ale plăcii, au fost stabilite de Th.Karman [86] și pot fi scrise, în cazul considerării influenței deformațiilor inițiale W_0 și a eforturilor remanente, în domeniul elastic, sub forma :

$$\Delta^2 (F - F_0) = E \left[\left(\frac{\partial^2 W}{\partial x \cdot \partial y} \right)^2 - \left(\frac{\partial^2 W_0}{\partial x \cdot \partial y} \right)^2 - \frac{\partial^2 W}{\partial x^2} \cdot \frac{\partial^2 W}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 W_0}{\partial x^2} \cdot \frac{\partial^2 W_0}{\partial y^2} \right] \quad (3.1)$$

$$D \Delta^2 (W - W_0) = p(x, y) + g \left[\frac{\partial^2 F}{\partial y^2} \cdot \frac{\partial^2 W}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 F}{\partial x^2} \cdot \frac{\partial^2 W}{\partial y^2} - 2 \frac{\partial^2 F}{\partial x \cdot \partial y} \cdot \frac{\partial^2 W}{\partial x \cdot \partial y} \right] \quad (3.2)$$

Ec. [3.1], [3.2] descriu starea de gaibă respectiv de placă, dar în cazul profilelor metalice indoite la rece, rigidizările interioare

lamine în profil conferă materialului o ortotropie geometrică, iar laminarea la rece una mecanică, din care cauză un calcul mai exact trebuie să admită materialul ortotrop iar în ec. (3.1) și (3.2) trebuie introdus operatorul Δ_i :

$$\Delta_i^2 = A_1 \frac{\partial^4}{\partial x^4} + 2 \cdot B_1 \frac{\partial^4}{\partial x^2 \partial y^2} + C_1 \frac{\partial^4}{\partial y^4} \quad (3.3)$$

unde :

$$A_1 = \frac{E_x g^3}{12(1-\mu_x \mu_y)} \quad C_1 = \frac{E_y g^3}{12(1-\mu_x \mu_y)} \quad B_1 = \frac{1}{2} (A_1 \partial_y + C_1 \partial_x + 4D_1) \quad (3.3a)$$

$$D_1 = \frac{G g^3}{12} \quad A_2 = \frac{1}{E_y} \quad B_2 = \frac{1}{2} \left(\frac{1}{G} - 2 \frac{\mu_x}{E_x} \right) \quad C_2 = \frac{1}{E_x} \quad (3.3b)$$

În domeniul plastic, dacă se admite metalul incompresibil ($\mu = 0,5$) Ljepik [89] a stabilit ecuațiile de echilibru pentru cazul materialului izotrop.

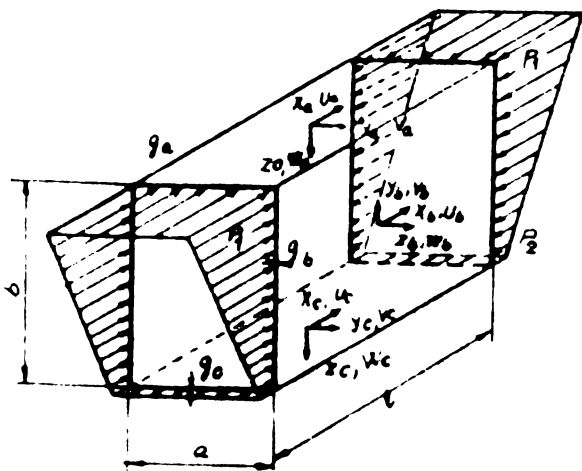
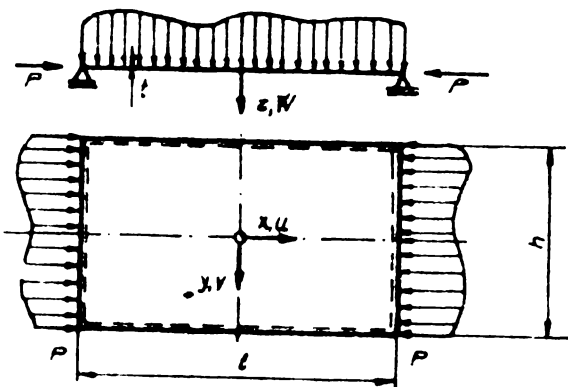


Fig 31

Instabilitatea plăcilor se poate studia și pe cale energetică folosind metoda elementului finit și metode automate de calcul [90], [91].

Pentru orice formă de profil, alcătuit dintr-o succesiune de plăci plane conlucrarea pereților se obține prin scrierea condițiilor de continuitate și de margine geometrice și statice. Se consideră cazul unei secțiuni chesonate (fig.3.1) pentru care se pot scrie următoarele condiții :

1.) Nedeformabilitatea unghiului drept

$$\frac{\partial W_a}{\partial y} \left(x, y = \frac{a}{2} \right) = \frac{\partial W_b}{\partial y} \left(x, y = \frac{b}{2} \right) \quad (3.4a)$$

$$\frac{\partial W_c}{\partial y} \left(x, y = \frac{a}{2} \right) = \frac{\partial W_b}{\partial y} \left(x, y = -\frac{b}{2} \right) \quad (3.4.b)$$

2.) Echilibrul momentelor încovoietoare în muchii :

$$M_{ya} \left(x, y = \frac{a}{2} \right) = - M_{yb} \left(x, y = \frac{b}{2} \right) \quad (3.5a)$$

$$M_{yc} \left(x, y = \frac{a}{2} \right) = M_{yb} \left(x, y = -\frac{b}{2} \right) \quad (3.5b)$$

3.) Echilibrul forțelor în muchii, cu neglijarea deformațiilor v :

$$E_a \cdot \sigma'_{ya} \left(x, y = \frac{a}{2} \right) = - q_{yb} \left(x, y = \frac{b}{2} \right) = 0 \quad (3.6a)$$

$$E_b \cdot \sigma'_{yb} \left(x, y = \frac{b}{2} \right) = - q_{ya} \left(x, y = \frac{a}{2} \right) = 0 \quad (3.6b)$$

$$E_b \cdot \sigma'_{yb} \left(x, y = -\frac{b}{2} \right) = - q_{yc} \left(x, y = \frac{a}{2} \right) = 0 \quad (3.6c)$$

$$E_c \cdot \sigma'_{yc} \left(x, y = \frac{a}{2} \right) = q_{yb} \left(x, y = -\frac{b}{2} \right) = 0 \quad (3.6d)$$

Săgețile W și grosimea plăcii g sînt de același ordin de mărime

4.) Săgeți egale ale muchiilor :

$$W_a \left(x, y = \frac{a}{2} \right) = 0 \quad W_b \left(x, y = -\frac{b}{2} \right) = 0 \quad (3.7a)$$

$$W_b \left(x, y = \frac{b}{2} \right) = 0 \quad W_c \left(x, y = \frac{a}{2} \right) = 0 \quad (3.7b)$$

5.) Deformații egale ale muchiilor :

$$\varepsilon'_{xa} \left(x, y = \frac{a}{2} \right) = \varepsilon'_{xb} \left(x, y = \frac{b}{2} \right) \quad (3.8a)$$

$$\varepsilon'_{xc} \left(x, y = \frac{a}{2} \right) = \varepsilon'_{xb} \left(x, y = -\frac{b}{2} \right) \quad (3.8b)$$

6. Egalitatea eforturilor tangențiale în muchii :

$$g_a \cdot \tau'_{xya} (x, y = \frac{a}{2}) = -g_b \cdot \tau'_{xyb} (x, y = \frac{b}{2}) \quad (3.9a)$$

$$g_c \cdot \tau'_{xyc} (x, y = \frac{a}{2}) = g_b \cdot \tau'_{xyb} (x, y = -\frac{b}{2}) \quad (3.9b)$$

7. Echilibrul eforturilor interiearecu încărcarea exterioară :

$$g_a \cdot \int_{-a/2}^{a/2} \sigma_{xa}(x, y) dy + 2g_b \int_{-b/2}^{b/2} \sigma'_{xb}(x, y) dy + g_c \int_{-a/2}^{+a/2} \sigma'_{xc}(x, y) dy = - [a(p_1 g_a + p_2 g_c) + (p_1 + p_2) g_b \cdot b] \quad (3.10)$$

8. Echilibrul momentului încovciator cu încărcarea exterioară :

$$g_a \cdot \frac{b}{2} \int_{-a/2}^{a/2} \sigma'_{xa}(x, y) \cdot dy + 2g_b \int_{-b/2}^{b/2} \sigma'_{xb}(x, y) y \cdot dy - g_c \cdot \frac{b}{2} \int_{-a/2}^{a/2} \sigma'_{xc}(x, y) dy = - \left[\frac{a \cdot b}{2} (p_1 \cdot g_a - p_2 \cdot g_c) + (p_1 - p_2) \cdot \frac{b^2}{6} \cdot g_b \right] \quad (3.11)$$

Pentru capetele barei, adică $x = \pm \frac{l}{2}$ se pot scrie condițiile de margine pentru săgeți și rotiri :

$$9) w_a (x = \pm \frac{l}{2}, y) = \Delta w_a (x = \pm \frac{l}{2}, y) = 0 \quad (3.12a)$$

$$w_b (x = \pm \frac{l}{2}, y) = \Delta w_b (x = \pm \frac{l}{2}, y) = 0 \quad (3.12b)$$

$$w_c (x = \pm \frac{l}{2}, y) = \Delta w_c (x = \pm \frac{l}{2}, y) = 0 \quad (3.12c)$$

10)

$$\frac{\partial \mu_a}{\partial y} (x = \pm \frac{l}{2}, y) = \frac{\partial \mu_c}{\partial y} (x = \pm \frac{l}{2}, y) = 0 \quad (3.13a)$$

$$\frac{\partial \mu_b}{\partial y} (x = \pm \frac{l}{2}, y) = \text{const.} \quad (3.13b)$$

Rezolvarea ec.(3.1),(3.2) se poate face aproximativ prin dezvoltarea în serie, dacă se alege pentru săgeată w soluție de forma :

$$W_i = \cos \frac{\pi x}{l} \sum_n a_{ni} \sin (\alpha_{ni} \cdot x + \psi_{ni}) \quad (3.14)$$

Schnodel și Marguerre [88] au ales pentru săgeata W a plăcii o expresie care să se apropie de forma reală deformată la încărcarea postcritică sub forma :

$$W_a = \cos \frac{\pi x}{l} \left[(f_{a1} - f_{a10}) \cos \frac{\pi y}{a} + (f_{a2} - f_{a20}) (1 + \cos \frac{2\pi y}{a}) \right] \quad (3.15a)$$

$$W_b = \cos \frac{\pi x}{l} \left[(f_{b1} - f_{b10}) \cos \frac{\pi y}{b} + (f_{b2} - f_{b20}) (1 + \cos \frac{2\pi y}{b}) + (f_{b3} - f_{b30}) \sin \frac{2\pi y}{b} \right] \quad (3.15b)$$

$$W_c = \cos \frac{\pi x}{l} \left[(f_{c1} - f_{c10}) \cos \frac{\pi y}{a} + (f_{c2} - f_{c20}) (1 + \cos \frac{2\pi y}{a}) \right] \quad (3.15c)$$

săgețile W_i introduse în (3.1) și (3.2) conduc la expresia lui F_i :

$$F_i = - \cos \frac{2\pi x}{l} \cdot \left[A_i \cdot \cos h \frac{2\pi y}{l} + B_i \frac{2\pi y}{l} \operatorname{sh} \frac{2\pi y}{l} + C_i \operatorname{sh} \frac{2\pi y}{l} + D_i \frac{2\pi y}{l} \cdot \cos h \frac{2\pi y}{l} \right] - H_i \frac{y^3}{6} - G_i \frac{y^2}{2} + F_{ip} + F_{i0} \quad (3.16)$$

unde :

F_{ip} - Funcția Airy pentru soluția particulară

F_{i0} - Funcția Airy pentru eforturi remanente

Din condițiile de margine (3.4 - 3.13) se determină necunoscutele A_i , B_i , C_i , D_i , G_i , H_i unde i ia valori pentru fețele a, b, c și se obține o relație între f_{bi} , f_{ai} și f_{ci} , iar funcția Airy pentru eforturi conține numai cei trei parametri f_{b1} , f_{b2} și f_{b3} care se determină din condiția ca potențialul E la echilibru să devină un minim.

Plecând de la expresia generală a potențialului, pentru bare studiate se obține :

$$\begin{aligned}
E_i = & \int_{-l/2}^{l/2} \int_{-h/2}^{h/2} \frac{g}{2E} \left[(\Delta F)^2 - (\Delta F_0)^2 - 2(1+\mu) \cdot (F_{xx} \cdot F_{yy} - F_{oxy} \cdot F_{oyx} - \right. \\
& \left. - F_{xy}^2 + F_{oxy}^2) \right] + \frac{E g^3}{24(1-\mu^2)} \cdot \left(\left[\Delta(W-W_0) \right]^2 - 2 \cdot (1-\mu) \cdot \left[(W_{xx} - W_{oxy}) \right. \right. \\
& \left. \left. (W_{yy} - W_{oyx}) - (W_{xy} - W_{oxy})^2 \right] \right) dx \cdot dy \quad (3.17)
\end{aligned}$$

În această relație indicii x și y înseamnă derivatele parțiale după aceste variabile, iar din considerarea deformației la marginile $x = \pm \frac{l}{2}$ se găsește lucrul mecanic exterior :

$$\begin{aligned}
E_e = & g \int_{-h/2}^{h/2} \left[\mu \cdot (x = \frac{l}{2}, y) - u(x = -\frac{l}{2}, y) \right] \cdot p(y) dy - \\
& - \int_{-l/2}^{l/2} \int_{-h/2}^{h/2} q_0(x, y) \cdot [W(x, y) - (W_0(x, y))] dx \cdot dy \quad (3.18)
\end{aligned}$$

Energia totală de deformație devine :

$$E = E_i + E_e \quad (3.19)$$

Extremul energiei se poate obține printr-un calcul succedat folosind o metodă iterativă în care se dau succesiv valori lui f_{b1} , f_{b2} și f_{b3} pînă se obține un minim [92] sau se poate utiliza una din metodele variaționale clasice Ritz, Galerkin.

3.2. INFLUENȚA EFORTURILOR REMANENTE DIN SUDURĂ

În profilele metalice îndoită la rece sudate apar deformații ale pereților subțiri în afara planului plăcii, cu mărimea maximă f_0 care poate fi definită în raport cu zveltotea plăcii λ_p . În urma unor prelucrări statistice [92] normele germane DIN 1079 acceptă pentru construcțiile metalice obișnuite următoarele valori ;

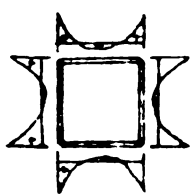
$$\text{pentru } \lambda_p = \frac{b}{g} \leq 150 \quad f_0/g = 4 \cdot \lambda_p^2 / 10^5 \quad (3.20a)$$

$$\lambda_p = \frac{b}{g} > 150 \quad f_0/g = -0,90 + 12 \cdot \lambda_p / 10^3 \quad (3.20b)$$

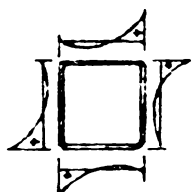
Mărimea și distribuția eforturilor remanente din sudură de în-
de mult de medul de alcătuire al barei, numărul sudurilor, raporta
dintre lățimea barei b și lungimea de voalare l (fig.3.2.)

In
zona su-
durilor
se pro-
duc e-
forturi
de in-
tindere
iar din
necesi-
tatea
echilib-
rării pe
secțiu-
nea tran-
sversală
apar și
eforturi
de con-

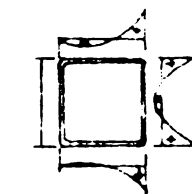
*Sudură în patru
colțuri*



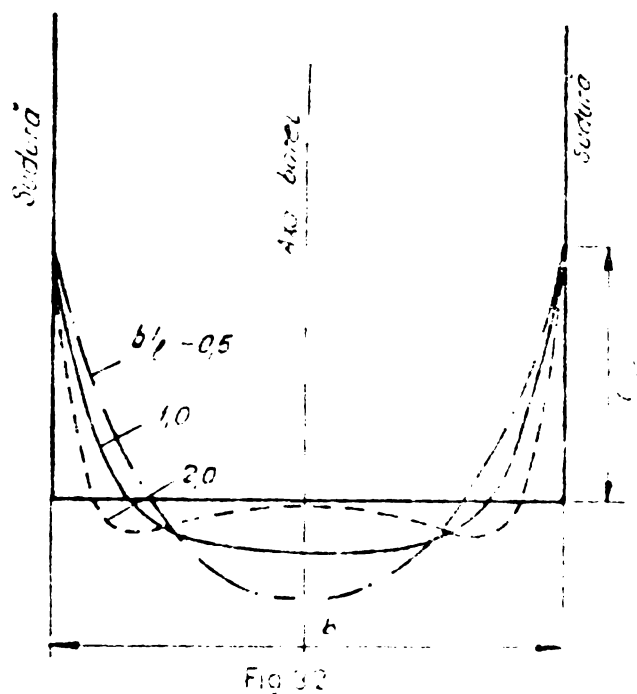
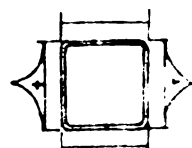
*Suduri în două
colțuri opuse*



*Suduri în două
colțuri alăturate*



*Sudură în zonele
plane*



presiune, a căror variație pe secțiune se poate accepta sub formă
sinusoidală :

$$F_{bo} = A_{bo} \cdot \cos \frac{2 \cdot \pi \cdot y}{l} + B_{bo} \cdot \frac{2 \cdot \pi \cdot y}{l} \cdot \sin h \frac{2 \cdot \pi \cdot y}{l} \quad (3.21)$$

Repartiția eforturilor remanente depinde mult de raportul b/l ;
pentru bare înguste cu $b \leq 300$ mm se poate accepta curba corea -
punzătoare lui $b/l = 0,5$, la $b = 400$ se alege $b/l = 1$ iar la
 $b > 1000$ se poate neglija influența eforturilor remanente asupra
voalării [88].

Pentru stlpii pătrați comprinși centric, săgeata pereților
 f este influențată de săgeata inițială f_0 , efortul remanent maxim

la marginea sudată a plăcii σ_{x0} și de efortul critic ideal de valoare σ_{cr}^0 , conform relației (3.22)

$$0,236 \frac{f^3}{g^3} + \frac{f}{g} \left[1 - \frac{\sigma}{\sigma_{cr}^0} - 0,162 \frac{\sigma_{x0}}{\sigma_{cr}^0} - 0,236 \left(\frac{f_0}{g} \right)^2 \right] - \frac{f_0}{g} = 0 \quad (3.22)$$

Comportarea postcritică a plăcilor metalice cu eforturi remanente este influențată de mărimea și distribuția eforturilor remanente, dimensiunile plăcii, poziția și tehnologia de sudare. În lungul cordonului de sudură, după răcire, iau naștere eforturi de întindere, cu valoarea zero la capete și maxime în zona centrală a cordonului, iar eforturile transversale cordonului de sudură sînt de întindere în zona centrală și de compresiune la capete.

Se presupune o placă solicitată la eforturile σ_x, σ_y din încărcarea p și la tensiunile remanente $\sigma_{xm}^0, \sigma_{ym}^0, \tau_m^0$ uniform repartizate pe grosime (fig.3.3)

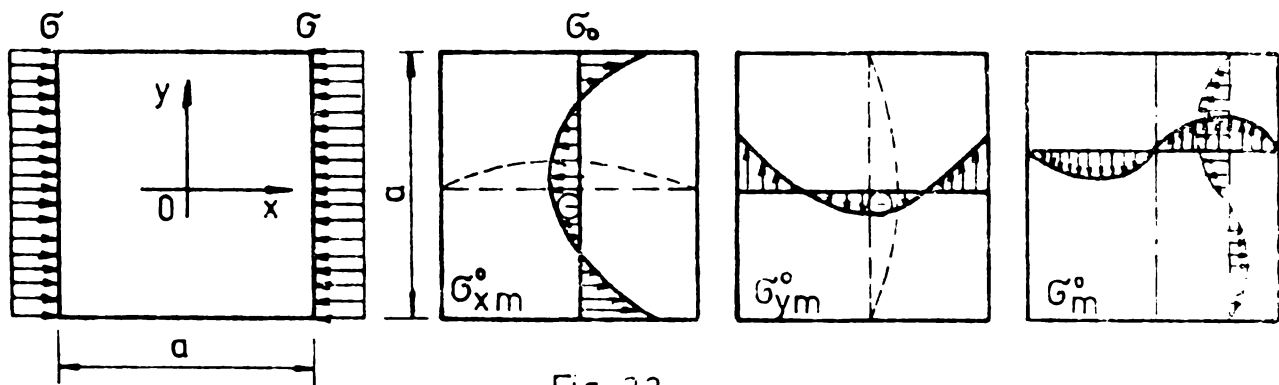


Fig. 3.3

Plecînd de la ecuația (3.1), (3.2) se poate alege pentru cazul studiat funcția Airy F_0 pentru eforturi remanente [93], [94] sub forma:

$$F_0 = \frac{a^2 \sigma_0}{32} \left[1 - 8 \frac{x^2}{a^2} + 16 \frac{x^4}{a^4} \right] \cdot \left[1 - 8 \frac{y^2}{a^2} + 16 \frac{y^4}{a^4} \right] \quad (3.23)$$

cu soluția generală ;

$$w = f \cdot \bar{W}_i = f \cos \frac{i\sqrt{\pi} x}{a} \cdot \cos \frac{j\sqrt{\pi} y}{a} \text{ pt } i, j = 1, 3, 5 \quad (3.24)$$

În cazul absenței oricăror imperfecțiuni geometrice ($w_0 = 0$) soluția generală devine :

$$F = -\frac{1}{32} E f^2 \left(\cos \frac{2\sqrt{\pi} x}{a} + \cos \frac{2\sqrt{\pi} y}{a} \right) - \frac{p_x \cdot y^2}{2} - \frac{p_y \cdot x^2}{2}$$

(3.25)

Săgeata maximă f din relația (3.24) se poate determina folosind metoda variațională Galerkin și este soluția ecuației (3.26)

$$\int_{-a/2}^{a/2} \int_{-a/2}^{a/2} \left\{ D \cdot \Delta^2 W - g \left[\frac{\partial^2 (F+F_0)}{\partial y^2} \cdot \frac{\partial^2 W}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 (F+F_0)}{\partial x^2} \cdot \frac{\partial^2 W}{\partial y^2} - 2 \frac{\partial^2 (F+F_0)}{\partial x \cdot \partial y} \cdot \frac{\partial^2 W}{\partial x \cdot \partial y} \right] \right\} \cdot \bar{W}_1 \cdot dx \cdot dy = 0 \quad (3.26)$$

Intre efortul critic de valoare ideal σ_{cr}^0 și cel real σ_{cr} , influențat de prezența eforturilor remanente, există o interdependență ce depinde de modul de rezemare al plăcii [94].

- marginile articulate $\sigma_{cr} / \sigma_{cr}^0 = 0,769 + 0,717 \cdot \sigma_0 / \sigma_{cr}^0$ (3.27a)

- marginile simplu rezemate : $\sigma_{cr} / \sigma_{cr}^0 = 1 + 0,932 \sigma_0 / \sigma_{cr}^0$ (3.28b)

unde :

$$\sigma_{cr}^0 = \frac{\pi^2 E}{3(1-\mu^2)} \cdot \left(\frac{g}{a} \right)^2 \quad (3.28)$$

Eforturile remanente, după sensul de acțiune și mărime, de - finit prin raportul σ_0 / σ_{cr} , pot avea efect defavorabil, asemănător cu imperfecțiunile structurale, sau efect favorabil de rigidizare a plăcii dacă distribuția lor este adecvată. Tensiunile remanente de origine termică, îndeosebi cele din sudură, pot avea o influență mare asupra comportării în exploatare.

Dacă se presupune câmpul termic de variație sub forma ;

$$T = T_0 + X(x) \cdot Y(y) \quad (3.29)$$

atunci funcția F_0 a tensiunilor reziduale este soluția ecuației biarmonice generalizate [95]:

$$\Delta^2 F_0 - \alpha \cdot E \cdot \Delta T = 0 \quad (3.30)$$

Este avantajos ca F_0 să fie ales sub forma produsului a două funcții ce depind fiecare de câte o variabilă independentă.

$$F_0 = f(x) \cdot g(y) \quad (3.30a)$$

Pentru $g(y)$ se adoptă soluția unidimensională a eforturilor

reziduale sub efectul câmpului de temperatură $T = Y(y)$ și se determină $f(x)$ astfel ca să avem un minim al energiei complementare. [95]

Funcția tensiunilor reziduale F_0 devine [96]:

$$F_0 = \alpha \cdot E \cdot T \left(1 - 0,505 \operatorname{ch} k_1 x \cdot \cos k_2 x - 0,0336 \cdot \operatorname{sh} k_1 x \cdot \sin k_2 x \right) \cdot \left(\frac{a^2}{4\eta} - \frac{1}{\eta} \cdot y^2 - \frac{a^2}{\pi^2} \cdot \cos \frac{\pi y}{a} \right) \quad (3.31)$$

unde :

$$K_1 = \frac{4,159}{a} \quad K_2 = \frac{2,257}{a} \quad (3.31a)$$

Eforturile unitare reziduale se obțin astfel :

$$\sigma_{xm}^0 = f \cdot g'' \quad \sigma_{ym}^0 = f'' \cdot g \quad \tau_m^0 = f' \cdot g' \quad (3.32)$$

Dacă efectul termic este localizat pe o axă de simetrie a inimii expresia lui T se simplifică :

$$T = T_0 + T_1 \cdot \cos \frac{\pi y}{a} \quad (3.33)$$

Comportarea post - critică a unei plăci pătrate comprimate uniforme și supusă la tensiuni reziduale de origine termică [90] este descrisă în funcție de modul de rezemare de ecuațiile :
la marginile articulate :

$$\sigma / \sigma_{cr}^0 = 0,769231 + 0,525 \cdot f/g - 0,07911 \cdot \alpha \cdot E T_1 / \sigma_{cr}^0 \quad (3.34a)$$

la marginile simplu rezemate :

$$\sigma / \sigma_{cr}^0 = 1 + 0,34125 \cdot f/g - 0,10284 \cdot \alpha \cdot E T_1 / \sigma_{cr}^0 \quad (3.34b)$$

Numeroase studii au condus la concluzia că eforturile remanente influențează mult deformațiile dar sînt de importanță mai mică la determinarea capacității portante în domeniul post critic deoarece toate eforturile de compresiune se micșorează la mijlocul părții voalate la atingerea capacității portante.

Eforturile remanente au o influență mică asupra lățimii active a unei plăci ce voalază [88] și de aceea, în normele de calcul, nu se iau în considerare la determinarea lățimii eficace.

3.3. INFLUENȚA RIGIDIZARILOR ASUPRA COMPORTĂRII PLĂCILOR PLANE COMPRESATE

Se presupune o placă ideală de formă dreptunghiulară comprimată, dintr-un material elasto - plastic, prevăzută cu rigidizări longitudinale și la care se neglijează influența răsucirii libere și încovoierii - răsucirii asupra rigidizării. Plecând de la ecuația diferențială a echilibrului plăcii cu deformații mari (3.2) (3.1) se presupune că placa este perfect plană, $W_0 = 0$; neîncărcată, $p(x,y) = 0$ și considerând condițiile marginale în ipoteza rezemării simple și articulate se poate da o rezolvare energetică, dacă suprafața deformată a plăcii se alege sub forma :

$$W = f_1 \cdot \sin \frac{\bar{J} \cdot x}{a} \cdot \sin \frac{\bar{J} \cdot y}{b} + f_2 \cdot \sin \frac{K \cdot \bar{J} \cdot x}{a} \cdot \sin \frac{n \cdot \bar{J} \cdot y}{b} \quad (3.35)$$

Dacă se consideră energia potențială a stării de membrană E_m , de încovoiere a plăcii E_i^D a rigidizării E_i^R precum și energia potențială a forțelor exterioare ce acționează pe placă E_p și pe rigidizare E_r , avem pentru cazul plăcii din fig 3.4. relația :

$$E = - \frac{\bar{J} \cdot p_x \cdot g}{8 \cdot \alpha} (f_1^2 + K^2 \cdot f_2^2) - \frac{p_x \cdot a^2 \cdot g}{E \cdot \alpha} (p_x - \mu \cdot p_y) \quad (3.36)$$

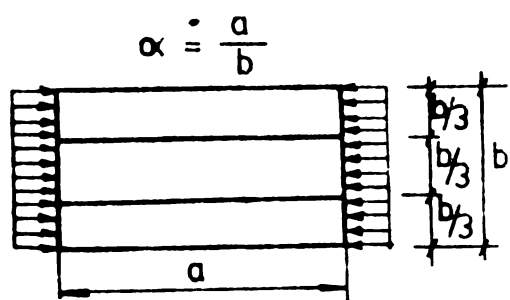


Fig. 3.4

Rigidizarea plăcii se consideră ca

are rigiditate mare $\delta = \frac{EI_r}{b \cdot D}$

dacă $\delta > \delta^*$ și mică în caz contrar. Rigiditatea minimă δ^* se determină pe baza teoriei liniare de voalare [97] .

În ec.(3.35) parametrii K și n se determină astfel ca suprafața de

încovoiere reală să coincidă cu cea a plăcii rigidizate iar concordanța se obține dacă luăm $K = 1$, $n = 5$ pt. $\delta < \delta^*$ și $K = 3$, $n = 3$ pentru $\delta > \delta^*$

Constantele f_1 , f_2 se determină din condiția de minimum al

energiei potențiale, adică :

$$\frac{\partial E}{\partial f_i} = 0 \quad \text{pentru } i = 1, 2 \quad (3.37)$$

În domeniul postcritic deformația plăcii este definită dacă știn parametrii f_1 și f_2 respectiv sub formă adimensională, $\bar{f}_1 = f_1/g$ și $\bar{f}_2 = f_2/g$. Săgeata maximă v_{\max} depinde de mărimea coeficientului γ astfel :

Dacă :

$$\gamma < \gamma^* \quad v_{\max} = \frac{\sqrt{3}}{2} (\bar{f}_1 - \bar{f}_2) \quad (3.38a)$$

$$\gamma \geq \gamma^* \quad v_{\max} = \frac{\sqrt{3}}{2} \bar{f}_1 \quad (3.38b)$$

Starea limită se consideră atunci când rigidizarea voalează sau se atinge în ea efortul de curgere, iar rigiditatea optimă a rigidizării corespunde cazului când efortul din placă este egal cu cel din rigidizare, iar eficiența maximă a rigidizării depinde de zveltețea plăcii întrucît la plăci cu zveltețe mică este mai eficient folosirea rigidizărilor cu rigiditate γ mică [97] [98].

Pentru cazul simplei rezemări când $K=1$, $n=5$ relația (3.37) se scrie :

$$\frac{4}{3(1-\mu^2)} \cdot \bar{f}_1 \left[3\gamma + (1+\alpha^2)^2 \cdot \left(1 - \frac{\sigma}{\sigma_{cr}^0}\right) \right] - \frac{4}{1-\mu^2} \cdot \bar{f}_2 \cdot \gamma = 0 \quad (3.39a)$$

$$- \frac{4}{1-\mu^2} \cdot \bar{f}_1 \cdot \gamma + \frac{4}{3(1-\mu^2)} \cdot \bar{f}_2 \cdot \left[(1+25\alpha^2)^2 + 3\gamma - (1+\alpha^2)^2 \cdot \frac{\sigma}{\sigma_{cr}^0} \right] = 0 \quad (3.39b)$$

Se pune condiția de compatibilitate al sistemului de ecuații liniare și omogene cu necunoscutele f_1 și f_2 prin anularea determinantului sistemului (3.39) și rezultă dependența dintre γ și $\sigma_{cr}/\sigma_{cr}^0$;

$$\left. \begin{aligned} & \gamma + \frac{(1 + \alpha^2)^2 \cdot (1 - \nu)}{3} \cdot \frac{\sigma}{\sigma_{cr}} \\ & - \gamma \end{aligned} \right|_{x=0}$$

$$- \gamma \quad \gamma + \frac{(1 + 25 \cdot \alpha^2)^2}{3} = \frac{(1 + \alpha^2)^2 \cdot \sqrt{\sigma}}{3 \cdot \sigma_{cr}}$$

(3.40)

În cazul plăcilor reale care au o săgeată inițială W_0 distribuită sinusoidal cu amplitudinea f_0 , se poate admite :

$$W_0 = f_0 \cdot \sin \frac{\pi \cdot x}{a} \cdot \sin \frac{\pi \cdot y}{b} \quad (3.41)$$

Pentru placa cu o singură rigidizare longitudinală (fig. 3.5) se scriu ecuațiile diferențiale de echilibru (3.1), (3.2) sub

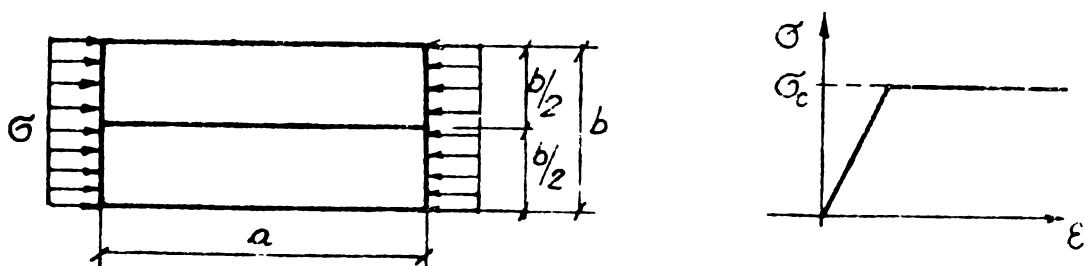


Fig. 3.5

forma :

$$\frac{D}{8} \Delta^2 W = \frac{\partial^2 F}{\partial y^2} \cdot \frac{\partial^2 (W+W_0)}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 F}{\partial x^2} \cdot \frac{\partial^2 (W+W_0)}{\partial y^2} - 2 \frac{\partial^2 F}{\partial x \cdot \partial y} \cdot \frac{\partial^2 (W+W_0)}{\partial x \cdot \partial y} \quad (3.42a)$$

$$\Delta^2 F = E \left\{ \left[\frac{\partial^2 (W+W_0)}{\partial x \cdot \partial y} \right]^2 - \frac{\partial^2 (W+W_0)}{\partial x^2} \cdot \frac{\partial^2 (W+W_0)}{\partial y^2} - \left(\frac{\partial^2 W_0}{\partial x \cdot \partial y} \right)^2 + \frac{\partial^2 W_0}{\partial x^2} \cdot \frac{\partial^2 W_0}{\partial y^2} \right\} \quad (3.42b)$$

Soluția generală pentru săgeată se poate lua :

$$W = f_1 \cdot \sin \frac{\pi \cdot x}{a} \cdot \sin \frac{\pi \cdot y}{b} + f_2 \sin \frac{2 \cdot \pi \cdot x}{a} \sin \frac{2 \cdot \pi \cdot y}{b} \quad (3.43)$$

iar funcția Airy corespunzătoare :

$$\begin{aligned}
 F = E \cdot & \left\{ \frac{f_1^2 + 2 \cdot f_0 \cdot f_1}{32} \left(\alpha^2 \cdot \cos \frac{2\pi x}{a} + \frac{1}{\alpha^2} \cos \frac{2\pi y}{b} \right) + \right. \\
 & + 4 \cdot \alpha^2 \cdot (f_0 + f_1) \cdot f_2 \cdot 4 \cdot \alpha^2 \cdot (f_0 + f_1) \cdot f_2 \left[\frac{1}{(9\alpha^2 + 1)^2} \cdot \cos \frac{\pi x}{a} \right. \\
 & \cdot \cos \frac{3\pi y}{b} + \left. \frac{1}{(\alpha^2 + 9)^2} \cdot \cos \frac{3\pi x}{a} \cdot \cos \frac{\pi y}{b} \right] + \\
 & \left. + \frac{f_2^2}{32} \left(\alpha^2 \cdot \cos \frac{4\pi x}{a} + \frac{1}{\alpha^2} \cos \frac{4\pi y}{b} \right) \right\} - \frac{\sigma \cdot y^2}{2} \quad (3.44)
 \end{aligned}$$

Eforturile din stadiul de membrană se determină din :

$$\sigma_{xm} = \frac{\partial^2 F}{\partial y^2} \quad \sigma_{ym} = \frac{\partial^2 F}{\partial x^2} \quad \tau_m = - \frac{\partial^2 F}{\partial x \cdot \partial y} \quad (3.45)$$

$$\begin{aligned}
 \sigma_{xm} = - \frac{\pi^2 E}{8a^2} & \left\{ (f_1^2 + 2 f_0 \cdot f_1) \cos \frac{2\pi y}{b} + 32 \alpha^4 (f_0 + f_1) f_2 \right. \\
 & \left[\frac{9}{(9\alpha^2 + 1)^2} \cos \frac{\pi x}{a} \cdot \cos \frac{3\pi y}{b} + \frac{1}{(\alpha^2 + 9)^2} \cdot \cos \frac{\pi y}{b} \cdot \cos \frac{3\pi x}{a} \right. \\
 & \left. + 4 \cdot f_2^2 \cdot \cos \frac{4\pi y}{b} \right\} - \sigma \quad (3.45a)
 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
 \sigma_{ym} = - \frac{\pi^2 E}{8b^2} & \left\{ (f_1^2 + 2 f_0 \cdot f_1) \cos \frac{2\pi x}{a} + 32 (f_0 + f_1) \cdot f_2 \cdot \right. \\
 & \left[\frac{1}{(9\alpha^2 + 1)^2} \cos \frac{\pi x}{a} \cos \frac{3\pi y}{b} + \frac{9}{(\alpha^2 + 9)^2} \cos \frac{3\pi x}{a} \cdot \cos \frac{\pi y}{b} \right] \\
 & \left. + 4 \cdot f_2^2 \cdot \cos \frac{4\pi x}{a} \right\} \quad (3.45b)
 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
 \tau_m = - \frac{12 \cdot \alpha \cdot \pi^2 \cdot E}{b^2} & (f_0 + f_1) f_2 \left[\frac{1}{(9\alpha^2 + 1)^2} \sin \frac{\pi x}{a} \cdot \sin \frac{3\pi y}{b} + \right. \\
 & \left. + \frac{1}{(\alpha^2 + 9)^2} \sin \frac{3\pi x}{a} \sin \frac{\pi y}{b} \right] \quad (3.45c)
 \end{aligned}$$

Energia potențială E a plăcii voalate se compune din energie potențială E_p și lucrul mecanic al încărcărilor exterioare L .

$$E = E_p + L \quad (3.46)$$

$$E = E_m + E_f \quad (3.47)$$

Se scriu expresiile energiei potențiale de membrană E_m și de încoviere E_f a plăcii voalate

$$E_m = \frac{g}{2E} \int_0^a \int_0^b \left\{ (\sigma_{xm} + \sigma_{ym})^2 - 2(1 + \mu)(\sigma_{xm} \cdot \sigma_{ym} - \tau_{m}^2) \right\} dx dy \quad (3.48a)$$

$$E_m = \frac{g}{2E} \int_0^a \int_0^b \left\{ \left(\frac{\partial^2 F}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 F}{\partial x^2} \right)^2 - 2(1 + \mu) \left[\frac{\partial^2 F}{\partial y^2} \cdot \frac{\partial^2 F}{\partial x^2} - \left(\frac{\partial^2 F}{\partial x \cdot \partial y} \right)^2 \right] \right\} dx dy \quad (3.48b)$$

Energia potențială de încoviere E_f se compune din energia potențială a plăcii E_f^p și a rigidizării E_f^r .

$$E_f = E_f^p + E_f^r \quad (3.49)$$

$$E_f^p = \frac{D}{2} \int_0^a \int_0^b \left\{ \left(\frac{\partial^2 W}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 W}{\partial y^2} \right)^2 - 2(1 - \mu) \left[\frac{\partial^2 W}{\partial x^2} \cdot \frac{\partial^2 W}{\partial y^2} - \left(\frac{\partial^2 W}{\partial x \cdot \partial y} \right)^2 \right] \right\} dx dy \quad (3.49a)$$

$$E_f^r = \frac{E I_r}{2} \int_0^a \left(\frac{\partial^2 W}{\partial x^2} \right)_{y=\frac{b}{2}} dx \quad (3.49b)$$

Lucrul mecanic al încărcărilor exterioare L se compune din lucrul mecanic al forțelor de pe placă L_p și al rigidizării L_r .

$$L = -L_p + L_r \quad (3.50)$$

$$L_p = \bar{\sigma} \cdot b \cdot g \cdot \Delta x \quad (3.50a)$$

$$L_r = P_r \cdot A_r \cdot \Delta r \quad (3.50b)$$

unde deplasarea Δ_r a rigidizării este egală cu :

$$\Delta_r = \int_0^a \left[\frac{P_r}{E} - \frac{1}{2} \left(\frac{dw}{dx} \right)_{y=\frac{b}{2}}^2 \right] \cdot dx \quad (3.51)$$

În cazul deplasării libere în lungul rigidizării plăcii avem $P_r = 0$ iar energia plăcii voalate E devine ;

$$E = \frac{\pi^4 \bar{\sigma} E_0 g^5}{256 \cdot a^2 \cdot \alpha} \left\{ (1 + \alpha^4) (\bar{f}_1^2 + 2 \cdot \bar{f}_0 \cdot \bar{f}_1)^2 + 512 \cdot \alpha^4 \left[\frac{1}{(9 + \alpha^2)^2} + \frac{1}{(1 + 9 \cdot \alpha^2)^2} \right] \cdot (\bar{f}_0 + \bar{f}_1)^2 \cdot \bar{f}_2^2 + \frac{8(1 + \alpha^2)}{3(1 - \mu^2)} \cdot \left[1 + \frac{2 \cdot \mu}{(1 + \alpha^2)^2} - \frac{\bar{\sigma}}{\bar{\sigma}_{cr}} \right] \cdot \bar{f}_1^2 - \frac{16(1 + \alpha^2)^2}{1 - \mu^2} \cdot \frac{\bar{\sigma}}{\bar{\sigma}_{cr}} \cdot \bar{f}_0 \cdot \bar{f}_1 + \frac{32(1 + \alpha^2)^2}{3(1 - \mu^2)} \cdot \left(4 - \frac{\bar{\sigma}}{\bar{\sigma}_{cr}} \right) \cdot \bar{f}_2^2 - \frac{\bar{\sigma}^2 \cdot g \cdot a^2}{2 \cdot E \cdot \alpha} \right\} \quad (3.52)$$

unde :

$$\bar{f}_i = f_i / g \quad (3.52a)$$

Condiția de minim (3.53) a energiei E se rezolvă pe cale numerică și se pot trasa grafice ale raportului $\bar{\sigma} / \bar{\sigma}_{cr}$ în funcție de α și \bar{f}_i :

$$\frac{\partial E}{\partial f_i} = 0 \quad \text{pt. } i=1,2 \quad (3.53)$$

$$\bar{\sigma} / \bar{\sigma}_{cr} = f(\alpha = a/b, \bar{f}_i = f_i/g, \mu) \quad (3.54)$$

din care rezultă că eficiența rigidizărilor scade rapid în domeniul postcritic.

Efortul de membrană $\bar{\sigma}_{xm}$ este maxim la marginile longitudinale a plăcii și depinde de abscisa x iar valoarea medie

$\bar{\sigma}_{xm}^m$ se poate defini astfel :

$$\bar{\sigma}_{xm}^m = \frac{1}{a} \int_0^a \bar{\sigma}_{xm}' \cdot dx \quad (3.55)$$

Dependența între $\bar{\sigma}_{xm}^m$, $\bar{\sigma}_{cr}$ și $\bar{\sigma}$ este dată de relația (3.56)

$$\sigma_{xm}^m / \sigma_{cr}^0 = -0,34125 \left(\bar{f}_1^2 + 2 \cdot \bar{f}_0 \cdot \bar{f}_1 + 4 \bar{f}_2^2 \right) - \sigma / \sigma_{cr}^0 \quad (3.56)$$

unde σ_{cr}^0 este efortul critic pentru placa ideală nerigidizată.

Reprezentarea grafică a relației (3.56) pentru placa nerigidizată ($\gamma=0$) și rigidizată cu $\gamma=5$ și $\gamma=6$ arată că pentru o anumită placă și efort σ dat, efortul de membrană scade cu creșterea rigidității γ (fig.3.6)

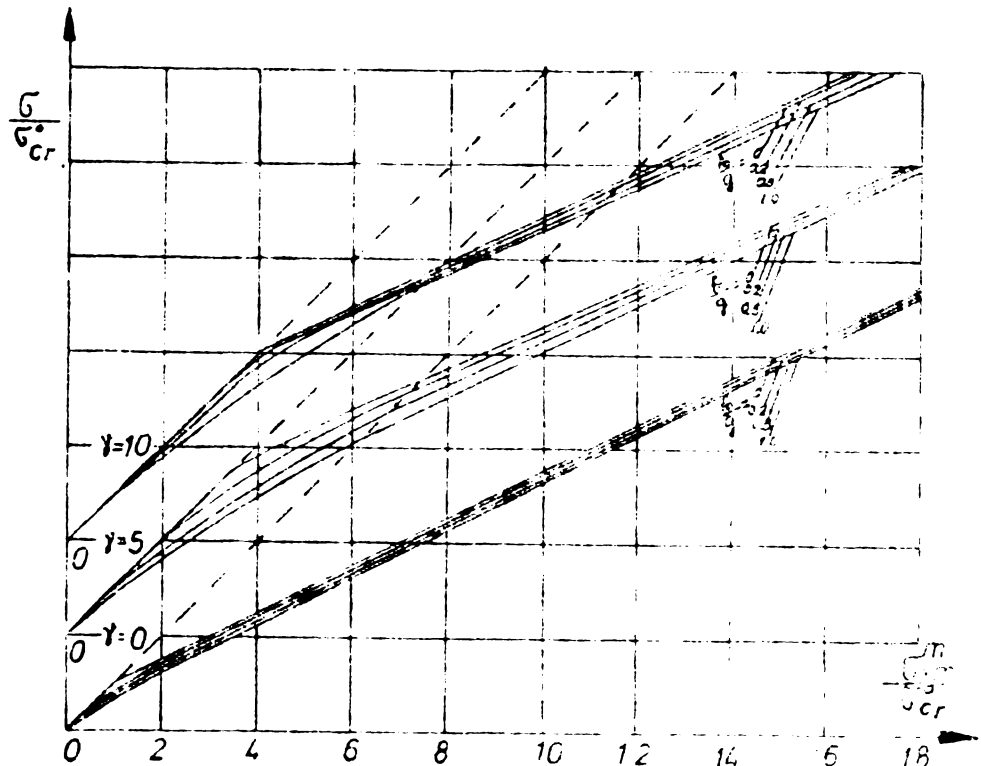


Fig. 3.6

Dreptele punctate

reprezintă efortul de membrană σ_{xm}^m la placa nevoalată.

Stadiul limită se atinge când efortul de membrană atinge limita de curgere adică :

$$\sigma_{xm}^m = \sigma_0 \quad (3.57)$$

Pentru ca rigidizarea să rămână dreaptă în tot domeniul postcritic ea trebuie să aibă o rigiditate optimă γ_c sau un multiplu al ei. Pentru zvelteți mari de placă influența rigidizării este mică, iar o reducere a ei sub valoarea γ_c conduce la o mărire neesențială a grosimii plăcii, astfel încât ansamblul placă - rigidizare să fie optim.

3.4. DETERMINAREA LATIMII ACTIVE INTERACȚIUNE FLAMBAJ - VOALARE

Proiectarea elementelor comprimate din profile cu pereți subțiri s-a bazat pînă nu de mult pe teoria naivă a lui Bleich,

care considera modelul unei bare ideale și unde voalarea nu se producea înaintea flambajului. Întrucât elementele reale sînt afectate de imperfecțiuni iar eforturile unitare nu sînt uniform distribuite pe secțiuni, s-au dezvoltat numeroase metode de calcul de cîtred Sercom [99], M. Skoloud [89], K. Klöppel [92], [100] Koiter și Kuiken [101], Van der Neut [102], [103] Thompson [104] și care au arătat că la profilele metalice cu pereți subțiri condiția producerii simultane a voalării și flambajului nu conduce la consumul minim de oțel.

Studiile efectuate de Skoloud au arătat că rezistența limită a unei bare depinde de doi parametri: sveltețea stîlpului și a peretelui λ_p .

Efortul maxim se determină dintr-un calcul de ordinul II în care bara se consideră cu o deformată inițială avînd o variație sinusoidală, iar verificarea se face la compresiune excentrică cu admiterea curgerii în fibra extremă.

Modelul de calcul admis de Van der Neut [102] este alcătuit din două tălpi legate cu două inimi fictive, iar forța de flambaj se exprimă în funcție de geometria profilului și raportul dintre efortul de flambaj și de voalare al stîlpului. În această teorie se consideră doar imperfecțiunile geometrice dar se neglijează cele structurale iar limita de curgere a materialului σ_y nu intervine în calcule.

