

UNIVERSITATEA "POLITEHNICA"
TIMIȘOARA

BIBLIOTECA CENTRALĂ

Inv. 555.770

lap 1/1 Lit. 5

Universitatea Politehnica din Timișoara
Facultatea de Construcții
Departamentul CMMC

PROBLEME DE INSTABILITATE LA BARE CU PEREȚI SUBȚIRI

Teză elaborată în vederea obținerii titlului de
Doctor Inginer

Ș.I. ing. Mircea GEORGESCU

Conducator: Acad. Prof. Em. Dan MATEESCU

Decembrie 1998

Universitatea Politehnica din Timișoara
Facultatea de Construcții
Departamentul CMMC

PROBLEME DE INSTABILITATE LA BARE CU PEREȚI SUBȚIRI

Teză elaborată în vederea obținerii titlului de
Doctor Inginer

Ș.l. ing. Mircea GEORGESCU

BIBLIOTECA CENTRALĂ
UNIVERSITATEA "POLITEHNICA"
TIMIȘOARA

Decembrie 1998

181 C

CUPRINS

1. Introducere.....	1.1
1.1 Contextul european actual al evoluției profilelor din oțel cu pereți subțiri.....	1.1
1.2 Rolul și utilitatea profilelor din oțel cu pereți subțiri formate la rece, în construcțiile metalice moderne.....	1.3
1.3 Obiectivele tezei de doctorat.....	1.5
1.4 Planul tezei de doctorat.....	1.6
2. Aspecte specifice ale comportării elementelor metalice cu pereți subțiri formate la rece.....	2.1
2.1 Efectele procesului de fabricație asupra caracteristicilor geometrice și mecanice ale profilelor formate la rece.....	2.1
2.1.1 Imperfecțiuni geometrice.....	2.1
2.1.2 Ecrisajul.....	2.6
2.1.3 Efectul Bauschinger.....	2.6
2.1.4 Tensiuni reziduale.....	2.9
2.1.4.1 Starea de tensiuni reziduale.....	2.9
2.1.4.2 Metode pentru determinarea tensiunilor reziduale.....	2.11
2.2 Influența imperfecțiunilor asupra comportamentului profilelor formate la rece.....	2.19
2.3 Influența zvelteții pereților asupra rezistenței și stabilității elementelor.....	2.21
2.3.1 Comportamentul profilelor metalice comprimate.....	2.21
3. Interacțiunea instabilităților globale și locale la profilele cu pereți subțiri comprimate.....	3.1
3.1 Modurile de instabilitate locale.....	3.2
3.2 Modurile de instabilitate distorsionale.....	3.4
3.3 Moduri globale de instabilitate.....	3.6
3.4 Cuplarea instabilităților la profile cu pereți subțiri.....	3.7
3.5 Cuplarea instabilităților și fenomenul de eroziune al sarcinii critice de cedare la barele cu pereți subțiri.....	3.10
3.6 Concluzii.....	3.19
4. Evaluarea eroziunii sarcinii critice de cuplare a instabilităților prin procedeul ECBL.....	4.1
4.1 Eroziunea sarcinii critice de cuplare în cazul barelor supuse la compresiune axială.....	4.1
4.2 Eroziunea sarcinii critice de cuplare în cazul barelor supuse la încovoiere pură.....	4.4
4.3 Procedeul de calibrare al coeficientului eroziunii propus de Dubină.....	4.6

4.4 Studiu pentru dimensionarea pe baze riguroase a intervalului de cuplare în cazul profilelor supuse la compresiune axială	4.8
4.4 Studiu pentru dimensionarea pe baze riguroase a intervalului de cuplare în cazul profilelor supuse la încovoiere pură	4.15

5. Metodă pentru determinarea eroziunii sarcinii critice de cuplare, pe baza procedurii prescrise de Anexa Z a EUROCODE 3	5.1
--	-----

5.1 Generalități	5.1
-------------------------------	-----

5.2 Adaptarea procedurii standard prescrise de Anexa Z a EC.3 în vederea evaluării coeficientului de eroziune (ψ)	5.3
--	-----

5.2.1 PAS 1: Definirea unui model de calcul.....	5.5
5.2.2 Verificarea condițiilor de aplicare ale procedurii standard din Anexa Z.....	5.7
5.2.3 PAS 2: Verificarea corelației între valorile determinate pe cale experimentală ale rezistenței și valorile acesteia determinate cu ajutorul modelului teoretic propus.....	5.11
5.2.4 PAS 3: Determinarea termenilor de corecție (b.i) și a corecției valorii medii (b).....	5.13
5.2.5 PAS 4: Evaluarea coeficientului de variație V_{δ} al abaterii aleatoare δ	5.14
5.2.6 PAS 5: Analiza compatibilității funcției rezistență propuse.....	5.15
5.2.7 PAS 6: Determinarea coeficienților de variație (V_{xi}) ai variabilelor modelului teoretic.....	5.17
5.2.8 PAS 7: Determinarea valorii caracteristice a funcției rezistență.....	5.24
5.2.9 PAS 8: Determinarea valorii de calcul a funcției rezistență și a coeficientului de siguranță al modelului.....	5.26

5.3 Obținerea valorii calibrate a coeficientului eroziunii (ψ)	5.27
---	------

6. Bazele teoretice și experimentale ale curbelor europene de flambaj. Validarea procedurii propuse prin calibrări pe loturile experimentale utilizate în scopul trasării acestor curbe	6.1
--	-----

6.1 Bazele teoretice și experimentale ale curbelor europene de flambaj	6.1
---	-----

6.1.1 Generalități.....	6.1
6.1.2 Caracteristicile principale ale programului experimental european.....	6.4
6.1.3 Prelucrarea rezultatelor experimentale și obținerea curbelor europene de flambaj.....	6.7
6.1.4 Punerea în ecuație a curbelor europene de flambaj.....	6.11

6.2 Validarea procedurii de obținere a coeficientului eroziunii prin calibrare pe loturile de profile utilizate în cadrul campaniei experimentale europene	6.14
---	------

6.2.1 Caracteristici generale ale campaniei experimentale europene.....	6.15
6.2.2 Lotul de profile IAP-150.....	6.18
6.2.3 Lotul de profile IPE-160.....	6.25
6.2.4 Lotul de profile laminate IPE-200.....	6.47
6.2.5 Lotul de profile DIE-200.....	6.49
6.2.6 Lotul de profile dublu T sudate.....	6.52
6.2.7 Lotul de tevi laminate la cald CIDECT 1998.....	6.53

6.2.7.1 Profile tubulare cu secțiune dreptunghiulară.....	6.54
6.2.7.2 Profile tubulare cu secțiune rotundă.....	6.58
6.2.8 Profile compuse cu secțiune chesonată.....	6.61
6.2.8.1 Chesoane realizate prin sudarea a două corniere 50x50x5.....	6.61
6.2.8.2 Profile chesonate sudate manual.....	6.63
6.2.8.3 Profile chesonate executate din table sudate automat.....	6.64
6.2.9 Lotul de țevă Φ 89x8 mm.....	6.64
6.2.10 Lotul de țevă patrată 88,9x88,9x6,3 mm.....	6.65
6.2.11 Loturile de secțiuni T realizate din profile laminate.....	6.67
6.2.11.1 Considerații cu caracter teoretic.....	6.67
6.2.11.2 Lotul de profile cu secțiune T realizate din $\frac{1}{2}$ IPN-200.....	6.72
6.2.11.3 Lotul de profile T 60-B laminate conform DIN 1024-63.....	6.77
6.2.11.4 Lotul de profile cu secțiune T sudata testat la INCERC-Timișoara.....	6.81
6.3 Concluzii.....	6.91
7. Aplicarea metodei propuse la profile cu pereți subțiri formate la rece.....	7.1
7.1 Forma ecuației Ayrton-Perry în cazul cuplării flambajului de bară cu voalarea pereților secțiunii.....	7.1
7.2 Considerații în legătură cu poziția dominantă și cuplarea modurilor teoretice de instabilitate la profile cu pereți subțiri.....	7.4
7.2.1 Considerații în legătură cu modul de instabilitate local.....	7.5
7.2.2 Cuplarea modului de instabilitate local cu modul teoretic de flambaj prin încovoiere.....	7.10
7.2.3 Cuplarea modului de instabilitate local cu modul teoretic de flambaj prin încovoiere-răsucire.....	7.10
7.2.4 Cuplarea modului teoretic de flambaj prin încovoiere cu modul teoretic de flambaj prin încovoiere-răsucire.....	7.12
7.2.5 Particularități ale modelului teoretic aferent profilelor cu pereți subțiri formate la rece.....	7.14
7.2.6 Algoritm de abordare a profilelor cu pereți subțiri și secțiune monosimetrică, în vederea aplicării procedurii propuse.....	7.16
7.3 Lotul de profile cu secțiune transversală U testat de Batista.....	7.19
7.4 Lotul de profile cu secțiune transversală în formă de C testat de Batista la Liege.....	7.23
7.5 Profile sudate cu secțiune U testate de Rasmussen.....	7.32
7.6 Lotul de profile U testate la INCERC-Timișoara.....	7.38
7.7 Lotul de profile C testate la INCERC-Timișoara.....	7.41
7.8 Lotul de profile tubulare incluse în baza de date CIDECT.....	7.43
7.8.1 Lotul de țevi dreptunghiulare cu dimensiunile secțiunii de 330x200x4,05 mm.....	7.44
7.8.2 Lotul de țevi patrute cu dimensiunile secțiunii transversale de 265x265x4,04 mm.....	7.46
7.8.3 Lotul de țevi dreptunghiulare cu dimensiunile secțiunii transversale de 250x150x4,91 mm.....	7.47
7.8.4 Lotul de țevi cu dimensiunile secțiunii transversale de 300x100x4,9 mm ($f_y=386$ N/mm ²).....	7.49

7.8.5 Lotul de țevi cu dimensiunile secțiunii transversale de 300x100x4,9 mm ($f_y=342$ N/mm ²).....	7.50
7.8.6 Lotul de țevi cu dimensiunile secțiunii transversale de 300x200x4,98 mm.....	7.51
7.8.7 Lotul de țevi cu dimensiunile secțiunii transversale de 220x140x2,95 mm.....	7.53
7.8.8 Lotul de țevi cu dimensiunile secțiunii transversale de 201x201x3,74 mm.....	7.54
7.8.9 Lotul de țevi cu dimensiunile secțiunii transversale de 250,5x150,5x4,85 mm.....	7.55
7.9 Lotul de profile compuse formate din 2 secțiuni C cu pereți subțiri.....	7.57
7.10 Lotul de profile cu secțiune transversală Z.....	7.58
7.11 Concluzii ale studiului efectuat pe profile cu pereți subțiri formate la rece.....	7.63

8. Extinderea procedurii propuse în cazul profilelor supuse la încovoiere pură.....8.1

8.1 Generalități.....	8.1
8.2 Considerații în legătură cu evaluarea momentului critic elastic de deversare (M_{cr}).....	8.4
8.3 Aplicarea procedurii de calibrare pe lotul de profile laminate studiat de Mateescu [8.1].....	8.5
8.4 Lotul de profile I sudate studiat de Mateescu.....	8.12
8.5 Concluzii.....	8.15

9. Integrarea procedurilor propuse în baza de date și sistemul expert DATACOST.....9.1

9.1 Sistemul expert și baza de date DATACOST: concepție de ansamblu.....	9.2
9.2 Fișiere de date DATACOST.....	9.4
9.3 Algoritmi DATACOST.....	9.5
9.4 Secvența de accesare a DATACOST.....	9.9
9.5 Direcții de dezvoltare ale sistemului expert DATACOST.....	9.12

10. Concluzii. Contribuții ale autorului și observații critice asupra studiului întreprins.....10.1

10.1 Concluzii.....	10.1
10.2 Contribuțiile autorului.....	10.5
10.3 Observații critice în legătură cu cercetarea efectuată și propuneri de continuare a investigațiilor.....	10.8

Bibliografie

Anexe

1. Introducere

1.1 Contextul european actual al evolutiei profililor din otel cu pereti subtiri

Profilele din otel cu pereti subtiri formate la rece sunt elemente metalice care au cunoscut o dezvoltare exponentiala in ultimele decenii, in special in tarile industriale dezvoltate din Europa si Statele Unite. In vederea justei intelegeri a acestei remarcabile dezvoltari precum si a perspectivelor existente in domeniu, este interesant si util de examinat evolutia din ultimii ani a sectorului constructiilor metalice in Uniunea Europeana.

In contextul dezvoltarii generale economice a U.E., industria constructiilor prezinta aspectul unei ramuri prospere, cu o tendinta evolutiva constanta, vizibila pe diagrama din figura 1.1

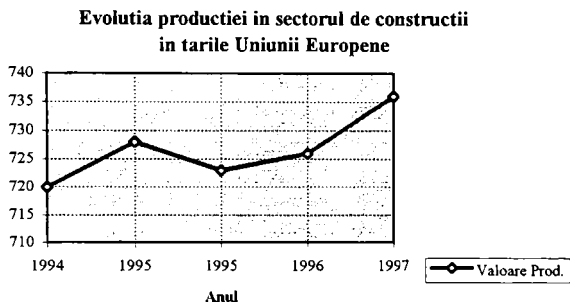
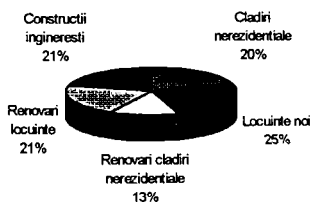


Figura 1.1 - Evolutia ramurii constructiilor in tarile U.E.

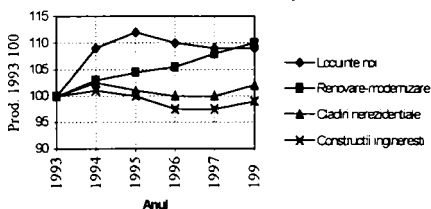
Ponderea diverselor sectoare in cadrul ramurii constructiilor, ca si tendintele principale manifestate in aceste sectoare in ultima perioada sunt prezentate in figura 1.2

**Distributia pe sectoare a productiei
din constructii in tarile U. E. (anul 1997)**



a)

**Tendinta de dezvoltare pe sectoare
de constructii in Uniunea Europeana**



b)

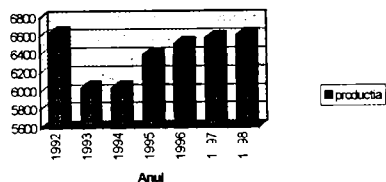
Figura 1.2 - Distributia pe sectoare si tendinte de dezvoltare in constructii (tarile U.E)

Din examinarea figurii 1.2 b) rezulta urmatoarele tendinte:

- o scadere a productiei de cladiri noi de locuit incepand din anul 1995 in intreaga Uniune Europeana;
- o usoara diminuare a cererii de constructii ne-rezidentiale incepand din anul 1994, cu o stabilizare in anii 1996-1997;
- o substantiala stagnare in domeniul constructiilor ingineresti incepand din anul 1997;
- o crestere incepta dar constanta in domeniul activitatii de renovare-restaurare.

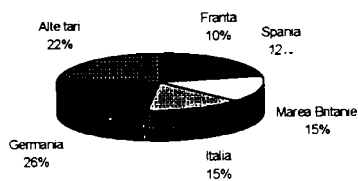
In contextul general al ramurii constructiilor, industria constructiilor metalice a depasit scurta perioada de recesiune din anii 1993-1994 si cunoaste actualmente un ritm constant de dezvoltare, vizibil in figura 1.3. In aceeasi figura sunt prezentate principalele tari europene producatoare de constructii metalice. De remarcat ca dintre marii producatori, Germania, Marea Britanie si Italia realizeaza impreuna 56% din totalul productiei de constructii metalice.

Evolutia productiei de constructii metalice in Uniunea Europeana



a)

Ponderea principalilor producatori de constructii metalice in Uniunea Europeana

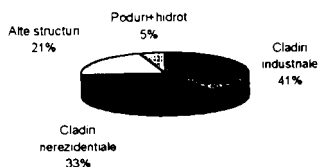


b)

Figura 1.3 - Dezvoltarea constructiilor metalice in U.E. si principalii producatori

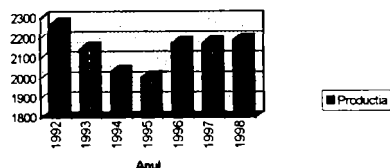
Distributia pe sectoare a productiei de constructii metalice, precum si dinamica dezvoltarii sectorului de constructii ne-rezidentiale sunt prezentate in figura 1.4

Repartitia pe sectoare a productiei de constructii metalice in Uniunea Europeana (anul 1996)



a)

Evolutia productiei de constructii metalice in sectorul cladirilor ne-rezidentiale in U. E.



b)

Figura 1.4 - Repartitie constructii metalice pe sectoare si evolutia cladirilor ne-rezidentiale

Sectorul constructiilor industriale prezinta in general cea mai mare cerere de constructii metalice. Intr-o serie de tari europene precum Franta sau Belgia, cladirile industriale preiau chiar un procent de 60 % din productia de constructii metalice. La ora actuala insa, cererea in acest sector de piata este in usoara scadere in intreaga Uniune Europeana.

Sectorul cladirilor ne-rezidentiale este pe locul doi din punct de vedere al cererii de constructii metalice. Principalele categorii de structuri incluse in acest domeniu sunt:

- cladirile cu structura multietajata pentru birouri;
- cladirile cu destinatie comerciala (depozite, centre comerciale);
- salile de spectacole, etc.

Acest sector prezinta o deosebita importanta ca utilizator de constructii metalice intr-o serie de tari europene ca Italia, Spania, Franta si in special Marea Britanie.

Este interesant de observat si procentul din piata pe care il detin constructiile metalice in sectorul structurilor ne-rezidentiale multietajate (vezi tab. 1.1), respectiv in sectorul structurilor ne-rezidentiale parter, intr-o serie de tari U.E.

Tabelul 1.1 - Procentul detinut de constructii metalice in sectorul cladirilor ne-rezidentiale

	Belgia-Luxemburg	Franta	Norvegia	Suedia	Marea-Britanie
Caldiri multietajate	7%	56%	27%	80%	61%
Cladiri parter ne-rezidentiale	9%	23%	26%	50%	57%

Autorul prezentei teze a insistat asupra unor date legate de dezvoltarea sectoarelor mentionate mai sus in tarile puternic industrializate ale Uniunii Europene, deoarece:

- aceste sectoare asigura actualmente CEREREA PRINCIPALA de profile cu pereti subtiri formate la rece.
- este de anticipat ca piata romaneasca din ramura constructiilor va prezenta o configuratie similara intr-un viitor nu prea indepartat

In ultima perioada, acestor sectoare li s-a adaugat si sectorul cladirilor de locuit cu schelet de rezistenta metalic, alcatuit preponderent sau chiar integral din profile cu pereti subtiri formate la rece. Cu toate dificultatile (de natura obiectiva sau subiectiva) legate de impunerea lor pe piata, acest tip de structuri cunoaste in prezent o notabila dezvoltare. De remarcat si faptul ca in SUA exista actualmente in acest domeniu norme continand instructiuni de calcul si detalii constructive tipizate, ceea ce vorbeste de la sine in legatura cu promovarea pe piata americana a acestor structuri si implicit a profilelor cu pereti subtiri formate la rece.

Dezvoltarea productiei de asemenea profile, ca si finantarea de cercetari fundamentale si aplicative in domeniu este strans legata de evolutia sectoarelor amintite. Din datele prezentate rezulta suficient de clar *dinamica pozitiva a dezvoltarii* precum si *perspectivele* existente in domeniu.

1.2 Rolul si utilitatea profilelor din otel cu pereti subtiri, formate la rece, in constructiile metalice moderne

Profilele din otel cu pereti subtiri, formate la rece, au raspuns inca de la crearea lor unor cerinte clare ale practicii constructiilor. Prin caracteristicile lor, ele raspund mult mai bine decat clasicele profile laminate sau decat sectiunile din tabla sudata, imperativelor tehnologice ale prezentului precum si criteriilor de performanta solicitate in anumite tipuri de aplicatii. Avantajele evidente ale utilizarii lor le-au impus in mod justificat pe piata si le-au extins in ultimii ani asa cum putine tehnologii au fost impuse si extinse in domeniul constructiilor. In tabelul 1.2 se incearca justificarea celor afirmate:

Tabelul 1.2 - Profilele din otel cu pereti subtiri in procesul modern de executie-montaj

Cerinte ale procesului modern de executie si montaj:	Cum raspund profilele din otel cu pereti subtiri acestor cerinte:
Tehnologii de productie de mare productivitate si elasticitate	<ul style="list-style-type: none"> • Producere prin laminare la rece cu dirijarea computerizata a procesului in cazul seriilor mari de profile; • producere prin indoire la presa "abkant" pentru serii mici de profile;
Usurinta si rapiditatea montajului:	<ul style="list-style-type: none"> • greutate scazuta, manevrabilitate; • gaurire - decupare realizata simultan cu producerea
Imbinari simple, cu grad ridicat de tipizare si consum scazut de manopera:	<ul style="list-style-type: none"> • Tehnologii de asamblare specifice cu consum mic de manopera.

Utilizarea practica a profilelor din otel cu pereti subtiri formate la rece se datoreaza unor AVANTAJE oferite de aceste profile, cum ar fi:

- posibilitatea obtinerii usoare a unor profile cu forme complexe ale sectiunii transversale, perfect adaptate functionalitatii lor;
- acuratete dimensionala in cazul utilizarii unei tehnologii adecvate de productie;
- capacitate portanta ameliorata fata de profilele laminate cu aceeasi arie a sectiunii transversale, datorita distribuirii mai rationale a materialului pe sectiune precum si ecrusarii manifestate in special in colturile profilului, la toate procedeele de productie;
- greutate proprie scazuta, ceea ce conduce la structuri usoare, deosebit de eficiente mai ales in conditii de terenuri slabe de fundare sau in conditiile solicitarii din seism;
- capacitatea de a acoperi deschideri relativ mari;
- transportul, manipularea si montajul foarte simple si economice, datorita greutatii reduse a profilelor;
- unele operatiuni ca gaurirea, vopsirea, marcarea, pot fi executate aproape concomitent cu formarea lor;
- permit scurtarea duratei executiei si montajului structurii - cerinta extrem de stringenta a investitorilor, manifestata tot mai pregnant in ultimii ani.

Pe de alta parte, atat proiectantul cat si executantul, respectiv montorul trebuie sa tina cont de o serie de DEZAVANTAJE prezentate de aceste profile cum ar fi:

- ♣ Sensibilitatea sporita la coroziune, ceea ce conduce la o protectie anticoroziva mai pretentioasa si mai costisitoare;
- ♣ Rezistenta scazuta la actiunea focului si, ca atare, necesitatea adoptarii in acest sens a unor masuri de protectie relativ constitoare;
- ♣ Un cost de fabricatie pe tona de produs mai ridicat decat in cazul profilelor laminate la cald;
- ♣ Pericolul de deteriorare la manipulare, transport sau montaj, ceea ce solicita o atentie sporita in cursul acestor faze (totusi, este de mentionat ca multe forme de profile permit o impachetare compacta, ducand la un gabarit de transport mai redus);
- ♣ O proiectare mai dificila datorita complexitatii fenomenului de instabilitate cuplata ce caracterizeaza comportamentul lor sub incarcari (apare cuplarea flambajului prin incovoiere sau prin incovoiere-rasucire cu voalarea peretilor sau cu distorsiunea talpilor profilului)

In tarile cu tehnologie de fabricatie moderna, automatizata, constructiile din profile de otel cu pereti subtiri formate la rece au devenit o componenta bine definita a industriei de constructii metalice. Lista numerosilor producatori industriali de asemenea elemente, respectiv de structuri metalice usoare realizate cu ajutorul lor, raspanditi pe toate meridianele lumii, este foarte lunga si nu face obiectul prezentei teze. Sunt insa semnificativ de enumerat domeniile actuale de aplicare ale profilelor cu pereti subtiri. Aceasta enumerare exprima foarte bine si in mod concret interesul societatii pentru acest nou tip de element. Fara pretentii exhaustive se pot identifica urmatoarele domenii:

- ⊕ Locuinte uni- si plurifamiliale (structuri executate din bare, din panouri metalice prefabricate sau din module spatiale prefabricate);
- ⊕ Supraetajari usoare ale unor constructii existente;
- ⊕ Spatii pentru comert;
- ⊕ Hale pentru industrie;
- ⊕ Case de vacanta;
- ⊕ Spatii pentru depozitarea paletizata a diverselor articole ("rackuri" de depozitare);

- ⊕ Pasarele si poduri metalice usoare (oferite de firma SADEF-Belgia);
- ⊕ Acoperisuri reticulate spatiale;
- ⊕ Stalpi LEA sau pentru sustinerea corpurilor de iluminat stradal;
- ⊕ Piloni si turnuri cu diverse destinatii;
- ⊕ Elemente de inventar cu rol tehnologic in constructii (cofraje, grinzi extensibile, etc)
- ⊕ Parapeti pentru sosele (autostrazi).

In acest context, extinderea aplicarii pe plan mondial a profilelor formate la rece, este o reusita remarcabila, care a fost posibila datorita conjugarii unor cercetari stiintifice de inalt nivel cu tehnici moderne de fabricare si punere in opera. Desigur, utilizarea lor extensiva este subordonata in primul rand mijloacelor de care dispune industria. Practic, dezvoltarea constructiilor metalice usoare realizate cu ajutorul profilelor formate la rece a fost posibila doar o data cu perfectionarea tehnologiilor de protectie anticoroziva, cu punerea la punct a unor tehnologii eficiente de imbinare si pe de alta parte cu elaborarea unor noi norme de calcul ce permit exploatarea la maximum a capacitatii acestor produse. Procesul de elaborare, respectiv de perfectionare al acestor noi norme este inca in curs, avand in vedere gradul incomplet de cunoastere al fenomenului cuplarii instabilitatilor la nivelul comunitatii stiintifice internationale. Avand in vedere importanta economica si actualitatea subiectului, cercetarile efectuate in acest domeniu angreneaza importante resurse financiare cat si eforturile unor prestigioase centre de cercetare din intreaga lume.

In cadrul Anexei 1.1 se prezinta o retrospectiva a cercetarilor existente in lume in problema profilelor din otel cu pereti subtiri, insotita de un studiu bibliografic prezentat in Anexa 1.2, preluat selectiv din lucrarea [1.2]. Retrospectiva este de interes pentru prezenta teza din urmatoarele motive:

- Da o imagine asupra amplitudinii cercetarilor teoretice si experimentale efectuate pe plan european si mondial pentru mai buna cunoastere a fenomenului cuplarii instabilitatilor respectiv in scopul trasarii curbelor de flambaj, problematici esentiale ale tezei;
- Este elocventa pentru interesul constant al industriei si al cercetatorilor in ceea ce priveste profilele cu pereti subtiri formate la rece;
- Reprezinta un studiu bibliografic extrem de util procesului de colectare a datelor experimentale referitoare la profilele cu pereti subtiri formate la rece, in vederea inglobarii in baza de date DATACOST.

Elementele prezentate mai sus justifica interesul constant manifestat de scoala timisoreana de stabilitatea structurilor in problema acestor profile, interes in contextul caruia se inscrie si prezenta teza de doctorat.

1.3 Obiectivele tezei de doctorat

Teza de doctorat are urmatoarele obiective:

- a) Construirea unei baze de date experimentale si a unui sistem expert pentru analiza barelor cu pereti subtiri formate la rece, comprimate centric;
- b) Definirea si punerea la punct a unei proceduri pentru calibrarea coeficientilor imperfectiunii generalizate, bazata pe principiile teoriei eroziunii sarcinii critice de bifurcare (ECBL), respectiv pe o metoda de tip statistic recunoscuta in mediile stiintifice;
- c) Validarea procedurii propuse prin efectuarea de calibrari pe loturile experimentale utilizate cu ocazia campaniei europene din anii 1960-1970, desfasurata in vederea trasarii curbelor europene de flambaj;

- d) Efectuarea de calibrari cu metoda propusa pe toate loturile experimentale disponibile, continand rezultate obtinute pe profile cu pereti subtiri comprimate
- e) Realizarea unei noi clasificari a sectiunilor transversale cu pereti subtiri, adecvata comportamentului specific al acestora, pus in evidenta de rezultatele experimentale prelucrate.
- f) Extinderea metodei pentru cazul profilelor supuse la incovoiere pura

1.4 Planul tezei de doctorat

Planul tezei de doctorat, respectiv succesiunea capitolelor acesteia, sunt strans legate de obiectivele enuntate mai sus si anume:

Capitolul 1

Prezinta contextul dezvoltarii profilelor din otel cu pereti subtiri formate la rece precum si elementele concrete de interes care justifica cercetarea efectuata. Sunt enuntate obiectivele tezei.

Capitolul 2

Analizeaza aspectele caracteristice ale comportarii profilelor din otel cu pereti subtiri formate la rece. Se prezinta efectele procesului de fabricatie asupra caracteristicilor geometrice si mecanice ale profilelor. Este analizata problema imperfectiunilor geometrice, a ecruisajului produs ca efect al tehnologiei de formare, problema efectului Bauschinger, respectiv starea de tensiuni reziduale specifica acestui tip de profile. Deasemenea, sunt analizate influenta imperfectiunilor profilelor formate la rece precum si a supletei peretilor asupra rezistentei si stabilitatii elementelor realizate din astfel de profile.

Capitolul 3

Sunt trecute in revista modurile teoretice de instabilitate care intervin in cazul profilelor cu pereti subtiri supuse compresiunii axiale. Se prezinta in principal fenomenul de eroziune al modurilor teoretice ca urmare a imperfectiunilor de diverse naturi, cu maximele sale manifestate in punctele de cuplare ale instabilitatilor, unde efectul imperfectiunilor se insumeaza cu efectul fenomenului de cuplare.

Capitolul 4

Este evaluata eroziunea sarcinii critice de cuplare a unui element cu pereti subtiri comprimat, acceptand ca mod de instabilitate erodat curba de tip Ayrton-Perry. Se defineste coeficientul eroziunii (ψ) si se demonstreaza existenta unei relatii de legatura intre acest coeficient si coeficientul imperfectiunii generalizate (α). Aceasta relatie de legatura va fi utilizata in cadrul tezei pentru realizarea conexiunii cu teoria ECBL a modelului teoretic utilizat pentru descrierea comportamentului profilului cu pereti subtiri solicitat la compresiune axiala.

In vederea corectei selectarii a specimenelor care alcatuiesc lotul experimental relevant pentru aplicarea metodei, autorul propune forma si dimensiunile adecvate pentru "intervalul de cuplare" (vecinatate a punctului de cuplare suficient de restransa pentru a putea accepta ca in limitele ei eroziunea este practic egala cu eroziunea maxima).

Capitolul 5

Se prezinta detaliat procedura standard de calibrare a coeficientului eroziunii (ψ), bazata pe metoda statistica utilizand principiile regresiei liniare, prescrisa de Anexa Z a Eurocode 3. Se defineste modelul teoretic utilizat, sunt prezentate variabilele de baza ale modelului si coeficientii de variatie ai acestor variabile, impusi pe baza de experienta.

In vederea detectarii optimului modelului teoretic din punct de vedere al sigurantei structurilor, sunt utilizate loturi relevante de rezultate experimentale, prezentand o distributie log-normala a variabilelor de baza si incluzand valori masurate pentru toate aceste variabile. Pentru fiecare specimen "i" apartinand lotului relevant, se noteaza cu "b.i" valoarea raportului intre rezistenta specimenului determinata pe cale experimentală ($r_{e,i}$) si rezistenta specimenului determinata prin calcul cu ajutorul modelului teoretic utilizat ($r_{t,i}$).

Valoarea calibrata eroziunii se determina asociind aceasta valoare numarului maxim de specimene pentru care valorile "b.i" sunt incluse in intervalul de siguranta [$1, \dots, \gamma_M$], unde " γ_M " este coeficientul de siguranta rezultat (produs final al aplicarii procedurii pe lotul experimental studiat).

Capitolul 6

Contine calibrari ale coeficientului eroziunii efectuate cu ajutorul procedurii propuse, pe *loturile experimentale de profile laminate grele utilizate pentru trasarea curbelor europene de flambaj*. Aplicarea practica a procedurii de calibrare pe o mare diversitate de loturi experimentale confirma buna functionare si acuratetea acestei metode. Punerea la punct a unei asemenea metode reprezinta un considerabil progres fata de posibilitatile autorilor curbelor europene de flambaj care au lucrat la alcatuirea clasificarilor sectiunilor transversale prin metode semi-empirice.

Pentru unele tipuri de sectiuni transversale, rezultatele obtinute confirma incadrările actuale din clasificarea EUROCODE. Pentru celelalte sectiuni, rezultatele incadreaza sectiunea respectiva fie pe o curba de flambaj de rang superior, fie pe o curba de rang inferior, reprezentand un semnal care sugereaza reconsiderarea clasificarii respective de catre forurile stiintifice competente europene.

Capitolul 7

In cadrul acestui capitol se abordeaza problema centrala a tezei: aceea a obtinerii prin calibrari cu metoda propusa, a curbelor de flambaj adecvate pentru profilele din otel cu pereti subtiri formate la rece. Au fost prelucrate si studiate diverse loturi de profile acoperind practic toate sectiunile transversale relevante din clasificarea Eurocode 3 - Partea 1.3. Dificultatea principala intampinata de autor in cazul acestui tip de profile a fost numarul relativ redus al specimenelor cu pereti subtiri din cadrul loturilor experimentale si deasemenea numarul foarte mic (sau chiar inexistent) al specimenelor incluse in intervalul de cuplare. Situatia se datoreaza faptului ca programele experimentale din care provin loturile respective au avut scopuri diferite de scopul prezentei cercetari iar interceptarea unor specimene cu anumite zvelteti, utile procedurii aplicate, este absolut aleatoare. In aceasta situatie procedura standard propusa de autor nu poate fi aplicata. Pentru a putea obtine valorile calibrate, autorul a aplicat in cazurile respective, o procedura alternativa de calibrare care eludeaza utilizarea principiilor teoriei ECBL si astfel elimina necesitatea selectarii specimenelor dupa criteriul includerii in intervalul de cuplare, permitand lucrul cu intregul lot experimental si continuarea procedurii. Acolo unde a fost posibil, s-au aplicat succesiv ambele metode pe acelasi lot experimental, obtinand rezultate practic identice, ceea ce valideaza in mod indubitabil si procedura alternativa.

Valorile calibrate obtinute in final pentru coeficientul generalizat al imperfectiunilor (α) confirma o serie de incadrari actuale, dar semnaleaza si necesitatea rectificarii anumitor incadrari

Capitolul 8

Extinderea procedurii propuse pentru profile supuse la incovoiere pura s-a facut utilizand modelul teoretic de tip Ayrton-Perry ameliorat propus de Mateescu, cu limitarea tronsonului scurt de bara la valoarea $\bar{\lambda} = 0,4$. S-a lucrat pe un grup de loturi experimentale de provenienta europeana si japoneza, continand atat profile laminate grele cat si profile sudate testate la incovoiere pura.

Capitolul 9

Contine elemente privitoare la baza de date si sistemul expert DATACOST, concepute pentru inmagazinarea si prelucrarea datelor experimentale referitoare la profile cu pereti subtiri cu diverse forme de sectiuni transversale si supuse la diverse tipuri de solicitari. Se face o sumara prezentare generala a sistemului expert si se prezinta in continuare algoritmi utilizati pentru implementarea procedurilor propuse in cadrul acestui sistem.

Capitolul 10

In cadrul acestui capitol se prezinta concluziile rezultate in urma cercetarii efectuate. Rezulta eficienta si acuratetea procedurilor propuse, proceduri axate pe o *metoda recunoscuta* in mediile de specialitate, bazata pe regresia lineara, prescrisa de norma europeana EUROCODE 3-Anexa Z. Se discuta domeniile de eficienta pentru cele doua proceduri propuse de autor: procedura standard si procedura alternativa. Ansamblul acestor doua proceduri reprezinta un instrument flexibil si eficient, aplicabil indiferent de configuratia loturilor experimentale disponibile.

In final se prezinta contributiile autorului si directiile de interes pentru continuarea cercetarii.

2. Aspecte specifice ale comportării elementelor metalice cu pereți subțiri formate la rece

Există două categorii de efecte care imprimă comportamentul particular al profilelor cu pereți subțiri formate la rece în comparație cu profilele laminate la cald și anume [2.1]:

- efectele procesului de fabricație asupra caracteristicilor geometrice și mecanice ale profilelor;
- efectele zvelteții de perete asupra rezistenței și stabilității barelor.

Prima categorie de efecte apare datorită existenței imperfecțiunilor geometrice și mecanice (respectiv efectele ecruisajului și prezența tensiunilor reziduale. A doua categorie de efecte apare datorită interacțiunii dintre rezistența ori stabilitatea locală (a peretilor secțiunii transversale) și rezistența ori stabilitatea generală a barei.

2.1. Efectele procesului de fabricație asupra caracteristicilor geometrice și mecanice ale profilelor formate la rece

2.1.1. Imperfecțiuni geometrice

Abaterile de la forma geometrică a profilelor formate la rece sunt în general limitate prin norme. De exemplu normele germane DIN 59413 precum și EURONORMELE 162 - 81 stabilesc următoarele valori ale abaterilor pentru acest tip de profile.

- abateri admise pe grosimea tablei = 0.19 - 0.33 mm funcție de valoarea grosimii (1.5 ... 8 mm);
- abateri admise ale dimensiunilor transversale = 0.6 - 1.75 mm, funcție de dimensiune;
- abateri admise la răsucirea profilului = unghiul de răsucire al extremității libere în raport cu planul de rezemare, nu trebuie să depășească 1 grad pe metru liniar;
- abateri admise ale lungimii = 1 - 3 mm funcție de lungime;
- abateri admise ale valorii unghiurilor dintre pereții secțiunii = între 1° și 2° funcție de dimensiunile pereților;
- abateri admise ale valorii interioare = între 0.75 și 2 mm funcție de valoarea razei;
- abateri admise ale liniarității profilelor = săgeata profilului nu va depăși 0.25% din lungimea acestuia.

O serie de măsurători sistematice ale imperfecțiunilor geometrice tipice profilelor corniere formate la rece au fost executate de Costa Ferreira [2.2], [2.3]. Au fost măsurate atât corniere laminate la rece cât și corniere executate prin îndoire. Notând cu "s" abaterea standard, rezultă coeficienții de variație ai lățimii aripii (b), ai grosimii peretelui (t) și ai ariei secțiunii transversale drepte (A) în tabelul 2.1.

Rezultatele prezentate în tabel, arată o dispersie redusă a dimensiunilor profilelor (de ordinul 1 - 2%) ceea ce demonstrează că *procesele de fabricație permit un control corespunzător al caracteristicilor geometrice ale profilelor*.

Se observă că în cazul lățimii (b) a aripiei, laminarea la rece furnizează mai multă precizie decât îndoirea la rece.

Tabelul 2.1 - Coeficienții de variație ai caracteristicilor geometrice ale secțiunii drepte

Coeficient de variație	Corniere formate la rece prin:	
	laminare	îndoire la presa abkant
S_b / b	0.89 până la 1.35 %	0.25 până la 2.54
S_t / t	0.66 până la 2.30 %	0.09 până la 1.37 %
S_A / A	0.56 până la 1.23 %	0.16 până la 4.15

În ceea ce privește dispersia grosimilor, aceasta nu depinde în realitate de procedeele de formare ale profilelor, ci de laminarea benzii - mamă. Valorile dispersiilor constante coincid cu cele determinate de alți cercetători. [2.4].

Abaterile uzuale admise pentru aria secțiunii drepte a profilelor laminate la cald sunt de 4 - 6 % (măsurătorile executate de Convenția Europeană de Construcții Metalice au determinat un coeficient de dispersie de 3.96 %). Rezultatele prezentate în tabelul 2.1, indică dispersii similare în cazul profilelor îndoite la rece. Laminarea la rece la dispersii de valori mici.

Abaterile de la liniaritate ale profilelor industriale au fost măsurate de diverși autori, atât în cazul profilelor laminate la cald cât și în cazul profilelor formate la rece. În tabelul 2.2, se dau valorile caracteristice (media plus două abateri standard) ale săgeții relative ($f_0/1$) măsurate pe profile I laminate la cald, pe profile I sudate și pe corniere produse prin laminare respectiv prin îndoire la presă.

Tabelul 2.2 - Săgeți relative măsurate pe diverse tipuri de profile

Autorul măsurătorilor	Tipul profilului măsurat	Săgeți relative
E.C.C.S.[13] Convenția Europeană de Construcții Metalice	Toate profilele măsurate	1/800 până la 1/1000
MATTHEY[2.5]	"I"	1/1.590
	"I"	1/1.010
	"I"	1/2.940
	"I"	1/4.350
ITOH[2.6]	"I _{lamin} " axa maximă de inerție	1/4.850
	"I _{lamin} " axa minimă de inerție	1/5.430
	"I _{sudat} " axa maximă de inerție	1/3.060
	"I _{sudat} " axa minimă de inerție	1/1.190
COSTA FERREIRA [2.2]	corniere laminate la rece	1/740
COSTA FERREIRA [2.2]	corniere realizate prin îndoire la presa abkant	1/2.420
BATISTA [7.1]	profile "U" și "C" realizate prin îndoire	1/2.530

În figura 2.1, se prezintă o serie de exemple de deformatoare inițiale tipice ale barelor.

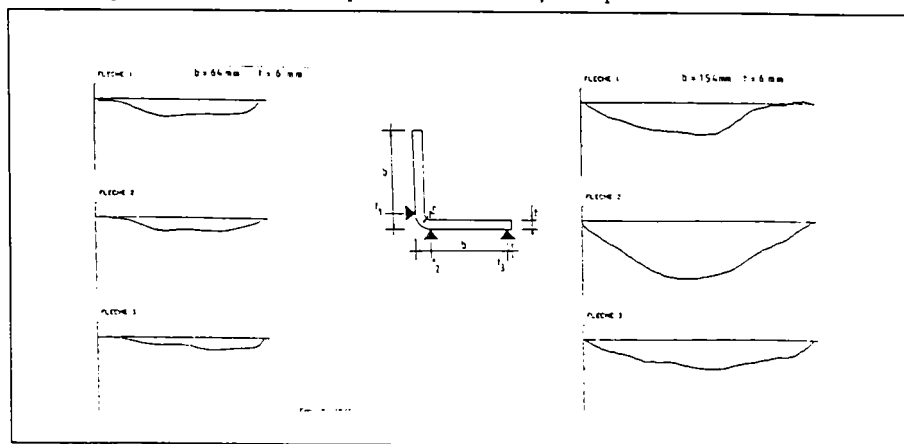


Fig.2.1. - Exemple de deformatoare inițiale ale barelor

În anumite cazuri, deformatăle inițiale ale profilelor corniere formate la rece, prezintă o dublă curbură așa cum se vede în figura 2.2.

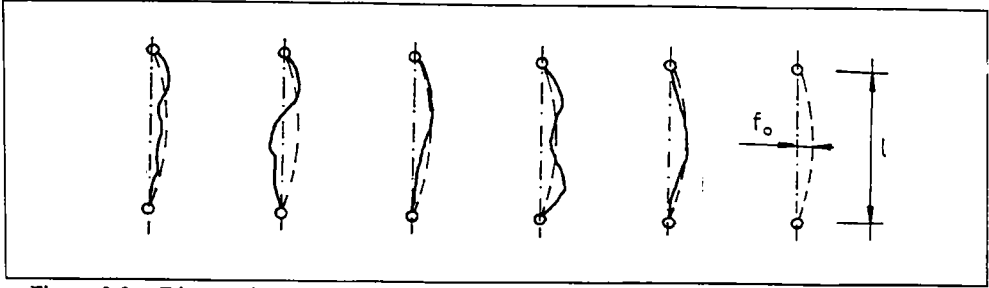


Figura 2.2 - Curbele inițiale de deformată determinate experimental și deformată teoretică utilizată (sinusoidă cu amplitudinea f_0)

Acest tip de deformată poate fi totuși aproximată de o manieră suficient de precisă prin primul termen al unei serii Fourier, așa cum arată Schulz [2.7]. În cadrul lucrării [7.1] s-a constatat că și pentru profilele U respectiv C există două tipuri de deformată: cele formate din mai multe semi-unde (fig. 2.3a) și cele formate dintr-o singură semiundă (fig. 2.3b).

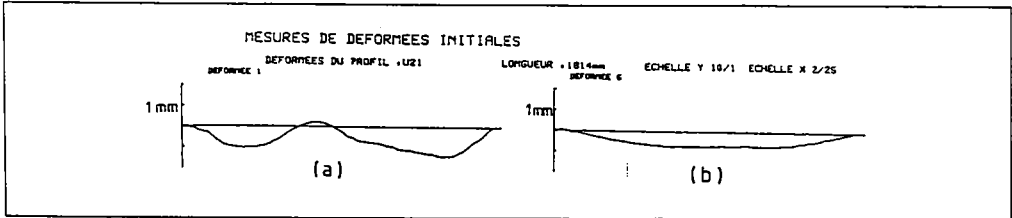


Fig.2.3. - Tipuri de deformată inițiale: a) cu mai multe semiunde - b) cu o singură semiundă

Deformată inițială din (fig. 2.3.a) a fost determinată prin măsurători efectuate în lungul marginii libere a profilului (generatoarele 1 și 2 din fig.2.4, a,b) în timp ce deformată inițială reprezentată în (fig. 2.3.b) a fost determinată prin măsurători efectuate în vecinătatea unui colț (generat.3,4,5,6,8 din fig. 2.4.b).

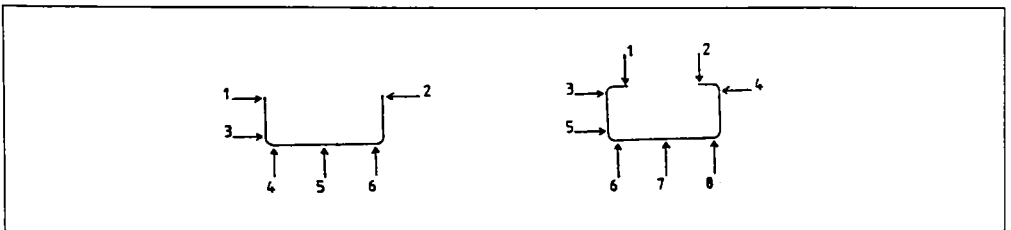


Figura 2.4. Puncte de măsurare ale imperfecțiunilor geometrice.

În cadrul lucrării [2.8] se arată că deformatăle care nu sunt măsurate în lungul marginilor libere ale profilului, prezintă în majoritatea cazului o formă apropiată de cea a unei singure semi-unde, ca în fig. 2.3 b.

În urma analizei deformațiilor inițiale măsurate, rezultă că:

a) deformatăle cele mai interesante sunt cele măsurate pe generatoarele învecinate colțurilor profilului, deoarece ele influențează cel mai mult variația poziției centrului de greutate al secțiunii în lungul profilului.

- b) deformațiile măsurate de-a lungul marginilor libere ale profilului au o influență mult mai mică asupra comportamentului barei și ca atare ele pot fi considerate ca imperfecțiuni de tip local;
- c) în locul deformației reale măsurate, este preferabil să se adopte o deformată sinusoidală echivalentă (prezentată în figura 2.5), deoarece în felul acesta deformațiile inițiale ale diferitelor bare cu pereți subțiri, pot fi comparate prin compararea amplitudinii f_0 a sinusoidelor.

În acest fel, deformațiile echivalente f_z , f_{y1} și f_{y2} primesc expresia:

$$y = f_0 \sin \frac{\pi x}{l} \quad (2.1)$$

unde " f_0 " este săgeata maximă echivalentă calculată cu ajutorul următoarei expresii:

$$f_0 = 0.5[0.707(f_{1/4} + f_{3/4}) + f_{1/2}] \quad (2.2)$$

iar $f_{1/4}$, $f_{3/4}$ și $f_{1/2}$ sunt valorile măsurate ale săgeții în dreptul sferturilor și jumătății lungimii profilului.

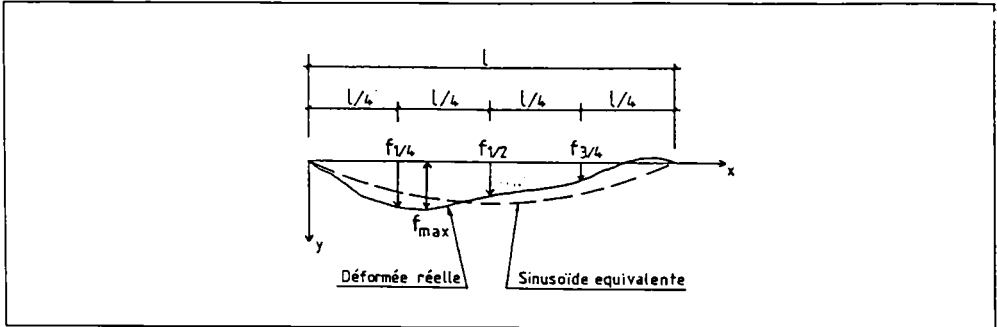


Figura 2.5.-Sinusoida echivalentă a deformației inițiale.

Examinând rezultatele măsurătorilor executate pe un grup de 66 profile U și C s-a constatat că:

a) săgețile inițiale echivalente sunt mai mici decât 1/1.000 (unde "l" este lungimea profilului) reprezentând valoarea limită preconizată de EUROCODE 3-Part.1.3

b) valorile absolute ale săgeților măsurate (f_{max} din fig. 2.5) rămân și ele sub valoarea limită de 1/1000 din lungimea profilului.

Distribuția frecvențelor săgeților inițiale maxime echivalente sunt reprezentate în fig.2.6.

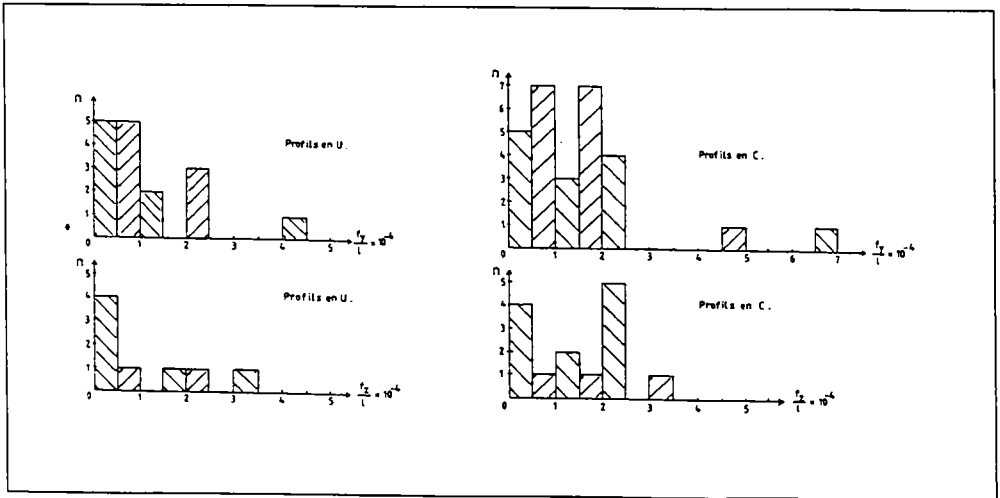


Fig.2.6. - Distribuția frecvențelor maxime ale săgeții relative echivalente.

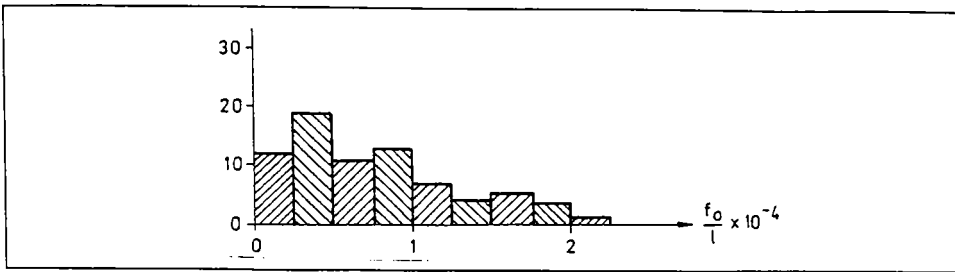


Fig. 2.7. Distribuția săgeților relative, determinate după axa minimă de inerție a profilelor laminate la cald.

Trebuie semnalat că așa cum se vede în figura 2.6. distribuția statistică este departe de a urma legea normală. Această observație de-a profiilor cu pereți subțiri formate la rece un **caracter diferit** față de profilele laminate la cald, la care Ytoh[2.6] a constatat o distribuție statistică normală a valorilor săgeții inițiale relative măsurate după axa de inerție minimă a profilelor laminate (s-a folosit aici atributul de "relativă" pentru săgeți deoarece ele sunt măsurate în raport cu secțiunea de la extremitatea profilului). - vezi fig.2.7.

Având în vedere influența săgeții inițiale asupra rezistenței la compresiune a profilelor cu pereți subțiri, este de așteptat ca nici rezistențele la compresiune să nu respecte o distribuție normală. (metoda statistică de determinare a rezistențelor încercărilor experimentale, introdusă prin ANEXA Z a EUROCODE 3, condiționează de altfel rezultatul de log-normalitatea repartiției valorilor experimentale ale marimilor prelucrate)

Toleranțele de fabricație general admise pentru defectele de abatere de la liniaritate ale barelor sunt conform tabelului. 2.3.

Tabelul 2.3.-Tolerante de fabricație

Tipul profilului		Toleranțe de fabricație
Profile laminate la cald	Cu secțiune I	$(1/667 - 1/1.000) \times 1$
	Alte tipuri	$(1/250 - 1/400) \times 1$
Profile cu pereți subțiri formate la rece		$(1/400 \times 1)$

Pentru calculele de stabilitate EUROCODE 3 [6] preconizează limitarea săgeții relative inițiale la 1/1.000 (respectiv 1/2.000 pentru profilele tubulare). Din tabelul 2.2. rezultă că această valoare este cu puțin depășită în cazul cornierelor produse prin îndoire la rece, însă este respectată în cazul cornierelor obținute prin laminare la rece, respectiv al profilelor U și C.

Imperfecțiunile de torsiune ale profilelor formate la cald sau la rece, au fost și ele măsurate de o serie de autori. Tabelul 2.4 furnizează valorile caracteristice raportului θ_0 / l în grade pe metru liniar, măsurate la profile I laminate la cald, la profile I sudate și la corniere fabricate prin îndoire la rece la presă. Abaterile tip observate pe lotul de corniere formate la rece sunt de ordinul a 1/2 ... 1 din valoarea mediei și *la fel cu săgețile inițiale, distribuția statistică nu urmează legea normală.*

Toleranțele de fabricație se dau numai pentru profilele formate la rece. Valoarea toleranței de 1 grad / metru este respectată, cum se vede din tabelul 2.4.

Contrar cazurilor abaterilor de la liniaritate (săgeților relative inițiale) nici una dintre normele actuale nu propune o valoare a imperfecțiunii de torsiune care să fie luată în considerare în calculul de stabilitate. Aceasta datorită faptului că în cazul torsiunilor inițiale a căror valoare nu depășește 1 grad / metru, sarcina critică a profilelor nu este afectată de această imperfecțiune.

Tabelul 2.4 - Torsiunea relativă măsurată a profilelor (în grade /m).

Referința bibliografică	Tipul profilului	Torsiunea relativă
Itoh [2.6]	I laminat	0.12
	I laminat	0.30
Matthey [2.5]	I laminat	0.07
Costa Ferreira [2.3]	corniere produse prin îndoire la rece prin presa abkant	0.53

2.1.2. Ecruisajul

Metodele de formare la rece produc modificări ale caracteristicilor mecanice ale oțelului din profilul finit în raport cu platbanda de bază, Formarea la rece produce în general o majorare a limitei elastice, a limitei de rupere și o micșorare a ductilității. Aceste modificări depind pe de o parte de compoziția chimică și de modul de elaborare al oțelului din platbanda de bază, iar pe de altă parte de mărimea și de localizarea deformațiilor plastice datorate formării la rece.

Laminarea la rece conduce la o mărire a limitei elastice și câteodată a limitei de rupere în raport cu materialul de bază, care au valori importante în colțuri și apreciable pe fețele plane ale profilului. Spre deosebire de laminare, îndoirea la rece conduce la efecte asemănătoare în colțuri, însă fețele plane nu sunt de loc afectate de acest proces (tabelul 2.5) ,[2.9].

Tabelul 2.5. - Creșterea limitei elastice și a limitei de rupere în raport cu materialul de bază.

Metoda de formare	Laminare la cald	Formare la rece	
		Laminare	Presa
limita elastică (f_u)	colțuri	creștere importantă	creștere importantă
	fețe plane	creștere apreciable	-
limita de rupere (f_u)	colțuri	creștere importantă	creștere importantă
	fețe plane	creștere apreciable	-

În figura 2.8 sunt prezentate exemple de variație a limitei elastice și a limitei de rupere, măsurate pe un element laminat la rece, respectiv pe un element format la presa abkant.

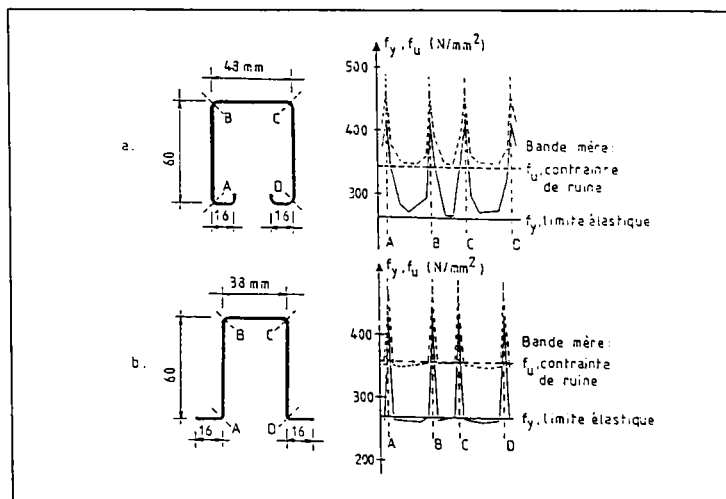


Figura 2.8. - Creșterea valorii limitei elastice și a valorii limitei de rupere : a) laminare la rece -b) formare la presa abkant

Marirea limitei elastice se datorează pe de o parte, iar pe de altă parte fenomenului de îmbătrânire a oțelului. În ceea ce privește mărirea limitei de rupere, ea se datorează exclusiv îmbătrânirii oțelului, însoțită de micșorarea ductilității și depinde de caracteristicile metalurgice ale oțelului (fig.2.9).

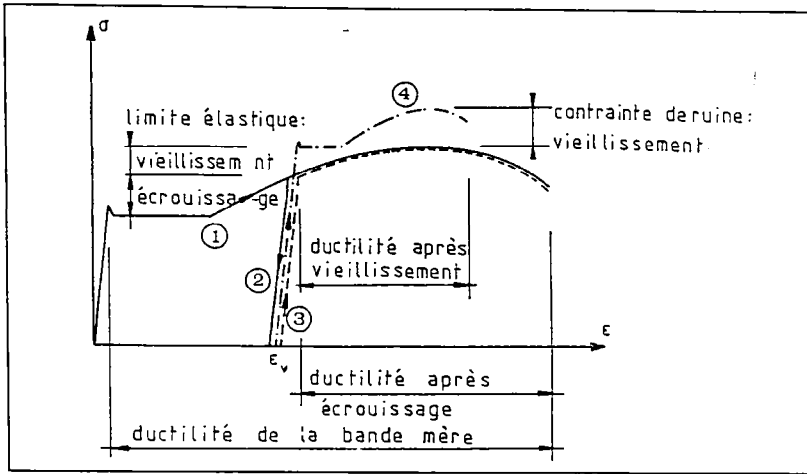


Fig.2.9. - Influența ecrouisajului și a îmbătrânirii curbei caracteristice a oțelului

În figura 2.9 s-au utilizat următoarele notații: “1” pentru curba caracteristică normală, “2” pentru descarcare, “3” pentru reincarcare imediată și “4” pentru reincarcare după îmbătrânire. Trebuie arătat că *tehnicele actuale întrebuințate în industrie și în principal obținerea oțelurilor calmate, elimină practic fenomenul de îmbătrânire.*

În consecință, **în cazul profilurilor formate la rece, se va lua în considerare doar efectul ecrouisării**, deci caracteristicile materialului se determină pe curba 1 din fig.2.9.

În cazul formării la rece, la presa abkant, ecrouisajul materialului apare în principal în dreptul colturilor, unde se produc în general cele mai mari deformații plastice.

În cazul laminării la rece, fețele plane pot totuși să prezinte și ele un anumit grad de ecrouisaj care depinde de tipul și dimensiunile cajelor liniei de laminare.

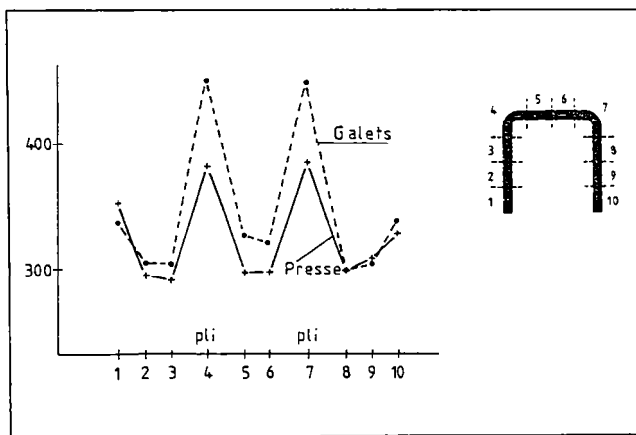


Figura 2.10. - Creșterea valorii limitei elastice în urma ecrouisajului la profile formate prin laminare sau îndoire la presă.

După [2.10] creșterea limitei elastice în raport cu banda de origine, ca urmare a ecruisării precum și variația acesteia pe conturul secțiunii profilului depind de următorii factori:

- marca oțelului origine (a oțelului de bază);
- modul de formare. Așa cum se vede din fig. 2.10. profilarea prin laminare produce o ecruisare mai mare în colțuri decât cea prin îndoire la presă. Dimpotrivă,, pe fețe rezultă valori apropiate ale ecruisării.
- raza relativă a colțului r/t unde este "r" este raza interioară a colțului, iar "t" grosimea peretelui profilului;
- numărul de colțuri. Ecruisajul atins la colț, nu depinde de numărul de colțuri, însă valoarea medie pe ansamblul conturului crește cu numărul de colțuri (fig.2.11).
- operațiunile la care este supusă banda formării finale a profilului (bobinare/derulare, predeformare etc).

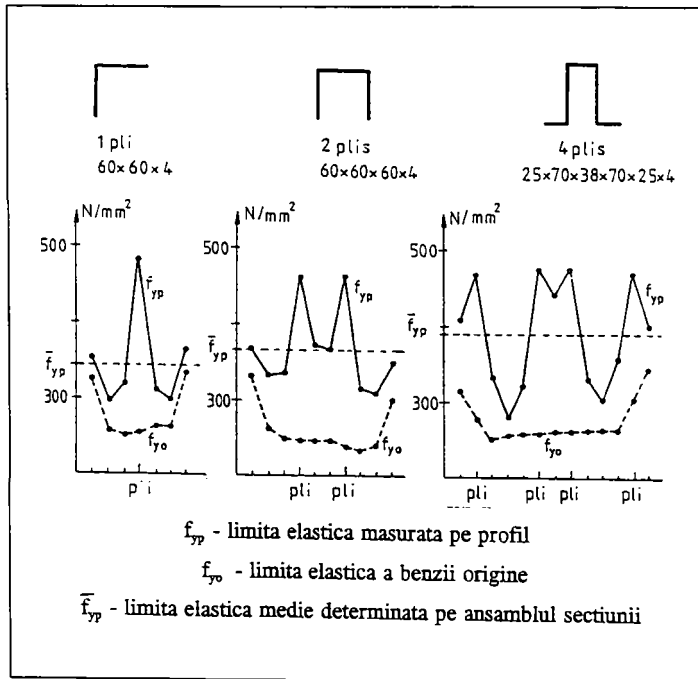


Figura 2.11. - Influența numărului de îndoiri (colțuri) asupra limitei elastice a profilelor formate la rece.

Există o serie întreagă de formule propuse de diverși autori pentru determinarea limitei elastice medii pe secțiunea transversală (cu valoare mărită: ($f_{ya} \geq f_{yb}$) apărute datorită formării la rece. Calculul se face pe tot conturul secțiunii transversale a profilului. În cadrul acestui referat se prezintă doar informativ formula propusă de EUROCODE 3 Part.1.3.[7.2].

$$f_{ya} = f_{yb} + (C \cdot n \cdot t^2 / A \cdot g) \cdot (f_u - f_{yb}) \geq f_{yb} \quad (2.3)$$

Norma impune și condiția limită:

$$f_{ya} \leq 0.5(f_{yb} + f_u) \quad (2.4)$$

Trebuie precizat că mărirea limitei elastice medii pe secțiune ca urmare a procesului de formare la rece se ia în considerare în [7.2] doar pentru calculul capacității portante a secțiunii (sau a elementului). În toate celelalte cazuri, cum ar fi calculul deformațiilor, se utilizează valoarea f_{yb} .

Mărirea limitei elastice nu apare la elemente cu suduri în zonele formate la rece, la elemente supuse galvanizării după formarea la rece sau la cele care au suferit după formare un tratament termic la o temperatură peste 580°.

2.1.3. Efectul Bauschinger

Dacă epruveta este supusă la întindere până la ecruisare și apoi unei încercări de compresiune, se va constata **micșorarea limitei elastice din compresiune**. Acest efect se numește “efectul Bauschinger”. Dacă dimpotrivă din oțel solicitat la întindere în sens longitudinal până la ecruisare, este ulterior supus compresiunii în sens transversal se va constata **mărirea limitei elastice în compresiune**.

În caz de întindere inițială în sens transversal, nu se observă modificarea limitei elastice la întindere în sens transversal.

Acest efect numit “efect Bauschinger invers”.

Aceleași principii pot fi aplicate în cazul unei epruvete ecruiate inițial prin compresiune și supusă ulterior la întindere înlocuind peste tot termenii întindere prin “compresiune” în toate fazele descrise de paragraful precedent.

La formarea prin îndoire a unui colț, fibrele exterioare sunt întinse după direcția tangențială și comprimate radial. Dimpotrivă, fibrele interioare sunt comprimate tangențial și întinse radial. Suprapunerea acestor solicitări tangențiale, respectiv radiale duce la anularea efectului Bauschinger invers asupra comportamentului în sens longitudinal al oțelului și deci justifică neluarea lui în considerare în studiul formării la rece a unui profil.

2.1.4. Tensiuni reziduale

2.1.4.1. Starea de tensiuni reziduale

Eforturile în care există într-un corp solid în absența acțiunilor exterioare și care formează un ansamblu autoechilibrat poartă denumirea de eforturi (tensiuni) reziduale.

Funcție de nivel structural în care se manifestă, deosebim:

- eforturi reziduale de ordinul I, care provoacă deformații la scara microscopică.
- eforturi reziduale de ordinul II, care antrenează deformații la scara grăunților structurii metalice;
- eforturi reziduale de ordinul III, care există la nivel cristalin.

Singurele eforturi reziduale luate în considerare în cadrul acestei teze sunt cele de ordinul I. Majoritatea elementelor structurale executate din oțel prezintă acest tip de tensiuni reziduale, adică tensiuni existente în elementele respective în stare liberă de încărcări.

Originea acestor tensiuni reziduale se află în procedeul de fabricație al profilului.

- laminare la cald, decupare cu flacăra pe de o parte;
- formare la rece cu deformare pe de altă parte.

Cauza principală a apariției tensiunilor, este variabilă funcție de tipul de profil considerat.

Profilele laminate la cald, respectiv profilele compuse, realizate prin sudură, prezintă ambele tensiuni reziduale specifice. Studiul acestor tensiuni nu face obiectul actualei teze. Se studiază starea de tensiuni reziduale din cadrul profilelor la rece cu secțiune deschisă respectiv cu secțiune închisă.

Profilele formate la rece cu secțiune deschisă: deformațiile plastice apărute ca urmare a procesului de formare la rece generează tensiuni reziduale cu valori mai importante la colțuri decât pe fețele plane, atât în cazul profilelor laminate la rece, cât și în cazul celor formate prin îndoire la presă.

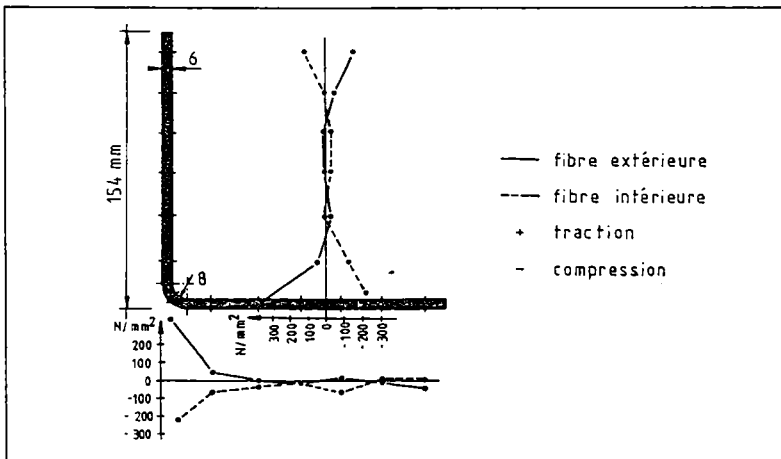


Figura 2.12. - Tensiuni reziduale apărute la un profil cornier ca urmare a laminării la rece.

În figura 2.12, se prezintă diagramele tensiunilor reziduale măsurate pe un profil cornier format prin laminarea la rece, din banda de oțel: AE 355 [2.2]. Față de profilele laminate la cald sau sudate, în cazul profilelor formate la rece se constată că tensiunile de pe fețele exterioare sunt de semn opus tensiunilor reziduale de pe fețele interioare.

Profilele formate la rece cu secțiune închisă: există două tipuri principale de tehnologii utilizate pentru producerea lor:

- Pe de o parte laminarea în cadrul căreia se formează o secțiune deschisă cu contur rotund, ale carei baze sunt lipite și sudate prin rezistență sau prin inducție. Aceasta este urmată eventual de aducerea secțiunii la formapatrată sau dreptunghiulară cu ajutorul unor role adecvate.
- Pe de altă parte, la toate secțiunile tubulare cu diametru mare, forma circulară se obține fie prin trecere succesivă, întâi printr-o presă în formă de "U" urmată de o trecere printr-o presă în formă de "O", fie prin treceri succesive printr-o presă în formă de gât de lebedă, buzele secțiunii circulare deschise sunt alipite și sudate cu arc electric.