Koiter și Kuiken [101] stabilesc formule aproximative pentru variația sarcinii limită pentru diverse valori ale parametrelor de imperfecțiune în funcție de teoria neliniară dar consideră numai imperfecțiunile tălpilor.

Stadii din cele mai complete au fost efectuate de K. Klöppel [100] care a găsit o concordanță de pînă la 96,8 % între rezultatele experimentale și cele teoretice cu o abatere standard de 0,13 %. În aceste studii se simulează numeric și experimental pe calcula-tor influența imperfecțiunilor.

Lățimea activă a unui perete care voalează se determină astfel încît la aceeași încărcare să se obțină în colțurile secțiunii aceleași eforturi σ_1 și σ_2 ca într-o secțiune plină după teoria neliniară a plăcilor. Cu notațiile din fig. 3.7. se pot scrie ecua-țiile de echilibru :

$$2 \cdot a_m \cdot \sigma_1 = a \cdot P_{ma} \quad (3.58)$$

$$2 \cdot C_m \cdot \sqrt{2} = a \cdot p_{mc} \quad (3.59)$$

$$\begin{aligned} \Sigma N &= 0 \\ \Sigma M &= 0 \end{aligned} \quad (3.60)$$

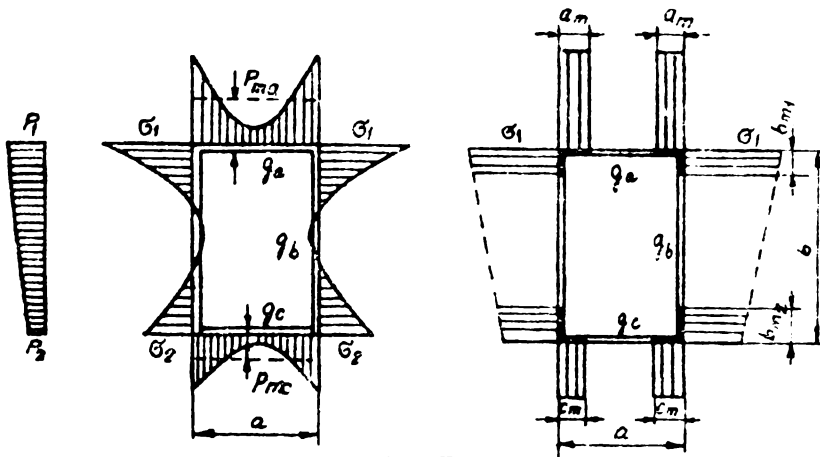


Fig.3.7

$$\begin{aligned} &P_1 (g_a \cdot a + g_b \cdot b) + \\ &+ P_2 (g_b \cdot b + g_c \cdot a) = \\ &= \sqrt{1} (2 \cdot g_a \cdot a_m + \\ &+ 2 \cdot g_b \cdot b_{m1} - \frac{b_{m1}^2}{b} + \\ &+ \frac{b_{m2}^2}{b}) + \sqrt{2} (2 g_c \cdot c_m + \end{aligned}$$

$$+ 2 g_b \cdot b_{m2} - \frac{b_{m1}^2}{b} + \frac{b_{m1}^2}{b}) \quad (3.60a)$$

$$\begin{aligned} &\frac{b}{4} \left[P_1 \cdot \left(g_a \cdot a + \frac{g_b \cdot b}{3} \right) - P_2 \left(g_c \cdot a + \frac{g_b \cdot b}{3} \right) \right] = \frac{b}{2} \left(a_m \cdot \sqrt{1} \cdot g_a - \right. \\ &c_m \cdot \sqrt{2} \cdot g_c \left. \right) + \frac{g_b}{2} \left\{ b_{m1} \cdot \sqrt{1} (b - b_{m1}) - b_{m2} \cdot \sqrt{2} (b - b_{m2}) - \right. \\ &\left. - (\sqrt{1} - \sqrt{2}) \cdot \left[\frac{b_{m1}^2}{b} \left(\frac{b}{2} - \frac{2}{3} b_{m1} \right) + \frac{b_{m2}^2}{b} \left(\frac{b}{2} - \frac{2}{3} b_{m2} \right) \right] \right\} \end{aligned} \quad (3.60b)$$

Din cauza voalării pereților, poziția centrului de greutate al secțiunii se modifică ceea ce produce modificarea eforturilor, iar caracteristicile geometrice reduse ale secțiunii eficiente se determină pe cale iterativă. Eforturile în fibrele cele mai solicitate devin :

$$\sigma_{1,2} = \frac{N}{A_{red}} \pm \frac{M + N \cdot \Delta e}{V_{red 1,2}} \quad (3.61)$$

Pentru aprecierea comportării postcritice a stâlpilor che-sonați comprimați excentric, K.Klöppel [92] a admis în expresia săgeții, ec. (3.15), trei parametri independenți, dar K.Marguerre [105] și N Yamaki [106] au arătat că admiterea numai a unui

singur parametru conduce la valori inferioare celor experimentale, în timp ce calculul prin considerarea a patru parametrii conduc la rezolvări foarte exacte [106].

O comparație a lățimilor active după M. Skolaud [92], N. Yamaki [106], M. Skolaud [107], [108] și G. Winter [109] în raport cu zveltețea peretelui λ_p este prezentată în fig. 3.8.

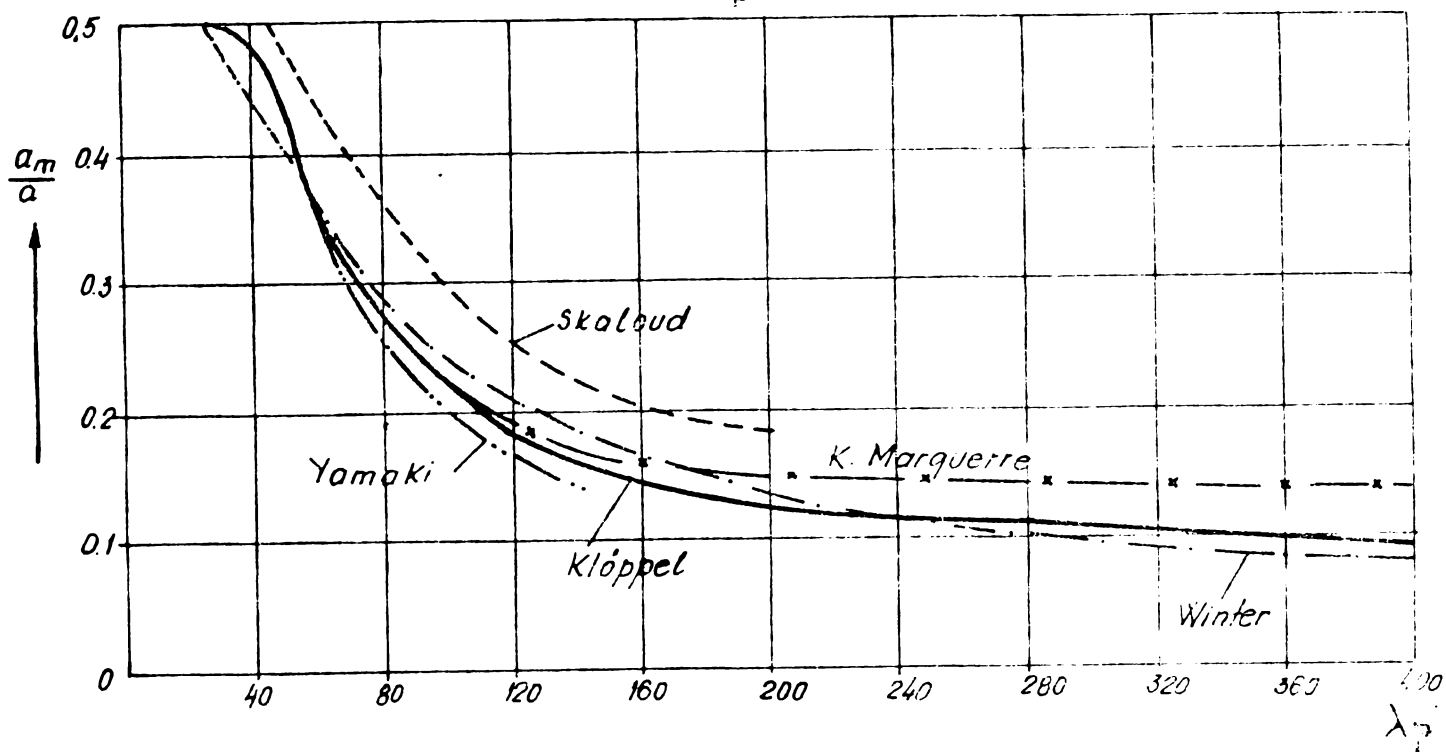


Fig. 3.8

Se constată că pentru zvelteți uzuale de pereți $\lambda_p > 40$, valorile rezultate după M. Skolaud sînt prea mari, în timp ce valorile obținute din studiile lui N. Yamaki se bazează pe deformații inițiale independente de zveltețe, egale cu $f_0 = 0,1 g$ și conduc la valori inferioare relațiilor empirice ale lui G. Winter rezultate din prelucrarea statistică a încercărilor experimentale.

Optimizarea dimensiunilor secțiunii transversale ale unui profil impun ca la o arie și lungime dată să se obțină forțe de compresiune maximă. Pentru cazul unui profil [și simplu rezemat cu

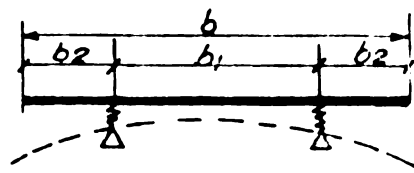
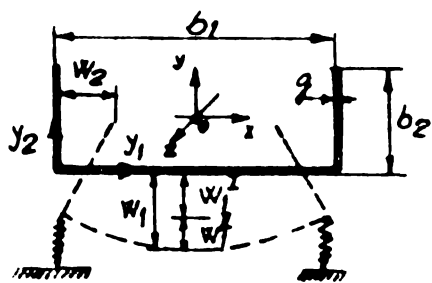


Fig. 3.9

secțiune constantă și deplănarea capetelor libere se presupune că se presupune căp încălzită elastic în inima, iar flambajul se produce în planul axii $y - z$.

Dacă admitem că tălpii nu se voalează și considerăm săgețile inimi din flambaj W_1^I respectiv voalarea W_1^{II} , săgeata tălpii W_2 , prin aplicarea metodei energetice Ritz se poate scrie :

$$W_1 = W_1^I + W_1^{II} \quad (3.62)$$

$$W_1^I = C_1 \sin \frac{n\pi}{l} x \quad (3.62 a)$$

$$W_1^{II} = C_2 \sin \frac{m\pi}{l} x \sin \frac{\pi}{b_1} y_1 \quad (3.62 b)$$

$$W_2 = C_3 \sin \frac{\pi}{b_1} y_2 \quad (3.63)$$

Condiția de interacțiune flambaj - voalare se obține atunci când $m = n$ iar din condiția ca muchiile să rămână drepte găsim :

$$\frac{\partial W_1}{\partial y_1} = \frac{\partial W_2}{\partial y_2} \quad C_3 = C_2 \frac{\pi}{b_1} \quad (3.64)$$

Dacă se definește efortul critic de interacțiune flambaj voalare σ_{fv} sub forma ;

$$\sigma_{fv} = K \frac{\pi^2 E}{12(1-\mu^2)} \left(\frac{b}{g}\right)^2 \quad (3.65)$$

Atunci exprimând expresia energiei potențiale a plăcii E_p [86] [110], avînd în vedere relațiile (3.62 - 3.63) și punînd condiția de minim a energiei potențiale E_p găsim :

$$\frac{\partial E_p}{\partial c_i} = 0 \quad \text{pentru } i = 1, 2 \quad (3.66)$$

$$C_1 \left[\frac{n^2}{l^2} \cdot b_1 + 12(1-\mu^2) \frac{1}{g^3} \cdot \frac{n^2}{l^2} - \frac{K}{b} \right] - C_2 \frac{2b_1}{\pi} \left(\frac{n^2}{l^2} + \frac{1}{b_1^2} - \frac{K}{b^2} \right) = 0 \quad (3.66.a)$$

$$\begin{aligned}
& - C_1 \frac{m^2}{l^2} \cdot \frac{2b_1}{J} \left(\frac{m^2}{l^2} + \frac{\mu}{b_1^2} - \frac{K}{b^2} \right) + C_2 \left[\left(\frac{m^2}{l^2} + \frac{1}{b_1^2} \right) \cdot \frac{b_1}{2} + \right. \\
& \left. \frac{2}{3} J^2 \cdot \frac{m^4}{l^4} \cdot \frac{b^3}{b_1^2} + 4(1-\mu) \cdot \frac{m^2}{l^2} \cdot \frac{b^2}{b_1^2} - \frac{K}{b^2} \cdot \frac{m^2}{l^2} \left(\frac{b_1}{2} + \right. \right. \\
& \left. \left. \frac{2}{3} J^2 \cdot \frac{b_2^3}{b_1^2} \right) \right] = 0 \quad (3.66b)
\end{aligned}$$

Din condiția de compatibilitate a sistemului de ecuații (3.66) obținem valorile lui K :

$$AK^2 - BK + C = 0 \quad (3.67)$$

unde:

$$\eta = \frac{b_2}{b} \quad 1-2\eta = \frac{b_1}{b} \quad \alpha = \frac{1}{b} \quad \beta = \frac{g}{b} \quad \bar{m} = 12(1-\mu^2) \frac{I}{3 \cdot b} \quad (3.67a)$$

$$A = \frac{J^2}{2} (1-2\eta) - 4(1-2\eta)^2 + \frac{2 \cdot J^4}{3} \cdot \frac{\eta^3}{(1-2\eta)^3} \cdot \frac{m^2}{\alpha^2} \quad (3.67b)$$

$$\begin{aligned}
B = & \frac{J^2}{2} \cdot \frac{1}{(1-2\eta)^3} + \left[\frac{J^2}{1-2\eta} + 4(1-\mu) \cdot J^2 \frac{\eta}{(1-2\eta)^2} - 8\mu \right] \frac{m^2}{\alpha^2} + \\
& + \left\{ \frac{J^2}{2} \cdot (1-2\eta)^2 + \frac{2J^4}{3} \cdot \frac{\eta}{1-2\eta} + \frac{J^2}{2} (1-2\eta) + \right. \\
& + \frac{2 \cdot J^4}{3} \cdot \frac{\eta^3}{(1-2\eta)^3} + 8(1-2\eta)^2 + \bar{m} \left[\frac{J^2}{2} (1-2\eta) + \right. \\
& \left. \left. + \frac{2 \cdot J^4}{3} \cdot \frac{\eta^3}{(1-2\eta)^2} \right] \right\} \frac{m^4}{\alpha^4} \quad (3.67c)
\end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
C = & \left[\frac{J^2}{2(1-2\eta)^2} - 4\mu^2 \cdot \frac{1}{(1-2\eta)^2} + \bar{m} \frac{J^2}{2(1-2\eta)^3} \right] \frac{m^2}{\alpha^2} + \\
& \left\{ \frac{J^2}{2} + 4(1-\mu) J^2 \frac{\eta}{1-2\eta} - 8\mu + \bar{m} \left[\frac{J^2}{1-2\eta} + 4(1-\mu) \cdot J^2 \cdot \frac{\eta}{(1-2\eta)^2} \right] \right\} \frac{m^4}{\alpha^4}
\end{aligned}$$

$$+ \left\{ \frac{\pi^2}{2} (1-2\eta) + \frac{2}{3} \pi^4 \cdot \frac{\eta^3}{1-2\eta} - (1-2\eta)^2 + \bar{m} \left[\frac{\pi^2}{2} (1-2\eta) + \frac{2}{3} \pi^4 \cdot \frac{\eta^3}{(1-2\eta)^2} \right] \right\} \frac{m^6}{\alpha^6} \quad (3.67 d)$$

Dacă întreaga secțiune lucrează [110], atunci :

$$\bar{m} = \frac{12(1-\mu^2)}{\beta^2} (2/3 - \eta) \cdot \eta^3 \quad (3.68)$$

În cazul că nu întreaga secțiune lucrează se introduce noțiunea de lățime eficace sau activă și care se determină din condiția egalității săgeților [110] de unde obținem :

$$2\lambda = \frac{\alpha}{m \cdot \pi} \cdot \frac{\frac{m}{\alpha} \cdot \pi (1-2\eta) + \Delta h \frac{m}{2} \cdot \pi \cdot (1-2\eta)}{c h \frac{m}{2} \cdot \pi \cdot (1-2\eta) + 1} \quad (3.69)$$

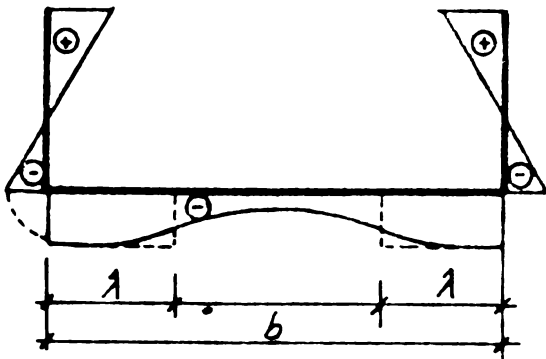


Fig. 3.10

Intrucât s-a admis o bară cu axa rectilinie, relația (3.69) arată că lățimea 2λ este independentă de variabila α , adică rămâne aceeași în lungul barei.

Pentru valori mici ale termenului $\frac{m}{\alpha} \cdot \pi (1-2\eta)$ obținem $b_1 \approx b(1-\Omega \cdot \eta)$ iar la zvelteți de

bară λ mici, termenul $\frac{m}{\alpha} \cdot \pi (1-2\eta)$ este mare și efectul flambajului asupra interacțiunii flambaj voalare este mic. Pentru λ mare, flambajul este factorul important, iar lățimea activă 2λ se apropie de lățimea b_1 încât admiterea distribuției neliniare a eforturilor unitare pe inimă este neglijabilă (fig. 3.10).

În cazul profilelor metalice îndoite la rece săgețile inițiale maxime sînt cuprinse între 1/1000 - 1/10000, dar în mod excepțional pot ajunge și pînă la 1/500 [111].

Pentru a vedea influența zvelteții pereților λ_p asupra capacității portante a barelor chesonate comprimate de formă

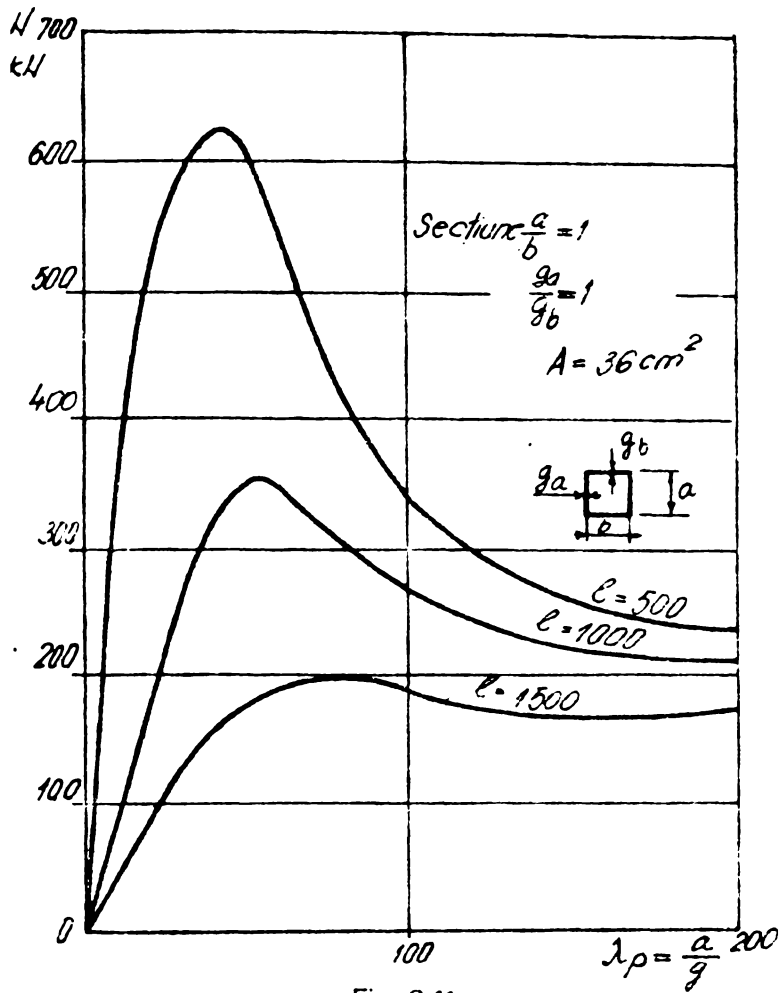


Fig. 3.11

pătrată și grosime constantă, s-au trasat curbele de variație a forței axiale capabile N pentru diverse lungimi l de bară (fig.3.11) . Ramura crescătoare a curbelor corespunde profilelor realizate din tablă grosă, iar cea scăzătoare profilelor din tablă subțire.

CAPITOLUL 4 - CALCULUL SIMPLIFICAT AL PROFILELOR
INDOITE LA RECE

4.1. VOALARE LOCALA, LATIME ECHIVALENTA

Studii numeroase efectuate de Th.Karman [112], Skoloud [89], G.Winter [109], C.F.Kollbrunner și M.Meister [120] au abordat teoretic și experimental voalarea locală a plăcilor avînd diverse condiții de rezemare, atît pentru placa ideală cît și cea reală propunînd formule simplificate, în vederea utilizării lor în normele de calcul. Deși Th.Karman stabilea pentru lățimea eficace la placa ideală valoarea :

$$b_e = \frac{J_I}{\sqrt{3(1-\mu^2)}} \cdot g \cdot \sqrt{\frac{E}{\sigma_c}} \quad (4.1)$$

aceasta dă valori prea mici la zvelteți de bare mici și medii și mult acoperitoare la zvelteți mari. Pe baza studiilor experimentale efectuate de G.Winter, normativul american [113], [114], [115] [116] recomandă valori diferite pentru lățimea eficace la verificări de rezistență (a) și deformabilitate (b) definite astfel :

a)

$$\text{dacă } \frac{b}{g} \leq \frac{4490}{\sqrt{\sigma_d}} \quad \text{atunci } b_e = b \quad (4.2.a)$$

$$\text{dacă } \frac{b}{g} > \frac{4490}{\sqrt{\sigma_d}} \quad \text{atunci } \frac{b_e}{g} = \frac{6645}{\sqrt{\sigma_d}} \left[1 - \frac{1450}{b/g \sqrt{\sigma_d}} \right] \quad (4.2.b)$$

Pentru țevile pătrate relațiile (4.2) se modifică astfel :

$$\text{dacă } \frac{b}{g} \leq \frac{4830}{\sqrt{\sigma_d}} \quad \text{atunci } b_e = b \quad (4.3.a)$$

$$\text{dacă } \frac{b}{g} > \frac{4830}{\sqrt{\sigma_d}} \quad \frac{b_e}{g} = \frac{6645}{\sqrt{\sigma_d}} \left[1 - \frac{1320}{(b/g) \sqrt{\sigma_d}} \right] \quad (4.3.b)$$

b)

$$\text{dacă } b/g \leq \frac{5800}{\sqrt{\sigma_d}} \text{ atunci } b = b_e \quad (4.4 a)$$

$$\text{dacă } \frac{b}{g} \geq \frac{5800}{\sqrt{\sigma_d}} \text{ atunci } \frac{b_e}{g} = \frac{8560}{\sqrt{\sigma_d}} \left[1 - \frac{1870}{(b/g)\sqrt{\sigma_d}} \right] \quad (4.4 b)$$

Pentru țevi pătrate se admite :

$$\text{dacă } \frac{b}{g} \leq \frac{6220}{\sqrt{\sigma_d}} \text{ atunci } b = b_e \quad (4.5 a)$$

$$\text{dacă } \frac{b}{g} > \frac{6220}{\sqrt{\sigma_d}} \text{ atunci } \frac{b_e}{g} = \frac{8560}{\sqrt{\sigma_d}} \left[1 - \frac{1705}{(b/g)\sqrt{\sigma_d}} \right] \quad (4.5 b)$$

Efortul σ_d se determină cu ajutorul ariei eficace A_e

$$\sigma_d = \frac{N}{A_e} \quad (4.6)$$

Pentru împiedicarea voalării pereților, rigidizarea trebuie să rămână dreaptă, ceea ce se realizează dacă :

$$I_{\min} = 1,83 \cdot g^4 \cdot \sqrt{(b/g)^2 - 2,76 \cdot 10^6 / \sigma_c} \geq 9,2 g^4 \quad (4.7)$$

sau lățimea minimă "a" a unei îndoituri este :

$$a \geq 2,8 \cdot g \sqrt[6]{(b/g)^2 - (2,76 \cdot 10^6 / \sigma_c)} \approx 4,8 g \quad (4.8)$$

Comportarea în domeniul postcritic se poate asemăna cu un flambaj pe mediu elastic și astfel se găsește valoarea limită a supleții Δ a peretelui, din condiția ca $b = b_e$ atunci cînd $\sigma = \sigma_c$ [117]. Pentru cazul plăcii articulate suplețea limită Δ_{\lim} astfel calculată devine :

$$\Delta_{\lim} = \frac{b}{g} = \frac{\pi}{2} \sqrt{\frac{E}{(1-\mu^2) \sigma_c}} \approx \sqrt{\frac{5,624 \cdot 10^6}{\sigma_c}} \quad (4.9)$$

Valoarea ^{este} adoptată și în normativul românesc [6].

În cazul unor solicitări compuse se definește o placă pătrată echivalentă de aceeași grosime și din același material, care comprimat după o singură direcție să aibă același efort critic ca al plăcii reale, fiind posibil astfel determinarea supleții limite Δ_{\lim} .

Normele franceze elaborate de CTICM [15] recomandă la plăcile plane intermediare, pentru lățimea efectivă b_e valori ce depind de valoarea efortului :

$$b_e = b \quad \text{pt.} \quad \frac{b}{g} \leq \frac{200}{\sqrt{\sigma_d}} \quad (4.10)$$

$$\frac{b_e}{b} = \frac{275}{75 + \frac{b}{g} \sqrt{\sigma}} \quad \text{pt.} \quad \frac{200}{\sqrt{\sigma}} \leq \frac{b}{g} \leq 500 \quad (4.11)$$

La elementele plane situate între inimă și rebord se alege:

$$b_e = b \quad \text{dacă} \quad b/g \leq 200/\sqrt{\sigma} \quad (4.12a)$$

$$\frac{b_e}{b} = \frac{275}{75 + \frac{b}{g} \sqrt{\sigma}} \quad \text{pt.} \quad \frac{200}{\sqrt{\sigma}} \leq \frac{b}{g} \leq 60 \quad (4.12b)$$

$$\frac{b_e}{b} = \frac{275 - 0,1 \left(\frac{b}{g} - 60 \right) \sqrt{\sigma}}{75 + \frac{b}{g} \sqrt{\sigma}} \quad \text{pt.} \quad 60 \leq \frac{b}{g} \leq 90 \quad (4.12c)$$

Aria secțiunii rigidizării A_r se ia în considerare în calcule în funcție de zveltețea peretelui :

$$A = A_r \quad \text{dacă} \quad b/g \leq 60 \quad (4.13a)$$

$$\frac{A}{A_r} = 1 - \left(\frac{b}{30 \cdot g} - 2 \right) \left(1 - \frac{b_e}{b} \right) \quad \text{dacă} \quad 60 < \frac{b}{g} \leq 90 \quad (4.13b)$$

Normele cehe [62], [63] plecând de la studiile în special ale lui M. Skolaud au admis :

$$b_e = b \quad \text{dacă} \quad \beta = \frac{b}{g} \leq \beta_m = 1,28764 \sqrt{\frac{E}{\sigma}} = 41 \sqrt{\frac{210}{\sigma}} \quad (4.14a)$$

$$\frac{b_e}{b} = 1,9 \frac{g}{b} \sqrt{\frac{E}{\sigma_{\max}}} \left(1 - 0,415 \frac{g}{b} \sqrt{\frac{E}{\sigma_{\max}}} \right) \quad \text{dacă} \quad \beta > \beta_m \quad (4.14b)$$

Normativul românesc la stările limită [71] indică valoarea supleței limită la pereții întăriți și neîntăriți conform relațiilor . (4.15)

$$s_{lim} = b/g = 41 \times \sqrt{\frac{2200}{R}} \quad (4.15a)$$

$$s_{lim} = b/g = 13 \times \sqrt{\frac{2200}{R}} \quad (4.15b)$$

Dacă $\Delta > \Delta_{lim}$ atunci lăţimile eficace sînt :

$$b_0 = 1,9 \times g \times \sqrt{\frac{E}{\sigma_{max}}} \left[1 - \frac{0,375}{\Delta} \sqrt{\frac{E}{\sigma_{max}}} \right] \quad (4.15c)$$

Din studiul relaţiilor prezentate şi a rezultatelor încercărilor experimentale se pot trage următoarele concluzii generale :

a) deformaţiile inimii sînt neglijabile iar eforturile sînt uniform repartizate pentru :

$$\frac{b}{g} \leq 10 \quad b_e = b \quad (4.16)$$

b) deformaţiile peretelui provoacă o repartiţie neuniformă a eforturilor pentru $\frac{b}{g} > 10$. După încercările experimentale efectuate de Miller, [89] care a luat în considerare valoarea medie a rezistenţei la flambaj, s-a găsit :

$$b_e = 1,25 g \sqrt{\frac{E}{\sigma_{max}}} \left[1 - 0,33 \frac{g}{b} \sqrt{\frac{E}{\sigma_{max}}} \right] \quad (4.17a)$$

G. Winter a considerat, mult acoperitor, în calcule rezistenţa minimă de flambaj obţinînd astfel pentru b_e relaţia :

$$b_e = 0,8 \cdot g \sqrt{\frac{E}{\sigma_{max}}} \left[1 - 0,202 \frac{g}{b} \sqrt{\frac{E}{\sigma_{max}}} \right] \quad (4.17b)$$

În urma prelucrării statistice a numeroase încercări experimentale [119] s-a constatat ca raportul b_e/b variază în funcţie de efortul maxim σ_{max} din perete şi depinde mult de mărimea săgeţii iniţiale f_0 . Faţă de cazul ideal al plăcii perfect plane $f_0 = 0$, pentru o placă cu săgeată iniţială f_0 egală cu grosimea plăcii g , adică $f_0 = g$, efortul maxim σ_{max} se reduce la jumătate (fig. 4.1).

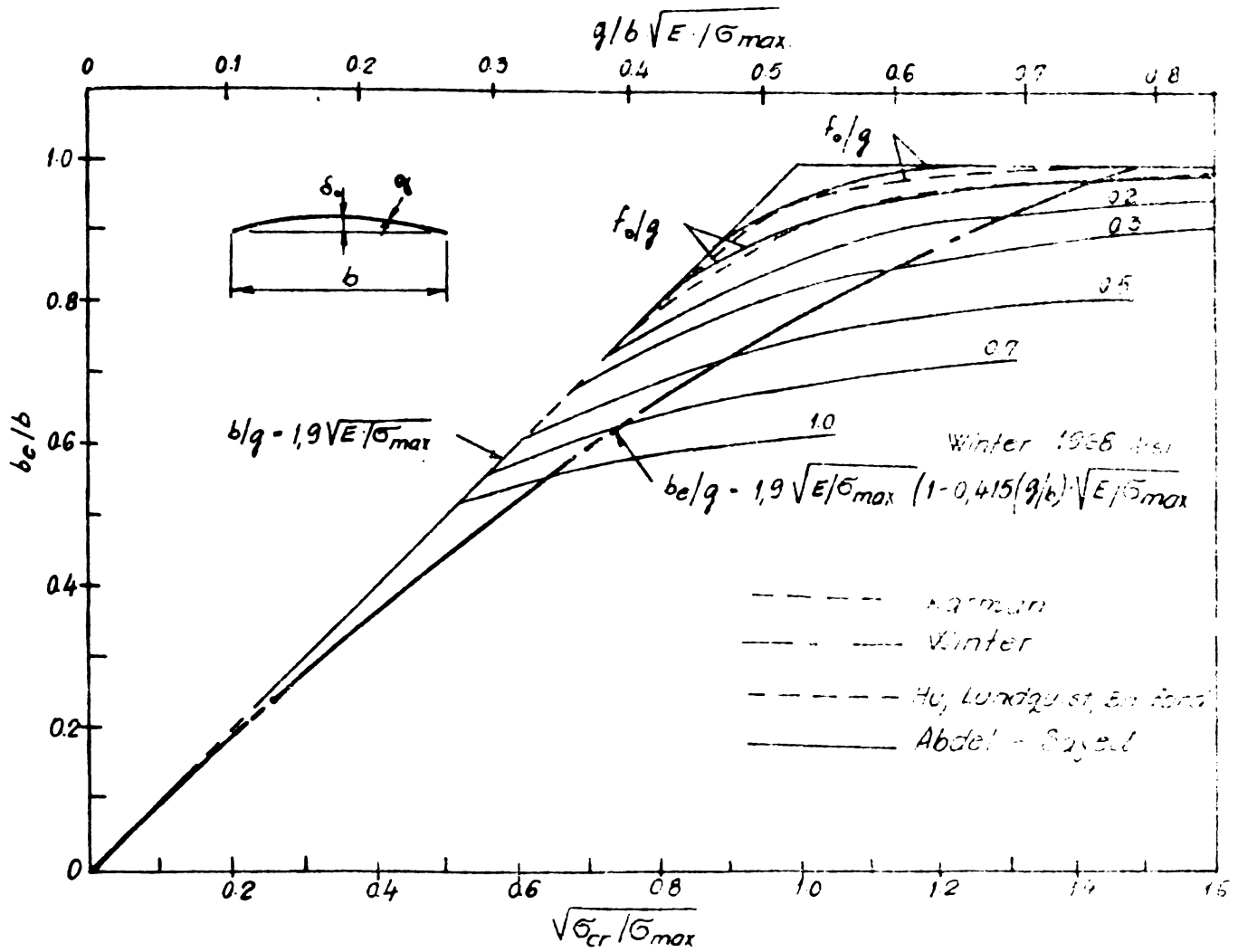


Fig. 4.1.

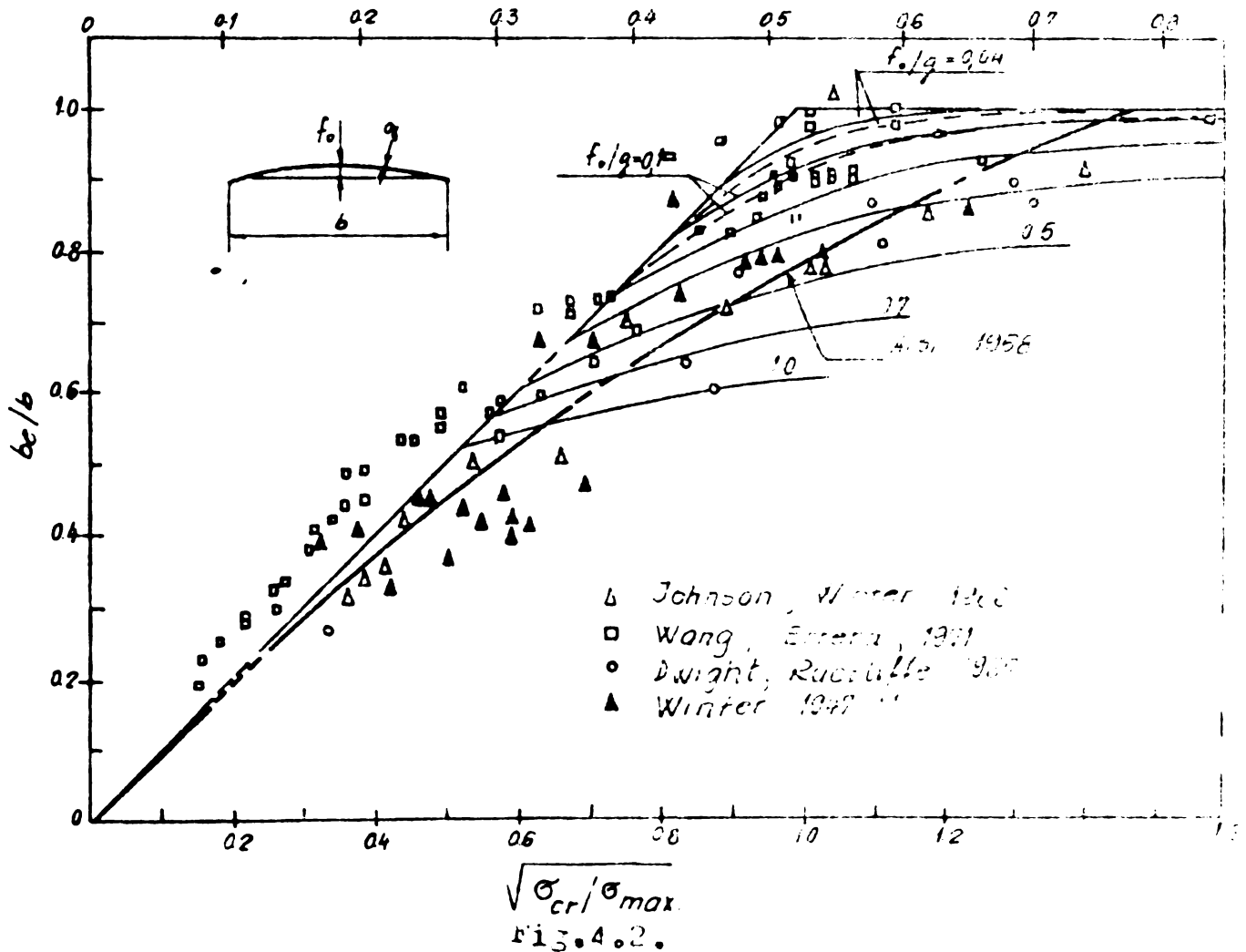


Fig. 4.2.

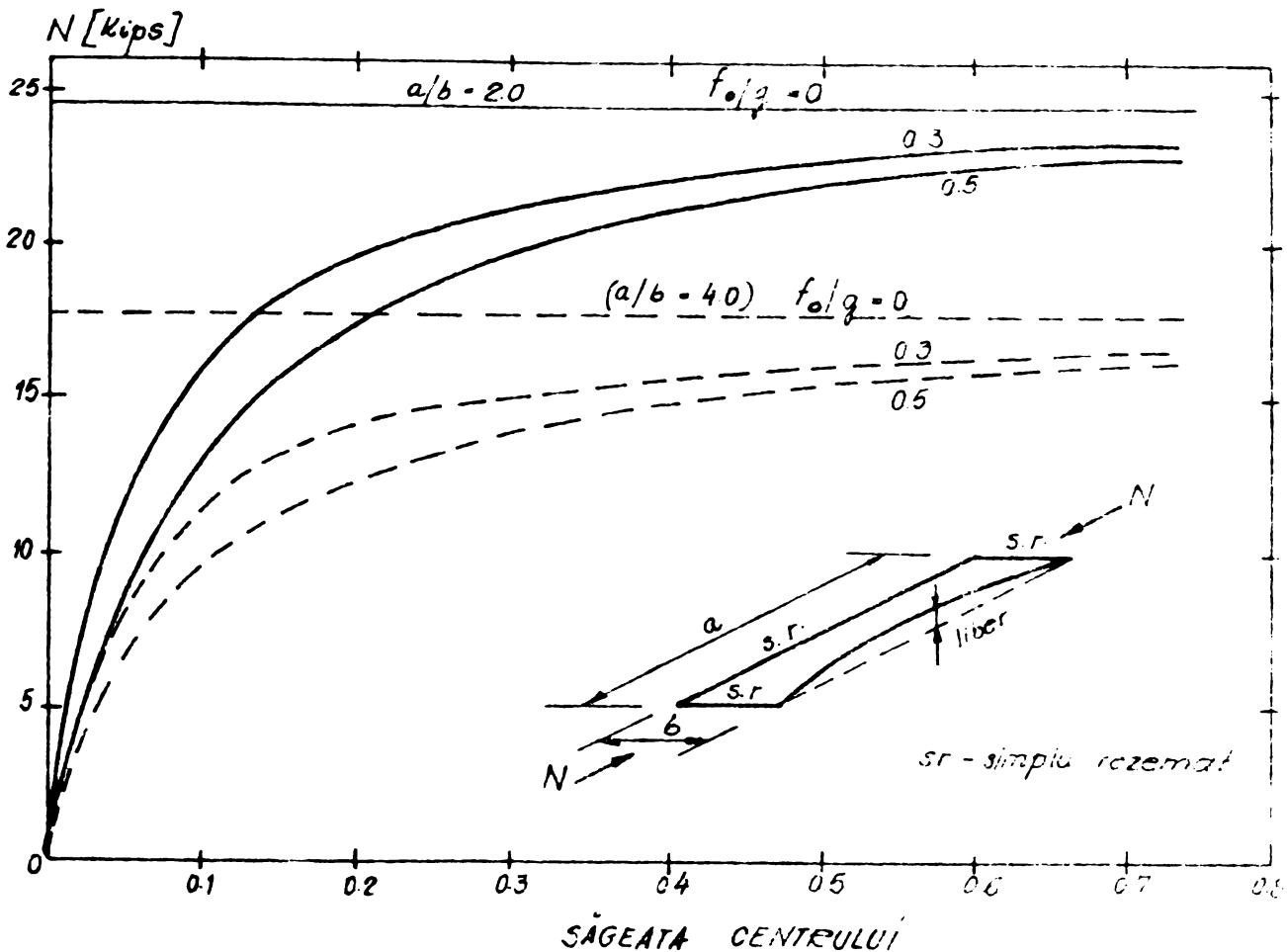


Fig.4.3.

Din compararea valorilor adoptate de normativul american [113], elaborat în special pe baza studiilor experimentale efectuate de prof.G.Winter, cu rezultatele unor încercări experimentale foarte precise făcute de Fang și Errera [119] se constată că în norme s-au admis valori mult exagerate, diferențele datorându-se îndeosebi influenței mari ale imperfecțiunilor geometrice și ecruisării (fig.4.2)

Pentru cazul pereților cu o margine liberă (fig.4.3) forța capabilă N pentru același raport a/b al dimensiunilor plăcii depinde mult de influența deformatii inițiale f_0 .

4.2. STABILITATEA GENERALA A BĂRII DREPTE

Studiul stabilității barelor drepte din profile metalice cu pereți subțiri a preocupat pe numeroși cercetători care ple-

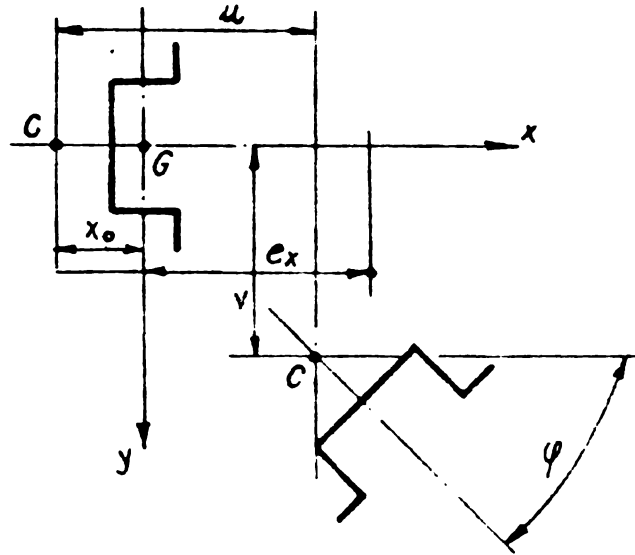


Fig. 4.4

cînd de la ipotezele de bază [84], [86], [127] și acceptînd ca deformații precritice nu se neglijează compresivă cu excentricitatea sarcinii au obținut ecuațiile diferențiale ale fibrei medii deformată. Admițînd notațiile din fig. 4.4 avem :

$$EI_y \cdot \mu^{IV} - [N(u' + y_0 \cdot \varphi')] - (M_x \cdot \varphi)'' = 0 \quad (4.18a)$$

$$EI_x \cdot v^{IV} - [N(v' - x_0 \cdot \varphi')] - (M_y \cdot \varphi)'' = 0 \quad (4.18b)$$

$$EI_w \cdot \varphi^{IV} - G \cdot I_T \varphi'' - \left[\left(\frac{I_0}{A} N - \beta_1 M_x - \beta_2 M_y \right) \cdot \varphi' \right]' - y_0 (N \cdot \mu')' + x_0 (N \cdot v')' - M_x \mu'' + M_y \cdot v'' = 0 \quad (4.18c)$$

În aceste relații eforturile N , M_x , M_y variază în lungul barei, derivatele variabilelor sînt în raport cu z , iar constantele β_1 , β_2 sînt definite astfel :

$$\beta_1 = \frac{1}{I_x} \left(\int_A y^3 \cdot dA + \int_A x^2 \cdot y \cdot dA \right) - 2 y_0$$

$$\beta_2 = \frac{1}{I_y} \left(\int_A x^3 \cdot dA + \int_A x y^2 \cdot dA - 2 y_0 x_0 \right) \quad (4.19a, b)$$

Intrucît imperfecțiunile geometrice inițiale sînt perpendiculare ele se aleg de forma :

$$U_i(Z) = \mu_{oi} \cdot X_i \quad (4.20 a)$$

$$V_i(Z) = V_{oi} \cdot Y_i \quad (4.20 b)$$

$$\varphi_i(Z) = \varphi_{oi} \cdot Z_i \quad (4.20 c)$$

Pentru rezolvare se folosește metoda Galerkin [122], [123] și care constă în admiterea unei forme a deformației corespunzătoare modului fundamental de vibrație de forma :

$$\mu = \frac{P \cdot e_x}{2 E I_y} (Z^2 - 1 \cdot Z) + \mu'_0 X \quad (4.21 a)$$

$$V = \frac{P \cdot e_y}{2 E I_x} (Z^2 - 1 \cdot Z) + V'_0 \cdot Y \quad (4.21 b)$$

$$\varphi = \varphi'_0 \cdot Z \quad (4.21 c)$$

unde :

μ_0, V_0, φ_0 sînt amplitudinile necunoscute ale primelor armonice ale funcțiilor proprii de vibrație ale unei bare care satisfac condițiile de margine geometrice și statice iar după înlocuire în ecuațiile de scobține :

$$\mu_0 (EI_y \int_0^l X^{IV} \cdot X \cdot dz + N \int_0^l X'' \cdot X \cdot dz) + N \cdot a_y \cdot \varphi_0 \cdot \int_0^l X'' \cdot Z \cdot dz$$

$$= - \frac{N^2 \cdot e_x}{K_y} \cdot K_1 - N \mu_{oi} + N \cdot a_y \cdot \varphi_{oi} \cdot K_{13}$$

$$V_0 (EI_x \int_0^l Y^{IV} \cdot Y \cdot dz + N \int_0^l Y'' \cdot Y \cdot dz) - N \cdot a_x \cdot \varphi_0 \cdot \int_0^l Y'' \cdot Y \cdot dz =$$

$$= - \frac{N^2 \cdot e_y}{K_x} \cdot K_2 - N \cdot V_{oi} - N \cdot a_x \cdot \varphi_{oi} \cdot K_{23}$$

$$\varphi_0 [EI_\omega \int_0^l Z^{IV} \cdot Z \cdot dz + (Nr_0^2 - G \cdot I_T) \int_0^l Z'' \cdot Z \cdot dz] + N \cdot a_y \cdot \mu_0 \int_0^l X'' \cdot Z \cdot dz -$$

$$- N \cdot a_x \cdot V_0 \int_0^l Y'' \cdot Z \cdot dz = - N^2 \left(\frac{a_y \cdot e_x}{N_y E} - \frac{a_x \cdot e_y}{N_x E} \right) K_3 + N \cdot a_y \cdot \mu_{oi} \cdot K_{31} - N \cdot a_x \cdot V_{oi} \cdot K_{32} + N \cdot r_0^2 \cdot \varphi_{oi}$$

$$\cdot V_{oi} \cdot K_{32} + N \cdot r_0^2 \cdot \varphi_{oi} \quad (4.22 a, b, c)$$

Prin integrare, se obțin eforturile de flambaj critice Euler prin încovoiere și răsucire N_{yE} , N_{xE} , N_r , pentru compresiunea centrică.

$$N_{yE} = \frac{K_{11} \cdot E I_y \cdot \eta^2}{l^2} \quad N_{xE} = \frac{\eta^2 E I_x \cdot K_{22}}{l^2}$$

$$N_r = \frac{1}{r_o^2} \left(\frac{K_{33} \cdot E I_\omega \cdot \eta^2}{l^2} + G I_r \right) \quad (4.23 \text{ a, b, c})$$

$$r_o^2 = \beta_1 \cdot e_y + \beta_2 \cdot e_x + \frac{I_o}{A} ; a_x = x_o - e_x$$

$$a_y = y_o - e_y \quad (4.24 \text{ a, b, c})$$

unde :

$$K_1 = \frac{\eta^2}{l^2} \cdot \frac{\int_0^l X \cdot dz}{\int_0^l X'^2 \cdot dz} \quad K_2 = \frac{\eta^2}{l^2} \cdot \frac{\int_0^l Y \cdot dz}{\int_0^l Y'^2 \cdot dz} \quad K_3 = \frac{\eta^2}{l^2} \cdot \frac{\int_0^l Z \cdot dz}{\int_0^l Z'^2 \cdot dz}$$

(4.25, a, b, c)

$$K_{13} = \frac{\int_0^l X' \cdot Y' \cdot dz}{\int_0^l X'^2 \cdot dz} \quad K_{31} = \frac{\int_0^l X' \cdot Z' \cdot dz}{\int_0^l Z'^2 \cdot dz} \quad K_{23} = \frac{\int_0^l Y' \cdot Z' \cdot dz}{\int_0^l Y'^2 \cdot dz}$$

$$K_{32} = \frac{\int_0^l Y' \cdot Z' \cdot dz}{\int_0^l Z'^2 \cdot dz} \quad (4.26 \text{ a, b, c})$$

$$K_{11} = \frac{l^2}{\eta^2} \cdot \lambda_x^4 \cdot \frac{\int_0^l X^2 \cdot dz}{\int_0^l X'^2 \cdot dz} \quad K_{22} = \frac{l^2}{\eta^2} \cdot \lambda_y^4 \cdot \frac{\int_0^l Y^2 \cdot dz}{\int_0^l Y'^2 \cdot dz}$$

$$K_{33} = \frac{l^2}{\eta^2} \cdot \lambda_z^4 \cdot \frac{\int_0^l Z^2 \cdot dz}{\int_0^l Z'^2 \cdot dz} \quad (4.27 \text{ a, b, c})$$

Dacă se admite că $X = X_i$, $Y = Y_i$, $Z = Z_i$ se obțin amplitudinile deplasărilor și rotirilor μ_0 , V_0 , φ_0 afectate de imperfecțiuni inițiale.