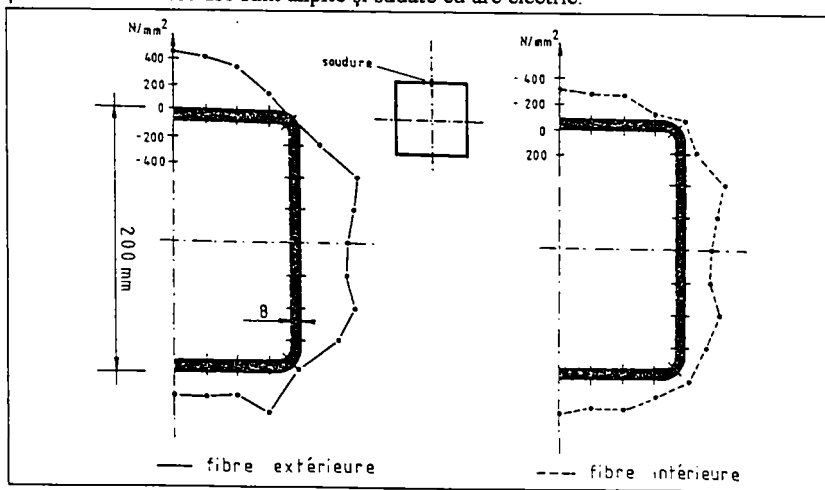


Figura 2.13. - Tensiuni reziduale la un profil patrat, produs prin laminare.

În cadrul acestor tehnologii de producere, tensiunile reziduale generate de procesul de formare sunt integral menținute în masa profilului datorită sudurii care împiedică orice revenire elastică a profilului. Pentru profilele tubulare de diametru mare, tensiunile de formare au o importantă componentă elastică, menținută sub forma de tensiuni reziduale, spre deosebire de cazul formării la rece a profilelor cu secțiune deschisă.

În figura 2.13. se prezintă tensiunile reziduale măsurate pe un profil tubular de forma pătrată, executat din oțel cu limita elastică de 440 N/mm^2 .

În tabelul 2.6. se prezintă o comparație de ordin calitativ între tensiunile reziduale generate în cadrul unui profil format la rece funcție de tehnologia lui de producere.

Tabelul 2.6- Tipul tensiunilor longitudinale funcție de tehnologia de fabricare a profilului.

Tipul efortului unitar	Formare prin laminare la cald	Formare la rece	
		Prin laminare	Prin presare
tensiuni rezid membranare (σ_m)	mari	slabe	medii
tens. reziduale de încov. sau flexionale (σ_n)	slabe	mari	medii

2.1.4.2. Metode pentru determinarea tensiunilor reziduale

Deși existența tensiunilor reziduale în profile din oțel, a fost pusă în evidență începând cu 1888 de Kalakontsky (prin măsurare pe cilindri din oțel) luarea în considerare în calcule a fost făcută doar în ultimii ani [6.1].

În cazul profilelor metalice, tensiunile reziduale se datoresc în special procesului de fabricație și diferă între ele sensibil în mărime și distribuție, funcție de procesul de fabricație utilizat. **Mărimea acestora este mult mai mică în cazul profilelor formate la cald sau supuse la tratamente termice, decât în cazul profilelor formate la rece [6.1].**

În mod tradițional, studiul tensiunilor reziduale și măsurarea lor se limitează în general la tensiunile longitudinale membranare. În același timp existența și tensiunile reziduale membranare transversale, dar influența acestora este mult mai puțin semnificativă. În ceea ce privește **tensiunile reziduale membranare transversale**, dar influența acestora este mult mai puțin semnificativă. În ceea ce privește tensiunile reziduale flexionale, ele au în general valori semnificative și care nu pot fi neglijate.

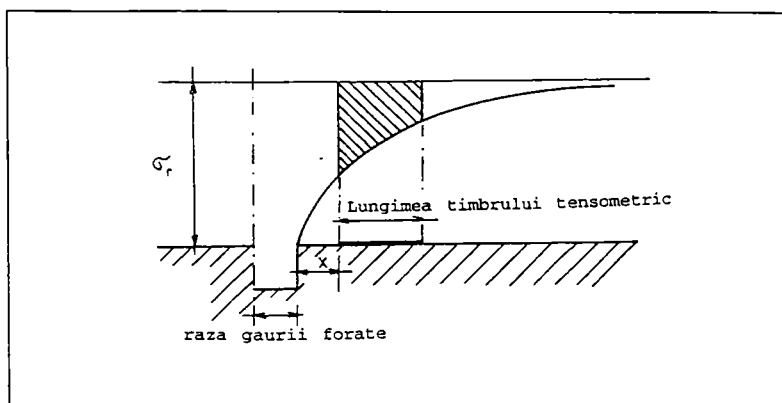


Fig. 2.14. - Variația tensiunilor reziduale în jurul gaurii forate.

Numeroase articole științifice au fost consacrate prezentării metodelor de măsurare a tensiunilor reziduale în profile metalice. Totuși metodele propuse nu furnizează câmpurile complete de tensiuni reziduale (longitudinale și transversale, de tip membranaș și flexional) iar unele dintre aceste metode nu sunt adecvate cazului profilelor uzuale. În continuare se prezintă o trecere în revistă a unor metode experimentale pentru determinarea tensiunilor reziduale, adecvate și profilelor formate la rece:

METODE EXPERIMENTALE PENTRU DETERMINAREA TENSIUNILOR REZIDUALE

Tabelul 2.7- Metode experimentale nedistructive [2.11]

Denumirea metodei	Observații
Metoda cu raze X (nu este curent utilizată)	Într-un material, distanța interatomică a cristalelor este diferită în cazurile în care există sau nu tensiuni reziduale. Determinarea tensiunilor reziduale cu raze X se bazează pe măsurarea distanței interatomice. Metoda reclamă utilizarea unei aparaturi complicate și destul de costisitoare.
Metoda cu ultrasunete (nu este curent utilizată)	Ca și în cadrul fotoelasticității, diferența dintre viteza de propagare într-un solid a unei unde acustice polarizate în ambele planuri principale este proporțională cu diferența tensiunilor principale în starea plană de tensiune. Rezultatele pot fi afectate de anizotropia materialului.

Tabelul 2.8- Metode experimentale semidistructive [2.11]

Denumirea metodei	Observații
Metoda de trepanare	Metoda nu se utilizează decât atunci când tensiunile reziduale variază puțin pe suprafața de măsurat. Un timbru tensometric de tip rozetă (cu 3 direcții principale de măsură) se conectează pe suprafața profilului în locul de masurare considerat, după care se decupează o zonă în jurul locului de măsurare. Diferența citirilor înainte și după decupare, permite cu ajutorul teoriei elasticității, determinarea stării de tensiune în jurul punctului considerat.
Metoda găurii forate	Această metodă constă în a măsura deformațiile proporționale date de un timbru tensometric de tip rozetă, înainte și după forajul unei găuri în centrul timbrului tensometric. Acest foraj are ca efect o relaxare a tensiunilor pe marginea găurii, după cum se observă în figura 2.14. Forajul găurii se execută prin abraziune cu aer. Pentru a atinge o bună precizie, diametrul găurii trebuie să fie de 1.5 - 1.6 mm. Raportul între adâncimea găurii și diametrul acesteia, mai mare sau egal cu 1, duce la o relaxare maximă a tensiunilor (vezi fig. 2.15).

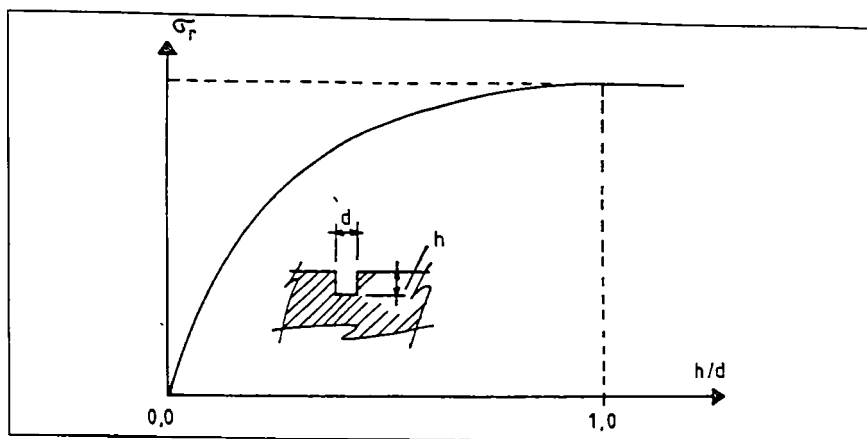


Figura 2.15. - Relația dintre relaxarea eforturilor și raportul adâncime-diametru al găurii forate.

Tabelul 2.9- Metode experimentale distructive [2.11]

Denumirea metodei	Observații
Metoda Moire	Este o metodă de tip fotografic care permite determinarea câmpului superficial de deformații într-un profil, pe o anumită suprafață lipind o grilă cu un număr de linii pe (mm). Înainte și după decupajul acestor suprafețe din profilul studiat sunt făcute fotografiile la lumina normală sau cu laser. Interferența lor dă o fotografie a deformațiilor superficiale ale profilului evaluate ulterior prin fotoelasticitate.
Metoda lui Stablein.	Această metodă permite determinarea tensiunilor reziduale în două direcții prin decupaje succesive în fâșii subțiri. Metoda impune numeroase limitări care îngreunează aplicarea ei.
Metoda lui Leluan	Permite măsurarea tensiunilor reziduale într-un solid atât la suprafața cât și pe grosimea profilului. Metoda se bazează pe decupaje succesive cu grosimi între 0.5 și 2 mm pentru a izola părțile elastice în domeniile unde se produce plastificarea.
Metoda decupajului	Metoda se bazează pe relaxarea tensiunilor reziduale, produse la secționarea în fâșii a profilului. Cum această relaxare este elastică, legea lui Hooke permite calculul tensiunilor reziduale pornind de la măsurarea deformațiilor înainte și după decupare. Profilul este decupat în fâșii longitudinale, iar deformațiile sunt măsurate cu ajutorul unui extensometru mecanic. Prin acest procedeu se pot determina numai tensiunile reziduale în sens longitudinal. Relaxarea tensiunilor reziduale se efectuează cu ajutorul a trei serii de tăieturi succesive (Fig. 2.16). Metoda este simplu de aplicat.

Figura 2.16. - Definierea tăieturilor succesive.

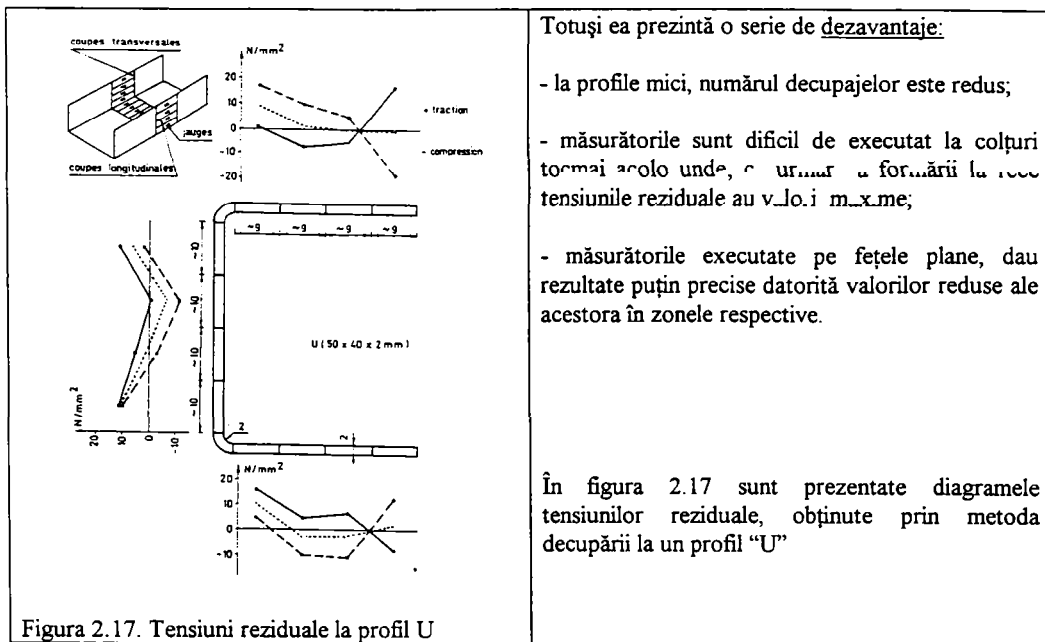


Figura 2.17. Tensiuni reziduale la profil U

În lucrarea [2.19] se prezintă o metodă extrem de simplă, bazată tot pe decupaj, pentru măsurarea tensiunilor reziduale. Se pornește de la constatarea că profilele cu pereți subțiri formate la rece prezintă în principal tensiuni reziduale normale (de tip "încovoiere"). De aceea, pentru scopuri practice, este eficient să se folosească în locul tehnicilor experimentale descrise mai sus, procedeul simplu al măsurării curburii fâșiilor obținute prin decupare. În acest fel se pot determina cu o bună aproximație tensiunile reziduale la profilele cu pereți subțiri formate la rece.

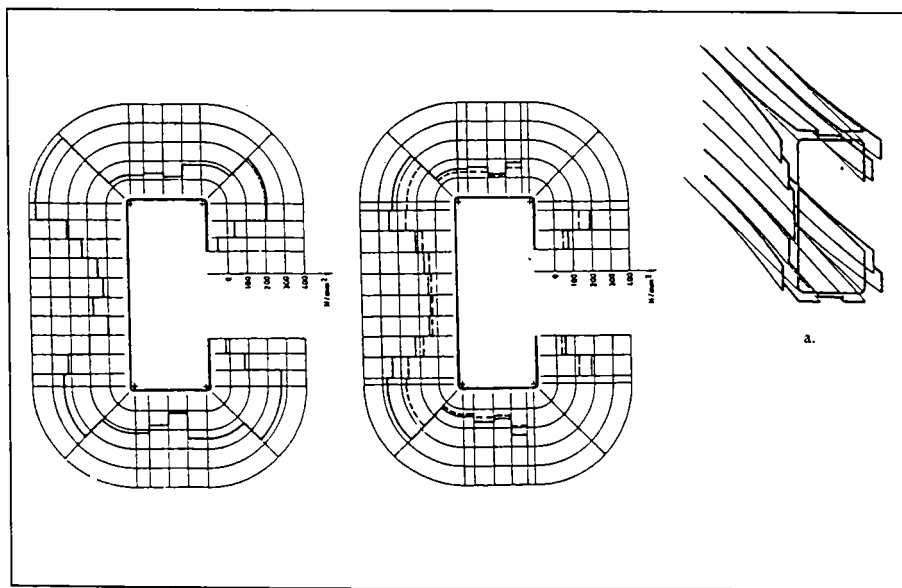


Figura 2.18 - Masurarea tensiunilor reziduale la un profil C

Pentru a pune în evidență distribuția tensiunilor reziduale, este suficient să se execute decupajele prezentate din figura 2.18-a). Masuratorile “petalelor” aparținând “influenței” reziduale rezultante, permit determinarea tensiunilor reziduale relaxate prin decupare.

Analizând comparativ figurile 2.18 -b) și 2.18-c) se poate constata că metoda simplă propusă de autorii lucrării, dă rezultate ce concordă bine cu cele determinate pe timbre tensometrice, prin metoda clasică a decupajului. În figura 2.18 -c), s-au luat în considerare două variante de distribuție a tensiunilor reziduale pe grosimea peretelui și anume:

- distribuția elastică (diagrama executată cu linie continuă);
- distribuția plastică (diagrama executată cu linie întreruptă);

METODE TEORETICE PENTRU EVALUAREA TENSIUNILOR REZIDUALE

Interesul metodelor teoretice pentru evaluarea tensiunilor reziduale nu constă doar în faptul că ele sunt independente de mărimea piesei respective (ceea ce constituie un dezavantaj al metodelor experimentale) ci și în faptul că oferă posibilitatea unor studii parametrice care permit punerea în evidență a variabilelor principale ale problemei, precum și o înțelegere mai bună a formării tensiunilor reziduale. Cu toate acestea, modelele teoretice nu permit o reprezentare precisă a fenomenelor (care pot fi foarte complexe) așa încât doar confruntarea cu rezultatele experimentale permite să se stabilească dacă modelul teoretic este suficient de elaborat pentru a da rezultate de natură cantitativă sau dacă gradul de rafinament al rezultatelor limitează rezultatele doar la nivel calitativ.

Se pot cita următoarele studii care propun metode teoretice de predicție ale tensiunilor reziduale pentru profile cu pereți subțiri formate la rece:

- **pentru profile formate la rece cu secțiune deschisă:** studiile lui Ingvarsson [2.12] și respectiv Rondal [2.13], care au propus metode de evaluare a tensiunilor generate la formarea unui colț (rotunjit) prin îndoire la presă. Este o metodă pas cu pas de mărire a curburii în colț.

- **pentru profile formate la rece cu secțiune circulară:** tensiunile reziduale apărute pe parcursul diverselor faze de fabricație ale țevilor, au fost studiate de Kato și Aoki [2.14]. Pentru simplificarea analizei diagrama ($\sigma - \varepsilon$) a oțelului este considerată de autor ca rigid plastică cu ecruisare liniară.

- pentru țevile de diametru mare, sudate, realizate prin mai multe treceri succesive, Anand și Griffith [2.15] au utilizat un model simplu, limitându-se doar la efectele transversale. În cadrul lucrării [2.11] realizată în cadrul departamentului MSM al Universității din Liege se prezintă în detaliu metoda propusă de prof. Rondal [2.13].

Rezultatele numerice obținute cu ajutorul acestei metode pot fi analizate sub trei aspecte:

- formarea propriu - zisă: metoda furnizează, funcție de tipul oțelului și raza relativă de formare r/t indicații cu privire la deformația maximă a materialului, mărimea momentului încovoietor necesar la formarea colțurilor cât și valoarea revenirii elastice;

- colțuri: prin această metodă se obțin eforturile transversale și longitudinale în colțuri, funcție de raza relativă de formare și tipul oțelului;

- metoda se poate aplica pentru orice tip de profil;

Metoda de determinare teoretică a eforturilor reziduale în timpul profilării la rece, se bazează pe următoarele ipoteze:

- materialul: diagrama efort - deformația este schematizată de o lege triliniară cu ecruisaj de tip izotrop (fig. 2.19);

- solicitări: profilarea unui colț este considerată a se realiza prin încovoiere pură (fig.2.20);

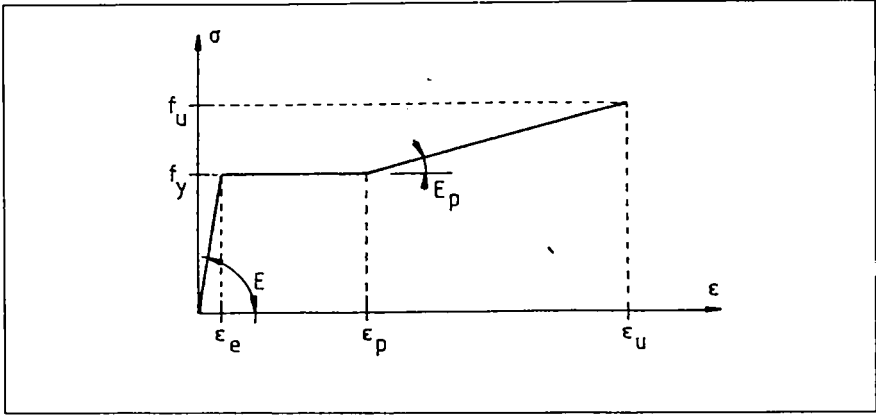


Figura 2.19 - Diagrama caracteristică a oțelului.

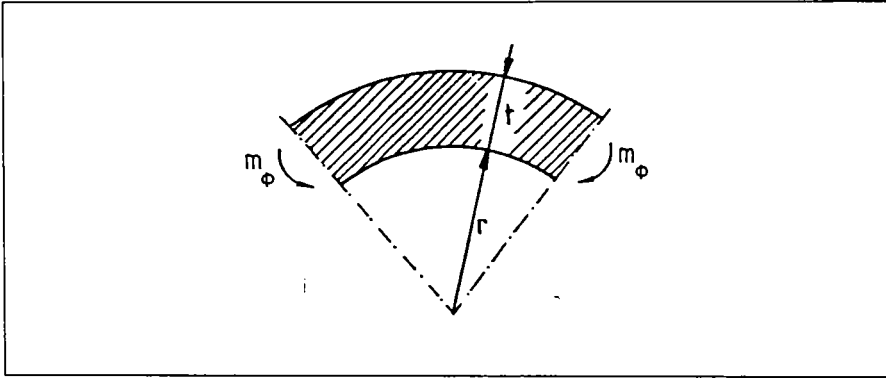


Figura 2.20 - Profilarea unui colț prin încovoiere pură

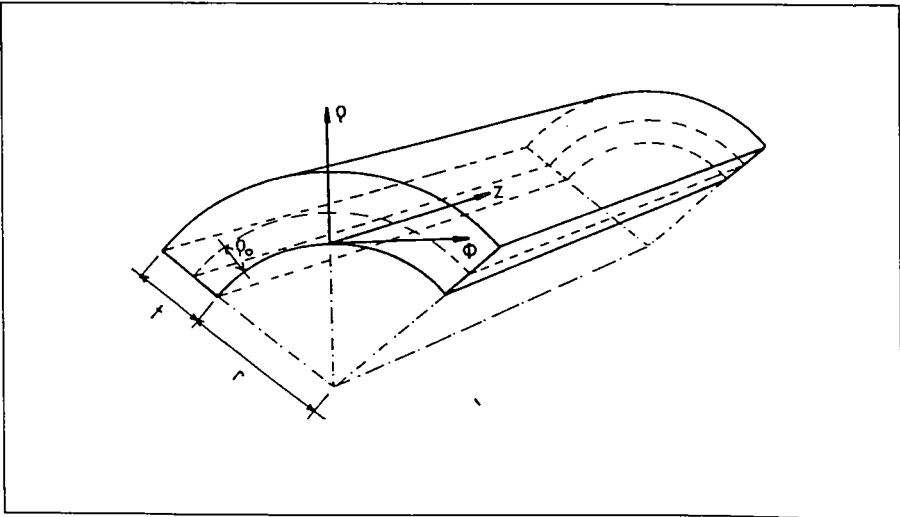


Figura 2.21 - Notății în sistemul de coordonate polare.

- starea eforturilor: profilarea prin laminare se aplica tablelor, lungimea acestora justificând o stare de deformații (fig.2.21):

$$d\varepsilon_z = 0 \quad (2.5)$$

cu privire la continuitatea de fabricație:

$$\varepsilon_z = 0 \quad (2.6)$$

În plus se consideră că eforturile reziduale în sens radial se neglijează:

$$\sigma_r = 0 \quad (2.7)$$

Așa cum se arată în figura 2.21 se utilizează un sistem polar de coordonate, unde ρ variază între zero și (t) definind o fibră curentă.

Metoda se bazează pe analiza clasică a orofilării unui colț, cu prindere în calcul a revenirii elastice după profilare. Eforturile reziduale în sens longitudinal au fost calculate ținând seama de geometria reală a profilului și de echilibrarea eforturilor între fibre.

Organigrama generală a metodei este dată în fig. 2.22. și cuprinde următoarele etape:

- calculul valorilor inițiale;
- pentru fiecare creștere a curburii (între zero și $1/r$):
 - calculul incrementului de deformație circumferențială și a eforturilor pentru fiecare fibră;
 - calculul noii poziții a axei neutre;
- calculul revenirii elastice și eventuala corecție (după revenirea elastică) a curburii prevăzute;
- calculul eforturilor reziduale într-o rotunjire.

Ca rezultat al aplicării metodei sintetizată prin organigrama din figură, se obțin :

a) Eforturi reziduale în colț

În cazul acestora se poate concluziona:

- conform teoriei grinzilor încovoiate, axa neutră este situată în interiorul profilului și este foarte aproape de mijlocul grosimii;
- eforturile (σ_ϕ) și (σ_z) înainte de descărcarea elastică, sunt practic identice, dar de semne contrare pe fibrele extreme;
- eforturile (σ_ϕ) și (σ_z) înainte de descărcarea elastică depind pe de o parte de eforturile reziduale circumferențiale ($\sigma_{\phi, res}$) iar pe de altă parte de limita de curgere a oțelului.

b) Eforturi reziduale pe ansamblul profilului

Pe ansamblul profilului, eforturile reziduale longitudinale se obțin plecând de la efortul (σ_z) din colț, care se reechilibrează ținând seama de forma profilului. Simulările numerice au arătat că eforturile reziduale sunt practic identice, dar de semne contrare pe fibrele dispuse simetric în raport cu fibra medie.

Pentru un profil de tip "C" din figura 2.22 se observă:

- la colțuri, valoarea tensiunilor reziduale scade cu scăderea raportului (v/t) și creșterea raportului (r/t).
- pe fețele plane, valoarea tensiunilor reziduale crește cu scăderea raportului (v/t) și creșterea raportului (r/t);

- valoarea tensiunii reziduale scade într-un colț de tip 1 (vezi fig. 2.22) și crește într-un colț de tip 2, cu creșterea raportului (v/u);
- tensiunile reziduale pe fețele plane de tipul 3 și 6 și scad pe fețele de tip 7, cu creșterea raportului (v/u);
- eforturile reziduale sunt mai ridicate în cazul unui oțel cu ecruisaj.

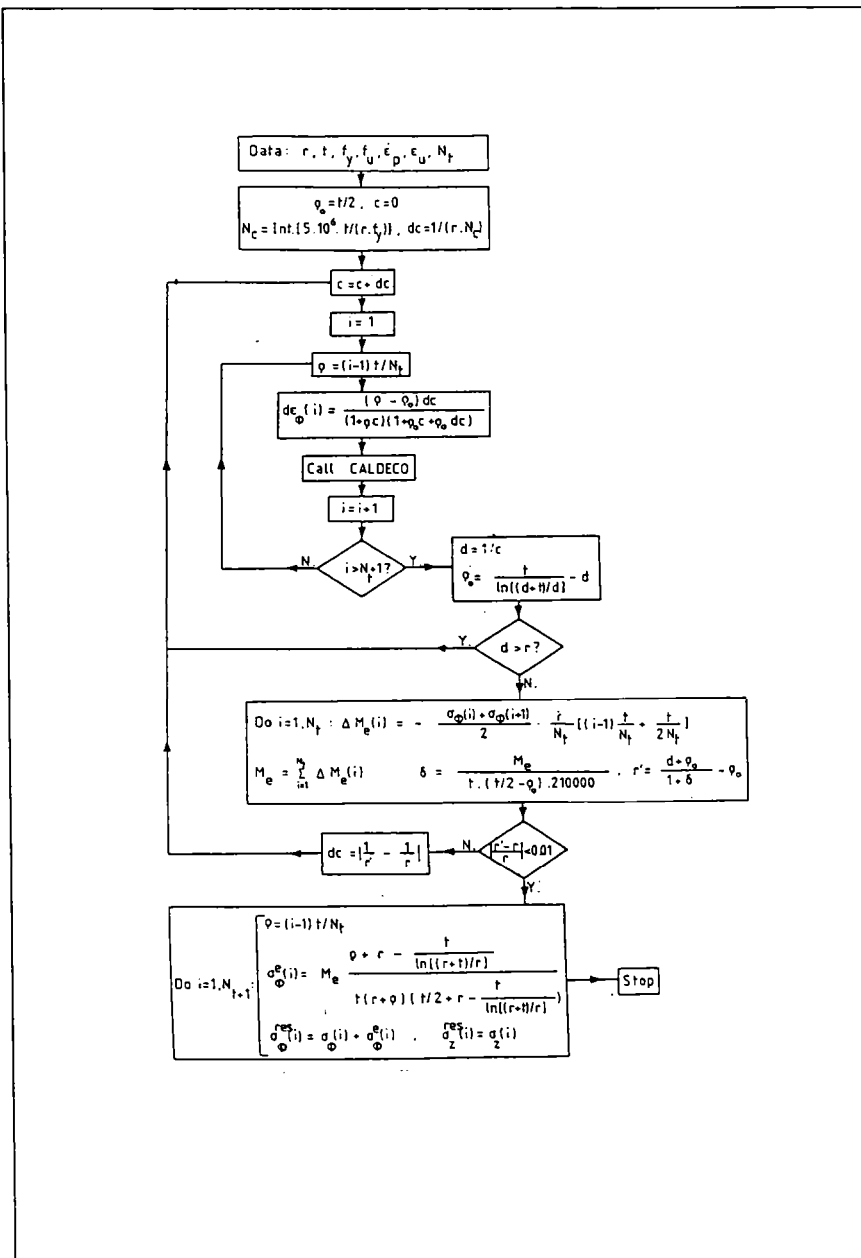


Figura 2.22 - Organigrama generală a metodei Rondal

Metodele numerice moderne, cum ar fi de exemplu metoda elementului finit permit simularea proceselor de formare ale elementelor din oțel. Aceste simulări pot furniza informații interesante asupra tensiunilor reziduale de fabricație și de asemenea asupra diverselor aspecte particulare importante pentru producătorii de profile (deformația maximă a materialului, revenirea elastică după profilare, etc).

2.2. Influența imperfecțiunilor asupra comportamentului profilelor formate la rece

După Euler, studiul stabilității construcțiilor se bazează pe conceptul de încărcare critică, adică încărcarea maximă pe care o poate suporta un element ideal înaintea de a se rupe datorită depășirii capacității sale portante.

În ultimele decenii, atenția cercetătorilor a fost atrasă de efectul imperfecțiunilor prezentate de absolut toate profilele industriale, asupra capacității portante a acestora. Două tipuri de imperfecțiuni joacă un rol important în stabilitate:

- imperfecțiunile de tip geometric (săgeata inițială și defectele de centrare a încărcării);
- tensiunile reziduale, care se suprapun peste eforturile de serviciu afectând suplimentar comportamentul elementelor metalice.

Convenția Europeană de Construcții Metalice a prevăzut în standardele europene influența tensiunilor reziduale asupra elementelor metalice supuse la flambaj. Recomandările europene se bazează în principiu pe distribuția tensiunilor reziduale în profile laminare la cald.

Conform acestor recomandări care formează baza EUROCODE 3 secțiunile se clasifică funcție de un factor de imperfecțiune, care cuprinde efectul tuturor tipurilor de imperfecțiuni și care intervine în expresia coeficientului de flambaj.

În tabelul 2.10 se prezintă valorile coeficientului "α" al imperfecțiunilor ca și imperfecțiunea geometrică echivalentă, corespunzătoare curbelor de flambaj a-c, conform EUROCODE 3.

Tabelul 2.10. - Coeficientul imperfecțiunilor și imperfecțiunea echivalentă.

Curba de flambaj	a_0	a	b	c	d
Coeficientul imperfecțiunilor (α)	0.13	0.21	0.34	0.49	0.76
Săgeata echivalentă (e_0)	1/1.000	1/600	1/380	1/270	1/190

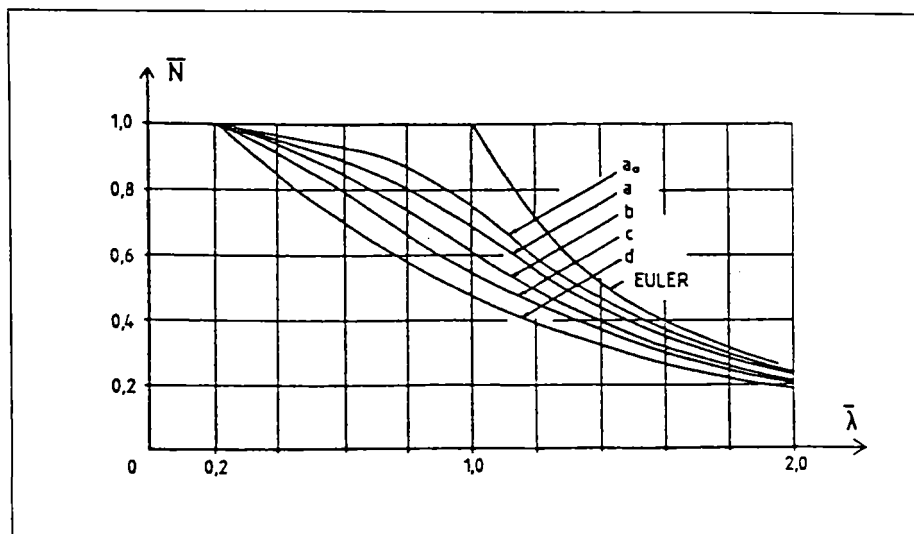
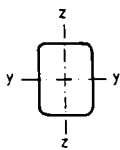
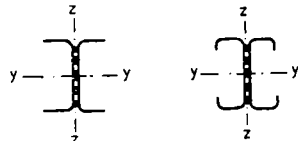
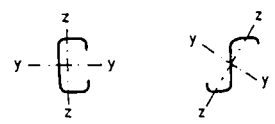
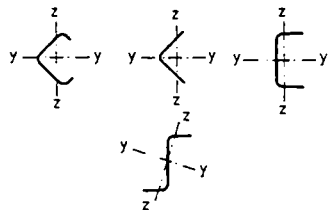


Figura 2.23 - Curbe europene de flambaj pentru profilele laminare la cald

Curbele europene de flambaj se prezintă în fig 2.23

În cazul profilelor formate la rece, comprimate, se utilizează pentru moment aceleași curbe de flambaj ca și pentru profilele laminate la cald, și în consecință aceleași valori ale coeficientului imperfecțiunilor (α). Tabelul 2.11 prezintă clasificarea secțiunilor profilate la rece conform EUROCODE 3 - Part. 1.3 [7.2].

Tabelul 2.11. - Clasificarea secțiunilor formate la rece, conform EC.3. Partea 1.3.

Forma secțiunii transversale a barei		Axa de flambaj	Curba de flambaj
Secțiune tubulară și secțiuni compuse închise 	Dacă se lucrează cu valoarea (f_{yb})	oricare	b
	Dacă se lucrează cu valoarea (f_{ya})	oricare	c
Secțiuni I și H 	y - y		a
	z - z		b
	oricare		b
	oricare		c

Pe baza simulărilor numerice, Costa Ferreira și Rondal [2.16] au demonstrat că în cazul cornierelor formate la rece, tensiunile reziduale care au componenta flexională predominantă, joacă un rol mai puțin defavorabil, la intensitate egală, decât tensiunile reziduale ce apar în cadrul profilelor laminate la cald și sunt de tip membranar.

Un rezultat identic a fost obținut de către Gardner [2.17] pe profile tubulare de forma patrată sau rectangulară.

Dubină și Pacoste [2.18] au arătat (pe baza unei analize statistice a rezultatelor teoretice și experimentale) ca în cazul profilelor U și C, rezultă o corelare teoretică și experimentală mai bună utilizând curba de flambaj "a", caracterizată printr-un *efect mai redus al imperfecțiunilor* decât curbele "b" și "c" recomandate de EC.3 pentru aceste tipuri de secțiuni.

Ținând cont de influența favorabilă a ecruisajului, de faptul că tensiunile reziduale afectează mai puțin caracteristicile mecanice ale profilelor formate la rece decât pe cele ale orofilelor laminate la cald, rezultă că în cazul profilelor formate la rece singurele imperfecțiuni care le afectează comportamentul în mod semnificativ sunt imperfecțiuni geometrice [2.1].

2.3. Influența zvelteții pereților asupra rezistenței și stabilității elementelor

2.3.1. Comportamentul profilelor metalice comprimate

Studiul barelor comprimate reale de tip industrial se face pornind de la studiul barei perfecte. Pentru bara perfectă se adoptă următoarele ipoteze:

- a) materialul este liniar elastic,
- b) secțiunea transversală este constantă în lungul barei,
- c) deplasările provin din încovoierea după axa de inerție a barei și din scurtarea acesteia,
- d) nu există tensiuni reziduale,
- e) bara este perfect dreaptă, fără deformată inițială,
- f) încărcările de compresiune sunt perfect centrate și acționează în centrele de greutate ale secțiunilor transversale de la extremități,
- g) reazemele barei sunt articulații perfecte.

Tabelul 2.12.a - Comportamentul barelor metalice cu pereți groși la compresiune

Bare cu pereți groși	
<p style="text-align: center;">În cazul unei bare perfecte</p> <p>Pentru încărcări care depășesc încărcarea critică de bifurcare ($(N/N_k \geq 1)$) bara are două alternative de comportament:</p> <ol style="list-style-type: none"> 1) săgețile (w) sunt nule, starea este de echilibru instabil și se descrie ramura AB a curbei. 2) starea de echilibru stabil: se urmărește ramura AC; pentru creșteri mici ale încărcării, apar creșteri mari ale săgeții (w). <p>Rigiditatea barei nu înregistrează creșteri semnificative decât pentru valori mari ale săgeții.</p> <p>Trasarea ramurii AC a curbei se poate face doar câtva timp ținând cont de deformațiile mari ale barei.</p>	

Figura 2.24-Curba de echilibru

În cazul unei bare cu o deformată inițială de formă sinusoidală, având săgeata maximă (w_0), comportamentul acesteia urmează ramura D. Se observă că această ramură tinde spre ramura AC a barei perfecte pentru valori mari ale săgeții.

În cazul unui material cu proprietăți elasto-plastice, solicitarea compusă de compresiune cu încovoiere provoacă un început de plastificare a secțiunii (punctul P de pe curba D). Din acest punct, bara începe să își piardă rigiditatea până la atingerea stării limita ultime în punctul L.

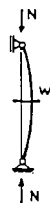


Fig. 2.25-Bara cu deformată inițială

Tabelul 2.12.b. - Comportarea barelor metalice cu pereți subțiri la compresiune.

Bare cu pereți subțiri

În cazul când bara este alcătuită dintr-un profil cu pereți subțiri, fenomenul de instabilitate prin voalarea locală a pereților apare înaintea putului plasticității.

Prin voalarea pereților, apare o pierdere prematură de rigiditate a barei, așa cum se vede în fig. 2.26, unde punctul V indică debutul fenomenului.

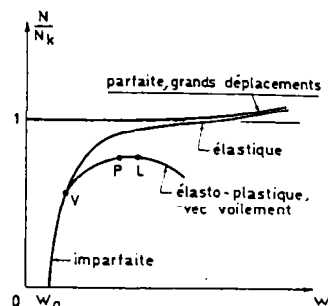


Fig. 2.26-Curba de echilibru

În figura 2.27, se prezintă acest fenomen de voalare a pereților care pot fi inițiat în fenomen de pierdere a stabilității locale a profilului.

În acest caz, **încărcarea ultimă a barei este mai mică** decât cea a unei bare la care nu apare voalarea.

Apariția voalării nu produce însă cedarea barei. Reducerea rigidității barei ca urmare a voalării poate fi modelată cu ajutorul unei secțiuni transversale reduse a profilului în comparație cu cea a barei. Acasă cțiun s num și "secțiunea eficace" și se obține evaluând "lățimile eficace" ale pereților.

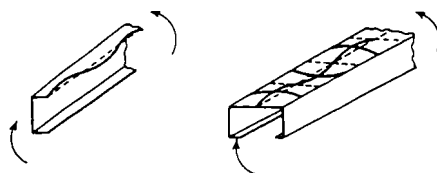
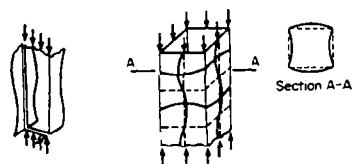


Fig. 2.27-Voalarea peretilor

Pentru definirea lățimii eficiente de perete, se poate utiliza exemplul tălpii comprimate a unei grinzi (fig. 2.28).

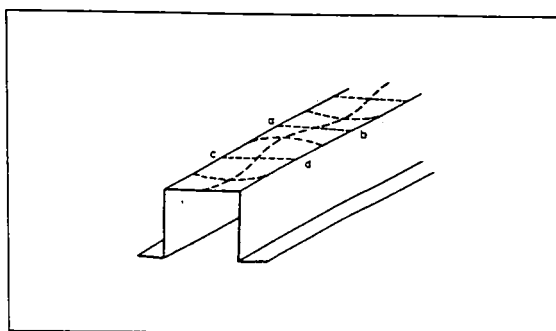


Figura 2.28. -Voalarea peretilor plani comprimați.

Talpa superioară a grinzii se comportă ca o placă rectangulară lungă, perfect plană inițial, articulată după cele două laturi longitudinale și supusă în sens longitudinal unei solicitări de compresiune uniformă (fig.2.28).

Când această compresiune uniformă depășește efortul unitar critic de voalare (σ_{cr}) al plăcii, apar **unde de voalare care se amplifică pe măsură ce crește tensiunea**. Fibrele longitudinale situate în zona undelor, datorită curburii lor, prezintă o rezistență mai mică la compresiune, care se va descărca asupra zonelor mai rigide, către reazeme. Rezultă o diagramă de efort unitar care prezintă o adâncitură la mijlocul lungimii ei, respectiv valori majorate către reazeme. În final, aceste valori majorate pot atinge limita elastică a materialului " f_y " (fig.2.29).

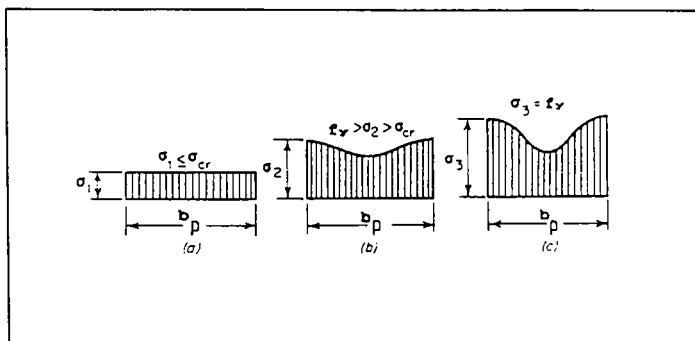


Figura 2.29 - Starea de efort unitar într-un perete plan care voalează

Talpa superioară a grinzii se comportă ca o placă rectangulară lungă, perfect plană inițial, articulată după cele două laturi longitudinale și supusă în sens longitudinal unei solicitări de compresiune uniformă (fig.2.28).

Când această compresiune uniformă depășește efortul unitar critic de voalare (σ_{cr}) al plăcii, apar **unde de voalare care se amplifică pe măsură ce crește tensiunea**. Fibrele longitudinale situate în zona undelor, datorită curburii lor, prezintă o rezistență mai mică la compresiune, care se va descărca asupra zonelor mai rigide, către reazeme. Rezultă o diagramă de efort unitar care prezintă o adâncitură la mijlocul lungimii ei, respectiv valori majorate către reazeme. În final, aceste valori majorate pot atinge limita elastică a materialului " f_y " (fig.2.28).

Pornind de la alura diagramelor din fig. 2.28 a apărut ideea înlocuirii plăcii în stare voalată prin două fâșii longitudinale, având fiecare lățimea $b_{ef}/2$ și reprezentând zona eficace (activă) a secțiunii. Astfel, rezultă efortul unitar majorat (σ_{max}) considerat uniform pe întreaga lățime eficace, așa cum se vede din fig. 2.30.

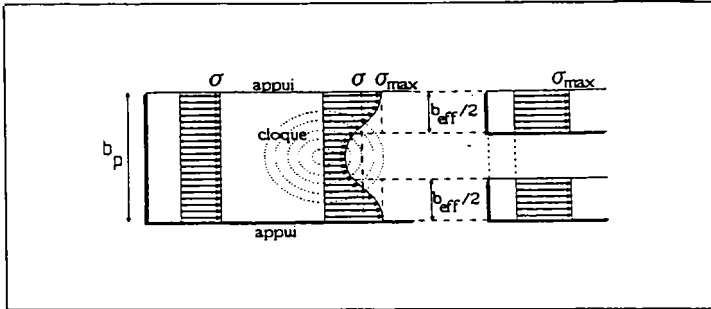


Figura 2.30 - Secțiunea eficace a unui perete voalat

Se admite că rezistența ultimă a plăcii se atinge atunci când (σ_{max}) devine egal cu f_y . Pentru a determina lățimea eficace b_{ef} a plăcii în stare limită ultimă, se utilizează ipoteza lui Von Karman (autorul conceptului de lățime eficace) conform căreia tensiunea (σ_{max}) corespunzând domeniului post - critic, este egală cu tensiunea critică elastică corespunzând lățimii eficace.

Deci: $\sigma_{max} = (\sigma_{cr})_{ef}$

Știind ca în general : tensiunea critică de voalare a plăcii se scrie:

$$\sigma_{cr} = \frac{\pi^2 E}{12(1-\nu^2)} \left(\frac{t}{b_p} \right)^2 \quad (2.8)$$

rezultă:

$$\sigma_{max} = k_\sigma \frac{\pi^2 E}{12(1-\nu^2)} \left(\frac{t}{b_{ef}} \right)^2 = \sigma_{cr} \left(\frac{b_p}{b_{ef}} \right)^2 \quad (2.9)$$

unde:

k_σ - coeficient de voalare

E - modul de elasticitate

ν - coeficientul lui Poisson

În starea limită ultimă avem:

$$\sigma_{max} = (\sigma_{cr}) \left(\frac{b_p}{b_{ef}} \right)^2 = f_y \quad (2.10)$$

sau:

$$\frac{b_{ef}}{b_p} = \rho = \sqrt{\frac{\sigma_{cr}}{f_y}} \quad (2.11)$$

Deci, conform ultimei relații, lățimea eficace (b_{ef}) se obține înmulțind lățimea plană totală a plăcii (b_p) cu un coeficient de reducere $\rho \leq 1$ (deci $b_{ef} = \rho \cdot b_p$)

unde:

$$\rho = \sqrt{\frac{\sigma_{cr}}{f_y}} = \frac{1}{\lambda_p} \quad (2.12)$$

iar λ_p este zveltețea redusă de placă.

Așa cum se știe, coeficientul de voalare (k_{σ}) ia valori diferite funcție de tipul peretelui (de modul cum este rezemată placa). Există pereți numiți “rigidizați” (plăci rezemate pe cele două laturi longitudinale) și pereți numiți “nerigidizați” (plăci rezemate pe o singură latură longitudinală). Valorile lui (k_{σ}) diferă în mod corespunzător.

3. Interacțiunea instabilităților globale și locale la profilele cu pereți subțiri comprimate

Analiza comportamentului barelor cu pereți subțiri trebuie să țină cont de cele trei moduri specifice de pierdere a stabilității ce apar în cazul acestora [3.4]:

1. Modurile de instabilitate locale în sensul strict al termenului, manifestate prin voalarea unuia sau mai multor pereți componenți ai profilului.

2. Modurile de instabilitate distorsionale sunt moduri de instabilitate locale manifestate atunci când reazemele pereților componenți ai profilului (colțurile) rigidizările nu au suficientă rigiditate pentru a limita între ele dezvoltarea fenomenului voalării. Modurile locale de instabilitate apar cu precadere în cazul zvelteților de bară reduse.

3. Moduri globale de instabilitate manifestate prin flambajul barei prin încovoiere, prin încovoierre - răsucire sau prin deversare (numită și flambaj lateral - caracteristica barelor supuse la încovoiere pură sau încovoiere cu compresiune.

Din punct de vedere al analizei de stabilitate, o bară cu pereți subțiri se caracterizează prin:

- zveltețea redusă de bară ($\bar{\lambda}$)
- zveltețea redusă de perete ($\bar{\lambda}_p$)
- forța critică elastică (N_{cr}) pentru flambajul de bară, instabilitatea globală,
- forța critică (N_L) pentru voalarea peretelui (instabilitatea locală)

Funcție de valorile ($\bar{\lambda}$) și ($\bar{\lambda}_p$), respectiv de valoarea raportului (N_{cr}/N_L) distingem trei categorii de bare:

- a) bare scurte, la care apare cu preponderență instabilitatea locală;
- b) bare lungi cu preponderență instabilitatea globală;
- c) bare de lungime medie, la care apar și interacționează ambele moduri de instabilitate.

În lucrarea [3.3] se prezintă o sinteză deosebit de sugestivă în legătură cu modurile de pierdere a stabilității la un profil cu pereți subțiri format la rece. Acest lucru este cu atât mai necesar cu cât profilele formate la rece cu pereți subțiri prezintă prezintă multiple moduri de deplasare ale elementelor secțiunii transversale în cazul pierderii stabilității. Acestea se pot datora simetriei față de o singura axa, rigidizărilor partial sau integral eficiente sau zvelteților de perete ridicate. În figura 3 se prezintă zece moduri diferite de deformare ale secțiunii unui profil "C" în cazul pierderii stabilității:

- deformarea $k = 1$ corespunde unei deplasări axiale caracteristice comportamentului precritic,
- deformările $k = 2$ și $k = 3$ corespund flambajului prin încovoiere,
- deformarea $k = 4$ corespunde flambajului prin răsucire
- deformările $k = 5$ și $k = 6$ corespund flambajului simetric sau antisimetric al rigidizărilor marginale; acest mod de instabilitate a fost denumit "flambaj distorsional"
- deformarea $k = 7$ corespunde voalării simetrice a inimii
- deformările $k = 8$ și $k = 9$ corespund voalării simetrice sau antisimetrice a tălpilor
- deformarea $k = 10$ corespunde voalării antisimetrice a inimii

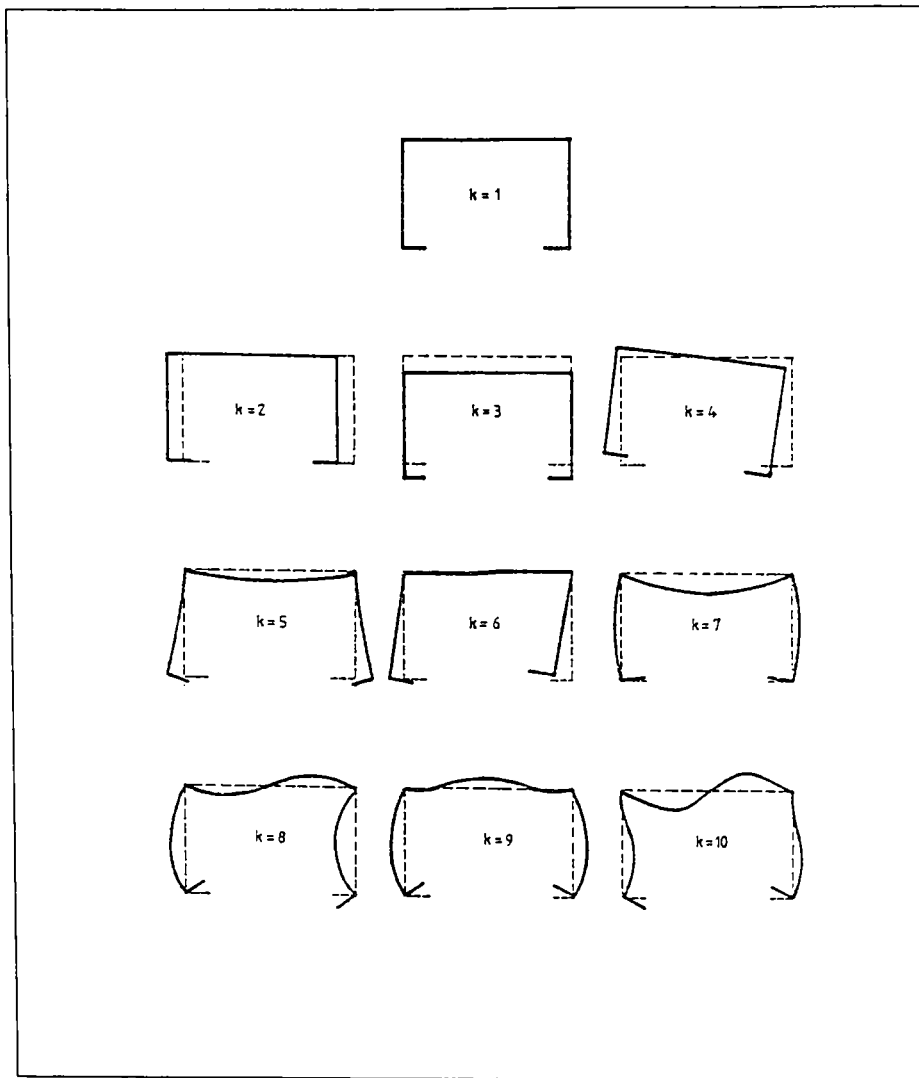


Figura 3.1 - Moduri de deformare ale secțiunii transversale la pierderea stabilității unui profil "C".

3.1 Modurile de instabilitate locale

Apar prin voalarea locală a pereților componenți ai profilului formându-se mai multe semi-unde în sens longitudinal [7.8]. Ele produc deformații considerabile ale secțiunii transversale însă deplasările generale ale acesteia rămân mici, așa cum se vede din fig. 3.2.

Lungimea de semiundă longitudinală de voalare este comparabilă cu dimensiunea maximă (înălțimea) secțiunii transversale [7.8].

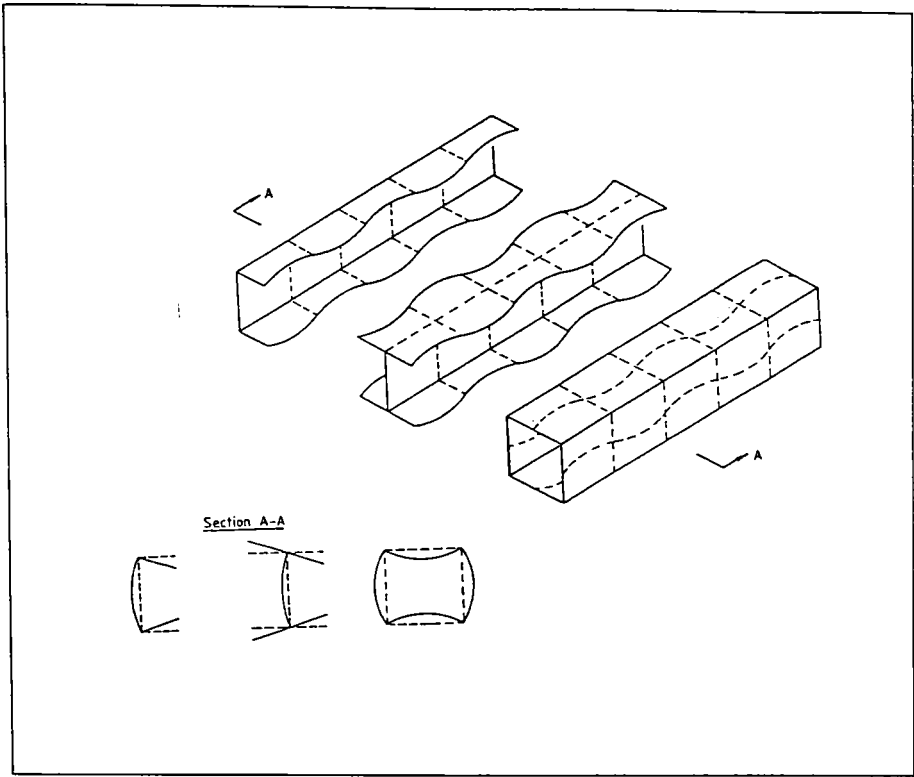


Figura 3.2- Mod de instabilitate locală

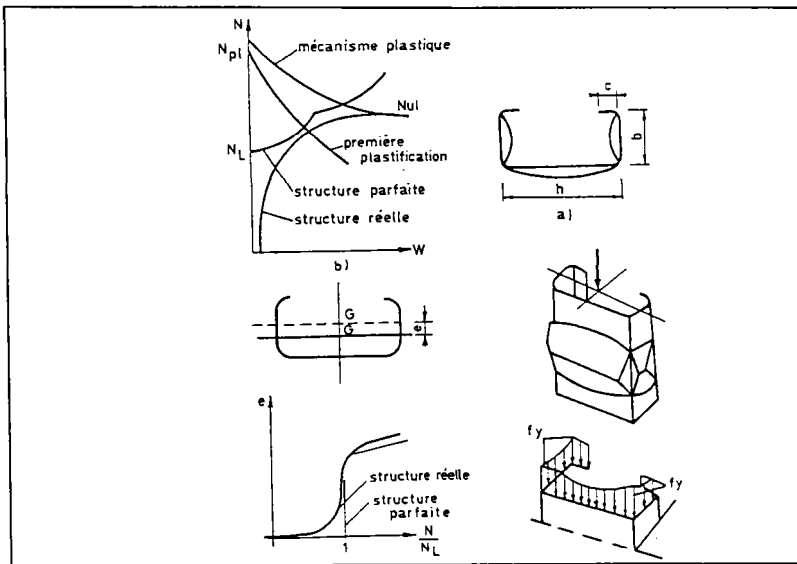


Fig.3.3. - Comportamentul unei bare scurte

Pentru un element scurt fără imperfecțiuni, voalarea preților (fig.3.3a) apare (teoretic) atunci când forța axială atinge valoarea critică (N_L) corespunzătoare peretelui ce-lui mai zvelt. Când pereții voalează, centrul de greutate al secțiunii transversale se deplasează (fig.3.3-b și 3.3-c), ceea ce transformă solicitarea de compresiune axială într-o solicitare de compresiune excentrică, mărind solicitarea unora dintre fibrele secțiunii și micșorând-o pe a altora (pentru profilul C din figură crește compresiunea tălpilor și scade compresiunea în inimă).

În final, profilul cedează prin apariția unui mecanism plastic în secțiunea în care au voalat pereții. În fig. 3.4 se prezintă mecanisme de cedare pentru profilele scurte cu secțiune "C" respectiv "U".

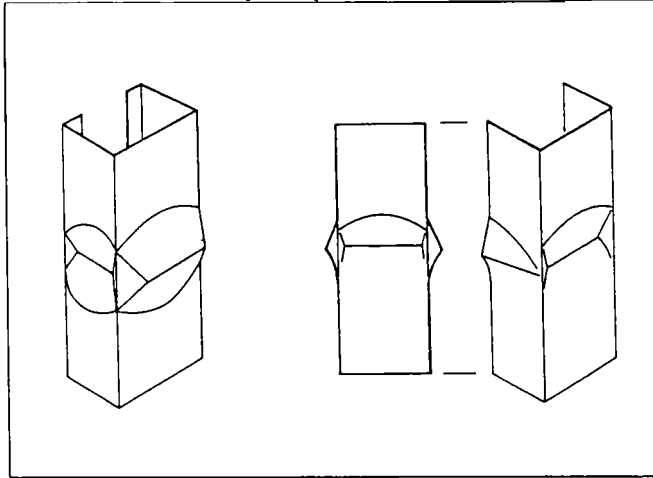


Figura 3.4 - Mecanisme de cedare la bare scurte

Valoarea maximă a eforturilor unitare se atinge în colțurile secțiunii și scade către centrul lărimii pereților. Această variantă este ilustrată în fig. 3.3 d pentru cazul unui profil C.

În cazul unei bare scurte cu imperfecțiuni, sageata peretelui crește imediat după aplicarea forței axiale "N" (vezi diagrama din fig. 3.3). Se observă din diagramă că forța axială ultimă (N_u) este mai mare decât (N_{pl}).

3.2 Modulurile de instabilitate distorsionale.

În cazul voalării pereților unui profil, trebuie făcută distincție între punctele fixe ale secțiunii transversale corespunzătoare colțurilor fixe (numite și linii de reazem) și punctele deplasabile ale secțiunii transversale (corespunzătoare colțurilor deplasabile)[3.4], [3.5].

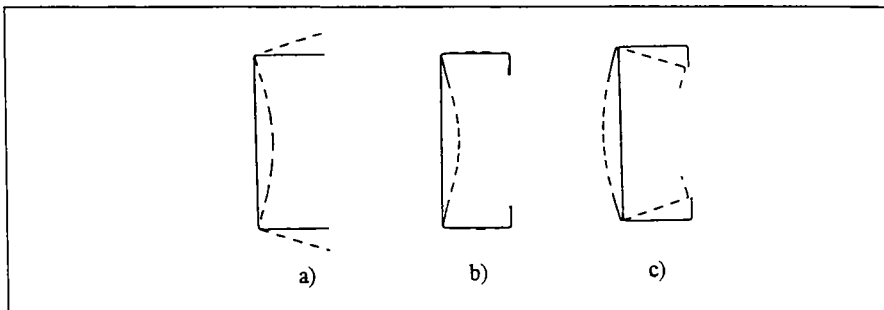


Figura 3.5 - Modul distorsional de instabilitate locală

Un profil "U" va voala ca în figura 3.5-a, iar un profil "C" va voala ca în figura 3.5-b sau 3.5-c. Rebordul a fost executat pe muchia profilului "C" cu scopul de a constitui un reazem pentru talpă. În figura 3.5-b, acest rebord este eficace în timp ce în fig. 3.5-c, el nu este eficace.

Cele două moduri de instabilitate ale profilului C sunt diferențiate din punct de vedere al terminologiei, în felul următor:

- modul de instabilitate din fig. 3.5-b în care colțurile secțiunii C sunt fixe, limitând între ele fenomenul de pierdere a stabilității, se numește "voalare"
- modul de instabilitate din fig. 3.5-c, se numește "distorsiune a tălpilor profilului".

În cadrul celui de al doilea mod de instabilitate, talpa voalează ca și cum nu ar avea reazem în dreptul rebordului. Nu mai este vorba de un mod de instabilitate strict local, dar nu este vorba nici despre o pierdere a stabilității generale a tălpii. Deci *distorsiunea este un mod de instabilitate intermediară între voalarea pereților și flambajului de ansamblu al barei.*

Un alt exemplu de distorsiune la profilele cu pereți subțiri este distorsiunea inimii unui profil "sigma" (fig. 3.6).

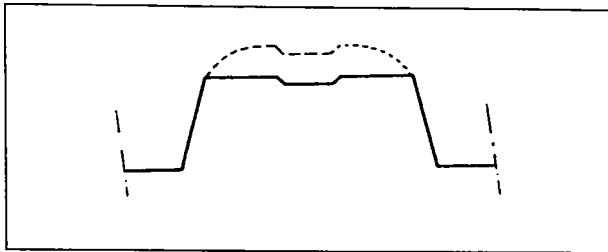


Figura 3.6 - Distorsiunea rigidizării unui perete supus la compresiune din încovoiere.

Se poate defini instabilitatea prin distorsiune ca fiind un mod de instabilitate local, manifestat la un profil cu pereți subțiri unde voalarea apărută pe secțiunea transversală induce o deplasare ce nu poate fi neglijată, a punctului de racord între doi pereți.

Diferența între distorsiune și flambajul de bară constă în faptul că flambajul este un mod de instabilitate global în cadrul căruia toate colțurile profilului suferă deplasări care nu pot fi neglijate.

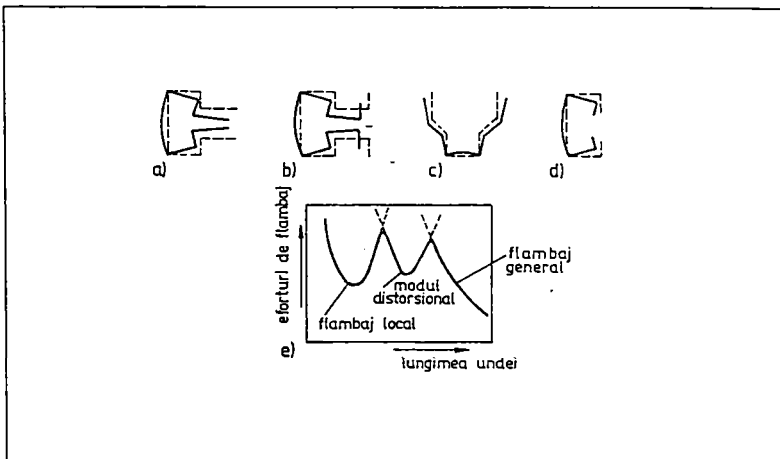


Figura 3.7. - Exemple pentru moduri de flambaj distorsional și evaluarea eforturilor critice de flambaj.

Pierderea stabilității prin distorsionarea secțiunii transversale are loc de regulă în cazul secțiunilor transversale deschise monosimetrice prezentate în fig. 3.7 sau asimilabile cu acestea [3.5].

Fenomenul apare atunci când tălpile comprimate nu au elemente care să împiedice deplasarea laterală.

În asemenea cazuri, peretele tălpii are tendința de a-și pierde stabilitatea individual, asemeni unei bare comprimate rezemate elastic la nivelul conexiunii cu peretele inimii profilului. Are loc un fenomen similar flambajului lateral al grinzilor încovoiate.

Această formă de instabilitate caracterizează cu precădere profilele solicitate la compresiune cu încovoiere după axa perpendiculară pe axa de simetrie a secțiunii transversale (axa de rigiditate minimă). Solicitarea de compresiune centrică, datorită modificării poziției centrului de greutate al secțiunii, ca urmare a voalării pereților componenți se transformă întotdeauna în compresiune excentrică.

Fie N_d forța critică de pierdere a stabilității prin distorsionare. Flambajul prin distorsionarea secțiunii transversale va fi luat în considerare (va constitui criteriul de proiectare) în cazul în care el constituie un mod critic de prindere a stabilității (vezi și fig.3.7):

$$N_d < N_L \quad \text{și} \quad N_d < N_G$$

Valoarea efortului critic de pierdere a stabilității N_d poate fi determinată prin metoda propusă în lucrările [3.3], [3.6].

3.3 Moduri globale de instabilitate

O bară își poate pierde stabilitatea în modul global, ceea ce conduce la deformări neglijabile ale secțiunii transversale și implică o lungime de flambaj, de obicei egală cu lungimea barei (vezi fig. 3.8).

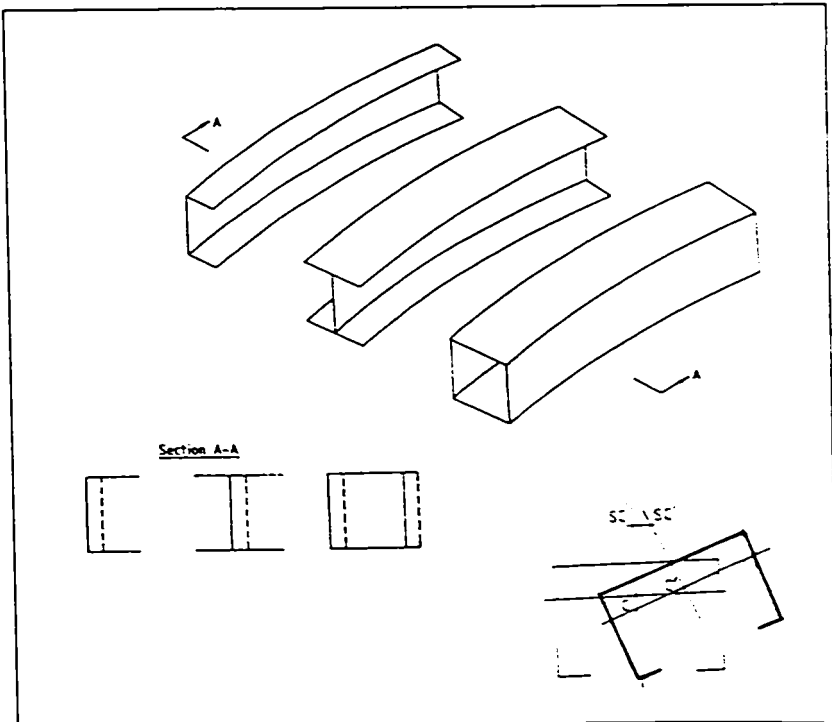


Figura 3.8 - Moduri globale de pierdere a stabilitatii

Pierderea globală de stabilitate la o bară lungă poate lua una din formele următoare:

- flambaj prin încovoiere (sub acțiunea forței axiale critice N_{cr}).
- flambaj prin încovoiere răsucire (sub acțiunea momentului încovoietor critic M_{cr}), fenomen numit și “deversare”.

Mecanismul plastic apare în acest caz numai după flambajul general al barei (vezi și fig. 3.8).

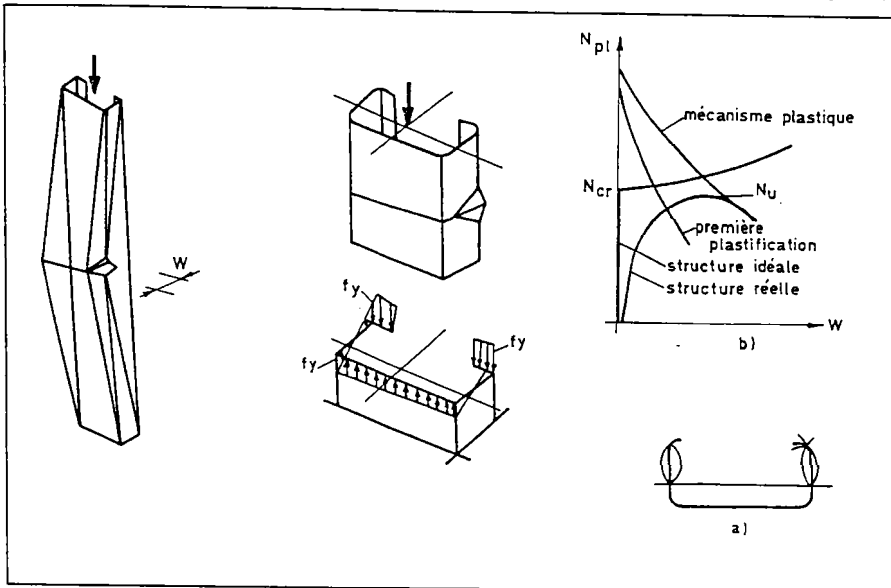


Fig. 3.9 - Comportamentul unei bare lungi.

3.4 Cuplarea instabilității la profilele cu pereți subțiri.

Fenomenul de cuplare (sau interacțiune) a modurilor de instabilitate poate fi observat și ilustrat pe exemplul relativ simplu din fig. 3.10 [7.8].

Unul dintre principalele efecte ale voalării pereților (pierderii locale a stabilității) este acela că diminuează rigiditatea secțiunii, ceea ce poate cauza un flambaj prematur al barei. Momentul în care apare acest flambaj prematur, depinde de raportul între forța axială critică de flambaj a barei (N_{cr}) și forța axială critică de voalare a peretelui (N_L).

În cazul particular când $N_{cr} = N_L$ (sau când cele două forțe critice au valori foarte apropiate), scăderea bruscă a rigidității la încovoiere apărută ca urmare a voalării pereților, conduce la o modificare de comportament a barei: de la un comportament stabil în domeniul post - critic (ulterior flambajului) în prezența voalării de perete comportamentul post critic devine pronunțat instabil. În plus forța axială ultimă devine în cel mai înalt grad dependentă de imperfecțiunile geometrice.

Efortul unitar de încovoiere apărut ca urmare a flambajului de bară (general) mărește deformațiile apărute din voalare pe fibra întinsă a secțiunii transversale, așa cum se vede din fig. 3.10. Aceste deformații suplimentare, localizate în zonele voalate ale pereților, sunt distribuite pe lungimea barei funcție de variația în lungul barei a modului general de instabilitate (deformata ca urmare a flambajului de bară), după cum rezultă din fig. 3.10. (deformații suplimentare mai mari la mijlocul barei și mai mici spre reazeme).

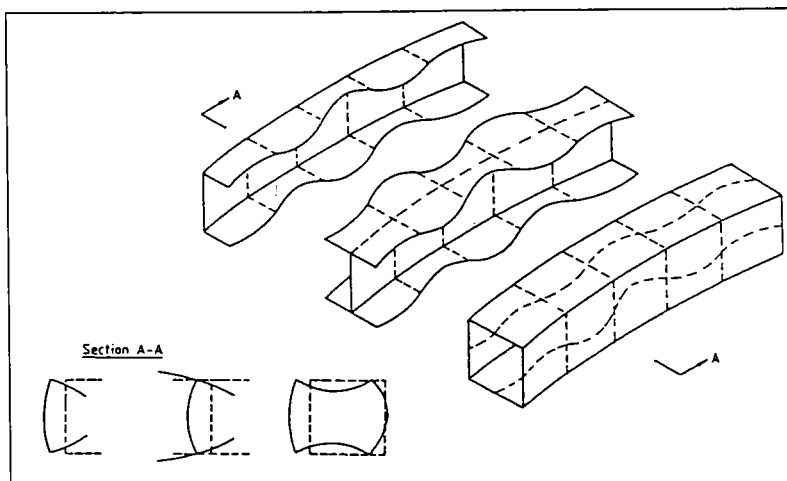


Fig. 3.10. - Cuplarea modurilor de instabilitate local și global.

Deformațiile locale suplimentare reduc și mai mult la încovoiere a secțiunii transversale și introduc o excentricitate pentru forța aplicată, ceea ce cauzează deformații sporite din încovoierea generală, comparativ cu situația când modurile de instabilitate nu funcționează.

Deformațiile din voalare produc și o redistribuire a eforturilor unitare existente în faza anterioară voalării pe secțiunea transversală a barei, așa cum se vede în fig. 3.11 pentru cazul unei secțiuni în formă de "U" și al unei secțiuni "I".

În figură apar eforturile unitare longitudinale de membrană trasate pe secțiunea transversală a barei, în dreptul maximului unei semiunde de deformare locală. Pe secțiunea "I", direcția forței axiale va trece tot prin centrul de greutate al secțiunii și după voalarea pereților, datorită dublei simetrii. Pe secțiunea "U" însă, datorită simetriei față de o singură axă, direcția forțelor axiale se va deplasa din centrul de greutate în altă poziție (fig. 3.11).

În cazul unei bare articulate la ambele extremități, direcția forței axiale care o solicită coincide întotdeauna cu linia care unește articulațiile. O bară articulată la extremități monosimetrică, **nu poate rămâne dreaptă ulterior voalării** pereților deoarece linia de scurgere a eforturilor interioare se deplasează față de direcția forței axiale (în zona voalată) astfel încât bara trebuie să se deformeze prin încovoiere laterală pentru ca liniile de scurgere ale eforturilor interioare și forțelor exterioare să coincidă din nou, așa cum o cere principiul echilibrului.

Această caracteristică a barelor cu pereți subțiri și secțiune transversală monosimetrică a fost pusă în evidență mai întâi de către Rhodes și Harvey (1977) și ulterior de Louglan et al. (1974, 1987).

Datorită imperfecțiunilor inevitabile existente în placile ce constituie pereții ei și care provoacă deformarea ei locală prin voalare, (deci abaterea față de poziția existentă la aplicarea forței axiale, o bară cu secțiune monosimetrică, articulată în ambele extremități, se va comporta întotdeauna ca o bară supusă la compresiune cu încovoiere, chiar dacă forța axială se aplică inițial în centrul de greutate al secțiunii barei..

Spre deosebire de barele cu secțiune transversală monosimetrică, redistribuirea tensiunilor ulterioară voalării pereților la o bară cu secțiune dublu simetrică nu provoacă deplasarea liniei de scurgere a eforturilor interioare, așa încât bara rămâne dreaptă și după voalare.

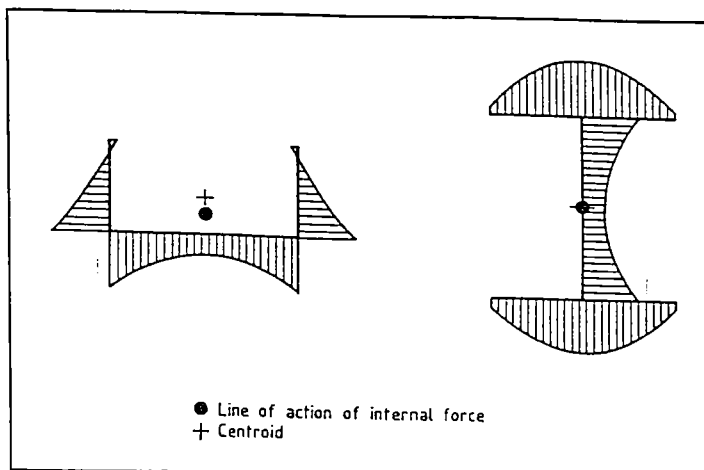


Figura 3.11 - Distribuția tensiunilor la bare cu secțiuni mono- și dublu simetrică voalată.

Din acest motiv, comportamentele barelor articulate cu secțiuni simplu respectiv dublu simetrice sunt fundamental diferite.

De asemenea spre deosebire de barele cu secțiuni dublu simetrică, **comportamentul barelor cu secțiune monosimetrică depinde în mod esențial de direcția la care se produce flambajul barei.**

Procesul de fabricație al barelor cu pereți subțiri induce imperfecțiuni geometrice și tensiuni reziduale. Imperfecțiunile geometrice constau mai ales din abateri de la liniaritate ale barei, respectiv în abateri ale pereților de la forma plană.

Imperfecțiuni geometrice amplifică deformațiile barei și ale pereților generate de forța axială și reduc în mod semnificativ valoarea forței axiale ultime, mai ales în cazul când forțele critice de flambaj respectiv de voalare coincid.

În cazul standardelor de proiectare actuale, barele cu pereți subțiri sunt calculate utilizând curbe de flambaj trasate pentru secțiunile compacte (cu pereți groși), a căror rezistență nu este erodată prin apariția instabilității de placă (de perete). Aceste curbe de flambaj, s-au obținut pe baza unor date experimentale provenită dintr-o largă companie (Johnston, 1976).

Însă, barele cu pereți subțiri se comportă diferit față de secțiunile compacte, iar valabilitatea actualilor curbe de flambaj pentru proiectarea lor este discutabilă [7.8].

Pentru a mări siguranța utilizării în practică a barelor cu pereți subțiri, actualmente se desfășoară în țările puternic industrializate o largă campanie de încercări experimentale.

Reluând exemplul utilizat anterior al unei bare cu pereți subțiri având secțiunea transversală în formă de "C", cuplarea instabilităților se va produce în cazul când bara are o lungime medie, iar forțele axiale critice N_{cr} , respectiv N_t , sunt valori apropiate. Cedarea barei comprimate axial, se produce prin interacțiunea (cuplarea) instabilităților globală și locală.

Figura 3.12 dă o imagine de sinteză [2.1] asupra celor trei tipuri de comportament pentru: bare scurte, bare de lungime respectiv bare lungi.

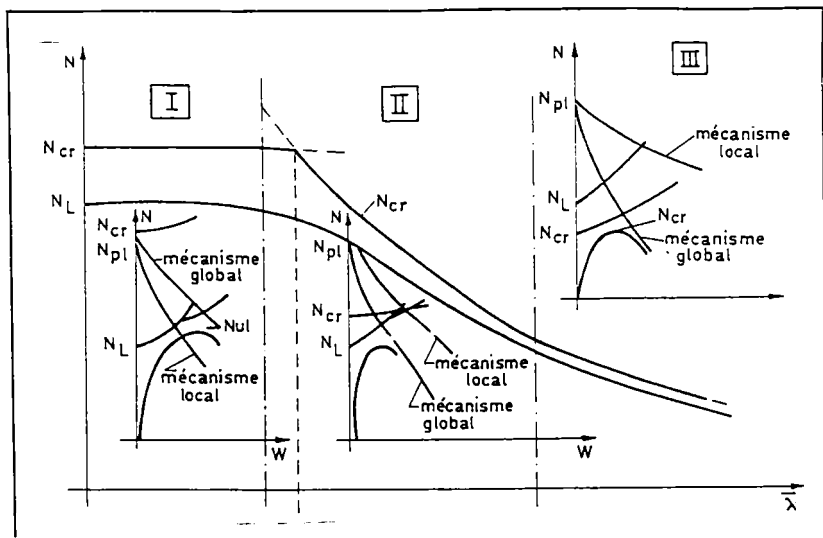


Figura 3.12 - Comportamentul barelor cu pereți subțiri de diferite lungimi, supuse la compresiune

Pentru cazul formelor de de instabilitate la barele de lungime medie, *problema de stabilitate globală se rezolvă lucrând cu o bară având secțiunea transversală redusă ca urmare a voalării pereților*. În orice caz, limitele celor trei zone de zveltețe ale barelor sunt destul de dificil de stabilit.

3.5. Cuplarea instabilităților și fenomenul de eroziune al sarcinii critice de cedare la barele cu pereți subțiri.

Pentru a putea analiza natura fenomenului de cuplare a formelor de instabilitate este necesar să reamintim mai întâi câteva definiții și principii de bază ale teoriei instabilității structurilor elastice. În cazul structurilor zvelte, pe prima parte a curbei de comportare forță - deformație (P-U), echilibrul este stabil. În momentul în care forța axială atinge o anumită valoare P_{cr} , echilibrul devine critic, după care devine instabil.

Cauzele care duc la schimbarea echilibrului la trecere prin punctul critic, sunt sintetizate în cele două teoreme ale stabilității enunțate de către Thompson [3.7] în anul 1970:

- T.1. O curbă primară, inițial stabilă, ce crește monoton cu încărcarea, nu poate să devină instabilă fără să se intereseceze cu o altă curbă secundară, distinctă de cea primară.**
T.2. O curbă primară, inițial stabilă, ce crește monoton cu încărcarea, nu poate să aibă în punctul critic un echilibru instabil dacă în apropierea ei există o altă curbă de echilibru, care poate să fie în continuarea curbei primare sau să se intersecteze cu ea, la valori ale încărcării mai mici decât cele critice.

Prima teoremă stabilește că, în cazul pierderii stabilității trebuie să existe o intersecție de două curbe, curba primară și curba secundară. Teorema a doua precizează că cele două curbe pot să aibă pante diferite în punctul critic, fiind două curbe distincte, sau să aibă aceeași pantă, curba secundară fiind în continuarea celei primare (reprezentând de fapt aceeași curbă). Rezultă în consecință două feluri de puncte critice: punct de bifurcare corespunzător primului caz și punct limită în cel de al doilea caz.

Corespunzător situațiilor caracterizate de cele două puncte se disting două tipuri de pierdere a stabilității.

a) pierderea stabilității prin bifurcare, când punctul critic este un punct de bifurcare, iar încărcarea corespunzătoare este **încărcarea critică de bifurcare**. (P_{cr}).

b) pierderea stabilității prin limitare, la care punctul critic este un punct limită, iar încărcarea corespunzătoare este **încărcarea de limitare (P_l)**.

O structură ideală își pierde stabilitatea prin bifurcarea echilibrului, pe când o structură reală (cu imperfecțiuni) își pierde stabilitatea prin limitarea echilibrului (fig. 3.13). Se vede cum prezența imperfecțiunilor geometrice provoacă erodarea vârfurilor formate prin intersecția ramurilor precritice cu cele postcritice. Cu cât vârful este mai ascuțit, au atât efectul eroziunii este mai pronunțat.

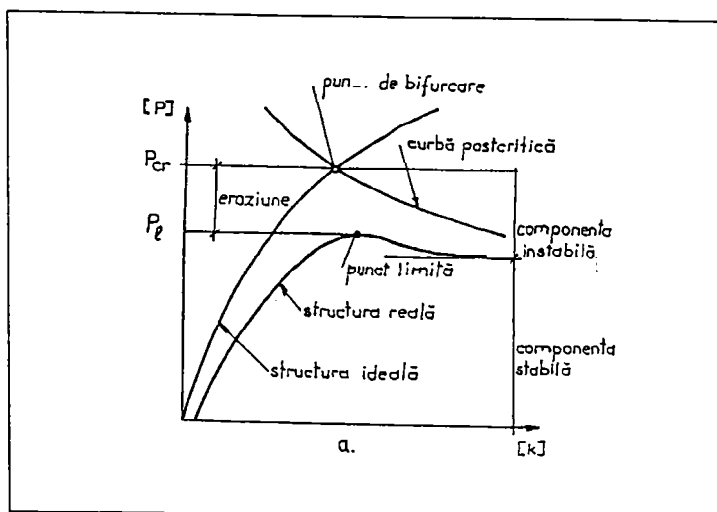


Figura 3.13.- Pierderea stabilității prin bifurcarea echilibrului și fenomenul de eroziune al sarcinii critice.

Această observație este extrem de importantă deoarece fenomenul apare în mod uzual în natură. În cadrul fenomenelor reale nu apar în punctul de interacțiune vârfuri ascuțite deoarece factorii naturali și imperfecțiunile acționează asupra lor erodându-le.

Se definește ca **eroziune a încărcării critice de pierdere a stabilității**, diferența între încărcarea critică de bifurcare (P_{cr}) și încărcarea critică de limitare (P_l).

Eroziunea poate fi mai mult sau mai puțin pronunțată, funcție de tipul structurii și de nivelul imperfecțiunilor. Eroziunea fiind mică la anumite structuri, însă având valori semnificative la altele; structuri, se descompune forța critică de bifurcare: una stabilă și una instabilă, cea de a doua fiind erodată de imperfecțiuni (fig. 3.14-b) [3.8]. Gradul de eroziune depinde de imperfecțiune și de raportul între componenta instabilă și cea stabilă.

O analiză efectuată pentru stabilirea factorilor care introduc componenta instabilă a încărcării critice [3.8] a determinat ca factori principali deformațiile extensionale, reazemele elastice și deformațiile plastice. Eroziunea componentei instabile produsă de acești factori se numește **eroziune primară** (fig. 3.14-a).

În cazul cuplării instabilităților apare și o eroziune secundară (fig. 3.14-b). Se vede cum imperfecțiunile geometrice produc erodarea vârfurilor formate din intersecția curbelor

corespunzătoare celor două moduri de pierdere a stabilității. Similar cu eroziunea primară, imperfecțiunile tind să aplatizeze și acest vârf.

Pe baza acestor observații, rezultă ca fără prezența imperfecțiunilor fenomenul de cuplare nu se poate produce.

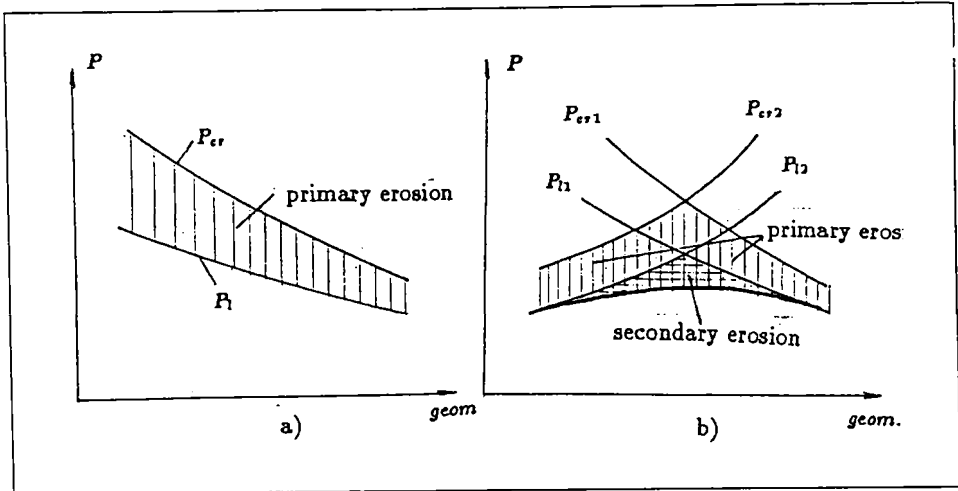


Figura 3.14. - Eroziunea primară și eroziunea secundară a sarcinii critice de pierdere a stabilității

În figura 3.1, se prezintă 10 moduri de deformare a secțiunii unui profil "C" în cazul pierderii stabilității acestuia [3.3]. Diverse caracteristici ale profilului conduc la moduri diferite de pierdere a stabilității acestuia. Există însă anumite dimensiuni geometrice pentru care două sau mai multe moduri de pierdere a stabilității se pot manifesta la aceeași sarcină critică. Aceste moduri sunt trasate în figura 3.15.

Din examinarea figurii rezultă următoarele concluzii în legătură cu cuplarea modurilor de instabilitate:

- modurile de pierdere a stabilității de același tip, adică
 - 2 și 3 corespunzând flambajului prin încovoiere,
 - 5 și 6 corespunzând prin distorsionarea secțiunii transversale,
 - 7,8,9 și 10 corespunzând pierderii stabilității prin voalare,
 nu prezintă intersecții între ele, ceea ce înseamnă că interacțiunea lor nu este posibilă;
- chiar dacă între flambajul prin deversare (2), prin răsucire (4) nu apare o intersecție, există între ele o interacțiune de tip primar care generează flambajul prin încovoire- răsucire (4').
- între voalare (7), distorsiune (5) și flambajul prin încovoiere-răsucire (4') apare interacțiune;
- dacă se elimina posibilitatea distorsiunii secțiunii prin prevederea unei rigidizări marginale adecvate, poate să apară interacțiunea între voalare și flambajul prin încovoiere-răsucire.

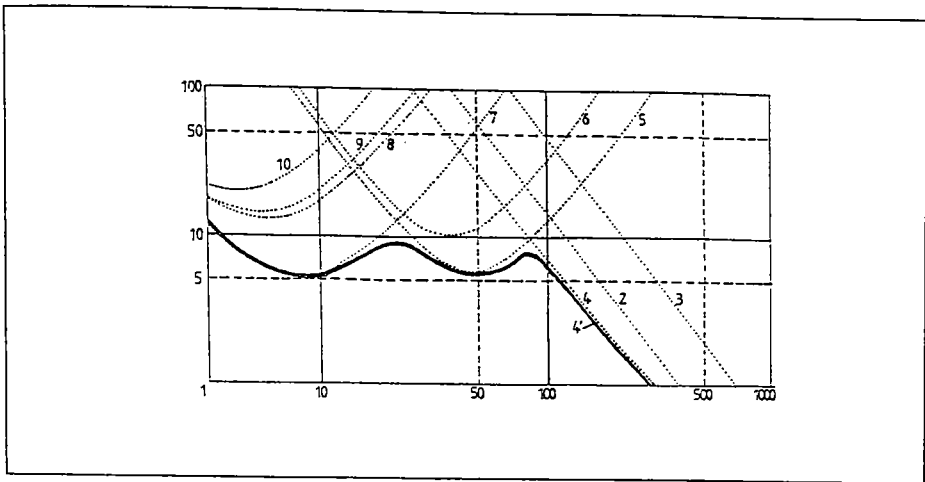


Fig. 3.15 - Diverse moduri de pierdere a stabilității la un profil "C".

Analizând instabilitățile cuplate, se constată existența a două tipuri (vezi fig. 2.43):

a) instabilități cuplate în mod natural, la care în punctul de intersecție a două curbe pot apărea două forme posibile de instabilitate;

b) instabilități cuplate prin proiectare, la care dimensiunile geometrice ale structurii se aleg astfel încât e posibilă apariția a două sau mai multe moduri de instabilitate.

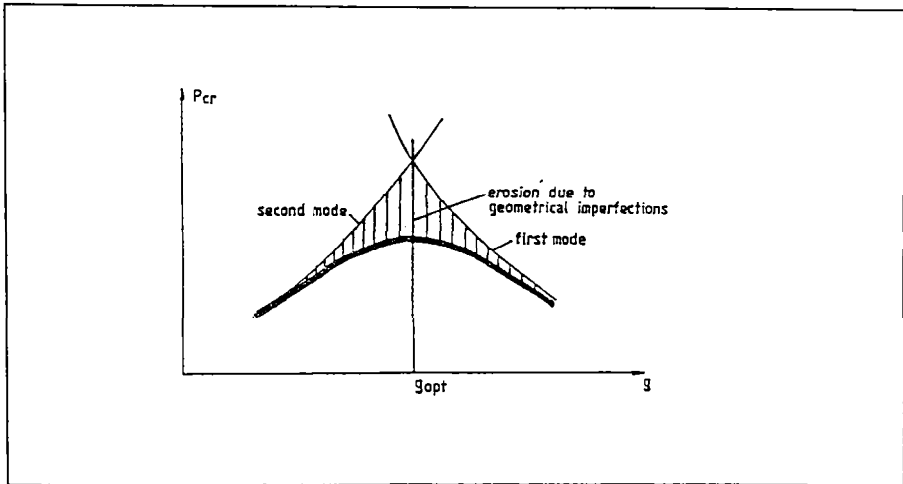


Fig. 3.16- Instabilități cuplate natural și instabilități cuplate prin proiectare

O altă clasificare a instabilităților cuplate se referă la liniaritatea sau neliniaritatea cuplării.

a) cuplarea liniară apare atunci când două moduri sunt cuplate în origine, independent de prezența imperfecțiunilor. Este cazul interacțiunii între flambajul prin încovoiere și flambajul prin răsucire la profilele cu secțiune transversală monosimetrică.

b) cuplarea neliniară care se poate produce numai pentru anumite proporții geometrice în structură, iar prezența imperfecțiunilor geometrice pentru cuplare. Acest tip de cuplare nu

apare la structurile ideale. Este cazul interacțiunii între flambajul prin încovoiere și flambajul prin încovoiere - răsucire pentru aceleași profile cu secțiune monosimetrice.

Similar cazului, există instabilități cuplate unde imperfecțiunile nu au rol prea important, însă există și structuri în care cauzează foarte importante reduceri ale forței critice de pierdere a stabilității. Funcție de mărimea eroziunii, lucrarea [3.9] propune următoarele **clase de interacțiune**:

Tabelul 3.1- Clase de interacțiune

Clasa de interacțiune	Valoarea eroziunii
Interacțiune slabă (S)	Eroziune mai mică decât 10%
Interacțiune moderată (M)	Eroziune între 10% și 30%
Interacțiune puternică (P)	Eroziune între 30% și 50%
Interacțiune foarte puternică (FP)	Eroziune peste 50%

Este extrem de importantă încadrarea precisă a fiecărei instabilități cuplate în una dintre clase de interacțiune deoarece alegerea metodei de proiectare depinde de clasa de încadrare.

Interacțiunea slabă se neglijează, fiind acoperită de coeficienții utilizați în proiectare. În cazul *interacțiunii moderate*, se utilizează metode simple. Pentru *interacțiunea puternică* sau *foarte puternică*, trebuie dezvoltate metode speciale de proiectare.

Încadrarea în clase a instabilităților cuplate depinde de ponderea celor două moduri ce interacționează [3.3].

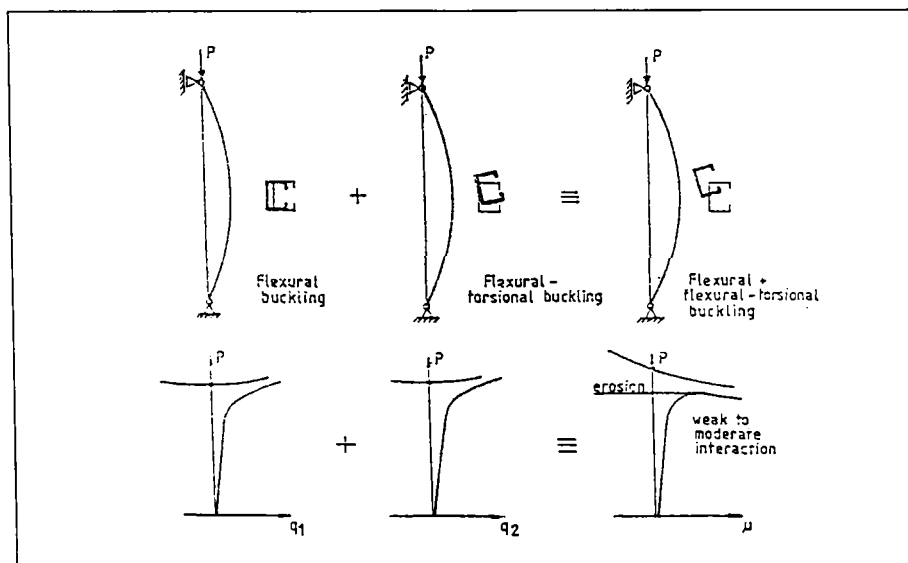


Figura 3.17. - Cuplarea flambajului prin încovoiere cu flambajul prin încovoiere - răsucire

Există cazuri în care modurile au lungimi de undă aproximativ egale (fig.3.17). Este spre exemplu, cazul interacțiunii între flambajul prin încovoiere și flambajul prin încovoiere - răsucire. Ramura post - critică cu alură instabilă, indică o interacțiune slabă sau moderată, deci se pot utiliza metode de proiectare simplificate.

Un comportament post - critic foarte diferit apare în cazul unui mod de instabilitate având lungimea mare de undă mică apare în cazul interacțiunii unui mod de instabilitate având lungimea mare de undă (flambajul de bară) cu un mod de instabilitate având lungimea de undă mică (voalarea peretelui). În acest caz ramura post - critică prezintă o pantă mai pronunțată decât în primul caz, astfel încât acest mod de cuplare poate fi inclus în categoria interacțiunilor moderate spre puternice. Este cazul stâlpilor cu secțiune compusă solidarizați cu plăcuțe, unde flambajul de bară interacționează cu voalarea pereților ramurii între două solidarizări (fig.3.18).

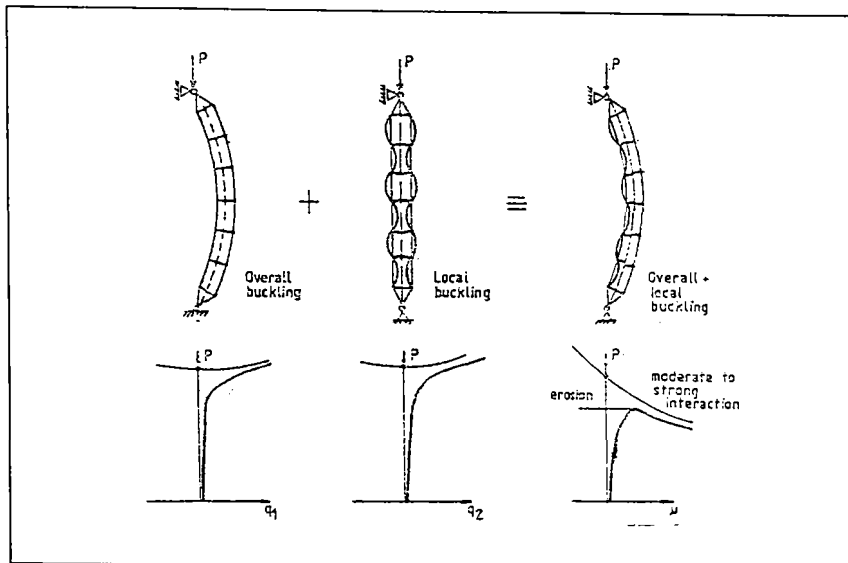


Figura 3.18. - Cuplarea flambajului general cu voalarea pereților ramurii la bare cu secțiune compusă.

Un comportament extern de diferit rezultă în cazul interacțiunii unui număr mare de moduri de pierdere a stabilității, sub aceeași sarcină critică. La o bară lungă, modurile teoretice de voalare a peretelui având $(m - 1) m$ și $(m + 1)$ semiunde pot interacționa inițial, dând naștere unui comportament post - critic instabil (figura 3.19.)

Un fenomen caracteristic cuplării acestor moduri de instabilitate este acela de localizare a configurației voalate. Observații efectuate frecvent asupra voalării pereților în structuri, au arătat că, de fapt, *deformată finală prezintă o configurație voalată locală, spre deosebire de configurația periodică asociată modurilor teoretice de voalare.* Acest lucru se întâmplă deoarece modul local prezintă o ramură post - critică descrescătoare, deci o instabilitate mai pronunțată, decât modul periodic.

În a doua fază interacționează flambajul general (de bară) care are o alură stabilă, cu voalarea peretelui, localizată așa cum s-a arătat mai sus și prezentând o alură instabilă. Aceasta conduce la un comportament postcritic foarte instabil, cu o eroziune pronunțată a încărcării critice, produsă de imperfecțiunile de tip geometric (figura 3.20). Rezultă astfel o interacțiune puternică sau foarte

puternică. Este cazul **barelor cu pereți subțiri**, pentru care este necesar să se dezvolte *metode speciale de proiectare*.

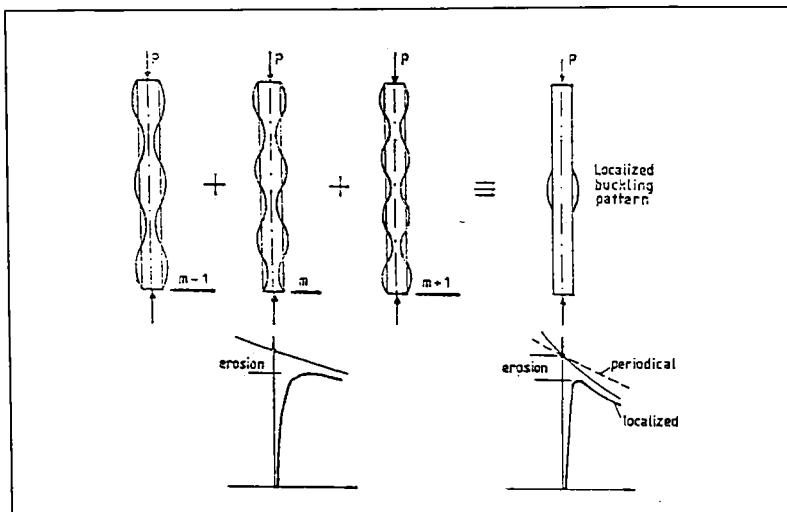


Figura 3.19 - Interacțiunea modurilor de voalare.

Există actualmente două direcții principale în cadrul studiului fenomenelor de interacțiune a modurilor de instabilitate și anume:

- direcția teoretică, bazată pe metode teoretice de mare complexitate și având ca scop cunoașterea profundă a acestor fenomene;
- direcția practică, al cărei scop este să asigure proiectanților elemente utilizabile în activitatea lor și să elaboreze norme, specificații sau standarde.

În legătură cu cea de-a doua direcție, este foarte important de înțeles că utilizarea în proiectare a profilelor cu pereți subțiri formate la rece necesită cunoașterea aprofundată a tuturor particularităților acestora.

Extinderea utilizării lor este strâns legată de existența specificațiilor de proiectare. Pentru proiectarea uzuală, Comisia Generală de Siguranță a Structurilor (compusă din reprezentanți ai CEB, BCCS, CIB, IABSE, IASS, RILEM) a introdus o serie de *nivele de siguranță* în calculul structurilor:

- Nivelul III - implicând o analiză integral probabilistă, în cadrul căreia toți parametri semnificativi ai proiectării sunt tratați stohastice;
- Nivelul II - implicând o analiză integral probabilistă a structurii, însă acceptând importante simplificări;
- Nivelul I - implicând o analiză semi - probabilistă a structurii în cadrul căreia se utilizează valori reprezentative fixe, evaluate pe bază probabilistă, pentru încărcări, rezistențe și coeficienții de siguranță;
- Nivelul 0 - implicând o analiză de natură deterministă a structurii căreia se utilizează valori fixe pentru încărcări, rezistențe, rigidități și coeficienții de siguranță. Acest nivel este echivalent cu așa - numita Metodă a Rezistențelor Admisibile, fiind în general depășit în prezent.

Nivelele III și II de siguranță nu sunt abordabile în cadrul proiectării practice deoarece utilizează informații de natură statistică greu de obținut, sunt mari consumatoare de timp. Nivelul I este utilizat actualmente în elaborarea standardelor și este echivalent cu așa - numita Metodă a

Stărilor Limită. Toate standadele principale elaborate pentru profilele cu pereți subțiri formate la rece se încadrează în acest nivel.

Cuplarea instabilităților prin proiectare rezultă utilizând principiul pierderii simultane a stabilității. Aplicarea acestei teorii la instabilitățile cuplate ale unor structuri specifice formate din bare, este prezentată în tabelul 3.2 [4.2]. Așa cum rezultă din tabel, cele mai multe rezultate au fost obținute în problema stâlpilor formați din bare cu pereți subțiri. Primele studii teoretice au fost efectuate de către Van der Neut [3.13]. În zilele noastre, cele mai noi studii au fost efectuate de Pignataro și colaboratorii săi, care au utilizat teoria interacțiunii modurilor multiple [3.10], [3.11], [3.12].

În figura 3.19, s-au trasat graficele de legătură între forța ultimă și amplitudinea imperfecțiunilor inițiale. Se vede cum profilele "U" cu rigidizare prezintă cea mai dezavantajoasă situație, iar profilele "C" sunt mai sensibile la imperfecțiunile inițiale decât profilele "U" simple.

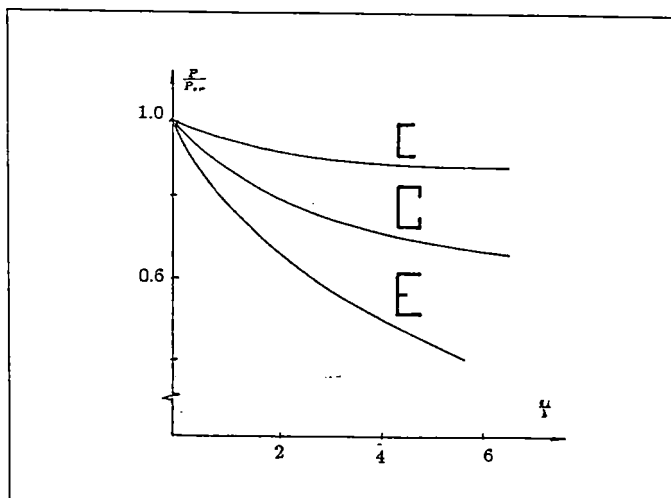


Figura 3.21. - Sensibilitatea la imperfecțiuni a barelor cu pereți subțiri comprimate.

Încadrarea acestor cazuri în clasele de interacțiune puternică sau foarte puternică se datorește efectului modurilor locale multiple de pierdere a stabilității.

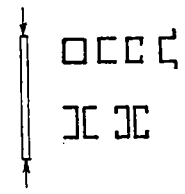

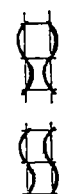
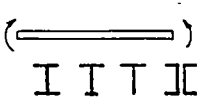


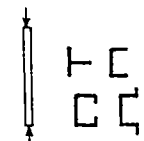


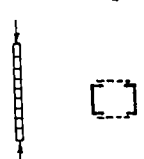



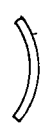

Aceleași rezultate s-au obținut în cazul grinzilor cu pereți subțiri.

Studiile asupra interacțiunii între flambajul prin încovoiere și flambajul prin încovoiere răsucire au fost inițiate de Grimaldi și Pignataro însă și la Timișoara au fost efectuate numeroase cercetări [3.3]. Încadrarea acestui tip de interacțiune în clasa slabă sau moderată se datorește faptului că cele două moduri de instabilitate au lungimi de undă de același ordin de mărime.

În cazul barelor cu secțiune compusă, eroziunea datorată cuplării este moderată deoarece în acest caz se cuplează două moduri diferite de instabilitate. Contrar cazului anterior, cele două moduri au lungimi de undă diferite, astfel încât cuplării este mai pronunțat.

EXPLICAREA SIMBOLURILOR ÎN TABELUL 2.15.		
Rezultate inexistente: INS	Rezultate suficiente: SUF	Rezultate abundente: AB
Rezultate puține: PT	Rezultate numeroase: NUM	
"S" = interacțiunea slabă	"P" = interacțiune puternică	
"M" = interacțiune moderată	"EP" = interacțiune foarte puternică	

Tabelul 3.2. Instabilitati cuplate la elemente de tip bara

Nr.	Structura	Moduri de instabilitate		Clasa de interactiune	Referinte bibliografice si rezultate
		Primul	Al doilea		
1.	Bare cu pereti subtiri comprimate 	general 	local 	P - FP	AB
2.	Bare cu pereti subtiri incovoiate 	general 	local 	P - FP	NUM
3.	Bare comprimate cu sectiune monosimetrica 	prin incovoiere 	prin incovoiere -rasucire 	S - M	SUF
4.	Bare comprimate cu sectiune compusa 	general 	local 	M	SUF
5.	Flambajul elasto-plastic al barelor comprimate 	general 	mecanism local 	P - FP	PT

3.6 Concluzii

Din punct de vedere al interacțiunii dintre voalare și flambajul general, comportarea profilelor cu pereți subțiri formate la rece prezintă o serie de elemente caracteristice, care le diferențiază net de profilele laminate la cald. Aceste caracteristici sunt prezentate sintetic în cele ce urmează:

1) Datorită modului de fabricație al acestor profile (laminare sau indoire la rece) prezintă și influența tensiunilor reziduale sunt mult mai reduse decât în cazul profilelor laminate la cald. Este adevărat că, datorită fenomenelor de ecruisare, se produc creșteri ale limitei de curgere la colțurile secțiunilor și există o anumită variație a acesteia în lungul barei, dar studii recente au arătat că *aceste efecte au un caracter favorabil*.

2) Datorită zveltetei mari a peretilor acestor profile influența imperfecțiunilor geometrice (deplanări și deformații unghiulare inițiale ale peretilor, săgeți inițiale) devine dominantă, spre deosebire de profilele laminate la cald, pentru care efectul acestor imperfecțiuni este redus.

3) Datorită prezentei imperfecțiunilor, fenomenele de voalare a peretilor sunt amorțate imediat după aplicarea forței de compresiune. Ele vor evolua progresiv, o dată cu creșterea forței, până în momentul cedării barei. Din acest punct de vedere, se poate face afirmația că, *în cazul barelor cu pereți subțiri se va produce întotdeauna o interacțiune între flambajul general și voalare*. În funcție însă de zveltetea de bară și de unele caracteristici geometrice ale secțiunii, unul dintre cele două moduri de pierdere a stabilității poate fi dominant. Din acest punct de vedere, se pot diferenția trei cazuri distincte:

a) barele scurte, care cedează prin formarea unui mecanism plastic în urma voalării;

b) barele lungi, care își pierd stabilitatea prin flambaj general (prin încovoiere sau prin încovoiere-răsucire) iar cedarea are loc de asemenea prin apariția unui mecanism plastic și respectiv prin voalare în secțiunea de cedare, însă această voalare devine aparentă și efectivă *numai în momentul cedării*;

c) barele de lungime medie (cazul intermediar între primele două cazuri), la care interacțiunea celor două formelor de instabilitate locală și globală se produce cu certitudine.

4) Analiza fenomenologică a pierderii stabilității unei bare cu pereți subțiri în condițiile de cuplare a instabilității locale (voalarea peretilor secțiunii transversale) cu cea generală (flambajul) pune în evidență faptul că *întotdeauna voalarea precede flambajul*.

Prin voalare, centrul de greutate al profilului se modifică, ceea ce are ca efect apariția unor momente încovoietoare al căror efect se va suprapune peste cel al forței de compresiune. Rezultă deci că *în cazul barelor cu pereți subțiri comprimate, starea de solicitare pe secțiunea transversală va fi ÎNTOTDEAUNA una de compresiune excentrică*. Distribuția tensiunilor pe secțiune va fi în consecință *neuniformă*, valorile maxime înregistrându-se la colțuri iar minimele în porțiunile voalate. Ținând seama de modul cum se instaurează și evoluează fenomenul de voalare, se impun două observații:

- voalarea este un fenomen PROGRESIV care depinde de *zveltetea peretilor* ce compun secțiunea, de *conlucrarea* dintre acestia și de *nivelul de încărcare*;
- în secțiunea transversală, nu toți peretii voalează simultan, unii dintre acestia pot în ultima instanță să nu voaleze (cum se întâmplă în cazul secțiunilor U, la care voalează numai talpile)

Consecintele practice ale acestor caracteristici de comportament ale profilelor cu pereti subtiri comprimate sunt urmatoarele:

I) Acceptand conceptul latimii eficace, respectiv ale ariei eficace ca modalitate de evaluare cantitativa a fenomenului de voalare, este logic ca, in concordanta cu evolutia acestui fenomen, reducerea ariei sa fie la randul ei progresiva, fiind dependenta de nivelul de solicitare, de forma sectiunii, respectiv de zveltetea barei

II) Datorita faptului ca la profilele cu pereti subtiri tensiunile reziduale au un efect redus si de regula favorabil, imperfectiunile geometrice fiind cele care au o influenta predominanta, este inadecvat ca pentru verificarea de stabilitate a acestora sa se utilizeze curbele de flambaj stabilite pentru profilele laminate la cald, fiind necesare CURBE DE FLAMBAJ SPECIFICE.

Noile reglementari americane si europene pentru calculul profilelor cu pereti subtiri formate la rece, modifica fundamental modelele teoretice care descriu flambajul interactiv respectiv conceptul relatiilor de calcul in spiritul consecintei "I" prezentate mai sus.

Prezenta teza de doctorat are ca scop principal punerea la punct a unei metode de calibrare pentru deducerea valorii coeficientului eroziunii (ψ) respectiv a coeficientului imperfectiunii generalizate (α) adecvate profilelor cu pereti subtiri formate la rece, utilizand loturi de rezultate experimentale obtinute prin incercarea la compresiune sau incovoiere pura a acestor profile. In final se doreste realizarea unei noi incadrari a sectiunilor transversale studiate functie de valorile coeficientului (α), cu inserarea acestei valori in cadrul modelului teoretic prescris de norma europeana [7.2] pentru obtinerea unor curbe de flambaj specifice acestor profile, in spiritul consecintei "II".

4. Evaluarea eroziunii sarcinii critice de cuplare a instabilitatilor prin procedeul ECBL

4.1 Eroziunea sarcinii critice de cuplare in cazul barelor supuse la compresiune axiala

Pe baza teoriei Eroziunii Incarcarii Critice de Bifurcare (ECBL) Dubina [4.1] propune un nou mod de abordare pentru cazul interactiunii flambajului de bara cu voalarea peretilor. In cadrul acestei abordari se considera ca cele doua moduri teoretice de instabilitate care se cupleaza in cazul unei bare cu pereti subtiri sunt flambajul de bara de tip Eulerian ($\bar{N}_E = 1/\bar{\lambda}^{0.5}$), respectiv modul local de instabilitate introdus prin intermediul coeficientului de reducere al ariei brute la voalare, $N_L=Q$ (Fig. 4.1).

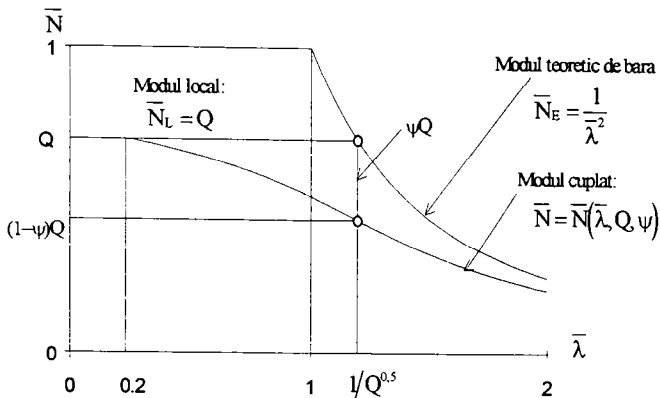


Fig 4.1. Modelul de flambaj interactiv introdus prin teoria ECBL

Trebuie subliniat faptul ca portiunea de pe grafic obtinuta pe baza relatiei $\bar{N}_L=Q$ nu reprezinta foarte exact curba de flambaj teoretica corespunzatoare voalarii locale, insa ea se introduce (desigur de o maniera simplificata) ca un nivel acoperitor pentru fenomenul respectiv. In orice caz, formula Winter pentru calculul latimilor eficace si al coeficientului Q nu are un caracter teoretic deoarece s-a obtinut pe baza unor incercari experimentale prin modificarea formulei propuse de Von Karman. Pe de alta parte este evident ca prin utilizarea formulei Winter in calculul coeficientului Q si prin neluarea in considerare a interactiunii peretilor componentii ai sectiunii transversale se ajunge la o subevaluare a capacitatii portante pentru bare scurte (acestea sunt expuse exclusiv fenomenului de pierdere a stabilitatii locale: voalarea peretilor)

Eroziunea maxima a incarcarii critice de cuplare, produsa atat ca urmare a prezentei imperfectiunilor cat si datorita efectului de cuplare, apare in punctul de cuplare a modurilor teoretice de instabilitate, unde modul teoretic de bara (eulerian) devine egal cu modul local, adica:

$$\frac{1}{\bar{\lambda}^2} = Q \quad (4.1)$$

de unde rezulta abscisa $\bar{\lambda} = 1/\sqrt{Q}$. Valoarea incarcarii critice erodate se poate exprima sub forma

$$\bar{N} = (1-\psi)Q \quad (4.2)$$

unde prin (ψ) s-a notat coeficientul eroziunii, definit in punctul de cuplare, prin relatia:

$$\psi = \frac{Q - \bar{N}}{Q} = 1 - \frac{\bar{N}}{Q} \quad (4.3)$$

Atunci cand voalarea apare inaintea flambajului barei, pentru exprimarea comportamentului acesteia la compresiune se poate folosi o relatie de tip Ayrton-Perry, de forma $\bar{N} = \bar{N}(\bar{\lambda}, Q, \alpha)$, adica:

$$\bar{N}(\bar{\lambda}, Q, \alpha) = \frac{1 + \alpha(\bar{\lambda} - 0.2) + Q\bar{\lambda}^2}{2\bar{\lambda}^2} - \frac{1}{2\bar{\lambda}^2} \sqrt{[1 + \alpha(\bar{\lambda} - 0.2) + Q\bar{\lambda}^2]^2 - 4Q\bar{\lambda}^2} \quad (4.4)$$

Evident, in punctul de cuplare a instabilitatilor vom avea egalitatea:

$$\bar{N}(\bar{\lambda}, Q, \alpha) = (1 - \psi)Q \quad (4.5)$$

iar cu substitutia:

$$\bar{\lambda} = \frac{1}{\sqrt{Q}} \quad (4.6)$$

care marcheaza abscisa punctului de cuplare, obtinem, dupa transformari:

$$\alpha = \frac{\psi^2}{1 - \psi} \cdot \frac{\sqrt{Q}}{1 - 0.2\sqrt{Q}} \quad (4.7)$$

Aceasta este noua relatie pentru determinarea coeficientului imperfectiunilor (α) in cazul barelor cu pereti subtiri. Prin substituirea lui (α) in expresiile curbelor de flambaj europene existente, aceste curbe pot fi adaptate pentru a exprima in mod adecvat fenomenul de cuplare al instabilitatilor globala si locala.

In (fig. 4.2 a-b) se prezinta variatia coeficientului (α) functie de (ψ) si (Q)

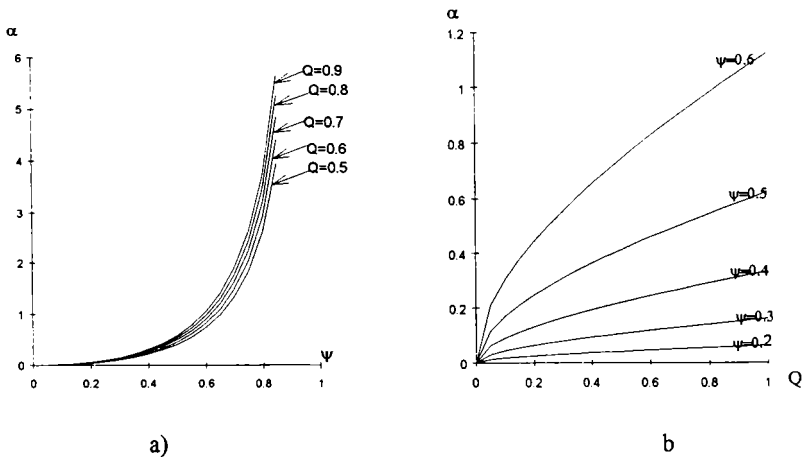


Fig.4.2 - Dependenta intre α , Q si ψ

Din examinarea figurii de mai sus, rezulta evident ca influenta lui (ψ) asupra coeficientului generalizat al imperfectiunilor (α) este mai puternica decat influenta lui (Q).

O relatie similara relatiei (4.7) se poate deduce pentru *cazul particular al profilelor laminate grele*, unde $Q=1$.

In acest caz, curbei de flambaj tip Ayrton -Perry (reprezentand modul erodat) i se impune sa fie egale cu $(1-\psi)$ in punctul de abscisa $\bar{\lambda} = 1$, deoarece in dreptul acestei abscise se produce eroziunea maxima in raport cu ramura curbei neerodate de tip Euler, situata in pozitie superioara (fig. 4.3). Se obtine ecuatiea:

$$\bar{N}(1, \alpha) = \frac{1}{2} [2 + 0.8\alpha - \sqrt{(2 + 0.8\alpha)^2 - 4}] = 1 - \psi \quad (4.8)$$

ceea ce conduce la:

$$\alpha = \frac{\psi^2}{0.8(1 - \psi)} \quad (4.9)$$

respectiv la:

$$\psi = 0.4(\sqrt{5\alpha + \alpha^2} - \alpha) \quad (4.10)$$

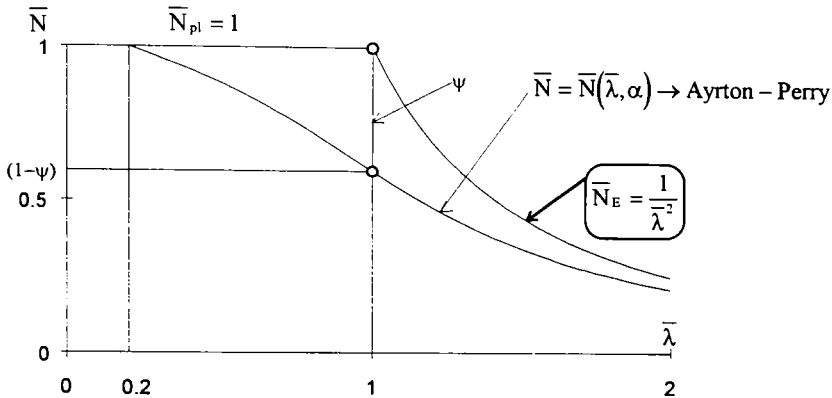


Fig. 4.3 - Eroziunea sarcinii critice de cuplare la profile laminate grele

In fig. 4.4 se prezinta variatia coeficientului de eroziune (ψ) functie de coeficientul generalizat al imperfectiunilor (α) utilizat la trasarea curbelor de flambaj europene pentru profile cu pereti grosi

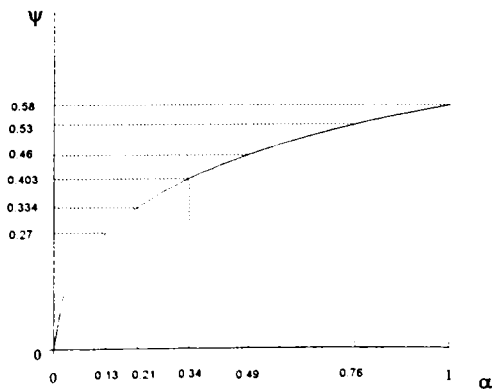


Fig.4.4 - Corelatia dintre coeficientul de eroziune(ψ) si coeficientul imperfectiunilor (α)

4.2 Eroziunea sarcinii critice de cuplare in cazul barelor supuse la incovoiere pura

In cazul profilelor supuse la incovoiere pura, comportamentul acestor profile poate fi exprimat tot cu ajutorul unei relatii de tip Ayrton-Perry, in care racordarea cu palierul care exprima comportamentul de tronson scurt se face in punctul de abscisa $\bar{\lambda} = 0,4$:

$$\bar{M}_{LT} = \frac{1 + \alpha_{LT}(\bar{\lambda}_{LT} - 0.4) + Q_{LT}\bar{\lambda}_{LT}^2}{2\bar{\lambda}_{LT}^2} - \frac{1}{2\bar{\lambda}_{LT}^2} \sqrt{[1 + \alpha_{LT}(\bar{\lambda}_{LT} - 0.4) + Q_{LT}\bar{\lambda}_{LT}^2]^2 - 4Q_{LT}\bar{\lambda}_{LT}^2} \quad (4.11)$$

In punctul de cuplare a modurilor teoretice de instabilitate global (eulerian) si local, avem o relatie similara cazului anterior:

$$\frac{1}{\bar{\lambda}_{LT}^2} = Q_{LT} \quad (4.12)$$

de unde rezulta abscisa punctului de cuplare: $\bar{\lambda}_{LT} = 1/Q_{LT}^{0.5}$

De observat ca se lucreaza cu o zveltete redusa transformata iar coeficientul sectiunii transversale eficace are expresia:

$$Q_{LT} = \frac{W_{ef}}{W_{pl}} \quad (4.13)$$

unde W_{ef} este modulul de rezistenta al sectiunii transversale eficace a profilului cu pereti subtiri, iar W_{pl} este modulul de rezistenta plastic al sectiunii transversale brute a aceluiasi profil.

Examinand figura 4.5, se observa ca in punctul de cuplare momentul capabil erodat datorita prezentei imperfectiunilor si a fenomenului de cuplare a instabilitatilor se poate scrie:

$$\bar{M}_{LT} = (1 - \psi_{LT})Q_{LT} \quad (4.14)$$

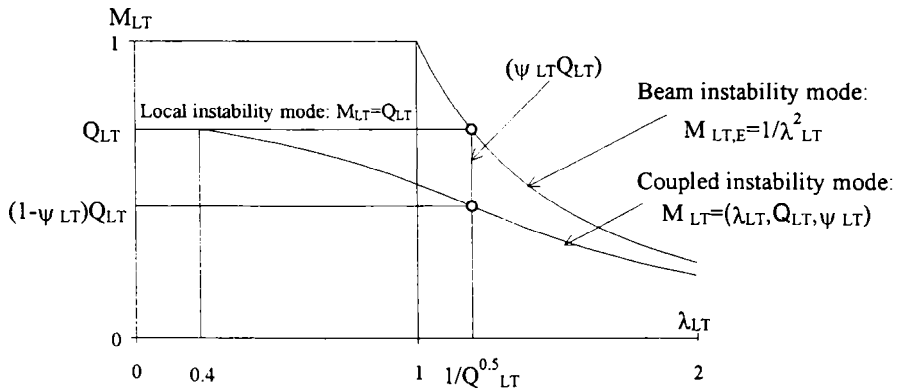


Fig. 4.5 -Eroziunea sarcinii critice de cuplare la grinzi supuse incovoierii pure

Daca se egaleaza relatiile (4.8) si (4.11), exprimand de fapt situatia existenta in punctul de cuplare a instabilitatilor, si daca se tine cont ca in acest punct $\lambda_{LT} = 1/Q_{LT}^{0.5}$, dupa o serie de transformari obtinem:

$$\alpha_{LT} = \frac{\psi_{LT}^2}{1 - \psi_{LT}} \cdot \frac{\sqrt{Q_{LT}}}{1 - 0.4\sqrt{Q_{LT}}} \quad (4.15)$$

relatie care exprima, din punct de vedere al teoriei ECBL, legatura intre coeficientul imperfectiunii generalizate α_{LT} si coeficientul eroziunii ψ_{LT} , in cazul profilelor cu pereti subtiri supuse la incovoiere pura.

Relatia intre α_{LT} , ψ_{LT} si Q_{LT} este prezentata in figura 4.6.

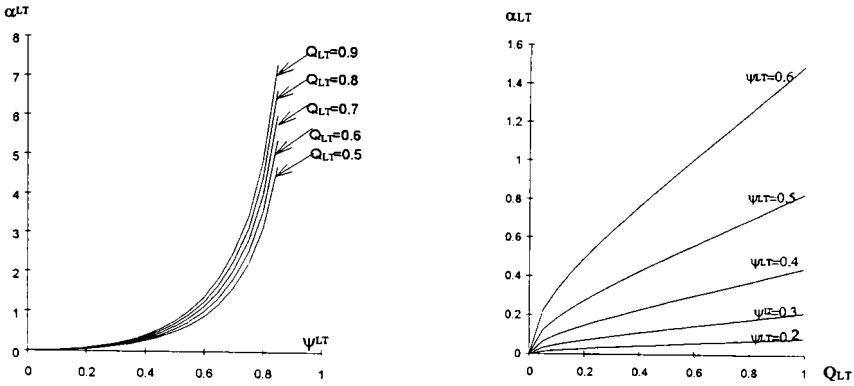


Figura 4.6 - Relatia intre α_{LT} , ψ_{LT} si Q_{LT} in cazul grinzilor cu pereti subtiri

In cazul profilelor laminate grele supuse la incovoiere, nu apare voalarea peretilor sectiunii transversale, deci $Q_{LT}=1$ iar relatia (4.12) devine:

$$\alpha_{LT} = \frac{\psi_{LT}^2}{0.6(1 - \psi_{LT})} \tag{4.16}$$

Relatia inversa este:

$$\psi_{LT} = 0.3 \left(\sqrt{\frac{20}{3} \alpha_{LT} + \alpha_{LT}^2} - \alpha_{LT} \right) \tag{4.17}$$

Relatia $\psi_{LT} \leftrightarrow \alpha_{LT}$ este reprezentata grafic in figura 4.7

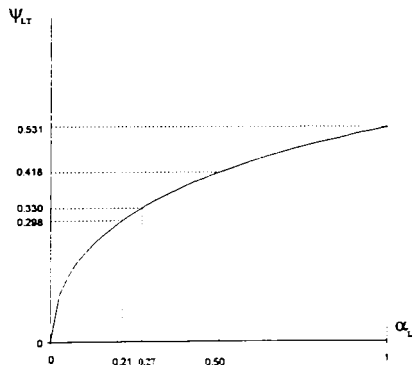


Fig. 4.7 - Relatia dintre α_{LT} si ψ_{LT} in cazul profilelor laminate incovoiate ($Q_{LT}=1$)

In figura 4.8 se prezinta o comparatie intre modelele propuse de Eurocode 3 - Partea 1.3, de Mateescu, respectiv de Dubina in cadrul teoriei ECBL. S-a lucrat cu valoarea $Q_{LT}=0.8$, iar ψ_{LT} s-a determinat cu relatia de legatura atat pentru $\alpha_{LT}=0.21$ cat si pentru $\alpha_{LT}=0.27$.

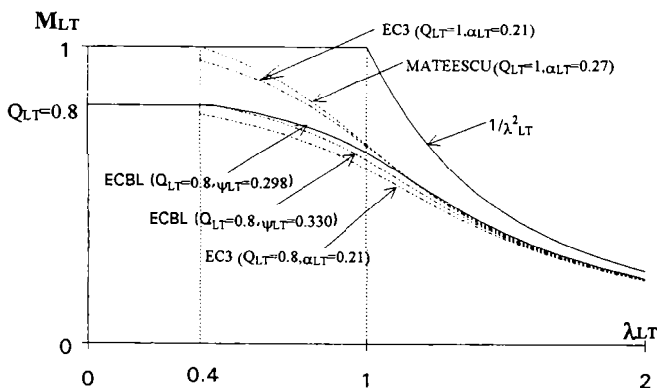


Fig. 4.8 - Comparatie intre modelul EC 3 - 1.3., Mateescu si ECBL

4.3 Procedeeul de calibrare al coeficientului eroziunii propus de Dubina

Relatiile dintre coeficientul imperfecțiunii generalizate și coeficientul eroziunii demonstrate mai sus, permit înlocuirea valorii (α) din ecuația de tip Ayrton-Perry (care descrie modul erodat) printr-o expresie funcție de (ψ) și eventual de coeficientul secțiunii transversale eficace Q , în cazul profilurilor cu pereți subțiri. Dacă se deține o valoare calibrată (de exemplu pe baza rezultatelor experimentale) ψ și coeficientului (ψ), și se introduce aceasta valoare în expresia menționată, modelul Ayrton-Perry va descrie în mod optim comportamentul profilului respectiv la compresiune axială sau încovoiere pură. Această observație pune în evidență importanța *evaluării* coeficientului eroziunii. Există trei metode distincte care permit această evaluare și anume:

1. Metoda analitică, bazată pe teoria stabilității elastice, care soluționează problema prin determinarea minimumului rigidității axiale a barei respective în zona punctului de cuplare;
2. Metoda numerică, bazată pe o modelare cu elemente finite (FEM) sau cu fasii finite (FSM) a comportamentului barei în zona punctului de cuplare;
3. Metoda experimentală, care presupune o analiză statistică a unor loturi relevante de specimene experimentale, incluse în intervalul de cuplare, în vederea determinării valorii calibrate a coeficientului (ψ).

În faza inițială a cercetării, colectivul de la Departamentul CMMC din Timișoara angrenat în studiul acestei probleme a optat pentru metoda experimentală, etapele următoare ale cercetării urmând să includă proceduri de tip numeric.

Prima metodă de calibrare a coeficientului eroziunii pe baza rezultatelor experimentale a fost propusă de Dubina [7.3] Metoda este prezentată în mod sintetic în cadrul tabelului 4.1:

Tabelul 4.1 - Procedura de calibrare a factorului (ψ) propusa de Dubina.

Pas nr.	DESCRIEREA PROCEDURII	BARE COMPRESATE	BARE INCOVOIATE
1	Definirea limitelor intervalului de cuplare pe axa zveltetilor reduse de bara si selectarea a (n) specimene avand zveltetea redusa inclusa in acest interval	$\bar{\lambda}_c = \frac{1}{\sqrt{Q}}$; Δ ; $\bar{\lambda}_{i,c} \in [\bar{\lambda}_c - \Delta; \bar{\lambda}_c + \Delta]$	$\bar{\lambda}_c = \frac{1}{\sqrt{Q}}$ Δ ; $\bar{\lambda}_{i,lt} \in [\bar{\lambda}_c - \Delta; \bar{\lambda}_c + \Delta]$
2.	Se dispune de rezistenta barei determinata pe cale experimentală precum si de capacitatea plastica a acesteia pentru fiecare specimen (i):	$N_{i,exp}$ $N_{i,pl}$	$M_{i,exp}$ $M_{i,pl}$
3	Se calculeaza valoarea redusa (adimensionala) a rezistentei barei (i):	$\bar{N}_{i,exp} = \frac{N_{i,exp}}{N_{i,pl}}$	$\bar{M}_{i,exp} = \frac{M_{i,exp}}{M_{i,pl}}$
4	Calculul valorii medii a rezistentei reduse pentru cele (n) specimene:	$m_c = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n \bar{N}_{i,exp}$	$m_b = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n \bar{M}_{i,exp}$
5	Pentru fiecare specimen (i) se determina coeficientul eroziunii	$\psi_i = Q_i - \bar{N}_{i,exp}$	$\psi_{i,LT} = Q_{LTi} - \bar{M}_{i,exp}$
6	Se determina valoarea medie a celor (n) coeficienti de eroziune calculati pentru fiecare specimen:	$\psi_m = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n \psi_i$	$\psi_{m,LT} = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n \psi_{i,LT}$
7	Se determina dispersia coeficientilor de eroziune (S_ψ) si se elimina toate speciamele a caror dispersie depaseste o anumita valoare (de obicei 50-70%)	$S_\psi = \frac{ \psi_i - \psi_m }{\psi_m} \cdot 100$ σ ;	$S_\psi^{LT} = \frac{ \psi_{i,LT} - \psi_{m,LT} }{\psi_{m,LT}} \cdot 100$ σ_{LT}
8	Pentru cele (n1 < n) specimene ramase, se calculeaza media coeficientului eroziunii (ψ_m) si abaterea standard (σ)	$\psi_{m1} = \frac{1}{n1} \sum_{i=1}^{n1} \psi_i$	$\psi_{m1,LT} = \frac{1}{n1} \sum_{i=1}^{n1} \psi_{i,LT}$
9	Se determina valoarea calibrata a coeficientului eroziunii: factor:	$\psi_d = \psi_{m1} + 2\sigma$	$\psi_d = \psi_{m1,LT} + 2\sigma_{LT}$

Aplicarea practica a procedurii descrise, ca si rezultatele obtinute, au permis sa se traga anumite concluzii in legatura cu eficienta acesteia si sa se formuleze o serie de OBSERVATII CRITICE:

a) Procedura nu se bazeaza pe o metoda de calibrare recunoscuta in mediile stiintifice;

b) Pentru selectarea speciamelelor incluse in lotul experimental relevant se lucreaza cu un interval de cuplare SIMETRIC, ceea ce contravine configuratiei reale NESIMETRICE a modurilor teoretice din zona punctului de cuplare a instabilitatilor globala si locala.

c) Atat limitele ($\bar{\lambda}_c - \Delta$) si ($\bar{\lambda}_c + \Delta$) ale intervalului de cuplare cat si valorile limita ale dispersiei sunt IMPUSE, avand prin urmare un caracter arbitrar, extrem de contestabil din punct de vedere stiintific. Deasemenea, daca se aplica procedura de calibrare utilizand mai multe valori impuse pentru Δ si respectiv pentru dispersie, in fiecare caz rezulta alta valoare calibrata (ψ_d) pentru coeficientul eroziunii. Procedura nu propune nici un criteriu pentru selectarea VALORII CALBRATE OPTIME.

Nivelul de aproximatie adoptat (ecartul dintre limitele intervalului de cuplare si valoarea centrala) trebuie sa fie de asa natura incat ipoteza enuntata mai sus sa ramana valabila, dar in acelasi timp sa fie interceptate *suficiente rezultate experimentale pentru constituirea lotului relevant*.

Conditia enuntata anterior se transcrie:

$$\begin{cases} E_1 = E_1(\bar{\lambda}_1) \cong E_{\max} \\ E_2 = E_2(\bar{\lambda}_2) \cong E_{\max} \end{cases} \quad (4.18)$$

Ecuatia curbei Ayrton-Perry, adaptata pentru sectiuni transversale comprimate cu pereti subtiri (modul de instabilitate erodat) este:

$$\bar{N} = \frac{1}{\bar{\lambda}} \left[1 + \alpha(\bar{\lambda} - 0,2) + Q\bar{\lambda}^2 - \sqrt{\left[1 + \alpha(\bar{\lambda} - 0,2) + Q\bar{\lambda}^2 \right]^2 - 4Q\bar{\lambda}^2} \right] \quad (4.19)$$

Eroziunea "E" se determina intre aceasta curba si ramurile (situate in pozitie superioara) ale modurilor local respectiv eulerian. In consecinta avem:

$$\begin{cases} E_1 = Q - \bar{N}(\bar{\lambda}_1) \\ E_{\max} = Q - \bar{N}(\bar{\lambda}_c) \\ E_2 = \frac{1}{\bar{\lambda}_c^2} - \bar{N}(\bar{\lambda}_2) \end{cases} \quad (4.20)$$

In aceasta faza, se poate face observatia ca toate marimile ce intervin in relatiile 4.19 -4.20 iau valori fixe sau variaza intr-un interval limitat, respectiv:

$$\begin{cases} \alpha = 0,21(\text{curba "a"}), \text{ sau: } \alpha = 0,34(\text{curba "b"}), \text{ sau: } \alpha = 0,49(\text{curba "c"}) \\ Q = 0,4 \dots 1,0 \\ \bar{\lambda}_c = \frac{1}{\sqrt{Q}} \\ \bar{\lambda}_1 = p_1 \cdot \bar{\lambda}_c \rightarrow \text{unde: } p_1 < 1,0 \\ \bar{\lambda}_2 = p_2 \cdot \bar{\lambda}_c \rightarrow \text{unde: } p_2 > 1,0 \end{cases} \quad (4.21)$$

Aceasta observatie conduce la ideea unui **STUDIU PARAMETRIC** pentru *evaluarea diferentelor* (Δ_i) dintre eroziunile corespunzatoare limitelor intervalului si eroziunea maxima [4.2]. Expresiile acestor diferente sunt:

$$\begin{cases} \Delta_1(\%) = \frac{E_{\max} - E_1}{E_{\max}} \cdot 100 \\ \Delta_2(\%) = \frac{E_{\max} - E_2}{E_{\max}} \cdot 100 \end{cases} \quad (4.22)$$

Studiul parametric mentionat se efectueaza inital pe o **FORMA SIMETRICA DE INTERVAL**, in urmatoarele cazuri:

a) Valori ale limitelor intervalului

Tabelul 4.2 - Valori ale limitelor intervalului de cuplare

Limita stanga a intervalului:	$\bar{\lambda}_1$	Limita dreapta a intervalului:	$\bar{\lambda}_2$
$\bar{\lambda}_c - (10\% \text{ din } \bar{\lambda}_c)$	$0,9 \times \bar{\lambda}_c$	$\bar{\lambda}_c + (10\% \text{ din } \bar{\lambda}_c)$	$1,1 \times \bar{\lambda}_c$
$\bar{\lambda}_c - (15\% \text{ din } \bar{\lambda}_c)$	$0,85 \times \bar{\lambda}_c$	$\bar{\lambda}_c + (15\% \text{ din } \bar{\lambda}_c)$	$1,15 \times \bar{\lambda}_c$
$\bar{\lambda}_c - (20\% \text{ din } \bar{\lambda}_c)$	$0,80 \times \bar{\lambda}_c$	$\bar{\lambda}_c + (20\% \text{ din } \bar{\lambda}_c)$	$1,20 \times \bar{\lambda}_c$
$\bar{\lambda}_c - (25\% \text{ din } \bar{\lambda}_c)$	$0,75 \times \bar{\lambda}_c$	$\bar{\lambda}_c + (25\% \text{ din } \bar{\lambda}_c)$	$1,25 \times \bar{\lambda}_c$

b) Valori ale coeficientului sectiunii transversale eficace: $Q=0,5 \dots 1,0$

c) Valori ale coeficientului imperfectiunii generalizate α :

$\alpha = 0,34$ (curba de flambaj "b") si respectiv $\alpha = 0,49$ (curba de flambaj "c")

Calculule aferente studiului se fac cu ajutorul programului Microsoft-Excel. Rezultatele se prezinta sub forma de histograme, unde baretele situate sub axa reprezinta abaterile Δ_1 ale eroziunii din dreptul limitei stangi a intervalului de cuplare fata de eroziunea maxima centrala, iar baretele situate deasupra axei reprezinta abaterile Δ_2 ale eroziunii de la limita dreapta fata de aceeaasi eroziune.