Pentru cazul secțiunilor monosimetrice și a înclinării acționând după axa de simetrie se produc importante simplificări în scrierea ecuațiilor de condiție. La bara comprimată, cu excentricități în planul de simetrie și având săgeți inițiale, excentricitatea forței de compresiune N și eforturile precritice variază pe lungimea stîlpului în funcție de forța N din care cauză se folosește o relație de recurență.

Se poate arăta [124], [125] că efortul critic de încovoire răsucire N_{cr} la secțiunile monosimetrice se determină din ecuația :

$$N_{cr}^2 \cdot \gamma - N_{cr} (N_{xE} \cdot \alpha + N'_r) + N_{xE} \cdot N'_r = 0 \quad (4.28)$$

$$\text{cu } \alpha = 1 + e_x \beta_2 \cdot \frac{A}{I_0} \quad (4.29a)$$

$$\gamma = -K_{23}^2 \cdot \frac{A}{I_0} (x_0 - e_x)^2 + e_x \cdot \beta_2 \cdot \frac{A}{I_0} + 1 \quad (4.29b)$$

$$N'_r = \alpha \cdot N_r \quad (4.29c)$$

$$K_{23} = \sqrt{K'_{23} \cdot K'_{32}} \quad (4.29d)$$

Din rezolvarea ec. (4.28) pentru $\gamma \neq 0$ obținem ;

$$N_{cr} = \frac{(N'_r + \alpha \cdot N_{xE}) \pm \sqrt{(N'_r + \alpha \cdot N_{xE})^2 - 4 \cdot \gamma \cdot N_{xE} \cdot N'_r}}{2 \gamma} \quad (4.30)$$

dacă $\gamma = 0$ se găsește

$$N_{cr} = \frac{N_{xE} \cdot N'_r}{\alpha \cdot N_{xE} + N'_r} \quad (4.31)$$

Se definește drept inimă de stabilitate domeniul excentricităților limitate de cele două valori e_{c+} și e_{c-} care dau pe $\gamma = 0$ în ecuația (2.29b)

Intrucît comportarea profilelor comprimate excentric este complexă, nu se poate accepta o singură relație pentru întregul domeniu de excentricități ; dacă forța N acționează de partea deschisă a profilului se obțin valori N_{cr} mai mici decît în cazul

acțiunii de partea interioară a profilului fig.4.5.

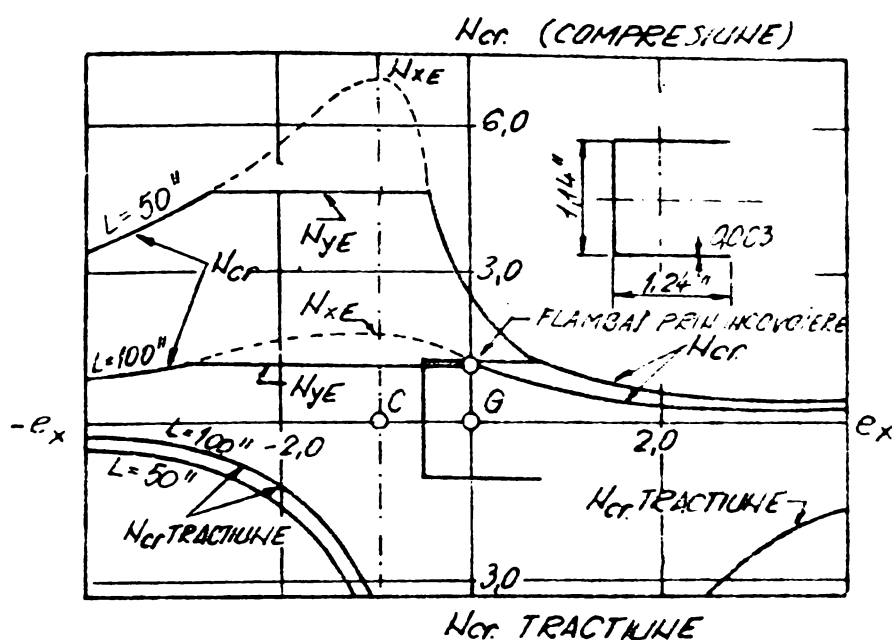


Fig.4.5.

2) Pentru $0 < |e| \leq e_2$ avem

in funcție de poziția centrului de răsucire două situații :

2a) Centrul de răsucire C este cuprins între G și S_2 adică

$$|y_c| \leq |e_2|$$

$$\frac{1}{N_{yE}} + \frac{1}{N_r} = \frac{1}{N_{cr}} \quad (4.33)$$

2.b) Centrul de răsucire C este dincolo de S_2 adică $0 \leq |e_2| \leq y_c$

și se adoptă relație (4.33) pentru intervalul dintre G și S_2 adică

$0 < |e| < e_2$, iar între S_2 și C adică $|e_2| < |e| < |y_c|$ se interpolează liniar pînă la valoarea N_{yE} corespunzătoare lui $e = 0$.

$$N_{cr} = N_{yE} - \frac{e + y_c}{e_2 + y_c} \cdot \frac{N_{yE}^2}{N_{yE} + N_r} \quad (4.34)$$

3) Dacă $|e| > |y_c|$ se folosește relația :

Dacă se notează cu S_1 și S_2 extremitățile simbulului de stabilitate, fig.4.6, se pot utiliza următoarele relații de interacțiune [124]:

1) Pentru $e_y > 0$

$$\frac{N_{cr}}{N_{cr}^0} + \frac{M_{cr}}{M_{cr}^0} = 1$$

$$(4.32)$$

unde N_{cr}^0 este efortul la compresiune centrică.

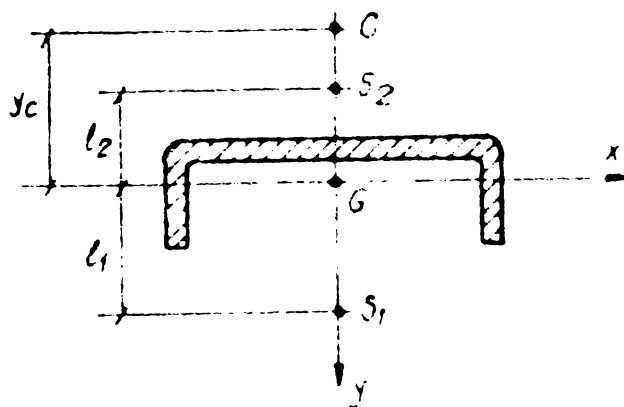


Fig.4.6.

$$\frac{N_{cr}}{N_{yE}} + \frac{M_{cr} - N_{cr} \cdot y_c}{M_{cr_2}^0} = 1 \quad (4.35)$$

unde :

$M_{cr_1}^0, M_{cr_2}^0$ - momentele critice la încovoiere pură dacă e_y tinde la $+\infty$ respectiv la $-\infty$

În cazul încărcărilor axiale de compresiune cu excentricități neegale în planul de simetrie $x - x$ prin înlocuirea în ec. (4.18) a valorilor

$$y_0 = 0 \quad M_x = 0 \quad \beta_1 = 0 \quad (4.36)$$

se obține :

$$K_x \cdot V^{IV} + N (V'' + X_0 \cdot \phi'') + (M_y \cdot \phi)'' = 0 \quad (4.37a)$$

$$C_1 \cdot \phi^{IV} - C \phi^{II} + \frac{I_0}{A} \phi'' + \beta_2 (M_y \cdot \phi') - P \cdot X_0 \cdot V'' + M_y \cdot V'' = 0 \quad (4.37b)$$

unde :

$$K_x = EI_x \quad C_1 = EI_{\omega} \quad C = G \cdot I_r \quad (4.38)$$

Introducînd notațiile :

$$\xi = \frac{x}{l} \quad r = M_1/M_0 \quad q = r - 1 \quad (4.39)$$

atunci :

$$M_0 = M_y \quad \text{pt} \quad \xi = 0 \quad (4.40a)$$

$$M_1 = M_y \quad \text{pt} \quad \xi = 1 \quad (4.40b)$$

și se pot exprima valorile momentelor marginale sub forma :

$$M_y = M_0 (1 + q \xi) \quad (4.41)$$

dacă $M_0 > M_1$

Ecuațiile (4.37) devin :

$$K_x \cdot V^{IV} + N(V'' - X_0 \cdot \phi'') + M_0 \cdot \phi'' + M_0 \cdot q \cdot \xi \cdot \phi'' + 2M_0 q \phi' = 0 \quad (4.42a)$$

$$\frac{C_1 \cdot \phi^{IV}}{l^2} - C \cdot \phi'' + N \frac{I_0}{A} \cdot \phi'' + \beta_2 \cdot M_0 \cdot q \cdot \phi' + \beta_2 \cdot M_0 \cdot \phi'' + \beta_2 \cdot M_0 \cdot q \cdot \xi \cdot \phi'' - N X_0 \cdot V'' + M_0 \cdot V'' + M_0 \cdot q \cdot \xi \cdot V'' = 0 \quad (4.42b)$$

Se aplică metoda Galer-Kin prin alegerea deformatei sub forma unei serii trigonometrice infinite în care Y_n și Z_n sînt funcțiile proprii ale modului al n -lea de vibrație care să satisfacă condițiile limită, încît se obține :

$$V = \sum_{n=1}^{\infty} V_n \cdot Y_n \quad (4.43a)$$

$$\phi = \sum_{n=1}^{\infty} \phi_n \cdot Z_n \quad (4.43b)$$

Se înlocuiesc relațiile (4.43) în ecuațiile (4.42) și după transformări [126] se obține :

$$V_m \cdot \int_0^1 \left[\frac{K_x \cdot \lambda^4 y_m \cdot Y_m^2}{l^2} - N Y_m'^2 \right] \cdot d\xi + \sum_{n=1}^{\infty} \int_0^1 \phi_n \left[(N \cdot X_0 - M_0) Z_n' \cdot Y_m' + M_0 \cdot q \cdot \rho \cdot Z_m \cdot Y_m'' \right] \cdot d\xi = 0 \quad m = 1, 2, 3, \dots, \infty \quad (4.44a)$$

$$\phi_m \cdot \int_0^1 \left[\frac{C_1 \cdot \lambda^4 z_m \cdot Z_m^2}{l^2} + C \cdot Z_m' - \left(N \frac{I_0}{A} + \beta_2 \cdot M_0 \right) \cdot Z_m'^2 \right] \cdot d\xi + \sum_{n=1}^{\infty} \int_0^1 \left\{ V_n \left[(N \cdot X_0 - M_0) \cdot Y_n' \cdot Z_m' + M_0 \cdot q \cdot \rho \cdot Y_n'' \cdot Z_m \right] - \phi_n \cdot \beta_2 \cdot q \cdot M_0 \cdot \rho \cdot Z_n' \cdot Z_m' \right\} \cdot d\xi = 0 \quad m = 1, 2, 3, \dots, \infty \quad (4.44b)$$

Dacă condițiile limită sînt identice la capetele barei, atunci Y_n și Z_n se pot exprima în termenii unei singure funcțiuni f_n iar ecuațiile (4.44) devin :

$$V_m \left[\frac{K_x \cdot \lambda^4}{l^2} \cdot K_{m,m0} - N \cdot K_{mm1} \right] + \phi_m \left[N X_0 - M_0 \right] \cdot K_{mm1} + M_0 \cdot q \cdot \sum_{n=1}^{\infty} \phi_n \cdot K'_{nm2} = 0 \quad (4.45a)$$

$$V_m (P \cdot X_0 - M_0) K_{mm1} + \phi_m \left[\frac{C_1 \cdot \lambda_m^4 \cdot K_{mmo}}{l^2} + C_0 \cdot K_{mm1} - \left(N + \frac{I_0}{A} + \beta_2 \cdot M_0 \right) \cdot K_{mm1} \right] + M_0 \cdot q \cdot \sum_{n=1}^{\infty} \left[V_n \cdot K_{nm2} - \phi_n \cdot \beta_2 \cdot K_{nm3} \right] = 0$$

(4.45b)

$m = 1, 2, \dots,$
unde :

$$K_{nmo} = \int_0^1 f_m^2 \cdot d\varrho \quad K_{nm1} = \int_0^1 f_m' \cdot d\varrho \quad K_{nm2} = \int_0^1 \varrho \cdot f_n'' \cdot f_m \cdot d\varrho$$

(4.46a)

$$K_{nm2} = \int_0^1 \varrho \cdot f_n \cdot f_m'' \cdot d\varrho \quad K_{nm3} = \int_0^1 \varrho \cdot f_n' \cdot f_m' \cdot d\varrho$$

(4.46b)

Pentru capetele de bară articulate condițiile de margine dau :

$$V'' = \phi'' = 0 \quad \text{și} \quad f_n = \sin \pi \cdot \varrho \cdot n \quad (4.47)$$

Dacă se studiază cazul încovoierii simple, fără forța axială, se alege $P = 0$.

N. Celebi [127] a studiat secțiunile monosimetrice cu deformații avînd variația de forma :

$$V = V_1 \cdot \sin \pi \varrho \quad \psi = \psi_1 \cdot \sin \pi \varrho + \varrho_2 \cdot \sin 2\pi \varrho \quad (4.48)$$

Dacă se pune condiția de compatibilitate a sistemelor de ecuații liniare și omogene se obține :

$$\left(\frac{\pi^2 \cdot K_x}{l} - N \right) \cdot \frac{\pi^2}{2} \quad N \left[x_0 - e_0 \left(1 + \frac{q}{2} \right) \right] \frac{\pi^2}{2} \quad \frac{8}{9} N \cdot e_0 \cdot q$$

$$N \left[x_0 - e_0 \left(1 + \frac{q}{2} \right) \right] \frac{\pi^2}{2} \quad \left\{ \left(\frac{\pi^2 \cdot C_1}{l^2} + c \right) - N \left[\beta_2 \cdot e_0 \left(1 + \frac{q}{2} \right) + \frac{I_0}{A} \right] \right\} \frac{\pi^2}{2} \quad \frac{20}{9} N \cdot \beta_2 \cdot e_0 \cdot q$$

$$\frac{8}{9} N \cdot e_0 \cdot q \quad \frac{20}{9} N \cdot \beta_2 \cdot e_0 \cdot q \quad \left\{ \left(\frac{4\pi^2 \cdot C_1}{l^2} + c_1 \right) - N \left[\beta_2 \cdot e_0 \left(1 + \frac{q}{2} \right) + \frac{I_0}{A} \right] \right\} \cdot \frac{4\pi^2}{2}$$

= 0

Ecuatia (4.49) conduce la un polinom de gradul III a cărui rădăcină minimă ne dă pe N_{cr} .

Calculul la compresiune al barelor cu excentrități de capete e_0 și e_1 neegale este dificil și se reduce la cazul unei excentrități echivalente e_x egale la cele două capete. Se introduc notațiile :

$$M_0 = N \cdot e_0 \quad M = N \cdot e_1 \quad r = M_1/M_0 \quad e_x = C_{T1} \cdot e_0 \quad (4.50)$$

unde C'_{T1} este valoarea corespunzătoare lui $r = -1$, iar pentru C_{T1} se admite o variație liniară de forma :

$$C_{T1} = 0,5 + 0,5 \cdot r \quad \text{pt} \quad 0 \leq r \leq 1 \quad (4.51a)$$

$$C_{T1} = 0,5 + (0,5 - C'_{T1}) \cdot r \quad \text{pt.} \quad -1 \leq r \leq 0 \quad (4.51b)$$

atunci conform rezultatelor experimentale, se poate adopta o singură expresie, pentru orice valoare a lui r :

$$C_{T1} = \frac{1 + C'_{T1}}{2} + \frac{1 - C'_{T1}}{2} \cdot r \quad (4.52)$$

Plecînd de la aceste studii, normele americane AISI [114] recomandă formula de interacțiune :

$$\frac{N_{cr}}{N_{cr}^0} + \frac{N_{cr} \cdot e \cdot C_{TF}}{M_{cr}^0 \left(1 - \frac{N_{cr}}{N_{yE}} \right)} = 1 \quad (4.53)$$

iar :

$$C_{TF} = 0,6 + 0,4 \cdot r \quad (4.53a)$$

In cercetările efectuate de V. Brezina [128] , [129] marimea forței de compresiune critice N_{cr} aplicată cu excentrități egale e_y la cele două capete este :

$$N_{cr} = \frac{[N_y (1 + \frac{r_{\bar{x}} \cdot e_y}{i_c^2}) + N_n] - \sqrt{[N_y (1 + \frac{r_{\bar{x}} \cdot e_y}{i_c^2}) + N_n]^2 - 4 \cdot N_y \cdot N_n \cdot R}}{2 \cdot R} \quad (4.54)$$

unde

$$R = 1 + \frac{r_{\bar{x}} \cdot e_y - \gamma \cdot (e_y + \bar{y}_G)^2}{i_c^2} \quad (4.54a)$$

iar :

$$r_{\bar{x}} = \frac{1}{I_x} \left[\int_A \bar{y} (\bar{x}^2 + \bar{y}^2) dA - \bar{y}_G \cdot i_c \cdot A \right] \quad (4.54b)$$

In vederea utilizării în proiectare, relația (4.54) se pune sub forma:

$$N_{cr} = \frac{\pi^2 EA}{\lambda_{tr}^2} \quad (4.55)$$

unde :

$$\lambda_{tr} = \psi \cdot \lambda = \frac{1}{\sqrt{2}} \cdot \sqrt{1 + \bar{\omega} + \sqrt{(1 + \bar{\omega})^2 - 4 \cdot \bar{k} \cdot \bar{\omega}}} \cdot \lambda \quad (4.56)$$

$$\bar{\omega} = \left(1 + \frac{r_{\bar{x}} \cdot e_y}{i_c^2} \right) \left(\frac{\lambda r}{\lambda} \right)^2 \quad (4.57a)$$

$$\bar{k} = 1 - \frac{\gamma \frac{(e_y + \bar{y}_G)^2}{i_c^2}}{1 + \frac{r_{\bar{x}} \cdot e_y}{i_c^2}} \quad (4.57b)$$

Pentru încovoiere pură $N_{cr} = 0$ iar $M_{cr 1,2}$ corespunzător valorii $e_y \rightarrow \infty$ este :

$$M_{cr 1,2}^0 = \frac{r_{\bar{x}} \cdot N_y \mp \sqrt{(r_{\bar{x}} \cdot N_y)^2 + 4 \cdot \gamma \cdot i_c^2 \cdot N_y \cdot N_n}}{2 \cdot \gamma} \quad (4.58)$$

În [124] se dau diagrame pentru calculul rapid al valorilor $M_{cr 1,2}^0$ la secțiuni monosimetrice. Pentru profilele Σ , L, C, U

$$\text{raportul } \left| \frac{M_{cr2}^0}{M_{cr1}^0} \right| > 10 \quad (4.59)$$

cece face ca pentru $|e| > |e_c|$ să devină hotărîtor flambajul prin încovoiere, iar la $e > 0$ este hotărîtor flambajul

prin încovoiere - răsucire.

Pentru barele solicitate la încovoiere cu momente la capete neegale $M_1 \neq M_2$ se definește momentul echivalent M_{ech} care aplicat la ambele capete produce același efect d.p.d.v. al flambajului prin încovoiere - răsucire ca și bara reală. La secțiunile dublu simetrice, pe baza studiilor lui Ch. Massonet [85], [130] momentul echivalent este

$$M_{ech} = M_1 \sqrt{0,3 (1 + \beta^2) + 0,4\beta} \quad \text{cu} \quad \beta = M_2/M_1 \quad (4.60)$$

iar simplificat se poate adopta relația :

$$M_{ech} = 0,6 M_1 + 0,4 M_2 \geq 0,4 \cdot M_1 \quad (4.61)$$

Cazul stabilității barelor comprimate, rezemate în puncte intermediare este studiată în detaliu în lucrările [131], [132], [133].

Forța critică N_y a flambajului prin încovoiere în direcție transversală pe planul de simetrie și forța critică N_x a flambajului prin răsucire sînt parametrii care determină forța critică la încovoiere - răsucire.

Efortul N_y poate fi mărit, pentru o anumită secțiune transversală și lungime de flambaj, numai prin introducerea unor rezemări laterale intermediare sau eventual prin modificarea condițiilor de rezemare la capete, procedeu limitat în practică de rigiditatea celorlalte elemente ale structurii.

Mărirea lui N_x , datorită creșterii rigidității barei la răsucire, se poate realiza ușor în practică prin dispunerea de plăcuțe sau zăbrelețe astfel încît, rigiditatea la răsucire liberă crește foarte mult iar efectul strîmbării din răsucire împiedicată poate fi neglijat și barele respective pot fi calculate similar barelor cu secțiune închisă. Dacă barele au plăcuțe dispuse numai la capetele barei, calculul se face ca pentru o bară cu secțiune deschisă, luînd $\mu_0 = 0,5$ corespunzător împiedicării totale a strîmbării din răsucire, cu condiția ca dimensiunile plăcuțelor să respecte toate prevederile din [118].

Calculul exact al barei solidarizate cu plăcuțe la capete se poate face prin generalizarea calculului de rezistență de ordinul I a lui Vlasov [84]. Plecînd de la un sistem de bază static determinat, obținut prin tăierea ambelor plăcuțe în planul de simetrie longitudinal [134] se găsește ecuația de stabilitate:

$$\operatorname{tg} \frac{\varepsilon}{2} + 2 \cdot \gamma \frac{I_w}{g.l. \cdot \Omega^2} \cdot \frac{\varepsilon}{2} = 0 \quad (4.62)$$

Efectul de rigidizare al plăcuțelor de la capetele barei este foarte mare, N_r putînd să crească în domeniul elastic pînă aproape de patru ori.

Deoarece flambajul prin încovoiere - răsucire reduce sensibil capacitatea portantă a barei este indicat eliminarea răsucirii prin măsuri constructive sau mărirea rigidității la răsucire, răsucirea poate fi eliminată prin încărcarea barelor după linie centrelor de răsucire, metodă avantajoasă în cazul încovoierii dar cu totul nerecomandată la forțe normale, fiindcă produc momente de încovoiere importante, din cauza excentricităților mari. Aplicarea forței de compresiune între centrul de greutate G și centru de răsucire C , astfel încît capacitatea portantă la flambajul prin încovoiere - răsucire în planul forțelor să fie egală cu capacitatea portantă la încovoiere cu forță axială în planul forțelor, este o soluție bună.

În general, numeroase norme de calcul recomandă măsuri de împiedicare a răsucirii, iar normativul SUA [49] nu ține seama de răsucire deoarece indică folosirea secțiunilor la care răsucirea are o importanță secundară.

Forma cea mai complexă de instabilitate este suprapunerea flambajului prin încovoiere - răsucire al barei întregi cu voalarea pereților componenți [135]. Deoarece, atît răsucirea cît și voalarea reduc capacitatea portantă, această formă de instabilitate trebuie evitată prin alegerea adecvată a secțiunii barei și prin alte dispoziții constructive.

4.3. COMPRESIUNEA CENTRICA, FLAMBAJUL PRIN INCOVOIERE

4.3.1. BARA IDEALA

Pentru o bară ideal elastică, perfect dreaptă, supusă la compresiune centrică, pierderea stabilității se face prin bifurcarea echilibrului, iar forța critică $\sqrt{P_c}$ este dată de formula lui Euler. Pentru un material ideal elasto - plastic, formula lui Euler este

valabilă pt. $\sigma_{or} \leq \hat{\sigma}_c$, sau $\lambda \leq \pi \sqrt{\frac{E}{\sigma_c}}$.

Profilele metalice cu pereți subțiri formate la rece, fără imperfecțiuni geometrice, prezintă o zonă elasto - plastică, deoarece diferite fibre intră treptat în curgere iar efortul critic se poate calcula cu modulul tangent.

$$\sigma_{cr} = \sigma_{Et} = \frac{\pi^2 E_t}{\lambda^2} \quad (4.63)$$

F. Bleich [136] propune pentru E_t expresia :

$$E_t = \frac{\sigma_c (\sigma_c - \sigma)}{\sigma_p (\sigma_c - \sigma_p)} \cdot E \quad (4.64)$$

În particular pt. $E_t = E$ avem $\sigma_{Et} = \sigma_E$ adică :

$$\sigma_{Et} = \sigma_c - \frac{\sigma_p (1 - \frac{\sigma_p}{\sigma_c})}{\pi^2 E} \cdot \sigma_c \cdot \lambda^2 \quad (4.65)$$

Zveltețea limită a domeniului elastic este :

$$\lambda = \pi \sqrt{\frac{E}{\sigma_p}} \quad (4.66)$$

Normele germane DIN 4114 dau variația curbei caracteristice între σ_p și σ_c sub forma :

$$\frac{\sigma - \sigma_p}{\sigma_c - \sigma_p} = \operatorname{tg} \frac{\varepsilon \cdot E - \sigma_p}{\sigma_c - \sigma_p} \quad (4.67)$$

sau :

$$E_t = E \cdot \left[1 - \left(\frac{\sigma - \sigma_p}{\sigma_c - \sigma_p} \right)^2 \right] \quad (4.68)$$

Se pot alege și alte ecuații de curbe caracteristice, acoperitoare față de curbele caracteristice reieșite din încărcările experimentale, de exemplu sub forma [137] ;

$$y = 0,70029 - 0,51718 \cdot e^{-x} + 0,0218 \cdot e^{-2x} - 0,29322 \cdot e^{-3x} + 0,08831 \cdot e^{-4x} \quad (4.69)$$

unde :

$$y = \frac{\sigma - \sigma_p}{\sigma_c} \quad x = \frac{\varepsilon - \varepsilon_p}{\varepsilon_c} \quad \sigma_p = 0,8 \cdot \sigma_c \quad (4.70)$$

Pentru o trasare corectă a curbei $\sigma_{cr} - \lambda$, în cazul barei fără imperfecțiuni geometrice, se admite că pentru $\lambda = 0$ avem $\sigma_{cr} = \sigma_c$ iar pt. $\lambda > \lambda_p = \pi \sqrt{\frac{E}{\sigma_p}}$ este valabilă hiperbola lui Euler.

Pentru valori intermediare $0 < \lambda < \lambda_p$ se alege o valoare a deformației specifice $\varepsilon > \varepsilon_p$, careia îi corespunde în diferite fibre, valori diferite ale efortului unitar de compresiune. Dacă secțiunea are o singură axă de simetrie, axa neutră nu mai trece prin centrul de greutate iar condițiile de echilibru devin :

$$M = \int_A \sigma \cdot y \cdot dA = 0 \quad (4.71a)$$

$$\sum_{i=1}^n \sigma_i \cdot y_i \cdot A_i = 0 \quad (4.71b)$$

Scurtării ε îi corespunde un efort unitar mediu de compresiune :

$$\sigma_{med} = \frac{\sum_{i=1}^n \sigma_i \cdot A_i}{A} \quad (4.72)$$

Modulul tangent mediu E_{tmed} se obține din relația :

$$E_{tmed} = \frac{\sum_{i=1}^n E_{ti} \cdot I_i}{I} \quad (4.73)$$

unde :

E_{ti} - modulul tangent al fișiei i pentru deformația specifică

I_i - momentul de inerție al fișiei i în raport cu axa neutră

I - momentul de inerție al întregii secțiuni în raport cu axa care trece prin centrul de greutate

Dacă se pune condiția $\sigma_{med} = \sigma_{cr}$ rezultă :

$$\sigma_{cr} = \frac{\bar{J}^2 \cdot E_{tmed}}{\lambda^2} \quad (4.74)$$

Din ec.(4.74) se obține λ corespunzător lui σ_{cr} .

Pentru $\varepsilon \in [0,01 \text{ } \vee \text{ } 0,2 \text{ \%}]$ corespunzător lui σ_p și σ_c se obține curba $\sigma_{cr} - \lambda$ pe baza teoriei generalizată a modulului tangent. Studiile lui G. Winter [114] au arătat că este posibil utilizarea valorilor lui σ_p și σ_c determinate din încercări la tracțiune. Așadar, deși curbarea diagramei $\sigma - \varepsilon$ între σ_p și σ_c , se datorește altor cauze decît la profilele laminate la cald, ecruisarea se poate asimila formal cu efectul imperfecțiunilor structurale. Teoria modulului tangent este în bună concordanță cu rezultatele experimentale.

Teoria divergenței echilibrului reflectă comportarea reală a barei dar conduce la rezolvări matematice uneori foarte complicate. Deoarece soluțiile obținute exact nu diferă mult de rezultatele obținute pe baza teoriei bifurcării echilibrului unele norme admit valabilitatea acestei teorii cu unele considerații suplimentare, cum ar fi influența imperfecțiunilor structurale. Normele SUA se bazează pe teoria lui Shanley care conduce la forța critică :

$$F_{cr} = J^2 \frac{\int E_t \cdot y \cdot dA}{l_f^2} \quad (4.75)$$

Deoarece E_t se referă la o anumită fibră, el depinde de distribuția tensiunilor remanente și proprietățile mecanice ale oțelului. Rezolvarea ec. (4.75) se face pe cale numerică, iar efortul critic de bifurcație coincide cu atingerea lui σ_c în fibra cea mai solicitată. Pentru a ține seama de efectul defavorabil al tensiunilor remanente, normele SUA admit $\sigma_p = 0,5 \sigma_c$ spre deosebire de valoarea acceptată $\sigma_p \simeq 0,8 \cdot \sigma_c$.

4.3.2. BARA REALA

În cazul barelor reale capacitatea portantă este influențată de următoarele :

- a) factori probabilști care se referă la aria secțiunii transversale A , limita de curgere σ_c și modulul de elasticitate E .
- b) imperfecțiuni geometrice legate de curbura, amplitudinea, alura inițială precum și de existența unor excentricități inițiale, cu anumite valori la capete ce pot varia în lungul barei.
- c) imperfecțiuni structurale care se referă la tensiuni remanente din laminare sau sudare și variația limitei de curgere σ_c pe secțiunea transversală și în lungul barei.
- d) forma secțiunii transversale

La profilele metalice cu pereți subțiri formate la rece în general trebuie luate în considerare imperfecțiunile structurale datorate ecruisării care produc o variație neuniformă a lui σ_c pe secțiunea transversală și imperfecțiunile geometrice datorate deformațiilor inițiale.

Importanța tensiunilor remanente din laminare este neglija-
bilă, iar în urma procesului de sudare deformațiile rezultate sînt
mai semnificative decît mărimea eforturilor remanente deoarece
grosimea de perete este foarte mică.

Conform studiilor efectuate de H. Beer [138], [139] crește-
rea valorii limitei de
curgere σ_c ca urmare

a ecruisării conduce la
mărirea capacității
portante la flambaj du-
pă ambele axe de iner-
ție. Dacă se studiază
comportarea la compresie
a unui profil \square avînd
o săgeată inițială
 $f_0 = 1/1000$ într-un
sistem de coordonate
rectangular $\bar{N} - \bar{\lambda}$,
se constată o creștere
mai pronunțată în spe-
cial în domeniul valo-
rilor mici ale lui

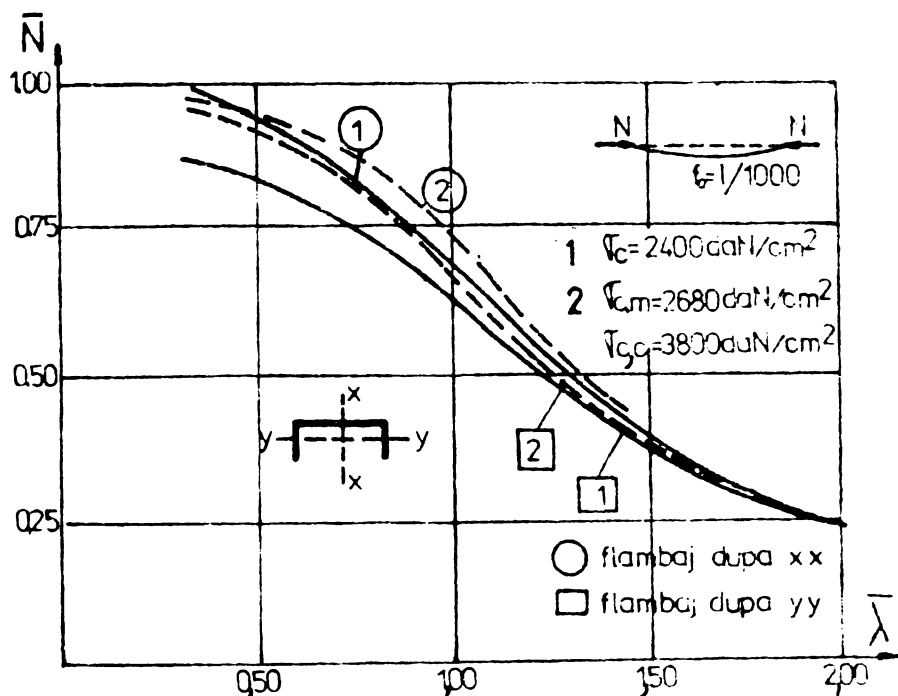


Fig.4.7

(fig 4.7), semnificația notațiilor fiind dată în continuare :

$$\bar{\lambda} = \lambda / \lambda_c \quad \bar{N} = N / \sigma_c \cdot A \quad (4,76)$$

Influența variației ne-
uniforme a limitei de curge -
re pe secțiunea transversală
ca urmare a ecruisării profi-
lelor este foarte mică așa
cum rezultă și din fig 4.8.
privitor la variația $\bar{N} - \bar{\lambda}$
pentru diverse valori a li-
mitei de curgere, astfel în-
cît se poate considera în
calcul, cu suficientă exactitate, valoarea medie a lui σ_c pe întreg
profilul [139]

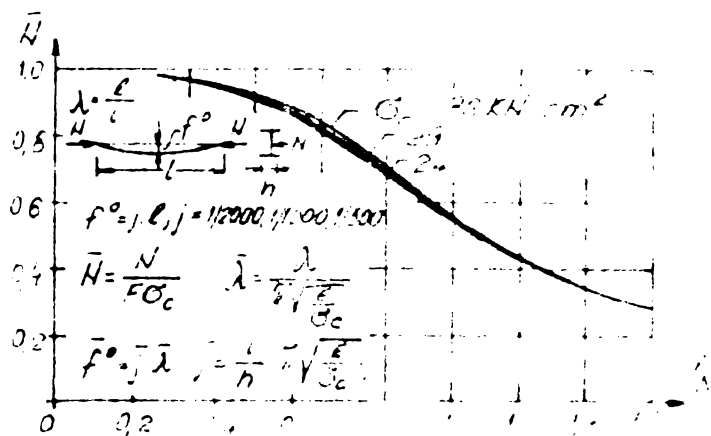


Fig.4.8.

O reducere simțitoare a capacității portante este produsă

de deformațiile geometrice inițiale f_0 atât în cazul absenței eforturilor remanente $\bar{\sigma}^E$ cât mai ales în cazul prezenței lor (fig.4.9)

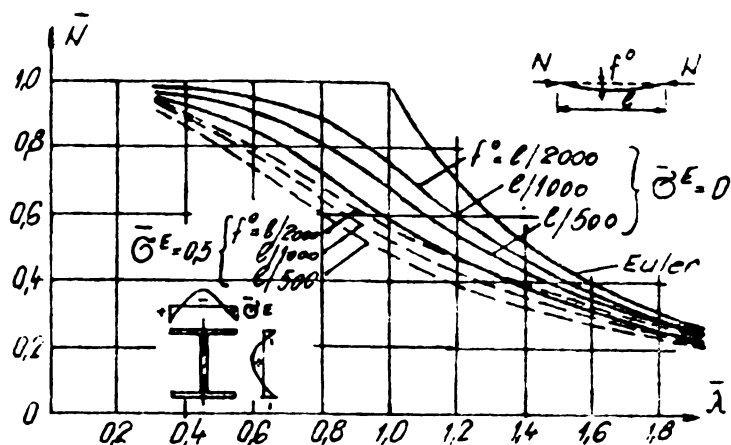


Fig.4.9.

o influență mare pe cînd la barele scurte imperfecțiunile structurale devin importante.

Rezistența admisibilă la flambaj σ_{ef} este

$$\sigma_{af} = \frac{N_{cr}}{C_f \cdot A} = \frac{\sigma_{cr}}{C_f} = \frac{\sigma_{cr}}{\sigma_c \cdot \frac{C_f}{C}} \cdot \frac{\sigma_c}{C} \quad (4.77)$$

Cu notația (4.77) obținem :

$$\varphi = \frac{\sigma_{cr}}{\sigma_c \cdot \frac{C_f}{C}} \quad (4.78)$$

$$\frac{N}{A} \leq \sigma_{af} = \varphi \cdot \sigma_a \quad (4.79a)$$

$$\frac{N}{\varphi \cdot A} \leq \sigma_a \quad (4.79b)$$

Dacă s-ar cunoaște variația în raport cu λ a rezistenței critice σ_{cr}^r a barelor reale, afectate de toate imperfecțiunile s-ar putea lua un coeficient de siguranță unic atât la întindere cât și compresiune :

$$\sigma_{af} = \frac{\sigma_{cr}^r}{C} = \frac{\sigma_{cr}^r}{\sigma_c} \cdot \frac{\sigma_c}{C} = \varphi \cdot \sigma_a \quad (4.80)$$

Teoria lui Duthell [140] permite calculul eforturilor uni-

tare critice al barelor reale din oțel afectate de imperfecțiunile structurale și geometrice prin admiterea unei deformate sinusoidale a cărei amplitudine f este :

$$f = \frac{a(1+b) \cdot \sqrt{\sigma_E}}{\sqrt{E} - (1+b) \cdot \sqrt{\sigma}} \cdot \frac{W}{N_E} \quad (4.81)$$

unde :

- $\sqrt{\sigma}$ - efortul unitar la compresiune axială datorită forței N
- W - modulul de rezistență minim al secțiunii
- a - coef. ce ține seama de imperfecțiunile geometrice
- b - un coeficient ce permite interpretarea imperfecțiunilor structurale prin reducerea modulului de elasticitate,

$$E' = \frac{E}{1+b} \quad (4.82)$$

Aproximarea divergenței echilibrului cu un calcul de ordinul II se poate face prin admiterea unei încărcări pînă se atinge $\sqrt{\sigma_c}$ în fibra extremă sau a unei anumite plasticizări părțile K de exemplu egală cu media aritmetică între calculul complet elastic ($K = 1$) și complet plastic $K = K_1$ adică :

$$K = \frac{1 + K_1}{2} \quad K_1 = \frac{W_{pl}}{W_{el}} \quad (4.83)$$

Normele franceze [141] admite pentru construcțiile metalice obișnuite, prin intermediul coeficientului ψ , o anumită plasticizare a secțiunii transversale, definit din condiția ca după descărcarea barei solicitate la încovoiere de un moment $\psi \cdot W \cdot \sqrt{\sigma_c}$ deformația specifică remanentă a fibrei celei mai solicitate să nu depășească 7,5 % din deformația elastică corespunzătoare lui $\sqrt{\sigma_c}$.

În cazul profilelor metalice cu pereți subțiri, din cauza zvelteților mari de perete și pericolului mare de vâlcare se acceptă doar atingerea limitei de curgere $\sqrt{\sigma_c}$ în fibra cea mai solicitată [126], [127] iar efectul imperfecțiunilor structurale, în special la barele unitare, este de importanță mică și se neglijează:
($b = 0$)

$$\frac{N}{A} + \frac{N \cdot f}{W} = \sqrt{\sigma_c} \quad (4.84)$$

$$f = \frac{a \cdot \sqrt{\sigma_{cr}} \cdot \sqrt{\sigma_E}}{\sqrt{E} \cdot \sqrt{\sigma_{cr}}} \cdot \frac{W}{N_E} \quad (4.84a)$$

$$\sigma_{cr} \left(1 + \frac{A \cdot f}{W} \right) = \sigma_c \quad (4.84b)$$

$$(1-a) \sigma_{cr}^2 - (\sigma_E + \sigma_c) \sigma_{cr} + \sigma_E \cdot \sigma_c = 0 \quad (4.85)$$

Rădăcina minimă a ecuației (4.85) determină coeficientul de flambaj φ :

$$\varphi = \frac{\sigma_{cr}}{\sigma_c} = \frac{1}{2(1-a)} \left[1 + \frac{\sigma_E}{\sigma_c} - \sqrt{\left(1 - \frac{\sigma_E}{\sigma_c} \right)^2 + 4a \cdot \frac{\sigma_E}{\sigma_c}} \right] \quad (4.86 a)$$

$$\varphi = \frac{1}{2(1-a)} \left[1 + \frac{\pi^2 E}{\sigma_c \cdot \lambda^2} - \sqrt{\left(1 - \frac{\pi^2 E}{\sigma_c \cdot \lambda^2} \right)^2 + 4a \cdot \frac{\pi^2 E}{\sigma_c \cdot \lambda^2}} \right] \quad (4.86 b)$$

În vederea unui calcul de ordinul doi, se pleacă de la o ecuație de tip Perry pentru care se admite o săgeată inițială f_i și se determină σ_{max} :

$$\sigma_{max} = \frac{N}{A} + \frac{N \cdot f_i}{W \left(1 - \frac{N}{N_E} \right)} \leq R \quad (4.87)$$

La limită avem $\sigma_{max} = \sigma_{lim}^m$ adică:

$$\sigma_{lim} = \sigma_{lim}^m + \frac{A \cdot \sigma_{lim}^m}{W} \cdot \frac{N_F}{N_E - N} \cdot f_i \quad (4.88)$$

unde:

$$\sigma_{lim}^m = \frac{N}{A} \quad (4.89)$$

Dacă se admite pentru săgeata inițială f_i [142] valoarea

$$f_i = c \cdot \lambda^2 \cdot r_s \quad (4.90)$$

$$c = 0,425 \cdot 10^{-4} \quad r_s = \frac{W}{A} \quad (4.91)$$

unde r_s este raza simbulului central, atunci prin înlocuire rezultă;

$$\sigma_{\text{lim}} = \sigma_{\text{lim}}^m + \frac{\sigma_{\text{lim}}^m}{\frac{\pi^2 E}{\lambda^2} - \sigma_{\text{lim}}^m} \cdot \sigma_i \quad (4.92)$$

Cu

$$\sigma_i = \pi^2 \cdot E \cdot C \quad (4.93)$$

În normele din RPU [143] s-au întabulat valorile $\sigma_{\text{lim}}^m = f(\lambda)$ deoarece sînt cunoscute σ_i și σ_{lim}^m .

Imperfecțiunile barelor reale au un caracter aleator fiind necesar prelucrarea lor statistică pe baza datelor experimentale. Convenția Europeană de Construcții metalice (CECM) a efectuat pe o durată de 10 ani un număr de 800 de încercări experimentale asupra profilelor metalice laminiate la cald și a fost trasat o curbă $\sigma_{\text{cr}} - \lambda$ care concordă bine cu teoriei lui Duthheil pentru $a = 0,17$ și $b = 0,21$. S-a elaborat o metodă de calcul ce ține seama de influența diverșilor imperfecțiuni pe baza calculului de divergență, a cărui bază a fost pusă de E. Chwalla [144], [145] și K. Jezek [146] și depinde de forma secțiunii.

Normele germane [147] admit o excentricitate inițială

$$e = \gamma/500 + i/20 \quad (4.94)$$

iar cele engleze [148] admit o deformată de tip Perry Robertson.

Influența tensiunilor remanente asupra capacității portante a barei comprimate a fost arătat de Th.V. Galambos și R.L. Ketter [149], iar cu ajutorul unor factori de corecție M. Marinček [150] a dezvoltat o metodă pentru secțiuni monosimetrice în care ține seama de influența imperfecțiunilor structurale și geometrice.

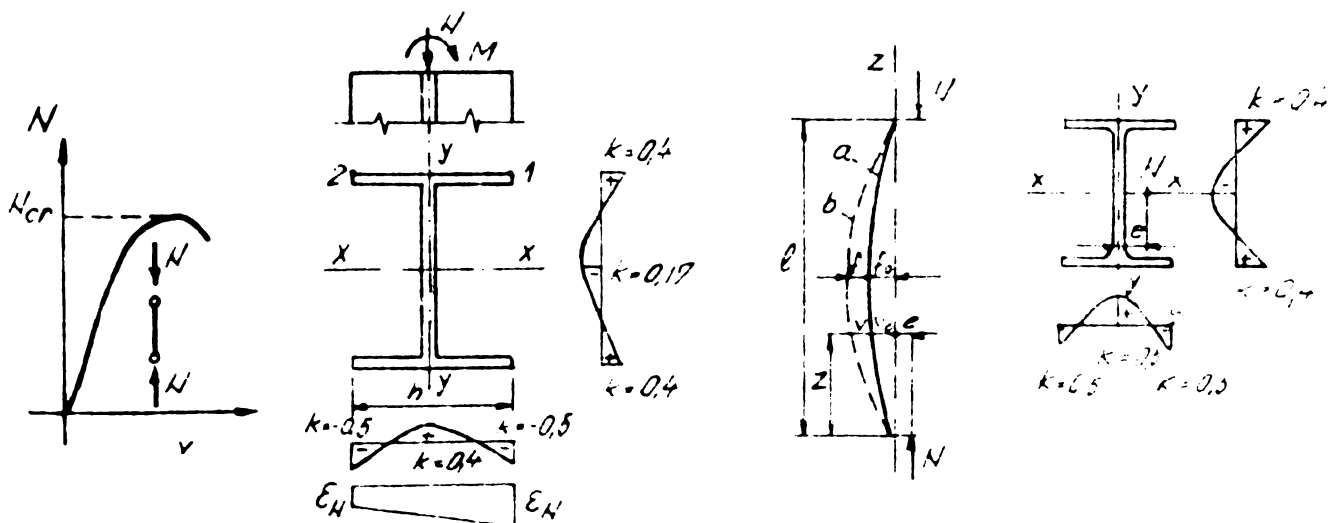
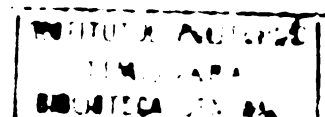


Fig.4.10



Dacă se pleacă de la ecuația fibrei medii deformate (fig. 4.10) avem :

$$\frac{d^2 v}{dz^2} + \frac{N(\rho + \nu + V)}{B} = 0 \quad (4.95)$$

sau:

$$\frac{1}{\rho} = \frac{M}{B} \quad (4.95a)$$

Rigiditatea la încovoiere B depinde de încărcare, gradul de plasticizare, forma secțiunii, proprietățile mecanice și tensiunile remanente, adică include influența imperfecțiunilor structurale.

După cum a arătat G. Schultz [138], curbura se poate exprima în cazul simetriei față de axa $y-y$ de forma :

$$\frac{1}{\rho} = \frac{\varepsilon_{1N} - \varepsilon_{2N}}{h} \quad (4.95 b)$$

sau :

$$B = \frac{M}{\varepsilon_{1p} - \varepsilon_{2p}} \cdot h \quad (4.95 c)$$

Valorile ε_{1N} și ε_{2N} sînt diferite $\varepsilon_{1N} \neq \varepsilon_{2N}$ deoarece forța axială este aplicată cu o excentricitate $e + f_0$ care produce un moment inițial $M = N(e + f_0)$.