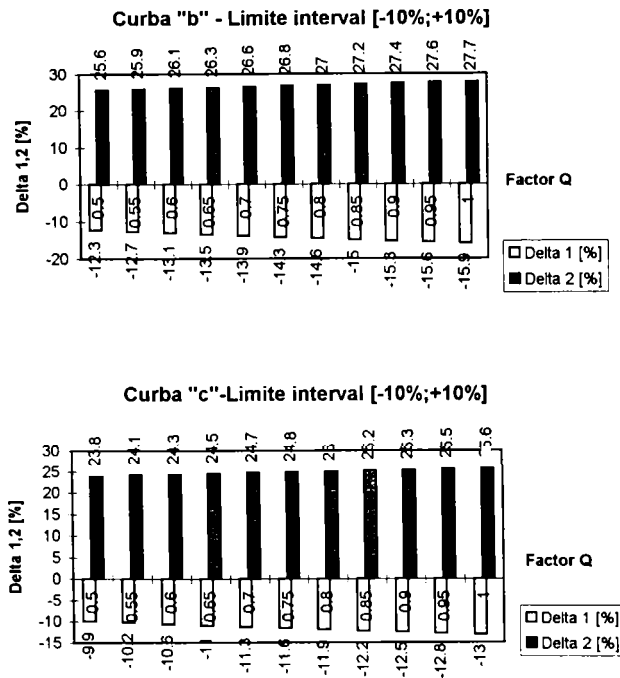


Figura 4.10 - Abateri eroziune in cazul limitelor situate la +/- 10%

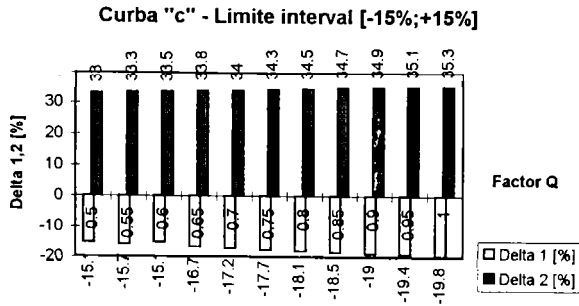
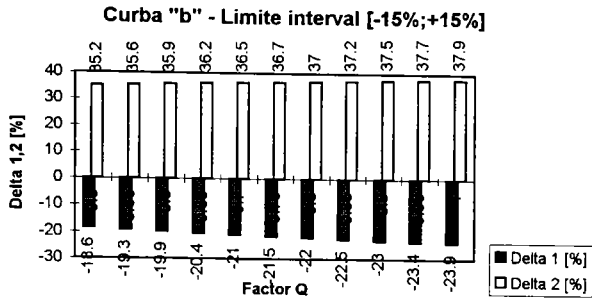


Figura 4.11 - Abateri eroziune in cazul limitelor situate la +/- 15%

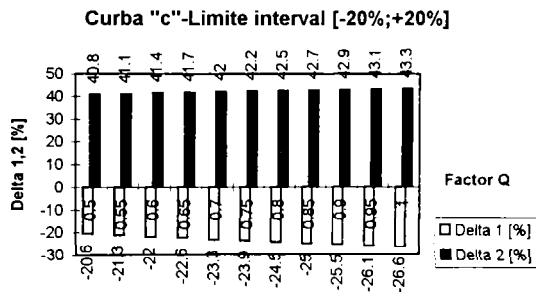
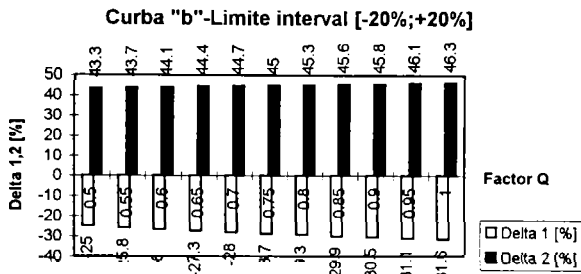


Figura 4.12 - Abateri eroziune in cazul limitelor situate la +/- 20%

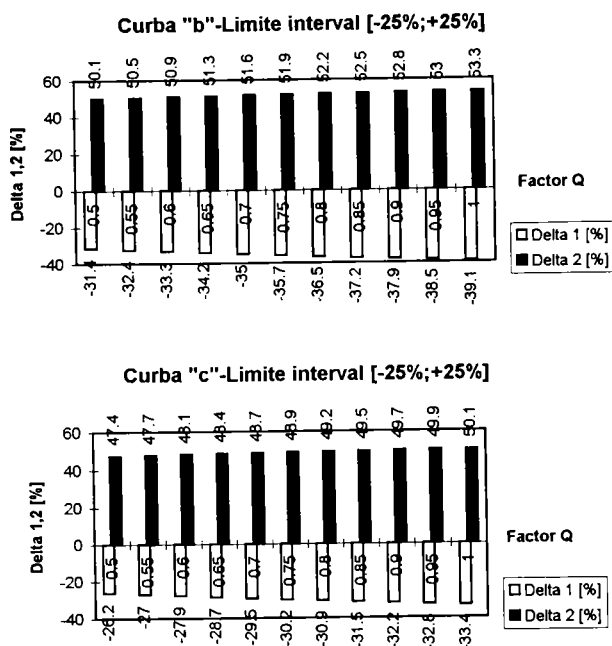


Figura 4.13 - Abateri eroziune in cazul limitelor situate la +/- 25%

Examinand histogramele abaterilor Δ_1 si Δ_2 prezentate in figurile 4.10-4.13 se pot trage urmatoarele concluzii:

a) Abaterile procentuale ale eroziunilor E_1 si E_2 de la extremitatile intervalului de cuplare fata de valoarea maxima centrala (E_{max}) sunt prezentate in tabelul 4.4 Se face mentiunea ca, in conformitate cu formulele (4.19), abaterile s-au exprimat *in procente din valoarea* "E_{max}".

Tabelul 4.4 - Abateri procentuale ale eroziunii de la extremitatile intervalului de cuplare fata de E_{max}

Latime interval	Curba de flambaj	Abaterea eroziunii de la limita stanga (Δ_1 %)	Abaterea eroziunii de la limita dreapta (Δ_2 %)
[$\bar{\lambda}_c - 10\%$; $\bar{\lambda}_c + 10\%$]	b	12,3 ÷ 15,9 %	25,6 ÷ 27,7 %
	c	9,9 ÷ 13,0 %	23,8 ÷ 25,6 %
[$\bar{\lambda}_c - 15\%$; $\bar{\lambda}_c + 15\%$]	b	18,6 ÷ 23,9 %	35,2 ÷ 37,9 %
	c	15,1 ÷ 19,8 %	33,0 ÷ 35,3 %
[$\bar{\lambda}_c - 20\%$; $\bar{\lambda}_c + 20\%$]	b	25,0 ÷ 31,6 %	43,3 ÷ 46,3 %
	c	20,6 ÷ 26,6 %	40,8 ÷ 43,3 %
[$\bar{\lambda}_c - 25\%$; $\bar{\lambda}_c + 25\%$]	b	31,4 ÷ 39,1 %	50,1 ÷ 53,3 %
	c	26,2 ÷ 33,4 %	47,4 ÷ 50,1 %

Examinand tabelul 4.4 se constata ca diferentele procentuale $\Delta\%$ se mentin in LIMITE ACCEPTABILE pentru intervale de cuplare avand CEL MULT limitele [$\bar{\lambda}_c - 15\%$; $\bar{\lambda}_c + 15\%$]. Utilizarea unor intervale de cuplare mai largi, conduce la abateri ale eroziunii marginale de 25-50%, ceea ce NU ESTE ACCEPTABIL.

b) O observatie importanta este si aceea ca scaderea eroziunii la limita dreapta a intervalului este APROXIMATIV DUBLA fata de scaderea eroziunii la limita stanga. Acest fapt se datoreaza compararii curbei de flambaj (modul erodat) cu curba Euler, ceea ce conduce la o variatie mult mai "rapida" a abaterii eroziunii. Aceasta sugereaza ideea unui INTERVAL DE CUPLARE NESIMETRIC, avand *limita dreapta mai apropiata de punctul central* cu abscisa ($\bar{\lambda}_c$). Pentru simplitate, autorul prezentei teze a *diminuat la jumătate* ecartul limitei din dreapta a intervalului fata de punctul central, in raport cu ecartul limitei stangi fata de acelasi punct.

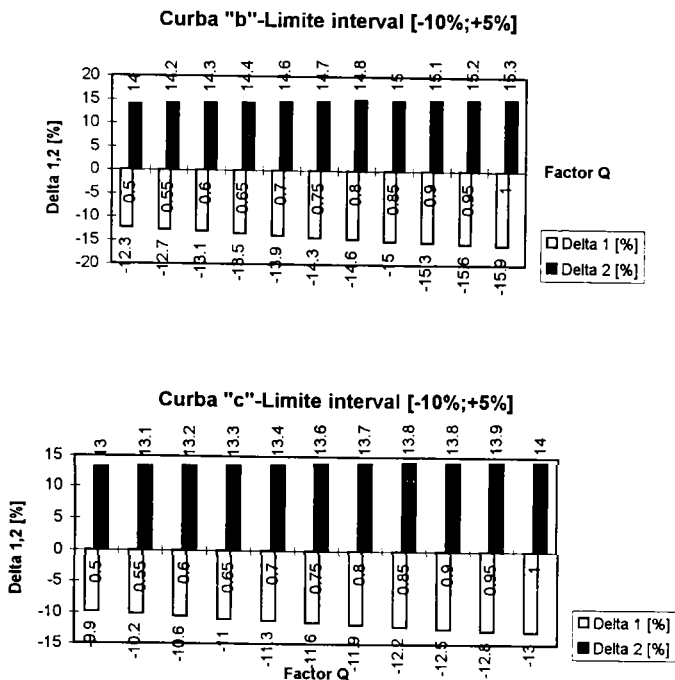
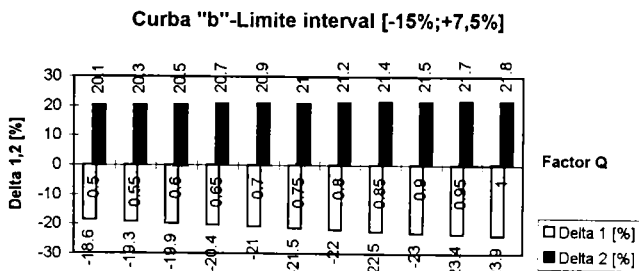


Figura 4.14 - Abateri eroziune in cazul unui interval nesimetric de [-10%;+5%]



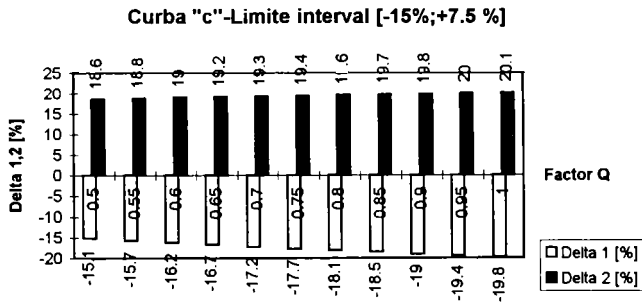


Figura 4.15 - Abateri eroziune in cazul unui interval nesimetric de [-15%;+7,5%]

Repetand studiul parametric pentru noua configuratie a intervalului se obtin histogramele abaterilor prezentate in figurile 4.14-4.15. Pentru a usura interpretarea rezultatelor, se face mentiunea ca baretele histogramei situate deasupra axei reprezinta abateri ale eroziunii de la limita dreapta a intervalului de cuplare fata de eroziunea maxima centrala, in timp ce baretele histogramei situate sub axa reprezinta abateri ale eroziunii de la limita stanga a aceluasi interval.

Asa cum se poate observa studiul parametric efectuat a fost restrans la un ecart de maxim 15% al limitei fata de valoarea centrala, conform concluziei rezultate din faza anterioara a acestui studiu.

Tabelul 4.6 - Abateri ale eroziunii marginale in cazul unui interval de cuplare nesimetric

Latime interval	Curba de flambaj	Abateri eroziunii de la limita stanga (Δ_1 %)	Abateri eroziunii de la limita dreapta (Δ_2 %)
[$\bar{\lambda}_c - 10\%$; $\bar{\lambda}_c + 5\%$]	b	12,3 ÷ 15,9 %	14,0 ÷ 15,3 %
	c	9,9 ÷ 13,0 %	13,0 ÷ 14,0 %
[$\bar{\lambda}_c - 15\%$; $\bar{\lambda}_c + 7,5\%$]	b	18,6 ÷ 23,9 %	20,1 ÷ 21,8 %
	c	15,1 ÷ 19,8 %	18,6 ÷ 20,1 %

Concluzii:

- Prin utilizarea configuratiei simple propuse pentru intervalul de cuplare nesimetric, abaterile procentuale ale eroziunii calculate la extremitatile intervalului fata de valoarea maxima centrala devin APROXIMATIV EGALE .
- Ecartul de 10% fata de valoarea centrala pentru limita stanga a intervalului, conduce la abateri de maxim 15% ale valorii eroziunii marginale, ceea ce in mod normal ar recomanda pentru utilizare aceasta configuratie de interval;
- Din considerente de ordin practic (pentru a nu diminua prea mult numarul specimenelor incluse in intervalul de cuplare) *autorul tezei a decis sa adopte un interval mai larg, si anume cel prezentand un ecart al limitei stangi de 15%, respectiv al limitei drepte de 7,5% fata de punctul central.* Pentru aceasta configuratie de interval, abaterile eroziunii marginale fata de valoarea maxima centrala sunt de circa 20%.
- In faza cercetarii in care s-a adoptat aceasta decizie, s-a considerat ca numai practica aplicarii procedurii bazate pe Anexa Z poate valida sau invalida configuratia adoptata. Fazele ulterioare ale cercetarii au confirmat corectitudinea deciziei luate.

4.5 Studiu pentru dimensionarea pe baze riguroase a intervalului de cuplare in cazul profilelor supuse la incovoiere pura.

Studiul parametric efectuat pentru identificarea configuratiei adecvate a intervalului de cuplare in cazul profilelor supuse la incovoiere pura decurge absolut similar celui anterior.

Deosebirea consta in faptul ca pentru descrierea modului erodat aferent profilelor cu pereti subtiri supuse la incovoiere pura se utilizeaza o ecuatie tip Ayrton-Perry de forma:

$$\bar{M}_{LT} = \frac{1}{2\bar{\lambda}_{LT}} \left[1 + \alpha(\bar{\lambda}_{LT} - 0,4) + Q\bar{\lambda}_{LT}^2 - \sqrt{\left[1 + \alpha(\bar{\lambda}_{LT} - 0,4) + Q\bar{\lambda}_{LT}^2 \right]^2 - 4Q_{LT}\bar{\lambda}_{LT}^2} \right] \quad (4.23)$$

Notand abscisa punctului de cuplare a modurilor teoretice local si global cu $(\bar{\lambda}_{c,LT})$, eroziunile marginale precum si eroziunea maxima centrala se determina cu formulele:

$$\begin{cases} E_1 = E_1(\bar{\lambda}_{1,LT}) = Q_{LT} - \bar{M}(\bar{\lambda}_{1,LT}) \\ E_{max} = Q_{LT} - \bar{M}(\bar{\lambda}_{c,LT}) \\ E_2 = E_2(\bar{\lambda}_{2,LT}) = \frac{1}{\bar{\lambda}_{2,LT}^2} - \bar{M}(\bar{\lambda}_{2,LT}) \end{cases} \quad (4.24)$$

Si in acest caz, marimile care intervin in relatiile 4.23-4.24 pot primi valori numerice intr-un interval limitat, ceea ce permite efectuarea unui studiu parametric similar celui anterior. Rezultatele acestui studiu se prezinta in tabelul 4.7

Tabelul 4.7 - Abateri ale eroziunii marginale in cazul unui interval de cuplare nesimetric

Latime interval	Curba de flambaj	Abaterrea eroziunii de la limita stanga (Δ_1 %)	Abaterrea eroziunii de la limita dreapta (Δ_2 %)
[$\bar{\lambda}_c - 10\%$; $\bar{\lambda}_c + 5\%$]	a	18,8 \div 25,6 %	16,0 \div 18,0 %
	b	14,6 \div 20,5 %	14,5 \div 15,7 %
	c	12,0 \div 17,2 %	13,1 \div 14,3 %
[$\bar{\lambda}_c - 15\%$; $\bar{\lambda}_c + 7,5\%$]	a	28,0 \div 37,3 %	22,8 \div 25,5 %
	b	22,2 \div 30,7 %	20,3 \div 22,4 %
	c	18,4 \div 26,1 %	18,8 \div 20,5 %

Concluzie:

- Se adopta pentru intervalul de cuplare o configuratie nesimetrica similara cazului profilelor supuse compresiune axiale;
- Utilizarea unui interval de cuplare de forma [$\bar{\lambda}_c - 15\%$; $\bar{\lambda}_c + 7,5\%$] NU MAI ESTE ACCEPTABILA deoarece conduce la abateri excesive ale eroziunilor marginale fata de eroziunea maxima centrala (pana la 37%)
- Se opteaza pentru utilizarea unui interval de cuplare de forma [$\bar{\lambda}_c - 10\%$; $\bar{\lambda}_c + 5\%$] care conduce la abateri de un ordin de marime acceptabil ale eroziunilor marginale fata de eroziunea maxima centrala.

5. Metoda pentru determinarea eroziunii sarcinii critice de cuplare, pe baza procedurii prescrise de Anexa Z a EUROCODE 3

5.1 Generalitati

Anexa Z a EUROCODE 3 introduce o procedura standard pentru determinarea valorilor caracteristice, a valorilor de calcul ale rezistentei elementelor metalice, precum si a coeficientului de siguranta γ_M , pornind de la loturi reprezentative de incercari experimentale. Procedura se bazeaza pe principiile fundamentale de siguranta structurilor, agreate de [5.1], [5.2] respectiv [5.3] cap. 2.

In esenta, procedura introduce succesiv factori de corectie pentru o functie ce exprima o rezistenta de calcul, astfel incat, dupa corectie, functia sa reprezinte de fapt fractiul de 5% al marimii respective (sau, cu alte cuvinte, valoarea medie minus de 1,645 ori valoarea abaterii standard pentru nivelul de incredere de 75%). O functie de rezistenta calibrata in acest mod poate fi folosita in cadrul procedurilor prescrise de [5.3] pentru determinarea valorilor caracteristice.

O traducere integrala in limba romana a ultimei versiuni a acestui document [5.4], este prezentata in Anexa 5.1 a tezei. In aceeasi anexa se prezinta si principalele notatii utilizate de documentul amintit, notatii care nu vor mai fi explicate de catre autor in cele ce urmeaza.

Functia de rezistenta introdusa la initierea procedurii este denumita "model de calcul". Ea se construiește pe baza observarii comportamentului real al elementelor structurale respective (urmarit pe perioada incercarilor experimentale) ca si a utilizarii unor notiuni teoretice adecvate problemei. In continuare, printr-o interpretare statistica a datelor experimentale accesibile, utilizand analiza statistica bazata pe functii de regresie, se verifica eficienta modelului propus.

Daca este cazul, modelul de calcul va fi adaptat pana cand se ajunge la o corelatie suficient de buna intre valorile teoretice si cele experimentale.

Folosind rezultatele experimentale, se poate determina si variatia statistica a predictiei facute prin intermediul modelului de calcul propus (variatia asa-numitei abateri " δ "). Aceasta variatie se combina cu variatia altor variabile care influenteaza functia de rezistenta, respectiv:

- variatia caracteristicilor mecanice si de rigiditate;
- variatia caracteristicilor geometrice.

Prin luarea in considerare a tuturor variatiilor statistice, se determina valoarea rezistentei caracteristice a elementului respectiv. In continuare, pe baza procedurii prescrise se determina valoarea de calcul a functiei rezistenta si in final, coeficientul de siguranta γ_M care urmeaza a fi aplicat in calculele de rezistenta valorii caracteristice.

Se introduc urmatoarele notatii:

- r_i = valoarea functiei teoretice "rezistenta" pentru specimenul (i), determinata pe baza valorilor masurate experimental ale variabilelor sale;
- r_{ei} = valoarea determinata experimental a rezistentei respective, pentru specimenul (i)

Notatii similare, fara indicele (i), de forma "r(t)" si respectiv "r(e)" vor fi folosite in continuare in sens generic.

Grupul european de lucru, constituit la nivelul organizatiilor CEB si ECCS, care a propus in anul 1985 procedura in discutie, a avut in vedere urmatoarele doua situatii:

- I) Situatie in care, intre functiile r(e) si r(t) exista o corelatie liniara, iar dreapta ce exprima grafic aceasta corelatie trece prin originea axelor de coordonate (in exprimare matematic prescurtata,

avem relatia $r(t) / r(e)=0/0$. In aceasta situatie, se poate aplica functiei rezistenta un factor de corectie, notat cu "b" (vezi fig. 5.1)

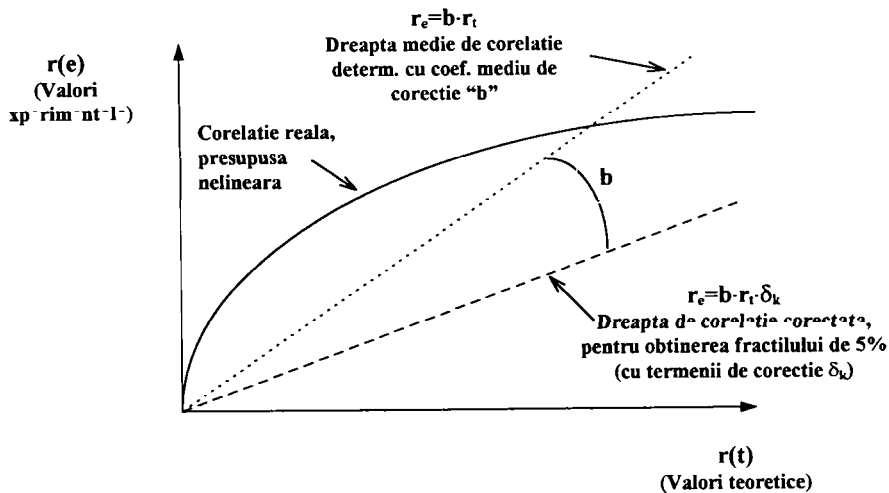


Figura 5.1 - Corelatie bazata pe un singur parametru

II) Situatia in care, intre functiile $r(e)$ si $r(t)$ exista o corelatie liniara, dar dreapta ce exprima grafic aceasta corelatie nu trece prin originea axelor de coordonate (in exprimare matematic prescurtata, $r(e) / r(t) \neq 0/0$). In acest caz, pentru corectarea corelatiei se vor utiliza doi parametri, notati cu "a" respectiv cu "b" (vezi fig. 5.2)

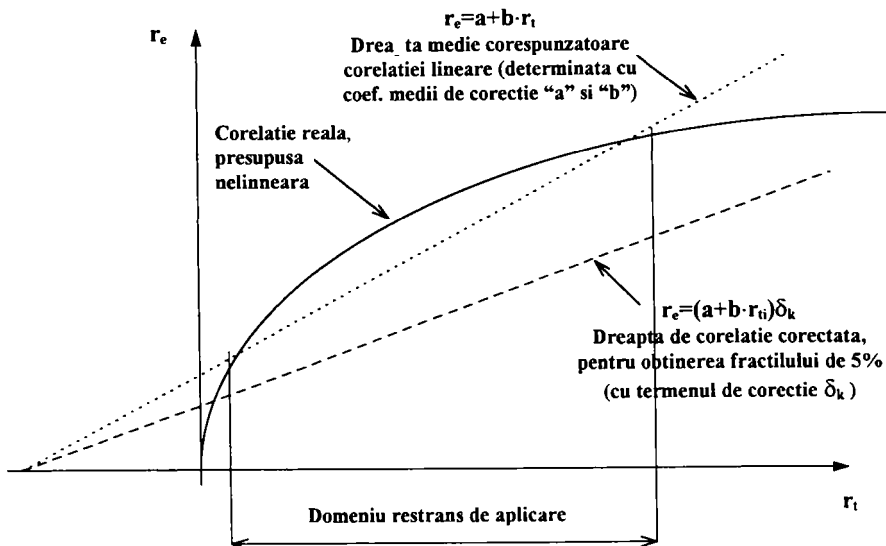


Figura 5.2 - Corelatie bazata pe doi parametri

In mod normal, aceasta metoda se aplica in domeniile in care parametrii variaza in limite bine definite si unde functia de rezistenta poate fi corectata cu ajutorul unui termen aditiv, fara ca acest lucru sa

conduca la contradicții. Funcțiile tip “rezistentă” aplicate în mod uzual pentru structuri din oțel în cadrul EUROCODE 3 se construiesc de obicei în așa fel încât este îndeplinită condiția $r(e) / r(t) = 0/0$; prin urmare, aceste funcții nu conțin un termen aditiv care să fie corectat utilizând factorul “a”. Din acest motiv, la structurile din oțel, atunci când se compară valorile funcției rezistente obținute pe cale experimentală cu rezultate din expresia teoretică, se preferă metoda corespunzătoare primei situații, respectiv figurii 5.1.

Există o serie de condiții inițiale, care se impun anterior aplicării procedurii standard prescrise de Anexa Z a EC.3 și anume:

- Funcția “rezistentă” propusă trebuie să fie o funcție de variabile independente;
- Se dispune de un număr suficient de rezultate experimentale;
- Au fost măsurate toate caracteristicile geometrice și de material corespunzătoare variabilelor funcției “rezistentă”;
- Toate variabilele sunt distribuite statistic log-normal. Adoptarea distribuției statistice log-normale pentru variabilele de tip geometric, respectiv de tip rezistentă, prezintă avantajul că în calculele de natură teoretică nu pot apărea valori negative pentru acestea, ceea ce din punct de vedere fizic este corect;
- Nu există o corelație (dependentă de tip statistic) între variabilele funcției rezistente.

În continuare este descrisă procedura propusă de către autor, în sistemul “pas cu pas” utilizat în cadrul textului Anexei Z (vezi și Anexa 5.1).

5.2 Adaptarea procedurii standard prescrise de Anexa Z a EC.3 în vederea evaluării coeficientului de eroziune (v).

Se face mențiunea că procedura descrisă absolut principal mai sus, poate fi folosită (așa cum indică autorii documentului [5.4]) pentru construirea oricărui tip de funcție “rezistentă”, respectiv pentru prelucrarea oricărui lot de rezultate experimentale asociat unor asemenea funcții.

Aplicarea procedurii standard presupune în mod obligatoriu existența unui lot de *rezultate experimentale relevante din punct de vedere al teoriei ECBL*, teorie prezentată anterior (vezi cap 4). Practic, rezultatele experimentale relevante se pot obține în două moduri:

- Prin efectuarea unor încercări proprii de compresiune axială, dedicate metodei ECBL, în care specișele metalice sunt astfel dimensionate încât să aibă zveltetea redusă de bară identică zveltetei reduse corespunzătoare punctului de cuplare a instabilităților.

Cu alte cuvinte, dacă se definește pentru specișenul respectiv zveltetea redusă de bară prin formula:

$$\bar{\lambda}_s = \sqrt{\frac{\beta_A \cdot N_{gi}}{N_{cr}}} = \sqrt{\frac{A_{ef} \cdot f_{y,aprox}}{N_{cr}}} = \frac{\lambda}{\lambda_1} \cdot \sqrt{\beta_A} \quad (5.1)$$

iar punctul de cuplare a instabilității locale (voalarea de perete) cu instabilitatea generală (flambaj) prin încovoiere al barei comprimate) are ordonată egală cu:

$$\bar{\lambda}_c = \frac{1}{\sqrt{\beta_A}} \quad (5.2)$$

atunci condiția ca specișenul respectiv să fie relevant se traduce prin relația:

$$\bar{\lambda}_s \equiv \bar{\lambda}_c \quad (5.3)$$

În relațiile de mai sus, s-au folosit următoarele notații:

A = aria brută a secțiunii transversale a profilului;

avem relatia $r(t) / r(e)=0/0$. In aceasta situatie, se poate aplica functiei rezistenta un factor de corectie, notat cu "b" (vezi fig. 5.1)

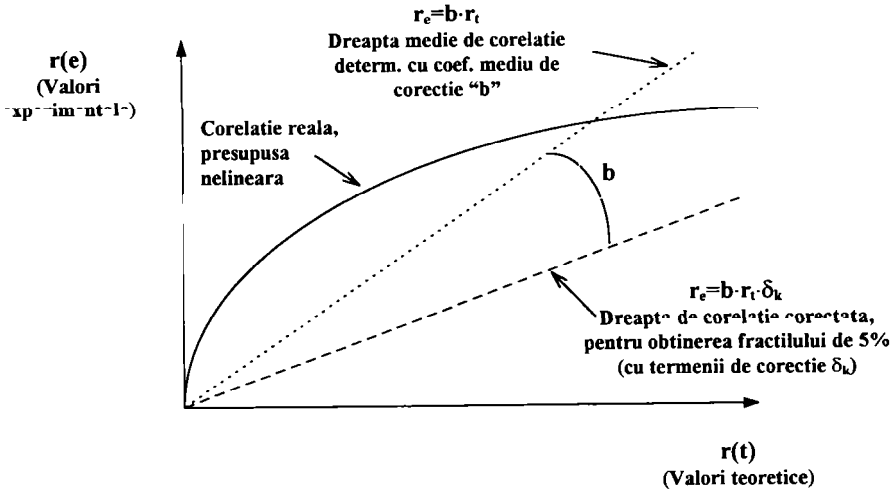


Figura 5.1 - Corelatie bazata pe un singur parametru

II) Situatie in care, intre functiile $r(e)$ si $r(t)$ exista o corelatie liniara, dar dreapta ce exprima grafic aceasta corelatie nu trece prin originea axelor de coordonate (in exprimare matematic prescurtata, $r(e) / r(t) \neq 0/0$). In acest caz, pentru corectarea corelatiei se vor utiliza doi parametri, notati cu "a" respectiv cu "b" (vezi fig. 5.2)

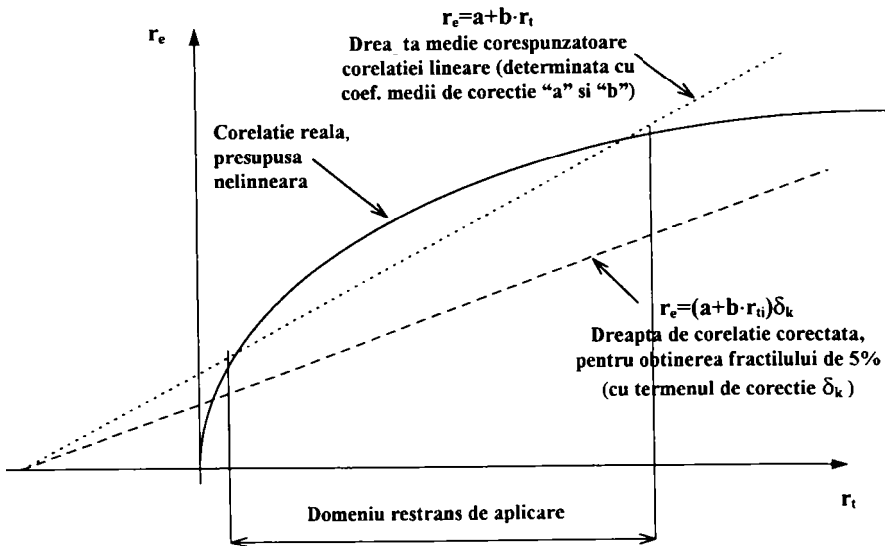


Figura 5.2 - Corelatie bazata pe doi parametri

In mod normal, aceasta metoda se aplica in domeniile in care parametrii variaza in limite bine definite si unde functia de rezistenta poate fi corectata cu ajutorul unui termen aditiv, fara ca acest lucru sa

conduca la contradicții. Funcțiile tip “rezistentă” aplicate în mod uzual pentru structuri din oțel în cadrul EUROCODE 3 se construiesc de obicei în așa fel încât este îndeplinită condiția $r(e) / r(t) = 0/0$; prin urmare, aceste funcții nu conțin un termen aditiv care să fie corectat utilizând factorul “a”. Din acest motiv, la structurile din oțel, atunci când se compară valorile funcției rezistente obținute pe cale experimentală cu rezultate din expresia teoretică, se preferă metoda corespunzătoare primii situații, respectiv figurii 5.1.

Există o serie de condiții inițiale, care se impun anterior aplicării procedurii standard prescrise de Anexa Z a EC.3 și anume:

- Funcția “rezistentă” propusă trebuie să fie o funcție de variabile independente;
- Se dispune de un număr suficient de rezultate experimentale;
- Au fost măsurate toate caracteristicile geometrice și de material corespunzătoare variabilelor funcției “rezistentă”;
- Toate variabilele sunt distribuite statistic log-normal. Adoptarea distribuției statistice log-normale pentru variabilele de tip geometric, respectiv de tip rezistentă, prezintă avantajul că în calculele de natură teoretică nu pot apărea valori negative pentru acestea, ceea ce din punct de vedere fizic este corect;
- Nu există o corelație (dependentă de tip statistic) între variabilele funcției rezistente.

În continuare este descrisă procedura propusă de către autor, în sistemul “pas cu pas” utilizat în cadrul textului Anexei Z (vezi și Anexa 5.1).

5.2 Adaptarea procedurii standard prescrise de Anexa Z a EC.3 în vederea evaluării coeficientului de eroziune (ψ).

Se face mențiunea că procedura descrisă absolut principal mai sus, poate fi folosită (așa cum indică autorii documentului [5.4]) pentru construirea oricărui tip de funcție “rezistentă”, respectiv pentru prelucrarea oricărui lot de rezultate experimentale asociat unor asemenea funcții.

Aplicarea procedurii standard presupune în mod obligatoriu existența unui lot de *rezultate experimentale relevante din punct de vedere al teoriei ECBL*, teorie prezentată anterior (vezi cap 4.). Practic, rezultatele experimentale relevante se pot obține în două moduri:

- Prin efectuarea unor încercări proprii de compresiune axială, dedicate metodei ECBL, în care specișele metalice sunt astfel dimensionate încât să aibă zveltetea redusă de bară identică zveltetei reduse corespunzătoare punctului de cuplare a instabilităților.

Cu alte cuvinte, dacă se definește pentru specișenul respectiv zveltetea redusă de bară prin formula:

$$\bar{\lambda} = \sqrt{\frac{\beta_A \cdot N_{pl}}{N_{cr}}} = \sqrt{\frac{A_{cr} \cdot f_{y,cupon}}{N_{cr}}} = \frac{\lambda}{\lambda_1} \cdot \sqrt{\beta_A} \quad (5.1)$$

iar punctul de cuplare a instabilității locale (voalarea de perete) cu instabilitatea generală (flambaj) prin încovoiere al barei comprimate) are ordonată egală cu:

$$\bar{\lambda}_c = \frac{1}{\sqrt{\beta_A}} \quad (5.2)$$

atunci condiția ca specișenul respectiv să fie relevant se traduce prin relația:

$$\bar{\lambda} \equiv \bar{\lambda}_c \quad (5.3)$$

În relațiile de mai sus, s-au folosit următoarele notații:

A=aria brută a secțiunii transversale a profilului;

A_{ef} =aria eficace a sectiunii transversale a profilului, data de formula:

$$A_{ef} = \beta_A \cdot A \quad (5.4)$$

$\beta_A=Q$ =coeficientul de reducere al ariei brute in cazul voalarii peretilor sectiunii;

λ =zveltetea efectiva de bara, iar:

$$\lambda_1 = \pi \cdot \sqrt{\frac{E}{f_{y,cupon}}} \quad (5.5)$$

$f_{y,cupon}$ =valoarea limitei de curgere a materialului de baza, determinata pe cupoane scurte;

E =modulul de elasticitate pentru otel= $2,1 \times 10^6$ daN/cm²

N_{cr} =forta axiala critica a barei, egala cu:

- forta critica Euler in cazul flambajului prin incovoiere dupa axa minima de inertie la profilele avand sectiunea transversala simetrica dupa ambele axe principale de inertie,
- forta critica de flambaj prin incovoiere-rasucire $N_{cr,FT}$ la profilele avand sectiunea transversala monosimetrica sau nesimetrica cu y-y axa de simetrie, adica:

$$N_{cr,FT} = \frac{1}{2\beta} \left[(N_{cr,y} + N_{cr,T}) - \sqrt{(N_{cr,y} + N_{cr,T})^2 - 4\beta \cdot N_{cr,y} \cdot N_{cr,T}} \right] \quad (5.6)$$

unde:

$$\beta = 1 - \left(\frac{y_0}{i_0} \right)^2$$

$$i_0^2 = i_y^2 + i_z^2 + y_0^2$$

y_0 =distanța între centrul de greutate și centrul de taiere al sectiunii transversale,

$$N_{cr,y} = \frac{\pi E I_y}{L_{ey}^2}$$

$$N_{cr,T} = \frac{1}{i_0} \left(G \cdot I_t + \frac{\pi^2 E I_\omega}{L_{eT}} \right)$$

In cazul profilelor mono- sau ne-simetrice s-a considerat axa y-y ca axa maxima de inertie (adica $I_y > I_z$) și totodata axa de simetrie a sectiunii transversale.

OBSERVATIE: In cazul profilelor laminate grele sau sudate care nu sunt afectate de fenomenul instabilitatii locale (voalarea peretilor) avem $A_{ef} \equiv A$, deci $\beta_A = 1$ și ca atare:

$$\bar{\lambda} \equiv \bar{\lambda}_c = 1 \quad (5.7)$$

b) In cazul in care nu se dispune de rezultate experimentale proprii, acestea se pot procura din literatura stiintifica de specialitate, din baze de date experimentale sau din rapoarte de cercetare. Avand in vedere ca specificul prezentei cercetari impune existenta unui volum de date experimentale care depaseste cu mult posibilitatile unui singur laborator de cercetare, colectivul implicat din cadrul Departamentului de Constructii Metalice si Mecanica Constructiilor de la Timisoara a optat pentru aceasta a doua cale. Problema care apare in acest caz este insa ca respectivele loturi experimentale au fost realizate in cu totul alte scopuri stiintifice decat cele presupuse de prezentul studiu și deci, zveltetele reduse de bara sunt numai intamplator (și absolut sporadic) egale cu $\bar{\lambda}_c$.

In aceasta situatie, se admite ca speciamele sa nu aiba zveltetea identica zveltetii corespunzatoare punctului de cuplare, cu conditia sa se situeze suficient de aproape de aceasta, adica sa fie incluse intr-o vecinatate suficient de restransa a punctului de cuplare a instabilitatilor denumita "interval de cuplare". Forma și dimensiunile acestui interval au fost definite anterior (vezi paragr 4.4).

Rezultatele experimentale relevante se vor obtine in acest caz prin selectarea din lotul respectiv a speciamelelor incluse in intervalul de cuplare nesimetric de forma: $\{0,85 \cdot \bar{\lambda}_c, \dots, 1,075 \cdot \bar{\lambda}_c\}$. Rezulta un lot experimental mai restrans, care insa satisface exigentele procedurii propuse.

Etapa constituirii lotului experimental relevant (in modul indicat mai sus) precede in mod obligatoriu aplicarea propriu-zisa a procedurii.

Urmeaza particularizarea procedurii standard in conformitate cu necesitatile cercetarii intreprinse de autor. Prezentarea se face intr-un sistem "pas cu pas", similar textului documentului de baza [5.4]

5.2.1 PAS 1: Definirea unui model de calcul

Se introduce urmatorul model de calcul pentru rezistenta unei bare metalice supusa la compresiune axiala:

$$r_i = g_{Ri}(\bar{X}) = A \cdot f_y \cdot \bar{N} \quad (5.8)$$

Variabilele de baza ale modelului, notate in mod generic cu \bar{X} sunt:

- Variabila "A" care reprezinta aria bruta a sectiunii transversale a barei.

In principiu, pentru aplicarea in conditii ideale a procedurii propuse, in cadrul lotului experimental respectiv trebuie sa existe valori masurate pentru aria sectiunii transversale a fiecarui specimen. Aceasta se poate realiza suficient de simplu masurand lungimea specimenului (L_{exp}), apoi cantarind acest specimen si deducand in final aria sectiunii transversale din relatia:

$$L_{exp} \cdot A_{exp} \cdot \gamma_{otel} = G \quad (5.9)$$

unde "G" reprezinta greutatea specimenului iar γ_{otel} reprezinta greutatea specifica a otelului.

Valoarea A_{exp} rezultata reprezinta aria medie a sectiunii transversale, determinata in mod experimental pentru specimenul "i". Metoda este prezentata si de Lindner [5.27].

Determinarea pe cale experimentală a valorii A_{exp} se poate face si determinand volumul specimenului, prin scufundare in apa, cu ajutorul volumului de lichid dezlocuit:

$$L_{exp} \cdot A_{exp} = V_{lichid} \quad (5.10)$$

Aceasta procedura prezinta insa dezavantajul ganaritelor importante necesare pentru baie de imersiune, mai ales pentru specimene cum sunt barele de supleti medii si mari testate la compresiune. In cazul in care nu exista valori masurate A_{exp} , Anexa Z a EC.3 [5.4] propune o procedura alternativa, bazata pe valorile nominale (din cataloagele de produse) ale ariei sectiunii transversale.

- Variabila " f_y " care reprezinta limita de curgere a otelului, determinata experimental prin incercarea standard la tractiune, pentru fiecare specimen testat. In mod similar, daca nu exista valori experimentale determinate, [5.4] propune o procedura alternativa bazata pe valorile nominale (din standardele de produs) ale limitei de curgere.

Avand in vedere ca loturile experimentale utilizate de autor provin din diverse tari, iar normele nationale respective nu se refera la acelasi punct de pe diagrama (σ - ϵ) atunci cand se determina limita de curgere f_y prin incercarea la tractiune, in Anexa 5.2 se prezinta un comentariu succint in legatura cu aceasta problema.

Este de mentionat deasemenea ca norma europeana [7.2] introduce doua valori distincte ale limitei de curgere pentru cazul particular al profilelor din otel cu pereti subtiri formate la rece, si anume:

- " f_{yb} " reprezentand limita de curgere a materialului de baza, determinata pe specimene prelevate din peretii barei

- " f_{ya} " reprezinta limita de curgere medie pe sectiunea transversala, si este o valoare mai mare decat f_{yb} , deoarece tine cont de fenomenul de ecruisaj care apare in colturile sectiunii.

Procedura propusa in lucrarea de fata, se refera la valoarea f_{yb} .

- Variabila \bar{N} care rezulta dintr-o ecuatie de tip Ayrton-Perry, utilizata actualmente in mod curent pentru descrierea comportamentului unei bare metalice solicitata la compresiune axiala.

De altfel, in opinia autorului, utilizarea unei functii de acest tip ca model teoretic in cadrul procedurii propuse (procedura ce are de fapt ca scop calibrarea factorului eroziunii notat cu " ψ "), reprezinta unul dintre meritele metodei deoarece:

- mentine expresia de tip Ayrton-Perry aferenta curbilor europene de flambaj, deja verificata si confirmata in practica proiectarii curente;
- procedura propusa utilizeaza astfel o functie similara celei utilizate in cadrul teoriei ECBL, anterior prezentata si de care este legata in mod organic;
- introduce (asa cum se va vedea in continuare) in mod sintetic efectul fenomenului de cuplare a instabilitatilor prin intermediul coeficientului "ψ" care exprima eroziunea (diminuarea) capacitatii portante a barei cauzata de cuplare;
- expresia de legatura utilizata (definita in cadrul teoriei ECBL) intre coeficientul generalizat al imperfectiunilor "α" (adoptat initial pentru laminate grele) si coeficientul eroziunii "ψ" este simpla, respectiv usor de implementat in cadrul expresiei de tip Ayrton-Perry a curbilor de flambaj existente;
- nu in ultimul rand, utilizarea unei expresii de legatura de acest tip, permite calibrarea convenabila in cadrul procedurii propuse a valorilor coeficientului eroziunii "ψ" si implicit obtinerea noilor valori "α" cautate de autor in cadrul cercetarii de fata.

Ecuatia de tip Ayrton-Perry utilizata trebuie sa aiba o forma adecvata comportamentului barei la flambaj, respectiv modurilor de instabilitate care se cupleaza , si anume:

a) Pentru barele cu sectiune transversala simetrica dupa ambele axe principale de inertie, unde poate aparea cuplarea modului local (voalarea peretilor) cu modul global (flambajul prin incovoiere dupa axa de inertie minima), valoarea \bar{N} rezulta dintr-o ecuatie Ayrton-Perry de gradul doi, de forma cunoscuta:

$$(Q - \bar{N})(1 - \bar{\lambda}^2 \cdot \bar{N}) = \alpha(\bar{\lambda} - 0,2) \cdot \bar{N} \quad (5.11)$$

de unde:

$$\bar{N} = \frac{1 + \alpha(\bar{\lambda} - 0,2) + Q \cdot \bar{\lambda}^2}{2\bar{\lambda}^2} - \frac{1}{2\bar{\lambda}^2} \cdot \sqrt{[1 + \alpha(\bar{\lambda} - 0,2) + Q \cdot \bar{\lambda}^2]^2 - 4Q\bar{\lambda}^2} \quad (5.12)$$

ale carei elemente au fost definite mai sus.

Ecuatia de mai sus este valabila pentru situatia in care voalarea peretilor apare inaintea flambajului barei.

In plus se reaminteste relatia de legatura α - ψ , definita in cadrul teoriei ECBL si inserata in ecuatia Ayrton-Perry de metoda propusa, in scopul calibrarii lui "ψ":

$$\alpha = \frac{\psi^2}{1 - \psi} \cdot \frac{\sqrt{Q}}{1 - 0,2 \cdot \sqrt{Q}} \quad (5.13)$$

In cazul particular al profilelor laminate grele sau al profilelor din tabla sudata la care nu apare voalarea peretilor sectiunii, avem in mod evident $Q \equiv \beta_A = 1$, iar cele doua relatii de mai sus au forma urmatoare:

$$\bar{N} = \frac{1 + \alpha(\bar{\lambda} - 0,2) + \bar{\lambda}^2}{2\bar{\lambda}^2} - \frac{1}{2\bar{\lambda}^2} \cdot \sqrt{[1 + \alpha(\bar{\lambda} - 0,2) + \bar{\lambda}^2]^2 - 4 \cdot \bar{\lambda}^2} \quad (5.14)$$

respectiv:

$$\alpha = \frac{\psi^2}{0,8 \cdot (1 - \psi)} \quad (5.15)$$

b) In cazul barelor cu sectiune transversala monosimetrica, la care axa de simetrie a sectiunii se noteaza cu y-y, poate sa apara cuplarea intre voalarea peretilor sectiunii, flambajul prin incovoiere si flambajul prin incovoiere-rasucire al barei. La aceste tipuri de bare, pentru deducerea valorii \bar{N} in cazul fiecarui specimen, se poate folosi tot o ecuatie de tip Ayrton-Perry unde zveltetea redusa de bara are sensul unei zvelteti transformate, calculate cu o relatie de tip (5.1)

5.2.2 Verificarea conditiilor de aplicare ale procedurii standard din Anexa Z

Odata cu definirea modelului de calcul, deci a functiei care in cazul de fata exprima rezistenta la compresiune a profilelor usoare sau grele din otel, apare si problema verificarii conditiilor initiale impuse de [5.4] pentru aplicarea procedurii standard:

- 1) Functia definita prin relatia (5.8) este produsul variabilelor independente definite mai sus;
- 2) In general in cadrul loturilor experimentale investigate sunt disponibile masuratori asupra variabilelor;
- 3) Variabilele au o distributie log-normala

Punerea in evidenta a acestei distributii se poate face in principal pe doua cai:

a) Prin studiul literaturii de specialitate care se intereseaza de aceasta problema.

- Distributia log-normala a variabilei "A" (ca si a altor variabile de tip geometric aferente sectiunii transversale a barei) a fost pusa in evidenta de Sedlacek & all [5.13] pe un lot de 689 specimene de profile laminate prezentat de Bureau [5.10]. Aceeasi distributie a fost confirmata si de Byfield [5.11].
- Distributia log-normala a variabilei "f_y" a fost pusa in evidenta de Melchers [5.7], pe baza unor studii mai vechi ale acestui autor, respectiv de Lungu [5.17] paragr. 1.5.2
- Distributia log-normala a variabilei \bar{N} se introduce prin extensie, si anume:

Marimea in discutie se calculeaza in principal pe baza marimii $\bar{\lambda}$ (vezi formula 5.12) care se poate scrie:

$$\bar{\lambda} = \frac{L}{l_y} \cdot \frac{1}{\pi} \sqrt{\frac{f_y}{E}} \cdot \sqrt{\frac{A_{ef}}{A}} \quad (5.16)$$

Dupa cum se observa, variabilele utilizate in calculul marimii $\bar{\lambda}$ sunt de tip geometric, pentru care Nethercot [5.8] demonstreaza distributia log-normala, respectiv variabila f_y a a carei distributie log-normala a fost mentionata mai sus. Avand in componenta aproape exclusiv marimi cu distributie log-normala, variabila \bar{N} se considera log-normal distribuita.

b) Prin testare directa a distributiei statistice pe loturile de valori rezultate prin masuratori de laborator, utilizand testele standard existente. Aici apar insa o serie de probleme:

- loturile experimentale studiate contin de obicei un numar de specimene destul de redus, cu mica relevanta statistica;
- datorita numarului redus de specimene, distributiile statistice care se obtin practic sunt forme trunchiate ale distributiilor uzuale;
- in cazul profilelor cu pereti subtiri formate la rece, datorita diversitatii dimensionale a sectiunilor specimenelor relevante (loturile nu au fost concepute pentru prezenta cercetare), chiar in cazul unor sectiuni transversale de acelasi tip nu se poate vorbi despre distributii statistice din cauza diferentelor dimensionale la nivelul sectiunii transversale; ca atare este necesara introducerea unei marimi cu caracter adimensional, care sa reuneasca sintetic variabilele studiate dar sa nu depinda de dimensiunile geometrice efective ale sectiunii, admitand astfel studiul unei distributii statistice. In acest scop s-a ales marimea adimensionala cu caracter experimental:

$$\bar{N}_{exp} = \frac{N_{u,exp}}{A \cdot f_y} \quad (5.17)$$

unde:

N_{u,exp}=forta axiala ultima, determinata experimental pentru fiecare specimen

A=aria bruta a sectiunii transversale, masurata pentru fiecare specimen

f_y=limita de curgere determinata experimental pe cupoane scurte

Asa cum se vede, variabila adimensionala definita mai sus reuneste majoritatea variabilelor in discutie, intr-o forma sintetica, permitand studierea unei distributii statistice si pentru profile cu pereti subtiri formate la rece.

Ideea promovata in acest mod este aceea ca profilele cu pereti subtiri comprimate, care prezinta sectiuni transversale de forma similara, trebuie sa aiba un comportament similar din punct de vedere al stabilitatii si deci se justifica asocierea lor in cadrul loturilor experimentale relevante, studiul unei distributii statistice, respectiv aplicarea procedurii propuse de autor pentru determinarea valorii calibrate a coeficientului eroziunii. Mai mult, pe linia aceleiasi idei, se intentioneaza introducerea unei clasificari a sectiunilor transversale ale profilelor cu pereti subtiri formate la rece, din punct de vedere al valorilor coeficientului eroziunii aferent lor. Aceasta clasificare urmeaza sa conduca in final la valori ale coeficientului generalizat al imperfectiunilor (α) proprii acestor profile, actualmente incadrate pe curbele de flambaj trasate pentru laminatele grele.

Pentru punerea in evidenta a distributiei log-normale in cazurile studiate, autorul a considerat mai intuitiva si mai utila demonstrarea situatiei echivalente, definite si acceptate in statistica [5.16-Lungu], respectiv a distributiei normale pentru logaritmiile valorilor respective, din urmatoarele motive:

* este mult mai usor de constatat vizual simetria aproximativa a distributiei frecventelor absolute, p : un grafic tip histograma trasat in vederea testarii acesteia

* exista un mare numar de teste statistice standard, create in vederea evidentierii distributiilor de acest tip.

In anexa 5.4 sunt prezentate o serie de distributii statistice care pot aparea in practica, iar in anexa 5.5 se prezinta unele dintre testele statistice standard, aplicate in vederea evidentierii distributiei normale

Studiul practic al distributiei statistice, pe loturile experimentale relevante pentru metoda propusa a intampinat o serie de dificultati, atat pentru profilele cu pereti subtiri cat si in cazul profilelor laminate grele, si anume:

- numarul specimenelor ce constituie loturile experimentale relevante este foarte redus sau chiar irelevant din punct de vedere statistic (in mod uzual 5-20 de specimene), situatie in care este foarte greu de vorbit despre o "distributie statistica" la modul propriu

=in special la loturile experimentale constituite din profile cu pereti subtiri formate la rece (dar de multe ori si in cazul laminatelor grele) autorul a constatat pe graficele tip histograma ale frecventelor absolute de distributie existenta unor distributii "sparte". Cu alte cuvinte, se constata tendinta clara de asezare a valorilor logaritmilor conform unei distributii normale, tendinta nefinalizata insa din cauza numarului redus de specimene;

=solutia propusa de autor in acest caz a fost aceea de identificare a modurilor statistice prezente in cadrul distributiei respective si de separare a lotului principal in doua sau mai multe grupuri de specimene aferente fiecarei moduri si pentru care aspectul histogramei frecventelor absolute este aproximativ simetric. De altfel, aparitia extrem de frecventa in practica a distributiilor multimodale a fost sesizata de autorii Anexei Z a EC.3 care in aceasta situatie ofera o solutie relativ grosiera de tip "infasuratoare" (vezi [5.4] paragr. 3.2.5.7). Mai mult, acelasi document recomanda ([5.4] paragr.3.2.5.3) ca in cazul in care, prin aplicarea procedurii standard recomandate de acest document, rezulta valori necorespunzatoare ale principalilor indicatori calitativi (coeficientul de corelatie, coeficientul de variatie si coeficientul de siguranta), lotul principal sa fie separat pe sub-loturi, in baza unui criteriu relevant pentru metoda (de exemplu clase de valori ale uneia dintre variabilele modelului) si sa se lucreze in continuare aplicand procedura separat pe aceste sub-loturi. In cazul cercetarii de fata, autorul a considerat relevanta punerea in evidenta a unei distributii statistice multimodale si divizarea pe sub-loturi corespunzator modurilor statistice identificate. Desigur ca aici apare inconvenientul major al reducerii excesive a numarului de specimene dintr-un sub-lot (aspect mentionat si de [5.4]), in cazul metodei propuse aceasta referindu-se la componente

al unui mod statistic. Fata de acest inconvenient, s-a apreciat insa ca oricum, chiar lotul principal prezinta o relevanta statistica redusa si ca atare subdivizarea lui nu modifica in mod esential natura problemei. Procedura aplicata a fost aceea de identificare a unor distributii cvasi-simetrice de frecvente absolute, care aproximeaza in mod acceptabil o distributie normala. In fond, nivelul ^aacceptabil^a de aproximatie rezulta din chiar rezultatele aplicarii metodei, respectiv:

-verosimilitatea acestor rezultate;

-corectitudinea lor pusa in evidenta prin compararea cu rezultate similare consacrate, obtinut pe alte cai.

Validarea clara si decisiva a procedurii (cu toate simplificari de natura inginereasca aferente aplicarii ei) rezulta deci, asa cum se va vedea in continuare, chiar din rezultatele obtinute aplicand aceasta procedura pe cele mai diverse loturi experimentale, de diverse proveniente. Se evita astfel caderea in capcana unui simplu ^ajoc al cifrelor^a cu caracter de coincidenta.

Tipurile si formele de distributii intalnite de autor in studiul practic al modurilor statistice componente ale unei distributii multimodale se apropie rar de forma completa a unei distributii normale. In general, histogramele frecventelor absolute, determinate pentru intreg lotul relevant, se pot divide pe criteriul apartenentei la modurile statistice componente, intr-o serie de distributii statistice reprezentand forme trunchiate ale distributiei normale sau variantelor ei. Ca urmare a numarului redus de specimene se poate vorbi eventual despre "asimilarea" distributiei respective unei distributii normale pentru marimea $\ln(\bar{N}_{exp})$ respectiv log-normale pentru marimea \bar{N}_{exp} .

In cele ce urmeaza, se prezinta (cu unele comentarii) tipurile de distributii intalnite (in opinia autorului) la subdivizarea lotului relevant in sub-loturi aferente unei configuratii statistice multimodale.

Distributia normala trunchiata:

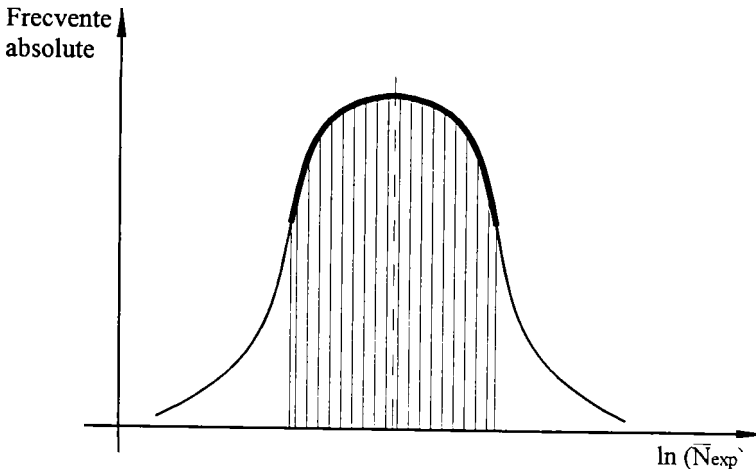


Figura 5.3 - Distributie normala trunchiata

Este foarte frecvent intalnita. Acceptarea unor distributii de acest tip a permis obtinerea unor rezultate acceptabile (comparate cu valorile indicate de [5.4]) in calculul coeficientului de siguranta γ_M , determinat pe baza fractilului de 5% al rezistentei la compresiune a barelor. Calculul acestui

fracții în sine nu are sens fără existența unei distribuții lognormale a variabilelor implicate. Rezultatele obținute confirmă deci corectitudinea deciziei de acceptare a unei asemenea distribuții.

Distributia normala trunchiata, cu doua cocoase ("twin peak")

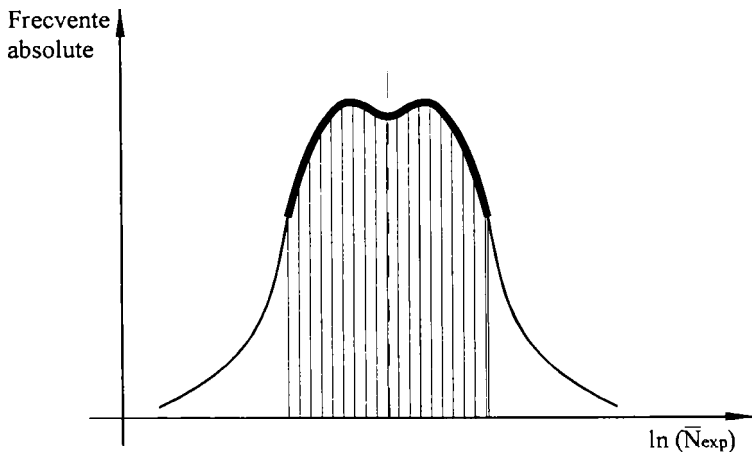


Figura 5.4 - Distributia "twin peak"

Aparitia practica a acestei distributii (in forma ei statistic completa) a fost constatata de Nethercot si Byfield [5.8]. Rezultatele calibrarii cu procedura propusa pe aceasta configuratie statistica sunt bune (similare calitativ cu cele obtinute calibrand pe distributii normale trunchiate) Prezenta a doua moduri egale (in sens statistic) a fost asociata de autor cu disparitia punctului unic de optim al modelului si aparitia unui palier de optim (vezi paragr. 5.3), ceea ce nu afecteaza insa rezultatele calibrarii.

Distributia uniforma:

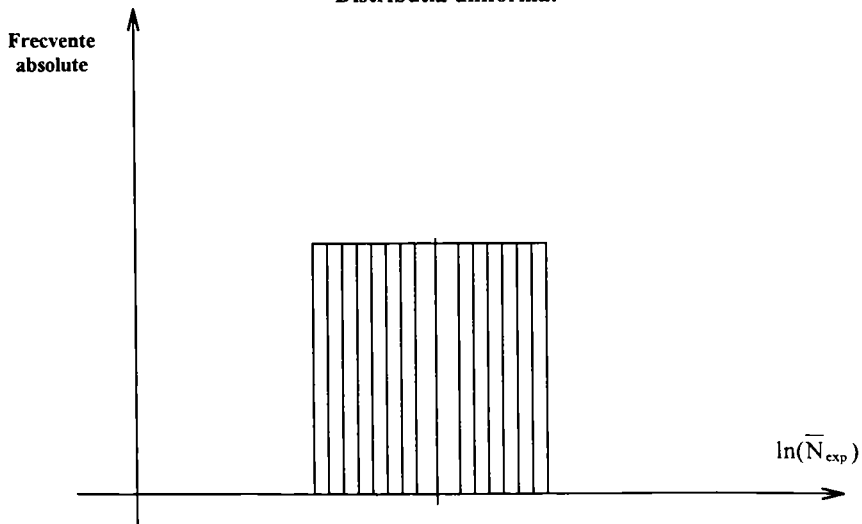


Figura 5.5 - Distributia uniforma

Este un tip de distributie extrem de frecvent intalnit in analiza configuratiilor multimodale efectuata de autor. Aplicarea procedurii asupra modurilor statistice asimilate de autor unei asemenea distributii este desigur absolut discutabila, deoarece calculul fractilului de 95 % al rezistentei cu formula aferenta distributiei log-normale normal nu are sens pe aceasta distributie. Aplicarea metodei a condus insa in toate cazurile, la coeficienti de siguranta care se incadreaza in limitele prescrise de Anexa Z a EC.3, respectiv s-a constatat aparitia unui palier de optim al modelului similar cazului precedent.

O problema esentiala legata de studiul configuratiilor statistice multimodale este aceea a numarului de intervale pe care se face studiul distributiei frecventelor absolute ale marimii $\ln(\bar{N}_{exp})$. Dupa ordonarea in sens crescator a valorilor acestei marimi se poate identifica domeniul de pe axa numerelor reale care include intregul sir de valori. In continuare, pentru studiul configuratiei statistice uni- sau multimodale, acest domeniu se imparte succesiv intr-un numar crescator de intervale, numar cuprins intre o valoare minima si o valoare maxima.

- numarul minim de intervale acceptat de autor a fost $n_{i,min}=3$, aceasta configuratie statistica minima permitand eventuala identificare a unui mod statistic
- numarul maxim de intervale s-a determinat printr-un calcul simplu, functie de numarul minim n_{sp} de specimene care se accepta pe un interval. Fata de recomandarea din [5.19] de a avea in fiecare interval minim 5 specimene, pentru ca respectiva configuratie modala sa fie relevanta din punct de vedere statistic, autorul a tinut cont de numarul in general mic de specimene continut in loturile studiate acceptand valoarea $n_{sp}=2$ (numar minim per interval). In consecinta notand cu "n" numarul de specimene inclus in lotul studiat, numarul maxim de intervale rezulta din relatia:

$$n_{i,max} = \frac{n}{n_{sp}} \quad (5.18)$$

Analiza distributiei statistice (uzual multimodale) a valorilor $\ln(\bar{N}_{exp})$ se va prezenta in capitolele urmatoare, sub forma tabelara, pentru fiecare calibrare efectuata.

5.2.3 PAS 2: Verificarea corelatiei intre valorile determinate pe cale experimentală ale rezistentei si valorile acesteia determinate cu ajutorul modelului teoretic propus

Fiecarui specimen (i) din cadrul lotului relevant ii vor corespunde:

- valoarea r_{ei} a rezistentei la compresiune, determinata pe cale experimentală;
- valoarea r_{ii} a rezistentei la compresiune, determinata pe modelului de calcul propus, introducand pentru fiecare variabila valoarea corespunzatoare determinata pe cale experimentală, adica in cazul de fata:

- aria bruta a sectiunii transversale a specimenului $A_{i,exp}$
- valoarea limitei de curgere determinata la tractiune $f_{y,exp}$
- valoarea \bar{N} calculata cu formula (5.12) pe baza valorilor $\bar{\lambda}$ care la randul lor de determina pe baza relatiei (5.16) utilizand valoarea masurata a lungimii barei L_{exp} , valoarea limitei de curgere a materialului de baza determinata experimental la compresiune pe cupoane scurte $f_{y,cup}$, si aria bruta a sectiunii barei A_{exp}

Perechilor $(r_{ei}; r_{ii})$ le corespund puncte intr-o diagrama carteziana, unde pe ordonata se reprezinta valorile r_{ei} iar pe abscisa se reprezinta valorile r_{ii} . Daca functia rezistenta propusa (modelul de calcul) este exacta si exprima perfect fenomenul studiat, toate punctele de coordonate $(r_{ei}; r_{ii})$ se vor situa pe prima bisectoare a sistemului de axe, iar coeficientul de corelatie va fi $\rho=1$.

In realitate aceasta situatie are un caracter ideal si nu se realizeaza niciodata. Punctele de coordonate $(r_{ei}; r_{ti})$ vor prezenta intotdeauna o dispersie mai mica sau mai mare, functie de calitatea masuratorilor experimentale si de fidelitatea modelului de calcul propus (vezi fig. 5.6). Din acest motiv este necesara determinarea coeficientului de corelatie (ρ) intre valorile determinate pe cale experimentală si cele determinate cu ajutorul modelului teoretic.

In continuare se prezinta procedura prescrisa de [5.4] pentru calculul coeficientului de corelatie:

Se determina media si abaterea standard corespunzatoare sirului de valori r_{ei} determinate pe cale experimentală. Acestea sunt de forma:

$$\bar{r}_e = \frac{1}{n} \cdot \sum_{i=1}^n r_{ei} \quad (5.19)$$

$$s_{re} = \sqrt{\frac{1}{n} \cdot \left(\sum_{i=1}^n r_{ei}^2 - n \cdot \bar{r}_e^2 \right)} \quad (5.20)$$

unde "n" este numarul de specimene studiate.

Se determina media si abaterea standard corespunzatoare sirului de valori r_{ti} determinate pe cale experimentală. Acestea sunt de forma:

$$\bar{r}_t = \frac{1}{n} \cdot \sum_{i=1}^n r_{ti} \quad (5.21)$$

$$s_{rt} = \sqrt{\frac{1}{n} \cdot \left(\sum_{i=1}^n r_{ti}^2 - n \cdot \bar{r}_t^2 \right)} \quad (5.22)$$

Valoarea coeficientului de corelatie se determina cu formula cunoscuta:

$$\rho = \frac{\sum_{i=1}^n r_{ei} \cdot r_{ti} - n \cdot \bar{r}_e \cdot \bar{r}_t}{n \cdot s_{re} \cdot s_{rt}} \quad (5.23)$$

Corelatia studiata se considera de [5.4] a fi suficienta daca valoarea astfel determinata a coeficientului de corelatie indeplineste conditia:

$$\rho \geq 0,9 \quad (5.24)$$

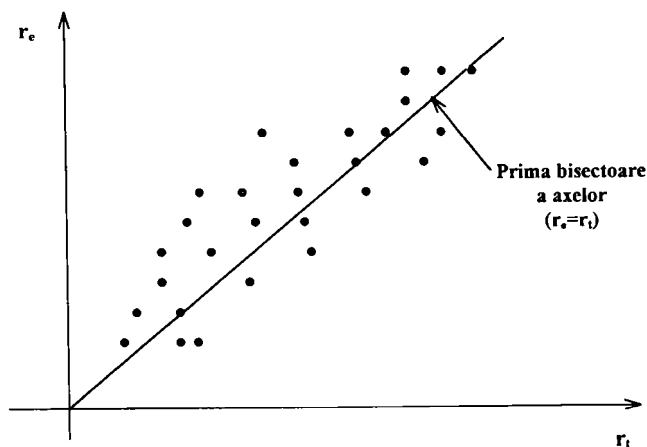


Figura 5.6 - Diagrama r_e - r_t

Datorita dispersiei prezentate, corelatia trebuie ameliorata prin corectarea functiei rezistente (a modelului teoretic) conform relatiei:

$$r_i^{\text{corectat}} = b \cdot r_i \cdot \delta \quad (5.25)$$

In relatia de mai sus, termenii de corectie “b” si “δ” au un sens probabilistic, ei fiind introdusi prin valoarea lor teoretica, ideala. Intr-o abordare probabilistica, aceasta valoare nu poate fi cunoscuta, ea fiind aproximata printr-o alta valoare numita “estimator”, determinata cu mai mare sau mai mica precizie cu ajutorul lotului de valori experimentale aflat la dispozitie. Cateva definitii din teoria estimatiei sunt prezentate in Anexa 5.6, iar in Anexa 5.7 se prezinta o traducere a Anexei 6 din documentul [5.16] referitoare la includerea incertitudinilor de natura probabilistica in procesul de determinare al valorilor caracteristice.

5.2.4 PAS 3: Determinarea termenilor de corectie (b_i) si a corectiei valorii medii (\bar{b})

Din compararea valorii teoretice r_{ti} cu valoarea experimentala corespunzatoare r_{ei} rezulta pentru fiecare specimen “i.” un asa-numit “termen de corectie” notat cu “b_i” si determinat cu ajutorul relatiei:

$$b_i = \frac{r_{ei}}{r_{ti}} \quad (5.26)$$

Notand cu “b” media acestor valori denumita “corectia valorii medii”, estimatorul nedepasat al valorii “b” determinat pe baza rezultatelor experimentale va fi:

$$\bar{b} = \frac{1}{n} \cdot \sum_{i=1}^n b_i \quad (5.27)$$

Valoarea acestui estimator determinata pe baza lotului de rezultate experimentale aflat la dispozitie se numeste “realizare a estimatorului nedepasat” si se determina cu relatia:

$$\bar{b}_{(r)} = \frac{1}{n} \cdot \sum_{i=1}^n b_i \quad (5.28)$$

Asa cum indica si termenul folosit, $\bar{b}_{(r)}$ este doar un estimator al valorii ideale “b” si ca atare, in general este adevarata relatia:

$$\bar{b}_{(r)} \neq b \quad (5.29)$$

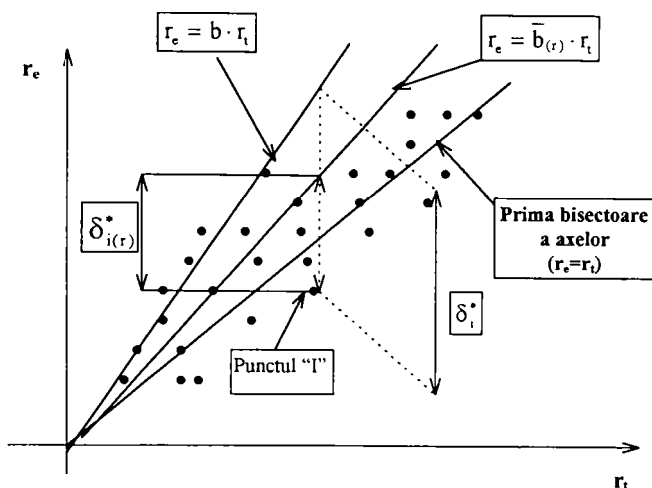


Figura 5.7 - Diagrama r_e - r_t dupa aplicarea corectiei valorii medii

Asa cum se poate observa din fig. 5.7, in diagrama r_e-r_t corectia valorii medii reprezinta coeficientul unghiular al unei drepte care trece prin originea axelor. Aceasta dreapta exprima de fapt o medie a rezultatelor experimentale, obtinuta prin corectarea adecvata a functiei teoretice propuse.