Se determină valoare lui N și M din starea de echilibru a eforturilor interioare :

$$N = \int \bar{\sigma}_c \cdot dA \quad M = \int \bar{\sigma}_c \cdot y \cdot dA \quad (4.96)$$

Pentru aceasta se consideră profilul împărțit într-un sistem de rețea rectangulară fig.4.11, admitînd pentru parametrii luați în discuție valori adimensionale de forma :

$$N = \int \frac{N_c}{\sigma_c \cdot A} \quad M = \frac{M_c}{\sigma_c \cdot A \cdot h} \quad B = \frac{E}{EI} \quad (4.97)$$

În fig.4.11 curbele a, b, c reprezintă respectiv variația efortului adimensional $\bar{\sigma}_E$ sau $\bar{\varepsilon}_E$ din tensiuni remanente, a deformațiilor adimensionale $\bar{\varepsilon}_p$ și a limitei de curgere adimensională $\bar{\sigma}_c$.

Relațiile (4.96) pot fi scrise sub forma :

$$N = 2 \sum_{\Delta \xi} \cdot \Delta \xi \cdot \int_{\eta_1}^{\eta_2} \sigma(\eta) \cdot d\eta \quad (4.98a)$$

$$M = N \cdot \eta_G - 2 \sum_{\Delta \xi} \cdot \Delta \xi \cdot \int_{\eta_1}^{\eta_2} \eta \cdot \sigma(\eta) \cdot d\eta \quad (4.98b)$$

unde :

η_G este abcisa lui G.

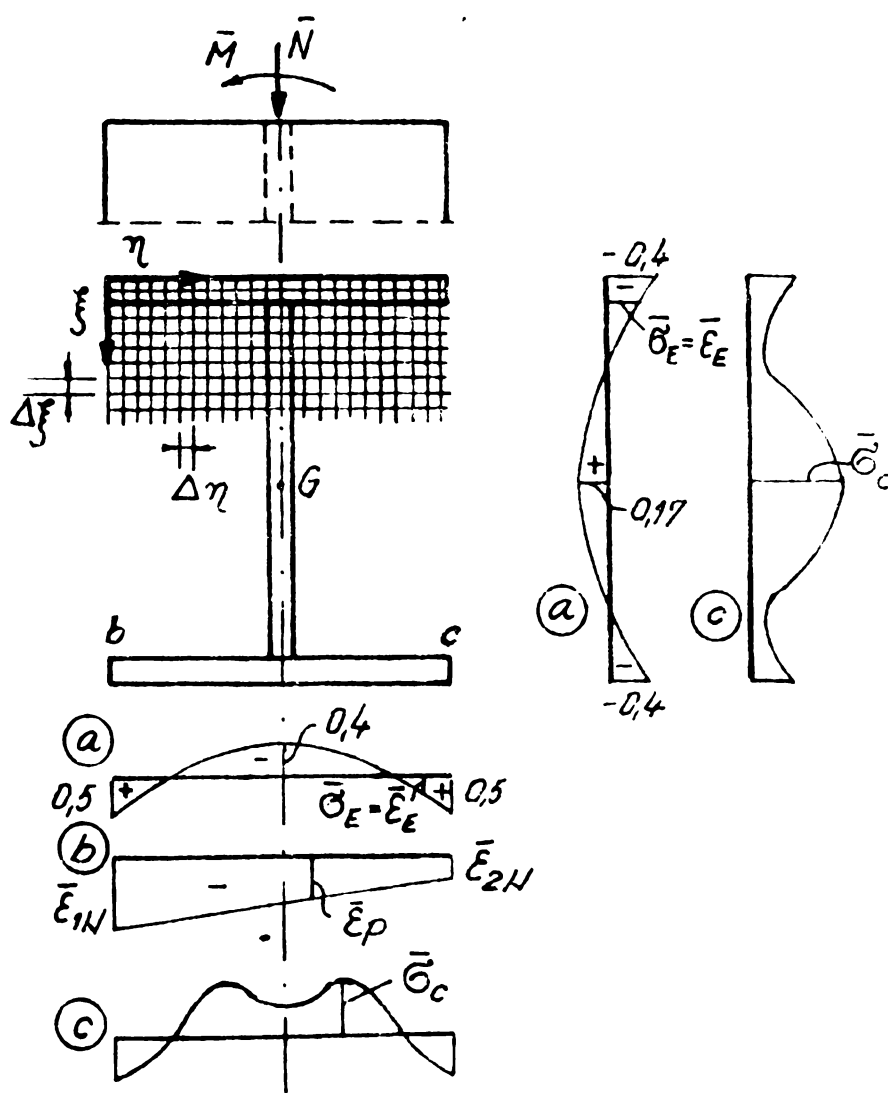


Fig.4.11

Cu relația (4.95), (4.96) se determină curbe $\bar{E} = f(\bar{M})$ pentru diferite valori ale forței \bar{N} considerată ca parametru pentru diverse variații ale tensiunilor remanente inclusiv când ele lipsesc (4.12a,b)

Cunoscând pentru fiecare valoare a lui \bar{N} relația dintre \bar{E} și \bar{E} , respectiv variația raportului $\frac{\bar{M}}{\bar{B}}$, se poate rezolva ecuația (4.95). Se introduc notațiile .

$$\bar{\lambda} = \frac{\lambda}{\lambda_c} = \frac{\lambda}{\pi \sqrt{\frac{E}{\sigma_c}}} \quad (4.99a)$$

Săgeata inițială f_c este :

$$f_0 = \bar{j} \cdot \bar{\lambda} \quad (4.99b)$$

$$\bar{j} = j \cdot \frac{i}{h} \cdot \pi \sqrt{\frac{E}{\sigma_c}} \quad (4.99c)$$

$$f_0 = j \cdot l \quad j = 10^{-3} \quad (4.99d)$$

In acest fel reapare influența lui σ_c asupra diagramei $\bar{N} - \bar{\lambda}$ care se trasează. Considerând valori diferite pentru li -

mita de curgere de $\bar{\sigma}_c = 2400, 2900$ și 3600 daN/cm^2 și pentru $j = 1/1000$ și $j = 1/2000$, influența limitei de curgere diferită este foarte mic asupra curbei $\bar{N} = \bar{\lambda}$ (fig. 4.12) încît se va considera aceeași curbă $\bar{N} = \bar{\lambda}$.

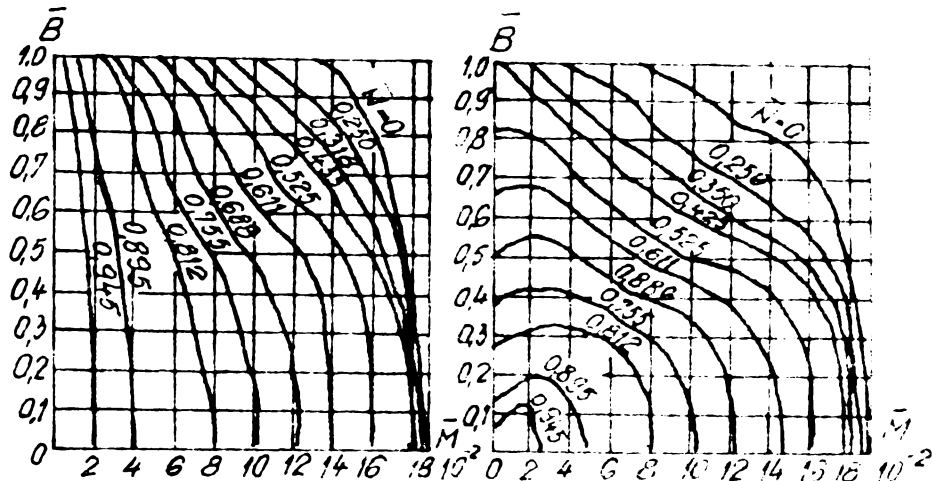


Fig.4.12

Considerînd fibra medie deformată o sinusoidă atunci calculul curbei $\bar{N} = \bar{\lambda}$ se face iterativ, pe o cale asemănătoare cu cea arătată în [86], [151], cu următoarele etape de iterație :

a) Se aproximează axa deformată cu o sinusoidă și se admite o valoare λ_1 , careia îi corespunde \bar{f}_1 . Pentru o valoare arbitrară \bar{N} se determină $\bar{M} = \bar{N}$. \bar{P}_1 și se determină din fig.4.12 valoarea \bar{B} iar cu ajutorul lui \bar{M} și \bar{B} se determină deformata barei și o săgeată \bar{f}_2

b) Intrucît $\bar{P}_1 \neq \bar{P}_2$, se obține o valoare îmbunătățită $\bar{\lambda}_2$ în funcție de săgeata \bar{f}_2 , determinată anterior. Iterația se continuă pînă cînd $\bar{P}_{n-1} = \bar{P}_n$. Se obține astfel un punct de coordonate $\bar{\lambda}_n, \bar{P}_n$ al curbei $\bar{\lambda} = F(\bar{P})$.

c) Metoda se repetă pentru valori crescătoare ale lui \bar{P} pînă se obține maximul curbei $\bar{\lambda} = \bar{P}$ și deci capacitatea portantă a barei. (fig.4.13)

În urma studiilor efectuate de CECM [5] s-au trasat diverse curbe care să țină seama de influența imperfecțiunilor geometrice și structurale (fig.4.15) unde se constată influența foarte mare a imperfecțiunilor geometrice (curba b) și a eforturilor reziduale (curba d) și influența mică a variației limitei de curgere

$\bar{\sigma}_c$ (curba c și e). Stabilirea curbei $\bar{N} - \bar{\lambda}$ în formă adimen - sională se referă la o imperfecțiune geometrică inițială $f_0=1/1000$

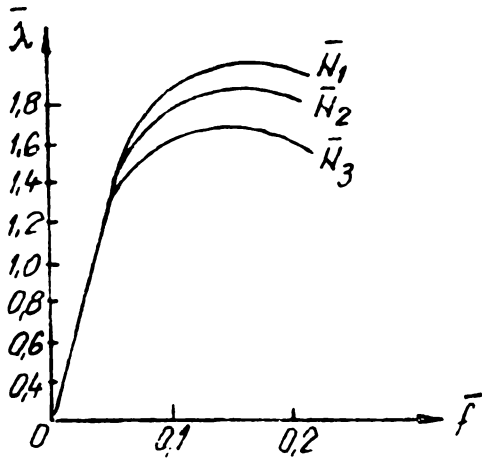


Fig.4.13

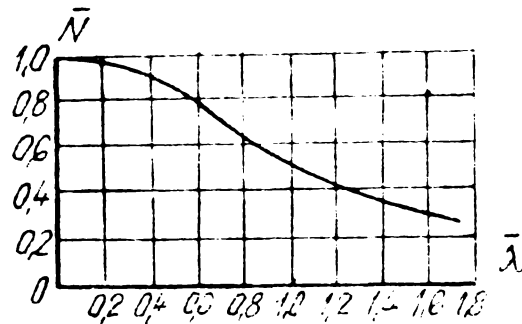
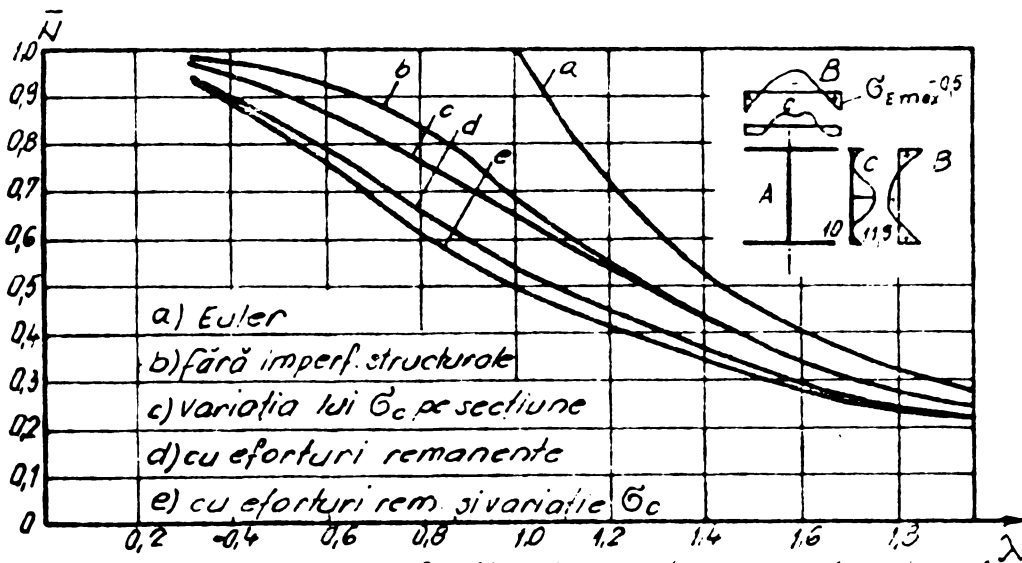


Fig.4.14



Influența imperfecțiunilor structurale și defor - mațiilor inițiale asupra capacității portanțe.

Fig.4.15

bazată pe în - cercarea a 800 de bare.

Efortul critic de flambaj \bar{N} este în - fluențat de forma, rapoarte - le dimensiunii - lor secțiunii transversale, de mărimea, na - tura și repar - tizarea tensu -

nilor remanente pe secțiunea transversală.

În funcție de geometria secțiunii transversale a profilului s-au admis trei curbe de flambaj A, B, C. Dacă se notează coeficien - tul de flambaj ψ :

$$\psi = \frac{\bar{\sigma}_{cr}}{\bar{\sigma}_c} \tag{4.100}$$

avem:

$$\bar{\sigma}_{cr} = \frac{N_{cr}}{A} = \frac{N_{cr} \cdot A \cdot \bar{\sigma}_c}{A} = \bar{N} \cdot \bar{\sigma}_c = \psi \cdot \bar{\sigma}_c \tag{4.101}$$

Relațiile care dau valorile lui φ și în același timp eforturile critice adimensionale \bar{N}_{cr} sînt :

$$\text{Curba a : } \varphi = \frac{1}{(0,5+0,514 \bar{\lambda}^2) + \sqrt{(0,5+0,514 \bar{\lambda}^2)^2 - 0,795 \cdot \bar{\lambda}^2}} \quad (4.102a)$$

$$\text{Curba b : } \varphi = \frac{1}{(0,5+0,554 \cdot \bar{\lambda}^2) + \sqrt{(0,5+0,554 \cdot \bar{\lambda}^2)^2 - 0,738 \cdot \bar{\lambda}^2}} \quad (4.102b)$$

$$\text{Curba c : } \varphi = \frac{1}{(0,5+0,532 \bar{\lambda}^2) + \sqrt{(0,5+0,532 \bar{\lambda}^2)^2 - 0,377 \cdot \bar{\lambda}^2}} \quad (4.102c)$$

Normele din numeroase țări au admis valabile curbele φ definite mai sus cu mici modificări. Pentru OL 37 avînd limita de curgere $R_c = 24 \text{ daN/mm}^2$, în STAS 10.108/0-78 se dau coeficienții sub forma :

$$\text{Curba A : } \varphi = \left(0,6465 + \frac{5431}{\lambda^2}\right) - \sqrt{\left(0,6465 + \frac{5431}{\lambda^2}\right)^2 - \frac{10862}{\lambda^2}} \quad (4.103a)$$

$$\text{Curba B : } \varphi = \left(0,7506 + \frac{5851}{\lambda^2}\right) - \sqrt{\left(0,75 + \frac{5851}{\lambda^2}\right)^2 - \frac{11702}{\lambda^2}} \quad (4.103b)$$

$$\text{Curba C : } \varphi = \left(1,411 + \frac{11453}{\lambda^2}\right) - \sqrt{\left(1,411 + \frac{11453}{\lambda^2}\right)^2 - \frac{22917}{\lambda^2}} \quad (4.103c)$$

Metoda divergenței echilibrului, numai cu considerarea imperfecțiunilor geometrice, a fost acceptată în normele de calcul din URSS și Franța, iar curbe de flambaj diferențiate s-au adoptat în RDG, RPU, RSC și altele. Considerarea numai a imperfecțiunilor geometrice conduc la o singură curbă de flambaj, cum sînt cele din normele franceze CM - 66.

În cazul profilelor metalice îndoite la rece ponderea

imperfecțiunilor structurale este mult mai mică decât la profilele laminate la cald, fiind semnificative în special la profile-

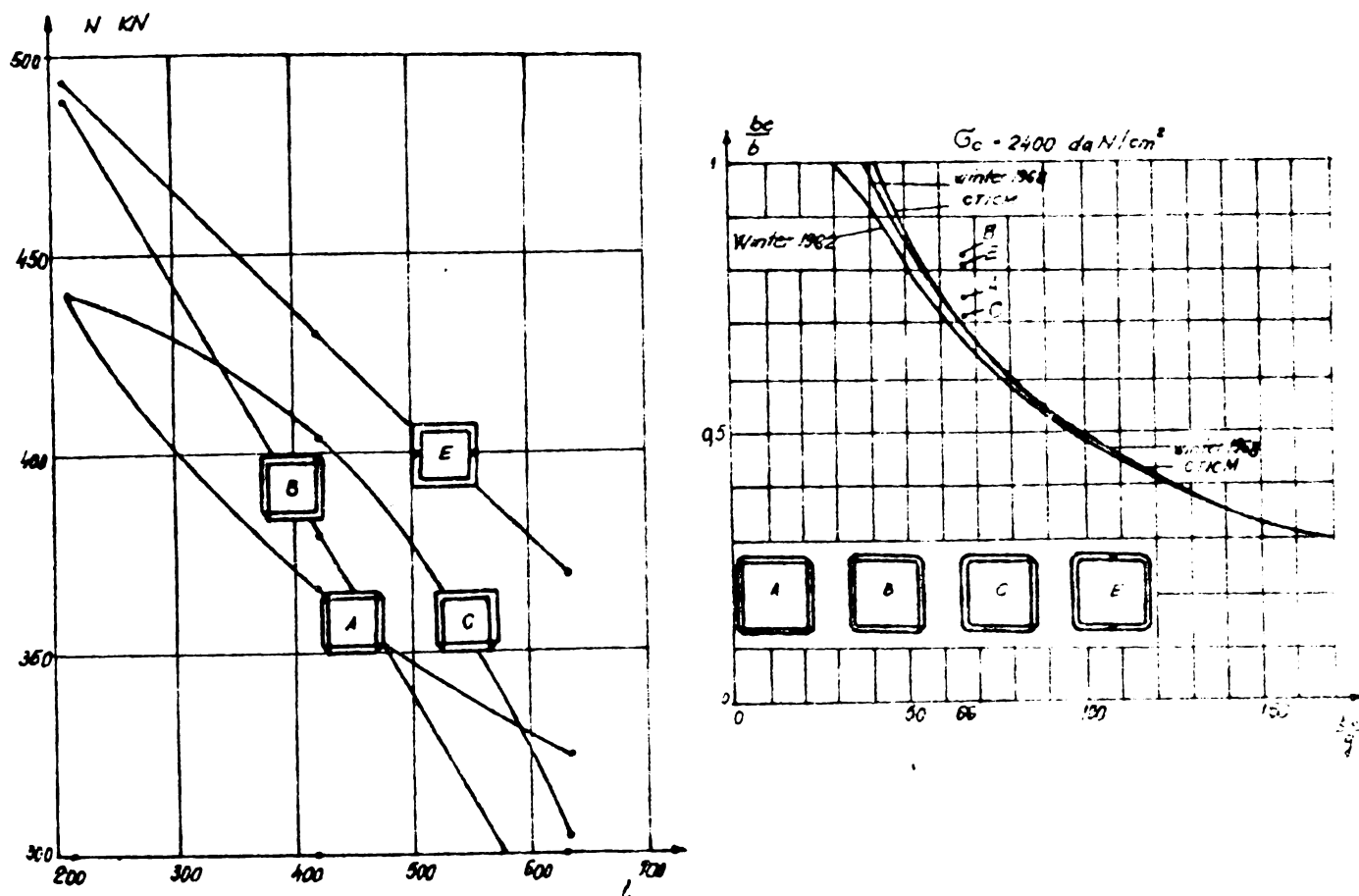


Fig.4.16

le sudate. Pentru patru moduri de alcătuire diferită a aceluiași tip de secțiune se constată diferențe atât la lățimea activă b_e cât și la capacitatea portantă N la compresiune centrică (fig. 4.16)

Datorită grosimii mici, eforturile remanente sînt mai reduse decât la elementele laminate la cald, dar imperfecțiunile geometrice, în special cele din deformări locale ale pereților sînt mai mari, din care cauză în normele din RPU [70], ASR [71] cît și în propunerea de standard CAER pentru profile metalice îndoit la rece se utilizează trei curbe de flambaj, iar la gruparea tipurilor de secțiuni s-a ținut seama de particularitățile acestor profile.

4.4. FLAMBAJUL PRIN INCOVOIERE LA BARE METALICE CU LIMITE DE CURGERE MICSORATA LOCAL

Profilele metalice cu pereți subțiri formate la rece se ecrusează în procesul de fabricație rezultând o limită de curgere mărită $\bar{\sigma}_c$. Este posibil ca în urma unor procese de prelucrare să se depășească temperatura de recristalizare, iar limita de curgere mărită să scadă la valoarea micșorată σ'_c . În continuare, se prezintă influența zonelor slăbite asupra capacității portante la flambaj prin încovoiere a barei întregi. [152]

Se notează :

$$\beta = \frac{\bar{\sigma}_c'}{\sigma_0} \quad 1 \quad R' = \beta \cdot R \quad (4.104)$$

Conform fig.4.17 se consideră că în secțiunea 2, $\bar{\sigma}_c$ este micșorată la σ'_c .

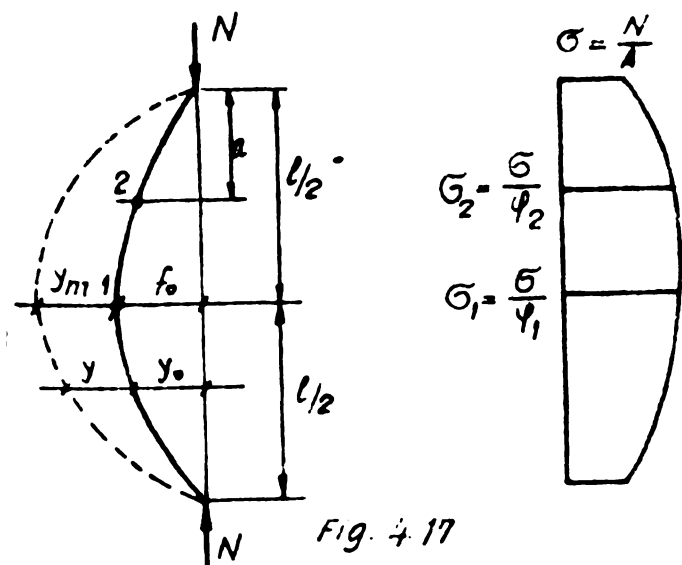


Fig.4.17.

Variația săgeții inițiale y_0 se admite sinusoidală în lungul barei:

$$y_0 = f_0 \sin \frac{\pi \cdot x}{l} \quad (4.105)$$

iar :

$$y = \frac{N}{N_E - N} \cdot f_0 \cdot \sin \frac{\pi \cdot x}{l} \quad (4.106)$$

Săgeata totală maximă este :

$$f = y_m + f_0 = \frac{\bar{\sigma}_E}{\sigma_E - \sigma} \cdot f_0 \quad (4.106a)$$

Cu notația :

$$m = \frac{f_0 \cdot A}{W} \quad \varphi = \frac{\bar{\sigma}_c r}{\sigma_c} \quad (4.106b)$$

găsim :

$$\sigma_{cr}^2 - \left[\sigma_c + (1+m) \cdot \sigma_E \right] \cdot \sigma_{cr} + \sigma_c \cdot \sigma_E = 0 \quad (4.107)$$

$$\varphi^2 - \left[1 + (1+m) \frac{\sigma_E}{\sigma_c} \right] \cdot \varphi + \frac{\sigma_E}{\sigma_c} = 0 \quad (4.108)$$

$$\sigma_c = \frac{\sigma_E \cdot (m \cdot \varphi + \varphi - 1)}{\varphi(\varphi - 1)} \quad (4.108a)$$

Se admite în continuare pentru m valoarea dată în normele cehe :

$$m = 0,3 \left(\frac{\lambda}{100} \right)^2 \quad (4.109)$$

Efortul unitar variază în lungul barei după legea [153]

$$\sigma_x = \sigma \cdot \left[1 + \left(\frac{1}{\varphi_1} - 1 \right) \sin \frac{\pi x}{l} \right] \quad (4.110)$$

Condițiile de verificare la flambaj se scriu :

$$\sigma_1 = \frac{N}{\varphi_1 \cdot A} \leq R \text{ sau } \frac{CN}{\varphi_1 A} \leq \alpha \cdot R = \sigma_c \quad (4.111a)$$

unde $C = \gamma_m$ este un coeficient care ține seama de variația posibilă a rezistenței caracteristice a materialului pus în operă față de cea stabilită pe epruvete de încercare și de abaterile dimensionale ale elementelor construcției, conform toleranțelor admise la livrarea produselor [154]

$$\sigma_2 = \sigma \cdot \left[1 + \left(\frac{1}{\varphi_1} - 1 \right) \sin \frac{\pi a}{l} \right] = \frac{\sigma}{\varphi_2} \leq \beta \cdot R \quad (4.111b)$$

unde φ_1 se determină din ec. (4.108 a)

Cu notația :

$$\alpha = \sin \frac{\pi \cdot a}{l} \quad (4.112)$$

se găsește :

$$\varphi_2 = \frac{\varphi_1}{\varphi_1(1-\alpha) + \alpha} \quad (4.113a)$$

sau :

$$\varphi_1 = \frac{\alpha \cdot \varphi_2}{1 + \varphi_2 (\alpha - 1)} \quad (4.113b)$$

Condiția ca secțiunea 1 să fie hotărâtoare pentru dimensionare este :

$$\sigma_1 = R \quad \sigma_2 < \beta \cdot R \quad (4.114)$$

sau :

$$\sigma \cdot \left[1 + \left(\frac{1}{\varphi_1} - 1 \right) \cdot \alpha \right] < \beta \frac{\sigma}{\varphi_1} \quad (4.114a)$$

$$\beta > \varphi_1 + (1 - \varphi_1) \cdot \alpha \quad (4.114b)$$

$$\alpha < \frac{\beta - \varphi_1}{1 - \varphi_1} \quad (4.114c)$$

Se introduc notațiile :

$$\beta_m = \varphi_1 + (1 - \varphi_1) \cdot \alpha \quad \alpha_m = \frac{\beta - \varphi_1}{1 - \varphi_1} \quad (4.115)$$

Dacă $\alpha < \alpha_m$ sau $\beta > \beta_m$ pentru dimensionare este hotărâtoare secțiunea 1.

Dacă $\alpha > \alpha_m$ sau $\beta < \beta_m$ devine hotărâtoare secțiunea 2 și avem :

$$\sigma_2 = \beta \cdot R \quad \sigma_1 < R \quad \sigma_2 = \frac{\sigma}{\varphi_2} \quad (4.116)$$

Se constată că $\varphi_2 = f(\varphi_1, \sigma_c)$ și este ^{dat} de ec. (4.108) și (4.113a).

Intrucât secțiunea 2 este hotărâtoare pentru dimensionare se determină φ_1' și φ_2' în raport de σ_c' și deoarece $\varphi_1' > \varphi_1$ rezultă o capacitate portantă mai mică $N' < N$. Secțiunea 2 fiind hotărâtoare pentru dimensionare avem :

$$\sigma_2 = \frac{N'}{\varphi_2' \cdot A} = \beta \cdot R \quad \sigma_1 = \frac{N'}{\varphi_1' \cdot A} < R \quad (4.117)$$

Dacă relația (4.108a) se reprezintă grafic considerând lungimea l și coeficientul de zveltețe λ constant atunci variația parabolică se poate aproxima cu o variație liniară de forma a-b-c sau a-d. (fig. 4.18)

Pentru dreapta a b c se poate scrie :

$$\frac{\sigma'_c}{\sigma_c} = \frac{1/\varphi' - 1}{1/\varphi - 1} \quad (4.118a)$$

sau :

$$\varphi' = \frac{\varphi \cdot \sigma_c}{(1-\varphi) \cdot \sigma'_c + \varphi \cdot \sigma_c} \quad (4.119b)$$

Corelația între φ'_2 și φ_1 se face plecând de la relația (4.118a) în care se înlocuiește pe σ_c și σ'_c cu expresiile (4.11a)

(4.116) și găsim :

$$\sigma'_c = \frac{c \cdot \sigma' [1 + \varphi'_2 (\alpha - 1)]}{\alpha \cdot \varphi_2} \quad (4.120)$$

Deoarece $\sigma_c = \frac{c \cdot \sigma}{\varphi_1}$ se obține :

$$\frac{\sigma'_c}{\sigma_c} = \frac{\sigma' [1 + \varphi'_2 (\alpha - 1)] \cdot \varphi_1}{\sigma \cdot \alpha \cdot \varphi_2} \quad (4.121a)$$

Intrucât

$$\sigma' = \frac{N'}{A} \quad \sigma = \frac{N}{A} \quad (4.121b)$$

ec.(4.121a) devine :

$$\frac{\sigma'_c}{\sigma_c} = \frac{\varphi_1 + \varphi_1 \cdot \varphi'_2 (\alpha - 1)}{\alpha \cdot \varphi_2} \cdot \frac{N'}{N} \quad (4.121c)$$

Fiindcă :

$$\frac{CN}{\varphi_1 A} = \sigma_c \quad \frac{CN'}{\varphi_2 \cdot A} = \beta \cdot \sigma_c \quad (4.122a)$$

se găsește

$$\frac{N'}{N} = \frac{\beta \cdot \varphi'_2}{\varphi_1} \quad (4.122b)$$

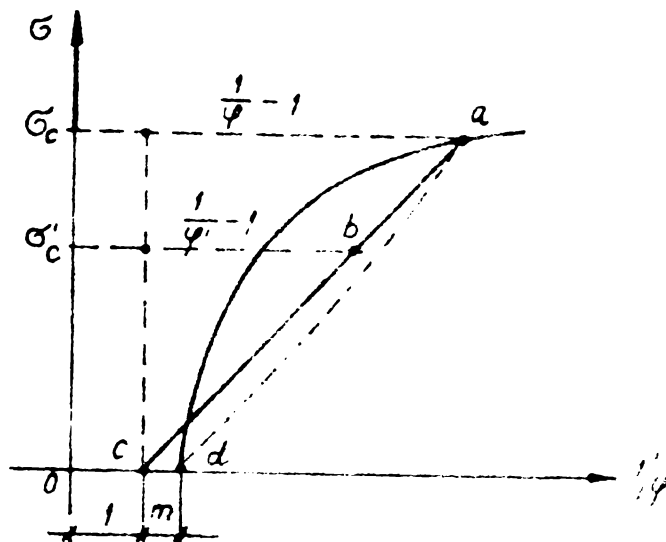


Fig.4.18

Din relațiile (4.118a), (4.121c), (4.122a) rezultă coeficientul φ_2'

$$\varphi_2' = \frac{(1 - \varphi_1) \cdot \beta + \varphi_1}{(1 - \varphi_1)(1 - \alpha) \cdot \beta} \cdot \varphi_2' + \frac{\varphi_1}{\beta(1 - \varphi_1)(1 - \alpha)} = 0 \quad (4.123)$$

Cu notațiile :

$$\beta(1/\varphi_1 - 1) = \beta \quad 1/\varphi_2' - 1 = \beta \quad (4.124)$$

rădăcinile ec. (4.123) devin :

$$\varphi_2' = \frac{2}{1 + \beta \pm \sqrt{(1 + \beta)^2 - 4\beta(1 - \alpha)}} \quad (4.125)$$

$$\beta = \frac{\beta - 1}{2\beta} \left[1 \pm \sqrt{1 + \frac{4\beta\alpha}{(\beta - 1)^2}} \right] \quad (4.126)$$

Intrucât $\beta > 0$ se adoptă în ec. 4.126 semnul corespunzător

astfel încât : a) pentru $\beta = 0$ $\beta = \alpha$ (4.127a)

$$\beta = 1 \quad \beta = \sqrt{\alpha} \quad (4.127b)$$

$\beta < 1$ respectiv $\beta > 1$ avem :

$$\beta = \frac{\beta - 1}{2\beta} \left[1 \pm \sqrt{1 + \frac{4\beta\alpha}{(\beta - 1)^2}} \right] \quad (4.127c), (4.127d)$$

Variția coeficientului β este reprezentată în fig. 4.19.

Pentru bare sudate în unul sau ambale capete $\alpha = 0$, încît

$$\beta_m = \varphi_1 + (1 - \varphi_1) \cdot \alpha = \varphi_1$$

(4.128)

Dacă $\beta < \beta_m$ secțiunea sudată este hotărîtoare, iar efortul capabil este :

$$N = \beta \cdot A \cdot R \quad (4.129a)$$

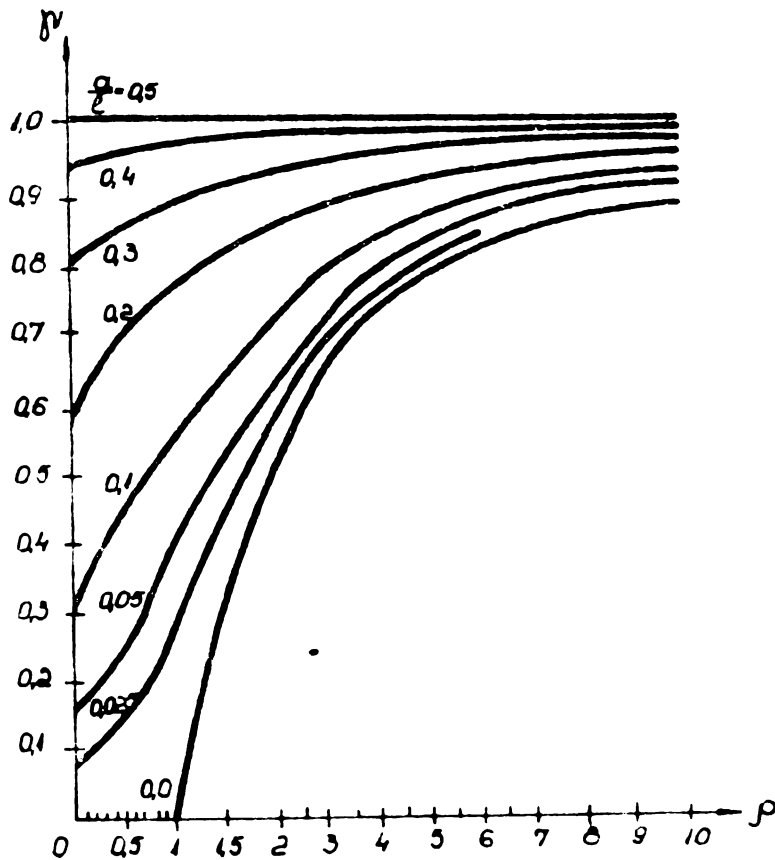


Fig. 4.19

Dacă $\beta > \beta_m$, slăbirea produsă de sudură nu este hotărâtoare pentru dimensionare, iar încărcarea de calcul devine :

$$N = A \cdot \varphi_1 \cdot R \quad (4.129b)$$

Pentru bara sudată la mijloc $a = 1/2$, $\alpha = 1$, $\beta_m = 1$, încărcarea de calcul este :

$$N = A \cdot \varphi_1' \cdot \beta \cdot R \quad (4.129c)$$

și deci:

$$\varphi_2' \cdot \beta = \varphi_1' = \varphi_1 \quad (4.130)$$

Așadar, pentru calculul practic se procedează astfel :

1. Cunosând β și $\varphi_1 = f(\lambda, \sigma_c)$ se calculează ρ

$$\rho = \beta \left(\frac{1}{\varphi_1} - 1 \right) \quad (4.126)$$

2. Se calculează coeficientul $\gamma = f'(\rho, \alpha)$ din fig. 4.20 sau cu relația (4.127):

3. Se calculează φ_2' din (4.124)

$$\varphi_2' = \frac{1}{1 + \gamma \cdot \rho}$$

4. Se verifică efortul în secțiunea cea mai slăbită :

$$\sigma_2' = \frac{N}{\varphi_2' \cdot A} < \beta \cdot R \quad (4.131)$$

4.5. FLAMBAJUL PRIN INCOVOIERE - RASUCIRE

Pentru o bară cu secțiunea monosimetrică de tipul profilurilor îndoite la rece de forma Ω , Γ , \square , \square , L , centrul de răsucire C nu coincide cu centrul de greutate G , iar pierderea stabilității, în cazul compresiunii centrice, se poate produce astfel :

- flambaj prin încovoierea barei în planul de simetrie la efortul N_1

- flambaj prin încovoiere - răsucire, la care bara se încovoie în jurul axei ce trece prin centrul de răsucire la efortul N_{cr} rezultat din rel. (4.54)

$$N_{cr} = \frac{1}{2K} \left[N_r + N_i - \sqrt{(N_r + N_i)^2 - 4K \cdot N_r \cdot N_i} \right] \quad (4.132)$$

Coeficientul K depinde de forma secțiunii transversale, modul de rezemare și se obține din ec. (4.57b) prin particularizare pentru $e_y = 0$.

$$K = 1 - \beta \left(\frac{y_c}{i_c} \right)^2 \quad (4.132a)$$

unde : $\beta = 1$ pt. $\mu = \mu_0$, respectiv $\beta = 0,78$ pentru $\mu = 1$ și $\mu_0 = 0,5$ [155]

Raza de inerție polară în raport cu centrul de răsucire i_c , se calculează astfel :

$$i_c = \sqrt{i_p^2 + y_0^2} \quad (4.132b)$$

Calculul practic de flambaj prin încovoiere - răsucire se poate aduce la aceeași formă cu flambajul prin încovoiere dacă se pleacă de la notațiile :

$$N_i = \frac{\bar{J}^2 EA}{\lambda^2} \quad N_r = \frac{\bar{J}^2 EA}{\lambda_r^2} \quad N_{cr} = \frac{\bar{J}^2 EA}{\lambda_{tr}^2} \quad (4.133)$$

Coeficientul de zveltețe transformat la flambajul prin răsucire este :

$$\lambda_r = \frac{1}{\sqrt{1 + \frac{1}{\bar{J}^2} (\mu_0 K \cdot 1)^2}} \cdot \frac{\mu_0 l}{i_r} \quad (4.134)$$

$$K = \sqrt{\frac{G \cdot I_r}{EI_w}} \simeq 0,62 \sqrt{\frac{I_r}{I_w}} \quad (4.135)$$

Coeficientul de zveltețe transformat λ_{tr} al flambajului prin încovoiere - răsucire se poate exprime în funcție de λ și

λ_{cr} sub forma (4.56)

Efortul critic al barei reale N_{cr} este influențat de forma neliniară a curbei caracteristice $\bar{\sigma} - \varepsilon$ pe intervalul $\bar{\sigma}_p - \bar{\sigma}_c$ determinată din încercarea la tracțiune, de curba caracteristică $\bar{\sigma} - \bar{\nu}$ cât și de imperfecțiunile geometrice.

Pentru efortul critic $\bar{\sigma}_{cr}$, superior limitei de proporționalitate $\bar{\sigma}_p$ se folosește pentru barele ideale modulul tangent E_t , iar modulul transversal G se consideră proporțional cu E [156] adică :

$$G_t = \frac{E_t}{E} G \quad (4.136)$$

Intrucît lipsesc studii statistice privind influența imperfecțiunilor geometrice asupra forței critice de flambaj prin încovoiere - răsucire se poate admite că efectul lor pentru o anumită zveltețe λ , este de același ordin de mărime ca și la flambajul prin încovoiere. Astfel Pflüger [110] admite aceeași lege de variație a curbei $\bar{\sigma}_{cr} - \lambda$ și a coeficientului de siguranță la flambajul prin încovoiere - răsucire ca și la flambajul prin încovoiere. Așadar, într-o situație dată se compară λ_{tr} cu coeficientul λ calculat în raport cu axa principală de inerție perpendicular pe axa de simetrie.

Dacă $\lambda_{tr} > \lambda$, bara trebuie verificată la flambajul prin încovoiere - răsucire, iar coef. φ se determină din relația (4.86b) în care λ se înlocuiește cu λ_{tr} .

Intrucît flambajul prin încovoiere - răsucire reduce capacitatea portantă al barelor comprimate, este indicat adoptarea de măsuri constructive care să împiedice fenomenul, astfel ca dimensionarea să fie economică. Pentru profilele $[$ se pot alege dimensiunile secțiunii transversale astfel încît $N_{cr} > N_i$ sau $\lambda_{tr} < \lambda_i$.

La grinzile cu zăbrele, barele formate dintr-un singur profil U sînt astfel dispuse încît planul lor de simetrie să coincidă cu planul de simetrie al fermei. Dacă se consideră un profil U format la rece cu înălțimea h , lățimea b și grosime g , pentru care se introduc notațiile :

$$\alpha_1 = \frac{b}{h} \quad \beta_1 = \frac{1}{h^2} \quad (4.137)$$

atunci efortul critic de flambaj prin răsucire poate fi scris sub forma [156] :

$$N_r = EA \left[C_1 \cdot \left(\frac{g}{b}\right)^2 + C_2 \left(\frac{h}{l}\right)^2 \right] \quad (4.138)$$

Prin introducerea notației :

$$C'_1 = \frac{12(1 + 2 \cdot \alpha_1)}{\pi^2} \cdot C_1 \quad (4.138a)$$

$$C'_2 = \frac{12(1 + 2 \cdot \alpha_1)}{\pi^2} \cdot C_2 \quad (4.138b)$$

se obține [157]

$$N_r = \frac{\pi^2 E}{l^2} \cdot \frac{g \cdot h^3}{12} (C'_1 - \beta_1^2 + C'_2) \quad (4.139)$$

Eforturile critice de flambaj prin încovoiere în domeniul elastic se pot scrie :

$$N_x = \frac{\pi^2 E}{(\mu_x \cdot l)^2} \cdot \frac{g h^3}{12} (1 + 6 \cdot \alpha_1) = \frac{\pi^2 E}{l^2} \cdot \frac{g h^3}{12} \frac{C_3}{\mu_x^2} \quad (4.140a)$$

$$N_y = \frac{\pi^2 E}{(\mu_y \cdot l)^2} \cdot \frac{g \cdot h^3}{12} \cdot \frac{4 \cdot \alpha_1^3 (2 + \alpha_1)}{1 + 2 \cdot \alpha_1} = \frac{\pi^2 E}{l^2} \cdot \frac{g \cdot h^3}{12} \cdot \frac{C_4}{\mu_y^2} \quad (4.140b)$$

Tinând seama de relația (4.132) condiția ca bara să nu flambeze prin încovoiere - răsucire, ci prin încovoiere în planul de simetrie este:

$$\frac{1}{2K} \left[N_r + N_x - \sqrt{(N_r + N_x)^2 - 4 \cdot K \cdot N_r \cdot N_x} \right] \geq N_y \quad (4.141)$$

Tinând seama de relațiile (4.139 - 4.140) se obține :

$$\beta_1^2 \geq \frac{[(C_2 + C_3) \cdot \mu_y^2 - K \cdot C_4] \cdot C_4 - C_2 \cdot C_3 \cdot \mu_y^4}{C_1 (C_3 \cdot \mu_y^2 - C_4) \cdot \mu_y^2} \quad (4.142)$$

Pentru o valoare dată a parametrului α_y , partea dreaptă a relației (4.142) este funcție numai de α_1 , adică :

$$\beta_1 \geq f(\alpha_1) \tag{4.143}$$

La limită, cînd cele două forțe critice sînt egale avem :

$$\beta_1 \text{ lim} = f(\alpha_1) \tag{4.143a}$$

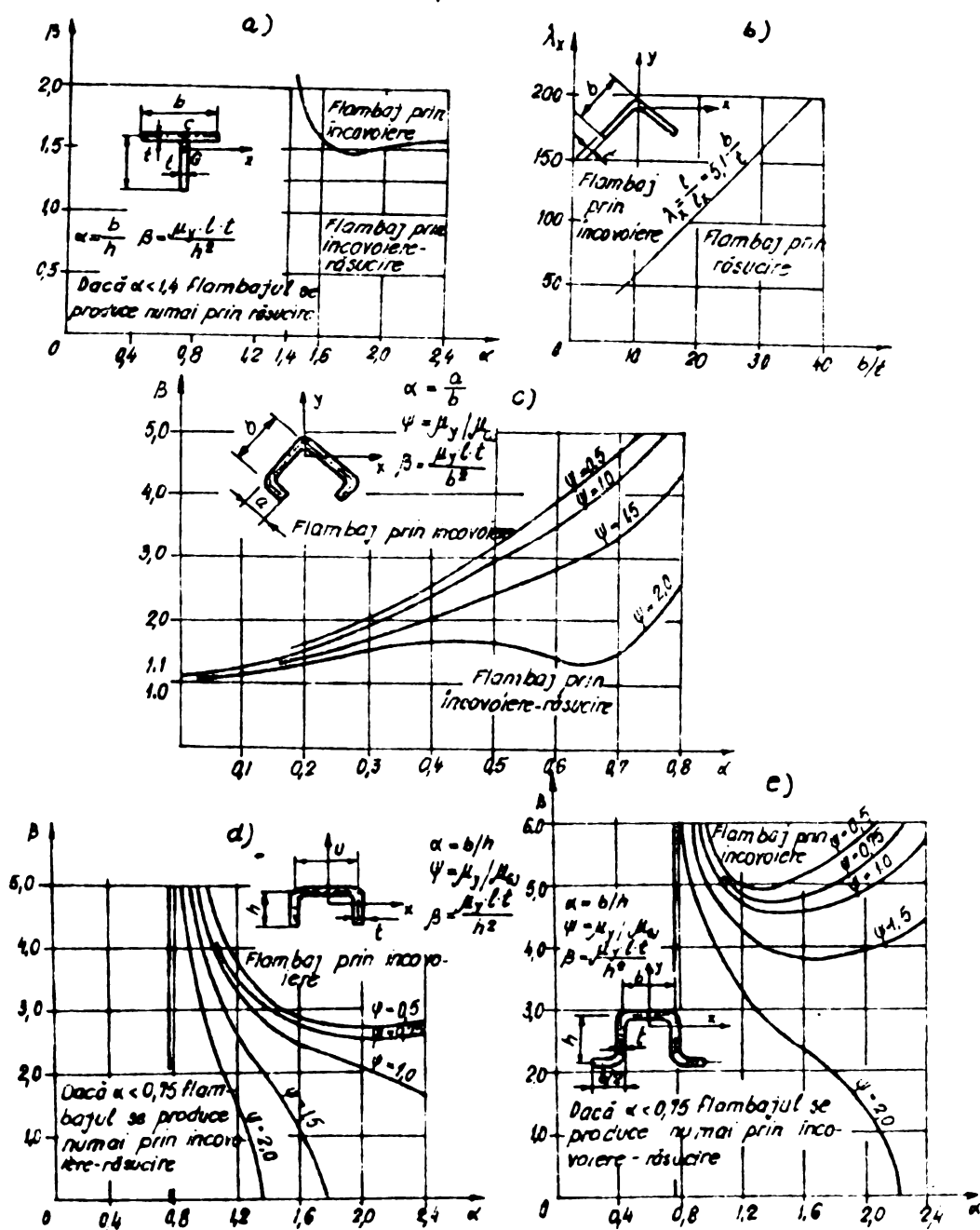


Fig.4.20

Reprezentare grafică a relației (4.143) este de forma arătată în fig. 4.20. Domeniul de flambaj este împărțit în trei zone :

În prima zonă, unde $0 < \alpha_1 \leq \alpha_1'$ și α_1' corespunde lui $\beta_1 \text{ lim} = 0$, condiția (4.143) este întotdeauna îndeplinită, iar bara flambează prin încovoiere în planul de simetrie.

În zona a doua ($\alpha_1' \leq \alpha_1 \leq \alpha_1''$) unde α_1'' corespunde lui $\beta_1 \text{ lim} \rightarrow \infty$ condiția

(4.143) este îndeplinită pentru punctele situate deasupra curbei, iar în zona a treia, bara flambează întotdeauna prin încovoiere - răsucire.

Pentru $\mu_y = 0,8$, avem $\alpha_1' = 0,15$, $\alpha_1'' = 1,06$ iar pentru $\mu_y = 1,0$ se găsește $\alpha_1' = 0,30$ și $\alpha_1'' = 1,37$. Valorile α_1'' sînt însă supraunitare și corespund unor profile [la care lățimea tălpilor este mai mare decît înălțimea și întrucît valoarea reduce mult capacitatea portantă, nu este indicată folosirea lor ca bare comprimate. În practică se folosesc profile cu $\alpha_1 > 0,2$, iar valorile β_1 lim. calculate sînt date în tab.4.1 pt. $\alpha_1 \in [0,2, 0,8]$, astfel încît să se evite flambajul prin încovoiere - răsucire la profilele supuse la compresiune centrică.