A se observa deasemenea, pe aceeași figura, ca in virtutea relatiei (5.29) dreapta ideala definita de ecuatia $r_e=b \cdot r_t$ (si care de altfel nici nu se poate trasa deoarece valoarea ideala "b" nu este cunoscuta, ea reprezentandu-se pe grafic doar pentru demonstratia teoretica) este diferita de dreapta de ecuatie $r_e = \bar{b}_{(r)} \cdot r_t$

Se noteaza cu $r_t(\underline{X}_m)$ valoarea functiei teoretice rezistenta determinata pe baza valorii medii \underline{X}_m a fiecareia dintre variabilele de baza masurate, adica in cazul de fata a urmatoarelor valori:

- $A_{exp.m} = \frac{1}{n} \cdot \sum_{i=1}^n A_{exp.i}$
- $f_{y exp.m} = \frac{1}{n} \cdot \sum_{i=1}^n f_{y exp.i}$
- $\bar{N}_m = \frac{1}{n} \cdot \sum_{i=1}^n \bar{N}_i$

Valoarea medie corectata a functiei teoretice se determina cu formula:

$$r_m = \bar{b}_{(r)} \cdot r_t(\underline{X}_m) = \bar{b}_{(r)} \cdot g_{Rt}(\underline{X}_m) \quad (5.30)$$

Aceasta valoare va fi utilizata in faza finala a procedurii, la determinarea valorii caracteristice respectiv a valorii de calcul pentru functia rezistenta studiată.

5.2.5 PAS 4: Evaluarea coeficientului de variatie V_δ al abaterii aleatoare δ

In mod similar termenilor de corectie notati b_i care reprezinta abaterea valorii experimentale r_{ei} fata de valoarea teoretica necorectata r_{ti} , se determina "abaterile" notate δ_i^* ale fiecarei valori experimentale r_{ei} fata de valoarea teoretica corectata $\bar{b} \cdot r_{ti}$ conform relatiei:

$$\delta_i^* = \frac{r_{ei}}{\bar{b} \cdot r_{ti}} \quad i=1, \dots, n \quad (5.31)$$

In relatia (5.33), asa cum s-a mai mentionat anterior, \bar{b} este numai un estimator al lui "b". In consecinta, asa cum se poate observa si de pe fig. 5.7, δ_i^* este si el un estimator, nefiind egal cu abaterea teoretica δ_i aferenta specimenului "i"

Coeficientul de variatie al abaterilor δ se determina dintr-o relatie de forma:

$$V_\delta = \frac{s_\delta}{\bar{\delta}} \quad (5.32)$$

unde s_δ este abaterea standard iar $\bar{\delta}$ este media termenilor δ .

Daca se noteaza:

$$\delta'_i = \ln \delta_i \quad (5.33)$$

atunci pentru calculul coeficientului de variatie cautat se defineste:

- variabila aleatoare $\bar{\delta}'$ data de relatia:

$$\bar{\delta}' \equiv \frac{1}{n} \cdot \sum_{i=1}^n \delta'_i \quad (5.34)$$

- respectiv variabila aleatoare $s_{\delta'}^2$, data de relatia:

$$s_{\delta'}^2 = \frac{1}{n-1} \cdot \sum_{i=1}^n (\delta'_i - \bar{\delta}')^2 \quad (5.35)$$

In relatiile de mai sus, $\bar{\delta}'$ si $s_{\delta'}^2$ sunt estimatori nedepasati ai valorii medii $E(\delta')$ si ai variantei $\sigma_{\delta'}^2$ ai variabilei aleatoare δ' . Trebuie facuta observatia ca relatiile de mai sus nu rezolva problema deoarece termenii de forma δ'_i ($i=1, \dots, n$) sunt necunoscuti. Este necesara definirea unor estimatori ai acestor termeni, de forma $\delta_i^{/*}$ dati de relatia:

$$\delta_i^{/*} = \ln \delta_i^* \quad (5.36)$$

unde δ_i^* este estimatorul lui δ_i si se determina cu relatia (5.31).

Marimile statistice caracteristice abaterii δ vor fi determinate in continuare cu ajutorul estimatorului $\delta_i^{/*}$ astfel:

Se introduce estimatorul nedepasat pentru valoarea medie notata conform [5.4] cu $E(\delta')$:

$$\bar{\delta}^{/*} = \frac{1}{n} \cdot \sum_{i=1}^n \delta_i^{/*} \quad (5.37)$$

Pentru simplitate se presupune ca $E(\delta')=1,0$

Deasemenea se introduce estimatorul nedepasat pentru valoarea $\sigma_{\delta'}^2$ notat cu $s_{\delta'}^{2/*}$:

$$s_{\delta'}^{2/*} = \frac{1}{n-1} \cdot \sum_{i=1}^n (\delta_i^{/*} - \bar{\delta}^{/*})^2 \quad (5.38)$$

In cazul unei distributii log-normale, intre coeficientul de variatie V_{δ} si abaterea standard $\sigma_{\delta'}$ exista relatia:

$$V_{\delta} = \exp(\sigma_{\delta'}^2) - 1 \quad (5.39)$$

Cum insa marimea $\sigma_{\delta'}^2$ nu este cunoscuta, ea va fi substituita prin estimatorul sau $s_{\delta'}^{2/*}$ rezultand:

$$V_{\delta^{/*}} = \exp(s_{\delta'}^{2/*}) - 1 \quad (5.40)$$

Realizarea estimatorului $V_{\delta^{/*}}$ in cazul particular al lotului experimental studiat se noteaza cu $V_{\delta^{*(r)}}$ si reprezinta coeficientul de variatie al abaterii δ cautat.

NOTA: Pentru valori mici ale lui $s_{\delta^{*(r)}}$ este valabila relatia:

$$V_{\delta^{*(r)}} \cong s_{\delta^{*(r)}} \quad (5.41)$$

5.2.6 PAS 5: Analiza compatibilitatii functiei rezistenta propuse

Pentru analiza compatibilitatii functiei de rezistenta propuse, se examineaza dispersia punctelor de coordonate $r_{ei}-r_{ii}$, sau in mod echivalent, dispersia termenilor de corectie b_i , determinati cu relatia (5.30). Daca se observa o dispersie excesiva a valorilor mentionate, conducand in final la o forma a functiei rezistenta excesiv de securitara, respectiv ne-economica, in conformitate cu prevederile [5.4] se poate actiona pentru reducerea acestei dispersii in unul din urmatoarele moduri:

- Corectarea functiei rezistenta teoretice prin luarea in considerare a unor parametri initial ignorati sau carora li s-a acordat o pondere insuficienta.

Ca procedeu general in acest caz, se recomanda impartirea lotului experimental pe subloturi, functie de diversii parametri analizati, pentru a observa care anume dintre acesti parametri influenteaza mai pronuntat dispersia. Ca dezavantaj important al acestei proceduri [5.4] mentioneaza micșorarea unora excesiva (sub nivelul relevantei statistice) a numarului de specimene din sub-lotul analizat. In orice caz, pentru compensarea relativa a acestui dezavantaj, Anexa Z admite ca in calculul valorii caracteristice a functiei rezistenta pe sub-lot sa se lucreze cu un coeficient al fractilului u_k

determinat in baza numarului total de specimene "n", ceea ce conduce la valori mai rezonabile ale coeficientului de siguranta γ_M .

Pentru a pastra caracterul de generalitate al documentului, [5.4] nu da nici o indicatie cum anume sa se finalizeze analiza pe sub-loturi, spunand doar ca "in acest mod se obtine o functie rezistenta ameliorata prin inmultirea cu un coeficient ce depinde de variatia parametrilor aditionali luati in considerare" ([5.4] paragr. Z.3.2.5.(6))

Autorul prezentei teze a practicat in anumite cazuri impartirea pe sub-loturi a rezultatelor experimentale, luand insa drept criteriu distributia statistica observata pe grupuri de rezultate, in cadrul histogramei generale a frecventelor absolute ale marimii adimensionale \bar{N}_{exp} . Asa cum s-a mentionat anterior, aparitia frecventa in practica a distributiilor multimodale este mentionata si in cadrul Anexei Z ([5.4] paragr. Z.3.2.5.(7)). Modul de finalizare al lucrului pe sub-loturi, respectiv solutia propusa de autor vor fi prezentate in finalul acestui capitol.

b) Modificarea estimatorilor $\bar{b}_{(r)}$ respectiv $V_{\delta^{*(r)}}$

Se face mentiunea ca, alaturi de estimatorul $\bar{b}_{(r)}$, estimatorul coeficientului de variatie al abaterii aleatoare δ reprezinta un indice extrem de important pentru:

- calitatea incercarilor experimentale utilizate pentru aplicarea procedurii
- compatibilitatea modelului teoretic propus cu realitatea cruda a rezultatelor experimentale

Tot pentru a pastra caracterul de generalitate al documentului, [5.4] nu prezinta recomandari expresive cum anume sa se faca modificarea estimatorilor.

In conformitate cu experienta autorului, situatiile care cer modificarea estimatorilor mentionati sunt relativ frecvente, iar o masura practica eficace este modificarea numarului de specimene din lotul analizat, care se poate face in doua moduri:

1) Prin marirea numarului de specimene (caz fericit) daca se identifica eventual si alte rezultate experimentale provenind din aceeasi sursa sau se suplimenteaza numarul rezultatelor experimentale proprii.

2) Prin micșorarea numarului de specimene, folosind una din urmatoarele metode:

2.1) eliminarea eventualelor specimene / puncte care prezinta abateri grosiere (asa-numitii "out-liers" conform terminologiei anglo-americane). In Anexa 5.8 se prezinta cateva procedee statistice de eliminare a abaterilor grosiere.

2.2) eliminarea unor specimene corespunzatoare anumitor valori "b.i" ale termenilor de corectie, cu observarea ameliorarii progresive a coeficientului de corelatie la fiecare eliminare. Procedura este urmatoarea:

- Se ordoneaza crescator sirul valorilor "bi";
- Daca valoarea initiala determinata a coeficientului de corelatie ρ este mai mica decat 0,9 dar relativ apropiata de aceasta valoare, se incearca in prima faza eliminarea valorilor "bi" pe perechi, valorile din fiecare pereche provenind una de la o extremitate, iar cealalta de la extremitatea opusa; aceasta metoda se incearca pentru a nu perverti pe cat posibil rezultatele finale ale calibrarii eliminand prea multe valori mici sau prea multe valori mari de pe sirul "bi";
- Daca prima metoda incercata nu conduce la ameliorari ale coeficientului de corelatie, (de obicei in situatia frecvent intalnita a unor corelatii initiale extrem de scazute cu $\rho=0,1\dots0,3$) se tatoneaza pe rand fiecare extremitate a sirului de valori "bi", aplicand succesiv 2-3 eliminari in ordinea crescatoare sau respectiv descrescatoare a acestor valori, cu observarea evolutiei coeficientului de corelatie dupa fiecare eliminare.

- d) Daca la una din extremitati se observa ameliorarea corelatiei in urma acestor prime eliminari (este posibil ca “ ρ ” sa nu creasca chiar de la prima eliminare dar acest efect va apare SIGUR la una dintre extremitati), se continua la extremitatea respectiva cu eliminările de specimene in ordine. Operatiunea continua, specimen cu specimen, atat timp cat se observa evolutia crescatoare a lui “ ρ ” si se incheie o data cu atingerea unei corelatii mai mari sau egale cu 0,9.
- e) Este posibil ca atunci cand se incheie operatiunea de eliminare, grupul de specimene eliminat de la extremitatea respectiva sa fie masiv, incluzand 25-50% din specimenele lotului, situatie ce corespunde prezentei intre specimenele lotului a unor blocuri compacte, putin compatibile intre ele din punct de vedere experimental, prin reunirea carora se ajunge de fapt la o corelatie proasta. In situatia descrisa, apare de fapt necesitatea divizarii lotului analizat in doua sau mai multe sub-loturi pe ratiuni de ameliorare a corelatiei, blocul de specimene “eliminate” constituind de fapt un sub-lot asupra caruia se vor face in continuare verificarile necesare de distributie statistica si corelatie. Acesta este cel de-al doilea criteriu de definire a unui sub-lot, criteriu cerut chiar de configuratia experimentală a lotului principal.
- f) Crearea unor sub-loturi suplimentare in scop de ameliorare a corelatiei prezinta avantajul ca speciemenle respective nu sunt de fapt eliminate, ci sunt valorificate intr-o alta configuratie modala ceruta in mod natural chiar de criteriul corelatiei. Astfel se evita aparitia situatiei dezavantajoase in care prin eliminari excesive de specimene se reduce validitatea rezultatelor finale ale procedurii de calibrare.

Aplicarea metodei descrise conduce la amplificarea caracterului multimodal al configuratiei speciemenelor, care desi prezinta dezavantajul micșorării numărului de specimene din anumite sub-loturi, totusi permite depășirea fazei de verificare a compatibilității modelului (sub-loturile rezultate, pornind adesea de la o corelatie extrem de scăzută, ajung la un nivel bun sau in orice caz, acceptabil de corelatie). Oricum, metoda utilizată nu reduce in mod semnificativ numărul speciemenelor pe ansamblu ci doar le redistribuie in mod convenabil algoritmului parcurs.

Trebuie menționat ca verificarea compatibilității funcției teoretice tip “rezistentă” cu rezultatele experimentale, realizată practic prin verificarea valorii coeficientului de corelație “ ρ ”, reprezintă un pas extrem de important al procedurii recomandate de [5.4], având un caracter de “prag” sau de “filtru”. In cazul in care corelația nu trece “pragul” întreaga procedura se oprește, fiind necesară inițierea unei investigații (adesea dificile) efectuate in spiritul celor prezentate mai sus, pentru remedierea situației și continuarea procesului.

5.2.7 PAS 6: Determinarea coeficienților de variație (V_{xi}) ai variabilelor modelului teoretic

In accepția [5.4] coeficienții de variație ai variabilelor de baza pot fi determinați pe baza valorilor măsurate aferente lotului aflat la dispoziție numai dacă populația respectivă de specimene poate fi considerată ca reprezentativă din punct de vedere statistic. Aceasta implică un caracter de generalitate al valorii determinate pentru coeficientul de variație in discuție, cu utilizarea lui pentru variabila respectivă, fara rezerve, la orice altă aplicare a procedurii. După cum menționează și [5.4], in mod normal nu este cazul de așa ceva. Din acest motiv valorile coeficienților de variație ai variabilelor de baza se introduc in mod uzual pe baza experienței existente. Termenul de “experiența existentă” poate semnifica de exemplu:

- consultarea literaturii științifice (internationale) de specialitate și preluarea valorilor propuse pentru coeficienții de variație V_{xi} de diversi autori;
- efectuarea unor evaluări proprii, pe baza populațiilor statistice aflate la dispoziție și aplicarea rezultatelor, prin extensie, la toate calibrările efectuate cu procedura propusă.

Literatura stiintifica de specialitate ofera o serie de date relevante in legatura cu valorile cautate ale coeficientilor de variatie. In succinta trecere in revista a rezultatelor provenind din cateva surse la care autorul a avut acces, se indica si valori ale coeficientilor de variatie pentru unele variabile de aceeaasi natura cu variabilele in discutie, pentru a largi spectrul datelor prezentate si, prin asimilare, a justifica mai bine deciziile luate in final.

In problema coeficientilor de variatie pentru anumite marimi de tip geometric utile studiului intreprins de ei, Schafer, Grigoriu si Pekoz [5.14] utilizeaza:

- pentru grosimea de perete "t" a elementelor din otel valoarea coeficientului de variatie $V_t=0,053$ (si ei preiau aceasta valoare de la Galambos & all [5.22])
- pentru imperfecciunea de rectilinitate (de tip geometric) "I" studiata statistic la profile cu pereti subtiri avand sectiunea transversala in forma de "C" sau trapezoidala, o distributie log-normala si un coeficient de variatie $V_I=0.057$.

Variatia unor marimi de tip geometric si mecanic este studiata si de Kennedy D.J.L. si Kennedy S.J.[5.15] in principal pe un lot de 31 specimene utilizate pentru determinarea rezistentei grinzilor din otel la pierderea stabilitatii prin distorsiune, dar si utilizand simulari FEM respectiv alte rezultate ale autorilor sau preluate de la alti autori.

Se mentioneaza ca autorii de mai sus denumesc "coeficient de oblicitate" ("bias coefficient") urmatoarele marimi:

ρ_R =coeficient de oblicitate pentru rezistenta= media rapoartelor dintre valorile masurate si valorile nominale ale rezistentei (similar corectiei valorii medii $\bar{b}_{(t)}$ din [5.4])

ρ_G =coeficient de oblicitate pentru elementele geometrice ale sectiunii transversale=media rapoartelor dintre valoarea masurata a marimii geometrice respective (de exemplu A, b,d, t,I,S,W, I ω) si valoarea ei nominala conform cataloagelor de produs;

ρ_M =coeficient de oblicitate al unei caracteristici de material=media rapoartelor intre valoarea caracteristicii de material (f_y, f_u, E) determinata pe cale experimentală si valoarea nominala conform standardelor de calitate;

ρ_P =coeficient de oblicitate al relatiei de calcul=media rapoartelor intre valoarea masurata sau calculata a unei rezistente (capacitati portante) si valoarea obtinuta prin predictie utilizand o anumita relatie de calcul, ca de exemplu $M_{pl} = F_y \cdot W_{pl}$

Intre marimile definite mai sus, este valabila relatia:

$$\rho_R = \rho_G \cdot \rho_M \cdot \rho_P \quad (5.42)$$

Deasemenea, daca se noteaza cu V_R coeficientul de variatie al rezistentei, iar cu V_G, V_M si V_P coeficientii de variatie respectiv ai caracteristicilor geometrice, de material si relatiei de calcul, exista relatia:

$$V_R = \sqrt{V_G^2 + V_M^2 + V_P^2} \quad (5.4?)$$

In continuare este reprodus tabelul centralizator din lucrarea [5.15]:

Tabelul 5.1- Coeficienti de variatie ai diverselor variabile dupa [5.15]

Tipul caracteristicii	Parametrul	Numarul de incercari sau de simulari	Coeficient de oblicitate (ρ)	Coeficient de variatie (V)	Sursa datelor
Geometrica	Modul de rezistenta plastic	> 352	0,99	0,038	Kennedy & Gad Aly [5.23]
Geometrica	Modul de rezistenta elastic	> 352	0,99	0,021	Kennedy & Gad Aly [5.23]
De material	Modul de elasticitate (E)	341	1,036	0,045	Galambos & Ravindra [5.24]
De material	Limita de curgere (f_y)	4796	1,060	0,051	Kennedy & Gad Aly [5.23]
Raport test per predictie	Comparatie cu MEF	31	0,99	0,060	Albert & all [5.25]
Raport test per predictie	Comparatie cu valori conform normelor	257	1,016	0,013	Essa & Kennedy [5.26]

Un studiu complet, extrem de util metodei propuse de autor, a fost efectuat de Nethercot si Byfield [5.8]. Referitor la variabilitatea caracteristicilor de material, autorii preiau concluziile trase de Sedlacek, Spangemacher si Hensen in studiul lor din 1989 [5.13] care apreciau ca valoarea de 0,07 pentru coeficientul de variatie al limitei de curgere f_y este exagerata. Aceasta valoare se baza pe studiile lui Alpsten [5.13] din 1972 iar intre timp tehnologiile si metodele de fabricatie s-au modificat considerabil.

In cadrul tezei sale de doctorat la Universitatea din Nottingham [5.11], Byfield a studiat un numar total de 7660 de rezultate experimentale, obtinute direct la laminor prin testarea sarijelor de profile I din otel, provenind de la doi principali producatori europeni de laminate. Analiza completa a acestui lot de mari dimensiuni a condus la rezultatele prezentate in tabelul 5.2, preluat din lucrarea [5.8]:

Tabelul 5.2 - Studiul variatiei limitei de curgere pe teste efectuate la laminor

Grosimea talpii t_r [mm]	Numarul specimenelor lotului studiat	Coeficientul de variatie al lui f_y (V_{f_y})	Raportul (f_y .mediu) supra (f_y .nominal)	f_y .med / nomin (nivel de incredere 95%)
>10	829	0,053	1,37	1,25
<10	6831	0,046	1,16	1,07

Se observa din tabelul de mai sus ca valoarea coeficientului de variatie poate fi redusa in deplina siguranta la $V_{f_y}=0,05$ in cazul profilelor laminate din otel.

In urma aceluiasi studiu a mai rezultat ca:

- variabilitatea limitei de curgere are de departe cea mai importanta contributie in variabilitatea rezistentelor de calcul;
- variabilitatea caracteristicilor geometrice (mai redusa asa cum se va vedea in continuare) are o influenta considerabil mai mica in variabilitatea rezistentelor de calcul

- in zona extrem de importanta a grosimilor uzuale de talpa cuprinse intre 20 si 40 mm, apare o considerabila diminuare a marjei de siguranta (ecartul intre valorile caracteristice determinate pentru nivelul de incredere de 95% si valorile nominale se reduce practic la zero) daca se lucreaza conform prescriptiilor EUROCODE 3, care prevad o singura treapta de diminuare a limitei de curgere cu grosimea, in dreptul grosimii de 40 mm. Se arata ca documentul britanic UK NAD (CEN 1993) de aplicare a EC.3, care prevede diminuari ale limitei de curgere cu grosimea in dreptul grosimilor de 15, 40 si 60 mm prezinta o configuratie mult mai favorabila care evita acest fenomen.

In ceea ce priveste variabilitatea caracteristicilor geometrice, autorii lucrarii [5.8] preiau concluziile studiului efectuat de Sedlacek, Spangemacher si Hensen [5.13] in 1989, pe un lot de 689 de profile laminate, pe care se efectuasera anterior masuratori ale caracteristicilor geometrice de catre Bureau [5.10]. Au fost determinate valorile medii si valorile coeficientilor de variatie pentru diverse caracteristici geometrice. Rezultatele autorilor germani sunt prezentate in tabelul 5.3 preluat din [5.8].

In urma studiului efectuat, Sedlacek & all au formulat urmatoarele concluzii:

- toate variabilele studiate prezinta o distributie statistica ce poate fi considerata (cu buna aproximatie) log-normala
- valorile tuturor coeficientilor de variatie ai acestor marimi de tip geometric pot fi approximate la $COV=0,03$
- valorile medii masurate sunt practic egale cu valorile nominale pentru toate marimile studiate

Tabelul 5.3 - Variabilitatea caracteristicilor de tip geometric [5.8]

Variabila de baza (de tip geometric)	Raportul intre valoarea medie masurata si valoarea nominala a variabilei	Coefficientul de variatie (COV) pentru valorile masurate
h	1,01	0,010
b	1,00	0,010
t_w	1,01	0,044
t_f	0,98	0,017
A	0,99	0,022
I_y	1,00	0,025
I_x	0,98	0,037
$W_{el.y}$	1,00	0,019
$W_{el.x}$	0,98	0,029
$W_{pl.y}$	1,00	0,020
$W_{pl.x}$	0,98	0,029
I_w	1,00	0,039
I_t	0,97	0,056

Toate concluziile formulate au fost ulterior minucios examinate si verificate de Byfield in cadrul tezei sale de doctorat [5.11] rezultand veridicitatea lor. Datorita faptului ca momentul de inertie la rascucire libera I_x este influentat in mod semnificativ si de grosimea inimii (t_w) (care asa cum se vede din tabel prezinta un coeficient de variatie mai ridicat) valoarea coeficientului de variatie aferenta lui este ceva mai mare si anume $COV=0,056$.

Studiul variabilitatii rezistentei este efectuat de Nethercot si Byfield pe elemente incovoiate. Prin trasarea histogramei frecventelor absolute ale momentului capabil plastic determinat la cele 689 de profile ale lotului Bureau (marimea Mpl.y.masurat / Mpl.y.nomin), rezulta ca aceasta marime poate fi considerata ca prezentand o distributie log-normala.

Deasemenea, autorii au efectuat un studiu experimental si teoretic pentru stabilirea capacitatii portante la incovoiere a grinzilor cu legaturi laterale la talpa superioara comprimata, elemente structurale extrem de frecvente in practica dar pentru care, asa cum arata si ei, exista surprinzator c' : putine rezultate experimentale. Byfield [5.11] a efectuat 20 de incercari cu supravegherea deosebit de atenta a conditiilor experimentale, insotite de masuratori minucioase ale caracteristicilor geometrice si de material. Parametrii de natura statistica, exprimand comparatiile efectuate intre valoarea rezistentei la incovoiere masurata experimental (s-a impus o limita de 6° pentru rotirea ultima) si valoarea determinata pe baza de norma, sunt prezentati in tabelul 5.4:

Tabelul 5.4 -

Codurile specimenelor	Tipul profilului utilizat	Numar de incercari	Corectia valorii medii (\bar{b})	Abaterea standard (σ_b)
V1-V10	203×102×23UB	10	1,127	0,045
W1-W10	152×152×30UC	10	1,149	0,019
toate specim.		20	1,138	0,036

Autorii ajung la concluzii extrem de interesante, respectiv:

- aplicand procedura prescrisa de Anexa Z a EC.3 rezulta un coeficient de siguranta $\gamma_M=0,92$ ceea ce in opinia lor indica faptul ca nivelul de referinta sau "tinta" al sigurantei poate fi asigurat si acceptand un coeficient de siguranta subunitar;
- se atrage atentia asupra corectiei valorii medii \bar{b} , element insuficient luat in considerare de Anexa Z in calitate de indicator al nivelului sigurantei, rezultat prin raportul dintre valorile masurate si predictiile teoretice. Se va observa de exemplu ca valoarea supraunitara $\bar{b}=1,138$ din tabelul 5.4 indica faptul ca formula teoretica utilizata pentru calculul rezistentei la incovoiere este numai ea suficient de securitara, ceea ce explica de ce prin aplicarea procedurii standard prescrise rezulta $\gamma_M < 1$ si de ce aplicarea unui coeficient de siguranta supraunitar este superflua in acest caz.
- se arata ca valorile supraunitare obtinute de regula pentru corectia valorii medii \bar{b} in urma aplicarii procedurii standard sustin si justifica utilizarea valorii nominale in locul valorii caracteristice pentru marimea tip rezistenta analizata, acest lucru conducand in final la valori mai mici ale coeficientului de siguranta γ_M pentru acelasi nivel tinta al sigurantei. Se observa ca ultima versiune a Anexei Z ajunge la rezultate similare prin modificarea empirica a formulelor utilizate.

Studiul [5.27] efectuat de Lindner si Aschinger este interesant nu atat datorita numarului specimenelor ($n=16$) care nu este foarte relevant din punct de vedere statistic ci prin faptul ca aceste specimene sunt tronsoane scurte de profile cu pereti subtiri din otel formate la rece. In urma prelucrarii de catre autorul prezentei teze a rezultatelor raportate pentru incercarile la compresiune:

pe cupoane scurte, respectiv incercarile la tractiune efectuate, rezulta (dupa eliminarea abaterilor grosiere):

- coeficientul de variatie al limitei de curgere stabilite pe cupoane scurte $V_{fy.cup}=0,064$
- coeficientul de variatie al limitei de curgere la tractiune $V_{fy.tr} = 0.051$

Cu toata prezenta in lucrarea respectiva a unor masuratori detaliate ale caracteristicilor de tip geometric pentru toate cele 16 specimene, nu s-au putut face evaluari de variabilitate datorita aspectului caracteristic studiilor pe profile cu pereti subtiri formate la rece deja mentionat si anume adoptarea unor dimensiuni diferite pentru specimene atat ca lungime cat si ca sectiune transversala. Apare deci aspectul utilizarii de profile diferite, ceea ce exclude posibilitatea unui studiu statistic direct. Rezulta cateva grupuri de specimene in cadrul acestui lot si asa restrans, ceea ce reduce concluziile oricarei evaluari statistice (pe caracteristici geometrice) la un nivel insignifiant.

In afara studierii literaturii stiintifice de specialitate, autorul tezei de fata a avut posibilitatea efectuării unor studii proprii in scopul evaluării variabilității caracteristicilor geometrice și de material eferente modelului teoretic, respectiv procedurii de calibrare propuse. Au fost utilizate in acest scop unele loturi de profile laminate grele rezultate din campania internationala de incercari, desfasurata in anii 1960-1970 in scopul trasarii actualelor curbe europene de flambaj. Prin numarul de specimene continute, aceste loturi au fost considerate de autor ca suficient de relevante statistic, respectiv permitand extinderea concluziilor pentru ansamblul calibrarilor efectuate in continuare.

S-au analizat urmatoarele loturi experimentale:

- Lotul de 192 profile laminate cu sectiune dublu T denumite IAP-150; sursa rezultatelor experimentale sunt laboratoare in special din Franta dar si din Belgia, Olanda, Germania si fosta Yugoslavia; valorile provin din Raportul Comisiei 8 a CECM din decembrie 1967;
- Lotul de 242 profile laminate IPE-160; sursa rezultatelor experimentale sunt laboratoare in special din Franta dar si din Belgia, Olanda, Germania si fosta Yugoslavia; valorile provin tot din Raportul Comisiei 8 a CECM din decembrie 1967;
- un lot de 152 profile laminate selectionate dintre cele 242 profile mentionate mai sus de catre prof. Dr.ing G.Schulz de la Innsbruck si dr.ing. Ch. Stutzki de la Aachen in vederea prezentarii unui exemplu de aplicare a procedurii standard in cadrul textului Anexei Z a EC.3, versiunea 1990 revazuta; valorile provin din anexa nr.3 a documentului mentionat.

S-a facut analiza si pe acest al treilea lot denumit in mod generic de catre autor "lotul Aachen" datorita variabilitatii foarte mari (chiar inacceptabile) constatate mai ales la nivelul limitei de curgere, in cadrul primelor doua loturi. Ori, asa cum observa si Nethercot in [5.8] variabilitatea limitei de curgere este de departe cea mai importanta in variabilitatea diverselor rezistente de calcul. Probabil ca, pentru aceste profile laminate, produse pe baza tehnologiilor din anii '60-'70 sunt valabile mai degraba concluziile mentionate anterior ale lui Alpsten [5.9] referitoare la variabilitatile diverselor caracteristici (vezi si valoarea obtinuta pentru $V_{fy.tr}=0,076$ in tab 5.5), concluzii care la nivelul tehnologiilor de productie si uzinare actuale, sunt deja depasite.

Tabelul 5.5 - Valori V.A si V.fy pe loturile europene de laminate grele

Tip profil per lot provenienta	Numar specimene lot	Coef. variatie pt arie sect.transv. (V.A)	Coef. variatie pt limita curgere tract. (V.fy.tr)	Coef. variatie pt limita curgere cupon (V.fy.cup)
IAP-150 Rap. CECM 1967	192	0,018	0,034	0,033
IPE-160 Rap.CECM 1967	256	0,043	0,101	0,084
IPE-160 Rap. Aachen	154	0,040	0,076	0,072

Autorul a considerat relevant modul de selectie aplicat de autorii exemplului mentionat, cu atat mai mult cu cat, din datele prezentate de ei, rezulta faptul ca au avut acces la o documentatie mult mai detaliata (cuprinzand mai multe rezultate ale cercetarii) decat subsemnatul.

In cadrul tabelului 5.5 se prezinta coeficientii de variatie determinati pentru aria sectiunii transversale si respectiv pentru limita de curgere pe loturile mentionate:

In cadrul tabelelor 5.6, 5.7 si 5.8 se prezinta coeficientii de variatie determinati pentru marimile \bar{N}_{exp} (vezi formula (5.21)) si respectiv \bar{N}_{th} (vezi formula (5.12)).

Autorul a considerat ca pe o sansa posibilitatea de a determina variabilitatea acestor marimi (relativ complexe) pe loturile anterior mentionate, rezultatele fiind destul de relevante statistic si permitand concluzii suficient de consistente legate de valoarea coeficientului de variatie al variabilei de baza \bar{N} a modelului propus.

Tabelul 5.6 - Coeficienti de variatie pentru \bar{N} la profile IAP-150

Zvetlete redusa de bara ($\bar{\lambda}$)	Numar de specimene aferent zveltetii	Coeficient variatie $V. \bar{N}_{exp}$	Coeficient variatie $V. \bar{N}_{th}$
50	20	0,0176	0,0030
70	39	0,0391	0,0323
90	47	0,1541	0,0228
110	20	0,0384	0,0134
140	19	0,0253	0,0148
170	45	0,0708	0,0135
	Media COV pe tot lotul =	0,0576	0,0166

Oricum, pentru a lucra cu distributii statistice de valori (in afara carora determinarea unui coeficient de variatie pentru \bar{N} nu are sens), calculele se pot face numai separat pe valori distincte de zvetlete reduse de bara $\bar{\lambda}$, iar rezultatele se prezinta in mod corespunzator.

Tabelul 5.7 - Coeficienti de variatie la profile IPE-160; Raport CECM 1967

Zvetlete redusa de bara ($\bar{\lambda}$)	Numar de specimene aferent zveltetii	Coeficient variatie $V. \bar{N}_{exp}$	Coeficient variatie $V. \bar{N}_{th}$
55	30	0,0725	0,0167
75	30	0,1051	0,0336
95	62	0,0982	0,0598
105	30	0,1176	0,0492
130	22	0,0909	0,0784
160	17	0,0972	0,0728
	Media COV pe tot lotul =	0,0969	0,0518

Asa cum se poate observa, autorul a separat in mod intentionat rezultatele obtinute, ceea ce conduce (datorita selectiei riguroase practicate de autori) la o variabilitate mai scazuta in cazul Raportului Aachen (vezi tab. 5.8)

Tabelul 5.8 - Coeficienti de variatie la profile IPE-160; Raport Aachen

Zvetele redusa de bara ($\bar{\lambda}$)	Numar de specimene aferent zveteții	Coeficient variatie $V \cdot \bar{N}_{exp}$	Coeficient variatie $V \cdot \bar{N}_{th}$
55	25	0,0497	0,0137
75	29	0,1005	0,0341
95	23	0,0884	0,046
105	28	0,0969	0,0569
130	21	0,0886	0,0538
160	17	0,0993	0,0729
102	9	0,0753	0,0068
Media COV pe tot lotul =		0,0855	0,0406

CONCLUZIE:

In baza tuturor considerentelor prezentate mai sus, autorul a adoptat urmatoarele valori pentru coeficientii de variatie ai variabilelor de baza aferente modelului teoretic propus:

Tabel 5.9 - Coeficienti de variatie utilizati de autor in cadrul procedurii standard a Anexei Z

Tipul profilului	V.A	V.fy	V. \bar{N}
Lamine grele, produse inainte de anul 1970, supuse la compresiune sau incovoiere	0,03	0,07	0,07
Lamine grele, produse dupa anul 1970, supuse la compresiune sau incovoiere	0,03	0,05	0,06
Profile cu pereti subtiri formate la rece, supuse la compresiune axiala	0,03	0,05	0,06
Profile cu pereti subtiri formate la rece, supuse la incovoiere pura	0,03	0,05	0,06

NOTA: Atentia deosebita acordata de autor determinarii coeficientului de variatie al abaterii aleatoare V_s ca si coeficientilor de variatie ai variabilelor de baza V_{xi} (materializata in spatiul alocat lor) se datoreaza influenta esentiale a acestor marimi asupra valorii caracteristice a rezistentei determinata pe baza modelului teoretic propus, asupra valorii coeficientului de siguranta γ_M si in final asupra valorii calibrate a coeficientului eroziunii ψ , dependenta de valoarea γ_M in conformitate cu metoda de calibrare adoptata.

5.2.8 PAS 7: Determinarea valorii caracteristice a functiei rezistenta

Valoarea caracteristica a rezistentei la compresiune axiala (R_c) se defineste ca fractilul inferior de 5% aferent distributiei log-normale a acestei marimi (demonstrate anterior).

Distributia log-normală a variabilei R se defineste prin urmatoarea proprietate: *daca variabila $\ln R$ este normal (Gauss) repartizata, atunci variabila R este log-normal repartizata*. Repartitia lognormala a variabilei R este complet definita de doi parametri, si anume:

- media, notata cu $m_{\ln R}$;
- abaterea standard, notata cu $\sigma_{\ln R}$.

Valoarea medie a variabilei "R" log-normal repartizata (notata m_R) se poate obtine din relatia:

$$m_R = e^{m_{\ln R} + 0,5 \cdot \sigma_{\ln R}^2} \quad (5.44)$$

Fractilul (x_p) al distributiei log-normale a rezistentei R se determina din relatia:

$$x_p = e^{m_{\ln R} + K \cdot \sigma_{\ln R}} \quad (5.45)$$

Cu un artificiu simplu de calcul, valoarea fractilului distributiei log-normale se poate exprima in functie de valoarea medie a variabilei R (definita mai sus) astfel:

$$x_p = e^{m_{\ln R} - K \cdot \sigma_{\ln R}} = e^{m_{\ln R} + 0,5 \cdot \sigma_{\ln R}^2 - 0,5 \cdot \sigma_{\ln R}^2 - K \cdot \sigma_{\ln R}} \quad (5.46)$$

iar folosind o proprietate cunoscuta a puterilor, putem scrie:

$$x_p = \left(e^{m_{\ln R} + 0,5 \cdot \sigma_{\ln R}^2} \right) \cdot \left(e^{-0,5 \cdot \sigma_{\ln R}^2 - K \cdot \sigma_{\ln R}} \right) = m_R \cdot e^{-0,5 \cdot \sigma_{\ln R}^2 - K \cdot \sigma_{\ln R}} \quad (5.47)$$

Introducand notatiile agreate de Anexa Z a EC.3, respectiv:

- $r_k \equiv x_p$ (pentru valoarea caracteristica a rezistentei "r"),
- $E(r) \equiv m_{\ln R}$ (pentru valoarea medie a functiei "lnr"),
- $u_k \equiv K$ (pentru coeficientul fractilului din distributia normala),
- $Q \equiv \sigma_{\ln R}$ (pentru abaterea standard a variabilei "lnr"),

relatia (5.48) rezulta sub forma ei echivalenta, utilizata de [5.4] pentru calculul valorii caracteristice a rezistentei R:

$$r_k = E(r) \cdot \exp(-u_k \cdot Q - 0,5 \cdot Q^2) \quad (5.48)$$

In relatia de mai sus, abaterea standard a variabilei "lnr" notata cu "Q" se poate exprima pe baza coeficientului de variatie al variabilei aleatoare "r" cu ajutorul relatiei:

$$Q = \sigma_{\ln r} = \sqrt{\ln(V_r^2 + 1)} \quad (5.49)$$

unde coeficientul de variatie (necunoscut) V_r rezulta pe baza coeficientului de variatie al abaterii aleatoare δ , notat cu " V_δ " si determinat anterior, respectiv pe baza coeficientilor de variatie ai variabilelor de baza notati cu V_{xi} si impusi ca urmare a experientei existente. Deoarece modelul de calcul propus ca functie teoretica este de fapt un produs intre variabilele de baza (vezi relatia 5.8) coeficientul de variatie V_r va rezulta dintr-o relatie de forma:

$$V_r^2 = (V_\delta^2 + 1) \left[\prod_{i=1}^3 (V_{xi}^2 + 1) \right] - 1 \quad (5.50)$$

Pentru valori mici ale marimilor V_δ^2 si V_{xi}^2 se poate utiliza si relatia mai simpla, cu caracter aproximativ:

$$V_r^2 = V_\delta^2 + V_{rt}^2 \quad (5.51)$$

unde:

$$V_{rt}^2 = \sum_{i=1}^3 V_{xi}^2 = V_A^2 + V_{fy}^2 + V_N^2 \quad (5.52)$$

In acest mod se reuseste determinarea abaterii standard "Q" pe baza variabilitatii elementelor cunoscute, care intervin in mod concret in problema solutionata de autor.

Valoarea medie $E(r)$ din relatia (5.48) se determina cu relatia (5.30) adica:

$$E(r) = r_m = \bar{b}_{(r)} \cdot r_1(\underline{X}_m) = \bar{b}_{(r)} \cdot g_{Rt}(\underline{X}_m) \quad (5.53)$$

Cu alte cuvinte, valoarea medie a rezistentei "r" este egala cu valoarea medie a functiei teoretice propuse, notata cu $g_{Rt}(\underline{X}_m)$ si determinata pe baza valorilor medii ale variabilelor de baza masurate

experimental (vezi paragraful 5.2.4) care se inmulteste cu realizarea corectiei valorii medii $\bar{b}_{(r)}$ pe lotul experimental aflat la dispozitie (vezi paragraful 5.2.4).

In final, valoarea caracteristica a rezistentei la compresiune se determina in functie de elementele cunoscute ale problemei si de numarul specimenelor lotului experimental astfel:

a) Daca se dispune de un numar "n" mare de specimene (in acceptia [5.4], $n > 100$), valoarea caracteristica se determina din relatia:

$$r_k = \bar{b}_{(r)} \cdot g_{Rt}(X_m) \cdot \exp(-u_{k,\infty} \cdot Q - 0,5 \cdot Q^2) \quad (5.54)$$

b) Daca se dispune de un numar "n" limitat de specimene (ceea ce corespunde imensei majoritati a situatiilor), valoarea caracteristica se determina din relatia:

$$r_k = \bar{b}_{(r)} \cdot g_{Rt}(X_m) \cdot \exp(-u_{k,\infty} \cdot \alpha_{rt} \cdot Q_{rt} - u_{k,n} \cdot \alpha_{\delta} \cdot Q_{\delta} - 0,5 \cdot Q^2) \quad (5.55)$$

in care:

- coeficientii fractilului $u_{k,\infty}=1,64$ si respectiv $u_{k,n}$ se iau din [5.4] tabelul Z.1, functie de numarul "n" de elemente ale lotului experimental (pentru modul de determinare al acestor coeficienti, vezi Anexa 5.10);
- abaterile standard pentru variabila aleatoare δ , pentru variabilele de baza respectiv pentru model in ansamblul sau, rezulta din relatiile:

$$Q_{rt} = \sigma_{\ln r_t} = \sqrt{\ln(V_{rt}^2 + 1)} \quad (5.56)$$

$$Q_{\delta} = \sigma_{\ln \delta} = \sqrt{\ln(V_{\delta}^2 + 1)} \quad (5.57)$$

$$Q = \sigma_{\ln r} = \sqrt{\ln(V_r^2 + 1)} \quad (5.58)$$

- iar coeficientii de pondere notati cu "α" se obtin din relatiile:

$$\alpha_{rt} = \frac{Q_{rt}}{Q} \quad (5.59)$$

$$\alpha_{\delta} = \frac{Q_{\delta}}{Q} \quad (5.60)$$

OBSERVATIE: Prin separarea abaterilor standard Q_{δ} a abaterii aleatoare δ si Q_{rt} a variabilelor de baza in cadrul formulei valorii caracteristice a rezistentei, procedura standard prescisa de [5.4] ia in considerare efectul numarului "n" redus de specimene care induce un grad sporit de incertitudine asupra distributiei abaterilor δ (vezi si paragraful 5.2.5). In acceptia [5.4] aceste abateri prezinta o distributie de tip "t-centrat" caracterizata de urmasorii parametri statistici:

- estimatorul nedeplasat al mediei $E(\delta^*)$, notat cu $\bar{\delta}^*$;
- coeficientul de variatie al realizarilor $\delta_{(r)}^*$ ale termenilor de corectie, notat cu $V \cdot \delta_{(r)}^*$
- numarul $N=n - 1$

5.2.9 PAS 8: Determinarea valorii de calcul a functiei rezistenta si a coeficientului de siguranta al modelului.

Procedura de obtinere a valorii caracteristice a functiei rezistenta poate fi extinsa in vederea obtinerii valorii de calcul "r_d" a acestei functii, determinata pe baza introducerii indicelui de siguranta β si a inlocuirii coeficientului fractilului u_k prin coeficientul valorii de calcul u_d . Cateva notiuni fundamentale de teoria sigurantei structurilor sunt prezentate in Anexa 5.9

Valoarea u_d mentionata se poate lua (conform [5.1] Part 1.-Annex A):

$$u_d = \alpha_R \cdot \beta = 0,8 \cdot \beta \quad (5.61)$$

Valoarea de calcul a rezistenței la compresiune se determina în mod similar, funcție de elementele cunoscute ale problemei și de numărul specișimanelor lotului experimental astfel:

a) Dacă se dispune de un număr mare de rezultate experimentale ($n > 100$), valoarea de calcul a rezistenței rezultă din relația:

$$r_d = \bar{b}_{(r)} \cdot g_{Rt}(\underline{X}_m) \cdot \exp(-u_{d,\infty} \cdot Q - 0,5 \cdot Q^2) \quad (5.62)$$

b) Dacă se dispune de un număr limitat de rezultate experimentale, așa cum este cazul în imensa majoritate a situațiilor, valoarea de calcul a rezistenței la compresiune rezultă din relația:

$$r_d = \bar{b}_{(r)} \cdot g_{Rt}(\underline{X}_m) \cdot \exp(-u_{d,\infty} \cdot \alpha_n \cdot Q_n - u_{d,n} \cdot \alpha_\delta \cdot Q_\delta - 0,5 \cdot Q^2) \quad (5.63)$$

unde:

$$u_{d,\infty} = 0,8 \times 3,8 = 3,04$$

$u_{d,n}$ = se extrage din [5.4] tabelul Z.2 (vezi și [5.1] Part1-Annex D; Table D2) funcție de numărul de specișimene "n" ale lotului experimental studiat.

Valoarea coeficientului de siguranță γ_M aferent modelului teoretic propus, rezultă din următoarea relație:

$$\gamma_M = \frac{r_k}{r_d} \quad (5.64)$$

5.3 Obținerea valorii calibrate a coeficientului eroziunii (ψ)

Finalizarea procedurii standard prescrise de [5.4] reprezintă numai o etapa intermediară în cadrul procedurii de calibrare a coeficientului eroziunii (ψ) propuse de autorul acestei teze. Autorul nu este direct interesat de calibrarea modelului teoretic propus, acesta reprezentând de altfel un model teoretic deja consacrat (ecuația Ayrton-Perry) pentru descrierea comportamentului barelor din oțel solicitate la compresiune axială. Utilizarea lui aduce însă următoarele avantaje:

- se utilizează în cadrul procedurii de calibrare un model teoretic deja consacrat (în urma experienței de proiectare acumulate) și care a rezultat în urma cercetărilor europene din anii 1960-1970;
- se utilizează același model teoretic cu cel utilizat pentru crearea formulelor teoriei eroziunii sarcinii critice de bifurcare (ECBL), teorie cu care procedura propusă de autor este în mod organic legată;
- rezultatele calibrării (valorile coeficientului eroziunii " ψ " aferente diverselor forme de profile din oțel) se valorifică tot pe ecuații de tip Ayrton-Perry, în care valoarea coeficientului generalizat al imperfecțiunilor " α " se determină introducând valoarea calibrată " ψ " în relația (5.13); aceste noi ecuații sunt considerate a descrie în mod mult mai fidel comportamentul profilelor cu pereți subțiri formate la rece, supuse compresiunii axiale.

Asadar, modelul teoretic propus este numai un instrument, utilizat de autor pentru obținerea valorii calibrate a coeficientului eroziunii " ψ ". Calibrarea efectivă se realizează pe baza observației că modificând valoarea coeficientului eroziunii " ψ " în cadrul relației (5.13) se modifică valoarea coeficientului generalizat al imperfecțiunilor care rezultă din relația respectivă, ceea ce conduce la

modificarea valorilor (r_{ti}) ale funcției teoretice rezistență. Aceasta are drept consecință modificarea tuturor parametrilor procedurii, până la valoarea finală a coeficientului de siguranță γ_M .

Se observă de asemenea și faptul că valorile lui γ_M variază de fapt într-un domeniu restrâns, teoretic fiind cuprinse în intervalul $[0, \dots, 1]$ dar practic variind în intervalul $[0, 1 \dots 0,6]$.

Pentru calibrare, se repetă procedura standard prescrisă de [5.1] de un număr convenabil de ori, utilizând la fiecare aplicare o altă valoare “ ψ ”, modificată în mod crescător, însă variația lui “ ψ ” fiind limitată în interiorul intervalului indicat mai sus.

În urma fiecărei aplicări a procedurii (autorul a realizat în faza inițială aceste aplicări succesive cu ajutorul unei foi de calcul EXCEL construită în mod adecvat procedurii) se observă modificarea următoarelor elemente:

- valoarea coeficientului de corelație ρ ;
- valorile termenilor de corecție b_i (vezi relația 5.30)
- valoarea corecției valorii medii \bar{b} (vezi relația 5.31)
- valoarea coeficientului de variație al abaterii aleatoare δ , notat V_δ
- valoarea coeficientului de variație al modelului V_r
- valoarea coeficientului de siguranță γ_M

De fapt în cadrul procedurii propuse de autor, valorile ρ , V_δ , V_r și respectiv γ_M joacă rolul unor indicatori calitativi, care pot eventual obliga la oprirea procedurii și adoptarea unor măsuri adecvate, dacă nu rezultă în anumite limite.

Elementele esențiale cu care se realizează calibrarea sunt termenii de corecție b_i și respectiv coeficientul de siguranță γ_M . Se va observa următorul aspect:

Termenii de corecție b_i sunt de forma: $b_i = \frac{r_{ei}}{r_{ti}}$. Datorită modificării în sens crescător a valorii

factorului “ ψ ”, valoarea coeficientului generalizat al imperfecțiunilor “ α ” va crește, iar valoarea r_{ti} de la numitorul relației ce furnizează termenii de corecție va scădea. În același timp, valoarea r_{ei} , de la numărătorul acestei relații, reprezentând valoarea măsurată experimentală a rezistenței specimenului “ i ” rămâne constantă.

Deci, prin modificarea în sens crescător a coeficientului “ ψ ” vor crește și valorile termenilor de corecție b_i .

Trebuie observat și faptul că termenii de corecție sunt mărimi cu un sens fizic foarte clar, ei reprezentând de fapt coeficienții de siguranță ai modelului determinați pentru fiecare specimen “ i ”. În mod evident este de dorit să existe relația $b_i \geq 1$, ceea ce semnifică $r_{ei} \geq r_{ti}$. Așa cum s-a arătat însă, datorită împrăstierii valorilor experimentale r_{ei} , și valorile b_i vor prezenta o împrăstiere mai mult sau mai puțin pronunțată, ansamblul valorilor b_i situându-se în general diferit față de 1.

Operațiunea care se efectuează cu ocazia fiecărei aplicări a procedurii standard este aceea de numărare a valorilor b_i care:

- sunt mai mici decât 1
- a celor care sunt cuprinse în intervalul de siguranță (1, ..., γ_M)
- a celor care sunt mai mari decât γ_M

Pentru valori mici ale coeficientului eroziunii, cum funcția teoretică r_{ti} va prezenta valori mai mari, valorile b_i sunt subunitare (ele urmează să evolueze însă crescător, o dată cu creșterea lui “ ψ ”)

Se poate usor constata ca peste anumite valori ale factorului “ ψ ”, toate rapoartele b_i vor avea valori mai mari decat γ_M . Pentru calibrare intereseaza insa grupul de valori b_i cuprinse in intervalul de siguranta $(1, \dots, \gamma_M)$. Numarul (n_s) al acestor valori va creste cu cresterea coeficientului “ ψ ” de la zero pana la un numar maxim (n_s^c), dupa care va scadea din nou, o data cu depasirea valorii γ_M de catre tot mai multe valori b_i .

Numarul maxim de valori b_i incluse in intervalul de siguranta definit anterior, numar notat cu (n_s^c), are o semnificatie fizica precisa si deosebit de relevanta pentru model, el marcand un optim al modelului teoretic propus, din punct de vedere al sigurantei. Acest aspect este in mod categoric in spiritul Anexei Z a EC.3, creata pentru a defini si ameliora modele teoretice de calculul a rezistentelor, pe baza principiilor de baza ale sigurantei structurilor.

Se defineste ca valoare calibrata a coeficientului eroziunii, valoarea ψ_c careia ii corespunde numarul maxim de termeni (b_i) inclusi in intervalul de siguranta $(1, \dots, \gamma_M)$

OBSERVATIE: Asa cum se poate constata, termenii de corectie b_i au un rol esential in procedura propusa de autor. Importanta acestor termeni a fost semnalata de altfel si de Nethercot si Byfield [5.8] care insa se refereau in mod specific la valoarea lor medie, denumita “corectia valorii medii” (\bar{b}). In opinia acestor cercetatori, procedura standard prescrisa de [5.4] acorda insuficienta importanta corectiei valorii medii, care include de fapt un surplus de siguranta al modelului teoretic propus. Valoarea \bar{b} rezulta in urma aplicarii procedurii standard, simultan cu valoarea coeficientului γ_M , ea reprezentand de fapt tot un coeficient de siguranta, determinat ca medie a termenilor de corectie. In consecinta, valoarea reala a coeficientului de siguranta al modelului teoretic ar fi:

$$\gamma_M^{\text{efectiv}} = \bar{b} \cdot \gamma_M > 1 \tag{5.65}$$

unde $\bar{b} \geq 1$ si respectiv $\gamma_M \geq 1$.

Deci, intr-o asemenea situatie, modelul teoretic in sine este suficient de securitar si nu ar mai fi, in principiu, necesara utilizarea unui coeficient de siguranta supraunitar γ_M .

Aceasta constatare justifica, in opinia cercetatorilor amintiti, ridicarea nivelului de indrazneala prin reducerea valorii lui γ_M chiar sub 1 pentru anumite modele teoretice.

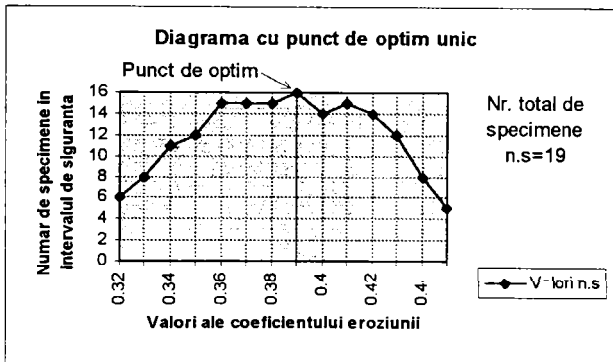


Figura 5.8 - Diagrama cu punct unic de optim

Daca se reprezinta grafic dependenta intre numarul (n_s) de termeni (b_i) cuprinse in intervalul de siguranta $(1, \dots, \gamma_M)$ si valorile corespunzatoare ale coeficientului eroziunii “ ψ ”, se poate constata ca:

- exista intotdeauna un punct de optim in intervalul de valori ale lui “ ψ ” util metodei, punct ce corespunde numarului maxim de valori b_i incluse in intervalul de siguranta;
- in marea majoritate a cazurilor acest punct de optim este unic;
- exista situatii in care, pentru mai multe valori ale lui ψ se constata un numar maxim constant de valori b_i in intervalul de siguranta, deci punctul de optim este multiplu: apare de fapt o zona de optim sau (grafic) un palier de optim.

In figura 5.8 apare un exemplu de diagrama ($n_s - \psi$) prezentand un punct de optim unic.

In figura 5.9 se prezinta un exemplu de diagrama ($n_s - \psi$) care prezinta un palier de optim. Autorul a asociat aparitia acestui tip de configuratie cu distributii statistice (aferente lotului experimental prelucrat) prezentand diferente relativ pronuntate fata de distributia log-normala. Este cazul distributiei uniforme, al distributiei “twin-peak”, sau al altor distributii acceptate ca atare in cazul unor loturi experimentale cu numar foarte redus de specimene (5-6).

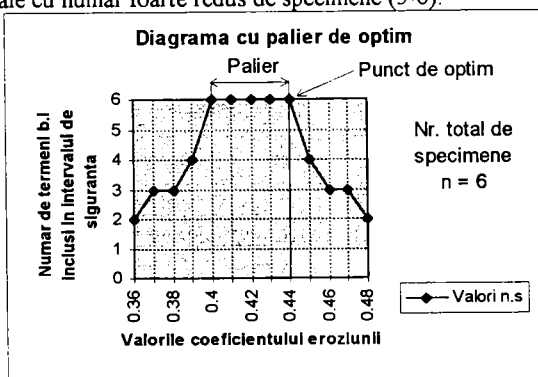


Figura 5.8 - Diagrama cu palier de optim

In cazul aparitiei unui palier de optim, apare problema deciziei asupra punctului de pe acest palier care sa corespunda valorii calibrate.

In cadrul procedurii propuse, se adopta ca punct de optim acel punct de pe palier caruia ii corespunde valoarea maxima a lui “ ψ ” (valoarea calibrata a coeficientului eroziunii, corespunde punctului terminus al palierului)

Detectarea punctului de optim al modelului propus, respectiv gasirea valorii calibrate a coeficientului eroziunii “ ψ ” permite in continuare determinarea cu ajutorul relatiei de legatura ($\alpha - \psi$) corespunzatoare modurilor de instabilitate care se cupleaza, a unei noi valori pentru coeficientul generalizat al imperfectiunilor “ α ”. Utilizand noua valoare “ α ”, este posibila trasarea unei curbe de flambaj de tip Ayrton-Perry adaptata modurilor de instabilitate care se cupleaza si tipului de profil cu pereti subtiri analizat.

Se reaminteste (pentru claritate) relatia de legatura ($\alpha - \psi$) corespunzatoare situatiei in care are loc cuplarea voalarii de perete cu flambajul prin incovoiere al barei cu pereti subtiri supusa unei compresiuni axiale:

$$\alpha = \frac{\psi^2}{1 - \psi} \cdot \frac{\sqrt{Q}}{1 - 0,2 \cdot \sqrt{Q}}$$

Intreaga procedura descrisa pana acum si finalizata prin determinarea unui nou coeficient generalizat al imperfectiunilor este valabila si se aplica pe o distributie statistica unimodala a marimilor caracteristice lotului experimental analizat.

Este insa extrem de frecventa, mai ales la profile cu pereti subtiri formate la rece, aparitia unei distributii statistice multimodale (distributia frecventelor absolute ale marimii analizate are un caracter dispersat, iar in cadrul ei se pot identifica “m” moduri statistice). Pentru solutionarea problemei in acest caz, metoda propusa prevede separarea lotului experimental pe “m” sub-loturi, corespunzand fiecare unui mod statistic. In continuare, procedura standard prezentata se aplica separat pe fiecare sub-lot, rezultand in final valorile calibrate corespunzatoare pentru coeficientul eroziunii ($\psi_{c,j}$) cu $j=1, \dots, m$ (in mod curent, $m=2$ sau 3).

Valoarea calibrata finala (ψ_c) a coeficientului eroziunii se determina ca medie ponderata a valorilor ($\psi_{c,j}$), in raport cu numarul “ n_j ” al specimenelor din fiecare sub-lot “ j ” (corespunzator unui mod statistic).

Asadar notand cu n_j numarul de specimene continut de sub-lotul “ j ”, se aplica relatia:

$$\psi_c = \frac{\sum_{j=1}^m n_j \cdot \psi_{c,j}}{\sum_{j=1}^m n_j} = \frac{1}{n} \cdot \sum_{j=1}^m n_j \cdot \psi_{c,j} \quad (5.66)$$

Cu valoarea “ ψ ” astfel calibrata, se poate determina si in cazul distributiei de tip multi-modal noua valoare a coeficientului generalizat al imperfectiunilor “ α ”, respectiv se poate trasa noua curba de flambaj, adaptata profilelor cu pereti subtiri formate la rece.

Autorul considera ca decizia de a nu atribui in aceasta situatie, in mod arbitrar, prioritate vreunui mod component al distributiei multi-modale ci de a determina valoarea finala calibrata a coeficientului eroziunii “ ψ_c ” tinand cont de contributia tuturor modurilor componente conform relatiei (5.66) este corecta si in spiritul Anexei.Z a EC.3.

In cazul unei asemenea distributii, documentul mentionat prevede:

- fie o solutie globala, de tip “infasuratoare” cu preluarea datelor statistice necesare de pe o tangenta la curba multi-modala si lucru ulterior ca pentru o distributie uni-modala (paragr. Z.3.2.5(9))
- fie aplicarea procedurii standard pe sub-loturi (separate pe un criteriu oarecare, functie de valorile unui parametru relevant pentru modelul teoretic respectiv) si amendarea ulterioara a modelului teoretic cu un coeficient complex, functie de toate rezultatele obtinute pe sub-loturi (paragr. Z.3.2.5.(3))

Deci se observa ca in acceptiunea [5.4], in cazul aparitiei unei distributii multi-modale, rezultatul final se obtine tinand cont de contributia tuturor sub-loturilor.

In cazul de fata, alegerea unei solutii globale, care reuneste rezultatele calibrarii pe sub-loturi, se bazeaza si pe importanta rezerva de siguranta prezentata de procedura standard in sine (aspect asupra caruia s-a facut deja un comentariu, vezi relatia (5.65)) asa incat nu mai este necesar un aport suplimentar de siguranta, lucrandu-se de exemplu numai cu sub-lotul “ j ” care furnizeaza valoarea maxima “ $\psi_{c,j}$ ” si alegand aceasta valoare ca valoare calibrata. Mai mult, daca s-ar proceda astfel, modelul final (construit pe baza valorii calibrate) ar reflecta exclusiv comportamentul specimenelor din sublotul amintit, limitandu-se in mod arbitrar valabilitatea concluziilor.

In cadrul capitolelor ce urmeaza, se prezinta elemente specifice, exemple de aplicare a procedurii propuse de autor si rezultatele obtinute pe loturi experimentale de:

- profile laminate grele comprimate provenite din loturile experimentale aferente campaniei europene din anii 1960-1970,
- profile din otel cu pereti subtiri formate la rece supuse la compresiune axiala,
- (prin extensie) profile laminate grele supuse la incovoiere pura,
- (prin extensie) profile din otel cu pereti subtiri formate la rece, supuse la incovoiere pura.

6. Bazele teoretice si experimentale ale curbanelor europene de flambaj. Validarea procedurii propuse prin calibrari pe loturile experimentale utilizate in scopul trasarii acestor curbe.

6.1 Bazele teoretice si experimentale ale curbanelor europene de flambaj.

6.1.1 Generalitati

Una dintre problemele dificile aferente calculului constructiilor este reprezentata de fenomenul de instabilitate al elementelor suple, supuse unei solicitari de compresiune. Problema a fost sesizata din cele mai vechi timpuri de oameni, dar in ultimele doua sute de ani ea a facut obiectul studiilor intense ale unor eminenti fizicieni si ingineri. In scopul introducerii explicite a unor elemente si notiuni de baza, vehiculate in continuare in cadrul acestei teze, se preiau sintetic cateva dintre elementele retrospective referitoare la aceste studii, prezentate in lucrarile [6.1] si [6.2]

Studiul clasic al instabilitatii de forma ia in considerare o bara ideala, perfect rectilinie, executata dintr-un material omogen, libera de tensiuni reziduale (induse intotdeauna in realitate prin intermediul procesului de fabricatie) si solicitata de o forta aplicata perfect centric. Teoria bifurcarii echilibrului in cazul unei bare comprimate a aparut si s-a dezvoltata in mod continuu, pe baza acestor ipoteze, incepand cu istoricele studii ale lui Euler din 1759 si respectiv 1778.

Faptul ca, la barele metalice care sufera fenomenul de flambaj, legea lui Hooke isi pierde valabilitatea deoarece barele respective sufera o plastificare partiala a sectiunii transversale, a fost luat ulterior in considerare prin adoptarea notiunii de "modul de flambaj" sau "modul tangent" conform conceptului promovat initial de Engesser (1889) pentru o bara ideala si ulterior de Shanley (1947) pentru barele reale cu imperfectiuni.

In realitate, fiecare bara este afectata de imperfectiuni. Primul om de stiinta care a sesizat acest lucru a fost Thomas Young, medic si fizician englez. In anul 1807, el arata ca imperfectiunile de tip geometric reprezentate pe de o parte prin curbura initiala a barei si pe de alta parte prin abaterile de centrare ale fortei axiale, respectiv neomogenitatea materialului afecteaza fenomenul de flambaj.

Tot Young introduce si notiunea de "moment de ordinul doi", obtinut prin multiplicarea momentului de ordinul intai dat de relatia:

$$M^I = N \cdot e_0 \quad (6.1)$$

cu un coeficient K:

$$M^{II} = K \cdot M^I = K \cdot N \cdot e_0 \quad (6.2)$$

unde s-a notat cu "e₀" sageata initiala a barei.

Pentru cazul unei bare articulate al ambele extremitati si prezentand o curbura initiala de forma sinusoidala cu amplitudinea "e₀", multiplicatorul K introdus mai sus devine:

$$K = \frac{1}{1 - \frac{N}{N_{cr}}} \quad (6.3)$$

in timp ce, pentru o bara rectilinie solicitata de o forta de compresiune N prezentand o excentricitate "e₀", avem:

$$K = \frac{1}{\cos \frac{\pi}{2} \cdot \sqrt{\frac{N}{N_{cr}}}} \quad (6.4)$$

Modelul realist promovat de Thomas Young nu a beneficiat in suficient masura de atentie si aprecierea contemporanilor sai.

Abia in 1886, Ayrton si Perry au reluat modelul lui Young aratand ca, pentru domeniul valorilor uzuale ale raportului N / N_{cr} , expresiile (6.3) si (6.4) conduc la rezultate foarte apropiate si, ca atare, curbura initiala poate sa fie considerata drept o "imperfectiune geometrica generala". Introducerea in calcul a acestei ipoteze inseamna de fapt renuntarea la principiul bifurcarii echilibrului.

Cedarea unei bare din oțel ce prezintă o limită elastică distinctă, se produce datorită alterării echilibrului dintre eforturile interioare și solicitările exterioare, aparută ca urmare a diminuării rezistenței interne a barei: apare o divergență (sau limitare) a echilibrului.

Adoptând drept criteriu de cedare atingerea limitei de curgere (σ_c) într-un punct de pe secțiunea transversală, pe baza relației cunoscute de verificare la încovoiere dreaptă cu compresie:

$$\frac{N}{A} + \frac{M''}{W} = \sigma_c \quad (6.5)$$

se obține relația:

$$\sigma_k + \frac{\sigma_k \cdot e_0}{\left(1 - \frac{\sigma_k}{\sigma_{cr}}\right)} \cdot \frac{A}{W} = \sigma_c \quad (6.6)$$

care poate fi pusă cu ușurință sub formă:

$$(\sigma_{cr} - \sigma_k) \cdot (\sigma_c - \sigma_k) = \frac{e_0 \cdot A}{W} \cdot \sigma_{cr} \sigma_k = \eta \sigma_{cr} \sigma_k \quad (6.7)$$

unde s-a folosit notația:

$$\eta = \frac{e_0 \cdot A}{W} \quad (6.8)$$

Introducând în relația (6.8) notația $e_0 = \frac{1}{\gamma}$, după transformări aceasta devine:

$$\eta = \frac{\lambda}{\gamma(i/v)} \quad (6.9)$$

unde (i/v) este diametrul relativ al elipsei de inerție a secțiunii transversale, după direcția de flambaj considerată. În principiu, fiecărui tip de profil îi corespunde o altă valoare (i/v) și ca atare o altă valoare “ γ ”. Evaluările efectuate pe serii de profile laminate au arătat însă că acest raport este aproximativ constant în raport cu axa respectivă de inerție a secțiunii transversale dar diferit de la o axă la alta. Aceasta arată că imperfecțiunile geometrice joacă un rol diferit funcție de axa după care se produce flambajul barei.

În anul 1925, Robertson a observat că formula Ayrton-Perry acoperă foarte bine toate rezultatele experimentale disponibile (la vremea aceea) dacă factorului “ η ” i se da valoarea:

$$\eta_R = 0,003 \cdot \lambda \quad (6.10)$$

Sub această formă, relația Ayrton-Perry a devenit foarte cunoscută, fiind adoptată până în anul 1962 de către normele engleze B.S. 153 (Bridges) și B.S. 449 (Buildings).

Prin adaptarea valorii coeficientului “ η ” astfel încât formula să corespundă rezultatelor experimentale, Robertson era conștient că utilizează de fapt imperfecțiunea geometrică ca pe o imperfecțiune generalizată ce înglobează efectele neomogenității materialului, cum ar fi de exemplu tensiunile reziduale (puse în evidență din 1888 de către Kalakoutsky) sau variația limitei de curgere a oțelului pe secțiunea transversală (dovedită de R.H. Smith în 1878). Robertson este cel care a introdus de fapt în cadrul modelului prezentat, noțiunea de “imperfecțiune generalizată”.

În 1962, Godfrey a propus înlocuirea în cadrul standardului BS 449 a expresiei Robertson pentru “ η ” cu expresia:

$$\eta_G = 0,3 \cdot \left(\frac{\lambda}{100}\right)^2 \quad (6.11)$$

Această propunere, inspirată din noua normă cehoslovacă de la vremea aceea, era orientată în spiritul ideii lui Dutheil care (în 1947 respectiv 1952) introducea următoarea expresie pentru momentul de ordinul doi:

$$M^{\text{II}} = \frac{1}{1 - \frac{N}{N_{\text{cr}}}} \cdot e_0 \cdot N \quad (6.12)$$

unde e_0 este denumita “sageata complementara de neomogenitate”, obtinandu-se in cazul utilizarii unei deformate sinusoidale din relatia:

$$e_0 = C \cdot \frac{M_0 \cdot l^2}{\pi^2 EI} \quad (6.13)$$

Dutheil face ipoteza ca:

$$M_0 = \sigma_c \cdot W \quad (6.14)$$

de unde rezulta o noua forma pentru imperfectiunea “ η ” din formula Ayrton-Perry si anume:

$$\eta_D = C \cdot \frac{\sigma_c}{\sigma_{\text{cr}}} \quad (6.15)$$

sau, dupa transformari:

$$\eta_D = \frac{C}{\pi^2 E} \cdot \sigma_c \cdot \lambda^2 \quad (6.16)$$

Dutheil a determinat valoarea coeficientului C pe baza de rezultate experimentale, propunand :

$$C = \frac{1}{12} \quad (6.17)$$

Aceasta metoda a fost preluata in anul 1956 de norma franceza “Regles Francaises C.M.-Regles pour le calcul et l’execution des constructions metalliques”.