Tab.4.1.

$\alpha_1 = \frac{b}{h}$	$\left(\frac{l \cdot g}{h^2} \right) \text{ min}$	
	$l_{fy} / l_{fx} = 0,8$	$l_{fy} / l_{fx} = 1$
0,2	0,08	0
0,3	0,25	0
0,4	0,48	0,26
0,5	0,81	0,51
0,6	1,26	0,82
0,7	1,88	1,26
0,8	2,84	1,81

În funcție de tipul secțiunii profilului se poate stabili limita între domeniile în care flambajul se produce prin încovoiere și respectiv prin încovoiere - răsucire sau răsucire. În fig 4.20 sînt prezentate curbele de delimitare a cîtorva tipuri de profile în funcție de modul de legătură de la capete definit de coeficientul $\psi = \mu_y / \mu_w$ care reprezintă raportul multiplicatorilor lungimii de flambaj la încovoiere respectiv răsucire.

4.6. FLAMBAJUL CU VOCALARE

Barele cu suplețe mai mare decît valoarea λ_{lim} lucrează cu aria redusă A_r și au efortul capabil la compresiune centrică,

în cazul că nu apare flambajul, egal cu :

$$N = A_T \cdot \bar{\sigma}_c = A \frac{A_T}{A} \cdot \bar{\sigma}_c = A \cdot \alpha \cdot \bar{\sigma}_c \quad (4.143)$$

unde :

$$\alpha = \frac{A_T}{A} \quad (4.143a)$$

Pentru valori mari ale coeficientului de zveltețe λ , efectul voalării este neglijabil, iar capacitatea portantă este în mod practic egală cu cea dată de flambajul fără voalare. Pentru valori uzuale ale lui λ se definește efortul unitar critic de flambaj prin încovoiere cu voalare ca fiind egal cu efortul la care bara își epuizează capacitatea portantă prin flambaj cu voalare raportat la întreaga secțiune transversală a barei. Pentru o valoare dată a lui λ , calculat cu secțiunea neredusă, efortul unitar critic convențional este egal cu efortul unitar critic de flambaj fără voalare al unei bare cu același λ , dar cu o limită de curgere redusă $\bar{\sigma}_c = \alpha \cdot \bar{\sigma}_c$.

Procedeul este corect pentru $\lambda = 0$ și valori mari ale lui λ , iar pentru valori intermediare este acoperitor [6]. Întrucât stabilirea unei curbe a rezistențelor critice la bare ai căror pereți voalează pe baza unui calcul exact este dificil de adoptat, acoperitor în practică, considerația că toate curbele de flambaj determinate pentru diferite valori $\alpha \cdot \bar{\sigma}_c$ sînt curbe asemănătoare (fig.4.21).

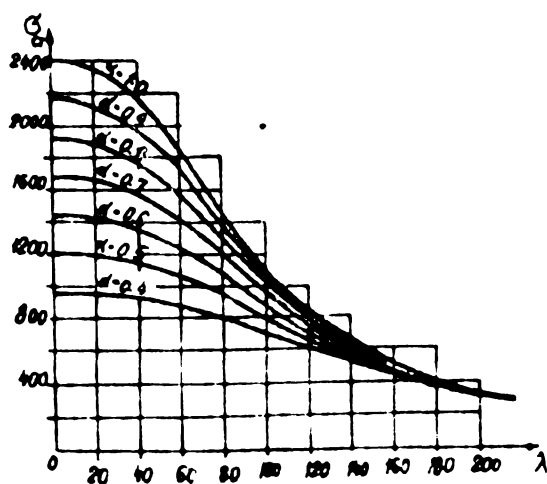


Fig.4.21.

Dacă se admite aceeași variație a coeficientului de siguranță C_F ca la flambajul prin încovoiere, cu deosebirea că λ_p se calculează cu $\alpha \cdot \bar{\sigma}_p$, metoda acceptată în [118] atunci rezistența admisibilă la flambaj $\bar{\sigma}_{af}$ devine :

$$\bar{\sigma}_{af} = \frac{\bar{\sigma}_{cr}^{red}}{C_F} = \frac{\bar{\sigma}_{cr}^{red}}{\alpha \cdot \bar{\sigma}_c \cdot \frac{C_F}{\alpha}} \alpha \frac{\bar{\sigma}_c}{C} \quad (4.144)$$

Cu notația :

$$\varphi = \frac{\sigma_{cr}^{red}}{\alpha \cdot \sigma_c \cdot \frac{C_f}{C}} \quad (4.144a)$$

găsim :

$$\sigma_{af} = \varphi \cdot \alpha \cdot \sigma_a \quad (4.144b)$$

În cazul că se cunoaște curba $\sigma_{cr}^{red} = \lambda$ a barei reale se poate admite că $C_f = C$, iar verificarea barei se face cu relația :

$$\frac{N}{A} < \sigma_{af} \quad (4.145a)$$

$$\frac{N}{\varphi \cdot \alpha \cdot A} = \frac{N}{\varphi \cdot A_r} \leq \sigma_a \quad (4.145b)$$

Deși procedeul practic pare simplu, este necesar totuși de un număr mare de curbe de flambaj diferențiate pe oțeluri, tipuri de secțiuni, imperfecțiuni, valori ale lui α și dependente de coeficientul de zveltețe .

Deoarece utilizarea rapoartelor $\frac{\sigma_E}{\sigma_c} = \frac{E}{\alpha \cdot \sigma_c}$ în

relațiile (4.103) reprezintă de fapt corectarea zvelteții barei de la valoarea λ la $\bar{\lambda}$ unde :

$$\bar{\lambda} = \lambda \sqrt{\alpha} \quad (4.146)$$

se pot utiliza curbele $\varphi - \lambda$ de la barele obișnuite.

Verificarea se face în acest caz astfel :

$$\frac{N}{\varphi \cdot A} \leq \alpha \cdot R \quad (4.147)$$

unde $\varphi = f(\bar{\lambda})$, iar λ și $\bar{\lambda}$ se calculează cu aria brută a barei, iar

$$\alpha = \alpha_1 \cdot \alpha_2 \quad (4.147a)$$

$$\alpha_1 = \frac{A_r}{A}, \quad \alpha_2 = \frac{R'}{R}, \quad R' = \frac{\sigma_{crv}}{\gamma} \quad (4.147b)$$

unde :

σ_{crv} = efortul unitar critic de volare.

Normele cehe [62] , [63] , în locul relației (4.146) admit o relație mai puțin acoperitoare de forma

$$\bar{\lambda} = \lambda \cdot \sqrt[3]{\alpha} \quad (4.148)$$

Calculule comparative au arătat că se pot utiliza rațional profile cu $s > s_{lim}$ doar la elemente secundare cu rol mixt de etanșare și rezistență, dar nu sînt recomandate la elemente puternic solicitate.

Verificarea unei bare monosimetrice la flambaj prin încovoiere - răsucire cu voalare este necesară dacă coeficientul de zveltețe transformat al flambajului prin încovoiere răsucire λ_{tr} (rel.4.56) depășește zveltețea λ corespunzător flambajului prin încovoiere în planul de simetrie, iar suplețea a cele puțin unui perete este mai mare decât valoarea Δ_{lim} .

Normele germane [147] , precum și alte studii [158] recomandă determinarea lui λ_{tr} cu aria neredusă cu relația :

$$\lambda_{tr} = \lambda_x \cdot \sqrt{\frac{c^2 + i_w^2}{2 \cdot c^2} \left[1 \pm \sqrt{1 - \frac{4 \cdot i_p^2 \cdot c^2}{(c^2 + i_w^2)}} \right]} \quad (4.149)$$

Coeficientul de flambaj φ în cazul încovoierii răsucirii cu voalare se face în funcție de α și λ_{tr} :

$$\bar{\lambda} = \lambda_{tr} \cdot \sqrt{\alpha} \quad (4.149a)$$

Intrucît această formă de instabilitate este foarte complexă și reduce simțitor capacitatea portantă a barei este indicat evitarea ei la elementele puternic solicitate.

CAPITOLUL V. INCERCARI EXPERIMENTALE

5.1. GENERALITATI

Pentru verificarea relațiilor teoretice prezentate, s-au efectuat numeroase studii experimentale de laborator însă alegerea numărului de probe identice necesare pentru a atinge un grad de precizie impus ε și nivelul de încredere P este o problemă economică și se poate stabili dinainte numai în cazul în care se cunoaște abaterea medie pătratică a măsurătorilor.

Numărul necesar de măsurători pentru obținerea unui interval de încredere se obține din relația [159]

$$|a - \bar{x}| < t(P) \cdot \sigma / \sqrt{n} \quad (5.1)$$

unde :

a - adevărata valoare a mărimii măsurate

\bar{x} - media aritmetică

n - numărul de măsurători

$t = t(P)$ se determină fixând nivelul de încredere P cu relația $2 \phi(t) = P$

$$\phi(t) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}} \int_0^t e^{-t^2/2} \cdot dt \quad (5.2)$$

și :

$$n \geq \left[\frac{t(P)}{\varepsilon} \right]^2 \cdot \sigma^2 \quad (5.3)$$

Cunoscând nivelul de încredere P și raportul $q = \frac{\varepsilon}{\sigma}$ unde σ este abaterea standard, în tabelul 5.1 se dau nr. necesar de încercări

Tab.5.1.

P \ R	0,90	0,95	0,98	0,99	0,999
1,0	5	7	9	11	17
0,5	13	18	25	31	50
0,4	19	27	37	46	74
0,3	32	46	64	78	127
0,2	70	99	139	171	277
0,1	273	387	545	668	1089
0,05	1084	1540	2168	2659	4338

Pentru garantarea obținerii unui interval de încredere cu siguranța $P = 0,99$ și cu precizia pînă la $0,1$ s trebuie încercate 668 probe.

În vederea reducerii numărului de măsurători s-a procedat în felul următor : s-au efectuat un număr de măsurători restrins, s-a calculat intervalul de încredere și s-a precizat numărul necesar de măsurători astfel ca micșorarea intervalului de încredere de λ ori să asigure mărirea numărului de măsurători de λ^2 ori.

În cazul unei prelucrări statistice este indicat calculul și se face după relația :

$$\sigma = \sigma_m (1 - \lambda \cdot \kappa) \quad (5.4)$$

unde :

σ_m - media aritmetică a eforturilor măsurate

κ - coeficientul de împrăștiere egal cu raportul dintre abaterea medie pătratică și valoarea medie

λ - un factor ce depinde de numărul de încercări

În cadrul programului experimental s-au efectuat cinci tipuri de experiențe, pentru determinarea următoarelor caracteristici ale profilelor metalice cu pereți subțiri laminate la rece :

a) Determinarea limitei de curgere σ_{cc} în colțurile profilelor indoite

b) Determinarea caracteristicilor fizico - mecanice

c) Determinarea influenței sudurii asupra ecruisării

d) Determinarea influenței ecruisării asupra rezistențelor critice de flambaj prin încovoiere la bare nesudate și sudate.

Cercetările de la pct. a, b și c s-au efectuat în perioada anilor 1972 - 1975 în cadrul laboratoarelor de cercetări metalurgice de la întreprinderea metalurgică Iași și a disciplinei de construcții metalice a Catedrei de construcții metalice și Industriale a Institutului Politehnic " Gh. Asachi " din Iași, constituind obiectul contractului încheiat cu Ipromet București [160]. Pentru aceste încercări s-a folosit puntea tensometrică Brüel & Kjær typ 1516, producția 1970 cu următoarele caracteristici : frecvența $0 - 100$ Khz, domeniul de măsurare a lui ε între $(25 - 30000) \cdot 10^{-6}$. Încercările mecanice au fost efectuate cu ajutorul unei mașini universale de 500 kW din RDG de tip VEB Werkstoffprüfmaschinen Leipzig cu o eroare maximă de măsurare mult inferioară valorii admise de 3 % . Măsurarea deformațiilor s-au făcut cu aparate cu o exactitate de citire superioară valorii

de 0,05 %.

5.2. LIMITA DE CURGERE IN COLTURILE PROFILELOR

Incercările experimentale efectuate au avut drept scop verificarea relațiilor analitice (240,243) și plecînd de la cercetări similare efectuate în special în SUA, Franța și RDG [50], [51], [67] s-au extras epruvete de colț din diverse profile, prin frezare la rece. Epruvetele de colț extrase din profile diferite au fost încercate în tracțiune atît în stare de livrare cît și îmbătrinite natural și artificial. Aria efectivă a colțului s-a determinat atît prin măsurarea exactă a dimensiunilor geometrice, cît și prin determinarea masei epruvetei și împărțire la produsul dintre lungimea l și densitatea ρ .

S-au încercat 200 epruvete identice obținute dintr-un profil L 60 x 60 x 4 îmbătrinit artificial la 250°C timp de 2,5 h. Valorile obținute s-a clasificat în limite de clasă (L,C) cu pasul de 2 daN/mm², iar rezultatele sînt reproduse în tab.5.2.

Tab.5.2.

L.C. daN/mm ²	Mărimea						
	σ'_i	n_i	f_i	$\sigma'_i \cdot n_i$	$\sigma' - \bar{\sigma}$	$(\sigma' - \bar{\sigma})^2 n_i$	Obn
0	1	2	3	4	5	6	7
40 - 42	41	1	0,005	41	- 7,21	51,98	
42 - 44	43	7	0,035	301	- 5,21	190,00	
44 - 46	45	32	0,160	1440	- 3,21	329,73	
46 - 48	47	52	0,260	2440	- 1,21	76,13	
48 - 50	49	59	0,295	2891	+ 0,79	36,82	
50 - 52	51	38	0,190	1938	+ 2,79	295,79	
52 - 54	53	9	0,045	477	+ 4,79	206,49	
54 - 56	55	2	0,01	110	+ 6,79	92,21	
TOTAL ;		200	1,00	9642	-	1279,15	

Din cele 200 de determinări experimentale s-a găsit

$$\sigma_{\max} = 55,8 \text{ iar } \sigma_{\min} = 40,2 \text{ daN/mm}^2.$$

Media aritmetică $\bar{\sigma}$ este :

$$\bar{\sigma} = \frac{\sum \sigma_i}{n} = \frac{\sum \sigma_i \cdot n_i}{n} = \frac{9642}{200} = 48,21 \text{ daN/mm}^2 \quad (5.4.a)$$

Abaterea medie pătratică : $S = \sqrt{\frac{\sum (\sigma_i - \bar{\sigma})^2 \cdot n_i}{n}} = \sqrt{\frac{1279,15}{200}} =$
 $= 2,53 \text{ daN/mm}^2 \quad (5.4.b)$

Dispersia probei $S'^2 = \frac{\sum (\sigma_i - \bar{\sigma}) \cdot n_i}{n} = \frac{1279,15}{200} =$
 $= 6,395 \text{ daN/mm}^2 \quad (5.4.c)$

Amplitudinea împănăstierii

$$R = \sigma_{\max} - \sigma_{\min} = 55,80 - 40,20 = 15,60 \text{ daN/mm}^2$$

În relațiile (5.4) notațiile au următoarele semnificații :

σ^0 - valoarea centrală a clasei

n_1 - frecvența absolută, adică numărul valorilor observate în clasa respectivă

f_1 - frecvența relativă a fiecărei clase

$$f_1 = \frac{n_1}{n_t} \quad (5.5)$$

Valoarea minimă probabilă a limitei de curgere este :

$$R_{\min} = R_m - \alpha \cdot \Delta \quad (5.6)$$

Dacă se ia $\alpha = 3$ probabilitatea ca $\sigma_{c,c}$ să fie mai mică decât σ_{\min} este de 0,13 %, iar asigurarea de 97,74 %, iar dacă se admite $\alpha = 2$ probabilitatea devine 2,28 % iar asigurarea de 97,72 %

Normele din URSS au admis $\alpha = 3$, iar normele vesteuropene elaborate de CECM au considerat $\alpha = 2$, ceea ce se acceptă în continuare :

Precizia măsurătorilor este dată de:

$$\sigma_f = 100 \frac{S}{\bar{\sigma}} = 100 \frac{2,53}{48,21} = 5,24 \% \quad (5.7)$$

Valorile determinate experimental pentru limita de curgere în colțurile profilelor cornier L 60 x 60 x 4 studiate statistic sînt :

$$\sigma_{c,c} = \bar{\sigma} - 2 \cdot \Delta = 48 - 2 \cdot 2,53 = 43,15 \text{ daN/mm}^2 \quad (5.8)$$

Conform rel (2.43) s-a găsit următoarea valoare teoretică ;

$$\sigma_{cc} = \frac{\beta \cdot \sigma_c}{(r/g)^m} = \frac{1,952 \cdot 2400}{(1,5)^{0,228}} = 4271 \text{ daN/cm}^2 \quad (5.9)$$

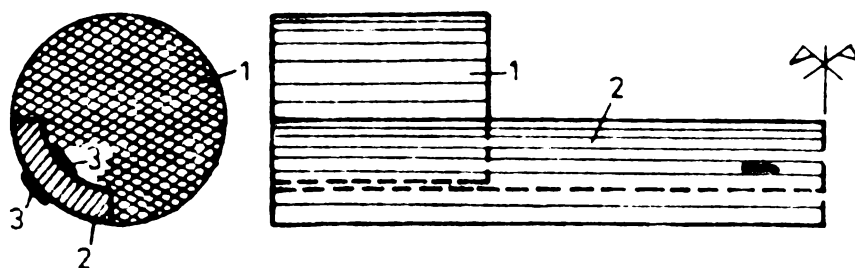
Se constată că aceasta aproximează acoperitor valoarea reală deoarece eroarea găsită față de valoarea experimentală este :

$$E = \frac{\sigma^{\bullet} - \sigma}{\sigma^{\bullet}} = \frac{4315 - 4271}{4315} \cdot 100 = 1,019 \% \quad (5.10)$$

Trebuie avut în vedere că în calculul teoretic s-a considerat raza de îndoire r din standard dar în realitate ea se poate modifica din cauza uzurii rozelor laminorului. Studiul statistic asupra aceluiași tip de profil a avut drept scop stabilirea unor parametrii statistici care să caracterizeze fenomenul aleator al variației lui σ_{cc} .

Valorile găsite pentru dispersia probei $S'^2 = 6,395 \text{ daN/mm}^2$ și amplitudinea împrăstierii $R = 15,60 \text{ daN/mm}^2$ arată o variație pronunțată a valorilor experimentale cât și faptul că intervin foarte mulți factori probabilistici, printre care se amintesc ca - racteristicile mecanice ale materialului de bază σ_c și σ_r , precum și variația dimensiunilor geometrice pentru r și g .

Pentru a vedea influența formei secțiunii transversale și a observa influnța raportului r/g asupra lui σ_{cc} , s-au efectuat un număr important de încercări experimentale asupra apruvelor de colț extrase din diverse tipuri de profile. Au fost încercate la tracțiune un număr de 12 epruvete de colț, identice, experimentarea avînd loc în laboratoarele Facultății de construcții din Iași și Intreprinderea Metalurgica Iași, Scopul încercării a constat în compararea relațiilor (2.40)(2,43). Cu valorile obținute experimental și propunerea unei relații teoretice de calcul.



1-PESA 2-COLTUL PROFILULUI 3-TIMBRUL TENSIOMETRIC

Fig. 5.1

În vederea încărcării uni - forme a epruvelor de colț s-a folosit o piesă P de forma celei din fig 5.1, iar pe fiecare epruvetă de colț s-au lipit

cite două timpuri tensiometrice.

În tabelele 5.3 și 5.4. sînt redată rezultatele îndercărilor experimentale efectuate pe profile cornier L, profile U și țevă dreptunghiulară TD astfel încît s-au obținut diverse valori pentru raportul r/g

NR CRT	TIP PROFILE	MAT.	TEORETIC					σ_{cc}	σ_{cc}^e	MEDIUL DE REABRI- RI	r/g	OBSERVAȚII
			σ_c	p	m	r/g	σ_{cc}					
1	U80x80x5	OL 37	24	1952	0.228	12	449	4590	—	—	213	
2	U80x80x5	— —	— —	— —	— —	— —	— —	4523	—	—	—	
3	U80x40x4	OL 34	21	1565	0.31	15	2895	3500	60 zile	—	—	
4	U80x80x4	— —	— —	— —	— —	— —	— —	3360	—	—	—	
5	L40x40x4	— —	— —	— —	— —	— —	— —	3900	—	—	—	
6	U80x40x4	— —	— —	— —	— —	— —	— —	3400	250 zile	—	—	
7	U80x80x4	OL 37	2400	1952	0.228	— —	4271	4410	120 zile	—	315	
8	L60 60 4	— —	— —	— —	— —	— —	— —	4315	250 zile	—	—	
9	60x60x60x4	— —	— —	— —	— —	— —	— —	4700	—	—	—	
10	U100x80x5	— —	— —	— —	— —	1.2	4434	4512	—	—	253	
11	TD60x30x25	— —	— —	— —	— —	2	4001	4114	—	—	252	

Valorile teoretice s-au calculat admitînd pentru limita de curgere σ_c valoarea indicată în standarde pentru fiecare mareă de oțel, iar rapoartele r/g s-au luat după valorile indicate în norma de produs, întrucît acestea sînt valorile accesibile proiectantului. În tabelul 5.3. valorile lui σ_{cc} s-au determinat după ref. (2.43) admisă în normele SUA, iar în tab. 5.4. calculele s-au făcut comparativ cu relația indicată de G. Winter [53], [54].

$$\sigma_{cc} = \frac{K \cdot \sigma_c}{(r/g)^b} \quad (5.11)$$

$$K = 2,8 \cdot \sqrt{r} = 1,55 \cdot \sqrt{c} \quad n = 0,255 \left(\frac{\sqrt{r}}{\sqrt{c}} \right) = 0,12 \quad (5.11a)$$

$$a = 1 - 1,3 n \quad b = 0,855 \cdot n = 0,035 \quad (5.11b)$$

Incecăările experimentale s-au efectuat pe epruvete în stare de livrare, neîmbătrinite, adică după cca 15 - 60 zile de depozitare și în stare îmbătrinită natural sau artificial după o încălzire la 250° timp de 2,5 ore.

În toate cazurile, în tab.5.3. relația (2.43) este scoapertea față de valorile experimentale ale lui σ_{cc}^e , depășirile înregistrate experimental fiind situate între 0.6 % și 36.64 %.

TIP PROFIL	MAT	TEORETIC								σ_{cc}^e	σ_{cc}^e EXPERIMENTAL	%	DIFERENȚ
		\sqrt{c}	\sqrt{r}	K	n	a	b	r/g	σ_{cc}^e				
U100x80x5	OL37	24	37	66,4	0,226	0,705	0,518	12	4239	4700			
U100x80x5	---	---	---	---	---	---	---	---	4259	4526			
U80x40x4	OL34	21	34	62,65	0,244	0,682	0,173	15	3983	3600	60,26	-9,7	
U80x80x4	---	---	---	---	---	---	---	---	3983	3900			
L40x40x4	---	---	---	---	---	---	---	---	3983	3900			
U80x40x4	---	---	---	---	---	---	---	---	3983	3400	25,1	-14,3	
U80x80x4	OL37	24	37	66,4	0,226	0,705	0,518	---	3794	4400	10	17,13	
L60x60x4	---	---	---	---	---	---	---	---	3794	4305	25,1		
U60x60x4	---	---	---	---	---	---	---	---	3794	4700			
U100x80x5	---	---	---	---	---	---	---	12	4239	4612			
TD60x30x25	---	---	---	---	---	---	---	2	3260	3114			

În cazul aplicării relației (5.11), depășirile experimentale redată în tab 5.4., se situează între 1,44 % și 25,84 %. Într-un singur caz, la profilul U 80 x 40 x 4 din oțel OL 34 s-a înregistrat o valoare experimentală sub valoarea teoretică obținută din relația (5.11). Trebuie reamintit însă că valorile teoretice au fost calculate pe baza valorii minime a limitei de curgere

σ_0 și rupere σ_r a benzii de oțel conform STAS - ului, dar în realitate ele variază în limite foarte mari, și nu întotdeauna în sens acoperitor. Ținând seama că uzinele producătoare de tablă garantează valoarea minimă a lui σ_0 pe baza unor încercări de sondaj pe loturi de produs, se pot considera ca satisfăcătoarele embele relații, mai ales că în condițiile de exploatare intensivă a agregatelor de laminare, uzura rozelor poate modifica substanțial raportul r/g.

5.3. Caracteristicile fizico - mecanice ale profilelor laminate la rece

Scopul încercărilor experimentale a constat în găsirea unei relații care să aproximeze limita de curgere pentru întreg profilul, ținându-se seama de ecruisarea, în deosebi a apruvelor de colț. Întrucât limita de curgere este mult mărită față de valoarea $\sigma_0 = 2500 \text{ daN/cm}^2$ admisă în normativ [71] se urmărește stabilirea unei valori mărite a limitei de curgere care să fie luată în considerare la calculele de rezistență și stabilitate. Similar cu încercări efectuate în străinătate s-a admis ideea prelevării de epruvete plate dreptunghiulare care au fost supuse la tracțiune iar caracteristicile rezultate din fișii au fost calculate cu relații de tipul (28). Încercările au fost efectuate în stare îmbă -

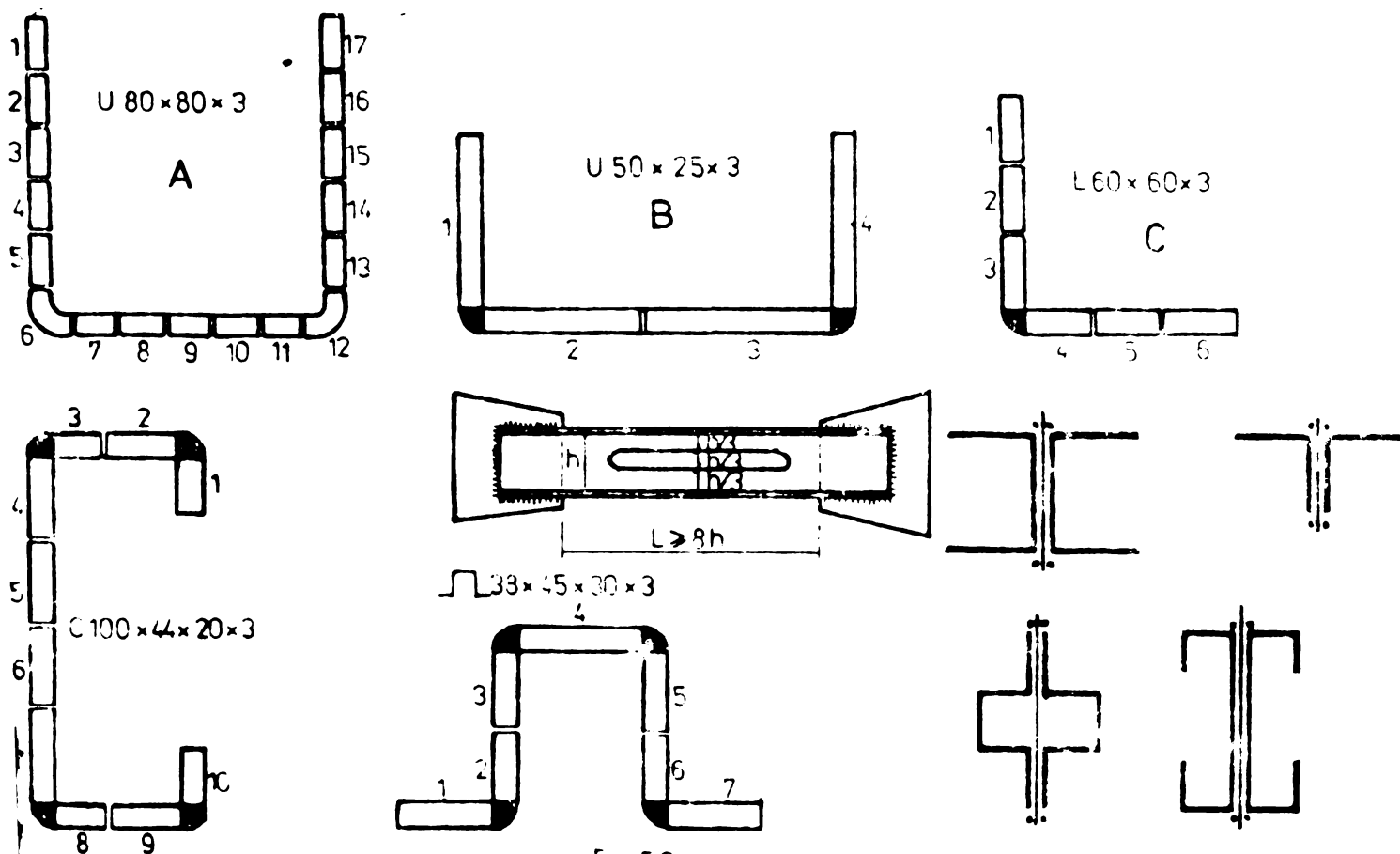


Fig. 52

rinită și neîmbătrinită pe un număr de 12 epruvete identice conform modului de prelevare prezentat în fig.5.2..Intrucât încercarea epruvetelor de colț prezenta unele inconveniente,profilele de tip B,C,D,E au fost tăiate în fișii chiar în zona colțului astfel încât toate epruvetele au rezultat plate.Din profilele de tipul A₁ și A₂ s-au prelevat epruvete plate și de colț.

Aria colțului s-a calculat atât analitic cu relația 5.12 unde notațiile corespund fig. 5.3.cît și experimental pe baza determinării masei

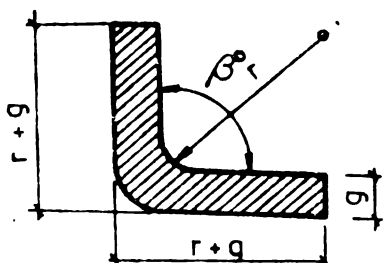


Fig.5.3

$$A = K_1 \cdot g^2 \cdot \frac{\beta^\circ}{90} \tag{5.12}$$

$$K_1 = \frac{\pi}{2} (n + \gamma) \tag{5.12a}$$

Valerile coeficientului γ se determină în funcție de $n = r/g$ din tab.5.5.

Tab.5.5.

$n = r/g$	0,65	1,0	1,5	2,4	3,8
γ	0,30	0,35	0,40	0,45	0,50

Pentru a pune în evidență calitativ fenomenul de ecrusare se compară curbele caracteristice (fig.5.4.) pentru banda de oțel (B.0) și epruvetele 4,5 extrase din peretii plani cît și a epruvetei de colț prelevată dintr-un profil C 90 x 80 x 5 din oțel OL 37.2.

Se constată o puternică ecrusare a zonelor de colț și ceva mai mică a celorlalte epruvete.Limita de curgere a epruvetelor de colț ecrusate 6 și 12 este de 1,9 ori mai mare decît a benzii din care provine.

Epruvetele au fost încercate la tracțiune atât în stare neîmbătrinită cît și îmbătrinită artificial timp de 2,5 ore la temperatura de 250°C.

Limita de curgere convențională $\sigma_{0,2}$ și limita de rupere σ_r prezintă variații pronunțate pe secțiunea transversală a profilului (fig.5.5)

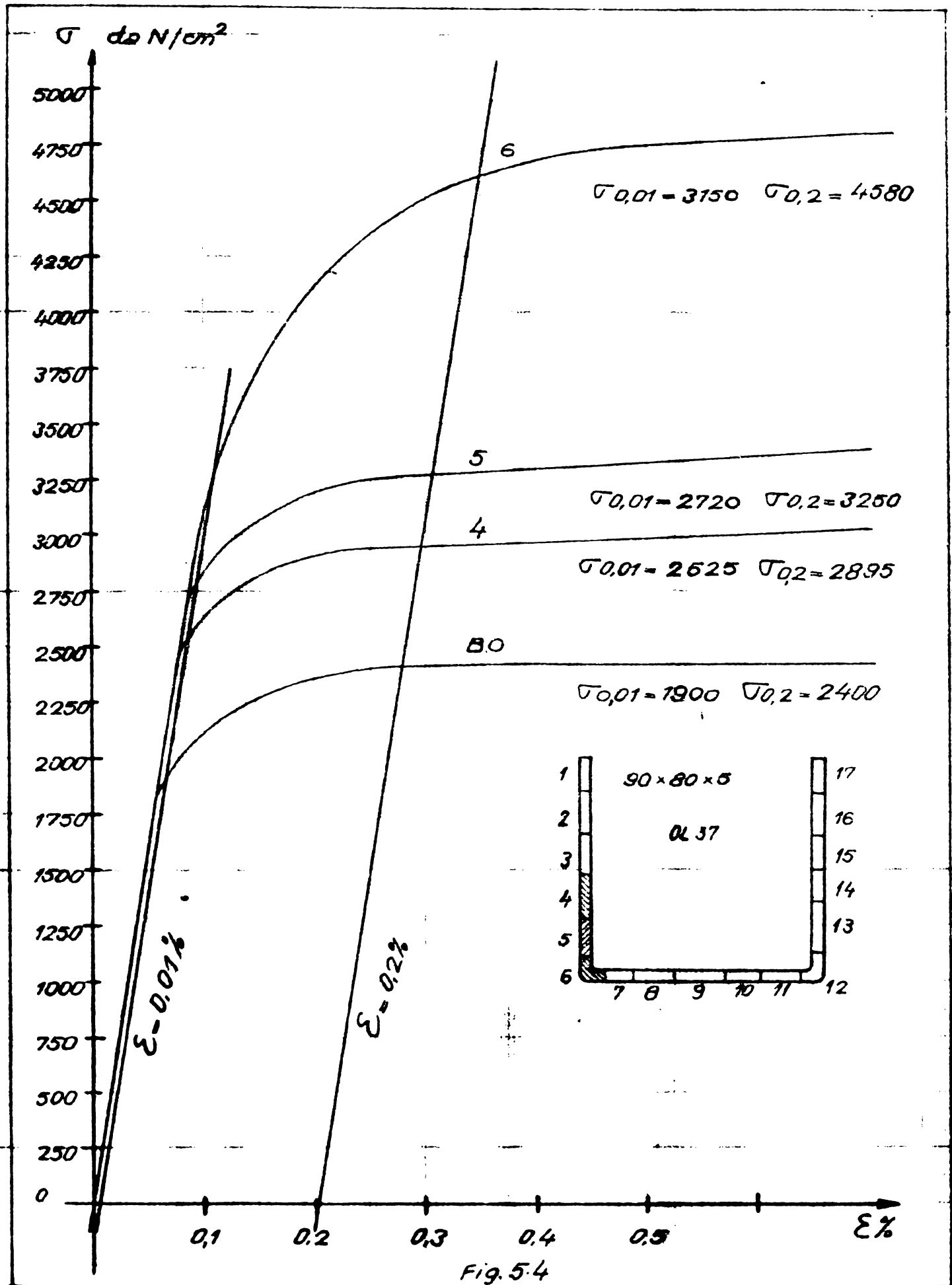


Fig. 5.4

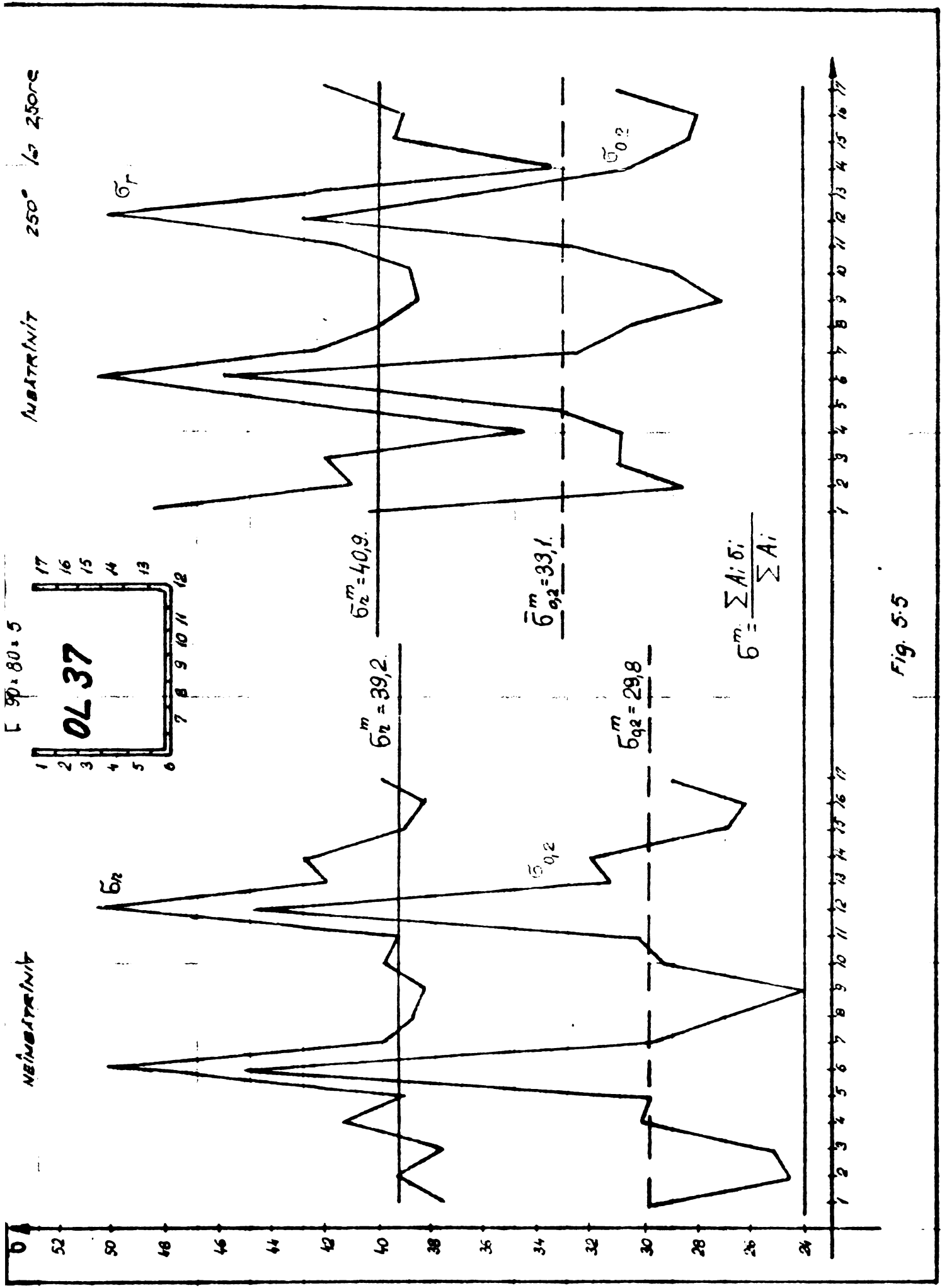
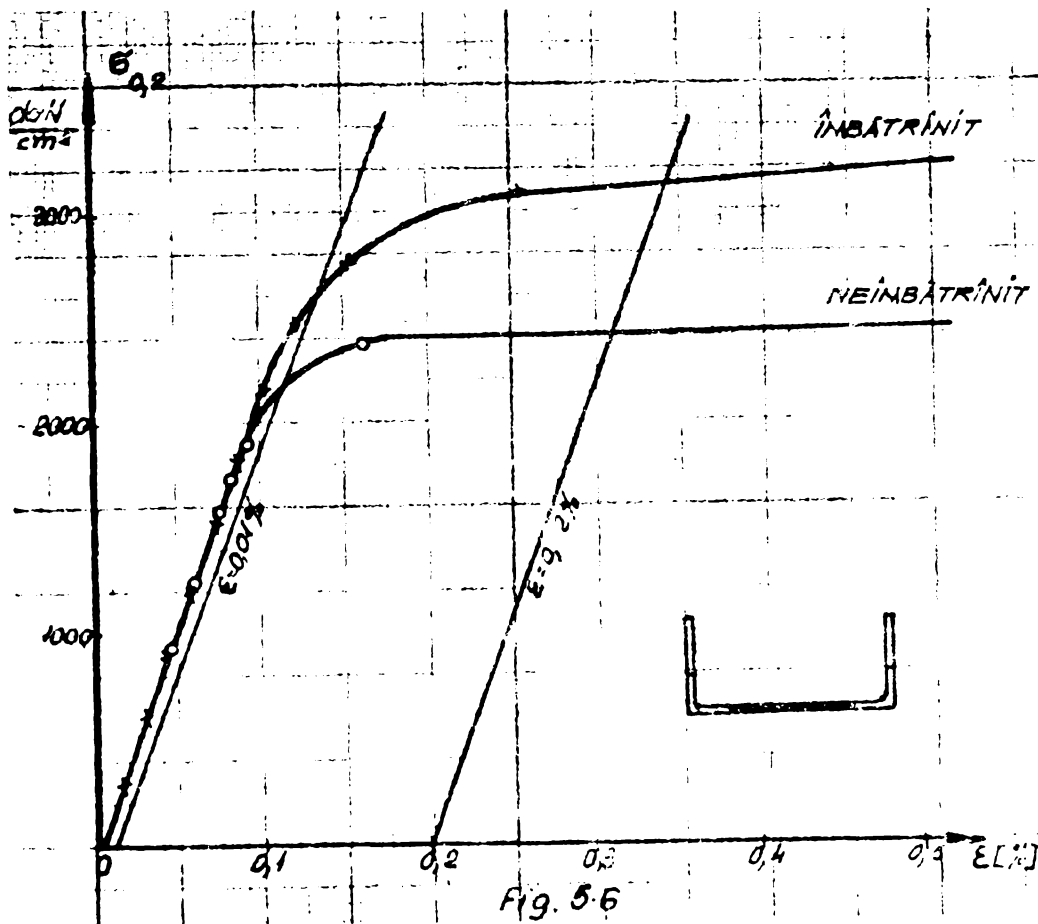


Fig. 5.5

Iar valorile medii $\bar{\sigma}_{0,2}$ și $\bar{\sigma}_R$ determinate cu rel.(2.8) depășesc cu 28 % respectiv 6 % valorile de bază a tablei de oțel din care provin. Prin îmbătrânire, această depășire crește la 38 % pentru $\bar{\sigma}_0$ și la 10 % pentru $\bar{\sigma}_R$.

Porțiunile plane ale profilelor laminare la rece se ecruează fig.5.6. în special datorită apăsării rozelor, iar creșterea



lui $\bar{\sigma}_{0,2}$ este sesizabilă în deosebi în stare îmbătrânită.

În cadrul unor studii mai aprofundate [160] [161] au fost prelucrate statistic, pe un număr de 12 probe identice din profilele indicate în fig. 5.2., un număr de 732 epruvete, iar principalele rezultate experimentale obținute

sînt redată în tab 5.6 , 5.7 și fig. 5.7.

Din analiza rezultatelor obținute se constată creșteri ale limitei de curgere $\bar{\sigma}_0$ de 62 % și a limitei de rupere $\bar{\sigma}_R$ de 33,5 % față de valorile standardizate.

În toate cazurile alungirea la rupere δ_5^0 depășește valoarea de 21 % ceea ce arată o rupere tenace iar raportul $\bar{\sigma}_0/\bar{\sigma}_R$ crește la valoarea maximă 0,832 comparativ cu valoarea 0,64 a oțelului necrușat. Se constată ușor că admiterea unei limite de curgere mărită în calcule, va micșora siguranța față de $\bar{\sigma}_R$ în raport cu ceea ce există astăzi.

Deși teoretic ecrueșarea ar trebui să apară doar în zonele îndoită și părțile plane ale profilului își măresc rezistențele fie din cauza apăsării rozelor de laminare fie datorită tăierii cu foarfeca ghilotină a tablei la dimensiunea desfășurată a viitorului profil.

Tab. 5.6

TIP PROF.	EPRUVETE	A mm ²	$\bar{\sigma}_{02}$ daN/mm ²	$\bar{\sigma}_r$ daN/mm ²	σ_r %	$\bar{\sigma}_c/\bar{\sigma}_r$	VALORI MEDII				MOD IMB.	SCHITA PROFIL	OBSERVATII
							$\bar{\sigma}_{02}$	$\bar{\sigma}_r$	σ_r	$\bar{\sigma}_{02}/\bar{\sigma}_r$			
0	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13
U 80 x 80 x 5	1	70	29,40	40,80	35	0,721							OL372K
	2	50	25,70	39,20	37	0,655							
	3	50	25,20	37,50	32,80	0,672							
	4	50	28,95	41,30	29,40	0,700							
	5	50	32,50	39,00	26,80	0,834							
	6	60,75	45,90	50,50	13,25	0,908							
	7	40	29,20	39,80	30,60	0,740							
	8	40	26,70	38,70	34,80	0,690	30,53	41,23	28,32	0,781			
	9	40	24,10	38,20	35,00	0,632							
	10	40	27,40	39,00	32,50	0,622							
	11	40	28,80	39,20	31,00	0,735							
	12	60,75	45,23	50,30	14,00	0,89							
	13	50	28,30	42,00	32,70	0,674							
	14	50	32,00	42,80	22,00	0,770							
	15	50	27,00	39,00	30,30	0,695							
	16	50	26,10	38,30	28,80	0,614							
	17	70	28,40	40,00	32,50	0,710							
							27,20	41,43		25,46			
U 80 x 80 x 5	1	70	31,80	39,60	23,70	0,840						<p>REZULTATELE OBTINUTE PE 12 EPRUVETE IDENTICE</p> <p>A2</p>	OL372K
	2	50	26,60	41,00	33,50	0,698							
	3	50	29,10	42,00	32,50	0,695							
	4	50	31,00	33,10	19,60	0,934							
	5	50	34,20	43,40	23,50	0,789							
	6	60,75	47,20	50,80	15,25	0,929							
	7	40	32,10	42,40	28,20	0,758							
	8	40	30,40	40,00	31,00	0,760	35,94	41,46	24,79	0,799			
	9	40	28,40	38,60	31,30	0,736							
	10	40	28,60	38,80	31,00	0,733							
	11	40	32,20	41,50	28,00	0,776							
	12	60,75	46,15	52,10	17,72	0,885							
	13	50	33,70	42,50	18,70	0,793							
	14	50	31,20	33,30	19,45	0,936							
	15	50	29,00	39,40	29,00	0,735							
	16	50	28,30	39,10	27,30	0,725							
	17	70	32,60	42,10	22,00	0,775							
							49,75	1206					

Tab. 5.7a

TIP PROFIL	Eprum	A mm ²	\bar{V}_{02}	\bar{V}_r	δ_r %	\bar{V}_c/\bar{V}_r	VALORI MEDII				IMBATRINIRE	SCHITE PROFIL	OBSERVATII
							\bar{V}_{02}	\bar{V}_r	$\delta_{5\%}$	\bar{V}_{02}/\bar{V}_r			
0	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13
U 50 x 25 x 3	1	66	36,75	43,80	26,20	0,830							OL37 2 K
	2	60	38,60	48,50	25,00	0,795	39	50	21,50	0,78			
	3	63	39,50	50,60	18,10	0,785							
	4	66	41,25	57,50	16,10	0,781							
							+6,25%	+35,0%					
L 60 x 60 x 3	1	51	32,30	42,70	35,50	0,76							OL37 2 K
	2	51	27,90	40,80	33,00	0,68							
	3	51	31,40	41,70	30,00	0,75	31,40	42,00	31,90	0,75			
	4	51	33,30	43,40	26,50	0,77							
	5	51	28,80	40,80	33,60	0,71							
	6	51	34,70	41,80	32,50	0,81							
							+30,80%	+13,5%					

Tab. 5.7b

TIP PROFIL	Eprum	A mm ²	\bar{V}_{02}	\bar{V}_r	δ_r %	\bar{V}_c/\bar{V}_r	VALORI MEDII				IMBATRINIRE	SCHITE PROFIL	OBSERVATII
							\bar{V}_{02}	\bar{V}_r	$\delta_{5\%}$	\bar{V}_{02}/\bar{V}_r			
0	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13
C 100 x 44 x 20 x 3	1	51	43,30	50,70	25,00	0,854							OL37 2 K
	2	54	40,40	46,70	30,20	0,865							
	3	51	39,60	46,60	27,30	0,845							
	4	63	38,00	45,10	20,10	0,842							
	5	63	33,60	44,10	39,00	0,761	38,60	46,40	29,80	0,832			
	6	63	34,40	44,80	33,30	0,767							
	7	66	39,20	46,20	23,00	0,850							
	8	51	40,20	47,20	42,10	0,853							
	9	54	39,00	45,80	32,00	0,852							
	10	51	45,20	50,50	30,30	0,894							
		+5,25%				+6,1%	+25,4%						
C 38 x 45 x 30 x 3	1	81	39,40	49,40	29,80	0,80							OL37 2 K
	2	57	38,10	49,00	28,80	0,78							
	3	60	36,00	48,30	30,30	0,785							
	4	96	42,60	51,60	14,90	0,822	38,60	49,40	27,50	0,78			
	5	60	36,00	47,00	31,50	0,765							
	6	57	36,50	48,00	32,00	0,766							
	7	81	38,90	50,01	29,10	0,778							
						+50,7%	+33,5%						

Compararea rezultatelor analitice pentru $\bar{\sigma}_{0,2}$ pe întreg profilul conform relațiilor (242) și (260) cu cele obținute experimental pe baza relației (2.8) cât și prin încercări pe întreg profilul sînt redade în tab 5.8.