Desi de o simplitate remarcabila, modelul propus de Dutheil nu tine cont de influenta exercitata de imperfectiunile de tip mecanic, respectiv de tensiunile reziduale. Observand acest lucru, autorul modelului a propus, impreuna cu E.Chwalla, desfasurarea sub egida Comisiei 8 a proaspat infiintatei (1955) Conventii Europene a Asociatiilor de Constructii Metalice (CECM), a unui program experimental, destinat initial doar sa confirme sau sa infirme teoria lui Dutheil. Pe parcursul elaborarii acestui program, Comisia 8 a CECM a ajuns la concluzia ca incercarile respective puteau constitui de fapt baza pentru definirea si trasarea unor noi curbe de flambaj.

Inca de la inceputul lucrarilor comisiei, s-a discutat in profunzime ideea avansata tot de Dutheil de a pune la baza studiilor efectuate principiile stohastice ale sigurantei structurilor. Acest concept s-a impus atat in ceea ce priveste prelucrarea rezultatelor experimentale cat si in ce priveste introducerea efectului imperfectiunilor in cadrul studiilor teoretice.

Prima problema abordata de catre Comisia 8 alcatuita atat din profesori eminenti cat si din practicieni de marca, a fost, asa cum era si firesc, problema elementara a flambajului barei drepte, cu sectiune constanta si articulata la ambele extremitati. Studiul acestei probleme aparent simple avea sa ridice toate problemele legate de aspectele fundamentale, atat teoretice cat si practice ale calculului si dimensionarii elementelor supuse pierderii de stabilitate si avea sa se intinda pe parcursul mai multor ani.

S-a apelat la un nou program experimental si teoretic, renuntandu-se la preluarea rezultatelor experimentale existente sau pur si simplu la adoptarea normei de profil a uneia dintre tarile membre deoarece:

a) curbele de flambaj utilizate in tarile membre ale Conventiei prezentau o mare diversitate precum si diferite ireconciliabile: adoptarea unei norme avansate cum era cea franceza in momentul respectiv ar fi parut hazardata tarilor cu norme mai conservatoare, in timp ce adoptarea unui concept de nivel mediu ar fi insemnat un recul pentru tarile avansate.

b) toate normele nationale (cu exceptia celei franceze) se bazau la vremea respectiva pe metode de calcul ce introduceau coeficienti de siguranta stabiliti in mod arbitrar, variabili cu zveltetea si diferiti de cei utilizati in cazul altor solicitari, deci incompatibili cu principiul general al unei sigurante

coerente (tot practicianul J.Dutheil, membru al Comisiei 8, a demonstrat incapacitatea acestor metode de a determina nivelul de siguranta al elementelor dimensionate).

In consecinta, s-a decis in cadrul CECM, realizarea prin colaborare internationala a unui program experimental suficient de amplu pentru a furniza *raspunsuri indiscutabile* problemelor aparute. Au acceptat sa participe la executia proiectului un numar de 7 tari din Europa Occidentala, membre ale Conventiei (respectiv Germania, Belgia, Franta, Marea Britanie, Italia, Olanda si Yugoslavia).

Laboratoarele angrenate in programul experimental sunt prezentate in Tabelul 6.1 preluat din [6.3].

Tabelul 6.1 - Laboratoarele angrenate in Programul Experimental European

Tara	Laboratorul	Incercari de flambaj efectuate
Germania	Bundesanstalt fur Materialprufung (B. A. M) Berlin	57
Belgia	Laboratoire d'essais de l'Institut du Genie Civil de la Faculte des Sciences Appliquees de Liege	111
Franta	Centre Experimental de Recherches et d'Etudes du Batiment et des Travaux Publics (C.E.B.T.P.) Paris	414
Marea-Britanie	Harry Stranger's Testing Laboratories, Summerfield House	46
Italia	Laboratorio Prove Materiali, Istituto di Scienza dele Costruzioni, Politecnico di Milano	29
Olanda	Stevin Laboratorium Technische Hogeschool, Delft	41
Yugoslavia	Institut za Ispitivanja Materjala, Faculte du Genie Civil de l'Universite de Beograd	369

6.1.2 Caracteristici principale ale programului experimental european

Principiile adoptate in cadrul programului experimental au fost cele preconizate de Dutheil:

- speciamentele sa prezinte imperfectionile inevitabile in practica executiei, adica abateri de rectilinitate si de centraj, variatii dimensionale ale sectiunii transversale, tensiuni remanente, etc.
- realizarea unor incercari similare in numar suficient pentru a permite determinarea pe cai statistice a sarcinii de cedare, cu o probabilitate data.

Pentru realizarea loturilor experimentale s-a procedat la un esantionaj cat mai reprezentativ al productiei europene de laminate, care sa reuneasca totodata si principalele imperfectiuni intalnite in practica. Barele furnizate de catre Asociatiile Nationale au fost luate la intamplare din depozitele diverselor uzine de constructii metalice situate in diverse tari europene. Nu a fost aplicat niciun tratament special acestor elemente (indreptare sau recoacere de detensionare) ci ele au fost prelevate similar modului uzual de punere in opera.

Desigur, programul urmarea sa testeze bare cuprinse in gama de zvelteti frecvent utilizate in practica. Insa, puterea preselor disponibile si mai mai ales gabritul maxim dintre platanele acestora au limitat gama de sectiuni transversale utilizabila si marcile de otel (s-a ales pentru utilizare doar oteul moale cu limita nominala de curgere de 24 daN/mm^2). Se urmarea prin program si analiza influentei

zveltetei barei , respectiv a formei sectiunii transversale asupra capacitatii portante la flambaj a acesteia. In vederea limitarii numarului de incercari la o cifra rezonabila, studiul influentei zveltetei s-a facut cu ajutorul cate unui tip de profil pe tip de sectiune (dublu T, teava rotunda, teava patrata) in timp ce influenta formei sectiunii s-a studiat pe diverse tipuri de bare, cu anumite zvelteti si in special cu zveltetea 90 care se considera ca ar trebui sa furnizeze rezultatele cu dispersia maxima.

Tabelul 6.2, preluat din [6.3], reprezinta un centralizator al loturilor utilizate in cadrul programului experimental european.

Tabelul 6.2- Centralizator al loturilor utilizate in programul experimental european

Tipul de profil	$h \times e$ sau $\Phi \times e$ [mm]	$b \times e$ [mm]	Aria nominala S_n [mm ²]	Raza de giratie i_y [mm]	Numar de incercari: 1067
Profile "I"					516
IAP -150	150×5,3	75×8,5	2042	17,1	238
IPE -160	160×5	82×7,4	2010	18,4	231
IPE -200	200×5,6	100×8,5	2850	22,4	11
IPN-160	160×9,5	74×9,5	2280	15,5	36
Profile "I" si "H"					54
RSI -5" × 3"	127×4,5	76,2×7,6	1706	17,2	10
DIE -20	190×7	197×11	5703	49,6	11
DIR -20	220×16	206×26	13594	52,8	11
I reconstituit prin sudura	190×7	197×11	5703	49,6	22
Profile cu sectiune tubulara rotunda					139
Teava trasa	121×5,5		1996	40,9	29
B-15 sudat	114,3×6,35		2154	38,1	40
Teava trasa	88,9×5		1320	29,7	60
Teava trasa	88,9×8		2028	28,7	10
Profile cu sectiune tubulara patrata					188
BS-15 produs fara sudura	127×4,76		2370	49,8	67
BS-15 sudat	88,9×6,35		1990	32,0	40
BS-15 sudat	76,2×4,88		1329	28,7	81
Profile cu sectiune "T"					94
½ IPN-200	100×7,5	90×11,3	1872	18,8	40
T -4" × 3"	76,2×12,7	101,6×12,7	2102	21,6	10
TB-60	60×10	120×10	1700	14,8	30
2 corniere nituite	70×(2×7)	(2×70)×7	1872	21,2	14
Profile tip cheson					76
cheson patrat sudat	150×10	150×10	5600	52,3	22
2 corniere sudate	50×5	50×5	982	20	54

Fazele principale ale programului experimental:

a) Pregatirea specimenelor pentru incercarile de flambaj

S-au utilizat pentru prelevarea specimenelor bare livrate la lungimea de 15-20 de metri, cu exceptia tevilor care se livreaza la jumatatea acestei lungimi. S-a urmarit in mod special ca aceste bare sa fie

de tip uzual pentru executia industrială, cu toate imperfecțiunile aferente în mod normal barelor uzinate și mai ales prezentând o rectilitate corespunzătoare calificativului “drepte la ochi”.

Prelevarea efectivă a specișnelor s-a făcut pe baza unui plan de tăiere a fiecărei bare, astfel gândit încât din fiecare bară să rezulte mai multe specișne pentru flambaj, încadrat fiecare de cuponul utilizat pentru încercările de tracțiune, respectiv de cuponul scurt utilizat pentru încercarea de compresiune. Pe talpile specișnelor s-au executat marcaje de identificare.

Pentru înscrierea tuturor datelor experimentale aferente unui specișen au fost concepute formulare speciale, unice, utilizate în toate laboratoarele participante. Un exemplu de asemenea formular este prezentat în Anexa 6.1 a tezei.

b) Modul de lucru

Pentru garantarea obținerii unor rezultate experimentale *relevante și comparabile* între ele, a fost impus un anumit mod de lucru, mai ales în ceea ce privește centrarea specișnelor în vederea încercărilor de flambaj și modalitatea de încărcare a acestora.

- centrarea specișnelor s-a făcut cu o precizie analogă celei realizate în practica executiei structurilor, fără a se permite corecții pe parcursul încercării (extremitățile specișnelor au fost însă frezate);
- încărcarea specișnului pe parcursul încercării s-a efectuat în mod continuu și progresiv, viteza de încărcare fiind stabilită în kgf/mm^2 pe minut.

Laboratoarelor li s-a lăsat însă toată libertatea în ceea ce privește alegerea dispozitivelor pentru încercare, a aparatelor de măsură și a tipului de articulație utilizat la extremitatea specișnului. Cu ajutorul unor probe prelevate din oțelul aparținând sarjei respective, s-a putut verifica dacă rezultatele obținute în cadrul diverselor laboratoare erau realmente comparabile.

c) Măsuratori și încercări complementare

În vederea realizării unui volum de informații cu caracter complet și care să permită orice cercetare ulterioară realizată pe baza programului experimental desfășurat, în afara valorii măsurate a forței ultime (de flambaj) a barei s-au mai efectuat următoarele măsuratori:

- măsuratori premergătoare încercării în vederea evaluării sagetii inițiale a specișnului, respectiv un relevu sistematic al dimensiunilor geometrice ale profilului la cinci nivele (extremități, sfert lungime, mijloc, trei sferturi lungime);
- măsuratori efectuate pe parcursul încercării cum ar fi deformațiile profilului la minim trei nivele (sfert, mijloc respectiv trei sferturi din lungime);
- măsuratori în vederea determinării caracteristicilor mecanice ale oțelului, și anume:
 - încercări de tracțiune conform Euronormei 2-57
 - încercări de tracțiune globale, efectuate pe porțiuni întregi ale secțiunii transversale a profilului (de exemplu, în cazul profilelor cu secțiune “I”, talpi întregi, respectiv fasii prelevate din inimă, având lățimea egală cu jumătatea înălțimii inimii)
 - încercări de compresiune globale, realizate pe tronsoane scurte frezate la extremități, având ca scop trasarea curbei medii a capacității plastice, respectiv determinarea limitei de curgere la compresiune

Ansamblul rezultatelor experimentale obținute în țările participante la program este prezentat în sinteza de J.Jaquet [6.5], respectiv în detaliu în Rapoartele de cercetare [6.6], [6.7], [6.8].

Cea mai mare parte a datelor respective vor fi prezentate de autorul tezei în cele ce urmează, cu ocazia analizei separate a loturilor de profile pe care se face calibrarea cu procedura propusă.

6.1.3 Prelucrarea rezultatelor experimentale si obtinerea curbelor europene de flambaj

Comisia nr. 8 a CECM era insa perfect constienta ca numai rezultatele experimentale in sine nu puteau constitui o baza suficienta pentru trasarea noilor curbe de flambaj si aceasta din urmatoarele motive:

- incercarile nu au putut fi executate (cu cateva exceptii) decat pe bare de dimensiuni relativ reduse;
- din motive practice evidente, s-au putut efectua incercari doar pe anumite tipuri de profile mai des folosite si considerate din acest motiv drept caracteristice. In ceea ce priveste extrapolarea concluziilor la toate celelalte tipuri de sectiuni ce pota aprea in practica, aceasta se poate face doar pe baza unor consideratii teoretice;
- numai teoria poate analiza separat efectele datorate diverselor imperfectiuni pentru ca, intr-o faza ulterioara, sa traseze curbele de flambaj pe baza valorilor celor mai probabile ale imperfectiunilor.

Se cerea deci, disecarea, interpolarea, extrapolarea si sistematizarea datelor experimentale pentru stabilirea familiilor de curbe cu ajutorul carora sa poata fi abordate ulterior teoretic cazurile mai complicate si mai ales structurile in ansamblu. Acest important volum de munca a fost realizat de profesorul Beer de la Graz (Austria), impreuna cu echipa sa, care gratie metodei teoretice iterative utilizate (bazata inclusiv pe extrapolare) au regasit cu remarcabila precizie valorile experimentale. Rezultatele activitatii lor sunt prezentate detaliat in [6.4] ele conducand initial la definirea a trei curbe europene de flambaj (a,b,c).

Rezultatele astfel obtinute includeau o serie de concepte revolutionare la vremea respectiva si anume:

- in procesul de definire a curbelor de flambaj s-a tinut cont de influenta formei sectiunii transversale, precum si de procesul de fabricatie al acestora.
- utilizarea unor diagrame adimensionale $\bar{N} - \bar{\lambda}$ pentru exprimarea comportamentului unei bare metalice lucrind la compresiune cu flambaj, unde: \bar{N} se obtine raportand forta ultima "N" a barei la capacitatea sa portanta plastica, egala cu produsul dintre aria bruta a sectiunii transversale (A) si limita de curgere a otelului (σ_c), iar $\bar{\lambda}$ se obtine raportand zveltetea " λ " la zveltetea limita elastica $\lambda_e = \pi \cdot \sqrt{E / \sigma_e}$, zveltete la care tensiunea de flambaj a lui Euler ajunge egala cu limita de curgere (σ_c). Astfel, prin utilizarea marimilor adimensionale descrise, calculul efortului unitar de cedare prin flambaj devine practic independent de marca otelului utilizat.
- implementarea concreta in cadrul curbelor de flambaj rezultate a influentei imperfectiunilor de tip geometric asupra comportamentului la flambaj al barei: se adopta o sageata initiala egala cu 1/1000 din lungimea L a barei ca fiind acoperitoare pentru acest tip de imperfectiune. Valoarea adoptata pentru sageata a fost confirmata de toate masuratorile efectuate asupra specimenelor incercate ca si asupra unor elemente de constructii existente. Se admite prezenta unei curburi initiale de forma sinusoidala dupa ambele directii principale de flambaj ale acesteia.
- studiul sistematic si punerea in evidenta a rolului important al tensiunilor reziduale (a caror distributie pe sectiunea transversala a barei depinde de tehnologia de producere a profilului laminat sau sudat respectiv de forma acestei sectiunii transversale) precum si a influentei lor asupra rezistentei la flambaj a barei.
- se evidentiaza rolul pozitiv (dovedit pe cale teoretica de Massonet) al procedeeului tehnologic de "indreptare" (aplicat barelor cu abateri de rectilitate peste limita admisa) asupra distributiei tensiunilor reziduale provenite din procesul de laminare sau din sudura.
- demonstrarea faptului ca imperfectiunile de excentricitate initiala in marime de pana la 1/20 din valoarea razei de giratie a sectiunii transversale (dupa directia respectiva) sunt acoperite prin

introducerea unei sageti initiale a barei de $L/1000$. S-a observat si faptul ca acest tip de imperfectiune are asupra curbelor de flambaj o influenta manifestata mai ales in domeniul zveltetilor mici, similara reducerii valorii limitei de curgere. Deasemenea, bara articulata la ambele extremitati nu exista din punct de vedere practic. Ca atare, prin adoptarea unei valori suficient de securitare pentru limita de curgere, respectiv prin utilizarea lungimii de flambaj de bara articulata la ambele extremitati care este de fapt acoperitoare, se justifica neluarea in considerare a acestui tip de imperfectiune in cadrul curbelor de flambaj si lucrul cu bare comprimate axial.

- puternica influenta exercitata de grosimea peretelui sectiunii transversale asupra valorii limitei de curgere a otelului: pentru otelurile de uz comun in constructii E24 (St 37) respectiv E36(St52) se identifica trei nivele distincte pentru limita de curgere, conform tabelului 6.3. In orice caz, *grosimea de perete relevanta pentru stabilirea valorii limitei de curgere este data de acele parti ale sectiunii transversale care sunt solicate la compresiune ca efect al incovoierii provocate de flambaj*. De exemplu, in cazul profilelor "I" se iau in considerare grosimile talpilor, iar in cazul profilelor tip cheson rectangular, grosimile peretilor situati in planul de flambaj.

Tabelul 6.3 - Influenta grosimii peretelui asupra valorii σ_c

Grosimea de perete	Otel E-24	Otel E-36
$t \leq 20$ mm	$\sigma_c = 25,5$ kg/mm ²	$\sigma_c = 38,0$ kg/mm ²
$20 < t \leq 30$ mm	$\sigma_c = 24,0$ kg/mm ²	$\sigma_c = 36,0$ kg/mm ²
$t > 30$ mm	$\sigma_c = 22,5$ kg/mm ²	$\sigma_c = 34,0$ kg/mm ²

- tot in legatura cu valoarea limitei de curgere se face mentiunea ca pentru exploatarea diagramelor adimensionale de tip $\bar{N} - \bar{\lambda}$ in vederea determinarii tensiunii maxime de flambaj, nu este necesara cunoasterea limitei de curgere determinata prin incercarea la tractiune ci a limitei de curgere determinate prin compresiune pe tronsoane scurte: echipa Beer a obtinut corelatii optime in raport cu rezultatele experimentale lucrand cu sigma curgere cupon (vezi [6.4] pag. 42). Ei recomanda ca in formula (6.18) sa fie utilizata aceasta valoare in vederea obtinerii rezistentei la flambaj a barei.
- in cazul otelurilor cu rezistente inalte, se pune in evidenta scaderea influentei tensiunilor reziduale asupra rezistentei la flambaj a barei

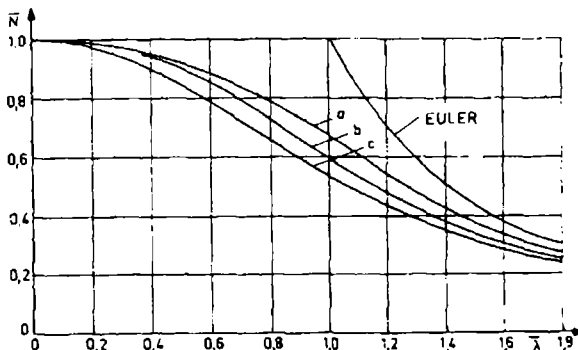


Fig 6.1 - Alura initiala a curbelor europene de flambaj

Pentru trasarea efectiva a unor curbe de flambaj, s-a avut in vedere pe de o parte faptul ca utilizarea unei curbe unice ar fi fost prea conservativa si deci neeconomica pentru majoritatea profilurilor utilizate in practica, iar pe de alta parte faptul ca utilizarea a cate unei curbe de flambaj pentru fiecare tip de profil ar fi fost oneroasa si impracticata, obligand la publicarea unor tomuri intregi de cifre. Ca atare s-a optat pentru gruparea cat mai rationala a tipurilor de sectiuni transversale pe un numar redus de curbe de flambaj, rezultand in final trei curbe de flambaj adimensionale, notate cu "a", "b" si respectiv "c" (vezi fig. 6.1)

Prin gruparea diverselor sectiuni transversale pe cele trei curbe de flambaj, autorii au considerat ca acopera practic toate tipurile de bare utilizate in mod curent. Aceste curbe sunt net distincte, suficient de distantate intre ele si ca atare permit gruparea rationala a sectiunilor. Aceasta grupare este prezentata in tabelul 6.4

Tabelul 6.4 - Gruparea tipurilor de sectiuni transversale pe curbe de flambaj

Curba "a"	Curba "b"	Curba "c"
Tevi rotunde si patrate I laminat cu $h/b > 1,2$ (IM) I sudat realizat din table taiate cu flacara (IM) I laminat cu table aditionale sudate pe talpi (IM) Cheson detensionat I sudat detensionat (IM)	Chesoane sudate I laminat cu $h/b > 1,2$ (Im) I laminat cu $h/b \leq 1,2$ (IM) I sudat realizat din table taiate cu flacara (Im) I sudat cu talpi din otel lat (IM) I laminat cu table aditionale sudate pe talpi (Im) I sudat detensionat (IM)	I laminat cu $h/b \leq 1,2$ (Im) I sudat cu talpi din otel lat (Im) Profile T sau $\frac{1}{2}$ I Profile U

Trecerea de la curbele adimensionale de tip $\bar{N} - \bar{\lambda}$ la tabelele de tensiuni limita la flambaj (σ_n), utile din punct de vedere practic, (furnizate in final de echipa Beer) se face prin multiplicarea ordonatei relevante de pe curba de flambaj adimensionala, cu limita de curgere a otelului dependenta de grosimea de perete:

$$\sigma_n = \bar{N} \cdot \sigma_c \quad (6.18)$$

Utilizand cele trei curbe de flambaj pentru cele doua tipuri de oteluri uzuale, prezentand fiecare cate trei trepte ale limitei de curgere, au rezultat 18 tabele care dau valorile tensiunilor limita de flambaj ale barei functie de zveltetea λ a acesteia si de valoarea limitei de curgere. Tabelul 6.5 preluat din lucrarea [6.4] realizeaza de fapt legatura intre curbele adimensionale de flambaj si tabelele cu tensiuni de flambaj a caror denumire este prezentata in acelasi tabel.

Definirea acestor trei curbe de flambaj ale CECM a suscitat in principal doua tipuri de critici [6.1]:

a) Prima critica, provenita din mediile stiintifice anglo-saxone, se referea la faptul ca neglijarea ecruisajului materialului in domeniul zveltetilor mici conduce la subevaluarea capacitatii portante in raport cu capacitatea portanta plastica ($\bar{N} = 1$), in timp ce incercarile la compresiune efectuate pe tronsoane scurte demonstreaza ca, in practica, este posibila si frecventa depasirea considerabila a acestei capacitati. Cu alte cuvinte, exista un domeniu de zvelteti in care efectele ecruisajului sunt preponderente fata de orice alta forma de instabilitate locala a profilului.

Pentru rezolvarea acestei deficiente Comisia 8 a CECM a introdus in anul 1976, in cadrul diagramei adimensionale ($\bar{N} - \bar{\lambda}$) a curbelor de flambaj, un palier $\bar{N} = 1$ cuprins intre abscisa $\bar{\lambda} = 0$ si abscisa $\bar{\lambda} = 0,2$. Acest palier corespunde zveltetilor reduse de bara pentru care se poate atinge capacitatea portanta plastica a barei. Prezenta lui modifica intrucatva alura initiala a curbelor adimensionale de flambaj in domeniul zveltetilor reduse de bara.

Tabelul 6.5 - Trecerea de la curbele de flambaj $\bar{N} - \bar{\lambda}$ la tabellele de valori (σ_n)

Marca otelului	Grosimea peretelui (e)* [mm]	σ_c [daN/mm ²]	λ_e	Curba de flambaj (cf. Tab 6.4)	Tabelul cu valori σ_n
E-24 (St.37)	$e \leq 20$	25,5	90,155	a b c	A1-24 B1-24 C1-24
	$20 < e \leq 30$	24,0	92,929	a b c	A2-24 B2-24 C2-24
	$e > 30$	22,5	95,977	a b c	A3-24 B3-24 C3-24
E-36 (St.52)	$e \leq 20$	38,0	73,853	a b c	A1-36 B1-36 C1-36
	$20 < e \leq 30$	36,0	75,877	a b c	A2-36 B2-36 C2-36
	$e > 30$	34,0	78,077	a b c	A3-36 B3-36 C3-36

* "e" este grosimea peretilor sectiunii transversale comprimati ca urmare a incovoierii din flambaj (peretii orientati paralel cu planul de flambaj)

b) A doua critica se referea la construirea curbelor de flambaj ale CECM in faza lor initiala, doar pentru otelurile moi de constructii, curent utilizate, de marci Fe-360 (St.37) si Fe-510 (St.52) respectiv pentru profile la care peretii sectiunii transversale nu depaseau grosimea de 40 mm. Ori, inca din anii '70 devenise tot mai frecventa utilizarea otelurilor de inalta rezistenta si respectiv a profilelor "Jumbo" a caror grosime de talpa depasea 40 mm. O modelare moderna a fenomenului de flambaj era in mod clar obligata sa tina cont de aceste situatii posibile.

Asa cum s-a aratat anterior, cu cat limita de curgere a otelului din care este executat un anumit profil este mai ridicata, cu atat efectul negativ al tensiunilor reziduale asupra comportamentului la flambaj al acestui profil se diminueaza. Deci, in prezenta unei marci de otel mai ridicate, net diferite de marcile uzuale indicate anterior, este fireasca raportarea profilelor respective la un sistem de curbe de flambaj situate deasupra curbelor a, b, c. Conform prescriptiilor CECM, daca limita de curgere a otelului depaseste valoarea de 430 N/mm², curbele a, b, c vor fi substituite printr-o alta familie de curbe formata din curba a₀ (situata deasupra curbei a) si respectiv curbele a si b. Aceasta semnifica ridicarea cu o categorie a nivelului curbei de flambaj pentru $\sigma_c > 430$ N/mm² (vezi fig. 6.2 preluata din [6.1])

In cazul profilelor la care peretii sectiunii transversale au grosimea mai mare decat 40 mm, apar tensiuni reziduale mai mari si cu efecte considerabil mai daunatoare asupra comportamentului profilului decat cele care au servit la trasarea curbelor a, b, c. Din acest motiv, CECM a introdus o curba de flambaj suplimentara, denumita curba d si situata sub curba c (vezi fig. 6.2). Toate profilele cu sectiune dublu T si talpi groase vor fi incadrate pe aceasta curba indiferent de axa de inertie dupa care se produce flambajul lor. Deasemenea, se incadreaza pe aceasta curba si profilele cu sectiune

dublu T sudata care flambeaza dupa axa de inertie minima (in cazul in care flambeaza dupa axa de inertie maxima ele se incadreaza pe curba c).

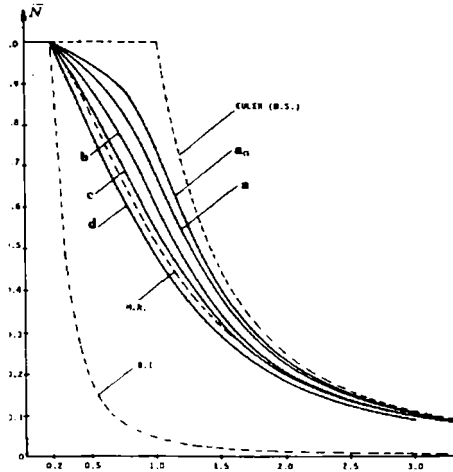


Figura 6.2 - Curbele europene de flambaj introduse de ECCS in anul 1976

Cu modificarile prezentate mai sus, operate in anul 1976, curbele europene de flambaj elaborate de catre CECM sunt principial valabile si la ora actuala. Ele furnizeaza incarcarea limita pentru o bara articulata la ambele extremitati, solicitata la compresiune axiala, functie de zveltetea acestei bare si de marca otelului utilizat.

6.1.4 Punerea in ecuatie a curbelor europene de flambaj

Curbele europene de flambaj au fost obtinute utilizand rezultatele experimentale obtinute pe bare metalice de proportii reale, cu extrapolari prin simulare numerica.

Principala deficienta a acestor curbe, deficienta care a persistat si dupa punerea curbelor sub o noua forma in anul 1976, era faptul ca *aceste curbe nu aveau de fapt o expresie analitica* ci erau prezentate sub forma greoaie a unor tabele de valori. Aceasta forma a devenit depasita ca urmare a evolutiei explozive a metodelor de proiectare, coroborate cu puternicul impact al calculatorului, evolutii ce au impus modificari notabile de gandire si de procedura in proiectarea structurilor metalice. In situatia data, aparea clar *necesitatea definirii unor ecuatii pentru noile curbe europene de flambaj*.

Acest aspect a fost sesizat de comunitatea stiintifica internationala ca si de practicieni, fiind propuse o serie intreaga de modele analitice pentru definirea curbelor europene. Trecerea in revista a acestor modele, desi extrem de interesanta, depaseste cadrul lucrarii de fata.

Cea mai ingenioasa formulare analitica a fost propusa de catre Rondal si Maquoi in 1978 [6.1]. Aceasta formulare utilizeaza o ecuatie de tip Ayrton-Perry, cu preluarea conceptului de "imperfectiune generalizata" al lui Robertson, idee extrem de valoroasa deoarece prin modificarea adecvata a valorii acestei imperfectiuni se puteau genera cu mare fidelitate curbele de flambaj adimensionale introduse de CECM.

Ecuatia Ayrton-Perry se poate pune in forma adimensionala:

$$(1 - \bar{N})(1 - \bar{N} \cdot \bar{\lambda}) = \eta \cdot \bar{N} \quad (6.19)$$

Introducerea unei expresii adecvate pentru coeficientul “ η ” care reprezinta imperfectiunea generalizata este extrem de importanta in cadrul modelului analitic propus de Rondal si Maquoi. Aceasta expresie trebuie sa satisfaca urmatoarele conditii:

- sa conduca la relatia $\bar{N} = 1$ pentru $\bar{\lambda} = 0,2$ pentru a putea reprezenta palierul introdus de CECM;
- sa permita obtinerea relatiei $\eta=0$ pentru valoarea nula a parametrului utilizat in expresia lui η , ceea ce semnifica transformarea curbei de flambaj in curba Euler (limita superioara a curbelor de flambaj) pentru imperfectiune nula.

Cercetatorii mentionati au studiat o serie de sapte expresii pentru η si anume:

$$\eta_1 = \alpha_1(\bar{\lambda} - 0,2) \quad (6.20)$$

$$\eta_2 = \alpha_2\sqrt{\bar{\lambda}^2 - 0,04} \quad (6.21)$$

Aceste prime doua expresii constituie de fapt o generalizare a propunerii lui Robertson, cu introducerea caracterului adimensional si luarea in considerare a prezentei palierului.

$$\eta_3 = \alpha_3(\bar{\lambda} - 0,2)^2 \quad (6.22)$$

$$\eta_4 = \alpha_4(\bar{\lambda}^2 - 0,04) \quad (6.23)$$

Cele doua propuneri de mai sus generalizeaza propunerea lui Dutheil, tinand in sa cont de prezenta palierului. Pentru $\alpha=0$ rezulta asa cum se vede $\eta=0$, conducand la obtinerea limitei superioare (curba Euler).

$$\eta_5 = \alpha_5(\bar{N} \cdot \bar{\lambda}^2 - 0,04) \quad (6.24)$$

$$\eta_6 = \alpha_6[\bar{\lambda}^2(1 + \bar{N}) - 0,08] \quad (6.25)$$

Ultimele doua expresii reprezinta forme propuse de Barta care totusi nu a indicat valorile de adoptat pentru α_5 si α_6 . Pentru $\alpha=0$ si ele conduc la obtinerea limitei superioare mentionate.

$$\eta_7 = \alpha \cdot \bar{N}(\bar{\lambda} - 0,2) \quad (6.26)$$

Aceasta relatie conduce la limita superioara pentru $\alpha=0$

In vederea stabilirii expresiei optime pentru η dintre cele sapte expresii propuse, autorii au calculat valoarea lui “ α ” care minimizeaza suma patratelor abaterilor valorilor teoretice propuse \bar{N} fata de valorile similare de pe curbele CECM. Expresia acestor abateri este de forma:

$$\sum_{i=1}^{35} (\bar{N}_i^{CECM} - \bar{N}_i^{propus})^2 = \text{minima} \quad (6.27)$$

in care zveltetea redusa de bara a rezultat dintr-o expresie de forma:

$$\bar{\lambda} = 0,2 + 0,1(i - 1), \quad i=1, \dots, 35 \quad (6.28)$$

Cu valoarea astfel obtinuta pentru “ α ” au fost determinate valorile abaterilor relative utilizand relatia:

$$\Delta\% = 100 \cdot \frac{\bar{N}_i^{CECM} - \bar{N}_i^{propus}}{\bar{N}_i^{CECM}} \quad (6.29)$$

Rezultatele detaliate ale acestei analize sunt prezentate in [6.1]. Concluzia cercetarii intreprinse a fost ca utilizarea expresiilor η_1 (6.20) si respectiv η_2 (6.21) conduce la abateri relative minime $\Delta\%=0,5\% \dots 1,8\%$, celelalte expresii conducand la abateri mai mari.

Datorita rezultatelor mai favorabile obtinute cu ajutorul ei, autorii propunerii au decis sa utilizeze pentru coeficientul imperfectiunii generalizate expresia η_2 (6.21). Deasemenea, renuntand la minimizarea abaterilor pe domeniul larg adoptat de CECM, adica $\bar{\lambda}=0 \dots 3,6$ si efectuand

minimizarea pe domeniul mai restrans al zveltetilor reduse uzuale ($\bar{\lambda}=0\dots 1,6$), au rezultat valorile coeficientului "α" din tabelul 6.6

Tabelul 6.6 - Valorile "α" pentru forma initiala a ecuatiei curbelor de flambaj

Curba de flambaj	Coeficientul "α"
a ₀	0,093
a	0,158
b	0,281
c	0,384
d	0,587

Introducand in ecuatia de tip Ayrton-Perry expresia η_2 a coeficientului imperfectiunii generalizate scrisa functie de "α", rezulta expresia analitica propusa initial de Rondal si Maquoui pentru curbele europene de flambaj:

$$\bar{N} = \frac{1 + \alpha \sqrt{\bar{\lambda}^2 - 0,04 + \bar{\lambda}^2}}{2\bar{\lambda}^2} - \frac{1}{2\bar{\lambda}^2} \sqrt{\left(1 + \alpha \sqrt{\bar{\lambda}^2 - 0,04 + \bar{\lambda}^2}\right)^2 - 4\bar{\lambda}^2} \quad (6.30)$$

Meritele deosebite ale acestei propuneri constau in urmatoarele:

- nu modifica in nici un fel modelarea fenomenului de flambaj, respectiv modul de utilizare al curbelor de flambaj prescrise de CECM;
- expresia analitica propusa reprezinta cu suficienta precizie curbele de flambaj europene
- ecuatia utilizata este relativ simpla, este adimensionala (spre deosebire de numeroase alte propuneri) si utilizeaza un singur parametru (α) pentru descrierea familiei de curbe a₀-d
- in forma propusa, curbele de flambaj sunt mult mai usor de utilizat pentru orice algoritm de calcul automat, inclusiv in cazul calculatoarelor de puteri mici, ne mai fiind necesar sa se recurga la tabelele de valori introduse de CECM
- prin intermediul expresiei imperfectiunii generalizate, modelul propus tine cont de comportamentul materialului utilizat (cu sau fara palier de curgere), permite evaluarea coeficientului de flambaj in cazul cand imperfectiunea geometrica generalizata difera de L/1000, respectiv permite determinarea coeficientului de flambaj pentru stalpii cadrelor contravantuite sau nu.

In urma unor studii ulterioare, publicate in 1979 [6.2], Rondal si Maquoui au ajuns la concluzia ca desi utilizarea expresiilor η_1 (6.20) respectiv η_2 (6.21) conduce la obtinerea unor curbe de flambaj cu trasee foarte apropiate, expresia η_1 exprima mai bine comportamentul unui material de tipul otelului (ce prezinta un domeniu elastic, un palier de curgere respectiv un domeniu de ecrusaj), in timp ce expresia η_2 exprima mai bine comportamentul aliajelor de aluminiu la care diagrama σ - ϵ prezinta o portiune elastica ce se modifica progresiv prin ecrusaj.

In consecinta, ecuatia curbelor de flambaj europene devine:

$$\bar{N} = \frac{1 + \alpha(\bar{\lambda} - \bar{\lambda}_0) + \bar{\lambda}^2}{2\bar{\lambda}^2} - \frac{1}{2\bar{\lambda}^2} \sqrt{\left[1 + \alpha(\bar{\lambda} - \bar{\lambda}_0) + \bar{\lambda}^2\right]^2 - 4\bar{\lambda}^2} \quad (6.31)$$

unde, pentru otel avem $\bar{\lambda}_0=0,2$ (pentru aliajele de aluminiu aceasta coordonata luand alte valori in conformitate cu prescriptiile CECM), iar valorile coeficientului "α" corespunzatoare diverselor curbe de flambaj se obtin din tabelul 6.7.

Tabelul 6.7 - Valorile coeficientului “ α ”

Curba de flambaj	a_0	a	b	c	d
Valoarea “ α ”	0,125	0,206	0,339	0,489	0,756

Relatia (6.31) impreuna cu valorile “ α ” indicate in tabelul 6.7 au fost preluate in anul 1979 de catre Comisia 8 - “Stabilitate” a CECM pentru reprezentarea analitica a curbelor europene de flambaj, fiind valabile si la ora actuala.

6.2 Validarea procedurii de obtinere a coeficientului eroziunii prin calibrare pe loturile de profile utilizate in cadrul campaniei experimentale europene

Procedura propusa de autorul prezentei teze (descrisa in capitolul 5), are ca scop general calibrarea valorii coeficientului eroziunii “ ψ ” si obtinerea cu ajutorul relatiei de legatura α - ψ (definite in cadrul teoriei ECBL) a noilor valori “ α ” ce definesc curba de flambaj corespunzatoare tipului de profil analizat.

Procedura a fost gandita pentru definirea unor curbe de flambaj specifice profilelor cu pereti subtiri supuse la compresiune axiala sau incovoiere pura. Ea poate fi aplicata insa si pentru studiul profilelor laminate grele, care constituie un caz particular al metodei deoarece nu sunt expuse instabilitatii locale sub forma voalarii peretilor sectiunii transversale, coeficientul sectiunii transversale eficace devenind $Q=\beta_A=1$.

Cu aceasta valoare a lui Q , relatia de legatura α - ψ se simplifica primind forma (5. 15). Deasemenea, punctul de cuplare al modurilor de instabilitate va avea o abscisa fixa si anume $\bar{\lambda}=1$ (abscisa punctului de intersectie dintre modul de cedare plastica $\bar{N}=1$ si curba lui Euler $\bar{N}=\frac{1}{\lambda^2}$ care exprima flambajul prin incovoiere al barei). Intervalul de cuplare va fi un interval nesimetric de forma [0,85...1,075] el fiind utilizat la detectarea tuturor punctelor suficient de apropiate de punctul de cuplare pentru a face parte din lotul relevant pentru metoda propusa.

In opinia autorului tezei, ca si de altfel a echipei de cercetare pe care o reprezinta, aplicarea procedurii (in forma ei particularizata) pe loturile de profile laminate grele utilizate in cadrul campaniei experimentale europene din anii 1960-70 si regasirea prin intermediul coeficientului eroziunii “ ψ ” a valorilor “ α ” corespunzatoare acestor profile (valori cunoscute si verificate in practica) constituie o validare indubitabila a acestei proceduri.

In aceasta idee autorul a studiat loturile experimentale respective folosindu-se de toate informatiile aflate la dispozitie (nu intotdeauna complete).

Se face deasemenea observatia ca una dintre lucrarile extrem de utile si de mare acuratete din punct de vedere informativ avandu-l ca autor pe J.Jaquet [6.5] face referiri detaliate la prelucrarile statistice aplicate de autorii curbelor europene de flambaj rezultatelor experimentale aflate la dispozitia lor. Din pacate aceste prelucrari statistice nu sunt relevante pentru metoda propusa in prezenta teza deoarece:

- aplicarea principiilor probabilistice in calculul constructiilor metalice era abia la inceputuri, cunoscandu-se foarte putin de exemplu despre distributiile statistice ale rezistentelor ca si ale altor marimi ce intervin in calcule. Autorii folosesc metode cum ar fi metoda dreptei lui Henry pentru a demonstra distributia normala a valorilor experimental determinate ale rezistentei la

flambaj. Ori, se cunoaste la ora actuala ca distributia acestor rezistente este de tip log-normal, ceea ce implica anumite diferente in prelucrarea si testarea materialului experimental.

- autorii curbelor europene de flambaj au grupat rezultatele experimentale in conformitate cu conceptul propriu de analiza si cu scopurile gandirii lor, determinand valori medii, abateri standard, variante, intervale de incredere. Aceste moduri de grupare a rezultatelor, ca si aceste rezultate statistice, extrem de utile la momentul respectiv nu sunt relevante pentru metoda propusa, care actioneaza asupra altor grupari de rezultate, prin prelucrari statistice proprii, utile ei.
- datele prelucrate statistic furnizate in lucrarea respectiva nu sunt utile metodei de fata, autorul fiind interesat exclusiv de datele experimentale primare.

Ca sursa de informatii au mai fost utilizate rapoartele de cercetare [6.6], [6.7], [6.8] elaborate de catre Comisia 8 a CECM in diverse stadii ale activitatii ei. Din pacate, datele experimentale primare, necesare autorului tezei, nu se regasesc decat partial si uneori lacunar in aceste rapoarte, care in mod evident nu au avut scopuri de informare detaliata ci scopuri de sinteza, specifice unui asemenea tip de document.

O excelenta sursa de documentare au constituit-o fisele unificate de laborator, utilizate in cadrul campaniei experimentale europene, [6.9], [6.10], [6.11], [6.12], [6.13], [6.14] puse cu deosebita amabilitate la dispozitie de prof J.Rondal, dar care, din pacate au acoperit doar o mica parte a datelor experimentale necesare.

In paragrafele urmatoare se prezinta caracteristicile generale ale campaniei experimentale europene, ca si rezultatele acestui studiu separat pe fiecare lot de profile, continand datele de baza referitoare la lotul respectiv, analiza indeplinirii conditiilor de aplicare a procedurii propuse, rezultatele calibrarii, respectiv unele comparatii si comentarii.

6.2.1 Caracteristici generale ale campaniei experimentale europene

Pentru justa intelegere si prelucrarea cu rezultate optime a loturilor experimentale apartinand campaniei europene, este important sa se cunoasca anumite aspecte ale organizarii acestei cercetari desfasurate la o scara fara precedent.

Comisia 8 a CECM, coordonatoarea campaniei, a depus eforturi deosebite pentru asigurarea calitatii si uniformitatii rezultatelor experimentale:

- au fost utilizate sau construite special, aparate de reazem deosebit de performante, iar acolo unde ele nu existau au fost imprumutate de la alte centre de cercetare implicate;
- s-au introdus fise experimentale unificate pentru inregistrarea datelor primare si a rezultatelor masuratorilor in forma unica
- unele dintre conditiile experimentale, cum ar fi viteza de incarcare a specimenelor in cazul incercarii la flambaj au fost stabilite de comun acord, in urma discutiilor din Comisia 8 a CECM
- practic in fiecare laborator de cercetare implicat, s-au efectuat permanent incercari de control ("essais de recouplement"), efectuate pe cateva specimene prelevate din loturile destinate altor laboratoare; aceste incercari aveau scopul de a controla calitatea si similitudinea rezultatelor obtinute de diversele laboratoare implicate.
- s-au facut verificari asupra caracteristicilor de material determinate in diverse centre (in principiu s-a convenit utilizarea procedurii prescrise de Euronorma 2-57, dar s-a admis si lucrul dupa normele nationale) pentru ca loturile testate sa poata fi asamblate in vederea trasarii curbelor de flambaj.

Procedura de determinare a caracteristicilor mecanice la tractiune a admis:

- fie lucrul pe epruvete prelevate si calibrate conform Euronormei 2-57

- fie lucrul pe epruvete brute, obtinute prin taierea longitudinala a unui cupon cu sectiune dublu T in patru piese distincte si anume cele doua talpi intregi, respectiv cele doua jumatati ale inimii taiate longitudinal (vezi fig 6.1a)

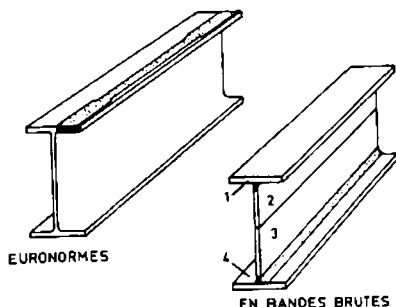


Figura 6.1a - Prelevarea epruvetelor brute

- s-a lucrat in mod frecvent pe profile laminate produse in tarile partenere

Anexa 6.2 prezinta un tablou sinoptic al tehnologiei de laborator utilizate in vederea efectuarii incercarilor in discutie.

Este deasemenea interesant si sugestiv de efectuat o scurta trecere in revista a scopurilor sub-programelor experimentale nationale, pentru intelegerea spiritului in care s-a desfasurat campania in ansamblul ei si inclusiv a naturii rezultatelor obtinute.

Incerari efectuate in Germania:

Scopul sub-programului desfasurat in Germania a fost acela de determinare a influentei formei sectiunii transversale asupra fortei ultime, pentru bare cu zveltetea $\lambda=90$.

S-au efectuat un numar total de 57 incercari din care:

- 14 incercari pe profile IAP-150 furnizate de Franta
- 10 incercari pe tevi trase (fara sudura) 88,9 x 8 conform DIN 2448
- 14 incercari pe profile T realizate prin asamblarea la rece cu nituri a doua corniere 70x70x7
- 19 incercari pe profile TB-60 conform DIN 1024 -59

Incerari desfasurate in Belgia:

Sub-programul realizat in Belgia avea scopuri similare celui german si anume studiul influentei formei sectiunii transversale asupra fortei ultime pentru bare cu zveltetea $\lambda=90$.

S-au efectuat un numar total de 111 incercari pe profile IAP-150, IPE-200, DIE-20, DIR-20, sectiune tubulara patrata, pe profile chesonate si dublu T realizate prin sudura.

La unele tipuri de profile s-au executat si un anumit numar de incercari pe specimene supuse unei recoaceri de detensionare menita a inlaturarea tensiunilor reziduale si a obtine un rol preponderent pentru imperfectiunile de tip geometric. Profilele IAP-150 de productie franceza, provenind din aceeasi sarja cu cele testate in Germania ca si chesoanele sudate nu au fost supuse detensionarii.

S-au efectuat in general cate 8 incercari pe fiecare profil in stare bruta si cate trei incercari pe profile detensionate, cu exceptia a doua incercari pe profile IAP-150 (unul cu zveltete de 30 si celalalt cu zveltetea de 60) respectiv doua serii a 12 incercari fiecare pe teava patrata cu zveltetea de 56,3 si 90.

Incercari desfasurate in Franta:

Sub-programul de cercetare efectuat in Franta urmarea studiul influentei zveltetii asupra fortei ultime, pentru un acelasi tip de profil ca forma si dimensiuni ale sectiunii transversale. Au fost incercate 414 profile, dupa cum urmeaza:

Dupa o serie de incercari preliminare efectuate pe 26 de profile IAP-150 (destinate punerii la punct a conditiilor pentru incercarile definitive) au fost incercate cate 20 de profile IAP-150 pe zveltetile de 50, 70, 90, 110, 140 si 170. Profilele faceau parte din aceeasi sarja cu cele incercate in Germania si Belgia. La aceste incercari se mai adauga incercarile facute dupa redresaj pe 19 specimene din lotul aferent incercarilor preliminare si pe a doua serie de 20 de specimene cu zveltetea $\lambda=90$.

Deasemenea au mai fost efectuate un numar de 176 incercari pe profile IPE-160, in patru serii.

Profilele din prima serie fusesera prelevate la intamplare din depozitele unor firme de constructii metalice raspandite in cinci tari: Germania, Austria, Belgia, Franta si Italia. Specimenele prelevate din Franta de exemplu, proveneau de la cinci firme diferite. Acest lot dadea o imagine destul de fidela asupra produselor metalice care se vehiculau pe piata europeana.

Celelalte trei serii de incercari, incluzand fiecare cate 10 incercari, urmau sa serveasca pentru controlul similitudinii cu incercarile efectuate in Marea-Britanie, Italia si Olanda.

Programul mai includea si o serie de incercari pe tevi patrata sudate (76,2x76,2x4,88) cu zvelteti $\lambda=70$ si $\lambda=105$, de provenienta britanica, executate conform standardului BS-15.

Incercari efectuate in Marea-Britanie:

Incercarile realizate in Marea-Britanie aveau ca scop studiul influentei formei profilului asupra fortei ultime, pentru profile cu zveltetea de 70.

S-au efectuat un total de 46 incercari, repartizate astfel:

Cate 10 incercari pe urmatoarele tipuri de profile: IRSJ 5"x3" (127 x 76,2), T 4" x 3" (101,6 x 76,2), tevi patrata sudate 3"1/2 x 1/4" (88,9 x 6,35) si tevi rotunde sudate 4"1/2 x 1/4" (114,3 x 6,35).

S-au efectuat si 6 incercari pentru controlul similitudinii cu incercarile efectuate in Franta pe profile IPE-160 (de provenienta franceza) cu zveltetea $\lambda=95$.

Incercari efectuate in Olanda:

Olanda ar fi trebuit sa studieze influenta formei profilului asupra fortei ultime pentru o zveltete $\lambda=105$ insa o serie de probleme aparute in legatura cu aparatul de reazem au condus la modificarea zveltetii specimenelor.

S-au efectuat 41 de incercari dupa cum urmeaza:

- 11 incercari pe profile TB 60 (120 x 60) de provenienta germana, cu zveltetea $\lambda=114$
- 10 incercari pe teava rotunda 4"1/2 x 1/4" (114,3 x 6,35) cu zveltetea $\lambda=108$
- 10 incercari pe teava patrata 3"1/2 x 1/4" (88,9 x 6,35) cu zveltetea $\lambda=109$
- 10 incercari pe profile IPE-160 cu zveltetea $\lambda=102$

Incercari efectuate in Italia:

Au fost efectuate in total 29 de incercari, dupa cum urmeaza:

S-a studiat influenta formei profilului asupra fortei ultime pe tevi rotunde de 4"1/2 x 1/4" (114 x 6,35 mm) si patrata de 3"1/2 x 1/4" (88,9 x 6,35 mm) toate cu zveltetea $\lambda=55$ si de provenienta britanica.

S-au efectuat cate 10 incercari pentru fiecare tip de profil

Deasemenea, s-au realizat 9 incercari de control al similitudinii pe profile IPE-160 cu zveltetea $\lambda=95$

Incercari efectuate in Yugoslavia:

Componenta programului general care a revenit Yugoslaviei includea atat studiul influentei zveltetilor asupra fortei ultime pentru un același tip de profil, cat si studiul influentei formei sectiunii transversale pentru o aceeași zveltete. Trebuie mentionat ca Yugoslavia avea in momentul respectiv un program propriu de cercetare, care a fost inclus in programul european.

Au fost efectuate un numar de 369 incercari repartizate astfel:

Pentru studiul influentei zveltetii, sub-programul yugoslav prevedea incercari pe urmatoarele tipuri de profile:

- 29 de incercari pe profile IAP-150 de origine franceza, cu zvelteti $\lambda=66,7$ si $86,7$ dar facand parte din alta sarja decat cea aferenta incercarilor franceze;
- 36 de incercari pe profile IPN-160 de provenienta yugoslava, cu zvelteti esalonate de la $\lambda=44,2$ la $\lambda=104,2$
- 40 de incercari pe profile T obtinute prin decupare din profile IPN-200 de origine yugoslava, cu zvelteti de la $\lambda=38,7$ la $\lambda=108,7$
- 54 de incercari pe profile chesonate formate din cate 2 corniere $50 \times 50 \times 5$ de provenienta yugoslava asamblate prin sudura, avand zvelteti de la $\lambda=39,5$ la $\lambda=96,5$
- 60 de incercari pe teava trasa rotunda $88,9 \times 5$ mm de provenienta yugoslava, cu zvelteti esalonate de la $\lambda=55$ la $\lambda=130$
- 29 de incercari pe teava trasa rotunda $121 \times 5,5$ mm de provenienta yugoslava, cu zvelteti esalonate de la $\lambda=70$ la $\lambda=105$
- 58 de incercari pe teava patrata sudata $3'' \times 6$ SWG ($76,2 \times 4,76$ mm) de provenienta britanica, cu zvelteti esalonate de la $\lambda=55$ la $\lambda=130$
- 43 de incercari pe teava patrata sudata $5'' \times 3/16''$ ($127 \times 4,76$ mm) de provenienta britanica, cu zvelteti esalonate de la $\lambda=55$ la $\lambda=105$

In ce priveste studiul formei sectiunii asupra fortei ultime, s-au efectuat incercari pe profile cu sectiune tubulara, de provenienta britanica:

- 10 incercari pe teava patrata $3'' 1/2 \times 1/4''$ ($88,9 \times 6,35$) cu zveltetea $\lambda=70$
- 10 incercari pe teava rotunda $4'' 1/2 \times 1/4''$ ($114,3 \times 6,35$) cu zveltetea $\lambda=70$.

6.2.2 Lotul de profile IAP-150

Este constituit din profile laminate cu sectiune dublu T, de provenienta franceza. Au fost accesibile date primare aferente unui numar de 192 specimene din totalul de 238. Sursa datelor este Raportul CECM din decembrie 1967[6.7].

In cadrul tabelului 6.8 sunt furnizate datele primare, referitoare la intregul lot de specimene accesibile. Se face mentiunea ca primul caracter din codul specimenului indica tara de provenienta a acestuia, respectiv "F" Franta, "B" Belgia, "D" Germania, "Y" Yugoslavia, iar al doilea caracter indica tipul incercarii care in acest caz este de flambaj "F". In cadrul tabelului se furnizeaza eforturile unitare ultime in doua variante: "sigma-u.n" raportate la aria nominala a sectiunii transversale si respectiv "sigma-u.e" raportate la valoarea masurata (A.exp) a sectiunii transversale.

Tabel 6.8 - Date primare aferente lotului de profile IAP-150

Nr.crt.	Cod spe.	Lambda	Sigma-u.n [daN/mm ²]	Sigma-u.e [daN/mm ²]	A.exp [mm2]	fy-1.tr [daN/mm ²]	fy-2.tr [daN/mm ²]	fy.cupon [daN/mm ²]
1	FF-A6	50	29.87	30.06	2029	28.7	29	31.74
2	FF-E6	50	29.75	29.94	2029	28.7	29	31.74
3	FF-A13	50	30.61	30.55	2046	29.4	29.2	31.13
4	FF-E13	50	30.12	30.06	2046	29.4	29.2	31.13
5	FF-A20	50	29.51	29.42	2048	31	30	31.54
6	FF-E20	50	29.63	29.54	2048	31	30	31.54
7	FF-A27	50	30.95	30.77	2054	30.3	29.7	32.42
8	FF-E27	50	31.46	31.28	2054	30.3	29.7	32.42
9	FF-A34	50	30.12	29.94	2054	31.1	29.4	31.6
10	FF-E34	50	30.12	29.94	2054	31.1	29.4	31.6
11	FF-A41	50	30.36	30.13	2058	29.7	29.3	31.87
12	FF-E41	50	29.51	29.28	2058	29.7	29.3	31.87
13	FF-A48	50	30.36	30.44	2037	29.5	30.3	31.9
14	FF-E48	50	29.38	29.46	2037	29.5	30.3	31.9
15	FF-A55	50	29.63	29.73	2035	29.7	29.8	32.43
16	FF-E55	50	30	30.1	2035	29.7	29.8	32.43
17	FF-A62	50	31.59	31.2	2067	29.1	30.6	32.89
18	FF-E62	50	32.2	31.81	2067	29.1	30.6	32.89
19	FF-E69	50	30.97	30.41	2080	29.6	29.6	32.35
20	FF-A69	50	30.61	30.05	2080	29.6	29.6	32.35
21	FF31.6	70	30	30.2	2028	29.2	30.3	31.1
22	FF32.6	70	28.6	28.4	2056	28.9	28.4	31.6
23	FF33.7	70	28.1	28.1	2042	28.6	30.3	32.3
24	FF34.7	70	26.6	26.4	2057	30.4	29.7	32.1
25	FF35.2	70	29.6	29.2	2070	29.3	29.6	31.3
26	FF35.3	70	28.6	28.3	2064	29.3	29.6	31.3
27	FF35.6	70	30.1	29.7	2070	29.3	29.6	31.3
28	FF35.7	70	29.1	28.7	2070	29.3	29.6	31.3
29	FF36.2	70	30	29.9	2049	29.3	30.1	32.1
30	FF36.3	70	29	28.9	2049	29.3	30.1	32.1
31	FF36.6	70	28.1	28	2049	29.3	30.1	32.1
32	FF36.7	70	28.6	28.5	2049	29.3	30.1	32.1
33	FF37.3	70	28.9	28.4	2078	29.1	30.2	32.3
34	FF37.4	70	28.6	28.2	2071	29.1	30.2	32.3
35	FF37.6	70	28.9	28.4	2078	29.1	30.2	32.3
36	FF37.7	70	27.6	27.2	2072	29.1	30.2	32.3
37	FF38.3	70	28.6	28.4	2056	28.5	29.7	32.1
38	FF38.4	70	28.1	27.9	2057	28.5	29.7	32.1
39	FF38.6	70	28.6	29.4	1986	28.5	29.7	32.1
40	FF38.7	70	28.3	28.1	2057	28.5	29.7	32.1
41	DF4.1	90	20.67	20.48	2061	33.8	32.7	30.3
42	DF2.1	90	19.5	19.51	2041	32.2	30.5	30.6
43	DF3.1	90	19.34	19.36	2040	31.4	32.5	27.9
44	DF5.1	90	18.12	17.96	2060	31.5	30.5	31.2
45	BF1.8	90	21.45	21.19	2067	29.5	31	31.2
46	BF2.1	90	22.04	21.91	2054	29.5	31	31.1
47	FF21.6	110	15.75	15.8	2036	29.1	30.6	30.7
48	FF22.6	110	15.4	15.4	2042	29.9	30.9	31.3
49	FF23.6	110	16.9	16.95	2036	29.9	30.1	31.1
50	FF24.6	110	16.4	16.25	2061	29.5	29.6	30.4
51	FF25.6	110	15.75	15.6	2062	30.3	29.6	31.5
52	FF26.6	110	16.5	16.5	2042	29.1	30.7	31.1

53	FF27.7	110	17	16.8	2066	30	31.5	31.4
54	FF28.7	110	16	16	2042	29.7	30.3	31.2
55	FF29.7	110	15.55	15.4	2062	29.7	29.8	31.2
56	FF30.7	110	15.55	15.3	2075	30.2	30.6	31.8
57	FF31.2	110	16.65	16.75	2030	29.3	30.4	31.1
58	FF31.5	110	17.25	17.35	2030	29.2	30.3	31.1
59	FF32.2	110	17	16.8	2066	29.7	29.4	31.6
60	FF32.5	110	16.65	16.5	2061	28.9	28.4	31.6
61	FF33.2	110	17.25	17.25	2042	28.6	30.3	32.2
62	FF33.6	110	16.4	16.4	2042	30.4	29.7	32.3
63	FF34.2	110	16.25	16.1	2061	30.4	29.7	32.1
64	FF34.6	110	16.4	16.25	2061	28.6	30.3	32.1
65	FF39.2	110	16.9	16.8	2054	29.2	30.6	31.9
66	FF40.3	110	15.4	15.3	2055	28	30.2	30.3
67	FF1.3	140	10.53	10.6	2029	28.7	29	31.74
68	FF2.10	140	10.53	10.51	2046	29.4	29.2	31.13
69	FF3.17	140	10.48	10.47	2043	31	30	31.54
70	FF4.24	140	10.38	10.32	2054	30.3	29.7	32.42
71	FF5.31	140	10.53	10.47	2054	31.1	29.4	31.6
72	FF6.38	140	10.63	10.54	2058	29.7	29.3	31.87
73	FF7.45	140	10.38	10.41	2037	29.5	30.3	31.9
74	FF8.52	140	10.43	10.47	2035	29.7	29.8	32.43
75	FF9.59	140	10.24	10.11	2067	29.1	30.6	32.89
76	FF10.66	140	10.48	10.29	2080	29.6	29.6	32.53
77	FF11.73	140	10.43	10.25	2078	29.4	30.8	32.62
78	FF12.80	140	10.43	10.27	2075	30	31.1	31.95
79	FF14.94	140	9.99	9.98	2044	28.9	30	32.19
80	FF15.101	140	10.58	10.43	2070	30	31.3	31.2
81	FF16.108	140	10.48	10.31	2075	30.9	30.4	31.91
82	FF17.115	140	10.72	10.52	2081	30.8	29.6	31.76
83	FF18.122	140	10.58	10.39	2079	30.5	29	32.17
84	FF20.136	140	10.77	10.66	2064	30.7	30.4	33.04
85	FF19.129	140	10.87	10.81	2054	29.8	31.1	33.1
86	FF21.2	90	17.85	17.9	2036	28.9	30.2	30.7
87	FF21.4	90	17.25	17.32	2034	29.1	30.6	30.7
88	FF22.2	90	18.85	18.75	2053	29.8	30.8	31.3
89	FF22.4	90	22.4	22.3	2051	29.9	30.9	31.3
90	FF23.2	90	24.2	24.3	2034	29.2	29.5	31.1
91	FF23.4	90	18.35	18.4	2036	29.9	30.1	31.1
92	FF24.2	90	19.2	19	2063	29.5	29.6	30.4
93	FF24.4	90	19.8	19.6	2063	29.5	29.6	30.4
94	FF25.2	90	17.1	17	2054	30.4	29.5	31.5
95	FF25.4	90	19.35	19.1	2069	30.3	29.6	31.5
96	FF26.2	90	20.2	20.2	2042	29.1	30.7	30.6
97	FF26.6	90	19.8	19.8	2042	29.1	30.7	31.1
98	FF27.2	90	18.45	18.35	2053	30	31.5	31.4
99	FF27.6	90	19.6	19.35	2068	30	31.5	31.4
100	FF28.2	90	22.5	22.5	2042	29.7	30.3	31.9
101	FF28.6	90	16.55	16.55	2042	29.7	30.3	31.2
102	FF29.2	90	21.8	21.6	2061	29.7	29.8	30.8
103	FF29.6	90	18.35	18.2	2059	29.7	29.8	31.2
104	FF30.2	90	17.25	17	2072	30.2	30.6	31.4
105	FF30.6	90	18.1	17.9	2065	30.2	30.6	31.8
106	FF1	170	6.07	6.08	2039	33	30.4	33.03
107	FF1	170	5.92	5.93	2039	33	30.4	33.03

108	FF2	170	6.35	6.63	1956	31.2	32.7	31.78
109	FF3	170	6.02	6.28	1957	33.6	31.8	31.46
110	FF3	170	6.26	6.43	1988	33.6	31.8	31.46
111	FF4	170	6.46	6.37	2071	29.4	29.6	31.83
112	FF4	170	6.46	6.37	2071	29.4	29.6	31.83
113	FF5	170	5.77	5.88	2004	31.4	32	32.37
114	FF5	170	5.87	5.98	2004	31.4	32	32.37
115	FF6	170	5.78	5.88	2007	28.4	32.4	33.06
116	FF6	170	5.58	5.67	2010	28.4	32.4	33.06
117	FF7	170	6.12	6.09	2052	29.4	33.6	32.26
118	FF7	170	5.58	5.55	2053	29.4	33.6	32.26
119	FF8	170	5.48	5.45	2053	30.7	32.4	31.64
120	FF8	170	5.72	5.7	2049	30.7	32.4	31.64
121	FF9	170	5.63	5.66	2031	30.4	30.2	32.31
122	FF9	170	5.97	6	2032	30.4	30.2	32.31
123	FF10	170	5.77	5.71	2063	32.2	30.4	32.23
124	FF10	170	5.77	5.71	2063	32.2	30.4	32.23
125	FF1	170	6.28	6.28	2042	33	30.4	33.03
126	FF2	170	6.57	6.82	1967	31.2	32.7	31.78
127	FF2	170	6.47	6.72	1966	31.2	32.7	31.78
128	FF3	170	6.43	6.7	1960	33.6	31.8	31.46
129	FF3	170	6.67	6.95	1960	33.6	31.8	31.46
130	FF4	170	6.43	6.33	2074	29.4	29.6	31.83
131	FF4	170	6.87	6.77	2072	29.4	29.6	31.83
132	FF5	170	6.35	6.45	2010	31.4	32	32.37
133	FF5	170	5.83	6.92	1720	31.4	32	32.37
134	FF6	170	6.08	6.17	2012	28.4	32.4	33.06
135	FF6	170	6.2	6.29	2013	28.4	32.4	33.06
136	FF7	170	5.68	5.64	2056	29.4	33.6	32.26
137	FF7	170	6.7	6.65	2057	29.4	33.6	32.26
138	FF8	170	5.93	5.9	2052	30.7	32.4	31.64
139	FF8	170	6.22	6.17	2059	30.7	32.4	31.64
140	FF9	170	6.47	6.49	2036	30.4	30.2	32.31
141	FF9	170	5.98	6	2035	30.4	30.2	32.31
142	FF10	170	5.68	5.62	2064	32.2	30.4	32.23
143	FF10	170	5.98	5.9	2070	32.2	30.4	32.23
144	FF11	170	5.73	5.88	1990	31.5	32	31.85
145	FF12	170	6.47	6.63	1993	33.5	32	31.61
146	FF12	170	6.37	6.53	1992	33.5	32	31.61
147	FF13	170	6.33	6.6	1958	31.5	30.2	32.09
148	FF13	170	5.81	6.05	1961	31.5	30.2	32.09
149	FF14	170	5.87	6.14	1952	31.8	33	31.91
150	FF14	170	6.03	6.3	1954	31.8	33	31.91
151	BF1.2	90	25.3	25	2067	29.5	31	30.6
152	BF1.4	90	24.4	24.2	2059	29.5	31	31.2
153	BF1.6	90	26.1	26	2050	29.5	31	31.2
154	BF2.6	90	29.5	29.4	2049	29.5	31	31.1
155	BF1.9	30	31.22	31	2056	29.5	31	31.2
156	BF1.10	60	30.1	29.75	2066	29.5	31	31.2
157	DF1.3	90	21.7	21.7	2042	32.1	31	30.9
158	DF1.4	90	25.3	25	2067	31.9	32.3	30.9
159	DF2.2	90	27.4	27.3	2049	32.2	30.55	30.6
160	DF2.3	90	23.3	23.1	2060	32.2	30.5	30.6
161	DF3.3	90	23	22.9	2051	31.4	32.5	27.9
162	DF3.4	90	27.2	27.2	2042	31.4	32.5	27.9

163	DF4.3	90	22.7	22.52	2058	33.8	32.7	30.3
164	DF4.4	90	24	23.7	2068	33.8	32.7	30.3
165	YF1.1	66.7	29.38	28.6	2098	31.5	30.3	30.1
166	YF1.2	66.7	26.93	26.2	2099	31.5	30.3	30.1
167	YF1.3	66.7	27.08	26.3	2103	31.5	30.3	30.1
168	YF1.4	66.7	26.44	25.7	2101	31.5	30.3	30.1
169	YF1.5	66.7	26.93	26.2	2099	31.5	30.3	30.1
170	YF1.9	66.7	27.42	26.7	2097	31.5	30.3	30.1
171	YF1.10	66.7	29.8	29	2098	31.5	30.3	30.1
172	YF1.11	66.7	26.93	26.2	2099	31.5	30.3	30.1
173	YF1.12	66.7	27.9	27.2	2095	31.5	30.3	30.1
174	YF1.13	66.7	28.21	28.1	2050	31.5	30.3	30.1
175	YF2.1	66.7	26.98	26.9	2048	29.4	28.6	29.1
176	YF2.2	66.7	26	25.9	2050	29.4	28.6	29.1
177	YF2.3	66.7	24.48	24.4	2049	29.4	28.6	29.1
178	YF2.4	66.7	26.34	26.2	2053	29.4	28.6	29.1
179	YF2.5	66.7	25.71	25.6	2051	29.4	28.6	29.1
180	YF2.9	66.7	25.46	25.2	2063	29.4	28.6	29.1
181	YF2.10	66.7	26.49	26.3	2057	29.4	28.6	29.1
182	YF2.11	66.7	26.84	26.6	2060	29.4	28.6	29.1
183	YF2.12	66.7	28.4	28.1	2064	29.4	28.6	29.1
184	YF3.1	87.7	19	18.9	2053	29.4	31	30.7
185	YF3.5	87.7	19.05	18.9	2058	29.4	31	30.7
186	YF3.6	87.7	20.86	20.7	2058	29.4	31	30.7
187	YF3.7	87.7	19.39	19.2	2062	29.4	31	30.7
188	YF3.8	87.7	20.17	20	2059	29.4	31	30.7
189	YF3.12	87.7	22.38	22.2	2059	29.7	30.2	30.5
190	YF4.5	87.7	22.33	22.2	2054	29.7	30.2	30.5
191	YF4.6	87.7	23.65	23.6	2046	28.2	27.9	29.7
192	YF4.10	87.7	24.73	24.8	2036	28.2	27.9	29.7

In figura 6.3 se prezinta variabilitatea limitei de curgere a otelului profilelor IAP-150, determinata prin incercarea de tractiune

Variabilitatea limitei de curgere

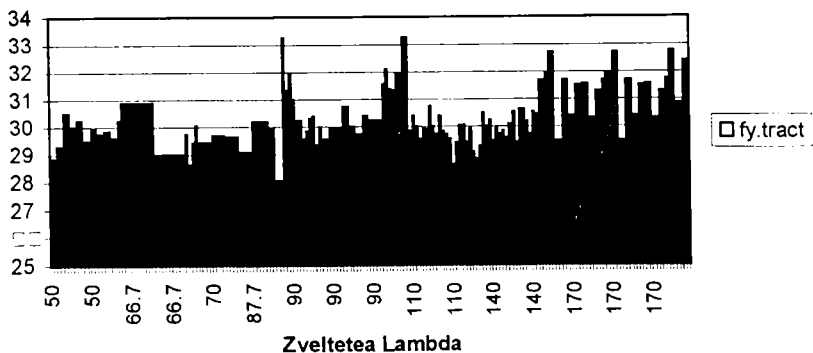


Figura 6.3 - Variabilitatea limitei de curgere determinata prin tractiune

In procesul de selectare a specimenelor care au zveltetea redusa inclusa in intervalul de cuplare ($\bar{\lambda}=0,85...1,075$) au fost identificate un numar de 86 specimene, a caror lista se prezinta mai jos, in tabelul 6.9

Tabelul 6.9 - Specimene incluse in intervalul de cuplare

FF31.6	FF36.7	DF3.1	FF24.4	FF30.2	DF3.4	YF1.12	YF3.1
FF32.6	FF37.3	DF5.1	FF25.2	FF30.6	DF4.3	YF1.13	YF3.5
FF33.7	FF37.4	BF1.8	FF25.4	BF1.2	DF4.4	YF2.1	YF3.6
FF34.7	FF37.6	BF2.1	FF26.2	BF1.4	YF1.1	YF2.2	YF3.7
FF35.2	FF37.7	FF21.2	FF26.6	BF1.6	YF1.2	YF2.3	YF3.8
FF35.3	FF38.3	FF21.4	FF27.2	BF2.6	YF1.3	YF2.4	YF3.12
FF35.6	FF38.4	FF22.2	FF27.6	DF1.3	YF1.4	YF2.5	YF4.5
FF35.7	FF38.6	FF22.4	FF28.2	DF1.4	YF1.5	YF2.9	YF4.6
FF36.2	FF38.7	FF23.2	FF28.6	DF2.2	YF1.9	YF2.10	YF4.10
FF36.3	DF4.1	FF23.4	FF29.2	DF2.3	YF1.10	YF2.11	
FF36.6	DF2.1	FF24.2	FF29.6	DF3.3	YF1.11	YF2.12	

Verificarea distributiei statistice log-normale ceruta de Anexa Z a EC.3 s-a efectuat pe marimea \bar{N}_{exp} , al carui sens a fost explicat anterior. Studiul distributiei se face divizand progresiv domeniul care include sirul valorilor ordonate $\ln(\bar{N}_{exp})$ intr-un numar crescator de 3-17 intervale si observand repartitia frecventelor absolute ale valorilor pe aceste intervale. Valorile acestor frecvente absolute sunt prezentate in tabelul 6.10

Tabelul 6.10 - Distributia frecventelor absolute ale marimii $\ln(\bar{N}_{exp})$ pe intervale

	3 int	4 int	5 int	6 int	7 int	8 int	9 int	10 int	11 int	12 int	13 int	14 int	15 int	16 int	17 int
int-1	20	14	10	9	6	5	5	3	3	3	3	3	3	3	3
int-2	19	17	13	11	11	10	7	7	7	6	3	3	2	2	2
int-3	47	15	12	11	8	7	8	7	7	5	6	5	5	5	4
int-4		40	13	8	10	9	6	6	5	6	7	6	5	5	3
int-5			38	26	8	7	8	8	8	5	3	5	5	4	5
int-6				21	29	9	5	4	5	6	6	3	4	3	4
int-7					14	28	9	5	4	4	5	6	5	3	4
int-8						11	27	8	8	4	2	4	4	6	5
int-9							11	27	25	7	5	3	2	3	3
int-10								11	10	15	7	5	4	2	2
int-11									4	15	19	5	4	4	3
int-12										10	13	24	6	6	3
int-13											7	8	23	12	6
int-14												6	7	14	11
int-15													7	8	14
int-16														6	8
int-17															6
MOD-1	39	46	48	39	43	38	39	40	39	39	40	38	39	38	38
MOD-2	47	40	38	47	43	48	47	46	47	47	46	48	47	48	48

Din tabelul prezentat se distinge o structura bi-modala, in care primele 39 de valori de pe sirul ordonat $\ln(\bar{N}_{exp})$ corespund modului 1 iar urmatoarele 47 de specimene corespund modului 2. Mai jos se prezinta histogramele frecventelor absolute aferente structurii modale adoptate:

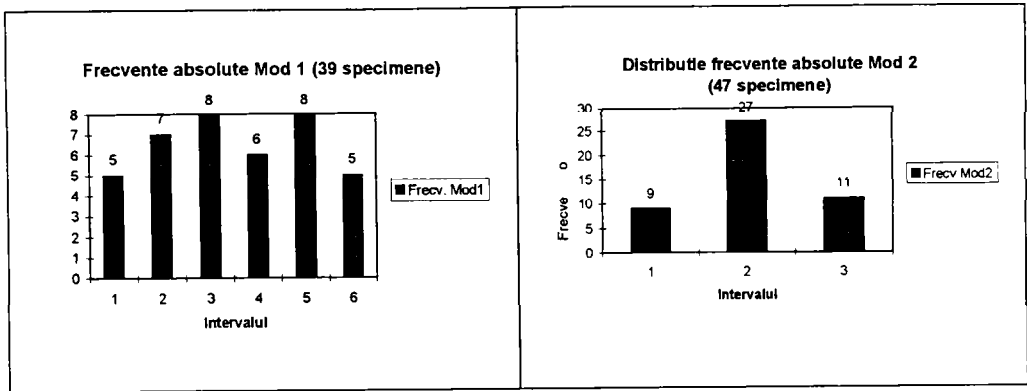


Figura 6.4 - Distributia frecventelor absolute pe moduri

In urma testarii initiale a corelatiei dintre valorile rezistentei la compresiune determinate cu modelul teoretic (r_{ti}) si valorile rezistentei la compresiune determinate pe cale experimentală (r_{ei}), separat pe cele doua moduri detectate, rezulta valori foarte scazute ale coeficientului de corelatie ($\rho \ll 1$). Ameliorarea corelatiei se face prin ordonarea valorilor (b_i) si eliminarea pe rand a unor valori incepand de la extremitatile sirului valorilor ordonate, ceea ce conduce la cresterea continua a coeficientului (ρ). Extremitatea relevanta pentru aplicarea acestui procedeu se identifica prin incercari. In urma aplicarii procedurii descrise:

- pe modul statistic 1, din 39 de specimene raman 20 de specimene, atingandu-se coeficientul de corelatie $\rho=0,82$.
- pe modul statistic 2, avand initial 47 de specimene, prin eliminarea de la o extremitate rezulta un bloc masiv de specimene, reprezentand de fapt un al treilea mod, identificat pe criteriul corelatiei. In cadrul modului 2 propriuzis raman 24 de specimene, prezentand un coeficient de corelatie $\rho=0,92$
- blocul nou izolat de specimene, corespunzator modului 3, s-a testat din punct de vedere al distributiei si al corelatiei, aplicandu-se cateva eliminari, dupa care raman un numar de 14 specimene, prezentand un coeficient de corelatie $\rho=0,86$.

Trecerea prin "filtrul corelatiei" impus de Anexa Z a produs, asa cum se observa, pierderi destul de importante in ceea ce priveste numarul de specimene, din totalul initial de 86 specimene incluse in intervalul de cuplare, ramanand un numar de 58 de specimene in cele trei moduri insumate. In orice caz, valorile initiale, extrem de scazute ale coeficientului " ρ " nu ar fi permis continuarea aplicarii procedurii prescrise, iar trecerea la noua structura modala este singura cale de a depasi acest impas. Continuarea se face in ideea ca loturile ramase in lucru includ oricum majoritatea specimenelor si deci, este firesc ca acestea sa constituie principalul mediu de calibrare (este firesc ca majoritatea specimenelor sa dicteze tendinta principala sau "trendul")

Cauzele corelatiei initiale extrem de scazute trebuiesc cautate in primul rand, in variabilitatea extrem de ridicata a valorilor experimentale sigma -ultim, ca si a valorilor limitei de curgere (vezi fig. 6.3), care produc o variabilitate excesiva la nivelul perechilor r_{ei} - r_{ti} alterand corelatia.

O alta cauza a alterarii corelatiei ar putea fi faptul ca autorii curbelor europene de flambaj au trasat aceste curbe (modelate ulterior cu buna fidelitate prin ecuatiile Ayrton-Perry) utilizand valoarea "fy.cupon", in timp ce modelul teoretic propus de autor utilizeaza, in conformitate cu prevederile

Eurocode 3 referitoare la determinarea rezistentelor de calcul, valoarea “fy.tractiune”, in medie mai mica cu circa 15-20 % decat fy.cupon.

Deasemenea, examinand sirul arilor sectiunilor transversale determinate pe cale experimentală (A.exp), se constata , asa cum se arata si in [6.5], o variabilitate a valorilor acestora peste limitele prescrise de norme

Rezultatele calibrarilor coeficientului eroziunii ψ , efectuate separat pe cele trei moduri identificate cu ajutorul procedurii propuse, sunt prezentate in tabelul 6.11

Tabelul 6.11 - Rezultatele calibrării coeficientului ψ la profile IAP-150

Modul nr:	Nr. Specim pe mod (n_i)	Coef. de corel. (ρ)	Coef. de var. (V_r)	Cor. Val medii (\bar{b})	Coef. de sigur. (γ_M)	Val. Calibr coef (ψ)
1	20	0,817	0,114	1,096	1,1834	0,350
2	24	0,892	0,109	1,070	1,1698	0,165
3	14	0,864	0,108	1,087	1,1720	0,337

Calibrarea s-a condus in conformitate cu cele descrise in cadrul capitolului 5. In figura 6.5 se prezinta diagramele de corelare intre numarul de rapoarte “b.i” inclus in intervalul de siguranta [1,0... γ_M] si valorile coeficientului eroziunii “ ψ ”, cu marcarea valorii calibrate ψ_i , aferente optimului modelului.

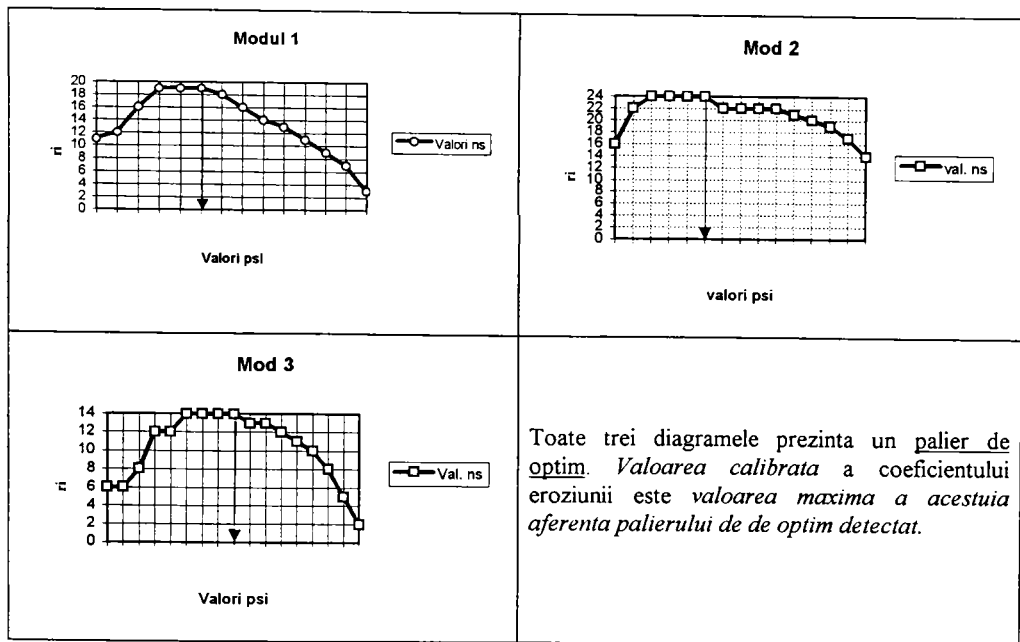


Figura 6.5 - Diagramele $n_s - \psi$ pe moduri statistice

Valoarea finala calibrata a coeficientului eroziunii “ ψ ” se determina ca medie ponderata a valorilor corespunzatoare celor trei moduri prezentate mai sus, functie de numarul de specimene inclus in fiecare mod:

$$\psi_c = \frac{\sum_{i=1}^3 n_i \cdot \psi_i}{\sum_{i=1}^3 n_i} = \frac{1}{n} \cdot \sum_{i=1}^3 n_i \cdot \psi_i = \frac{1}{58} (20 \cdot 0,350 + 24 \cdot 0,165 + 14 \cdot 0,337) = 0,270 \quad (6.32)$$

Valoarea rezultanta pentru coeficientul generalizat al imperfecțiunilor “ α ” se determina cu relatia de legatura introdusa anterior pentru cazul profilelor laminate grele:

$$\alpha = \frac{\psi^2}{0,8(1-\psi)} = \frac{0,27^2}{0,8(1-0,27)} = 0,125 \quad (6.33)$$

Rezultatul obtinut incadreaza profilele laminate franceze dublu T, tip IAP-150, pe curba de flambaj “a” ceea ce contravine incadrarii actuale a acestor profile (pe curba de flambaj “b”). Oricum, in cadrul lotului experimental utilizat pentru calibrare exista un bloc masiv de specimene pentru care rezultatele determinarilor experimentale sunt extrem de optimiste (chiar excesiv de optimiste si care “trag” in mod artificial rezultatul final catre curba “a”) A se observa ca in procesul de verificare a corelatiei, acest bloc s-a separat in mod natural, asa cum s-a aratat mai sus el identificandu-se in tabelul 6.11 cu modul nr.2. Daca s-ar elimina acest mod pe considerentul unei eroziuni nenatural de mici si s-ar lucra doar cu modul nr.1 si modul nr.3, valoarea calibrata a coeficientului eroziunii ar rezulta:

$$\psi_c = \frac{1}{n} \cdot \sum_{i=1}^3 n_i \cdot \psi_i = \frac{1}{34} (20 \cdot 0,350 + 14 \cdot 0,337) = 0,345 \quad (6.34)$$

conditii in care valoarea coeficientului imperfecțiunilor devine:

$$\alpha = \frac{0,345^2}{0,8(1-0,345)} = 0,227 \quad (6.33)$$

valoarea care ar incadra profilele IAP-150 pe curba “b”, concluzie la care au ajuns in final, pe alte cai, autorii curbelor europene de flambaj (*de observat totusi ca eliminarea modului 2 are un caracter arbitrar !*)

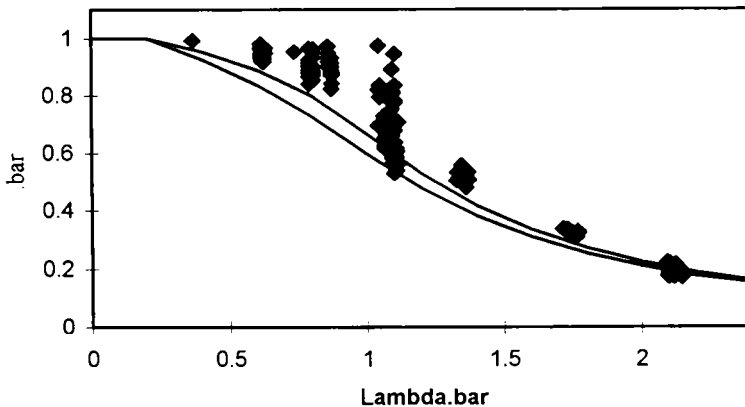


Figura 6.6 - Amplasare puncte experimentale fata de curbele “a” si “b”

In figura 6.6 se prezinta pozitia relativa a tuturor punctelor reprezentand valorile (\bar{N}_{exp}) aferente specimenelor lotului IAP-150, in raport cu curbele de flambaj “a” si respectiv “b”.

Asa cum se poate observa pe figura, punctele se situeaza in mare majoritate deasupra curbei "a" (dupa cum indica de altfel si rezultatele calibrarii) cu exceptia unui grup de specimene situate in zona $\bar{\lambda}=1$, care coboara chiar sub curba "b".

Mai este vizibil un grup de specimene situat sub curba "b" care inasa este amplasat dincolo de zona zveltetilor reduse uzuale de bara ($\bar{\lambda} > 2,0$)

O concluzie finala se poate trage din calibrarea directa a coeficientului generalizat al imperfectiunilor " α " pe intreg lotul de specimene IAP-150, utilizand metoda propusa. Deoarece in acest mod se iese in afara limitelor intervalului de cuplare a instabilitatilor, relatia de legatura alfa-psi nu mai este valabila, iar calibrarea se face direct pe coeficientul alfa (nu se mai lucreaza prin intermediul coeficientului eroziunii psi). Rezultatele aplicarii procedurii de calibrare in acest mod se prezinta in tabelul 6.12.

Tabelul 6.12 - Rezultatele calibrarii direct prin α , pe intreg lotul de profile IAP-150

Modul nr.	Numar specim.	Coef. de corel (ρ)	Coef. de var. (V_r)	Cor. Val. Medii (\bar{b})	Coef. de sigur. (γ_M)	Val. Calibr coef. (α)
1	192	0,977	0,152	1,068	1,2351	0,130

In figura 6.7 se prezinta diagrama de dependenta (alfa-ns), diagrama care exprima in mod sintetic rezultatul procesului de calibrare.

Lot integral IAP-150 (192 specimene)

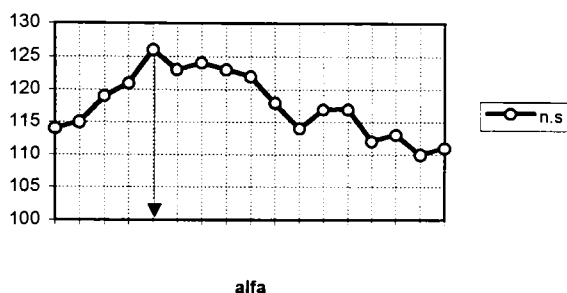


Figura 6.7 - Diagrama de dependenta $\alpha - n_s$

Puncte situate sub curba "a" pe zvelteti

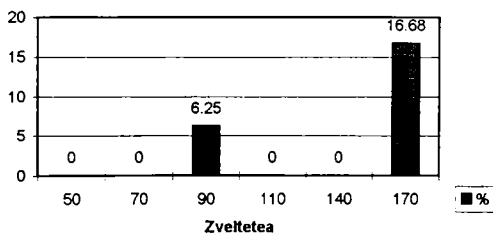


Figura 6.8 - Procentul de puncte situate sub curba "a" pe zvelteti de bara

Asa cum se poate constata din examinarea figurii 6.7, rezulta pentru coeficientul alfa valoarea calibrata $\alpha=0,13$ ceea ce confirma in mod categoric rezultatele calibrarii efectuate cu procedura

propusa pe baza metodei ECBL. Evident ca, datorita imprastierii valorilor \bar{N}_{exp} unele puncte se situeaza sub curba "a". Procentul acestor puncte din total specimene, defalcat pe zvelteti, se prezinta in figura 6.8.

Din examinarea acestei figuri se observa ca de fapt, marea majoritate a punctelor ce prezinta abateri fata de curba "a" (adica 16.68 % din total specimene) apartin domeniului zveltetilor putin uzuale ($\lambda=170$) in timp ce in domeniul zveltetilor uzuale prezinta abateri doar 6,25% din totalul punctelor, procentaj practic neglijabil.

Este deasemenea edificator de constatat ordinul de marime al acestor abateri, calculandu-l in procente din valoarea ordonatei respective a curbei "a" (N_a) cu formula:

$$\Delta\% = \frac{\bar{N}_{exp} - \bar{N}_a}{N_a} \cdot 100 \quad (6.34)$$

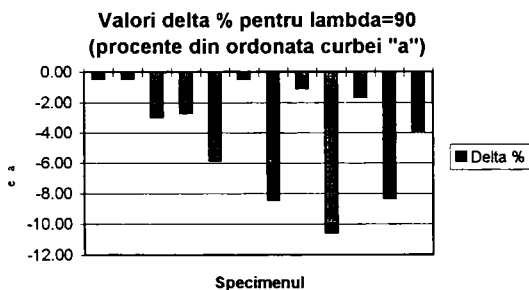


Figura 6.9 - Abateri delta % pentru lambda=90

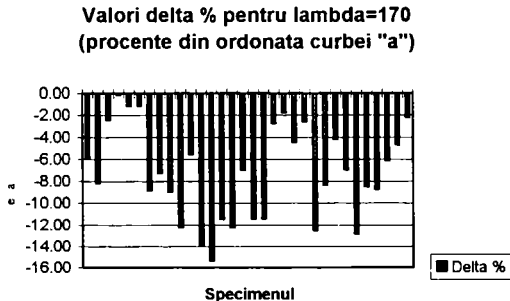


Figura 6.10 - Abateri delta % pentru lambda =170

Examinand figurile 6.9 si 6.10 se constata cu claritate ca *abaterea marii majoritati a punctelor situate sub curba de flambaj "a" este de un ordin de marime practic neglijabil*. Putinele puncte prezentand abateri procentuale mai mari pot fi considerate de categoria *abaterilor grosiere* si ignorate in cadrul acestei analize.

Pe baza celor aratate mai sus, rezulta asadar ca valorile masurate experimental aferente lotului de profile IAP-150 situeaza in mod clar acest lot pe curba de flambaj "a" si nu pe curba de flambaj "b" asa cum l-ar situa clasificarea in vigoare. De mentionat ca aceasta concluzie se trage pe baza unei calibrari cu coeficient de siguranta $\gamma_M=1,235$ ceea ce o plaseaza in mod evident in domeniul rezultatelor securitare!

6.2.3 Lotul de profile IPE-160

Este un lot alcătuit din profile laminate cu secțiune dublu T și înălțimea de 160 mm, provenind din diverse țări europene (asa cum s-a arătat anterior), la constituirea lotului existând intenția de a crea o imagine cât mai veridică a produselor vehiculate pe piața europeană a construcțiilor metalice. Dimensiunile secțiunii transversale corespund gamei de secțiuni europene moderne, cu talpi late, de mare eficiență atât în lucrul la solicitarea de compresiune cât și la solicitarea de încovoiere. Comisia 8 a CECM a ales în mod special acest tip de secțiune transversală, relativ redusă, din condiții de forță capabilă (pană la 1000 tf) a preselor de care se dispunea la momentul respectiv în cadrul laboratoarelor europene angrenate. [O componentă a programului experimental incluzând profilele cu talpi late tip HEM-340 de proveniență europeană, speciale pentru execuția stălpilor, a fost preluată în 1967 de Fritz Laboratory de la Lehigh University -USA, care dispunea de o presă de 3000 tf, cu înălțimea liberă între platane de 12 m !]

De menționat de asemenea că o parte dintre profilele dublu T cu înălțimea de 160 mm (specimenele la care codul începe cu inițialele "YY") este reprezentată de profile IPN-160 de fabricație iugoslavă, parte a programului experimental iugoslav inclus în programul european.

În cadrul tabelului 6.13 se furnizează datele primare aferente lotului experimental accesibil autorului acestei teze. Din totalul de 231 de specimene IPE-160 încercate în cadrul programului european, s-au obținut date primare asupra măsurătorilor efectuate pentru 220 de specimene, plus 36 de specimene IPN-160 de fabricație iugoslavă. Codurile specișenelor respectă aceeași simbolistică cu cea descrisă la începutul paragrafului anterior cu mențiunea suplimentară ca inițialele "NLF" corespund specișenelor olandeze.

Tabelul 6.13 - Date primare aferente lotului de profile IPE / IPN-160

Nr.crt	Cod spec	Lambda	Sigma.u.nom [daN/mm ²]	Sigma.u.exp [daN/mm ²]	A.exp [mm ²]	fy-1.tr [daN/mm ²]	fy-2.tr [daN/mm ²]	fy.cupon [daN/mm ²]
1	FF29.2	55	25.37	25.61	1991	28.8	29.3	29.4
2	FF27.5	55	27.86	27.63	2027	29.1	28.8	27.7
3	FF28.5	55	26.81	26.47	2036	28.8	28.3	30.1
4	FF2.5	55	26.99	27.22	1993	24.2	25.2	31.8
5	FF4.2	55	26.99	27.24	1992	27.4	25.5	31.9
6	FF5.5	55	26.74	27.62	1946	26.9	27.5	32.6
7	FF8.5	55	26.48	26.86	1982	25	22.8	30
8	FF10.2	55	28.1	28.12	2009	27.3	27.3	31.1
9	FF11.5	55	30.09	29.98	2017	27.5	27.1	32.4
10	FF14.5	55	25.74	25.84	2002	26.8	26.9	29.3
11	FF16.2	55	25.49	25.58	2003	25.7	26.4	30.7
12	FF17.5	55	27.86	27.83	2012	22.8	23.5	30.2
13	FF20.5	55	31.09	31.69	1972	29.7	26.6	35.4
14	FF22.2	55	29.35	30.89	1910	26.4	30.5	33.6
15	FF23.5	55	30.34	31.5	1936	29.1	29.5	34.4
16	FD1.2	55	29.6	29.06	2047	28.7	30.1	32.8
17	FD3.6	55	29.85	29.28	2049	25.5	26.9	31
18	FI-5.2	55	25.24	25.96	1954	27.3	27.2	30.6
19	FI-3.5	55	25.74	25.34	2042	27.2	27.3	28.5
20	FI-7.2	55	28.48	24.88	2301	28.9	27.6	30.5
21	FI-9.7	55	29.6	26.55	2241	26	29.6	30.4
22	FAu2.5	55	23.63	23.21	2046	24.6	23.1	29.3
23	FAu5.2	55	24.62	24.02	2060	25.2	24.3	29.2
24	FAu3.5	55	28.35	27.34	2084	27.6	24.7	32.3
25	FB2.5	55	35.07	32.13	2194	22.6	23.9	34.7
26	FB5.2	55	34.82	31.9	2194	25.3	25.5	35.1
27	FB3.5	55	24.37	24.98	1961	25.6	25.4	29

28	FI-14.2	55	29.35	28.44	2074	29.3	29.3	25.1
29	FI-13.1	55	25.12	23.54	2145	26.8	26.3	30.2
30	FI-2.5	55	27.61	27.66	2006	29.4	27.8	30.2
31	FF30.2	75	23	23.19	1994	29.6	29.4	30.9
32	FF26.2	75	22.6	22.31	2036	28.1	29.2	26.5
33	FF29.4	75	22.63	22.85	1991	28.8	29.3	29.4
34	FF1.2	75	21.01	21.06	2005	25.9	25.1	33.4
35	FF4.4	75	18.9	19.08	1991	28.4	25.6	31.9
36	FF6.2	75	19.9	20.4	1961	21.7	24.6	32.4
37	FF7.2	75	20.89	21.28	1973	24.1	20.8	28.4
38	FF10.4	75	22.13	22.15	2008	22.2	26.4	31.4
39	FF12.2	75	28.88	23.65	2454	27.4	29.5	32.6
40	FF13.2	75	22.13	22.25	1999	25	25.9	29.9
41	FF16.4	75	22.26	22.34	2003	26.7	27.3	30.7
42	FF18.2	75	24.37	24.36	2011	21.6	23.8	30.3
43	FF19.2	75	23.13	23.54	1975	32	31.6	35.6
44	FF22.4	75	21.89	23.63	1862	27.7	28.7	33.6
45	FF24.2	75	24.5	25.46	1934	30.5	30	34.4
46	FD3.3	75	24.62	24.15	2049	25.5	26.9	31
47	FD5.4	75	19.15	19.39	1985	24.5	25.3	28.9
48	FI-1.2	75	26.61	27.17	1969	27	26.4	29.5
49	FI-5.4	75	22.38	22.55	1995	27.7	27.8	30.6
50	FI-6.2	75	25.99	25.09	2082	27	28.6	29.7
51	FI-9.3	75	23.13	20.74	2242	26	29.6	30.4
52	FI-10.4	75	24.87	22.26	2246	28.5	27.6	30.3
53	FA1.2	75	20.89	20.21	2078	26.5	27.3	27.4
54	FA5.4	75	20.89	20.38	2060	25.2	24.6	29.2
55	FA6.2	75	28.1	27.26	2072	27.2	27.4	33
56	FB1.2	75	20.77	21.21	1968	24.5	20.5	34.7
57	FB5.4	75	28.1	25.78	2191	26.1	25.8	35.1
58	FB6.2	75	25.49	25.01	2049	25.2	26.6	30.8
59	FI-12.3	75	26.36	24.44	2168	27.2	27.2	26.9
60	FI-13.5	75	24.37	22.84	2145	26.8	26.3	30.2
61	FF	95	17.28	17.38	1998	28.2	29.2	29
62	FF	95	16.79	16.74	2016	28.9	28.3	30.1
63	FF	95	17.78	17.74	2015	28.9	28.3	30.1
64	FF	95	18.4	18.44	2006	28.2	29.2	29
65	FF	95	18.65	18.69	2006	28.2	29.2	29
66	FF30.6	95	17.66	17.8	1994	29.6	29.4	30.9
67	FF30.4	95	18.78	18.93	1994	29.6	29.4	30.9
68	FF25.2	95	19.9	19.91	2009	29.1	29.4	28.5
69	FF26.4	95	17.91	17.94	2007	28.1	29.2	26.5
70	FF1.4	95	18.9	18.94	2006	25.9	25.1	33.4
71	FF3.2	95	15.79	15.83	2005	27.3	26.9	33.1
72	FF6.4	95	17.28	17.72	1960	21.7	24.6	32.4
73	FF7.4	95	16.54	16.85	1973	24.1	20.8	28.4
74	FF9.2	95	18.78	18.94	1993	23.7	25.8	30.9
75	FF12.4	95	19.9	19.71	2029	27.4	29.5	32
76	FF13.4	95	18.4	18.5	1999	25	25.9	29.9
77	FF15.2	95	16.41	16.48	2001	26.8	26	30.2
78	FF18.4	95	18.4	18.39	2011	21.6	23.8	30.4
79	FF19.4	95	19.24	18.9	2046	32	31.6	36
80	FF21.2	95	18.4	18.66	1982	29	26.9	34.2
81	FF24.4	95	18.9	19.64	1934	30.5	30	34.4
82	FD3.5	95	18.65	18.3	2048	25.5	26.9	31

83	FD6.4	95	17.78	18.03	1982	24.5	25.3	28.8
84	FI-1.4	95	19.02	18.71	2043	27	28.4	28.5
85	FI-4.2	95	19.15	18.78	2052	27.2	27.8	29.7
86	FI-6.4	95	19.27	18.81	2081	27	28.8	29.9
87	FI-8.4	95	21.39	18.75	2293	28.3	28	31.5
88	FI-9.6	95	19.4	17.4	2241	28	29.8	30.4
89	FA1.4	95	17.53	18.98	2078	28.5	27.3	27.4
90	FA4.2	95	18.9	18.39	2068	28	25.8	29.2
91	FA6.4	95	21.01	20.39	2071	27.2	27.4	33
92	FB1.4	95	16.04	18.38	1988	24.5	20.5	34.4
93	FB4.2	95	19.9	19.48	2053	29.8	28.7	30.2
94	FB6.4	95	18.65	18.3	2048	25.2	28.8	30.8
95	FI-14.6	95	22.28	21.57	2074	29.3	29.3	25.1
96	FI-12.6	95	19.77	18.33	2188	27.2	27.2	28.9
97	FF30.2	95	22.84	22.21	2049	31.7	32.7	35
98	FF30.4	95	24.25	23.75	2052	31.7	32.7	35.07
99	FF30.6	95	22.51	22.04	2053	31.7	32.7	34.84
100	FF31.2	95	22.39	21.97	2048	31.7	32.8	35.15
101	FF31.4	95	23.51	23.08	2049	31.7	32.8	34.84
102	FF32.2	95	21.14	20.04	2120	31.7	32.9	35.17
103	FF32.4	95	24.83	23.44	2112	31.7	32.9	34.75
104	FF32.6	95	23.01	21.9	2112	31.7	32.9	35.86
105	FF33.2	95	22.84	21.52	2115	32.2	32.5	38.04
106	FF33.4	95	22.78	21.81	2117	32.2	32.5	35.23
107	FF34.2	95	22.14	21.43	2077	31.7	30.9	32.53
108	FF34.4	95	24.75	24.85	2002	31.7	30.9	33.9
109	FF34.6	95	22.14	21.4	2080	31.7	30.9	33.38
110	FF35.2	95	20.15	19.49	2078	31	30.5	33.9
111	FF35.4	95	21.89	21.28	2070	31	30.5	33.52
112	FF36.2	95	20.4	19.48	2107	33	32.2	35.02
113	FF36.4	95	22.79	21.77	2104	33	32.2	35.45
114	FF36.6	95	24	22.93	2104	33	32.2	35.35
115	FF37.2	95	22.14	21.18	2101	32.7	31.7	35.41
116	FF37.4	95	21.02	20.12	2100	32.7	31.7	35.14
117	FF7.6	105	14.27	14.54	1973	25	22.3	28.4
118	FF9.4	105	16.24	18.38	1993	23.7	23.3	31.4
119	FF10.6	105	18.04	18.05	2009	22.2	28.4	31.1
120	FF13.6	105	15.92	18	2000	28.8	28.9	24.9
121	FF15.4	105	15.42	15.48	2002	28.8	28	30
122	FF16.6	105	15.22	15.27	2003	28.7	27.3	30.7
123	FF19.6	105	14.82	14.32	1975	23.7	28.8	35.3
124	FF21.4	105	14.07	14.27	1982	29	28.9	34.2
125	FF22.6	105	13.33	13.39	1915	27.7	28.7	34.4
126	FD3.1	105	15.17	14.88	2049	25.5	28.9	31
127	FD6.2	105	13.58	13.77	1982	27	28.8	28.8
128	FI-1.6	105	15.37	15.11	2045	23.4	27.8	23.8
129	FI-4.4	105	14.8	14.49	2053	27.2	27.8	30.8
130	FI-5.6	105	14.22	14.33	1995	27.7	27.8	30.8
131	FI-8.2	105	19.85	17.22	2294	28.3	28	31.5
132	FI-9.1	105	15.77	14.4	2242	28	23.8	30.4
133	FA1.6	105	14.11	13.71	2089	24.8	23.7	27.4
134	FA4.4	105	14.22	13.84	2085	28	23.8	24.7
135	FA5.6	105	13.88	13.34	2081	25.2	24.8	24.7
136	FB1.6	105	16.21	16.58	1988	22.8	23.9	34.7
137	FB4.4	105	14.82	14.32	2052	23.8	28.7	30.7

138	FB5.6	105	15.82	14.49	2194	26.1	25.8	35.1
139	FI-11.2	105	16.26	15.85	2062	28.5	28.4	33.5
140	FI-12.1	105	16.01	14.85	2167	27.2	27.2	26.9
141	FF25.4	105	15.79	15.8	2009	29.1	29.4	28.5
142	FF29.6	105	15.54	15.69	1991	28.7	29.1	29.4
143	FF26.6	105	16.21	16.25	2005	28.1	29.2	26.5
144	FF1.6	105	16.26	16.3	2005	24.2	25.2	33.4
145	FF3.4	105	14.22	14.26	2004	27.3	26.9	32.7
146	FF4.6	105	15.44	15.59	1991	28.4	25.6	31.9
147	FF27.2	130	11.14	11.05	2026	29.1	28.8	27.7
148	FF28.2	130	11.04	10.98	2021	28.8	28.3	30.1
149	FF2.2	130	11.14	11.28	1985	24.2	25.3	31.8
150	FF5.2	130	10.24	10.68	1927	26.9	27.5	32.4
151	FF8.6	130	10.79	10.94	1982	25	22.8	30
152	FF11.2	130	11.19	11.15	2017	27.5	27.1	32.4
153	FF14.2	130	10.6	10.63	2004	26.8	26.9	29.3
154	FF17.2	130	10.64	10.63	2012	22.8	23.5	30.2
155	FF20.2	130	11.24	11.46	1971	29.7	26.6	35.4
156	FF23.2	130	9.9	10.27	1938	29.1	29.5	34.4
157	FD1.6	130	11.79	11.58	2046	28.7	30.1	32.8
158	FD5.1	130	10.44	10.57	1985	24.5	25.3	28.9
159	FI-2.2	130	11.29	11.31	2006	29.4	27.8	30.2
160	FI-3.2	130	11.54	11.36	2042	27.2	27.3	28.5
161	FI-7.6	130	14.07	11.29	2505	28.9	27.6	30.5
162	FI-10.1	130	11.4	9.97	2298	28.5	27.6	30.3
163	FA2.2	130	12.73	12.51	2045	24.6	23.1	29.3
164	FA3.2	130	11.84	11.43	2082	27.6	24.7	32.3
165	FB2.2	130	12.69	11.62	2195	22.6	23.9	34.7
166	FB3.2	130	11.94	12.23	1962	25.6	25.4	29
167	FI-11.4	130	9.85	9.6	2062	27.5	27.1	22.5
168	FI-13.2	130	12.43	11.65	2145	26.8	26.3	30.2
169	FF28.4	160	7.31	7.27	2021	28.8	28.3	30.1
170	FF27.4	160	7.26	7.2	2027	29.1	28.8	29.7
171	FF2.4	160	7.21	7.27	1993	24.2	25.2	31.8
172	FF5.4	160	6.76	6.98	1947	26.9	27.5	32.4
173	FF8.4	160	7.41	7.51	1983	25	22.8	30
174	FF11.4	160	7.71	7.68	2018	27.5	27.1	32.4
175	FF14.4	160	6.71	6.74	2001	26.8	26.9	29.3
176	FF17.4	160	7.11	7.1	2013	22.8	23.5	30.2
177	FF20.4	160	6.81	6.94	1972	29.7	26.6	35.4
178	FF23.4	160	6.66	6.92	1934	29.1	29.5	34.4
179	FD1.1	160	7.81	7.66	2049	28.7	30.1	32.8
180	FI-2.4	160	7.81	7.82	2007	29.4	27.8	30.2
181	FI-3.4	160	7.51	7.39	2043	27.2	27.3	28.5
182	FI-7.1	160	8.15	7.12	2301	28.9	27.6	30.5
183	FA2.4	160	7.86	7.72	2046	24.6	23.1	29.3
184	FB2.4	160	8.75	8.02	2193	22.6	23.9	34.7
185	FI-14.1	160	7.71	7.47	2075	29.3	29.3	25.1
186	FF	95	21.9	21.2	2076			
187	FF	95	22.1	21.2	2095			
188	FF	95	22.1	21.4	2076			
189	FF	95	22.1	21.4	2076			
190	FF	95	22.5	21.5	2103			
191	FF	95	22.6	21.8	2084			
192	FF	95	22.6	22	2065			

193	FF	95	22.8	22.2	2064			
194	FF	95	23.5	23.1	2045			
195	FF	95	24.6	23.4	2113			
196	FF	95	20.2	19.5	2082			
197	FF	95	20.2	19.5	2082			
198	FF	95	21	19.6	2154			
199	FF	95	21.1	19.7	2153			
200	FF	95	22.4	21.6	2084			
201	FF	95	22.8	21.9	2093			
202	FF	95	23	21.9	2111			
203	FF	95	24	23	2097			
204	FF	95	24.2	23.8	2044			
205	FF	95	24.7	24.2	2052			
206	IF1.1	95	19.2	18.7	2064	33.7	33	34.6
207	IF1.6	95	21.5	21.1	2048	33.7	33	34.3
208	IF2.1	95	19.8	18.6	2140	33.7	33	34.2
209	IF2.4	95	18.81	17.7	2136	36	35	35.4
210	IF2.6	95	19.65	18.5	2135	36	35	34.6
211	NLF1.2	102	21.5	20	2161	32.8	35.25	33
212	NLF1.4	102	18.25	17.3	2120	32.8	35.25	33
213	NLF1.6	102	21.5	20.1	2150	32.8	35.25	33
214	NLF2.2	102	22.2	21.5	2075	33.2	33.6	33
215	NLF2.4	102	17.25	16.7	2076	33.2	33.6	32.8
216	NLF2.6	102	19.9	19.3	2072	33.2	33.6	
217	NLF3.2	102	20.3	19.2	2125	36.8	33.6	32.9
218	NLF3.4	102	18	17	2128	36.8	33.6	33.7
219	NLF4.2	102	18	17.5	2067	34.65	32.8	33.6
220	NLF4.4	102	22.1	21.3	2085	34.65	32.8	32.8
221	YY3.2	44.2	26.31	26.9	1966	27.2	27.3	28.9
222	YY3.5	44.2	25.88	26.5	1963	27.5	27.3	28.9
223	YY3.8	44.2	26.31	26.9	1966	27.5	27.3	28.9
224	YY4.2	44.2	25.78	26.3	1970	26	26.1	28.9
225	YY4.5	44.2	25	25.5	1971	25.4	26.1	28.9
226	YY4.8	44.2	25.17	25.5	1984	26	26.1	28.9
227	YY5.3	44.2	26.31	26.6	1988	27.1	26.1	28.9
228	YY5.5	44.2	26.31	27	1959	27.5	27.8	28.9
229	YY5.9	44.2	27.15	27.8	1963	27.9	27.8	28.9
230	YY1.2	64.2	22.81	22.9	2002	27.4	27.6	27.5
231	YY1.5	64.2	23.11	23.3	1994	27.4	27.6	27.9
232	YY1.8	64.2	22.36	23.7	1896	27.4	27.6	27.9
233	YY2.2	64.2	23.46	24	1965	26.6	26.7	27.9
234	YY2.5	64.2	24.56	25.2	1959	27.6	26.7	27.9
235	YY2.9	64.2	25	25.6	1963	25.8	26.7	27.9
236	YY6.3	64.2	23.68	24.2	1967	27.2	27.7	27.9
237	YY6.5	64.2	23.24	23.9	1954	28	27.7	27.9
238	YY6.8	64.2	23.68	24.4	1951	28.4	27.7	27.9
239	YY1.1	84.3	20.61	21.1	1963	27.4	27.6	
240	YY1.4	84.3	21.05	21.6	1959	27.4	27.6	
241	YY1.7	84.3	22.37	22.9	1963	27.4	27.6	
242	YY2.1	84.3	20.61	21.1	1963	26.6	26.7	
243	YY2.4	84.3	22.06	22.6	1962	26.6	26.7	
244	YY2.8	84.3	21.93	22.5	1959	26.6	26.7	
245	YY6.2	84.3	23.24	23.8	1963	27.2	27.7	
246	YY6.4	84.3	21.44	22	1959	27.2	27.7	
247	YY6.7	84.3	22.41	23	1958	27.2	27.7	

248	YY3.1	104.2	17.41	17.7	1977	27.5	27.3
249	YY3.4	104.2	20.01	20.4	1972	27.5	27.3
250	YY3.7	104.2	18.42	18.3	2023	27.5	27.3
251	YY4.1	104.2	16.93	17.2	1978	26	26.1
252	YY4.4	104.2	16.66	17	1970	26	26.1
253	YY4.7	104.2	16.66	16.9	1981	26	26.1
254	YY5.2	104.2	20	20.3	1980	27.5	27.8
255	YY5.4	104.2	20.06	21.2	1902	27.5	27.8
256	YY5.8	104.2	16.66	17	1970	27.5	27.8

In figura 6.11 se prezinta variabilitatea limitei de curgere a otelului din care sunt executate profilele IPE-160 iar in figura 6.12 se prezinta variabilitatea limitei de curgere a otelului din care sunt executate profilele IPN-160.

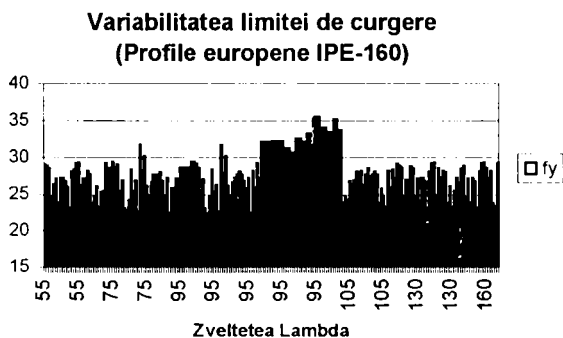


Figura 6.10 - Variabilitatea limitei de curgere determinata prin tractiune la IPE-160

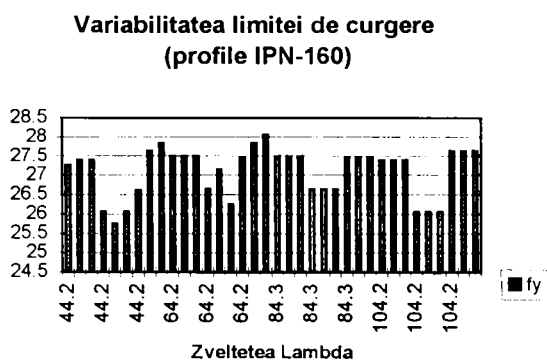


Figura 6.12 - Variabilitatea limitei de curgere determinata prin tractiune la IPN-160

In procesul de selectare a specimenelor IPE-160 cu zveltetea reduca de bara inclusa in intervalul de cuplare ($\bar{\lambda} = 0,85...1,075$) au fost identificate un numar de specimene, a caror lista se prezinta mai jos, in tabelul 6.14

Tabelul 6.14 - Specimene incluse in intervalul de cuplare

FF30.2	FF7.2	FF19.2	FI-5.4	FA6.2	FF(fara simb.)	FD6.4
FF26.2	FF10.4	FF22.4	FI-6.2	FB1.2	FF	FA1.4
FF29.4	FF12.2	FF24.2	FI-9.3	FB5.4	FF	FA4.2
FF1.2	FF13.2	FD3.3	FI-10.4	FB6.2	FF25.2	FI-14.6
FF4.4	FF16.4	FD5.4	FA1.2	FI-12.3	FF26.4	FI-12.6
FF6.2	FF18.2	FI-1.2	FA5.4	FI-13.5	FF7.4	

Din lotul de 41 specimene se elimina 4 specimene pentru care ($\sigma.u.exp > f_y.tract$) rezultand un lot de 37 de specimene util procedurii de calibrare.

Tabelul 6.15 - Distributia frecventelor absolute ale marimii $\ln(\bar{N}_{exp})$ pe intervale

	3 int	4 int	5 int	6 int	7 int	8 int	9 int	10 int	11 int	12 int	13 int
int-1	14	11	10	9	6	5	4	4	4	3	3
int-2	18	11	9	7	6	6	7	6	6	6	6
int-3	5	11	11	8	8	5	5	3	2	2	2
int-4		4	4	8	10	6	4	6	4	5	3
int-5			3	3	3	8	9	5	4	4	4
int-6				2	3	3	3	6	7	3	3
int-7					1	3	1	2	4	7	8
int-8						1	3	2	1	2	2
int-9							1	2	2	1	1
int-10								1	2	2	1
int-11									1	1	3
int-12										1	0
int-13											1

Verificarea distributiei statistice log-normale cerute de Anexa Z a EC.3 s-a efectuat pe marimea \bar{N}_{exp} . Studiul distributiei se face divizand progresiv domeniul care include sirul ordonat al valorilor $\ln(\bar{N}_{exp})$ intr-un numar cresactor de intervale si observand repartitia frecventelor absolute ale valorilor pe aceste intervale. Valorile acestor frecvente absolute sunt prezentate in tabelul 6.15. In urma examinarii tabelului se decide efectuarea calibrarii pe o structura uni-modala. Mai jos se prezinta o histograma a frecventelor absolute sugestiva pentru distributia adoptata.

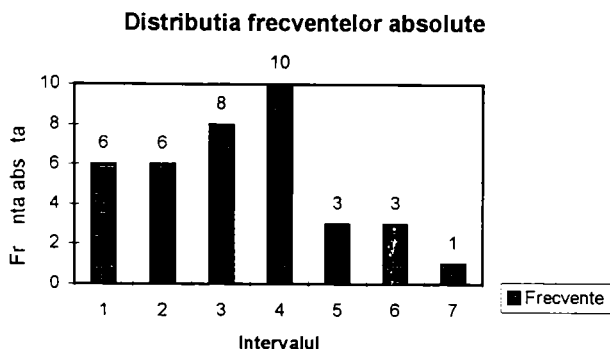


Figura 6.13 - Distributia frecventelor absolute la profile IPE-160

In urma testarii valorii coeficientului de corelatie pe lotul de 37 specimene, valoarea acestuia rezulta prea mica ($\rho < 0,9$) fiind necesara eliminarea de pe sirul ordonat al valorilor (b.i) a 6 specimene de la o extremitate pentru atingerea unei valori $\rho=0,88$. Pe lotul de 31 de specimene ramase se poate aplica procedura de calibrare propusa. Asa cum se poate constata, necesitatea satisfacerii conditiilor initiale de compatibilitate a condus la eliminarea a circa 25% din specimenele lotului initial inclus in intervalul de cuplare. Situatia este oarecum similara cazului profilelor IAP-150.

Rezultatul calibrarii coeficientului eroziunii cu procedura propusa este prezentat in tabelul 6.16

Tabelul 6.16 - Rezultatele calibrarii cu procedura ECBL pe lotul de profile IPE-160

Modul nr.	Numar specim.	Coef. de corel (ρ)	Coef. de var. (V_r)	Cor. Val. Medii (\bar{b})	Coef. de sigur. (γ_M)	Val. Calibr coef. (ψ)
1	31	0,886	0,124	1,110	1,2026	0,310

Profile IPE-160: distributie unimodala

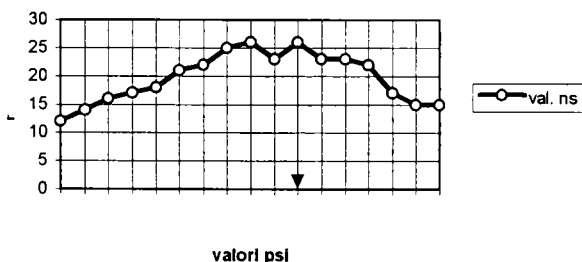


Figura 6.14 - Diagrama ($n, -\psi$) la profile IPE-160

In figura 6.14 se prezinta diagrama de corelare intre numarul de rapoarte (b.i) inclus in intervalul de siguranta $[1, \dots, \gamma_M]$ si respectiv valorile coeficientului eroziunii " ψ " cu marcarea valorii calibrate ψ_c aferente optimului modelului.

Valoarea calibrata a coeficientului generalizat al imperfectiunilor " α ", rezultat final al procedurii de calibrare, se determina cu relatia de legatura din teoria ECBL:

$$\alpha = \frac{\psi^2}{0,8(1-\psi)} = \frac{0,31^2}{0,8(1-0,31)} = 0,174 \quad (6.35)$$

Similar cazului profilelor IAP-150, valoarea obtinuta incadreaza profilele IPE-160 pe curba de flambaj "a", contrar incadrarii lor actuale pe curba "b".

In figura 6.15 se prezinta pozitia relativa a punctelor reprezentand valorile \bar{N}_{exp} aferente tuturor specimenelor lotului de profile IPE-160, in raport cu curbele de flambaj "a" si respectiv "b".

Urmarind pozitia norului punctelor experimentale fata de curbele de flambaj "a" si "b" din figura rezulta o tendinta de asezare mai favorabila a acestora dupa curba "b". Nu se pot trage insa concluzii definitive doar pe baza examinarii aspectului grafic (reprezentarea grafica este doar orientativa, la o scara inadecvata, de multe ori ea "furand" ochiul). In cele ce urmeaza se face o analiza completa cu caracter numeric pentru a detecta curba de flambaj optima aferenta profilelor IPE-160.

Profile IPE-160

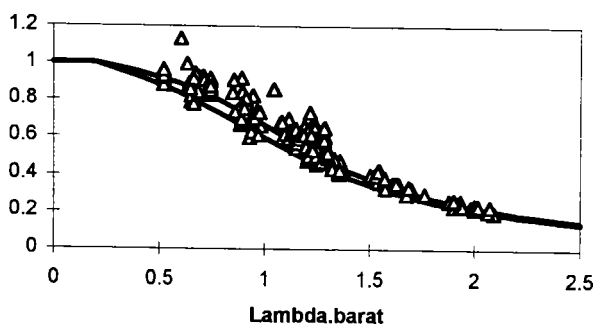


Figura 6.15 - Amplasare puncte experimentale fata de curbele "a" si "b"

Pentru a putea trage o concluzie finala se efectueaza o calibrare directa a coeficientului generalizat al imperfectiunilor " α " pe intreg lotul de specimene IPE-160 (nu doar pe lotul inclus in intervalul de cuplare). Deoarece in acest mod se iese in afara limitelor intervalului de cuplare, relatia de legatura (α - ψ) nu mai este valabila iar calibrarea se efectueaza direct prin intermediul coeficientului " α " (si nu prin intermediul coeficientului eroziunii " ψ " asa cum se procedeaza de regula). Rezultatele calibrarii se prezinta in tabelul 6.17

Tabelul 6.17 - Rezultatele calibrarii direct prin " α " pe intregul lot de profile IPE-160

Modul nr.	Numar specim.	Coef. de corel (ρ)	Coef. de var. (V_r)	Cor. Val. Medii (\bar{b})	Coef. de sigur. (γ_M)	Val. Calibr a coef. (α)
1	217	0,934	0,156	1,168	1,2424	0,180

In figura 6.16 se prezinta diagrama de dependenta (α -n.s), diagrama care exprima in mod sintetic rezultatul procesului de calibrare.

Lot integral IPE-160 (217 specimene)

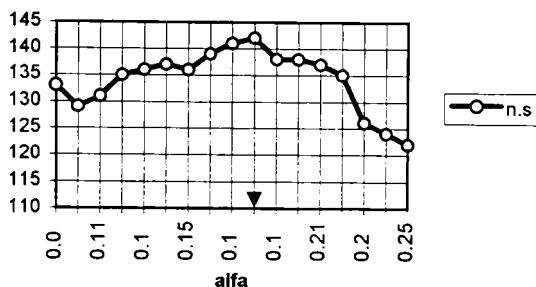


Figura 6.16 - Diagrama de dependenta (α -n.s) pentru intregul lot IPE-160

Cum prin calibrarea pe intreg lotul de profile IPE-160, rezulta pentru coeficientul generalizat al imperfectiunilor valoarea $\alpha=0,180$ (foarte apropiata de valoarea acestui coeficient obtinuta din

procesul de calibrare prin metoda ECBL) aplicarea propriu-zisa a metodei conduce la *concluzia incadrarii acestor profile pe curba "a"*.

Exista insa in cazul profilelor IPE-160 (asa cum se vede si din figura 6.15) o serie de puncte experimentale situate sub curba "a". Procentul acestor puncte din total specimene, defalcat pe zvelteti, se prezinta in figura 6.17.

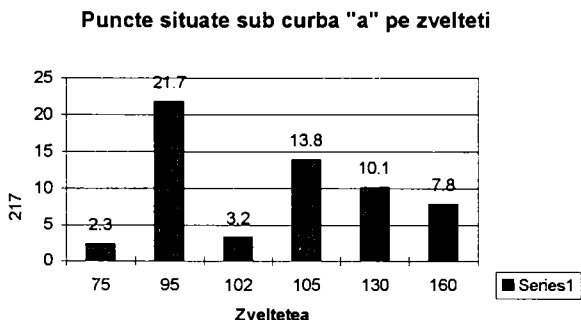


Figura 6.17 - Procentul de puncte situate sub curba "a" pe zvelteti de bara

La prima vedere, peste 50 % din specimene prezinta abateri care le situeaza sub curba de flambaj "a". Apare clar necesitatea efectuării unei analize a marimii acestor abateri, in mod separat pe zvelteti de bara, pentru a vedea daca unele abateri pot fi ignorate. Calculul valorii efective a abaterii ordonatei punctului respectiv fata de ordonata punctului corespunzator de pe curba "a" se determina in procente din valoarea acestei ultime ordonate cu ajutorul formulei (6.34).

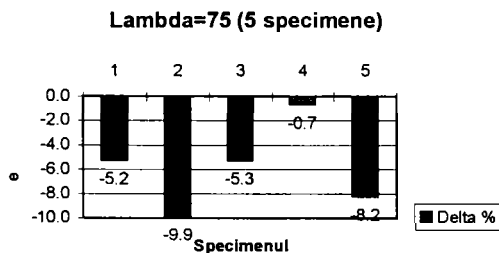


Figura 6.18 - Abateri delta % pentru lambda = 75

Profilele cu supletea 75 sunt foarte putin numeroase, iar nivelul abaterilor este scazut. Abaterile specimenelor cu aceasta suplete pot fi ignorate fara probleme.

Cel mai mare procent de abateri (21,7% din total profile) este prezentat de profilele cu zveltetea de 95, situate in domeniul uzual de proiectare (vezi figura 6.19). De observat insa ca nivelul marii majoritati a acestor abateri este redus, si anume:

- din totalul de 47 de specimene, 22 specimene prezinta abateri pana la 5%;
- 36 specimene prezinta abateri de pana la 11,5%
- nici un specimen nu prezinta abateri de peste 25%, grupul situandu-se integral in limita de siguranta, cu toate abaterile prezentate.

NOTA: Se va observa ca in urma calibrării a rezultat un coeficient de siguranta aferent acestui lot de profile egal cu $\gamma_M=1,2424$ care acopera abateri de circa 25% ale specimenelor. Mai mult, corectia

valorii medii rezulta $\bar{b} = 1,168$ Anterior s-a aratat ca aceasta reprezinta de fapt o siguranta suplimentara a modelului, iar coeficientul real de siguranta rezulta ca produs al celor doua valori.

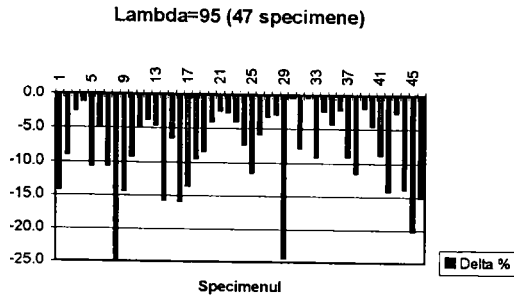


Figura 6.19 - Abateri delta % pentru lambda = 95

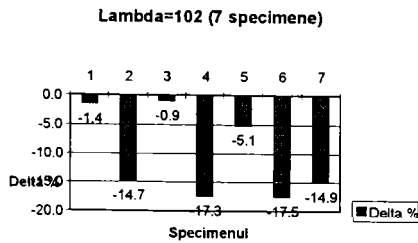


Figura 6.20 - Abateri delta % pentru lambda = 102

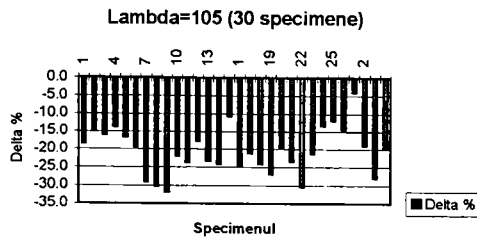


Figura 6.21 - Abateri delta % pentru lambda = 105

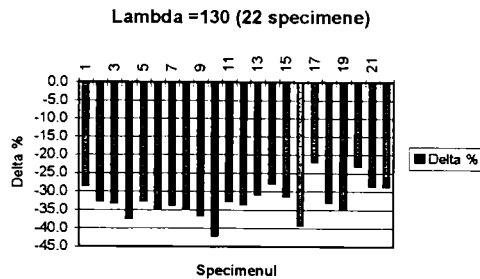


Figura 6.22 - Abateri delta % pentru lambda = 130

Lambda =160 (17 specimene)

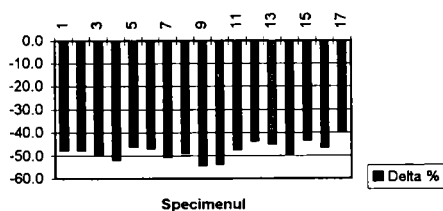


Figura 6.23 - Abateri delta % pentru lambda = 160

Fata de situatia abaterilor prezentate in figurile 6.19 -6.23 se pot trage urmatoarele concluzii:

- abaterile fata de curba de flambaj “a” cresc o data cu cresterea zveltetii λ atat numeric cat si valoric; in tabelul de mai jos se prezinta numarul de specimene situate sub curba “a” in cadrul fiecarei zvelteti (si nu din total specimene asa cum s-au prezentat mai sus in cadrul figurii 6.17):

Tabelul 6.18 - Specimene situate sub curba “a” in cadrul fiecarei zvelteti de bara

Valoarea zveltetii:	44,2	55	64,2	75	95	102	105	130	160
Nr. Specimene aferente	9	30	9	30	61	9	30	22	17
Specimene sub curba “a”	-	-	-	5	47	7	30	22	17

- din tabelul 6.18 se observa ca incepand cu zveltetea $\lambda=102$, practic toate specimenele se situeaza sub curba de flambaj “a”;
- in domeniul de zveltete pana la $\lambda=105$ inclusiv, valorile abaterilor se mentin sub nivelul de 20% din ordonata corespunzatoare a curbei “a”, multe dintre ele fiind de nivel insignifiant;
- incepand din zona valorii $\lambda=130$ nivelul abaterilor creste considerabil, variind intre 30% si 50%; se va remarca faptul ca in domeniul vizat prevaleaza modul de instabilitate “de bara” deci flambajul se produce prin incovoiere iar imperfectiunile de tip geometric au un rol preponderent in acest fenomen.
- cazul profilelor IPE-160 prezinta aspectul paradoxal si contradictoriu ca desi modelul Ayrton-Perry utilizat prezinta un optim din punct de vedere al sigurantei pentru $\alpha=0,18$ ceea ce incadreaza clar aceste profile pe curba de flambaj “a”, in zona de zveltetii $\lambda > 100$ toate punctele experimentale, pe toate zveltetile, coboara sub curba de flambaj mentionata. Se va remarca deasemenea ca procedura de calibrare si obtinerea valorii lui “ α ” indicata mai sus nu s-au realizat numai in punctul de cuplare a instabilitatilor (conform metodei ECBL) ci si aplicand procedura propusa pe intreg lotul disponibil. Deci concluzia calibrarii nu este de natura locala ci generală resimtindu-se un efect de “curba prea sus” in domeniul zveltetilor mari. Exista posibilitatea ca imperfectiunile de tip geometric, dominante in domeniul analizat, sa fie insuficient exprimate in cadrul imperfectiunii generalizate “ α ” de tip Robertson, modelul necesitand rectificari. Acelasi fenomen s-a constatat de altfel si la profilele IAP-150 (vezi figurile 6.6, 6.8 si 6.10) unde curba de flambaj pare sa se situeze “prea sus” depasind nivelul punctelor experimentale in domeniul zveltetilor mari ($\lambda=160$).

In contextul celor aratate mai sus, este interesant de analizat abaterile punctelor experimentale aferente lotului de specimene IPE-160 si fata de curba de flamba “b” care in conformitate cu actuala

clasificare valabila la nivel european, se declara a fi curba optima de flambaj pentru acest tip de profil laminat.

Tabelul care prezinta numarul de specimene cu abateri fata de curba definita, apartinand fiecarei zvelteti se da mai jos:

Tabelul 6.19 - Numar de specimene cu abateri fata de curba de flambaj "b"

Zveltetea	44,2	55	64,2	75	95	102	105	130	160
Total specimene pe zveltete	9	30	9	30	61	9	30	22	17
Specimene sub curba de flambaj	-	-	-	-	15	4	29	22	17

Este vizibil acelasi fenomen ca si in cazul curbei "a", de trecere a curbei de flambaj deasupra rezultatelor experimentale si de indepartare a acestuia de ele cu atat mai mult cu cat zveltetea este mai mare. In zona zveltetilor mari, toate specimenele raman sub curba (vezi tabelul 6.19).

Procentul de specimene situate sub curba de flambaj pe ansamblu lot experimental si respectiv pe valori de zvelteti se prezinta in fig. 6.24

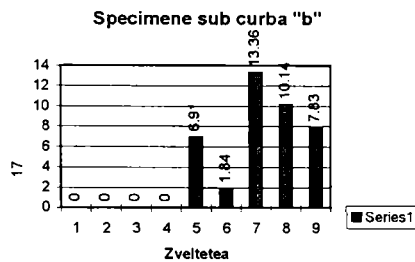


Figura 6.24 - Procente de specimene situate sub curba "b"

In cele ce urmeaza se prezinta variatia cu zveltetea a valorii abaterilor procentuale $\Delta\%$. Se va constata in seria de figuri care urmeaza, cum abaterea punctelor experimentale situate sub curba de flambaj creste pronuntat cu zveltetea evoluand de la 5-8% pana la 40-45% din valoarea ordonatei teoretice corespunzatoare, aferente curbei "b".

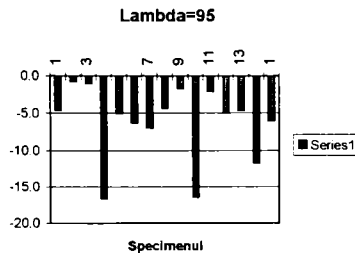


Figura 6.25 - Marimea abaterilor $\Delta\%$ pentru $\lambda=95$

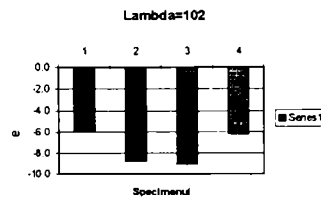


Figura 6.26 - Marimea abaterilor $\Delta\%$ pentru $\lambda=102$

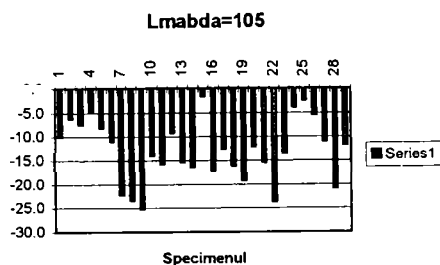


Figura 6.27 - Marimea abaterilor $\Delta\%$ pentru $\lambda=105$

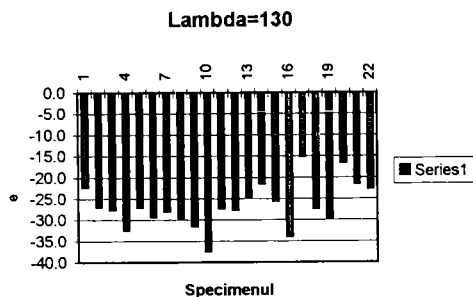


Figura 6.28 - Marimea abaterilor $\Delta\%$ pentru $\lambda=130$

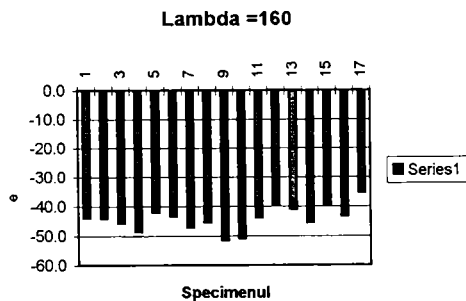


Figura 6.29 - Marimea abaterilor $\Delta\%$ pentru $\lambda=160$

Problema care se contureaza prin aparitia contradictiei mentionate mai sus intre optimul sigurantei detectat prin calibrare si pozitiile efective ale punctelor experimentale fata de curba de flambaj, fost "transata" simplu de autorii curbelor europene de flambaj prin adoptarea curbei "b" in loc de curba "a" pentru categoria de profile laminare in discutie (sectiunile dublu T laminate de tip IPE).

Evident, valorile determinate pe cale experimentală, reunite in cadrul loturilor cu care a lucrat autorul prezentei teze, reprezinta realitatea fenomenului natural, reprezinta un etalon pe care modelul teoretic utilizat il exprima mai mult sau mai putin perfect.

In cazul loturilor IAP-150 si IPE-160 a aparut SANSA DEOSEBIT DE RARA a existentei unui mare numar de specimene, distribuite practic pe toate zveltetile. In acest mod se poate observa fenomenul de "rotire" al curbei de flambaj cu centrul in punctul de coordonate $(\bar{\lambda} = 0,2; \bar{N} = 1)$, trecand deasupra specimenelor din zona zveltetilor medii spre mari si mari. Acest fenomen nu avea cum sa fie observat decat pe un asemenea lot mare si complet din punct de vedere al zveltetilor.

respectiv prin efectuarea unei analize a abaterilor de tipul celei efectuate de autor. Fenomenul este vizibil in cazul ambelor tipuri de profile (IAP-150 si IPE-160) loturile experimentale insumand impreuna circa 450 specimene deci permitand sa se traga o concluzie suficient de pertinenta din studiul lor.

Fenomenul observat nu tine de metoda de calibrare ci de ceea ce pare sa fie o deficienta a modelului Ayrton-Perry actual pentru domeniul zveltetilor mari. Pare sa fie necesara modificarea expresiei imperfectiunii generalizate, prin adoptarea unei expresii diferite a acesteia, care sa tina cont mai mult de rolul imperfectiunilor geometrice in domeniul zveltetilor medii si mari pentru a “cobora” curba de flambaj in domeniul respectiv proportional sau in orice caz progresiv cu zveltetea!

Este posibil ca modificarea practicata de Comisia 8 a CECM in anul 1976 prin “translatarea” curbelor de flambaj (trasate initial de autorii lor din punctul $\bar{\lambda} = 0$!) pentru inserarea in domeniul $\bar{\lambda} = 0..0,2$ a palierului de plasticitate aferent comportarii de tronson scurt, sa fi “impins” inspre zona valorilor experimentale aferente zveltetilor mari de bara portiuni impropriu de “inalte” ale acestor curbe.

Ori Maquoi si Rondal si-au conceput si si-au calibrat in anii 1978-1979 modelul analitic, inclusiv expresia introdusa de ei pentru imperfectiunea generalizata, prin optimizare cu metoda celor mai mici patrate, raportandu-se la curbele de flambaj ale CECM “translatate” conform celor aratate mai sus si nu direct la rezultate experimentale propriuzise. In acest mod este posibil si probabil sa fi preluat defectul de “rotire” in discutie, defect foarte greu observabil si detectabil numai prin comparare cu loturi mari de rezultate experimentale, de calitate adecvata, extinse pe tot domeniul de zvelteti dar mai ales in zona zveltetilor medii spre mari si mari.

In plus, aceeasi autori si-au efectuat optimizarea, asa cum se arata in [6.1] pe domeniul de zveltete redusa de bara $\bar{\lambda} = 0,5..1,6$ ceea ce lasa in afara analizei tocmai domeniul $\bar{\lambda} = 1,6...2,5$. Desigur ca acest domeniu nu este de interes pentru o proiectare practica a elementelor supuse solicitarii de compresiune. Cu toate acestea, el este categoric de interes pentru definirea si trasarea curbei de flambaj, deoarece, asa cum s-a vazut, tocmai in acest domeniu se produce si apare clar vizibil fenomenul mentionat. Acest fenomen exista de altfel si in zona zveltetilor medii incepand chiar cu $\bar{\lambda} = 0,2$ insa valorile deviatiei sunt foarte mici si pot fi neglijate (ele evoluand totusi crescator cu zveltetea).