TABELUL 5.8.

NR CRT	TIP PROFIL	TEORETIC		EXPERIMENTAL		MOD IMBĂTRINIRE	NR PROBE IDENTICE	ERORARE	MOD IMBĂTRINIRE	OBSERVAȚII
		$\bar{\sigma}_{cp}$ (2.42)	$\Delta\bar{\sigma}_c + \bar{\sigma}_c$ (2.60)	$\bar{\sigma}_{cp} = \frac{\sum A_i \bar{\sigma}_i}{\sum A_i}$ (2.8)	$\bar{\sigma}_{cp}$					
0	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
1	A ₁ 80×80×5	2630	3218	3053	3070 -3112	—	12 12	-5,40	24h	
2	A ₂ U80×80×5	2630	3218	3594	3646 -3707	250/25	12 12	+11,68	250/25	
3	B U50×25×3	2756	3627	3900	3992 -3937	— " —	10 10	+7,50	— " —	
4	C L60×60×3	2537	3042	3140	3232	— " —	10	+3,22	— " —	
5	D C100×44×20×3	2679	3436	3860	3910	— " —	10	+12,33	— " —	
6	E L38×45×30×3	2784	3717	3860	3995	— " —	10	+3,84	— " —	

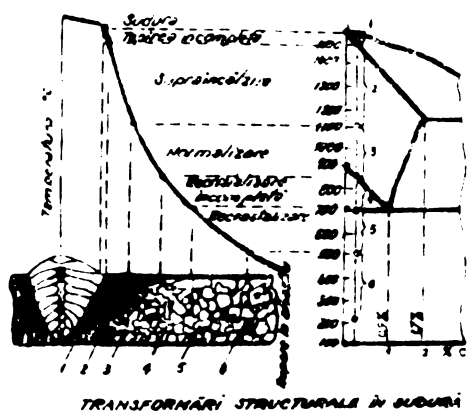
S-au încercat la tracțiune profile sudate de un guseu (tab.5.2.) prevăzute cu o slăbire, în zona centrală a porțiunii plane din inima profilului, astfel încît ruperea s-a produs în secțiunea slăbită, iar separat a fost încercată partea extrasă. În vederea comparării rezultatelor la tracțiune cu cele de compresiune, au fost încercate cupoane întregi de profile cu raportul $l/i_{min} < 10$ și rezultatele pt. $\bar{\sigma}_{0,2}$ sînt trecute cu semnul negativ în tab 5.8. Eroarea minimă, între valoarea teoretică maximă și valoarea experimentală minimă nu depășește 12,33 %, existînd un singur caz în care valoarea experimentală este mai mică decît cea teoretică și anume: la profilul neîmbătrinit, încercat la 24 h de la fabricare. Relația de calcul (2.42) admisă în normele americane, conduce la valori mult inferioare celor experimentale, iar relația (2.60) este acoperitoare doar pentru profilele îmbătrinite, au și pentru cele în stare de livrare. Deoarece, în general utilajele sînt folosite intensiv și mult peste durata normală de exploatare, odată cu uzura rotelor laminorului se modifică considerabil raportul r/g din care cauză, pentru

profilele fabricate la Intreprinderea Metalurgică Iași se recomandă utilizarea relației (2.42), sau o formă simplificată a ei rel.(2.48).

5.4. INFLUENȚA SUDURII ASUPRA ECRUISĂRII

Incercările experimentale efectuate în laboratoarele I.M.Iași au urmărit studiul influenței sudurii asupra ecruisării, deoarece în acest proces se produc încălziri locale mult peste temperatura de recristalizare și care la oțelul OL 37 este în jur de 550°C [8]

În general sînt știute transformările structurale ce apar în apropierea unui cordon de sudură (tab.5.9) și cunoscînd repartiția căldurii, viteza de răcire în metalul de bază, din diagrama Fe - C a



TRANSFORMĂRI STRUCTURALE ÎN SUDURĂ

Tab. 5.9

termică mai scăzută și căldură specifică mai mare, cu atât zona influențată termic va fi mai mică. Aceste două proprietăți sînt determinate de compoziția chimică și structura materialului de bază din prelucrările tehnologice anterioare sudurii.

oțelului respectiv se poate stabili structura metalografică formată. Proprietățile mecanice sînt slabe, cu excepția zonei de normalizare. Mărimea zonei influențate termic depinde de procedeul de sudare folosit, viteza de sudare și de compoziția chimică a aliajului. Mărimea zonei influențată termic este redată în tab.5.10 din care se vede că un material cu cît are o conductivitate

Procedeul de sudare	Viteza de sudare (m/min)	Temperatura maximă (°C)	Temperatura la 10 mm (°C)	Temperatura la 20 mm (°C)
Cu electrod inert	12	95	27	25
Cu electrod inert flux	22	16	22	6
Sudare cu gaz	210	10	10	25
Sudare submersă	0,8 - 1,2	25 - 17	27	25

MĂRIMEA ZONEI INFLUENȚATE TERMIC

Tab. 5.10

Incercările experimentale s-au efectuat pe profilele cornier L 80 x 80 x 5 laminate la rece de către I.M.Iași din oțel OL 37.2 cu următoarea compoziție chimică :

C = 0,22 % ; Mn = 0,40 % , Si = 0,06 % , P = 0,05 % , S = 0,05 %.

Profilele cornier au fost sudate cap la cap cu sudură electrică în V cu ajutorul unor electrozi de tip E1 44 T cu diametrul $\phi = 2,5$ mm. Executarea îmbinării s-a realizat în două regimuri de sudare avînd următoarele caracteristici :

Regim A : I = 175 A, U = 18 V, lungimea arcului 3 - 4 mm, viteza de sudare 0,24 m/minut.

Regim B : I = 225 A, U = 18 V, lungimea arcului 3 - 4 mm, viteza de sudare 0,32 m/minut

Din profilul sudat și nesudat (martor) s-a prelevat prin frezare un număr de șase epruvete identice conform figurii 5.8.

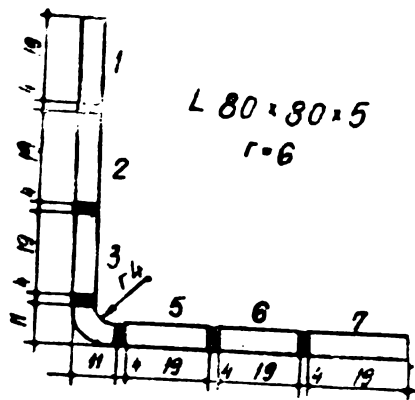


Fig. 5.8.

Epruvetele au fost încercate la tracțiune iar rezultatele experimentale pentru epruvetele de tip 3, 4, 5 sînt redată în tabelul 5.11.

Profilurile de tip S_0 sînt martori, iar cele de tip S_1 și S_2 au fost sudate în regim A, iar cele de tip S_3 și S_4 în regim B. Epruvetele sînt notate cu doi indici: primul indică tipul profilului, al doilea

Tab. 5.11

TIP EPRUVETĂ	$\sigma_{0,2}$ daN/cm ²	σ_r daN/cm ²	δ_{10} %	$\sigma_{0,2}/\sigma_r$	d mm	OBSERVAȚII
1	2	3	4	5	6	7
S03	3120	4200	28,40	0,742	—	Epruvete martor
S04	3875	4620	15,25	0,839	—	
S05	2870	4000	28,30	0,720	—	
S13	2850	4100	23,20	0,695	21	Epruvete sudate în regim A.
S14	3445	4680	15,20	0,737	15,4	
S15	2860	4060	23,60	0,705	48	
S23	2850	4070	39,60	0,700	68,6	
S24	3650	4620	8,20	0,790	15,9	
S25	2840	4050	28,20	0,702	59	Epruvete sudate în regim B.
S33	2865	4030	17,80	0,712	19	
S34	3220	4480	12,80	0,720	16,5	
S35	2750	3990	28,60	0,688	57,6	
S43	2850	4030	21,40	0,708	18,8	
S44	3310	4455	13,20	0,743	17	
S45	2650	4020	29,00	0,660	52	

indică poziția epruvetei pe profil. În tabel este trecută și distanța d de la secțiunea de rupere la axa sudurii.

Din analiza datelor experimentale se constată că σ_r scade la epruvete S_{13} cu 8,65 % față de epruvete S_{03} și cu 3,57 % în epruvete de colț S_{44} față de epruvete martor nesudată S_{04} .

Deși rezistența de rupere scade, ea rămâne mult peste valoarea $\sigma_r = 3700 \text{ daN/cm}^2$ a tablei de oțel neîndoită, ceea ce dovedește că efectul de ecruisare nu s-a pierdut. După cum se vede din tab. 5.11, ruperea epruvetei s-a făcut la o distanță ce variază între 18,80 la 59 mm de axa mediană a sudurii pentru epruvetele plane și în medie la 16,20 mm pentru epruvetele de colț. Unii cercetători [75] au ajuns la concluzia că secțiunea de rupere este cu atât mai depărtată de sudură cu cât epruveta are o lățime mai mare.

Limita de curgere scade procentual mai mult, pînă la 16,9 % pentru epruveta de colț S_{34} .

Dacă se calculează coeficientul β de scădere a limitei de curgere σ_{05} la epruvetele ecruisate sudate față de epruvetele ecruisate martor se găsește valoarea minimă în cazul epruvetei de colț S_{34} :

$$\beta_{\text{min.}} = \frac{\sigma_{05}}{\sigma_0} = \frac{3220}{3875} = 0,834 \quad (5.13)$$

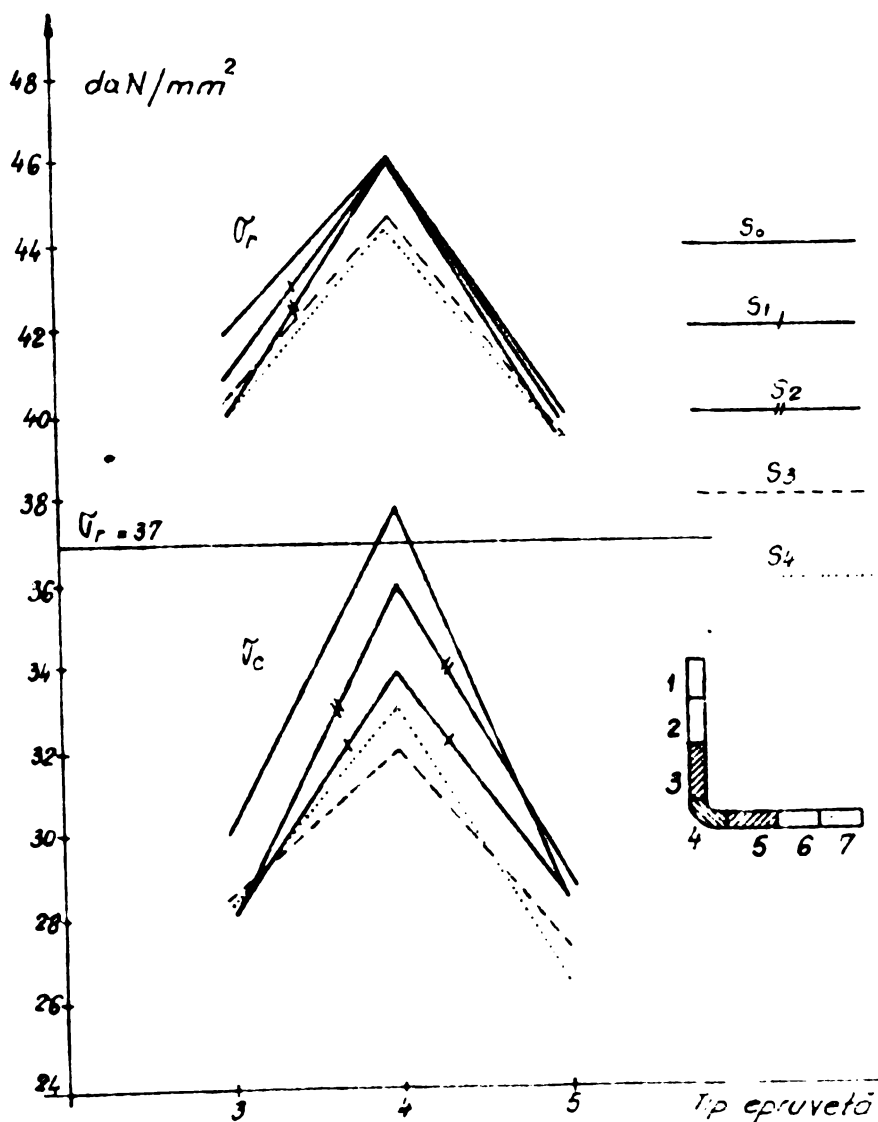
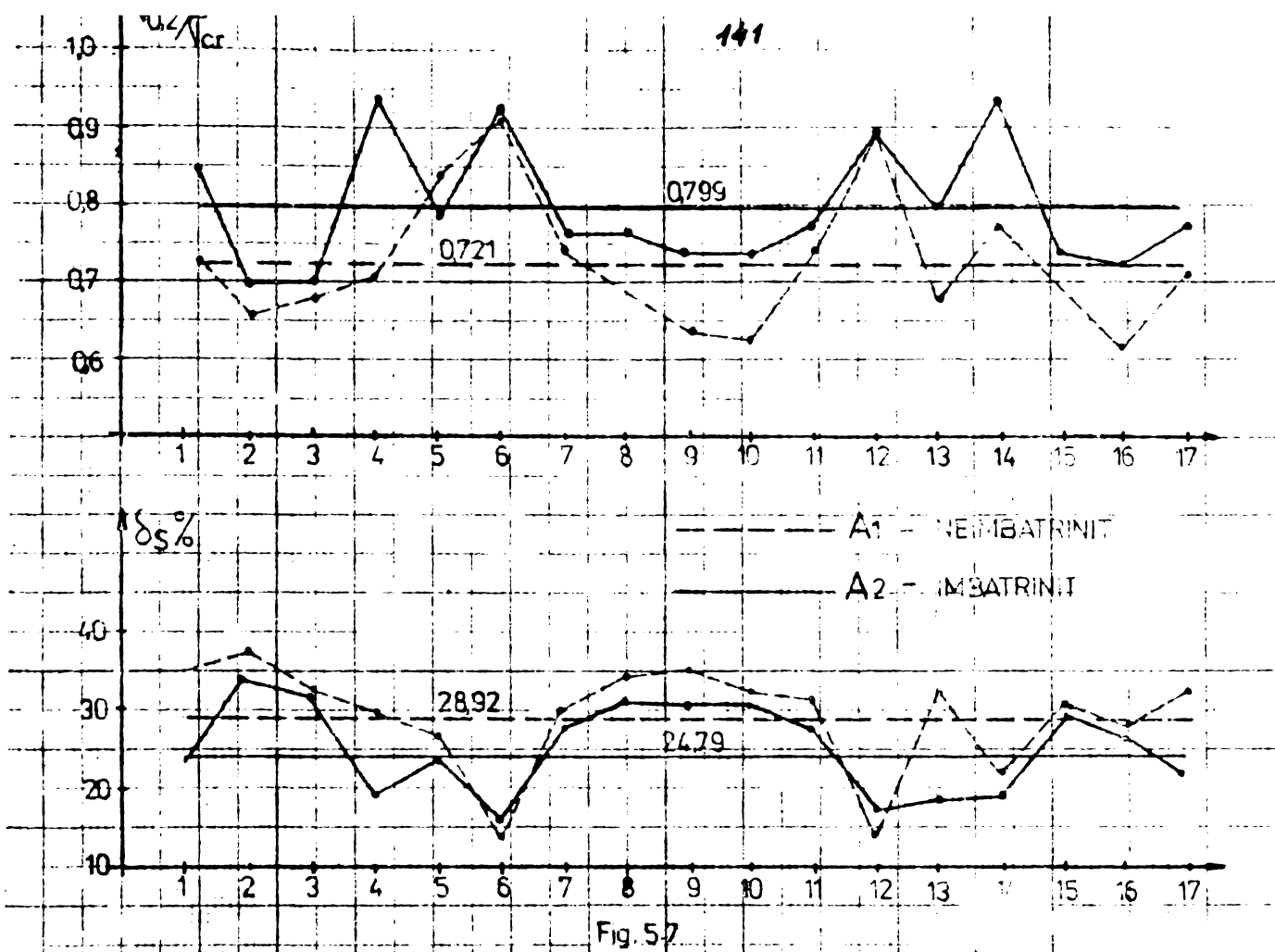
Pentru epruvetele din pereții plani, scăderea este mult mai mică, valoarea minimă fiind:

$$\beta_{p \text{ min}} = \frac{\sigma_{05}}{\sigma_0} = \frac{2850}{3120} = 0,914 \quad (5.14)$$

Avînd în vedere ponderea mică a epruvetelor de colț, valoarea medie de scădere a lui β pe întreg profil nu scade sub valoarea 0,92 adică $\beta \geq 0,92$ [152], [162].

În același timp limita de rupere σ_r oscilează în jurul valorii epruvetei martor, fiind chiar mai mare (tab. 5.11).

Variația valorii lui σ_0 și σ_r (fig. 5.9) arată că valorile experimentale obținute pe epruvetele sudate extrase din profil sînt mult superioare valorilor caracteristicilor de rezistență a oțelurilor din care provin, ceea ce demonstrează că ecruisarea nu dispare în urma procesului de sudare, iar rezistența de curgere rămîne cu mult superioară benzii de oțel și cu puțin mai mică decît la profilul nesudat. Rezistența de rupere σ_r nu se modifică,



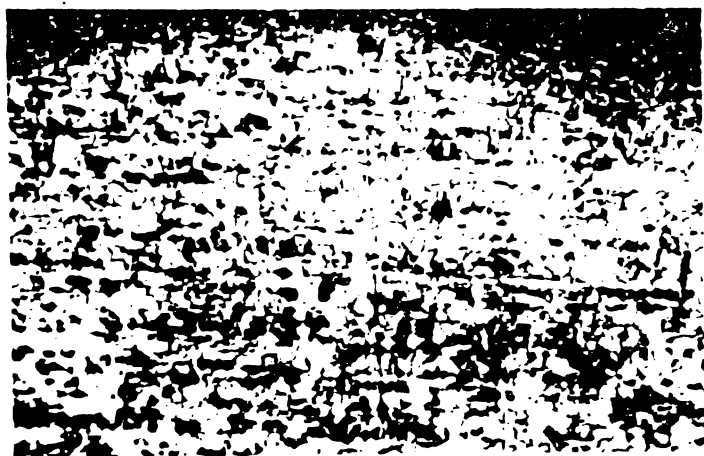
VARIATIA LUI σ_c SI σ_r LA EPRUVETE MARTOR SI SUDATE

Fig 59

ceea ce se confirmă și experimental, întrucât din încercarea a cca 30 corniere sudate cap la cap, toate probele s-au rupt în materialul de bază, neinfluențat termic și la distanță mare de sudură. Aceasta arată că siguranța față de σ_r rămâne neschimbată la profilele ecruisate sudate, dar scade puțin față de σ_c . În urma unor încercări experimentale munițioase [75] s-a ajuns la concluzia că temperatura de 500°C nu depășește în general o lățime de 10 mm de o parte și alta a axei sudurii, ceea ce confirmă că toate epruvetele din tab.5.11. s-au rupt în materialul de bază.

În vederea studiului influenței sudurii asupra tenacității profilelor metalice îndoită la rece ecruisate au fost efectuate o serie de analize metalografice pe banda neîndoită, pe profilul nesudat și profilul sudat cap la cap cu ajutorul microscopului metalografic cu scopul de a determina condițiile de apariție a unor structuri metalografice periculoase din p.d.v. al tenacității.

Pentru banda de oțel OL 37.2 s-a determinat structura metalografică (fig.5.10) la scara 1 : 65, în care se remarcă structuri



în șiruri cu separări sub forma de benzi de ferită și perlită cu punctajul structurii 1 B conform STAS 7626-66 scara 11 și cu mărimea grăunțului punctaj 7 conform STAS 5490 - 67 scara 1.

Pentru porțiunile de bandă care au suferit îndoiri, s-a observat o alungire a cristalelor în zona întinsă a

colțului și o îndesare a cristalelor pentru partea interioară a colțului. La profilele sudate cap la cap s-au efectuat analize în zona sudurii și în zona cu transformări structurale ca urmare a influenței cîmpului termic de sudare.

Au fost puse în evidență structuri specifice pieselor sudate, cum ar fi în cazul porțiunilor plane ale profilului, structura columnară orientată perpendicular pe cordonul de sudură și în direcția propagării izotermei (fig.5.11)

Structura periculoasă aciculară denumită Wiedmanstätten se apreciază a fi de 30 mm, ceea ce la scara 1 : 65 corespunde în realitate cu 0,46 mm, iar structura de normalizare apare cu o lățime de 25 - 35 mm, respectiv de 0,4 - 0,5 mm. Din cauza vitezei mari de încălzire, domeniul temperaturilor de transformări se ridică, iar răcirea rapidă, a făcut ca transformările să fie incomplete, încît au apărut transformări de perlită cu grăunți mari și mici cu lățimea de 100/65 mm și 120/65 mm. (fig. 5.11-2)

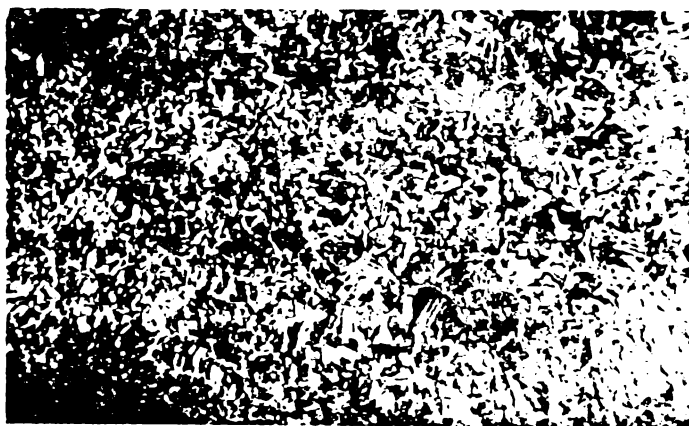


Fig. 5.11

Comparativ cu structura metalografică a oțelului necruisit, prezentată în fig. 5.10 - 5.12, au fost făcute analize în zona de colț al profilului unde a avut loc îndoirea la rece. În fig. 5.13 se constată o structură Wiedmanstätten cu grăunți de 30/65 mm și



Fig. 5.12

structură de normalizare, iar în fig. 5.14 apare structura de reorganizare parțială a constituienților cu grăunți mari și mici, de pondere în mărimea 55/65.

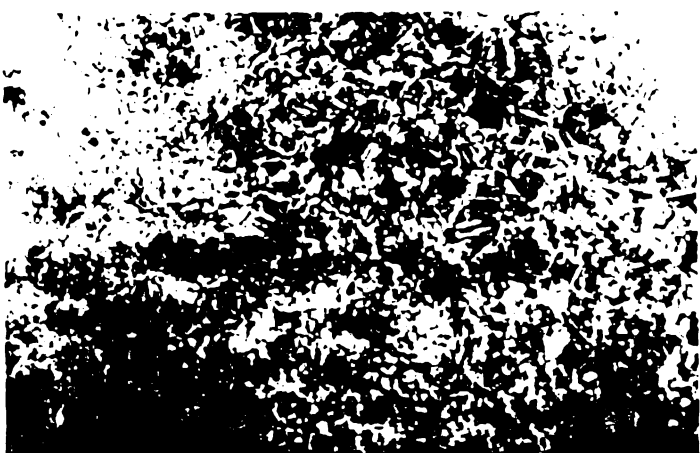


Fig. 5.13

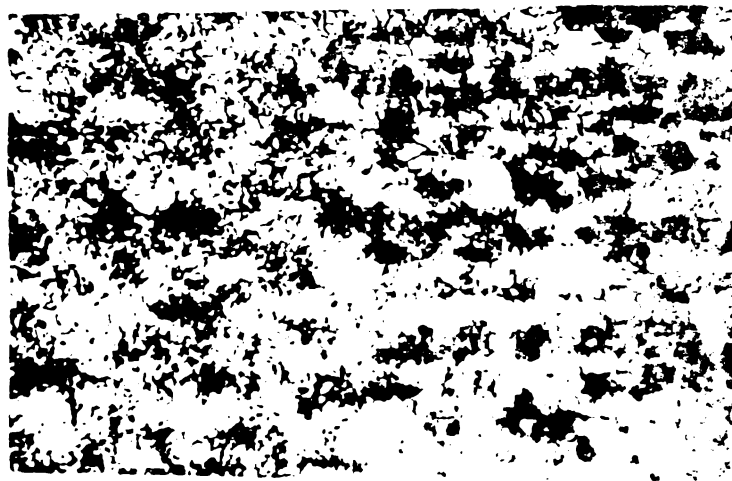


Fig. 5.14

Din analiza comparativă a structurilor apărute la tabla de oțel necrușată, tabla sudată respectiv colțul sudat se constată deosebiri neesențiale, ceea ce explică rezistențele mecanice foarte apropiate a acestora.

La prinderea unui profil cornier (80 x 80 x 5 de un guseu s-a constatat că au rezultat structuri asemănătoare cu cele de la sudarea cap la cap, iar dacă peste primul strat al sudurii de colț se dispune încă unul sau două straturi se obține o structură caracteristică de turnare pentru ultimul strat de sudură (fig.5.15), respectiv o structură de normalizare pentru stratul inițial fig.5.16,



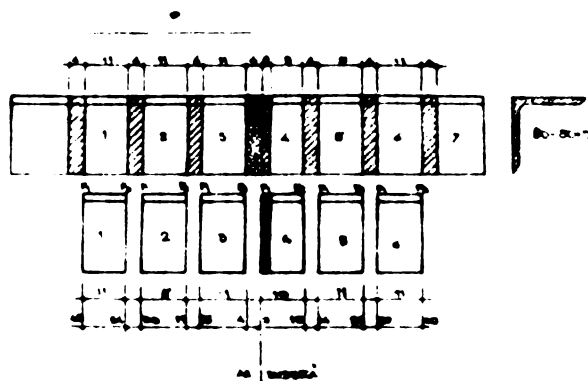
Fig. 5.15



Fig. 5.16

În cazul oțelurilor noi s-au stabilit relații între gradul de ecruisare, temperatura de recristalizare și mărimea grăunților. Gradul critic de ecruisare este cuprins între 9 - 20 %, iar în afara acestui interval periculos nu apare o creștere pronunțată de grăunțe. Dacă gradul critic de ecruisare nu poate fi evitat este necesar să avem temperaturi sub 680° C pentru a se înlătura pericolul superii fragile.

Având în vedere dependența dintre duritate și rezistențele



mecanice s-au efectuat măsurări ale durității unor profile sudate cap la cap cu trei straturi de sudură, spre a se urmări modificarea caracteristicilor mecanice pe secțiunea transversală al profilului. Prin frezare, la anumite distanțe au fost decupate epruvete pe care s-au măsurat duritățile

Fig. 5.17

Vickers pe ambele fețe P_1 și P_2 (fig.5.17).

Pentru epruveta 4 pe fața P_1 în porțiunea de mijloc al sudurii, așadar într-o zonă normalizată, s-au determinat duritățile la distanța de 1 mm, media găsită fiind de oca 165 HV 10. Incercările de duritate au pus în evidență prezența structurilor evi-

dențiate la analizele metalografice.

Pentru profilul S₀, variația durităților la o distanță de 1mm pe linia mediană a peretelui este maximă în zonele de colț, puternic ecruisate, și este redată în fig.5.18.

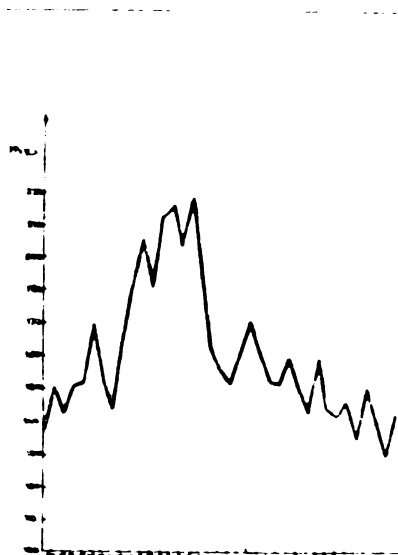


Fig. 5.18

au durități mult mai scăzute.

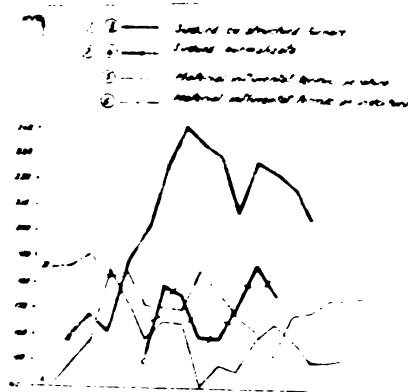


Fig. 5.19

strat de sudură depus (fig.5.19) are o structură de turnare cu durități foarte ridicate, iar cele depuse anterior s-au normalizat și

Incercări de duritate au fost efectuate și pe secțiunea transversală a profilului cu sudură de colț. Studiind variația durităților se observă că ultimul

Porțiunea îndoită a profilului influențat termic prezintă durități mai ridicate decât porțiunea dreaptă influențată termic, diferența medie fiind de cca 15 - 20 HV 10, ceea ce confirmă că rezistențele mărite se mențin în zonele de colț comparativ cu porțiunile plane.

Analizele metalografice și încercările de duritate efectuate dovedesc absența unor zone întinse cu grăunți mari ceea ce înseamnă că nu există pericolul unei comportări mai puțin tenace.

5.5. INFLUENȚA ECRUISARII ASUPRA REZISTENȚEI LA FLAMBAJUL PRIN ÎNCOVOIERE

Scopul încercărilor experimentale constă în compararea valorilor teoretice și experimentale a eforturilor critice la profilele metalice cu pereți subțiri necruisate și ecruisate, respectiv ecruisate și sudate.

Incercările experimentale au fost efectuate la Catedra de construcții metalice a I.P.T.V.T.

Deoarece încercările experimentale privind pierderea stabilității elementelor metalice în general și a profilelor din oțel, laminate la rece în special, necesită măsurători foarte precise nu s-au utilizat prese hidraulice pentru producerea forțelor de compresie, deoarece odată cu producerea unei scurtări a barei

presiunea uleiului din presă scade și se introduc erori în aprecierea forțelor critice reale. Pentru înlăturarea acestui neajuns s-a folosit o instalație asemănătoare utilizată de C.F.Kollbrunner Stüssli și Bijlard, pentru experiențele de voalare în cadrul comisiei elvețiene de construcții metalice TKVSB [163].

Instalația se compune dintr-un sistem de pârghii ce amplifică de 20 de ori greutatea unor rezervoare de apă și oferă posibilitatea încercării unor bare de lungimi ce variază din 50 în 50 mm. Sarcina maximă ce se poate introduce în bara încercată este de 250 kN (fig.5.20)

Pentru a mări exactitatea de citire a forțelor introduse în bară, având în vedere frecarea, s-a utilizat un dinamometru tip inel, PGH = Zug. Druck - Kraftmessbügel fabricat de Stuhl RDG cu capacitatea cuprinsă între 3000 - 30.000 daN.

În vederea efectuării programului de cercetări experimentale de flambaj, s-a proiectat un dispozitiv pentru încercări la compresiune a barelor și care a fost brevetat cu invenție [164]

Bara de încercat (1) (fig.5.21) se fixează în centrul plăcii de bază (3) care are posibilitatea să se rotească în jurul axei $y-y$ prin intermediul a două tije (4) prinse de placa (5) fixată și ea de placa (7) ce se poate regla în direcția axei $y-y$.

Placa (7) are posibilitatea să se fixeze din loc în loc de cadrul rigid (9) și care, poate glisa în direcția axei $x-x$ prin jugul format de rolele (10) (fig.5.22) în momentul în care bara începe să se încovoie, astfel încât excentricitatea inițială de aplicare a forței asupra barei rămâne aceeași (fig.5.23).

De placa de bază (3) se prinde cu ajutorul unor șuruburi prin intermediul unei creșteturi ovale (18) placa (15) cu posibilitatea de a realiza excentricități mari după axa x prin fixarea plăcii (15) cu șuruburile (14) sau excentricități mici prin jocul permis de găurile ovale (18) când șuruburile nu sînt strînse. De placa (15) se prinde prin intermediul găurilor ovale (18) placa (16), încît se pot realiza excentricități mari și mici după direcția axei $y-y$.

Măsurarea unghiului de rotație a capătului inferior se face direct în radiani prin intermediul acului indicator (20) și a tijei gradate (21)

Reazomul inferior și superior se realizează identic cu deosebirea că partea superioară este prevăzută cu posibilitatea de deplasare, pe verticală prin intermediul plăcii (22) în momentul încovoierii barei.

Bara ce urmează a se încerca la compresiune se fixează astfel ca flambajul prin încovoiere să se producă în planul XOZ. Realizarea unor excentricități mari se face prin deplasarea plăcii (15) respectiv (16) și fixarea lor cu șuruburi de găurile filetate (14) în diferite poziții, iar excentricitățile mici se obțin cu ajutorul găurilor ovale (18) și tăieturii (8).

Punctul de aplicație al forței de compresiune este reazemul sferic (17), iar articulația la încovoiere se realizează datorită posibilității de rotire a plăcii de bază (3) în jurul tijei (4) iar încastrarea la răsucire se realizează datorită împiedicării rotației plăcii (3) în plan orizontal din cauza prinderii fixe a plăcilor (5), (7) de cadrul (9) din plan orizontal.

Sistemul prebetat prezintă o serie de avantaje față de alte sisteme similare de rezemare 165 166 167 , deoarece :

1. Dispositivul universal de rezemare pentru încercări experimentale la compresiune centrică și excentrică permite realizarea centrării perfecte în tot timpul încercării întrucât punctul de aplicație al forței se modifică odată cu deformarea barei prin posibilitatea de glisare al cadrului orizontal (9) în jugul format de piesele (10), (11), (12).

2. Dispositivul permite realizarea unor excentricități după axa x și y.

- Dispositivul realizează împiedicarea răsucirii cu ajutorul cadrului orizontal rigid (9)

3. Dispositivul permite măsurarea rotației în secțiunile de capăt ale barei cu ajutorul acului indicator 20 și a riglei gradate 21.

Dacă se dorește realizarea strâmbării libere se poate încărca bara în puncte de coordonate sectoriale nule, iar împiedicarea rotației din răsucire se realizează datorită frecării.

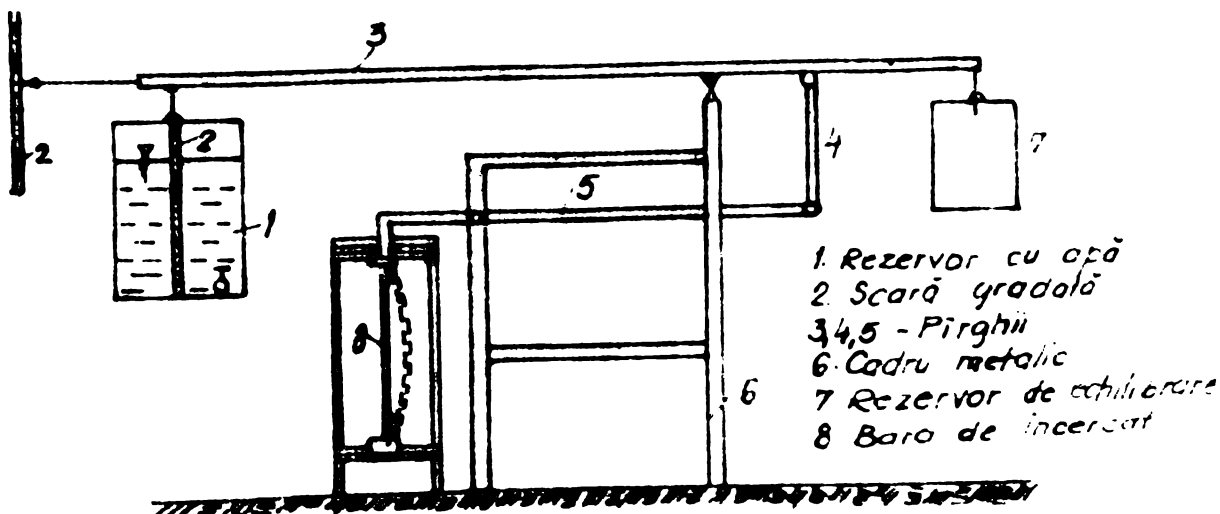


Fig. 5 20

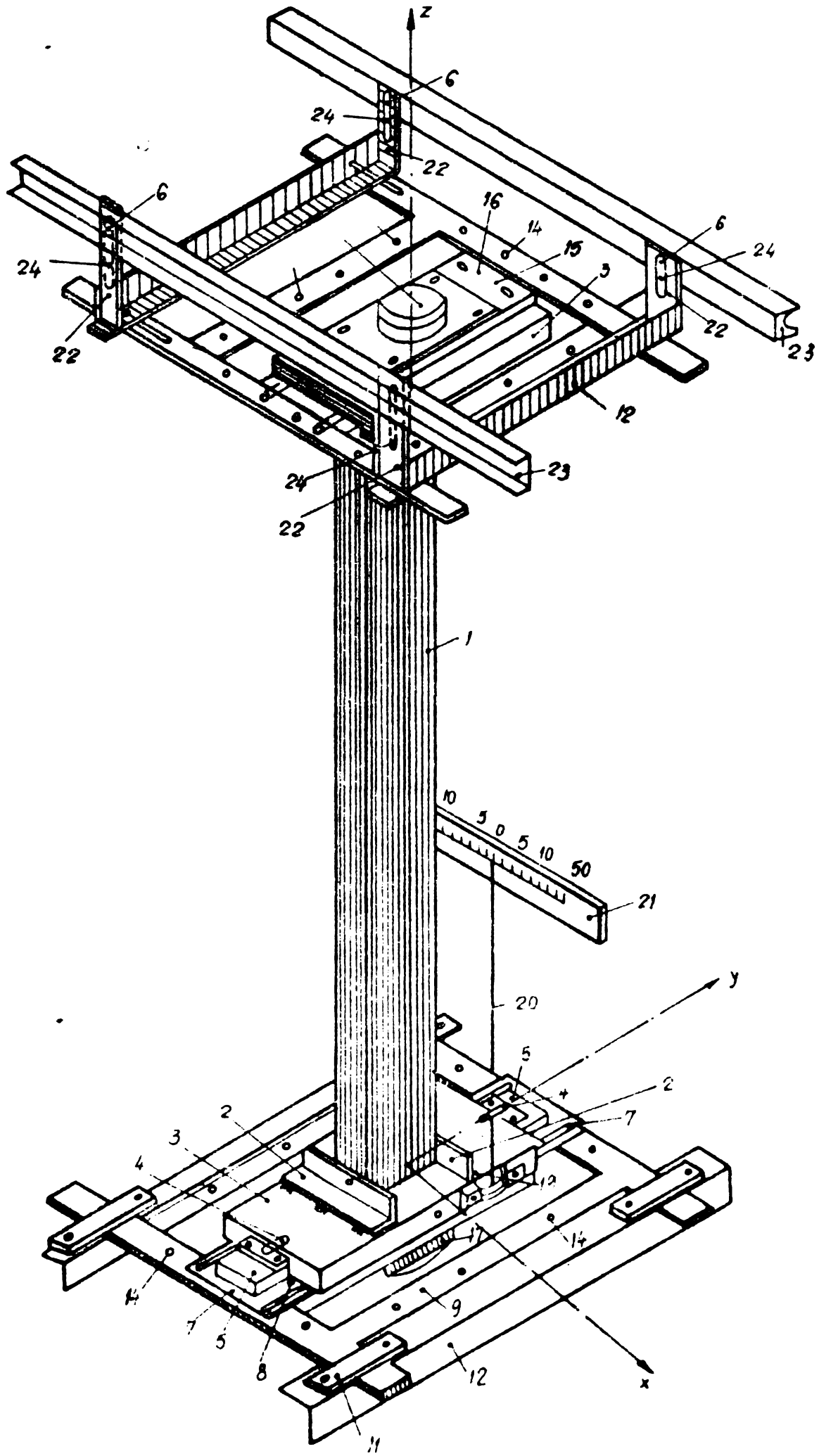


Fig 5 21

INSTITUTO DE INVESTIGACIONES
INDUSTRIALES
BIBLIOTECA CENTRAL

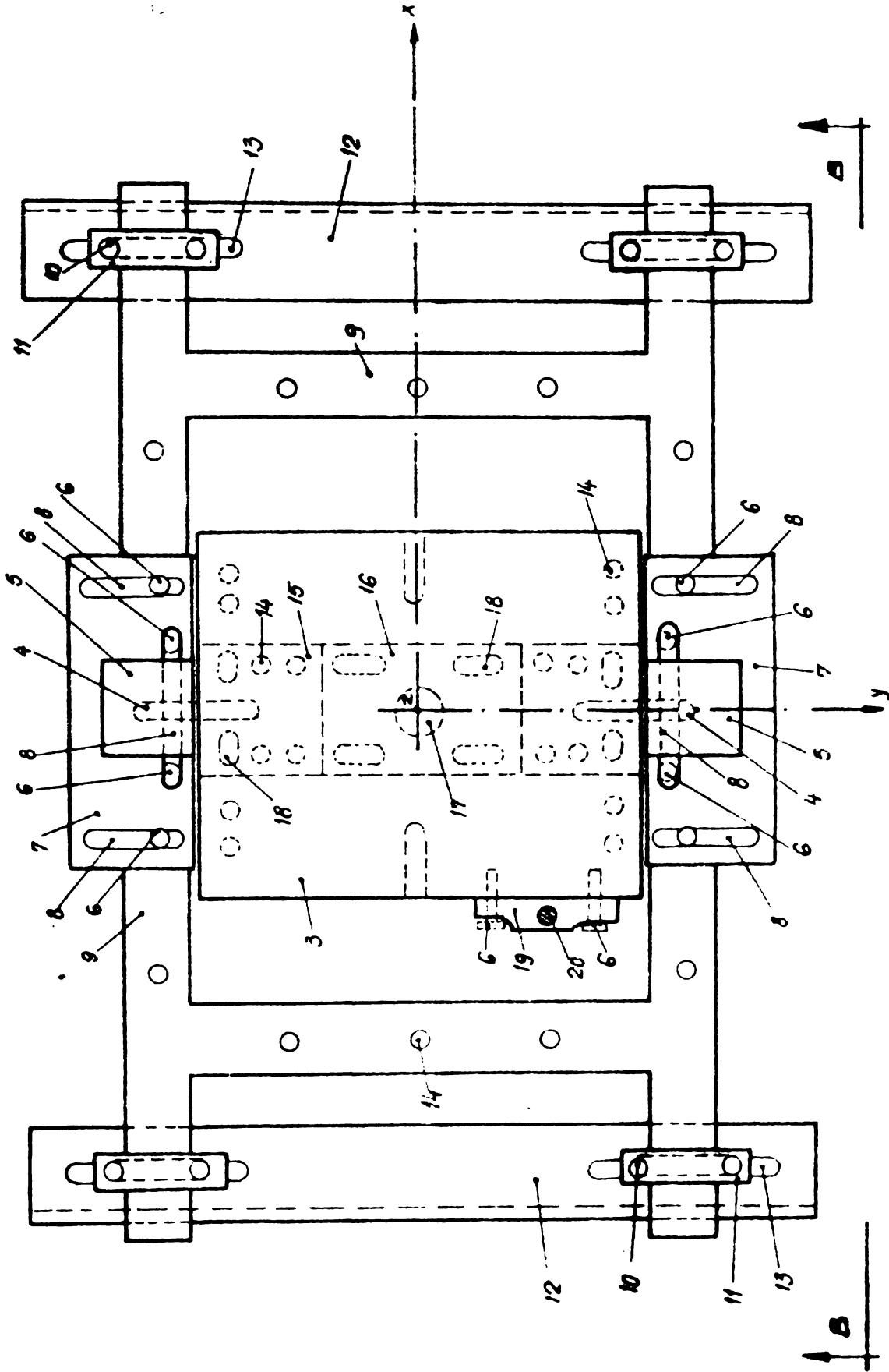


FIG. 5.22 - SECTIUNEA - A-A

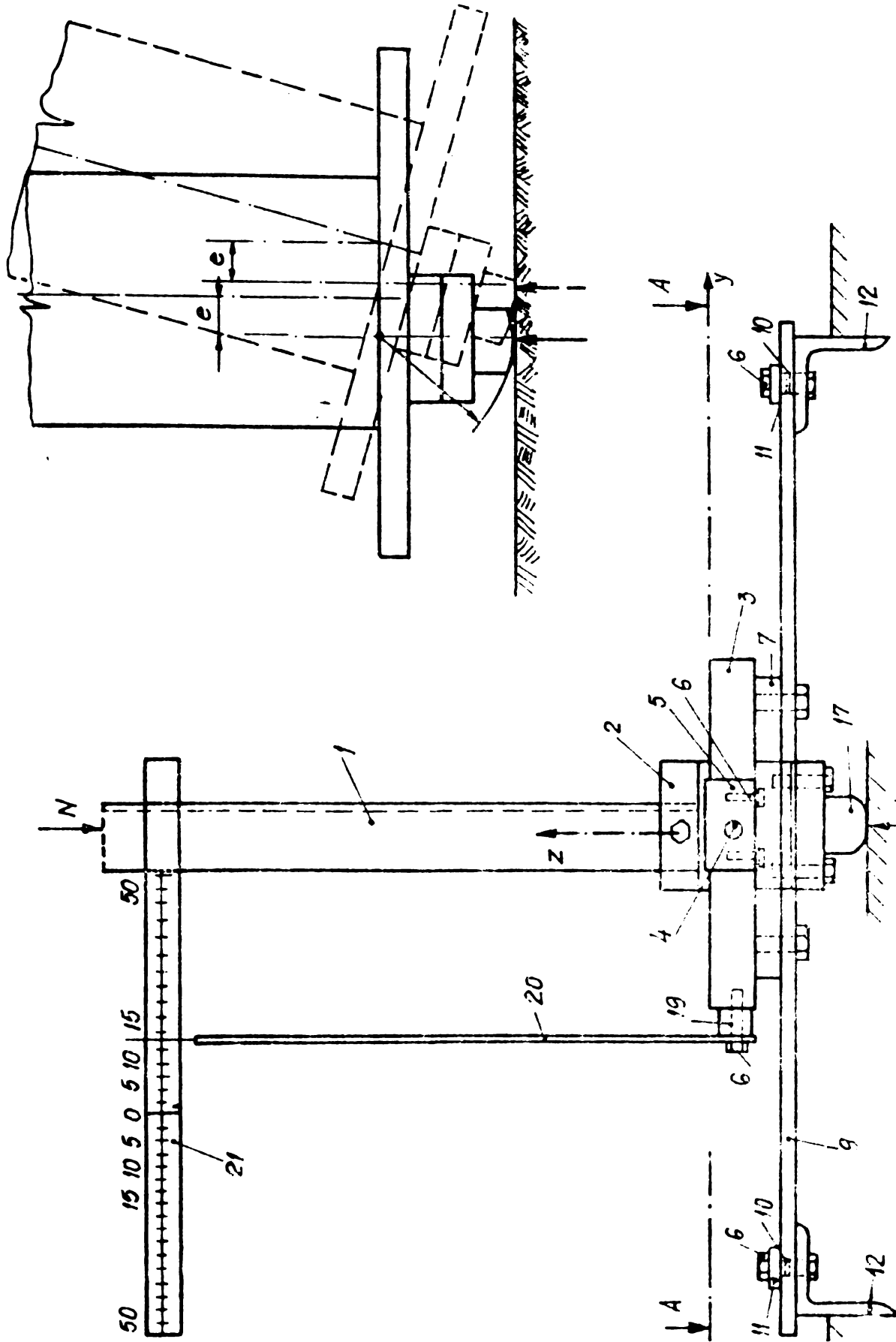


Fig. 5 23.

Măsurarea experimentală a deformațiilor s-a făcut cu micro-comparatoare având exactitatea de citire de 0,01 mm în secțiunile de capăt și cu fleximetre în secțiunile de mijloc. Determinarea eforturilor unitare pe baza unor măsurători tensometrice s-a realizat prin intermediul unor timbre Philips dispuse la mijlocul și capetele barei legate la puntea tensometrică ORION ENG - 2355.

Având în vedere influența mare a imperfecțiunilor geometrice, s-au efectuat măsurători ale săgeților în puncte situate la distanța de 50 mm cu ajutorul unui dispozitiv prevăzut cu microcomparatoare și care glisau pe o suprafață plană pe care era așezat și pro-

filul supus măsurătorilor. Măsurătorile s-au efectuat pe profile laminate de Intreprinderea Metalurgică Iași, iar valorile redată în tab.5.12 sînt rezultatele prelucrării statistice a 10 probe identice.

Planul orizontal de referință trece prin punctul 1 de pe șirul IV, pentru care săgeata inițială este $f_0 = 0$, și se constată o variație cu alura generală sinusoidală, fiind în concordanță foarte bună cu alte secțiuni transversale datorate atât procesului de fabricare în care se acceptă toleranțe de 1 % din lungime la curburi și de 2 % la ondulări ale marginilor [3] cît și condițiilor de transport și depozitare încorecte. Săgețile inițiale f_0 trecute în tab.5.12 s-au considerat negative dacă se produc spre interiorul profilului. Se constată deformații suficient de mari pentru capetele barelor dar ele sînt produse de prelucrările mecanice în vederea încercării experimentale. Pentru profilul [120 x 60 x 4 , raportul maxim între săgeată f_{max} și lungimea barei l atinge valoarea :

$$\frac{f_{max}}{l} = \frac{1}{831} \quad (5.15)$$

și care, comparativ cu studiile efectuate de Dutheil și Skoloud, sînt mult mai mari. Francezul Dutheil [140] recomandă valoarea dată de relația (4.90), iar Skoloud propune relația :

$$f_0 = 0,3 \left(\frac{\lambda}{100} \right)^2 \cdot r_s \quad (5.16)$$

unde r_s reprezintă raza sîmburelui central.

Avînd în vedere particularitățile profilelor produse la I.M.Iași s-a adoptat scoperitor pentru studiul experimental o săgeată inițială f_0 a deformației sinusoidale de forma :

$$f_0 = \frac{1}{800} \quad (5.17)$$

Trebuie sămîntit că normele belgiene NBN 152 admit o săgeată inițială mult mai mare $f_0 = 1/500$, iar CECM a găsit valori ale săgeții variînd între 1/530 și 1/3360 [169]

În cadrul încercărilor de flambaj au fost studiate bare monosimetrice alcătuite dintr-un singur profil cît și bare compuse bicimetrice alcătuite din două profile.

Au fost încercate la compresiune cîte 5 bare identice din

Punct	Sirul							PUNCTELE DE MĂSURARE SI VARIATIA SĂGEȚII LA BARELE NESUDATE
	I	II	III	IV	V	VI	VII	
1	22	73	18	0	15	63	59	
2	0	66	28	49	22	59	48	
3	17	58	30	52	10	55	67	
4	31	70	33	59	13	48	61	
5	49	79	39	69	43	50	50	
6	61	83	56	81	55	45	37	
7	72	94	61	95	88	32	25	
8	85	104	62	100	82	29	18	
9	98	109	64	102	83	26	13	
10	83	114	71	103	87	23	24	
11	78	116	68	99	87	30	33	
12	71	117	67	96	63	40	29	
13	67	113	72	92	53	38	24	
14	68	107	65	84	57	46	24	
15	62	96	60	85	54	41	10	
16	63	99	57	85	47	52	4	
17	53	96	45	77	48	45	0	
18	58	91	39	67	50	46	5	
19	65	90	22	64	38	55	21	
20	65	88	6	38	19	65	51	
21	31	95	0	12	14	76	12	

$\times 10^{-2} \text{ mm}$

[120x60x4 - 1000 - 10 probe identice

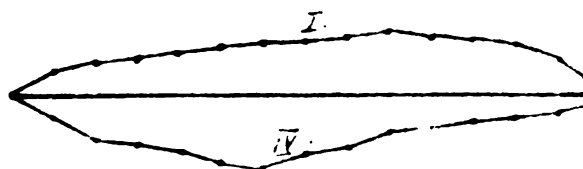
20=50=1.000

$f_{max} = \frac{1,17}{1,000} = \frac{1}{855}$

1	0	197	0	0	160	50	+60
2	+30	204	11	34	160	53	100
3	+43	206	15	55	149	58	120
4	+46	212	18	65	161	48	15
5	+55	214	24	-74	151	43	38
6	+60	216	29	80	154	36	52
7	+63	220	23	88	162	28	56
8	+65	224	11	67	163	23	54
9	+70	230	6	65	137	21	64
10	+86	233	11	49	132	15	66
11	+81	233	6	45	136	12	74
12	+74	236	-8	40	125	5	68
13	+61	246	-11	36	119	5	73
14	+48	253	-12	34	120	1	89
15	+19	258	-22	4	120	0	41

$\times 10^{-2} \text{ mm}$

[120x60x4 - 690 - 10 probe



$$\frac{f_{max}}{l} = \frac{0,83}{690} = \frac{1}{831}$$

Tip profil	l mm	Dutheil $f_0 = 0,425 \cdot 10^{-4} \lambda^2 k_3$	Skoloud $f_0 = 0,3$	Experimental	Propunere $l/800$	Obs.
[120x60x4	1000	0,980	0,696	1,17	1,25	J.M. Iasi
	690	0,469	0,330	0,830	0,81	J.M. Iasi

cele radate în tab.5.11 în următoarea alcătuire constructivă. Barele de tip B_1 , B_2 , B_3 sînt nesudate, barele de tip B_{S1} sînt prevăzute cu sudură de adîncime la mijlocul lungimii, cu grosimea de $a = g = 4$ mm, iar cele de tip B_{SP1} și B_{SP2} au plăcuțe sudate la capete respectiv și la mijloc cu grosimea sudurii $a = 2$ mm.

Tab. 5.11

Nr. crt.	TIPUL SECȚIUNII	Nr. buc.	SCITA SECȚIUNII	Obs.
1	[120x60x4 - 1000 $l_f = 1200$	3		Nesudat
2	[120x60x4 - 690 $l_f = 890$	3		Nesudat
3	[120x60x4 - 1550 $l_f = 1750$	3		Nesudat
4	[120x60x4 - 1000 $l_f = 1200$	3		Sudură $a = g = 4$
5	[40x25x3 - 770 $l_f = 970$	3		Sudură $a = 2$
6	[40x25x3 - 1270 $l_f = 1470$	3		Sudură $a = 2$

Timbrele tensometrice s-au dispus conform fig.5.24 cîte două de o parte și alta a peretelui profilului în secțiunea de mijloc și de capăt al profilului.

Pentru eliminarea erorilor datorate înecării s-au încălzit barele cu o forță $N_0 = 1000$ daN și care s-a considerat drept originea măsurătorilor. Înainte de începerea măsurătorilor

propriu sise s-au efectuat 5 încărcări - descărcări cu scopul de a se consuma deformațiile plastice ale mărcilor tensiometrice, la un nivel de încărcare situat între 50 - 60 % din valorile

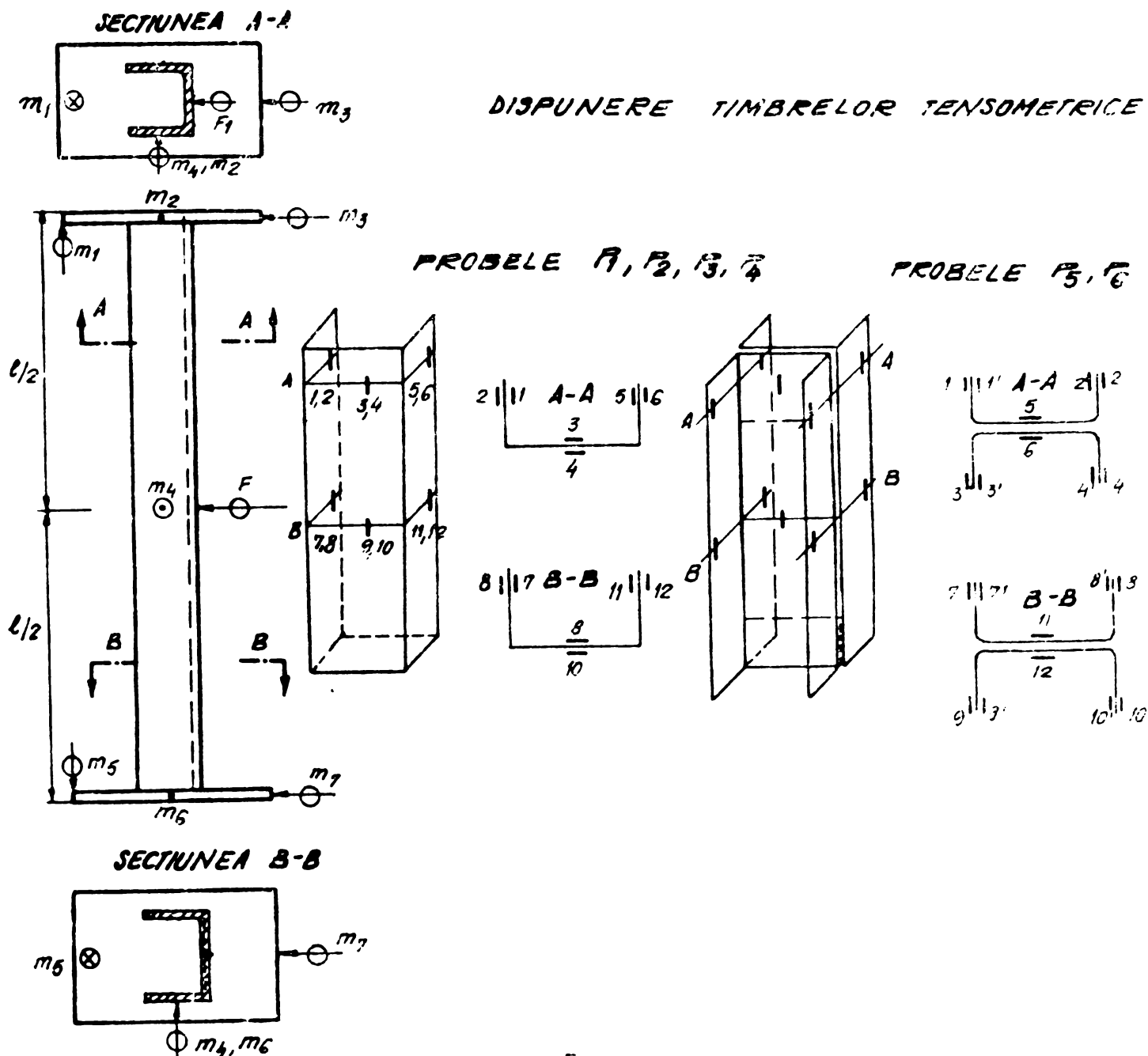


Fig 524

încălzirii de serviciu.

Înainte de începerea măsurătorilor s-a căutat menținerea timp de 2 ore a unei temperaturi constante de $20 \pm 0,18^\circ\text{C}$.

Pentru fiecare treaptă de încărcare eforturile și defor-
tațiile s-au calculat după teoria de ordinul 1 și 2, iar dacă valo-
rile experimentale au coincis, s-a continuat încercarea.

În caz contrar, s-a îmbunătățit centrarea, dar exactitatea devine tot mai dificilă cu cât ne apropiem de centrul de greutate. Precizia se consideră bună dacă încercarea dă rezultate între calculul de ord.1 și 2. În general diferențele se datoresc frecvențelor

din reazeme și rigidității mult mai mari a capetelor barei.

În domeniul elastic deformațiile rămân fixe în timp, dar odată cu creșterea curburii barei și a săgeții se observă un timp de stabilizare a deformațiilor care este cu atât mai mare cu cât sistemul mai aproape de capacitatea portantă a barei.

Pe baza măsurărilor, s-a constatat că bara începe să se încovoie încă de la primele trepte ale încărcării iar cedarea se face prin atingere curgerii în fibra cea mai sollicitată cu o mică plasticizare a peretelui, concomitent cu producerea unor deformații importante ale barei. Bara montată înainte de încercare (fig.5.25) a fost verificată pentru a fi perfect verticală

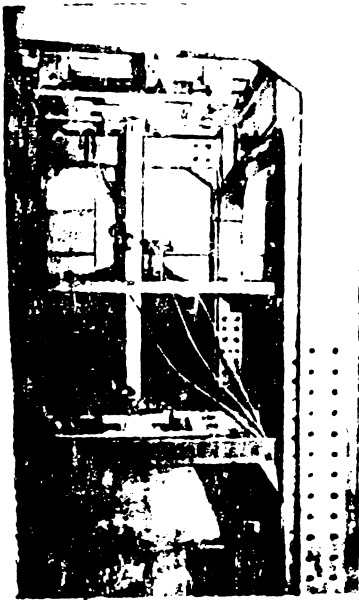


Fig.5.25



Fig.5.26

și cât mai corect centrată, iar după încercare (fig.5.26) s-a constatat flambajul prin încoaviere în jurul axei minime de rezistență concomitent cu voalarea pereților tălpii, cum s-a întâmplat în cazul barei de tip B.2, alcătuită dintr-un singur profil I120 x 60 x 4 - 890. Datorită

posibilității de rotire a plăcii de basă barele încercate experimental s-au considerat rezemate articulat (fig.5.27).



Fig.5.27

În urma unor studii intense întreprinse în vest de către CECN [163] s-a propus pentru expresia analitică a săgeții forma :

$$v(z) = B_1 \sin \frac{\pi \cdot z}{l} + B_2 \sin \frac{2\pi \cdot z}{l} + B_n \sin \frac{n\pi \cdot z}{l} \quad (5.18)$$

unde :

$$B_1 = \frac{2}{n} \sum_{j=0}^n \psi \cdot j = \sin \psi \frac{\pi \cdot z}{1} \quad (5.18.a)$$

Simplificat s-a admis o variație sinusoidală a deformației inițiale a barei de forma :

$$f_1 = f_0 \sin \frac{\pi \cdot z}{1} \quad (5.18.b)$$

iar săgeata v și momentul încovoietor M vor lua următoarea formă;

$$f_1 = \frac{\alpha}{1+\alpha} f_0 \sin \frac{\pi \cdot z}{1} \quad (5.19.a)$$

$$M = N(f_0 + f_1) = \frac{N \cdot f_0 (1 + 2\alpha)}{1 + \alpha} \sin \frac{\pi \cdot z}{1} \quad (5.19.b)$$

unde :

$$\alpha = \frac{Nl^2}{\pi^2 EI} \quad (5.19.c.)$$

Rotirea într-o secțiune oarecare z este :

$$\varphi = \frac{df_1}{dz} = \frac{\pi \cdot \alpha}{(1+\alpha)l} \cdot f_0 \cdot \cos \frac{\pi \cdot z}{1} \quad (5.20)$$

iar în reazem pentru $z = 0$ avem ;

$$\varphi_{z=0} = \frac{\pi \cdot f_0 \cdot \alpha}{(1+\alpha)l} \quad (5.20.a)$$

Dacă placa de bază are lățimea b atunci deplasarea Δ capătului plăcii de bază este :

$$\Delta = \varphi \cdot \frac{b}{2} = \frac{\pi \cdot f_0 \cdot \alpha}{(1+\alpha)l} \cdot \frac{b}{2} \quad (5.21)$$

În cadrul programului experimental au fost măsurate deplasările după axa $x-x$ cu ajutorul fleximetrului F (fig.5.24), deplasarea plăcii de bază cu ajutorul microcomparatoarelor m_1 și m_5 , iar microcomparatoarele m_2 , m_4 au servit la verificarea unor eventuale deplasări în plan perpendicular celui de flambaj și microcomparatoarele m_3 și m_7 au controlat dacă placa de bază suferă deplasări după direcția $x-x$. Exactitatea de citire la microcomparatoare și fleximetre a fost de 10^{-3} respectiv 10^{-2} cm.

În vederea măsurării eforturilor experimentale s-au folosit timbre tensometrice notate de la 1 - 6 pentru probele $P_1 - P_4$ iar cele notate de la 1 - 16 pentru probele $P_5 - P_6$.

Săgețile teoretice au fost calculate cu relația (5.19.a) respectiv cu relația convențională a lui Dutheil (4-81) pentru $b = 0$.

Rezultatele comparative între valorile experimentale și teoretice pentru barele nesudate $B_1 - B_3$ sînt redată în tab. 5.12 - 5.14 iar variația $N - f_{\max}$ în fig. 5.28.

O altă serie de încercări la flambaj au cuprins barele sudate : proba P_4 a constat din încercarea unor bare (BS1) la jumătate, cu sudură de adîncime egală cu grosimea piesei $a = g = 4$ mm, cît și probele P_5 și P_6 , care au cuprins barele sudate cu plăcuțe la capete respectiv și la mijlocul barei. Scopul acestor serii de încercări a fost de a arăta influența sudurii asupra capacității portante a profilelor formate la rece comprimate centric.

Sudarea profilelor cap la cap conduce la o deformație suplimentară a profilului în jurul azei de inerție minimă, iar valoarea medie măsurată experimental a fost :

$$f'_0 = \frac{1}{500} \quad (5.22)$$

Deformația transversală a profilului sudat este produsă de contracția sudurii și ea depinde de volumul metalului depus, numărul straturilor de sudură depuse anterior, intensitatea curentului și viteza de sudare, precum și de lungimea cordonului de sudură și forma secțiunii. Cu cît grosimea profilului sudat este mai mică cu atît deformația crește, iar în cazul probei P_4 , pentru un profil $[120 \times 60 \times 4 - 1200$ s-a găsit săgeata inițială de $f_0 = 0,24$ cm.

Decarece barele compuse a unor grinzi cu zăbrele sînt alcătuite din bare solidarizate cu plăcuțe, probele BSP_1 , BSP_2 au fost realizate din două profile $[40 \times 25 \times 3$ distanțate la 8 mm și solidarizate la capete respectiv la mijloc cu ajutorul unui cordon de sudură în relief cu grosimea de calcul $a = 2$ mm.

Se constată că săgeata inițială scade la valoarea :

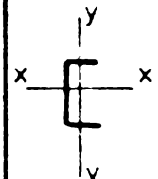
$$f_0 = \frac{1}{1000} \quad (5.23)$$

ceea ce dovedește că sudura astfel dispusă are un rol pozitiv.

TABELUL 5.12a

PROBA	N daN	VALORI EXPERIMENTALE													
		SAGETI 10^{-3} cm								EFORTURI daN/cm ²					
		m ₁	m ₂	m ₃	m ₄	m ₅	m ₆	m ₇	F	1 2	3 4	5 6	7 8	9 10	11 12
P1 B1 - [120 × 60 × 4 - 1200 $\lambda = 63,49$	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
	1000	0	0	0	1	0,5	0	0	2,5	106	98	106	127	104	124
	2000	0	0	0	1	1	0	0	6,0	221	216	214	243	209	239
	3000	2	0	0	2	2	0	0	9,0	315	306	308	380	314	376
	4000	4	0	0	3	4	0	0	11,5	439	428	430	527	436	522
	5000	6	0	0	4	6	0	0	14,5	540	532	538	630	532	623
	6000	7,5	0	0	4	7	0	0	17,5	652	643	648	803	653	796
	7000	10	0	0	5	10	1	0	21	776	761	768	938	783	931
	8000	13	0	0	6	13	1	0	24,5	878	862	872	1072	892	1061
	9000	14	2	0	7	14	1	0	26,5	989	982	987	1211	1026	1193
	10000	16	2	0	8	16	1	0	32,5	1090	1085	1089	1357	1085	1322
	11000	17	2	0	9	17	2	0	34,5	1196	1178	1187	1497	1201	1456
	12000	18	3	0	10	18	2	0	37,5	1302	1284	1297	1638	1330	1609
	13000	19,5	3	0	11	20	3	0	41	1438	1421	1429	1781	1457	1716
	14000	21	4	0	11,5	21	3	0	44	1557	1539	1549	1922	1578	1893
	15000	22	5	0	12,5	23	3	0	47	1659	1643	1651	2058	1686	1996
	16000	24	6	0	13	25	3	0	49	1767	1738	1758	2209	1783	2169
17000	27	7	0	14	27	4	0	64	1881	1856	1868	2387	1901	2327	
17925	—	—	—	—	—	—	—	∞	—	—	—	—	—	—	

TABELUL 5.12b

PROBA	N daN	SAGETI MAXIME 10^{-4} cm			EFORTURI daN/cm ²				OBSERVATII	
		TEORETIC		EYP	TEORETIC		EXPERIMENTAL			
		f_{max}		f_{max}	σ	σ_{max}		σ		σ_{max}
		f_1	f_2			σ_1	σ_2			
P1 B1-C 120 x 60 x 4 - 1200	0	0	0	0	0	0	0	0	0	$f_0 = \frac{l}{800} = \frac{120}{800}$
	1000	32	31,3	25	112	133	133	103	125	$f_0 = 0,15$ cm
	2000	62	63,9	60	223	265	265	217	241	①
	3000	91	98	90	335	399	399	310	378	$f_1 = \frac{\alpha}{1+\alpha} \cdot f_0 \sin \frac{\pi x}{l}$
	4000	119	133,9	115	446	533	534	432	524	$\alpha = \frac{Nl^2}{\pi^2 EJ}$
	5000	146	172	145	558	666	671	537	626	
	6000	173	211	175	670	805	808	648	800	②
	7000	198	253	210	781	941	946	768	934	$f_2 = \frac{a \cdot W}{A} \cdot \frac{\sigma}{\sigma_E - \sigma}$
	8000	222	296	245	893	1078	1086	871	1066	
	9000	245	342	265	1004	1215	1227	886	1202	$\sigma = \frac{N}{A}$
	10000	267	391	325	1116	1354	1371	1088	1340	$\sigma_1 = \frac{N}{A} + \frac{N(f_0 + f_1)}{W}$
	11000	289	442	345	1228	1493	1515	1187	1477	$\sigma_2 = \frac{N}{A} + \frac{N(f_0 + f_2)}{W}$
	12000	310	496	375	1339	1631	1661	1294	1624	
	13000	330	555	410	1451	1771	1810	1429	1749	$A = 3,96$ cm ²
	14000	349	615	440	1562	1910	1961	1548	1908	$W_y = 7,43$ cm ²
	15000	368	681	470	1674	2051	2114	1651	2027	
	16000	387	751	490	1786	2192	2271	1754	2189	
17000	404	825	640	1897	2333	2429	1868	2357		
17925	421	897	∞	2001	2464	2579	-	-		

TABELUL 513a

PROBA	N daN	VALORI EXPERIMENTALE													
		SAGETI 10^{-3} cm							EFORTURI daN/cm ²						
		m ₁	m ₂	m ₃	m ₄	m ₅	m ₆	m ₇	F	1 2	3 4	5 6	7 8	9 10	11 12
B2 - [120 x 60 x 4 - 890 $\lambda = 47$	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
	1000	0	0	0	0	0	0	0	1	115	104	109	124	108	119
	2000	0	0	0	0	0	0	0	2	208	197	203	249	199	232
	3000	0	0	0	0	0	0	0	3	325	325	326	373	314	356
	4000	0	0	0	0	0	0	0	4	434	421	429	498	413	476
	5000	0	0	0	0	0	0	0	5	542	521	537	620	519	593
	6000	1	1	0	0	0	0	0	6.5	651	642	648	945	638	711
	7000	2	1	0	0	0	0	0	7	759	737	742	869	730	836
	8000	3	2	0	0	1	0	0	8.5	868	857	861	998	842	958
	9000	5	2	0	0	2	0	0	9	976	957	965	1118	962	1096
	10000	6	2	0	0	3	0	0	10.5	1085	1078	1081	1241	1054	1205
	11000	6	2	0	0	4	0	0	11.5	1194	1164	1170	1359	1189	1302
	12000	7	2	0	0	5	0	0	12.5	1302	1286	1295	1437	1251	1454
	13000	8	2	0	1	6	0	0	13.5	1410	1389	1396	1612	1347	1592
	14000	9	2	0	1	7	0	0	14.5	1519	1491	1508	1738	1488	1701
	15000	10	2	0	1	9	0	0	18	1627	1587	1614	1859	1601	1814
	16000	10	2	0	1	9	0	0	20.5	1736	1704	1720	1987	1722	1946
17000	11	2	0	1	10	0	0	24	1844	1827	1836	2109	1856	2085	
18000	11	2	0	1	12	1	0	26.5	1953	1928	1941	2231	1917	2194	
19000	11.5	2	0	1	13	1	0	30.5	2075	2093	2083	2355	2058	2315	
20000	12	2	0	1	14	1	0	49.5	2170	2210	2232	2483	2162	2420	
20400	-	-	-	-	-	-	-	∞	-	-	-	-	-	-	

TABELUL 513b

PROBA	N daN	SAGETI $\times 10^{-4}$ cm			EFORTURI daN/cm ²					OBSERVATII
		TEORETIC		EXP	TEORETIC			EXPERIMENTAL		
		f _{max}		f _{max}	σ	σ _{max}		σ	σ _{max}	
		f ₁	f ₂			σ ₁	σ ₂			
P2 B2 → [120 × 60 × 4 - 890	0	0	0	0	0	0	0	0	0	$f_0 = \frac{1}{890} = \frac{89}{800}$ $f_0 = 0,11125 \text{ cm}$
	1000	13	17	10	112	127	127	109	122	
	2000	26	36	20	223	254	254	203	241	
	3000	38	52	30	335	381	382	315	365	
	4000	51	70	40	446	509	510	428	487	
	5000	62	89	50	558	637	639	533	607	
	6000	74	108	65	670	766	769	647	728	
	7000	85	128	70	781	894	898	746	853	
	8000	97	147	85	893	1023	1029	862	978	
	9000	108	169	90	1004	1152	1159	966	1107	
	10000	118	189	105	1116	1262	1295	1081	1223	
	11000	129	211	115	1228	1412	1424	1176	1331	
	12000	139	235	125	1339	1541	1556	1294	1471	
	13000	149	258	135	1451	1672	1691	1398	1602	
	14000	159	282	146	1562	1801	1825	1506	1720	
	15000	172	306	180	1674	1933	1960	1609	1837	
	16000	178	332	205	1784	2064	2097	1720	1967	
	17000	187	357	240	1897	2194	2233	1836	2097	
	18000	196	384	265	2009	2326	2372	1940	2213	
	19000	205	412	305	2121	2458	2511	2084	2335	
20000	213	440	495	2232	2589	2650	2204	2452		
20400	218	459	∞	2277	2642	2708	—	—		

TABELUL 5 14a

PROBA	N daN	VALORI EXPERIMENTALE													
		SAGETI 10^{-3} cm								EFORTURI daN/cm ²					
		m ₁	m ₂	m ₃	m ₄	m ₅	m ₆	m ₇	F	1 2	3 4	5 6	7 8	9 10	11 12
B3 - [120 × 60 × 4 - 17°] $\lambda = 92,59$	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
	1000	2	0	0	0	1	0	0	7,5	107	109	104	149	144	147
	2000	3,5	0	0	0	3,8	0	0	13,5	219	220	216	296	289	291
	3000	5,8	0	0	1	6,1	0	0	21,5	325	330	331	432	434	421
	4000	7,6	0	0	1	8,2	1	0	28,0	441	440	437	581	576	574
	5000	9,8	1	0	2	10	1	0	36	559	557	556	724	706	715
	6000	11,7	1	0	2	12	1	0	42,5	660	672	654	872	851	861
	7000	13,6	1	0	2	14,3	1	0	52	783	778	779	1024	1006	1014
	8000	15,45	2	0	3	16,2	1	0	61	881	890	887	1158	1098	1147
	9000	17,95	2	0	3	19,6	2	0	70,5	1004	1001	998	1306	1285	1299
	10000	19,8	2	0	3	21	2	0	75,5	1122	1105	1102	1516	1452	1486
	11000	20,5	3	0	3	20	2	0	88	1223	1218	1216	1670	1598	1642
	12000	21,5	3	0	3	21	2	0	96	1328	1324	1321	1831	1762	1804
	13000	22,5	4	0	3	22	3	0	108	1450	1443	1439	1996	1903	1978
	14000	24	5	0	3	23	3	0	126	1570	1561	1553	2245	2089	2219
	14210	-	-	-	-	-	-	-	∞	-	-	-	-	-	-

TABELUL 514b

PROBA	N daN	SAGETI 10^4 cm			EFORTURI daN/cm ²				OBSERVATII	
		TEORETIC		EXP	TEORETIC		EXPERIMENTAL			
		f_{max}		f_{max}	ζ	ζ_{max}		ζ		ζ_{max}
		f_1	f_2			ζ_1	ζ_2			
P3 B3 - [120 x 60 x 4 - 1750	0	0	0	0	0	0	0	0	0	$f_0 = \frac{175}{800} = 0,218 \text{ cm}$
	1000	95	70	75	112	143	142	107	148	
	2000	185	150	135	223	287	266	218	294	
	3000	265	225	215	335	434	433	329	427	
	4000	340	315	280	446	582	581	439	578	
	5000	405	420	360	558	733	734	557	720	
	6000	470	535	425	670	884	830	658	867	
	7000	530	665	520	781	1037	1050	780	1019	
	8000	585	815	610	893	1191	1216	884	1153	
	9000	640	990	705	1004	1347	1389	1001	1303	
	10000	685	1190	755	1116	1502	1571	1110	1501	
	11000	733	1430	880	1228	1660	1764	1219	1656	
	12000	776	1720	960	1339	1818	1970	1324	1818	
	13000	817	2080	1080	1451	1977	2198	1444	1987	
	14000	855	2530	1260	1563	2136	2452	2561	2232	
14210	863	2649	∞	1586	2168	2509	-	-		

In tabelele 5.15 - 5.17 sînt vedate rezultatele măsurătorilor experimentale, iar în fig.5.28 variația $E - f_{max}$.

Pentru a vedea influența ecruisării asupra efortului critic de flambaj prin încovoiere s-au comparat valorile experimentale cu valorile calculate după următoarele norme :

1. Normativul în vigoare P 54 - 75 pentru oțelul OL 37, fiind folosite curbele de flambaj diferențiate

2. Normativul P.54-75 pentru oțelul OL 44, deoarece caracteristicile mecanice ale profilelor ecruisate sînt similare

3. Instrucțiunile CECM pentru oțelul OL 37

4. Instrucțiunile CECM pentru oțelul OL 44

5. Normativul P 54 - 69 pentru limita de curgere $\sigma_c = 2500 \text{ daN/cm}^2$.

6. Studii CTICM cu $a = 0,17$, $b = 0$, $\sigma_c = 2500 \text{ daN/cm}^2$

7. Normele cehe CSN 731402/1978

8. Normele americane AISI - 1968

9. Propunere de calcul după următoarea metodologie:

Intrucît rezerva plastică a profilelor metalice îndoite la rece este redusă, se limitează capacitatea portantă, la curgerea în fibra extremă pe baza unui calcul de rezistență de ordinul II dar cu admiterea unei limite de curgere mărită datorită ecruisării și a unor valori diferențiale pentru săgeata maximă inițială f_0 după tipul barei. Calculul se face astfel :

a) Bare nesudate de tip B1, B2, B3.

Săgeata inițială maximă se ia $f_0 = 1/800$

iar coeficientul de flambaj φ se calculează din relația :

$$\varphi^2 - \left[1 + (1+n) \frac{\sigma_E}{\sigma_{cp}} \right] \varphi + \frac{\sigma_E}{\sigma_{cp}} = 0 \quad (5.23a)$$

unde :

$$n = \frac{f_0 \cdot A}{W_y} \quad (5.23b)$$

iar σ_{cp} este limita de curgere mărită pe întreg profilul determinată conform relațiilor (2-42 - 2.43). Prin acest calcul nu se ține seama de influența imperfecțiunilor structurale, altele decît variația limitei de curgere σ_c pe secțiunea transversală, deoarece sînt negliabile ca influență.

b) Bare sudate cap la cap cu sudură de adîncime de tip BS1.

TABELUL 5.15a

PROBA	N daN	VALORI EXPERIMENTALE													
		SAGETI 10^{-3} cm								EFORTURI daN/cm ²					
		m ₁	m ₂	m ₃	m ₄	m ₅	m ₆	m ₇	F	1 2	3 4	5 6	7 8	9 10	11 12
P ₄ BS1 - [120 × 60 × 4 - 1200 $\lambda = 63,9$	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
	1000	1,5	0	0	0	1	0	0	4,0	107	113	112	137	146	132
	2000	3,0	0	0	0	3,5	0	0	8,0	116	260	221	274	290	283
	3000	4,5	0	0	0	5,0	1	0	12,0	331	332	338	392	437	398
	4000	6,0	0	0	0	6,5	2	0	15,5	442	453	449	514	563	526
	5000	8,0	0	0	1	7	3	0	19,0	559	560	563	651	729	672
	6000	9,5	0	0	1	8	3	0	23	685	683	688	791	872	817
	7000	10,5	1	0	1	9,5	3	0	27	776	780	781	986	1020	938
	8000	11	1	0	1	11	3	0	30,5	898	903	899	1082	1163	1115
	9000	13	2	0	1	12,5	4	0	34,0	1004	1013	1009	1276	1312	1293
	10000	14	2	0	1	13	4	0	39	1121	1130	1128	1395	1461	1418
	11000	15	3	0	1	15,5	5	0	42	1227	1238	1231	1583	1616	1601
	12000	16,5	3	0	2	17	6	0	47	1358	1360	1364	1720	1792	1756
	13000	19	3	0	2	18,5	7	0	50	1472	1481	1479	1851	1898	1876
	14000	21,5	4	0	2	20	8	0	54	1547	1554	1559	2087	2114	2102
	15000	24	4	0	2	22	9	0	60	1601	1611	1607	2195	2252	2209
	15800	-	-	-	-	-	-	-	∞	-	-	-	-	-	-

TABELUL 5.15b

PROBA	N daN	SAGETI $\times 10^{-4}$ cm			EFORTURI daN/cm ²					OBSERVAȚII
		TEORETIC		EXP	TEORETIC			EXPERIMENTAL		
		f _{max}		f _{max}	$\bar{\sigma}$	$\bar{\sigma}_{max}$		$\bar{\sigma}$	$\bar{\sigma}_{max}$	
		f ₁	f ₂			$\bar{\sigma}_1$	$\bar{\sigma}_2$			
P ₄ SUDDATA BS1 [120 x 60 x 4 - 1200	0	0	0	0	0	0	0	0	0	$f_0 = \frac{L}{500} = \frac{120}{500}$ $f_0 = 0.24$ cm
	1000	50,88	31,30	40	112	145	148	111	135	
	2000	99,60	63,90	80	223	300	299	186	279	
	3000	146,60	98,00	120	335	438	436	334	395	
	4000	191,50	133,90	155	446	585	582	448	520	
	5000	234,70	172,00	190	558	735	731	561	662	
	6000	276	211,00	230	670	886	881	685	804	
	7000	316,30	253,00	270	781	1037	1031	779	992	
	8000	354,90	296,00	305	893	1189	1183	900	1099	
	9000	391,20	342,00	340	1004	1342	1336	1009	1285	
	10000	427,20	391,00	390	1116	1497	1492	1126	1407	
	11000	460,80	442,00	420	1228	1651	1649	1232	1592	
	12000	494,40	496,00	470	1339	1806	1807	1361	1738	
	13000	525,60	555,00	500	1451	1962	1968	1477	1864	
	14000	559,20	615,00	540	1562	2119	2131	1553	2095	
	15000	588	681,00	600	1674	2276	2296	1606	2203	
15800	612	736	∞	1763	2403	2430	—	—		

TABELUL 5 16 a

PROBA	N daN	VALORI EXPERIMENTALE													
		SAGETI 10^3cm								EFORTURI MEDI daN/cm^2					
		m_1	m_2	m_3	m_4	m_5	m_6	m_7	F	1 2	3 4	5 5	7 8	9 10	11 12
P5 $\lambda = 73,59$ 2 [40 x 25 x 3 - 970	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
	1000	1	1	0	1	1,5	0	0	4	195	208	202	230	218	234
	2000	3,5	2	0	2	3,5	0	0	7,5	415	418	421	503	502	507
	3000	5	3	0	3	4,5	0	0	11	634	632	642	764	726	771
	4000	6,5	3	0	4	6,0	0	0	15	830	831	838	1044	995	1056
	5000	8	4	0	5	8,0	1	0	19	1001	1036	1034	1252	1184	1272
	6000	10	5	0	6	9,5	2	0	23	1247	1245	1249	1551	1486	1579
	7000	11,5	6	0	7	11	2	0	25,5	1462	1464	1469	1802	1792	1832
	8000	13	6	0	8	12,5	3	0	30	1635	1640	1639	2099	2095	2113
	9000	15	7	0	9	14	3	0	33	1860	1879	1870	2331	2306	2353
	10000	16,5	7	0	10	15,5	3	0	44	2080	2083	2078	2605	2563	2625
	10750	-	-	-	-	-	-	-	8	-	-	-	-	-	-

TABELUL 5.16 b.

PROBA	N daN	SAGETI MAXIME 10^{-4} cm			EFORTURI daN/cm ²					OBSERVATII
		TEORETIC		EXP.	TEORETIC			EXPERIMENTAL		
		f _{max}		f _{max}	σ	σ _{max}		σ	σ _{max}	
		f ₁	f ₂			σ ₁	σ ₂			
P5 2 [40 x 25 x 3 - 970	0	0	0	0	0	0	0	0	0	$I = 8,138\text{cm}^4$ $A = 4,68\text{cm}^2$ $i_y = 1,318$ $W_y = 3,014$ $\lambda = 73,59$ $\sigma_E = 3823$ $N_E = 17891$ $f_o = \frac{l}{1000} = 0,097$
	1000	51,40	64,70	40	214	248	248	202	232	
	2000	97,90	137,0	75	427	499	501	418	505	
	3000	138,70	220,0	110	641	754	759	636	767	
	4000	176,50	314	150	855	1012	1025	833	1050	
	5000	211,50	423	190	1068	1274	1299	1024	1262	
	6000	243,50	551	230	1282	1540	1585	1247	1565	
	7000	272,60	701	265	1495	1811	1883	1465	1817	
	8000	299,70	882	300	1709	2081	2201	1638	2106	
	9000	324,90	1100	330	1922	2357	2540	1870	2342	
	10000	347,30	1380	440	2136	2637	2916	2080	2615	
	10750	363,80	1650	∞	2297	2773	3231	—	—	

TABELUL 5.17a.

	N daN	VALORI EXPERIMENTALE													
		SAGETI 10^3 cm								EFORTURI MEDII daN/cm ²					
		m ₁	m ₂	m ₃	m ₄	m ₅	m ₆	m ₇	F	1 2	3 4	5 6	7 8	9 10	11 12
P6 2 [40 x 25 x 3 - 970 $\lambda = 111,53$	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
	500	2,5	0	0	0	2	1	0	8	112	111	111	132	122	136
	1000	5	1	0	0	3,5	2	0	17,5	212	214	215	270	253	278
	1500	7,5	2	0	1	6	2	0	30,5	316	318	319	404	402	426
	2000	9	2	0	1	9	3	0	45	420	426	429	551	546	567
	2500	12	3	0	1	11	3	0	59,5	531	534	538	701	699	731
	3000	14,5	3	0	1	14	4	0	75,5	640	643	645	860	858	882
	3500	17	3	0	2	16	5	0	86,5	729	739	750	1010	1009	1036
	4000	20	4	0	2	18	5	0	110	836	842	847	1149	1138	1201
	4500	22	4	0	2	20	6	0	145	961	967	969	1370	1359	1406
	5000	25	4	0	2	22	7	0	180	1055	1059	1062	1575	1562	1626
	5500	27	4	0	3	26	7	0	200	1170	1173	1179	1801	1798	1847
	6000	29	5	0	3	27,5	8	0	225	1288	1292	1297	2025	2021	2071
	6325	-	-	-	-	-	-	-	∞	-	-	-	-	-	-
6325	-	-	-	-	-	-	-	.	-	-	-	-	-	-	

TABELUL 5.17b.

PROBA	N daN	SAGETI MAXIME 10^{-4} cm			EFORTURI daN/cm ²						OBSERVATII
		TEORETIC		EXP	TEORETIC			EXPERIMENTAL			
		f _{max}		f _{max}	σ	σ _{max}		σ	σ _{max}		
		f ₁	f ₂			σ ₁	σ ₂				
P6 2 [40 × 25 × 3 - 1470	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	$f_0 = \frac{147}{1000} = 0,147\text{cm}$ $W_y = 3014\text{cm}^3$ $A = 4,68\text{cm}^2$
	500	88,20	75	180	107	133	133	111	134		
	1000	166	161	175	214	268	268	214	274		
	1500	236,6	261	305	321	406	407	318	415		
	2000	299,8	376	450	427	544	550	425	559		
	2500	355,7	515	595	534	686	698	534	716		
	3000	407,2	683	755	641	828	855	643	871		
	3500	454	890	865	748	971	1022	739	1023		
	4000	496,8	1151	1100	855	1116	1203	842	1175		
	4500	536,5	1492	1450	962	1262	1404	966	1388		
	5000	573,3	1950	1800	1068	1406	1635	1059	1601		
	5500	607,1	2610	2000	1175	1555	1920	1174	1824		
	6000	639	3640	2250	1282	1702	2307	1292	2048		
6325	648	4232	∞	1351	1795	2548					

Având în vedere posibilitatea de scădere a limitei de curgere σ_{cp} din zona sudată, dacă tehnologia de sudare este defectoasă, se ține seama de aceasta prin intermediul coeficientului β (rel.4.104), iar săgeata inițială ce intervine în expresia lui m (rel.5.23.a) se ia $f_0 = 1/500$. Coeficientul de flambaj φ se calculează cu rel (5.23) Dacă sudura nu este în secțiunea de mijloc, bara se verifică conform metodologiei arătată la §.4.4 și a relațiilor 4.129 - 4.131.

Pentru bara BS1 , sudată autogen s-a găsit experimental $\beta = 0,98$.

●) Bare compuse solitarizate cu plăcuțe care au un efect favorabil asupra săgeții inițiale de tip BSP1, BSP2.

Săgeata inițială se consideră $f_0 = 1/1000$, limita de curgere pe întreg profilul nu este influențată de sudură, iar calculul lui φ se face cu relația 5.23.

În tabelul 5.18 se prezintă valorile teoretice și cele experimentale respectiv comparație procentuală, valorile experimentale fiind considerate 100 %.

Valorile calculate teoretic corespund limitei de curgere σ_0 a fiecărei mărci de oțel după standardele românești în vi - goare.

O analiză atentă arată că abaterea procentuală a valorilor experimentale pentru diverse valori λ , în cazul probelor P1, P2, P3 este ceva mai mare în domeniul svelteților mici și mari (fig.5.29), iar metoda de calcul propusă dă valori aproape de cele experimentale.

În cazul probelor sudate P4, P5, P6 (fig.5.30) se constată aceeași variație a abaterilor dintre valorile experimentale și cele calculate după diverse norme.

Având în vedere concordanța bună dintre valorile experimentale și valorile teoretice obținute după metodologia de calcul propusă, se recomandă calculul la flambajul prin încovo - iere după metoda prezentată mai sus.

TABELUL 5.18.

NORMA PROBA	NORMATIV P54-75 OL37	NORMATIV P54-75 OL44	CECM OL37	CECM OL44	NORMATIV 54-69 OL37	RECOMANDARI CTICM OL37	NORME ČSN 731402 OL37	NORME SUA AISI-1968 OL37	PROPUNERE EXPERIMENTE	OBSERVATII	
P1 λ=6349	daN	18413	16374	18510	17270	19846	18612	19675	17762	17925	B1 NESUDAT
	%	10272	9134	10326	9634	11072	10383	10975	9909	100	
P2 λ=4708	daN	19509	18771	27701	19130	21186	18952	20901	19581	20400	—H—
	%	10883	9201	11128	9377	10385	9290	10245	9598	100	
P3 λ=9259	daN	11827	12071	13137	13843	10992	13350	16222	13555	14210	—H—
	%	8273	8494	9245	9742	7735	9394	11416	9539	100	
P4 λ=6349	daN	18413	16374	18510	17270	19846	18626	19675	15667	15800	B S1
	%	116,5	103,6	117	109	126	118	125	99,15	100	
* P4 λ=6349	daN	18413	16374	18510	17270	19846	18626	19675	15667	15800	* VALORILE % SINT RAPORTIA- TE LA VAL. EXP P1
	%	10273	9134	10326	9634	11072	1039	10975	8685	88,14	
P5 λ=2559	daN	8321	7745	8331	8424	9722	8863	9787	10244	10750	BSP1
	%	7740	7207	7749	7836	9044	8275	9104	9526	100	
P6 λ=1154	daN	4487	4358	5435	5300	6251	5353	7183	6307	6325	BSP2
	%	7393	6890	8593	8369	9883	8463	11357	9911	100	

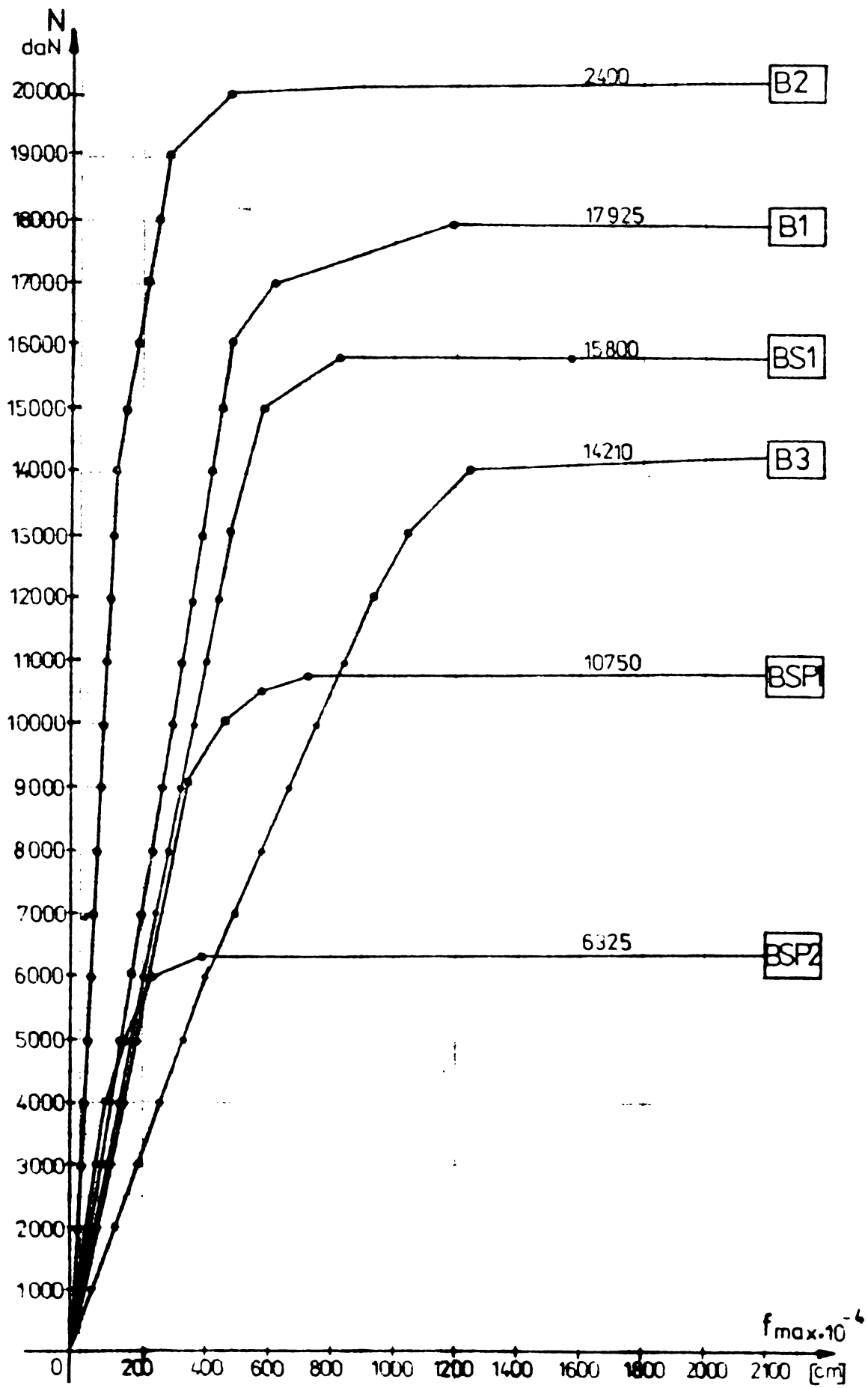


Fig 528

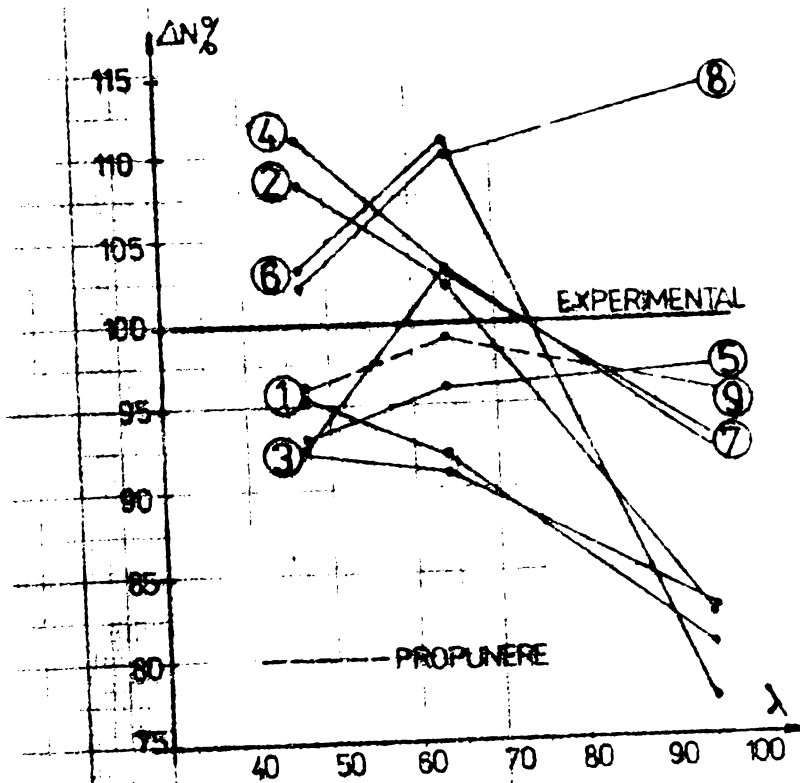


Fig 5.29

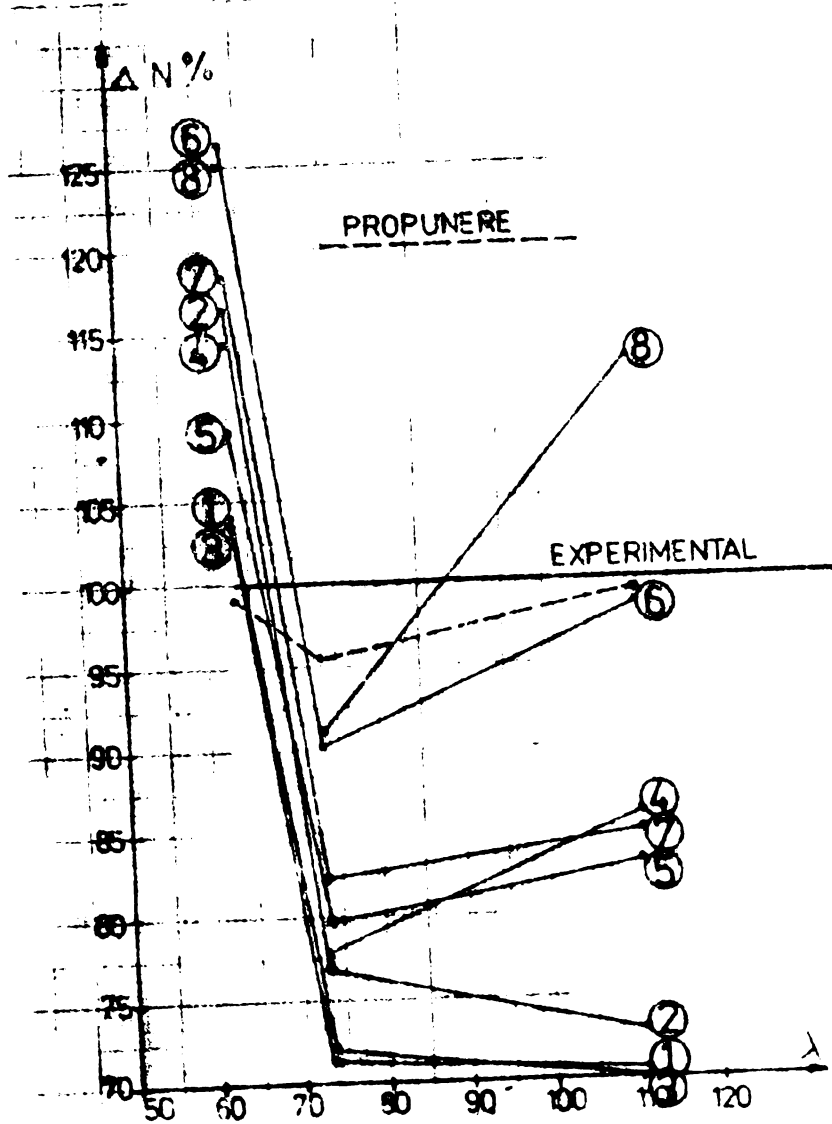


Fig 5.30

INSTITUTUL NAȚIONAL
TIMIȘOARA
BIBLIOTECA CENTRALĂ

CAPITOLUL 6 - INCHEIERE

6.1. Valorificarea rezultatelor tezei de doctorat

Cercetările efectuate, în vederea valorificării efectului de ecruisare ce apare în însăși procesul de fabricație al profilelor metalice îndoite la rece, au permis cunoașterea aprofundată a fenomenului precum și influența lui asupra capacității portante.

Rezultatele cercetării au făcut obiectul mai multor contracte de cercetare din planul de stat și departamental cu institute de cercetare și proiectare, și care aplicând rezultatele cercetărilor au obținut importante economii.

Astfel, în cadrul unui contract încheiat cu Ipromet București [169] s-a studiat mărimea, repartizarea și factorii care influențează ecruisarea, iar concluziile cercetărilor au contribuit la admiterea măririi limitei de curgere în normativul românesc P 54 - 75 [71].

În cazul căilor de transport suspendate prinse de elemente de beton armat, soluția șinei de rulare formată din profile metalice formate la rece (fig.6.1.) pe lângă avantaje și siguranță în exploatare a condus la economii de oțel de 35 % față de soluțiile moderne utilizate în prezent. [169], [170].

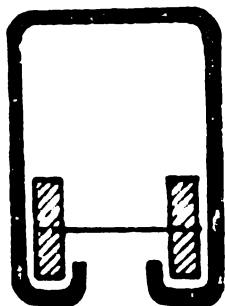


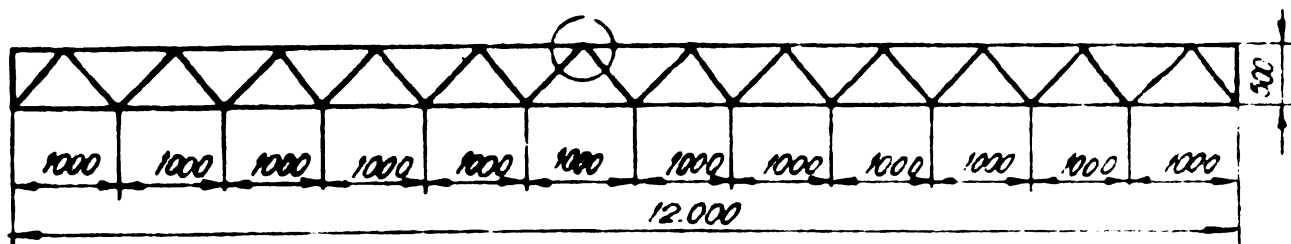
Fig. 6.1

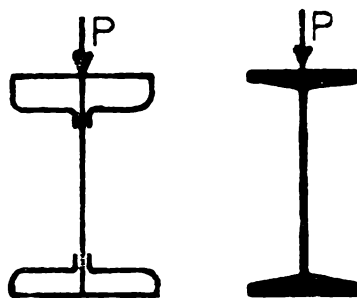
În cadrul unui studiu comparativ privind paneele cu deschiderea de 12 m în diverse variante de alcătuire [171] au fost comparate soluțiile uzuale realizate din profile cu inimă plină, sau grinzi cu săbrelle cu profile laminat la cald cu grinzi din săbrelle formate la rece. Pentru acoperișurile ușoare, raționale a fi utilizate în cazul folosirii profilelor îndoite la rece, se prezintă consumurile specifice în tab.6.1. Reducerea consumului

de oțel ajunge pînă la 45 %.

Valorificarea ecruisării apare avantajoasă în special la elementele întinse, la elementele comprimate cu rezistența critică în domeniul elasto - plastic și la bare încovoiate. La cadre cu deschidere medie, profilele dublu T cu goluri în tălpi fig.6.2. conduc la importante economii, în special dacă

NR CRT	TIP PANA	MARIMEA INCARCARI			
		125	225	275	325 daN/m^2
		375	625	825	976 daN/m^2
		CONSUM SPECIFIC DE OTEL IN Kg/m^2			
1	SIMPLU REZEMATA DIN PROFILE I LAMINATE LA CALD	16	2540	2540	3087
2	SIMPLU REZEMATE DIN PROFILE I AJURATE CU GOLURI HEXAGONALE.	10,37	13,97	16,00	18,07
3	SIMPLU REZEMATE DIN PROFILE I AJURATE CU GOLURI CIRCULARE.	8,77	12,07	13,97	16,00
4	CONTINUA DIN PROFILE I LAMINATE LA CALD d.	8,77	10,55	13,97	16,00
5	CONTINUA DIN PROFILE I CONFECTIONATE PRIN SUDURA. PROIECT TIP 5160/1.	7,04	9,24	10,56	11,19
6	SIMPLU REZEMATA CU ZABRELE PROIECT TIP 5182.	6,80	7,84	8,60	9,60
7	CONTINUA DIN PROFILE CU PERETI SUBTIRI FORMATE LA RECE CU SECTIUNE VARIABILA ●	4,82	5,32	--	-
7'	IDEM, CU SECTIUNE CONSTANTA ●	5,74	8,53	--	-





MODUL DE DEFORMARE

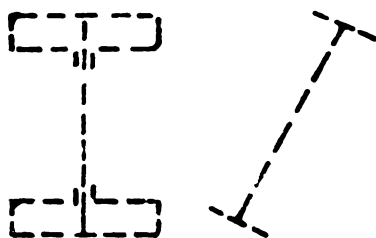
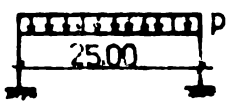


Fig.6.2

TABELUL 6.2.

			PROFIL I	PROFIL CU GOLURI IN TALPI
INCARCARE	p	daN/m	775	
	P	daN	7440	
	M	daN·m	30e10	
CARACTERISTICE SECTIUNII	A	cm ²	75	74,9
	g	daN/m	58,5	58,5
	I _x	cm ⁴	44050	43228
	I _y	cm ⁴	1710	1716
	I _r	cm ⁴	19,8	4117
	I _ω	cm ⁶	1495000	1518000
COEFICIENT DE SIGURANTA LA STABILITATE GENERALA			0,34	1,71
MATERIAL			OL37	OL37 OL37 ECRUISIT
INCARCARE CAPABILA			155	515 775

de ține seama de ecruisare. Pentru soluția profilului dublu T îndoit la rece cu goluri în tălpi, fără a se ține seama de ecruisare, încărcarea poate fi de 3,32 (515/155) ori mai mare. În cazul c
 să se valorifică ecruisarea, încărcarea admisă este de 5 ori (775/155) mai mare decât la profilele laminate la cald, la aceeași arie a secțiunii transversale. (tab. 6.2)

Alte secțiuni deosebit de avantajoase și d.p.d.v. al valorificării ecruisării sînt cele redată în fig. 6.3.

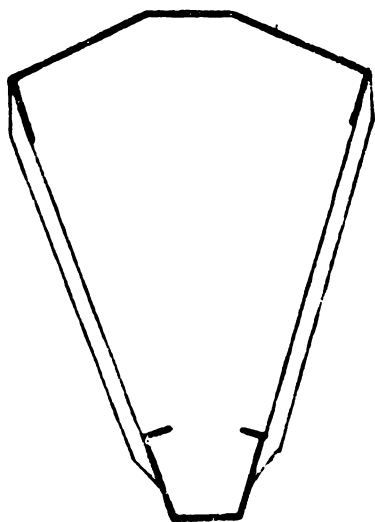


Fig. 6.3a

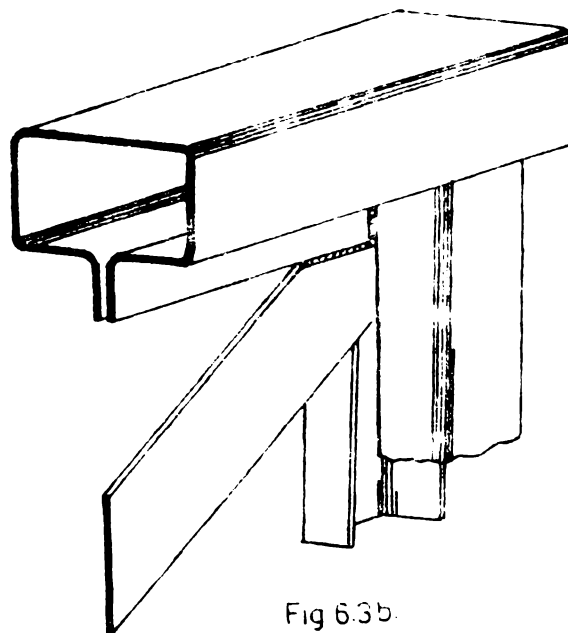


Fig. 6.3b

Utilizarea panelor din profile Z dispuse astfel încît să înlăture încovoiera oblică poate conduce la economii de pîră la 50 %, iar tablele cutate sub forme parabolvizilor hiperbolici realizează soluții extrem de economice [172]

În cazul fermeleor de acoperiș, un studiu comparativ efectuat de autor în privința conșimului de oțel conduce la concluzia eficienței folosirii și în acest caz a profilelor îndoite la rece.

S-a luat în considerare o singură grindă cu zăbrele a arcului cu 3 articulații în următoarele variante de alcătuire (fig. 6.4)

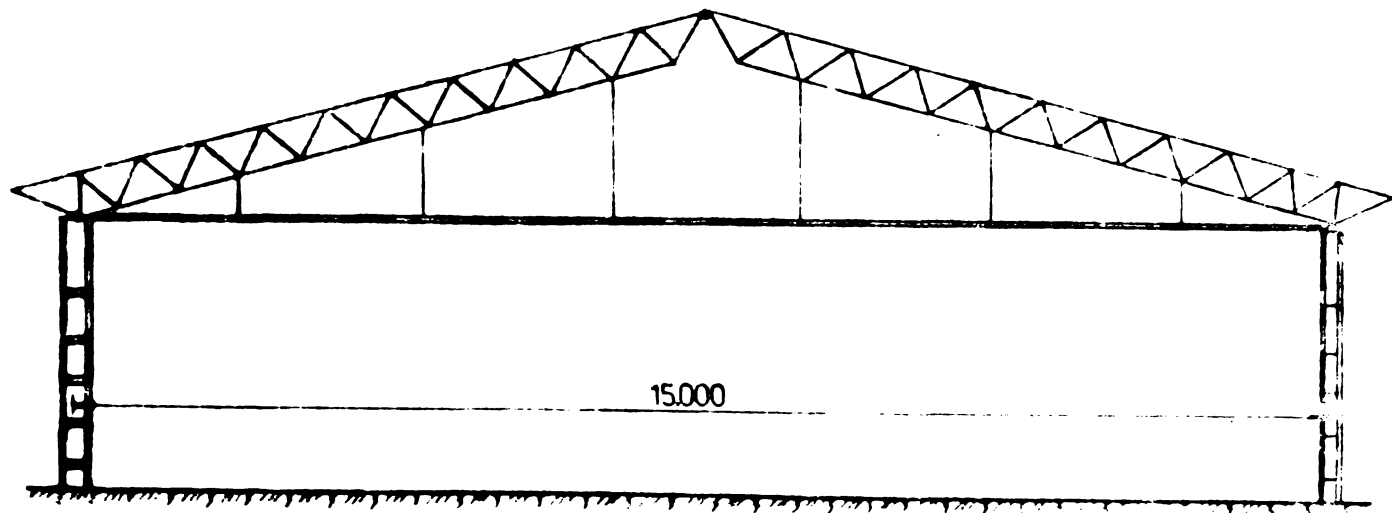


Fig. 6.4

Varianta 1 - Pernă sudată realizată din corniere laminate la cald și gusee

- Varianta 2 - Pernă sudată realizată din corniere laminate la cald și etel beton fără gusee

- Varianta 3 - Pernă sudată - realizată din corniere și oțel beton proiect IPC - nr.1370

- Varianta 4 - Pernă sudată din profile cu pereți subțiri formate la rece

- Varianta 5 - Pernă sudate din profile cu pereți subțiri ținând seama de ecruisare

Tabelul 6.3.

Variante	1	2	3	4	5	Obs
Consum						
Husa totală - kg	198	173	148	107	89,16	
Valori comparative %	100	87,37	74,74	54,04	45	

Se constată o economie ridicată de oțel și anume de 45,96% în cazul folosirii profilelor cu pereți subțiri formate la rece și de 55 % în cazul în care se consideră ecruisarea (tab.6.3.)

6.2. CONTRIBUȚII PERSONALE

Autorul prezentei teze de doctorat, avînd în vedere unele progrese obținute în țară și străinătate, și-a adus contribuția la cunoașterea comportării profilelor metalice îndoite la rece ecruisate prin următoarele :

1. Studiul factorilor care influențează optitudinea de formare la rece

2. Studiul factorilor care influențează mărimea și distribuția ecruisării ;

3. Corelația dintre îmbătrînirea artificială și naturală a oțelului ecruisat

4. Studiul caracteristicilor fizico - mecanice ale profilelor îndoite și stabilirea unor relații analitice de calcul ale caracteristicilor de rezistență ;

5. Studiul influenței sudurii asupra ecruisării

6. Influența ecruisării asupra rezistenței la coroziune

7. Sintetizarea metodelor de calcul a elementelor metalice formate la rece ținând seama de eforturile remanente din sudură și a influenței rigidizărilor, precum și calculul simplificat utilizat în proiectare. Este prezentat studiul stabilității generale a barei drepte având în vedere efectul imperfecțiunilor geometrice inițiale ;

8. Propunerea unei metode de calcul la flambaj prin încovoiere la bare metalice cu limita de curgere micșorată local ;

9. Studiul experimental și teoretic a limitei de curgere în colțurile profilelor îndoite la rece ;

10. Determinarea experimentală și teoretică a caract. fizico-mecanice ale profilelor îndoite la rece ;

11. Determinarea experimentală și teoretică a influenței ecruisării asupra rezistențelor critice de flambaj prin încovoiere la bare sudate și nesudate ;

12. Brevetarea unui dispozitiv special de rezemare pentru încercări experimentale ale barelor comprimate (OSIM, Brevet de convenție 69557/1976)

13. Propuneri privind mărirea imperfecțiunilor geometrice inițiale pe baza unor studii statistice ;

14. Comparații economice între consumul de oțel la structuri și profile metalice îndoite la rece ecruisate și celelalte soluții actuale și moderne tipizate.

6.3. CONCLUZII SI RECOMANDARI

In urma studiilor intreprinse in decurs de 10 ani principalele concluzii și recomandări ce se pot face sînt :

1. Utilizarea profilelor formate la rece in construcții realizează cu certitudine reduceri ale consumului de oțel de cea. 15-20 %. In cazul structurilor studiate în teză economiile sînt mult mai mari: la căi de rulare suspendate 35 %, la pane cu zăbrele 76 %, la ferme cu săbrele 45 % iar încărcarea capabilă pentru profilele cu goluri în tălpi (tab.6.2.) crește cu 332 %. In cazul valorificării ecruisării, economiile de oțel cresc în medie cu 45 - 50 %, deși la unele structuri cum ar fi profilele cu goluri în tălpi, încărcarea capabilă crește cu 500 % ;

2. Ecruisarea apare însăși în procesul de fabricație și nu necesită scheltuieli suplimentare, fiind indicată valorificarea ei în special la structuri solicitate preponderent static și unde dimensionarea rezultă din condiții de rezistență. Ecruisarea este valorificată mai de mult la oțelul beton FOR, la construcțiile metalice suspendate și la aliaje din aluminiu ;

3. In urma ecruisării cresc rezistențele mecanice și scade tenacitatea oțelului. Creșterea limitei de curgere σ_c poate ajunge la 254 % și este procentual mai ridicată decît creșterea limitei de rupere σ_r , iar rezistența la oboseală se poate mări cu pînă la 50%.

4. Pentru mărcile uzuale de oțel OL 34 și OL 37 din care se laminează la I.M. Iași profile indoite la rece, efectul Bauschinger nu este sesizabil ;

5. In timp, oțelul își accentuează proprietățile dobîndite prin ecruisare datorită îmbătrînirii naturale la temperatura mediului ambiant, fenomen care se poate asimila cu o îmbătrînire artificială, pe bază echivalentei creșterii limitei de curgere ;

6. Indoirea la rece a tablei de oțel mărește coroziunea electrochimică, dar protecția combinată prin metalizare și vopsire asigură o durabilitate de 1,6...3,0 ori mai mare decît suma durabilității unice.

7. Fenomenul de ecruisare și comportarea oțelului ecruisat se poate explica folosind teoria dislocațiilor bazată pe existența imperfecțiunilor structurale ;

8. Caracteristicile fizico - mecanice și curba caracteristică a întregului profil se obține prin însumarea ponderată a valorilor obținute pe epruvetele plane decupate din profil conform unor relații de tip (2.8)

9. Mărimea limitei de curgere a profilului ecruisat, σ_{ep} depinde de limita de curgere în colțuri σ_{ec} , numărul de colțuri din secțiunea transversală și de ecruisarea părților plane ;

10. Limita de curgere în colțuri σ_{ec} depinde de marca oțelului, cantitatea și gradul de desoxidare a benzii, de raportul dintre raza de îndoire interioară r și grosimea tablei g , de tehnologia de îndoire al colțului.

11. Analitic, limita de curgere în colțuri σ_{ec} a profilelor metalice îndoite la rece se poate calcula acoperitor cu rel. (2.43) folosind valorile minime ale rezistențelor din norme și cu rel. (2.42) pentru limita de curgere σ_{ep} a întregului profil. Încercările experimentale au arătat creșteri de 62 % ale σ_{ep} și de 33,5% ale lui σ_{rp} .

12. Pereții plani ai profilelor se pot ecruisa prin introducerea de enduleuri longitudinale și îndreptarea lor ulterioară sau prin amprețarea unor rigidizări, procedee ce permit creșteri ale limitei de curgere, în cazul oțelului OL 37 de pînă la 2,7 ori ($6500/2400 = 2,7$) ;

13. Avînd în vedere direcția de ecruisare, valorificarea efectului este posibilă doar la eforturi care acționează paralel cu muchia ;

14. Se recomandă a nu se ține seama de ecruisare dacă unghiul fețelor profilului este mai mare de 120° , raportul dintre raza de îndoire și grosimea peretelui este $r/g > 7$, raportul dintre efortul unitar de rupere și curgere al materialului benzii este $\sigma_r / \sigma_c < 1,2$ sau dacă pereții profilului voalează ;

15. Pentru a nu exista pericolul ruperii fragile, gradul de ecruisare se limitează la 8-9 % astfel încît profilele metalice formate la rece ecruisate să prezinte o alungire relativă minimă la rupere de cel puțin $\delta_5 \% \geq 20 \%$;

16. În zona sudată, deși se produce încălziri peste temperatura de recristalizare, reducerea capacității portante este mică, iar fragilitatea profilelor ecruisate și sudate rămîne inferioară oțelului OL 52. Creșterea grăuntelui cristalin s-a constatat doar la un grad de ecruisare mai mare de 11 % în cazul sudurii electrice respectiv de 9,5 % la sudura autogenă ;

17. Ecruisarea nu dispare în zona sudurii, deși în cazul unei tehnologii de execuție defectuoasă, limita de curgere a profilului ecruisat poate scădea cu maximum 8 %, limite de rupere σ_r rămînînd

neschimată.

18. Profilele metalice îndoite la rece se pot calcula, fie pornind de la succesiuni de plăci plane legate prin intermediul muchiilor profilelor cu luase în considerare a deformațiilor inițiale, fie pe baza ipotezei indeformabilității secțiunii transversale a barei ;

19. Comportarea postcritică a pereților profilelor metalice îndoite la rece sudate este influențată de mărimea și distribuția eforturilor remanente, de dimensiunile și pozițian pereților și de tehnologia de sudare, deoarece acestea pot influența mult mărimea deformațiilor inițiale ;

20. Pentru împiedicarea voalării, rigidizările plăcilor plane trebuie să rămână în permanență drepte, ceea ce se obține prin alegerea unei rigidități minime a acestora ;

21. Deoarece s-a arătat că întreaga secțiune trebuie să fie eficientă pentru a se ține seama de ecruisare, în cazul pereților care voalează, suplețea limită S_{lim} se calculează în funcție de caracteristicile materialului de bază ;

22. Profilele metalice îndoite la rece ecruisate au în general avelteți de perete mari și prezintă frecvent fenomene de voalare din care cauză se acceptă drept stadiu limită în cazul flambajului prin încovoiere, atingerea limitei de curgere σ_{cp} în fibre cea mai solicitată conform rel (5.23) Ponderea altor imperfecțiuni structurale este mult mai mică decât la profilele laminate la cald, iar trecerea la curbe diferențiate A, B, C după tipul secțiunii transversale se poate face în urma unor studii care să arate ponderea imperfecțiunilor structurale în cazul particular al profilelor metalice îndoite la rece.

23. Se admite distribuția sinusoidală a deformației inițiale cu amplitudinea maximă a săgeții conform rel. (5.17)(5.22)(5.23)

24. Influența limitei de curgere micșorată local asupra efortului critic de flambaj prin încovoiere depinde de poziția și mărimea slăbirii în lungul barei ;

25. Stabilitatea profilelor metalice îndoite la rece comprimate excentric se studiază pe baza relațiilor de interacțiune în funcție de poziția forței față de simburile de stabilitate ;

26. Se admite că efortul critic de flambaj prin încovoiere - răsucire este influențat cu același ordin de mărime ca flambajul prin încovoiere și prin urmare se adoptă același coef. de flambaj.

În funcție de tipul secțiunii transversale se stabilesc domenii

in care flambajul se produce prin incovoiere, respectiv prin incovoiere - răsucire ;

27. Flambajul prin incovoiere - răsucire reduce sensibil capacitatea portantă a barei fiind indicate eliminarea răsucirii prin măsuri constructive, mărirea rigidității la răsucire sau exarea barelor după centrul de răsucire C la barele incovoiate sau între centrul de greutate G și cel de răsucire C la bare încărcate de forțe normale ;

28. Flambajul prin incovoiere cu voalare se face corectînd coeficientul de zveltețe al barei cu relația (4.146), iar flambajul prin incovoiere - răsucire cu voalare conform relației (4,149 a) ;

29. Flambajul prin incovoiere cu voalare și flambajul prin incovoiere - răsucire cu voalare reduc foarte mult capacitatea portantă a barei din care cauză se acceptă doar la elemente cu rol mixt de etanșare și rezistență ;

30. Dispozitivul de rezemare brevetat de autor s-a comportat excelent în exploatare, iar datorită numeroaselor sale avantaje se recomandă a fi utilizat la încercări de stabilitate.

B I B L I O G R A F I E

1. W.S. Wlassow - Dünnwandige elastische Stöbe, VEB, Berlin, 1964
2. V. Fokt - Fabricarea profilurilor formate la rece din O, Balze banda de oțel, EDP, București 1977.
3. I. N. Iagi - Tepró'73 , M.I.M. 1973
4. M. K. Popescu - Profile metalice cu pereți ^{subțiri} în construcții I. Otescu E.T. București 1963
5. Beratungstelle- Kaltprofile, Verlag Stahleisen MBH 1979. für Stahlverwend.
6. *** - Instrucț. tehnice pt. proiect. constr. din profil formate la rece P54 - 69 201
7. G. Frederick - Sur l'aptitudine au profilage à froid des aciers, Sm 53-St2, Sercom, Liège 1969.
8. G. Frederick - Sur l'aptitudine au profilage des aciers. Sm 74-St2, Sercom, Liège, 1970.
9. O. Jungbluth - Die kaltverftg. ein Weg zur Steigerung der Wirtschaftf. in Stahlbau. S.V. Köln, 1961.

10. G. Winter - Der Stahlbandleichtbau in der USA - VDI Zeitschrift vol.105.nr.23 - 1963
11. P. M. Gery
J. Zicky - Elements de la theorie et des calculs des prof.minc.form. à froid SPPA 1972
12. H. Hoff,
G. Fischer - Beobacht über den Beanschinger - Effekt Stahl und Eisen 76, 1956.
13. E. Mondremont - Hand. der Sonderstahlkunde, Springer Verlag, 1956
14. *** - Richtlinien zur Gütesich. der Festigkeits-eigen. von Kaltprofile. Öst. Stahlb. Wien, 1972
15. *** - Construct. à éléments minces en acier. Calcul et exécution, CTICM 1968
16. J. Zicky - Recherche sur les éléments minces formés à froid. Programme CECA, CTICM, 1968
17. H. R. Sander,
M. Hempel - Zur Druck Wechselfestigkeit nach Kaltverformung, Archiv f.d. Eisenhüttw. 23 H 7/8, 1952
18. Z. Dyleg, Z. Orles - Einfl. de Ververf. auf die Ermüd. des Materials. Schlussb. Stahlb. Tag. T.H. Dresden.
19. D. T. Niculescu
I. Preda
N. Pătirnache - Construcții metalice din aluminiu Ed. tehnică, București 1966
20. K. Klöppel - Zur Einf. der neuen Stabilitätsverschr. Abh. aus dem Stahlb. München 1972
21. W. Panknin - Planmäßige Streckgrenzerhöhung durch Kaltv. Stahlkongress der EGKS, 1965
22. G. Niebsch
J. Breckhaus - Kaltverf. und Erholung Kohlenst. Bandst. Archiv f.d. Eisenh. 20, H2, 1949
23. P. Mandry - Effets de la temp. d'auténisation sur le comport au vieill. Compt. Rend. de l'Acad. des Sciences 21 mars 1966, 262 nr.12.
24. B. B. Mundy - Recent BISRA Work on the elimination of stretcher strains in mild - steel pressing. Sheet Met. Industr. novemb. 1954
25. B. Jessel - Etude de la plasticite et application aux metaux, Dunod, Paris, 1965
26. C. Shute - On the strain aging of low carbon steel sheet Tetsu to Hagane Ov. nr.4, 1964

27. P.V.Schnithals
B.Schreiber
D.Radtke - Einfl.der Temperaturführung auf die Eigenschaften von Kaltgewalztem Band. Stahl.und Eisen,84.nr.20.1964
28. S.Sekine
T.Fujishima - Yield stress and other tensile properties.Trans.of.the Jap.Inst.of met.nr.2 1966
29. V.Miklosi
N.Popescu
N.Stere - Indrumător pentru alegerea oțelurilor Editura Tehnică,1966
30. W.J.Roberst - Straiaging of mild - steel flat - rolled products.Sheet.Met.Industr.nr.412,1962
31. A.H.Cottrell
B.A.Bilby - Dislocation theory of yielding and strain agling of iron. Proc.of the Physisc Society nr.349,1949
32. M.Grumbach
G.Sanz. - Le vieillissement après écrouissage des aciers IRSF,1970
33. M.Grumbach - L'essai de traction,IRSF,Jun, 1969
34. W.Hesse - Beitr.zur Kennt.der Alter.in unlegiert. Weict,Flusstahl.Archiv.für Eisenhütte. nr.3-4, 1953
35. K.Hendrenent -
W.Wepner,
H.J.Wiester - Miss en evid.de l'aptit.an vielaliss. des différents aciers.Revue de Metallurgie, oct.1956.
36. P.Fünke
J.H.Bresse - Verg.zweier Alterungsprüfverfahren an Grobblech aus allgemeiner Baustählen. Archiv.für Eisenh.mars,1967.
37. A.M.Freudenthal - Inelastisches Verhalten von Werkstoffen. VEB Verlag Technik,Berlin, 1955
38. A.Seeger - Theorie der Gitterfehlstellen Handb.der Physik. H 11/19, 1959
39. E.Schmid - Kristalstruktur und Verformung, Metalwiss.und Technik H 1/13, 1959
40. H.Wiegand - Über den Einfl.des Feinabbaus von Werkstoffen und ihrer oberfl.bei der Kaltverform.,Werkst und Betrieb H 11/1957
41. C.Busu, T.Gall - Probleme moderne ale rezistenței materialelor Ed.tehnică,București 1970
42. I.Appelteuer - Curs de rez.mater.pt.constructori I.P.Timișoara, 1973

43. J.P.Hirth - Theory of dislocations - Mc.Graw - Hill,
J.Löthe Book Company, 1972
44. G.B.Dieter - Metalurgie mecanică - Ed-tehnică, Buc. 1970
45. Șt.Manea ș.a. - Metalurgie fizică Ed.tehn.1970
46. O.Jungbluth - Typisierte Fertigteile für den Stahlbau.
Der Stahlbau, H 5, 1964
47. C.Dalban, M. - Construcții metalice - KLP. București.
Juncan, Al. Varga 1976
48. G.Moran - Comparaison entre les recommand. CTICM et
H.Febedge éts spécif. Aisi, C.M. 1975
49. *** - Specif. for the design of cold form. steel.
struct. membr. AISI, 1968
50. H.E.Geehan - Kaltverfestigung in Stahlleichtprofilen
V.Loes des VEB Weltwerk Minow. Wiss. Zeit. d. THB,
Leipzig H 3/1967
51. K.W.Karren - Effect of cold - Forming Light Gage Steel
G.Winter Member JSD, Stl, 1967
52. K.W.Karren - Corner Properties of cold - Formed Steel
Shapes. ASCE No. ST1, Febr 1967
53. K.W.Karren - Effects of Cold - Forming on Light - Gage
G.Winter Steel Members. ASCE, No ST1, 1967.
54. K.W.Karren - Effects of cold - forming on light - gage
G.Winter steel members AISI, 1965
55. J.Urbe - Effects of cold forming on the flexural
G.Winter behavior, AISI, 1966
56. J.Urbe - Effect of cold work of roll formed section
G.Winter AISI, 1967
57. K.W.Karren - Fourth progress report on invest. of effect
G.Winter of cold forming. AISI, 1964.
58. A.Chajes, S.J. - Effects of cold- Straining on Structural
Britree, G.Winter Steels. ASCE. vol. 89, No. ST2, 1965.
59. *** - Recherche sur les éléments minces en acier
formés à froid. Comité d'études Européen
pour le profilage à froid nr. 6210-33
60. A.Dufay - Le calcul des charp. en tôle mince formée à
froid. Ed. CEMIA, Bruxelles, 1966.
61. K.Klöppel - Berechn. von Bauteilen aus Kaltgeformtem
dünnw. Stahlblech Verlag Stahl Eisen,
Düsseldorf, 1964.

62. ***) - Navrhovani tenkostennych ocelovych Konstrukci, CSN 731402, Praga, 1977.
63. ***) - Navrhovani tenkostennych ocelovych Konstrukci, CSN 731402, Praga, 1976
64. V. Klavacek - Calculation of the Increase in Yield Strength AIPC, VIII - Congress, New-York 1968.
65. B. Mateescu
T. Popescu - Incerc. unor grinzi cu inima plina avind inima realiz. din tabla subtire rigid. prin amprant. la rece. Conf. constr. met. Ing. 1973
66. T. Popescu - Calc. tablelor subtiri rigid. prin amprant. la rece. Conf. constr. met. Ing. 1973
67. M. Grundbach -
M. Prudhomme - Infl. de l'écrouissage sur les limites d'élast. des profilés à froid. Forage et Traitements des Metaux, Mars., 1971
68. Europ. Convent. - European Recommendations for Steel Constr. Steelwerk. Construction, CTICK, 1975
69. *** - Richtlinien für die Berechn. und Ausführung von Stahlblechbauten, Wien, 1975
70. *** - Vékonyfalú Acélszerkezetek Méterezése, csemőponti kialakítása és Ellenőrzése. EVM, Budapest, 1973
71. *** - Instrucțiuni tehn. pt. proi. constr. de profile de oțel cu pereți subț. form. la rece. P 54-75, MCInd- 1975
72. C. C. Teodorescu
D. R. Mocanu
M. Baga - Imbinări sudate - E. T. 1973. Bucuresti
73. A. Neuman - Schweißtechnisches Handbuch für Konstrukteure, Berlin, VEB Verlag Technik, 1963
74. P. V. Schmihals,
D. Schreiber - Beitrag zur Frage des Schweißen von Kaltprofilen, Der Stahlbau, H1, 1965
75. K. Klöppel
R. Schardt - Versuche mit Kaltgereckten Stählen. Der Stahlbau, H7, 1961
76. P. E. Lagasse
P. Marquet - Etude de l'effect dimensionnel dans l'essai de pliage CNRM, Liege, 1963
77. M. Beckert
U. Frantz - Schweißbarkeit Kaltverformter Baustähle Schweißtechnik 13, 1963

78. H. Haas - Versuche mit Schweißungen an Kaltverformten Rohren. Schweißtechnik 7, 1957
79. H. Jackwitz - Versuche mit Schweißung an Kaltverformten
E. Hoffmann Blechen. Schiffbau-technik 7, 1957
80. K. Mühl - Weit. ausländ. Versuche über die Sprößbrüche
pfind. von Stahl. Arch. Eisenhütten 27, 1956
81. A. Constant - Etude des transformations dans le zone
M. Lafrance affectée thermiquement. C. R. Madrid, 1969
82. V. Focsa., - Infl. factorilor corozivne, et mecanic
C. Serbescu ecruisare și îmbătrânire asupra capacitat.
P. Lörincz portante a prof. formate la rece. Bulet.
I. P. Iași, fasc. 1-2, sect. V- 1974
83. I. Caraba, - Corozivnea și probl. protecției anticorozive
P. Lörincz a oțelului Al. VI. SEC, Constanța 1976
84. V. Z. Vlasev - Tenkestennie uprughie sterjni Fizmatgiz,
Moskva, 1959
85. F. Campus - Recherche sur le flambement de colonnes en
Ch. Massennet acier A 37. CRR, TCECH nr. 17, Bruxelles, 1956
86. S. P. Timoshenko - Theory of elastic stability Mc. Gray -
J. M. Gere Hill. 1961
87. C. F. Kollbrunner - Beitrag zur Theorie dünnwandiger Stäbe
M. Hajdin mit gekrümmter Achse. Verlag Leeman, Ed. Rich.,
1969.
88. K. Klöppel - Die Berechnung der Traglast mittig und aus
J. Schubert mittig gedrückter dünnwandiger Stützen. T. H.
Darmstadt, H13, 1971
89. M. Skeland - Construct. en acier à parois minces en prof.
à froid. SKL, Praga, 1963
90. G. P. Bazeley - Triangular Elements in Plate Bending
Y. K. Cheung Proc. of conf. "M.S.M.", Ohio, 1965.
91. K. C. Beeky - Thin Walled Steel Structures Univers.
Y. K. Cheung College of Swansea, 1972
92. K. Klöppel - Die Traglast gedrückter dünnw. Kasten -
R. Schmied träger. Der Stahlbau 11/1966.
93. M. Skeland - Voil. des Ames à tensions résiduelles. Acta
J. Denea Technica CSAV, Nr. 6, 1963.

94. P. Lărincoș
S. Păiug
95. P. Săineș
96. M. Skeland
J. Donea
97. M. Skeland
R. Novatny
98. K. Klöppel
B. Unger
99. S. Baar
F. Hick
100. K. Klöppel
J. Schubert
101. W. Koiter
G. Kuiken
102. Van der Neut
A.
103. Van der Neut
A.
104. J. M. T. Thompson
G. M. Lewis
105. K. Marguerre
106. H. Yanaki
107. M. Skeland
108. M. Skeland
109. G. Winter
110. A. Pflüger
111. F. Hick
112. V. Kármán Th.
E. Sechler
L. Donnell
- Comportarea postcritică a plăcilor cu
eferturi remanente Simb. "Zinc C.M. - București"
- Contribuții la studiul infl.tens.resid.
asupra constr.metalice. Teza de doc. ICB, 1970
- Comporte postcritique des fines à tension
residuelles. IVBH - Abhandlungen LIII - 1.
- Überkritischen Verhalten einer gleichförmig
gedrückten Platte. Acta Technica CSAV, nr. 6,
1964
- Raidissage au bord des plaques appuyées
sur trois cotés. C.M. nr 4, 1971
- Interaction du flambement et du voillement
Construction métallique nr 3, 1972
- The Calcul. of the Carrying Capacity in the
Postbuckling, Darmstadt, 1971
- Report VTHD 25
Laborator. voor Technische Mechanica. Delft.
Mai. 1971.
- Report VTH of the Delft University of
Technology, 1968
- Report VTH 172, Delft University of Techno-
logy, August 1972
- Journal Mech. Phys. Solids. 20 - 1972
- Die mittragende Breite der gedrückten Platten
Luftfahrtforschung 14(1927)II, 3
- Postbuck. Behavior of Rectangular Plates
Journal of Appl. Mech. 1959
- Berechn. der Stabilit. von Wänden mit Anker-
krümm. Acta Technica, 1959
- Interaktion der Ausbeulen von Wänden. Acta
Technica, 1962
- Strength of thin steel compression flanges
Transactions of the - ASCE, 1946
- Thin Walled Compression Members Teil. 1, 2, 3
T.V. Hannover, 1961
- Flamb. des colonnes en profilés minces.
Aout. 1969, Sm 60 - St. 2.
- The strength of thin plates in compression
Trans. ASME. Applied Mechanics nr. 2, 1952

113. G. Winter - Four Papers on the Performance of Thin Walled Steel Structures. Reprint. nr. 23, Cornell University, N.Y.
114. G. Winter - Commentary of the Specif. for the design of Cold - formed steel. Struct. members. AISI, New - York, 1970
115. *** - Illustrative examples based on the 1968 edition of the Specif. AISI, New - York, 1973.
116. *** - Charts and tables for use with the 1968 edition of the specification. New - York 1972.
117. M. Skeland - Unele particularități a calculul la construcții din profile indeite la rece (1. germ.) Asta Technica nr.1, 1961
118. J. B. Dwight - The strength of thin plates in compression
A. T. Bactliffe Symposium at Univ. Swansea, 1967
119. Wei Wen Yu - Structural Behavior and design of thin
V. A. S. Lin cold - formed steel members. Second
W. M. Mc. Kinney Specialty Conference, Missouri - Rolla 197
120. C. F. Kollbrunner - Ausbeulen, V. Springer, 1958
121. C. F. Kollbrunner - Knicken, Biegedrillknicken, Rippen
M. Meister Springer - Verlag, 1961
122. P. Lőrincz - Calculul variațional în studiul stabilității barei drepte simp. "Aplicații ale matem. în tehnica și econ. IPTVI - 1974
I-Dimeiu
123. M. J. Ferray - Calculul variațional, București 1975
124. T. B. Peköz - Torsional flexural buckling. Cornell
M. Cellebi University, N.Y. 1969
125. A. Chajes - Torsional flexural buckling, elastic and
J. F. G. Winter inelastic, Cornell University, Ithaca, N.Y. 1
126. T. B. Peköz - Torsional flexural buckling Under
Eccentric Axial Loading, Ph. D. Thesis,
Cornell University, N.Y. 1967
127. M. Cellebi - Investigations of Torsional - Flexural
G. Winter Buckling with unequal End Eccentricities
Cornell University, N.Y., 1968
128. V. Bresina - Vzpěrna pernoct prutu Kovových konstrukcí
SNTL, Praga, 1965
129. V. Bresina - Vzpěrna unosnost kovových prutu s nosníky
MCAV, Praga 1962.

130. W. Austin - Strength and Design of Metal Beam columns. J.S.D., ST4, Apr. 1961
131. J. F. Dooley - On the torsional buckling of column of I section I.J.M.S. nr 1, 1967
132. J. F. Dooley - The torsional deformation of column of monosymmetric I section, Intern. Journ. of Mech. Scienc. nr. 9, 1967
133. M. R. Horne
J. K. Ajmani - Stability of columns supported laterally by side - rails. I.J.M.S. nr 2, 1969
134. I. Appeltauer - Calc. element. de constructie din profile form
N. Băluț,
V. Gioncu la rece. St. și cercet. Incerc. nr. 1. 1968
135. W. Protte - Ein Beitrag zur Problem der Gesamtstabilität. Der Stahlbau. 1968, nr. 4.
136. F. Bleich - Buckling Strength of Metal Structures Mc. Graw - Hill, N.Y.
137. I. Caraba
P. Lăbrincz - Studii asupra comportării la y a profil. metalice ocruisate. Ses. Acad. RSR. 13-14. dec. 1976.
138. H. Beer,
G. Schultz - Die Traglastberechn. von plangmäßig mittig belasteten Durchstäben. Diss. Techn. Hochschule. Graz. 1968
139. H. Beer - Aktuelle Probleme der Stabilitätsforschung, Österr. Stahlbautag. 1971, Wien.
140. J. Dutheil - Vérification des pièces comprimées. Construction métallique nr. 2, 1966
141. *** - Régles de calcul des Constructions en acier, CM 1966, CTICM, 1966.
142. J. Dutheil - Theorie de l'anstabilité par divergence d'équilibre. 4. Congres de l'AI C, Londres
143. O. Csellár,
O. Halász
V. Réti - Vékonyfalú acélezervek. Műszaki Könyvkiadó - Budapest - 1965
144. E. Chwalla - Theorie des aussermittig gedrückten Stabes aus Baustahl, Der Stahlbau 7, 1934, H21.
145. E. Chwalla - Die Stabilität gedrückter Stöbe aus Baustahl Acad. de Wissenschaften, Wien, 1928
146. K. Jozek - Die Festigkeit von Druckstäben aus Stahl Wien, Springer, 1937
147. *** - Stahl im Hochbau, Stahlbau-Verband - 197

148. ***
- British Standard 449 - 1959 - The use of cold formed Steel - Sections in Building PD 4064 - 1959
149. T. Galambos
R. L. Ketter
- Columns under combined bending and thrust. ASCE, Engin. Mech. Division. 85, 1959
150. H. Marineck
- Die Tragfähigkeit metallischer Druckstäbe Stahlbau und Baustatik. Springer 1965
151. A. Scarlat
- Stabilitatea structurilor Ed. tehn. 1969
152. P. Lőrincz
P. Cosmulescu
- Asupra flambajului prin încovoiere la bare metalice cu limita de curgere micșorată local. Bul. IPT Iași, T. XXI, 1975
153. F. Faltus
- Die Knickfestigkeit von Stäben mit örtlich verminderter Streckgrenze in Stahlbau und Baustatik, Springer - 1965.
154. ***
- STAS 10103/75. Construcții de oțel Principii fundamentale de calcul.
155. CSCAS
- Studii și cercetări de laborator privind comportarea secțiunilor solicit. la compr. centrică și recomand. pt. prof. Incerc. Ing. 19
156. A. Chajes
P. J. Fang
G. Winter
- Torsional flexural buckling, of cold - formed thin Walled Columns. Cornell Engin. Res. Bull. 66 - 1, August 1966.
157. A. Chajes
G. Winter
- Torsional flexural buckling of thin walled members. JSD. Proceed ASCE ST 4, 1965
158. K. Reik
J. Carl, J. Lindner
- Biegetorsionsprobleme gerader dünnwandiger Stäbe. Verlag Wilhelm Ernst. 1972
159. L. Z. Rungiski
- Prelucrarea metal. a statelor experimentale 1974
160. ***
- Optimizarea profilelor form. la rece ținând seama de ecruisare. Contr. 14245/1 72 - Ipromet Buc.
161. P. Lőrincz
V. Pînzaru
O. Macie
- Cercet. privind ecruisarea profilelor metal laminat la rece. Conf. de Const. met. 15-17 oct. 1973.
162. I. Caraba
P. Lőrincz
- Cercet. priv. inf. sușurii asupra ecruis. a profilelor lamin. la rece. Simp. "Probl. și tendințe în Constr. met. Ing. 1976.
163. S. Cătăleanu
- Elemente ale constr. met. sudate, rigidizate transversal unilateral. Teză de ... Ing. 19

164. I. Caraba
P. L. Strines - Dispositiv universal de rezemare pentru
încercări la compresiune. Brevet de inv.
nr. 69557, 1976
165. O. Brvik
G. Alsten - Experimentell undersökning av Knäckjäll-
fastheten . SBI 1970. Stockholm
166. V. V. Pinadjian - Procesi i deformații sjații sterjnei
metalice. Construcții Brevan, 1971.
167. A. I. Strelibițkaia - Experimentalnoe issledovanie uprugoe
plasticescoi raboti toncostannih construc-
ții - Kiev, 1968
168. Europ. Convent. - Second International Colloquium on Stabili-
fer Constr. Steel- ty . Washington - 1977
work
169. K. Lehes
M. Descudé - Profilés formés à froid OTUA - SNPPA,
Paris, 1974
170. *** - Studii și cercetări privind elaborarea
de detalii pentru dispozitivele de prin-
dere a căilor de transport suspendate
contr. nr. 112/26.04.1976 - IPT - ICCPDC
171. *** - Pans cu săbrele din profile formate la
rece, realizate prin sudare electrică
prin presiune în stare solidă, construct.
nr. 302/1978
172. Wei - Wen Ya - Design of light gage Cold - formed steel
structures
West Virginia University, 1965.