Observarea si remedierea fenomenului mentionat au o deosebita importanta in opinia autorului nu pentru lucrul in cadrul aceleiasi curbe de flambaj (nefiind afectat domeniul zveltetilor reduse de bara aferent proiectarii practice) ci pentru faptul ca printr-o minima remediere a celor constatate, anumite profile frecvent utilizate in practica, precum sunt profilele IPE, pot fi incadrate pe o curba de rang superior !

In intentia de a identifica o expresie a imperfectiunii generalizate care sa elimine fenomenul de “rotire” mentionat, autorul a reexaminat versiunile de expresii studiate de Maquoi si Rondal [6.1], [6.2].

In faza finala a cercetarii lor, Maquoi si Rondal au introdus urmatoarea expresie pentru imperfectiunea generalizata “ η ”:

$$\eta = \alpha(\bar{\lambda} - 0,2) \quad (6.37)$$

Ori, considerand “ $\bar{\lambda}$ ” ca pe o variabila, ecuatia de mai sus indica o dependenta liniara a imperfectiunii “ η ” fata de aceasta variabila. Daca insa se examineaza graficul de mai jos se vede ca abaterile medii ale punctelor experimentale fata de curba de flambaj Ayrton-Perry nu variaza linear cu zveltetea ci mult mai rapid, dupa o alta lege.

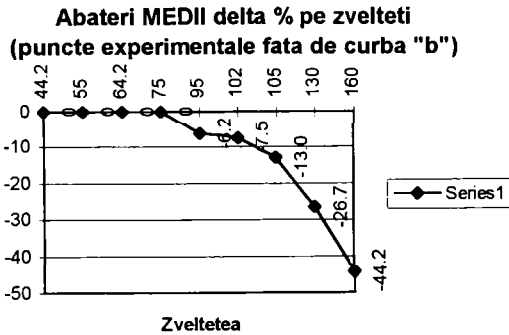


Figura 6.30 - Variatia cu zveltetea a abaterii medii a punctelor fata de curba "b"

Se resimte in mod clar, necesitatea ca imperfectiunea generalizata sa creasca si ea mai rapid cu λ "tragand" mai pronuntat in jos curba de flambaj in zona zveltetilor medii spre mari si mari.

O posibila forma ar putea fi:

$$\eta = \alpha(\lambda^2 - 0,04) \tag{6.37}$$

Aceasta expresie de tip parabolic seamana mult cu forma propusa initial de autorii mentionati (fara a fi totusi identica), furnizeaza palierul de plasticitate pentru $\lambda = 0,2$ si in acelasi timp asigura o crestere mai rapida (cu patratul zveltetii reduce) a lui "η".

Pentru a constata efectul produs de inserarea in cadrul ecuatiei de tip Ayrton-Perry a acestui tip de imperfectiune, se reface studiul anterior in cadrul caruia s-au determinat procentele de puncte cu abateri si valorile efective ale acestor abateri. Situatiia punctelor care mai prezinta abateri pe zvelteti este urmatoarea:

Tabelul 6.20 - Specimene sub curba "b" pentru noua expresie a imperfectiunii generalizate η

Zveltetea	44,2	55	64,2	75	95	102	105	130	160
Total specimene pe zveltete	9	30	9	30	61	9	30	22	17
Specimene sub curba de flambaj	-	-	-	-	-	-	-	4	17

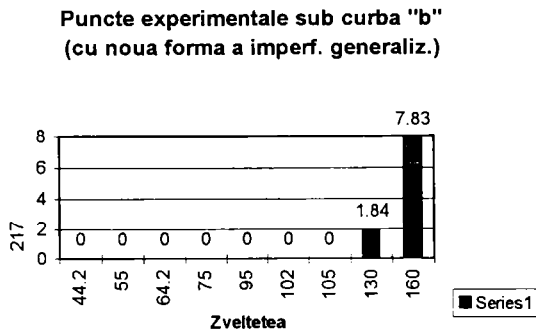


Figura 6.31 - Procentul punctelor cu abateri

Situatia procentului punctelor cu abateri din total specimene este prezentat in figura 6.31. Valoarea absoluta a abaterilor este indicata in diagramele care urmeaza:

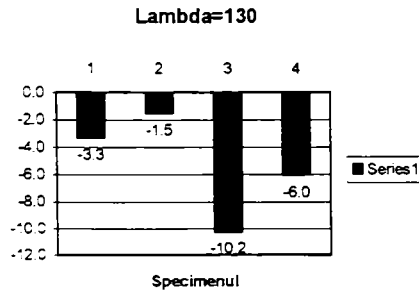


Figura 6.33 - Marimea abaterilor $\Delta\%$ pentru $\lambda=130$

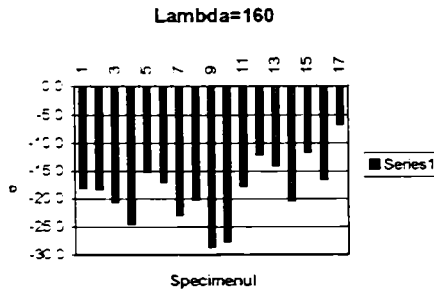


Figura 6.34 - Marimea abaterilor $\Delta\%$ pentru $\lambda=160$

Prin aceasta modificare SIMPLA si perfect similara formelor propuse de Maquoi-Rondal (totusi nu identica cu acestea !) se constata o puternica ameliorare a deficientei modelului Ayrton-Perry prezentate anterior. Numarul (respectiv procentul) specimenelor situate sub curba de flambaj scade foarte mult iar valoarea efectiva a abaterii lor se reduce la mai putin de jumatate. Deficienta nu dispare complet dar este impinsa catre zone mult mai inalte ale supletii de bara, dincolo de limitele aferente proiectarii practice.

Variatia imperfectiunii generalizate

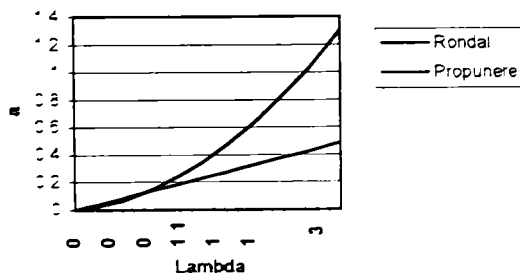


Figura 6.35 - Variatia imperfectiunii generalizate " η " functie de $\bar{\lambda}$.

In cadrul figurii 6.35 s-a reprezentat variatia imperfectiunii generalizate “ η ” functie de $\bar{\lambda}$, notand prin “Propunere” graficul expresiei (6.37).

In figura 6.36 se prezinta o comparatie cu caracter grafic intre alura curbei europene de flambaj “a” existente si alura aceleiasi curbe trasata utilizand pentru imperfectiunea generalizata “ η ” expresia (6.37), iar in figura 6.37 se prezinta aceeaasi comparatie insa cu caracter numeric (se prezinta deviatia curbei propuse in procente din ordonatele curbei actuale).

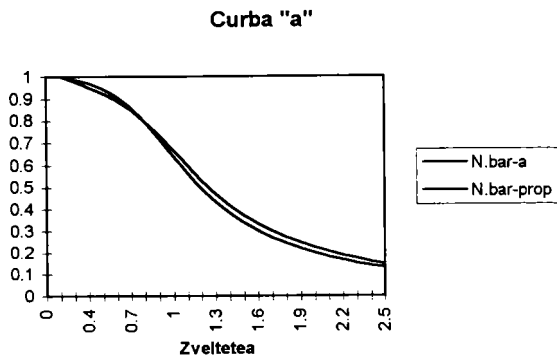


Figura 6.36 - Comparatie între alura existentă și cea propusă a curbei “a”

**Deviatia curbei de flambaj "a" propuse
fata de versiunea actuala**

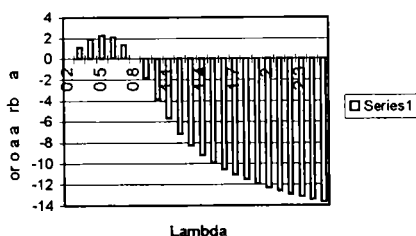


Figura 6.37 - Deviatia curbei propuse fata de curba “a”

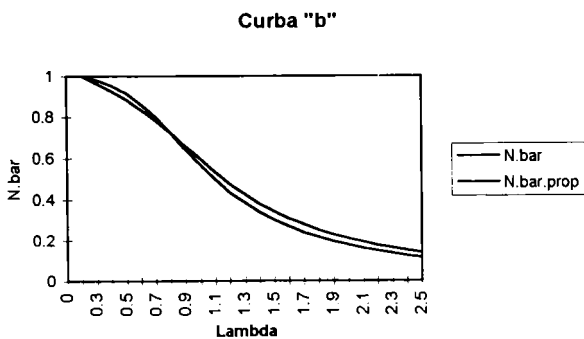


Figura 6.38 - Comparatie între alura existentă și cea propusă a curbei “b”

In figura 6.38 se prezinta o comparatie cu caracter grafic intre alura curbei europene de flambaj “b” existente si alura aceleiasi curbe trasata utilizand pentru imperfectiunea generalizata “ η ” expresia (6.37), iar in figura 6.39 se prezinta aceeasi comparatie insa cu caracter numeric (se prezinta deviatia curbei propuse in procente din ordonatele curbei actuale

Deviatia curbei de flambaj “b” propuse fata de versiunea actuala

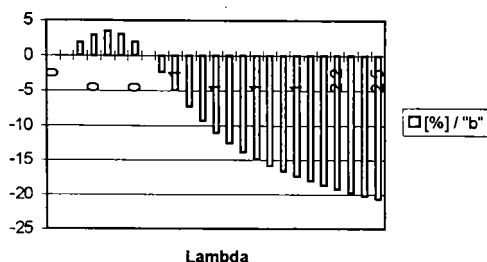


Figura 6.39 - Deviatia curbei propuse fata de curba “a”

Observand figurile de mai sus se constata faptul ca versiunea existenta si cea propusa a curbelor de flambaj se confunda aproape total in zona zveltetilor reduse de bara de interes major pentru proiectarea practica ($\bar{\lambda} = 0..1,2$) in timp ce in zona zveltetilor reduse de bara medii spre mari si mari curba de flambaj este “coborata” sub nivelul punctelor experimentale, asa cum se dorea.

In lumina calibrarilor efectuate ca si a discutiei de mai sus referitoare la imperfectiunea generalizata “ η ”, autorul considera ca profilele laminate cu sectiunea dublu T de tip IPE pot fi incadrate in mod securitar pe curba de flambaj “a” aducand acestei curbe corectia propusa. Incadrarea acestui tip de profile pe o curba de rang superior ar avea consecinte extrem de favorabile de natura economica respectiv in sensul *maririi indraznelii de proiectare*. Evident, este necesara confirmarea aspectelor relevate ca si a propunerii prezentate, prin studii experimentale si teoretice ulterioare actualului studiu. Cele constatate justifica inclusiv o eventuala reconsiderare a problemei la nivel european.

6.2.4 Lotul de profile laminate IPE-200.

Este un lot de mici dimensiuni (10 specimene), testat in conditii de deosebita acuratete experimentală la Universitatea din Liege / Belgia. Datele primare (de foarte buna calitate) aferente acestui lot, au fost obtinute direct de pe fisele europene unificate continand rezultatele masuratorilor. Cu toate dimensiunile reduse ale acestui lot, autorul tezei i-a atribuit deosebita importanta deoarece suntem in prezenta unor profile laminate cu sectiune dublu T de tip IPE, testate in alt laborator decat lotul IPE-160 sau IAP-150 si care pot confirma in mod decisiv clasificarea corecta a profilelor IPE pe curba “a” si nu pe curba “b” asa cum sunt incadrate in prezent.

In cadrul tabelului 6.21 se prezinta datele primare aferente lotului IPE-200:

De mentionat ca din 10 profile 8 prezinta zvelteti reduse de bara care permit includerea lor in intervalul de cuplare.

Deasemenea, in urma verificarii conditiilor de compatibilitate, rezulta in prima faza un coeficient de corelatie insuficient ($\rho=0,670$). Pentru ameliorarea corelatiei se elimina o valoare b.i cu caracter de abatere grosiera, rezultand in final $\rho=0,947$. Lotul adecvat pentru calibrare se reduce astfel la 7 specimene. Procedura propusa permite insa o calibrare fara probleme si pentru acest numar de specimene.

Tabelul 6.21 - Date primare ale masuratorilor efectuate pe IPE-200

Nr.	Cod	Lung.	Lambda	A-exp	F.u-exp	E-exp	fy-pct1	fy-pct2	fy-exp	Fy.cupon
		[mm]		[mm ²]	[daN]	[daN/mm ²]	[daN/mm ²]	[daN/mm ²]	[daN/mm ²]	[daN/mm ²]
1	1-3.	449.7	19.6	2853.1	72700	21593	22.82	22.95	22.89	25.48
2	1-2.	2017	87.85	2860	54100	21029	22.82	22.95	22.89	25.48
3	1-4.	2016	87.8	2874	50100	20600	22.82	22.95	22.89	25.48
4	1-5.	2016	87.8	2886	53600	20993	20.95	24.93	22.94	25.48
5	1-7.	2016	87.8	2886	56000	21040	20.95	24.93	22.94	25.48
6	2-3.	449.8	19.55	3004.2	85750	21667	31.31	27.59	29.45	28.54
7	2-2.	2016	87.6	3015	54300	20819	31.31	27.59	29.45	28.54
8	2-5.	2016	87.6	3025	58000	20548	30	23.01	26.51	28.54
9	2-7.	2017	87.65	3026	63000	20598	30	23.01	26.51	28.54
10	2-4.	2016	87.6	3025	72700	20625	31.31	27.59	29.45	28.54

In urma efectuarii calibrarii se obtin rezultatele prezentate in tabelul 6.22:

Tabelul 6.22 - Rezultatele calibrarii cu procedura ECBL pe lotul de profile IPE-200

Modul nr.	Numar specim.	Coef. de corel (ρ)	Coef. de var. (V_r)	Cor. Val. Medii (\bar{b})	Coef. de sigur. (γ_M)	Val. Calibr coef. (ψ)
1	7	0.947	0.096	1.124	1.2021	0.290

In figura 6.40 se prezinta diagrama de corelare intre numarul de rapoarte (b.i) inclus in intervalul de siguranta [$1, \dots, \gamma_M$] si respectiv valorile coeficientului eroziunii " ψ " cu marcarea valorii calibrate ψ_C aferente optimului modelului.

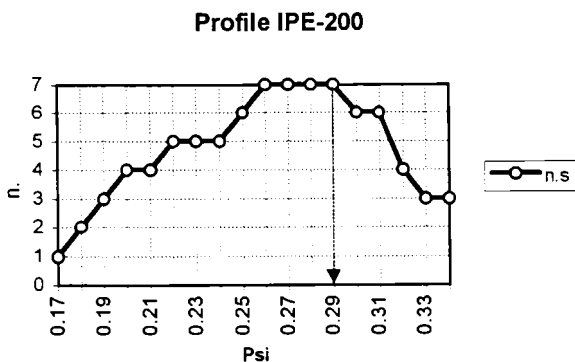


Figura 6.40 - Valoarea calibrata a coeficientului eroziunii ψ

Valoarea calibrata a coeficientului generalizat al imperfectiunilor " α ", rezultat final al procedurii de calibrare, se determina cu relatia de legatura din teoria ECBL:

$$\alpha = \frac{\psi^2}{0,8(1-\psi)} = \frac{0,29^2}{0,8(1-0,29)} = 0,148 \quad (6.38)$$

Asa cum se poate constata, rezultatul procesului de calibrare pe profile IPE-200 confirma in mod categoric rezultatele obtinute in cazul profilelor IPE-160 si IAP-150 !

Profilele de tip IPE (care in conformitate cu geometria sectiunii lor transversale este de asteptat sa flambeze dupa axa de inertie minima) se incadreaza in mod corect pe curba de flambaj "a" si nu pe curba "b" unde le plaseaza actuala clasificare europeana !

6.2.5 Lotul de profile DIE-200

Este un lot de profile laminate cu sectiune dublu T avand inaltimea de circa 200 mm si talpi avand latimea de ordinul de marime al inaltimei, special concepute pentru stalpi (momentele de inertie si raza de giratie a sectiunii transversale in raport cu cele doua axe principale de inertie sunt practic identice) Lotul acestor profile a fost testat la Universitatea din Liege in anul 1967, in conditiile experimentale aferente campaniei europene.

Din totalul de 12 specimene autorul a avut acces la fisele de laborator unificate pentru toate masuratorile, continand date detaliate si de mare precizie asupra experimentului. Desi nu este un lot mare, prezenta lui este extrem de importanta deoarece profilele studiate fac parte din familia profilelor dublu T cu talpi late si groase, prezentand o distributie a tensiunilor reziduale pe sectiunea transversala total diferita fata de profilele tip IPE. Deci, este de asteptat un comportament total diferit la stabilitate al acestui tip de profil, respectiv *incadrarea sa pe cu totul alta curba de flambaj decat profilele IPE*.

In tabelul 6.23 se prezinta datele primare corespunzatoare acestui lot.

Tabelul 6.23 - Date experimentale primare aferente lotului DIE-20

Nr.	Cod	Lung	Lambda	A-exp	F.u.exp	E-exp	fy-1	fy-2	fy-3	fy-tractione= =(fy1+fy2)/2	fy.cup.
		[mm]		[mm ²]	[kN]	daN/mm ²	[daN/mm ²]			[daN/mm ²]	
1	4-2.	4468	90.63	5566	104800	20616	26.4	25.8	27.8	26.1	26.14
2	4-4.	743.5	15.08	5508	144000	21538	26.4	25.8	27.8	26.1	26.14
3	4-5.	4466	90.59	5514	85000	20120	26.4	25.8	27.8	26.1	26.14
4	5-2.	4467	90.61	5544	105000	20736	27.7	27.3	30.1	27.5	26.81
5	5-4.	743.5	15.08	5463	146500	21284	27.7	27.3	30.1	27.5	26.81
6	5-5.	4467	90.61	5510	101500	20784	27.7	27.3	30.1	27.5	26.81
7	6-2.	4465	90.57	5546	100000	21593	26.6	26.6	28.6	26.6	26.8
8	6-4.	743	15.07	5503	148500	21503	26.6	26.6	28.6	26.6	26.8
9	6-5.	4467	90.61	5532	95200	21767	26.6	26.6	28.6	26.6	26.8
10	7-2.	4468	90.63	5543	98000	21306	27.2	27.4	29.6	27.3	27.35
11	7-4.	743	15.07	5485	152000	21759	27.2	27.4	29.6	27.3	27.35
12	7-5.	4465	90.57	5535	100000	21050	27.2	27.4	29.6	27.3	27.35

Din totalul de 12 specimene ale lotului se elimina de la inceput 4 specimene care sunt cupoane scurte. Deasemenea, la prima testare a compatibilitatii modelului, rezulta un coeficient de corelatie necorespunzator, $\rho=0,614$. Dupa incercari se elimina de pe sirul valorilor ordonate "b.i" specimenul cu valoarea maxima, corelatia crescand la $\rho \cong 0,91$. In acest mod, lotul experimental util metodei de calibrare scade la 7 specimene, inasa acest lucru nu creeaza nici un fel de probleme, metoda propusa functionand perfect si in aceste conditii.

Rezultatele aplicarii procedurii de calibrare sunt prezentate in tabelul 6.24:

Tabelul 6.24 - Rezultatele calibrării cu procedura ECBL pe lotul de profile DIE-20

Modul nr.	Numar specim.	Coef. de corel (ρ)	Coef. de var. (V _r)	Cor. Val. Medii (b̄)	Coef. de sigur.(γ _M)	Val. Calibr coef. (ψ)
1	7	0,916	0,115	1,147	1,2314	0,417

In figura 6.41 se prezinta diagrama de corelare intre numarul (n.s) de rapoarte (b.i) inclus in intervalul de siguranta [1, ..., γ_M] si respectiv valorile coeficientului eroziunii “ψ” cu marcarea valorii calibrate ψ_C aferente optimului modelului.

Profile laminate dublu T tip DIE-20

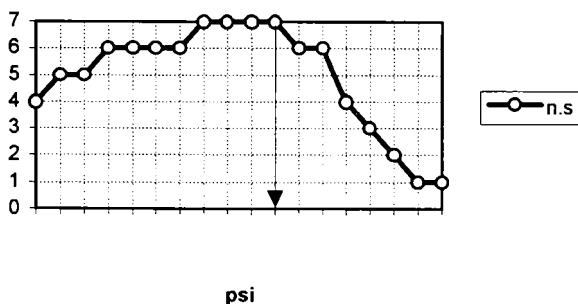


Figura 6.41- Variatia numarului de rapoarte (b.i) inclus in intervalul de siguranta

Valoarea calibrata a coeficientului generalizat al imperfectiunilor “α”, rezultat final al procedurii de calibrare, se determina cu relatia de legatura din teoria ECBL:

$$\alpha = \frac{\psi^2}{0,8(1 - \psi)} = \frac{0,417^2}{0,8(1 - 0,417)} = 0,3728 \quad (6.39)$$

Observand valoarea calibrata a coeficientului generalizat al imperfectiunilor “α” se constata ca tipul de profil analizat se incadreaza pe curba de flambaj “c”.

Cum acest tip de profil prezinta un raport intre inaltimea sectiunii transversale si latimea talpii h/b ≈ 1,0 < 1,2 se confirma incadrarea lui pe curba “c” din cadrul clasificarii europene in vigoare.

Comparand valorile calibrate rezultate pentru coeficientul “α” in cazul profilelor IPE si respectiv DIE (profile prelevate aleator din depozitele unor uzine de constructii metalice si prezentand un nivel similar de imperfectiuni geometrice, nivel caracteristic barelor metalice utilizate in practica) se remarca influenta extrem de importanta a tensiunilor reziduale asupra eroziunii sarcinii critice de cuplare a instabilitatilor si in consecinta asupra comportamentului general al barei la compresiune. Grosimea considerabil mai mare a talpilor profilelor DIE modifica radical distributia tensiunilor reziduale pe sectiunea transversala, maresta considerabil rolul si ponderea acestui tip de imperfectiune in cadrul imperfectiunii generalizate si “coboara” din punct de vedere al incadrarii acest tip de profile de pe curba de flambaj “a” pana pe curba de flambaj “c” !

Avand in vedere ca acest tip de profil este ultimul din seria de profile laminate cu sectiune dublu T analizata de autor, cu aceasta ocazie apare ca oportuna o discutie legata de aceasta familie de profile, extrem de utilizate in practica.

In figura 6.42 sunt prezentate distributiile tipice de tensiuni reziduale pe sectiunea transversala a profilelor laminate dublu T cu diverse inaltime si respectiv cu diverse proportii intre inaltimea si latimea sectiunii transversale. Aceste conformatii tipice sunt rezultatul cercetarilor europene in domeniul tensiunilor reziduale, desfasurate in ultimele decenii.

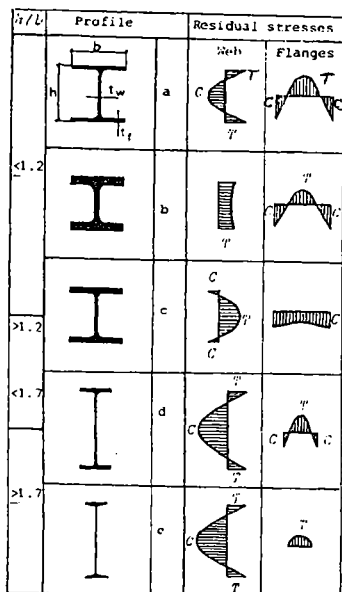


Fig. 4.9

Figura 6.42-Configuratiile ale tensiunilor reziduale la profile dublu T

Pe figura s-au notat cu "C" partile diagramelor de tensiuni reziduale care indica compresiunea fibrelor materialului. Aceste valori de tensiune, asa cum se cunoaste se suprapun peste tensiunile din solicitarea principala, cu consecinte defavorabile pentru comportamentul profilului respectiv la instabilitatea generala sau locala. Ceea ce se poate constata din figura de mai sus este *extinderea si cresterea ponderii tensiunilor reziduale de compresiune pe talpi odata cu cresterea grosimii si latimii acestora*. Ori, la un profil supus solicitarii de compresiune, talpile joaca rolul principal in comportamentul la flambaj.

Aceste constatari genereaza o problema in cazul profilelor laminate tip IPE, respectiv IAP: lucrand pe profilele de dimensiuni relativ mici incluse in loturile europene, autorul a aratat ca aceste profile se pot incadra in mod securitar pe curba de flambaj "a" si nu pe curba "b" unde le plaseaza clasificarea actuala. O data inasa cu cresterea inaltimei profilului IPE creste si grosimea talpii sale, deci se amplifica rolul jucat de tensiunile reziduale de talpa. In aceste conditii se pune in mod natural intrebarea: exista oare o limita a grosimii talpii de la care profilele respective tip IPE ar trebui incadrate pe curba de flambaj "b" datorita tensiunilor reziduale sporite ? Sau poate acest prag nu apare de loc in cazul profilelor tip IPE ? Autorul nu a dispus de incercari experimentale pentru a putea investiga aceasta problema. Evident ca o cercetare efectuata in acest sens ar fi extrem de interesanta si de benefica, data fiind frecventa deosebita a utilizarii profilelor in discutie si deci rolul economic important jucat de incadrarea acestor profile in cat mai mare masura pe curba "a", o curba de flambaj de rang superior celei care li se atribuie la ora actuala. Aceasta cercetare ar putea stabili "pragul" de incadrare pe cele doua curbe de flambaj (daca el exista) sau ar putea confirma definitiv incadrarea integrala a profilelor tip IPE pe curba "a".

6.2.6 Profile dublu T sudate

Sunt profile reconstituite din tabla sudata, atat prin sudura manuala cat si prin sudura automata. Incercarile s-au efectuat in Belgia. Lotul numara in total 22 de specimene, din care:

- 8 specimene executate prin sudura manuala
- 3 specimene executate prin sudura manuala care au fost supuse unei recoaceri de detensionare
- 8 specimene executate prin sudura automata
- 3 specimene executate prin sudura automata care au fost supuse unei recoaceri de detensionare

Deoarece recoacerea de detensionare modifica puternic starea de tensiuni reziduale, NU au fost analizate impreuna profilele care nu au suferit o detensionare cu profilele care au suferit detensionare. De altfel (asa cum era si normal) se pot constata vizual valori considerabil mai ridicate ale eforturilor unitare ultime pentru profilele detensionate. Din pacate loturile detensionate numara prea putine specimene astfel incat nu au fost utilizabile.

Calibrarea s-a executat *separat* pe profile sudate manual, respectiv profile sudate automat, asteptand valori diferite ale eroziunii in cele doua cazuri, ca urmare a distributiilor diferite de tensiuni reziduale.

Datele primare aferente acestor tipuri de profile sunt prezentate in tabelele 6.25 si 6.26.

Tabelul 6.25 - Date primare pentru profile dublu T sudate manual

Cod	Lambda	sig.u.nom	sig.u.exp	fy.cupon	fy.1	fy.2	fy.tract	A.exp [mm ²]
		[daN/mm ²]			[daN/mm ²]			
BB.1.2	90	14.9	15.28	26	29.6	28.7	29.15	5451
BB.1.4	90	16.4	15.37	26	29.6	28.7	29.15	5965
BB.2.2	90	15.2	14.81	26	29.2	30.1	29.65	5723
BB.3.3	90	15.1	15	26	29.4	29.4	29.4	5627
BB.4.3	90	16.1	15.99	24.41	29.4	29.4	29.4	5628

Tabel 6.26 - Date primare pentru profile dublu T sudate automat

Cod	Lambda	sig.u.nomin	sig.u.exp	fy.cupon	fy.1	fy.2	fy.tract	A.exp [mm ²]
		[daN/mm ²]			[daN/mm ²]			
BB.1.2	90	14.1	13.77	26.9	29.7	28.5	29.1	5724
BB.2.4	90	15.9	15.83	26.9	30.4	29.8	30.1	5615
BB.3.1	90	14.7	14.68	26.9	29.15	30.05	29.6	5598
BB.3.3	90	16.2	16.02	26.9	29.15	30.05	29.6	5653
BB.4.1	90	15.4	15.42	25.86	29.15	30.05	29.6	5583
BB.4.3	90	17.9	17.79	25.86	29.15	30.05	29.6	5625

In cazul lotului de 8 profile sudate manual, la prima testare a compatibilitatii modelului, rezulta un coeficient de corelatie necorespunzator. Dupa incercari se elimina de pe sirul valorilor ordonate "b.i" un numar de 3 specimene corelatia crescand la $\rho \cong 0,83$. In acest mod, lotul experimental util metodei de calibrare scade la 5 specimene.

Rezultatele aplicarii procedurii de calibrare sunt prezentate in tabelul 6.27:

Tabelul 6.27 - Rezultatele calibrarii pe lotul de profile dublu T sudate manual

Modul nr.	Numar specim.	Coef. de corel (ρ)	Coef. de var. (V_r)	Cor. Val. Medii (\bar{b})	Coef. de sigur. (γ_M)	Val. Calibr coef. (ψ)
1	5	0,835	0,087	1,135	1,1592	0,540

Valoarea calibrata a coeficientului generalizat al imperfectiunilor “ α ”, rezultat final al procedurii de calibrare, se determina cu relatia de legatura din teoria ECBL:

$$\alpha = \frac{\psi^2}{0,8(1 - \psi)} = \frac{0,54^2}{0,8(1 - 0,54)} = 0,792 \quad (6.40)$$

Observand valoarea calibrata a coeficientului generalizat al imperfectiunilor “ α ” se constata ca profilele dublu T sudate manual se plaseaza sub curba de flambaj “d”.

In cazul lotului de 8 profile dublu T sudate automat, la prima testare a compatibilitatii modelului, rezulta deasemenea un coeficient de corelatie necorespunzator. Dupa incercari se elimina de pe sirul valorilor ordonate “b.i” un numar de 2 specimene, corelatia crescand la $\rho \cong 0,80$. Nu se elimina prea multe specimene pentru a nu reduce excesiv lotul util. In acest mod, lotul experimental util metodei de calibrare scade la 6 specimene.

Rezultatele aplicarii procedurii de calibrare sunt prezentate in tabelul 6.28:

Tabelul 6.28 - Rezultatele calibrarii pe lotul de profile dublu T sudate automat.

Modul nr.	Numar specim.	Coef. de corel (ρ)	Coef. de var. (V_r)	Cor. Val. Medii (\bar{b})	Coef. de sigur. (γ_M)	Val. Calibr coef. (ψ)
1	6	0.7985	0,113	1,193	1,3472	0,55

Valoarea calibrata a coeficientului generalizat al imperfectiunilor “ α ”, rezultat final al procedurii de calibrare, se determina cu relatia de legatura din teoria ECBL:

$$\alpha = \frac{\psi^2}{0,8(1 - \psi)} = \frac{0,55^2}{0,8(1 - 0,55)} = 0,840 \quad (6.41)$$

Observand valoarea calibrata a coeficientului generalizat al imperfectiunilor “ α ” se constata ca profilele cu sectiune dublu T sudate automat se situeaza sub curba de flambaj “d”.

In special pentru profilele cu sectiune dublu T sudate automat rezulta parametri statistici de proasta calitate (coeficientul de corelatie, respectiv coeficientul de siguranta) ceea ce poate explica de ce eroziunea rezulta mai mare la profilele sudate automat fata de profilele sudate manual, cand ar fi fost de asteptat o relatie inversa intre cele doua valori.

Oricum, situarea profilelor reconstituite prin sudura, avand grosimea de talpa $t < 40$ mm, sub curba “d” nu corespunde incadrarii actuale a acestor profile (pe curba “c”). Rezultatul coincide insa cu concluziile a o serie de incercari efectuate ulterior (1978) tot la Liege si mentionate in [6.1] pag 2., care au condus la concluzia ca tensiunile reziduale induse de sudura sunt atat de defavorabile incat punctele experimentale corespunzatoare profilelor respective se situeaza sub curba “d”

6.2.7 Lotul de tevi laminate la cald CIDECT 1998

Acest lot experimental alcatuit din profile tubulare cu sectiune dreptunghiulara si respectiv rotunda executate din oteluri de inalta rezistenta, nu face parte din campania experimentală europeana, el fiind de data foarte recenta. Cercetarea s-a desfasurat in anul 1998 la Universitatea din Liege, sub coordonarea Prof. Dr. ing. Jacques RONDAL [6.14]. Beneficiar: “Comite International pour le Developpement et l’Etude de la Construction Tubulaire (CIDECT)” Problema utilizarii otelurilor de inalta rezistenta pentru diverse tipuri de profile laminate cu aplicatie in structurile metalice de

rezistenta este de mare actualitate, bucurandu-se de un larg interes in cercurile oamenilor de stiinta si ale practicienilor.

Masuratorile efectuate asupra acestui lot de profile in laboratorul departamentului MSM de la Liege, sunt complete si de mare minutiozitate permitand un studiu bine fundamentat cu ajutorul Anexei Z a EC.3. In urma studiilor preliminare efectuate de autorul prezentei teze a rezultat necesitatea divizarii lotului principal astfel:

- dupa forma sectiunii transversale in doua sub-loturi, respectiv profile cu sectiune transversala dreptunghiulara si profile cu sectiune transversala rotunda, aceasta permitand a se studia influenta formei sectiunii asupra incadrarii pe curbele de flambaj;
- in cadrul fiecarui sub-lot, este interesant de aplicat procedura de calibrare separat pe marci de otel, respectiv pe producatori, deoarece este interesant de observat atat influenta diferentelor probabile intre tehnologiile de fabricatie cat si influenta diferentei evidente intre marcile de otel utilizate asupra incadrarii pe curbele de flambaj.

In cele ce urmeaza se prezinta rezultatele cercetarii efectuate

6.2.7.1 Profile tubulare cu sectiune dreptunghiulara

Componenta lotului experimental (incluzand in total 57 de specimene testate la flambaj) este urmatoarea:

- profile 120x80x5 mm executate din otel S460 ($f_y=566 \text{ N/mm}^2$, $f_u=675 \text{ N/mm}^2$), produse de TUBEUROP-FRANCE (cod specimen "THL")
- profile 120x80x5 mm executate din otel S355 ($f_y=428 \text{ N/mm}^2$, $f_u=524 \text{ N/mm}^2$), produse de TUBEUROP (cod specimen "TBL") si utilizate numai pentru masuratori de tensiuni reziduale
- profile 120x120x8 mm, executate din otel S460 ($f_y=566 \text{ N/mm}^2$, $f_u=675 \text{ N/mm}^2$), produse de MANNESMANN (cod specimen "M")
- profile 120x80x7 mm, executate din otel E600 ($f_y=687 \text{ N/mm}^2$, $f_u=789 \text{ N/mm}^2$), produse de TUBEUROP (cod specimen "T2HL")

Mai jos, in tabelul 6.29, se prezinta datele experimentale primare referitoare la lotul in discutie:

Tabelul 6.29 - Date experimentale primare aferente lotului de tevi dreptunghiulare CIDECT

Nr.	N.cod	Specimen	F.u.exp [kN]	f_y .tract [daN/mm ²]	F.u.cup [kN]	A.exp [mm ²]	L.flamb [mm]
1	365	THLFL142/G2	986.2	46.49	1018	2084	1473
2	366	THLFL143/G3	958.14	46.49	1018	2103	1473
3	367	THLFL1447G4	964.62	46.49	1018	2045	1473
4	370	THLFL191/A1	858.08	46.49	1090	2052	1973
5	371	THLFL192/B1	815.11	46.49	1011	2028	1973
6	373	THLFL194/D1	858.28	46.49	1019	2032	1973
7	376	THLFL241/A2	626.47	46.49	1090	2084	2473
8	377	THLFL242/B2	636.18	46.49	1011	2103	2473
9	378	THLFL243/C2	682.48	46.49	1080	2045	2473
10	380	THLFL245/E2	670.02	46.49	993	2052	2473
11	382	THLFL281/A4	503.25	46.49	1090	2028	2873
12	383	THLFL282/B4	506	46.49	1011	2032	2873
13	384	THLFL283/C4	521.4	46.49	1080	2085	2873
14	389	THLFL382/B5	289.2	46.49	1011	2103	3871
15	390	THLFL383/C5	287.63	46.49	1080	2045	3872
16	391	THLFL384/D5	295.48	46.49	1019	2052	3873
17	408	MHLFL221	1652.47	53.82	2567	3525	2276
18	410	MHLFL223	1649.45	53.82	2567	3438	2282

19	411	MHLFL224	1702.62	53.82	2617	3537	2282
20	413	MHLFL226	1629.64	53.82	2617	3431	2282
21	415	MHLFL292	1314.15	53.82	2434	3488	2982
22	417	MHLFL294	1356.33	53.82	2434	3508	2981
23	418	MHLFL295	1363.59	53.82	2506	3536	2980
24	419	MHLFL296	1335.53	53.82	2506	3452	2982
25	420	MHLFL361	1016.12	53.82	2264	3466	3682
26	421	MHLFL362	1017.1	53.82	2264	3532	3682
27	422	MHLFL363	928.81	53.82	2264	3481	3681
28	423	MHLFL364	1016.9	53.82	2475	3484	3680
29	424	MHLFL365	928.03	53.82	2475	3470	3680
30	425	MHLFL366	1120.69	53.82	2475	3526	3682
31	426	MHLFL431	746.15	53.82	2491	3531	4381
32	428	MHLFL433	696.71	53.82	2491	3492	4381
33	429	MHLFL434	727.9	53.82	2479	3493	4381
34	430	MHLFL435	737.52	53.82	2479	3520	4381
35	478	T2HLFL141/G1	1578.43	69.28	2027	2581	1476
36	479	T2HLFL142/G2	1603.9	69.28	2027	2590	1476
37	480	T2HLFL143/G3	1634.31	69.28	2027	2612	1476
38	481	T2HLFL144/G4	1602.49	69.28	2044	2594	1476
39	482	T2HLFL145/G5	1681.33	69.28	2044	2610	1476
40	484	T2HLFL191/A1	1604.33	69.28	1914	2605	1976
41	485	T2HLFL192/B1	1043.66	69.28	1998	2581	1976
42	486	T2HLFL193/C1	1157.47	69.28	1940	2590	1976
43	488	T2HLFL195/E1	1109.15	69.28	1941	2612	1976
44	489	T2HLFL196/F1	1206.17	69.28	1922	2594	1976
45	490	T2HLFL241/A2	780.24	69.28	1914	2610	2476
46	492	T2HLFL243/C2	807.72	69.28	1940	2605	2476
47	493	T2HLFL244/D2	738.06	69.28	1919	2581	2476
48	494	T2HLFL245/E2	779.17	69.28	1941	2590	2476
49	495	T2HLFL246/F2	827.69	69.28	1922	2612	2476
50	496	T2HLFL281/A4	573.13	69.28	1914	2594	2876
51	497	T2HLFL282/B4	592.65	69.28	1998	2610	2876
52	500	T2HLFL285/E4	569.34	69.28	1941	2605	2876
53	501	T2HLFL286/F4	614.59	69.28	1922	2582	2876
54	502	T2HLFL381/A5	320.34	69.28	1914	2581	3877
55	503	T2HLFL382/B5	328.79	69.28	1998	2590	3878
56	504	T2HLFL383/C	337.62	69.28	1940	2612	3875
57	505	T2HLFL384/D	316.78	69.28	1919	2594	3875

În urma investigației făcute, s-au identificat un număr de 25 specimene (din totalul de 57), incluse în intervalul de cuplare a instabilităților.

Rezultatul calibrării coeficientului eroziunii cu procedura propusă, bazată pe teoria ECBL, este prezentat în tabelul 6.30

Tabelul 6.30 - Rezultatele calibrării pe lotul de profile tubulare rectangulare CIDECT

Modul nr.	Numar specim.	Coef. de corel (ρ)	Coef. de var. (V_r)	Cor. Val. Medii (\bar{b})	Coef. de sigur. (γ_M)	Val. Calibr coef. (ψ)
1	25	0,968	0,114	1,122	1,1976	0,320

In figura 6.42 se prezinta diagrama de corelare intre numarul de rapoarte (b.i) inclus in intervalul de siguranta $[1, \dots, \gamma_M]$ si respectiv valorile coeficientului eroziunii “ ψ ” cu marcarea valorii calibrate ψ_C aferente optimului modelului.

Profile tubular rectangulare CIDECT

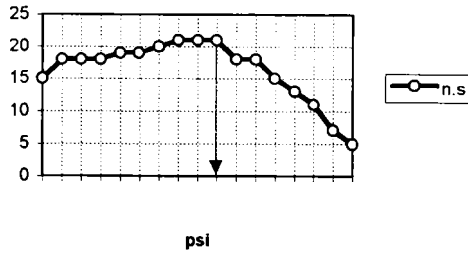


Figura 6.42 - Diagrama ($n_s - \psi$) la profilele tubulare rectangulare CIDECT

Valoarea calibrata a coeficientului generalizat al imperfectiunilor “ α ”, rezultat final al procedurii de calibrare, se determina cu relatia de legatura din teoria ECBL:

$$\alpha = \frac{\psi^2}{0,8(1 - \psi)} = \frac{0,32^2}{0,8(1 - 0,32)} = 0,188 \quad (6.42)$$

Valoarea obtinuta incadreaza profilele tubulare rectangulare CIDECT, executate din oteluri de inalta rezistenta, pe curba de flambaj “a”, insa foarte aproape de curba de flambaj “a₀” ceea ce confirma incadrarea CECM, conform careia tensiunile reziduale mai scazute plaseaza aceste profile pe o curba de rang superior clasificarii curente.

Pentru a putea trage insa o concluzie finala, se efectueaza si o calibrare directa a coeficientului generalizat al imperfectiunilor “ α ” pe intreg lotul de specimene tubulare rectangulare CIDECT (nu doar pe lotul inclus in intervalul de cuplare). Deoarece in acest mod se iese in afara limitelor intervalului de cuplare, relatia de legatura ($\alpha - \psi$) nu mai este valabila iar calibrarea se efectueaza direct prin intermediul coeficientului “ α ” (si nu prin intermediul coeficientului eroziunii “ ψ ” asa cum se procedeaza de regula). Rezultatele calibrarii se prezinta in tabelul 6.31

Tabelul 6.31 - Rezultatele calibrarii pe intregul lot de profile tubulare rectangulare CIDECT

Modul nr.	Numar specim.	Coef. de corel (ρ)	Coef. de var. (V_r)	Cor. Val. Medii (\bar{b})	Coef. de sigur. (γ_M)	Val. Calibr a coef. (α)
1	57	0,978	0,140	1,071	1,2158	0,190

Profile tubulare rectangulare CIDECT (lot integral)

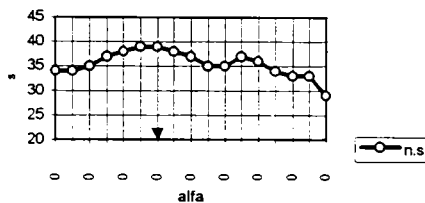


Figura 6.43 - Diagrama ($\alpha - n_s$) pentru intregul lot de profile tubulare rectangulare CIDECT

In figura 6.43 se prezinta diagrama de dependenta (α -ns), diagrama care exprima in mod sintetic rezultatul procesului de calibrare.

Prin calibrarea pe intreg lotul de profile tubulare dreptunghiulare CIDECT, rezulta pentru coeficientul generalizat al imperfectiunilor valoarea $\alpha=0,190$ (foarte apropiata de valoarea acestui coeficient obtinuta din procesul de calibrare prin metoda ECBL), ceea ce confirma in mod clar rezultatul obtinut anterior.

In figura 6.43 se prezinta asezarea punctelor experimentale la sectiuni tip teava dreptunghiulara CIDECT, fata de curba de flambaj "a" rezultata din calibrare, respectiv fata de curba de flambaj corectata, trasata cu expresia imperfectiunii generalizate propusa de autor.

Teava dreptunghiulara CIDECT

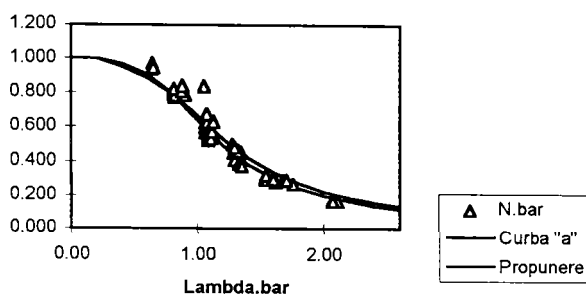


Figura 6.44 - Asezarea punctelor experimentale fata de curba de flambaj

Deoarece se observa ca anumite puncte sunt situate sub curba de flambaj, autorul a efectuat un studiu numeric pentru evaluarea abaterilor acestor puncte in procente din ordonata curbei de flambaj "a". Numarul de specimene care prezinta abateri negative, respectiv abaterea medie sunt prezentate pe grupe de zveltete in tabelul 6.32

Se determina abaterea medie fata de curba "a" pentru specimenele cu aceleasi zvelteti. Observand tabelul 6.32 se poate constata un fenomen de crestere progresiva cu zveltetea a abaterii medii, similar cu profilele IPE-160. Din pacate in cazul profilelor tubulare cu sectiune dreptunghiulara CIDECT, gama de zvelteti este incomplet acoperita, neexistand rezultate experimentale tocmai in zona zveltetilor mari unde fenomenul de "rotire in sus peste rezultatele experimentale" a curbei de flambaj este mai pronuntat. Ceea ce se constata insa este faptul ca pentru zveltetile disponibile, abaterea este cam de acelasi ordin de marime cu profilele IPE-160.

Tabelul 6.32 - Puncte cu abateri negative fata de curba "a"

Lambda:	42-45	56-59	70-73	81-87	109-110
Total specim:	8	12	15	11	7
Specimene cu abateri:	2	7	11	9	7
Delta mediu:	-0,92%	-9,76%	-9,80%	-11,93%	-13,17%

In cadrul tabelului 6.33 se prezinta numarul de specimene cu abateri negative si valoarea medie a acestor abateri in cazul corectarii curbei de flambaj "a" prin utilizarea expresiei imperfectiunii generalizate propusa de autor:

Tabelul 6.33 - Puncte cu abateri negative fata de curba "a" corectata.

Lambda:	42-45	56-59	70-73	81-87	109-110
Total specim:	8	12	15	11	7
Specimene cu abateri:	5	7	7	3	4
Delta mediu:	-15,6%	-10,5%	-4,6%	-2,8%	-9,0%

Se observa ameliorarea pronuntata a abaterii in zona zveltetilor de bara uzuale in proiectare (56-110) cu reducerea numarului de puncte ce prezinta abateri negative, respectiv a valorii medii a acestei abateri. Zona in care corectia aplicata nu functioneaza satisfacator este zona zveltetilor mici (42-45) unde abaterile negative au o usoara crestere, datorita usoarei "ridicarii" a curbei, inasa aceasta zona a curbei nu afecteaza proiectarea curenta.

In vederea ameliorarii acestei deficiente a procedurii de corectie, o solutie posibila ar fi racordarea corespunzatoare a curbei Ayrton-Perry in punctul de coordonate $\bar{\lambda} = 0,2$ si $\bar{N} = 1$ prin studierea posibilitatii anularii derivatei functiei in punctul respectiv. Aceasta ar permite "coborarea" locala a traiectului curbei tocmai in zona zveltetilor mici, ceea ce ar elimina si deficienta mentionata mai sus.

6.2.7.2 Profile tubulare cu sectiune rotunda

Componenta acestui lot experimental (incluzand un total de 33 profile incercate la flambaj) este urmatoarea:

- Profile $\Phi 101,6 \times 8,8$ mm, executate de MANNESMANN din ST 770 ($f_y=912,6$ N/mm², $f_u=952,6$ N/mm²), cod specimene "MRHL"
- Profile $\Phi 168,3 \times 6,3$ mm, executate de BRITISH STEEL si care au fost supuse unei recoaceri de detensionare (cod specimene "BR")
- Profile $\Phi 168,3 \times 6,3$ mm, executate de BRITISH STEEL care NU au fost supuse unei recoaceri de detensionare (cod specimene "B")

In cadrul tabelului 6.34 se prezinta datele experimentale primare aferente lotului in discutie:

Tabel 6.34 - Date experimentale primare aferente lotului de sectiuni tubulare circulare CIDECT

Nr.	Nr. cod	Cod specim	L.flamb [mm]	Fu.exp [kN]	fy.tract. [daN/mm2]	A.exp [mm2]	Pu.cup [kN]
1	446	MRHLFL121	1274	2126.15	91.26	2561	2651
2	447	MRHLFL122	1274	2265.62	91.26	2637	2651
3	448	MRHLFL123	1274	2236.35	91.26	2540	2651
4	449	MRHLFL124	1274	2332.41	91.26	2715	2651
5	450	MRHLFL161	1674	1956.97	91.26	2559	2651
6	451	MRHLFL162	1674	1773.14	91.26	2525	2651
7	452	MRHLFL163	1674	1896.25	91.26	2585	2651
8	453	MRHLFL164	1674	1839.69	91.26	2593	2651
9	454	MRHLFL201	2074	1301.87	91.26	2541	2651
10	455	MRHLFL202	2074	1304.79	91.26	2557	2651
11	456	MRHLFL203	2074	1245.06	91.26	2571	2651
12	457	MRHLFL204	2074	1323.07	91.26	2619	2651
13	458	MRHLFL241	2474	905.2	91.26	2758	2651
14	459	MRHLFL242	2474	911.3	91.26	2565	2651
15	460	MRHLFL243	2474	947.62	91.26	2590	2651
16	461	MRHLFL244	2474	911.78	91.26	2582	2651
17	462	MRHLFL331	3374	491.47	91.26	2569	2651
18	463	MRHLFL332	3374	489.27	91.26	2590	2651
19	464	MRHLFL333	3374	490.74	91.26	2565	2651

20	528	BHLFL261/A1	2676	1278.23	41.67	3145	1534
21	529	BHLFL261/A2	2676	1268.31	41.67	3147	1534
22	531	BRHLFL262/E2	2676	1274.38	57.74	3091	1941
23	533	BRHLFL264/F2	2676	1278.5	57.74	3084	1922
24	534	BRHLFL265/G1	2676	1165.13	57.74	3105	2028
25	535	BRHLFL266/G2	2676	1239.79	57.74	3091	2044
26	536	BRHLFL267/H2	2676	1245.04	57.74	3097	1963
27	537	BRHLFL351/B1	3576	1068.29	57.74	3103	1998
28	538	BRHLFL352/B2	3576	1104.2	57.74	3087	1998
29	539	BRHLFL353/C1	3576	1059.36	57.74	3091	1940
30	540	BRHLFL354/C2	3576	1210.46	57.74	3084	1940
31	541	BRHLFL355/D1	3576	1196.97	57.74	3105	1919
32	542	BRHLFL356/D2	3576	1190.46	57.74	3091	1919
33	543	BRHLFL357/H1	3576	1019.66	57.74	3097	1963

In urma primelor investigatii efectuate de autor asupra acestui lot de profile circulare au rezultat puternice discrepante de comportament. La tentativa de calibrare pe intreg lotul de profile inclus in intervalul de cuplare, nu au fost indeplinite conditiile de compatibilitate impuse de Anexa Z a EC.3 si anume a rezultat o puternica dispersie a rezultatelor experimentale cu $V_s=0,145$ (excesiv de mare) respectiv coeficientul de siguranta $\gamma_M \approx 1,37$! Pe sirul rapoartelor (b_i) s-a putut observa prezenta a doua grupuri compacte de specimene si anume: valorile mai ridicate (in grup compact) aferente specimenelor provenind de la producatorul MANNESMANN respectiv valorile net mai scazute (tot in grup compact) apartinand BRITISH STEEL. Aceasta a impus separarea lotului in lucru pe doua sub-loturi, functie de producatorul profilului respectiv si calibrarea separata pe aceste sub-loturi.

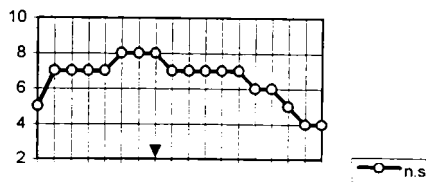
Profile tubulare circulare $\Phi 101,6 \times 8,8$ mm produse de MANNESMANN:

Au fost detectate un numar de 8 specimene incluse in intervalul de cuplare a instabilitatilor. Rezultatul calibrarii coeficientului eroziunii cu procedura propusa, bazata pe teoria ECBL, este prezentat in tabelul 6.35

Tabelul 6.35 - Rezultatele calibrarii pe profile MANNESMANN tubulare rotunde, lot CIDECT

Modul nr.	Numar specim.	Coef. de corel (ρ)	Coef. de var. (V_r)	Cor. Val. Medii (\bar{b})	Coef. de sigur. (γ_M)	Val. Calibr coef. (ψ)
1	8	0,961	0,104	1,110	1,2290	0,205

Profile tubulare circulare CIDECT (lot MANNESMANN)



psi

Figura 6.45 - Diagrama ($n_s - \psi$) la profile MANNESMANN tubulare circulare CIDECT

In figura 6.44 se prezinta diagrama de corelare intre numarul de rapoarte (b.i) inclus in intervalul de siguranta $[1, \dots, \gamma_M]$ si respectiv valorile coeficientului eroziunii “ ψ ” cu marcarea valorii calibrate ψ_C aferente optimului modelului. Valoarea calibrata a coeficientului generalizat al imperfectiunilor “ α ”, rezultat final al procedurii de calibrare, se determina cu relatia de legatura din teoria ECBL:

$$\alpha = \frac{\psi^2}{0,8(1 - \psi)} = \frac{0,205^2}{0,8(1 - 0,205)} = 0,066 \quad (6.43)$$

Valoarea obtinuta incadreaza profilele tubulare circulare executate de MANNESMANN din oteluri de inalta rezistenta, pe curba de flambaj “ a_0 ” ceea ce confirma clar incadrarea CECM, conform careia tensiunile reziduale mai scazute plaseaza aceste profile pe o curba de rang superior clasificarii curente.

Profile $\Phi 168,3 \times 6,3$ mm executate de BRITISH STEEL

Au fost detectate un numar de 8 specimene incluse in intervalul de cuplare a instabilitatilor.

Rezultatul calibrarii coeficientului eroziunii cu procedura propusa, bazata pe teoria ECBL, este prezentat in tabelul 6.36

Tabelul 6.36 - Rezultatele calibrarii pe profile BRITISH STEEL tubulare rotunde, lot CIDECT

Modul nr.	Numar specim.	Coef. de corel (ρ)	Coef. de var. (V_r)	Cor. Val. Medii (\bar{b})	Coef. de sigur. (γ_M)	Val. Calibr coef. (ψ)
1	8	0,961	0,104	1,110	1,2290	0,205

In figura 6.45 se prezinta diagrama de corelare intre numarul de rapoarte (b.i) inclus in intervalul de siguranta $[1, \dots, \gamma_M]$ si respectiv valorile coeficientului eroziunii “ ψ ” cu marcarea valorii calibrate ψ_C aferente optimului modelului.

Profile tubulare circulare (lot BRITISH STEEL)

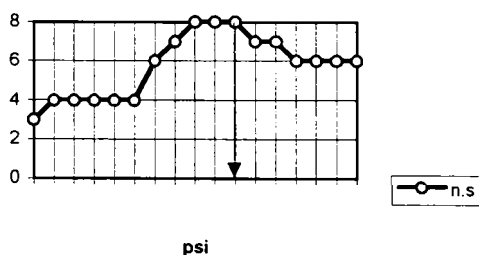


Figura 6.46 - Diagrama ($n_s - \psi$) la profile BRITISH STEEL tubulare circulare- lot CIDECT

Valoarea calibrata a coeficientului generalizat al imperfectiunilor “ α ”, rezultat final al procedurii de calibrare, se determina cu relatia de legatura din teoria ECBL:

$$\alpha = \frac{\psi^2}{0,8(1 - \psi)} = \frac{0,45^2}{0,8(1 - 0,45)} = 0,460 \quad (6.44)$$

Valoarea obtinuta incadreaza profilele tubulare circulare executate de BRITISH STEEL din oteluri de inalta rezistenta, pe curba de flambaj "c" ceea ce contrazice total incadrarea CECM pentru acest tip de profile. Rezultatul se datoreaza efectuarii unei recoaceri de detensionare FARA luarea unor masuri de prevenire a deformatiilor de tip geometric la speciemenle tratate. Aceasta a condus la aparitia unor imperfectiuni de tip geometric foarte pronuntate cu puternice efecte de diminuare a capacitatii portante a profilelor. Autorul a mentinut in cadrul textului tezei si aceasta analiza, considerand-o un bun exemplu in legatura cu consecintele aplicarii tratamentului de recoacere ignorand masurile adecvate de prevenire a deformatiilor elementelor tratate.

De altfel este dificil de inteles logica si sensul aplicarii unei recoaceri de detensionare unui tip de sectiune transversala si, mai mult, unui tip de material despre care se stia de la bun inceput ca prezinta un nivel scazut al tensiunilor reziduale fata de otelurile uzuale ! In acest mod, in loc sa se obtina o crestere a capacitatii portante la compresiune prin diminuarea scontata a tensiunilor reziduale, s-a produs de fapt o cadere de capacitate portanta, marind puternic eroziunea sarcinii critice de cuplare si "coborand" profilele in cauza undeva intre curba "b" si curba "c".

6.2.8 Profile compuse cu sectiune chesonata

In cadrul programului experimental european, au fost studiate si o serie de loturi formate din profile compuse cu sectiune chesonata si anume:

- cheson realizat prin sudarea dupa generatoare a doua corniere 50x50x5 mm
- cheson patrat realizat din table sudate manual
- cheson patrat realizat din table sudate automat

6.2.8.1 Chesoane realizate prin sudarea a doua corniere 50x50x5

Lotul experimental contine un numar total de 54 specimene. Profilele au fost integral executate si incercate in Yugoslavia.

In cadrul tabelului 6.37 sunt prezentate datele primare aferente acestui lot:

Tabelul 6.37 - Date primare aferente lotului de sectiune tubulara sudata din 2L 50x50x5

Nr.	Cod specim.	Lambda	Sigma.u-exp [daN/mm ²]	f.y-tract [daN/mm ²]	fy.cupon [daN/mm ²]	A.exp [mm ²]
1	YY15.3/16.3	39.5	24.9	30.6	29.8	1008
2	YY15.4/16.4	39.5	25.6	30.8	29.8	1008
3	YY17.3/18.3	39.5	26.5	31.1	29.3	981
4	YY17.4/18.4	39.5	25.4	32	29.3	984
5	YY19.4/20.4	39.5	25.8	30.9	29.3	984
6	YY21.2/21.3	39.5	28	30.4	29.3	979
7	YY21.4/22.4	39.5	27.3	30.4	29.3	989
8	YY23.4/24.4	39.5	27.5	30.4	29.3	1000
9	YY25.4/26.4	39.5	25.7	31.2	29.3	950
10	YY30.2/30.3	39.5	25.8	30.4	29.3	988
11	YY30.4/31.6	39.5	27	30.4	29.3	985
12	YY30.5/30.6	39.5	25.2	30.4	29.3	992
13	YY31.4/31.5	39.5	28.2	30.4	29.3	979
14	YY32.2/33.2	39.5	26.4	30.4	29.3	1004
15	YY32.4/33.4	39.5	27.8	30.4	29.3	1007
16	YY32.5/33.5	39.5	27.3	30.4	29.3	1007
17	YY32.6/33.6	39.5	27.6	30.4	29.3	1003
18	YY1.2/2.2	58.5	24.3	31.5	30.9	959

19	YY1.3/2.3	58.5	25.2	31.2	30.9	956
20	YY1.4/2.4	58.5	24.4	31.2	30.9	947
21	YY3.2/4.2	58.5	25.2	30.9	29.8	917
22	YY3.4/4.4	58.5	25.3	30.9	29.8	972
23	YY5.2/6.2	58.5	23.3	30.5	29.8	987
24	YY5.3/6.3	58.5	22.8	31.2	29.8	987
25	YY5.4/6.4	58.5	23.2	31.4	29.8	991
26	YY7.2/8.2	58.5	23.2	34.4	29.9	991
27	YY7.3/8.3	58.5	25.8	34.4	29.9	1003
28	YY7.4/8.4	58.5	23.2	34.4	29.9	991
29	YY9.2/10.2	58.5	23.4	30.9	30.6	987
30	YY9.3/10.3	58.5	23.3	30.9	30.6	987
31	YY9.4/10.4	58.5	24.4	31.5	30.6	984
32	YY11.2/12.2	58.5	24.7	31.5	30.6	935
33	YY11.3/12.3	58.5	27.5	31.5	30.6	945
34	YY12.4/12.5	58.5	24.3	31.5	30.6	930
35	YY13.3/14.3	77.5	21.1	32.1	29.3	995
36	YY19.2/20.2	77.5	20.3	32.8	29.3	985
37	YY19.3/20.3	77.5	22.8	32.8	29.3	987
38	YY21.2/22.2	77.5	20.2	32.8	29.3	1035
39	YY21.3/22.3	77.5	19.1	32.8	29.3	995
40	YY23.2/23.3	77.5	21.7	32.8	29.3	1009
41	YY24.2/24.3	77.5	21.8	32.8	29.3	1000
42	YY25.2/25.3	77.5	20.4	32.8	29.3	931
43	YY26.2/26.3	77.5	20.8	32.8	29.3	985
44	YY13.2/14.2	96.5	17.6	32.1	29.3	994
45	YY15.2/16.2	96.5	17.8	32.1	29.8	1011
46	YY17.2/18.2	96.5	18.7	32.1	29.3	984
47	YY27.2/27.3	96.5	19.1	30.6	29.3	958
48	YY28.2/28.3	96.5	17.6	32.8	29.3	1034
49	YY29.2/29.3	96.5	18.6	32.8	29.3	995
50	YY34.2/34.3	96.5	14.8	32.8	29.3	946
51	YY35.2/35.3	96.5	18.8	32.8	29.3	930
52	YY36.2/36.3	96.5	18.5	32.8	29.3	945

Ca urmare a selectarii specimenelor incluse in intervalul de cuplare, au fost identificate un numar de 9 specimene incluse in intervalul de cuplare din totalul de 52 specimene.

Insa, la prima testare a compatibilitatii modelului, rezulta deasemenea un coeficient de corelatie necorespunzator. Dupa incercari se elimina de pe sirul valorilor ordonate "b.i" un numar de 3 specimene, corelatia crescand la $\rho \approx 0,90$. In acest mod, lotul experimental util metodei de calibrare scade la 6 specimene.

Rezultatele aplicarii procedurii de calibrare sunt prezentate in tabelul 6.38:

Tabelul 6.38 - Rezultatele calibrarii pe lotul de profile chesonate din 2L 50x50x5.

Modul nr.	Numar specim.	Coef. de corel (ρ)	Coef. de var. (V_r)	Cor. Val. Medii (\bar{b})	Coef. de sigur. (γ_M)	Val. Calibr coef. (ψ)
1	6	0.9094	0.0892	1.116	1.1651	0.440

Valoarea calibrata a coeficientului generalizat al imperfectiunilor "α", rezultat final al procedurii de calibrare, se determina cu relatia de legatura din teoria ECBL:

$$\alpha = \frac{\psi^2}{0,8(1-\psi)} = \frac{0,44^2}{0,8(1-0,44)} = 0,432 \quad (6.45)$$

Observand valoarea calibrata a coeficientului generalizat al imperfectiunilor “ α ” se constata ca profilele cu sectiune chesonata formata din 2L 50x50x5 sudate pe generatoare, se situeaza pe curba de flambaj “c”. Se confirma clasificarea sectiunilor chesonate sudate pe aceasta curba de flambaj.

6.2.8.2 Profile chesonate executate din table sudate manual

Lotul contine un numar de 11 profile executate din cate 4 table asamblate sub forma de cheson prin sudura manuala. Din numarul total de profile, 3 specimene au suferit o recoacere de detensionare, cu modificarea puternica a starii de tensiuni reziduale si cresterea efortului unitar ultim de la 17-18 daN/mm² la ≈ 20 daN/mm². Aceste trei specimene se elimina rezultand un lot util metodei de 8 specimene. Datele primare aferente lotului in discutie sunt prezentate in tabelul 6.39

Tabelul 6.39 - Date primare pentru lotul de chesoane realizate din table sudate manual

Nr.	Cod spec	Lambda	sigma.u.nom [daN/mm2]	sigma.u.exp [daN/mm2]	fy.cup [daN/mm2]	A.nomin [mm2]	A.exp [mm2]
1	BB.1.2	90	17.2	17.29	28.32	600	597
2	BB.1.4	90	16.4	16.29	28.32	600	604
3	BB.2.2	90	17	16.89	28.32	600	604
4	BB.2.4	90	16.4	16.42	28.32	600	599
5	BB.3.1	90	17.9	17.47	28.32	600	615
6	BB.3.3	90	18.1	17.71	28.32	600	613
7	BB.4.1	90	17.8	17.44	27.94	600	612
8	BB.4.3	90	16.2	15.99	27.94	600	608

Ca urmare a selectarii sepcimenelor incluse in intervalul de cuplare, au fost identificate un numar de 8 specimene incluse in intervalul de cuplare.

Insa, la prima testare a compatibilitatii modelului, rezulta deasemenea un coeficient de corelati necorespunzator. Dupa incercari se elimina de pe sirul valorilor ordonate “b.i” un numar de 3 specimene, corelatia crescand la $\rho \approx 0,84$. In acest mod, lotul experimental util metodei de calibrare scade la 5 specimene.

Rezultatele aplicarii procedurii de calibrare sunt prezentate in tabelul 6.40:

Tabelul 6.40 - Rezultatele calibrarii pe lotul de chesoane din table sudate manual.

Modul nr.	Numar specim.	Coef. de corel (ρ)	Coef. de var. (V_r)	Cor. Val. Medii (\bar{b})	Coef. de sigur. (γ_M)	Val. Calibr coef. (ψ)
1	5	0.846	0.086	1.119	1.1451	0.420

Valoarea calibrata a coeficientului generalizat al imperfectiunilor “ α ”, rezultat final al procedurii de calibrare, se determina cu relatia de legatura din teoria ECBL:

$$\alpha = \frac{\psi^2}{0,8(1-\psi)} = \frac{0,42^2}{0,8(1-0,42)} = 0,380 \quad (6.46)$$

Observand valoarea calibrata a coeficientului generalizat al imperfectiunilor “ α ” se constata ca profilele cu sectiune formata din 4 table sudate manual, se situeaza pe curba de flambaj “c” confirmand incadrarea lor din clasificarea actuala.

6.2.8.3 Profile chesonate executate din table sudate automat

Lotul contine un numar de 11 profile executate din cate 4 table asamblate sub forma de cheson prin sudura automata. Din numarul total de profile, tot 3 specimene au suferit o recoacere de detensionare, cu modificarea puternica a starii de tensiuni reziduale si cresterea efortului unitar ultim de la 16-18 daN/mm² la ≈20..21 daN/mm². Aceste trei specimene se elimina, rezultand un lot util metodei de 8 specimene. Datele primare aferente lotului in discutie sunt prezentate in tabelul 6.41

Tabelul 6.41 - Date primare aferente lotului de profile chesonate din table sudate automat

Nr.	Cod spec	Lambda	sigma.u.nom [daN/mm ²]	sigma.u.exp [daN/mm ²]	fy.exp.cup [daN/mm ²]	A.nomin [mm ²]	A.exp [mm ²]
1	BB.1.2	90	18.4	18.2	26.9	600	607
2	BB.1.4	90	13.7	13.24	26.9	600	621
3	BB.2.2	90	18.4	18.11	26.9	600	610
4	BB.2.4	90	16.3	16.32	26.9	600	599
5	BB.3.1	90	16.7	16.62	26.9	600	603
6	BB.3.3	90	17.4	17.23	26.9	600	606
7	BB.4.1	90	18.8	18.51	25.86	600	609
8	BB.4.3	90	18.2	17.94	25.86	600	609

Ca urmare a selectarii specimenelor incluse in intervalul de cuplare, au fost identificate un numar de 8 specimene incluse in intervalul de cuplare.

Insa, la prima testare a compatibilitatii modelului, rezulta deasemenea un coeficient de corelatie necorespunzator. Dupa incercari se elimina de pe sirul valorilor ordonate "b_i" un numar de 2 specimene, corelatia crescand la $\rho \cong 0,87$. In acest mod, lotul experimental util metodei de calibrare scade la 6 specimene.

Rezultatele aplicarii procedurii de calibrare sunt prezentate in tabelul 6.42:

Tabelul 6.42 - Rezultatele calibrarii pe lotul dechesoane din table sudate automat.

Modul nr.	Numar specim.	Coef. de corel (ρ)	Coef. de var. (V_r)	Cor. Val. Medii (\bar{b})	Coef. de sigur. (γ_M)	Val. Calibr. coef. (ψ)
1	6	0.878	0.094	1.153	1.2065	0.47

Valoarea calibrata a coeficientului generalizat al imperfectiunilor " α ", rezultat final al procedurii de calibrare, se determina cu relatia de legatura din teoria ECBL:

$$\alpha = \frac{\psi^2}{0,8(1-\psi)} = \frac{0,47^2}{0,8(1-0,47)} = 0,521 \quad (6.47)$$

Observand valoarea calibrata a coeficientului generalizat al imperfectiunilor " α " se constata ca profilele cu sectiune formata din 4 table sudate manual, se situeaza putin sub curba de flambaj "c" (insa nu departe de aceasta) confirmand incadrarea lor din clasificarea actuala.

6.2.9 Lotul de teava trasa $\Phi 89 \times 8$ mm.

Este un lot mici dimensiuni, continand numai 10 specimene, testate in Germania. Datele primare aferente acestui lot se furnizeaza in cadrul tabelului 6.43:

Tabelul 6.43 - Date primare aferente lotului de teava trasa $\Phi 89 \times 8$ mm

Nr.	Cod sp	Lambda	Sig.u.nom [daN/mm ²]	Sig.u.exp [daN/mm ²]	fy.cup [daN/mm ²]	fy.tract [daN/mm ²]	A.nom [mm ²]	A.exp [mm ²]
1	DD1.3	90	24.2	22.8	30	29.55	2036	2161
2	DD2.1	90	20	19.6	30	33.35	2036	2077
3	DD3.1	90	18.7	18.4	30	28.85	2036	2069
4	DD4.1	90	22	21.7	30	29.4	2036	2064
5	DD5.1	90	22.8	21.9	30	28.35	2036	2119
6	DD6.1	90	26.6	25.3	30	31.6	2036	2140
7	DD7.1	90	20.1	19.4	30	26.75	2036	2109
8	DD8.1	90	22.3	21.7	30	29.45	2036	2092
9	DD9.1	90	23	22.2	27.3	31.4	2036	2109
10	DD10.1	90	24.1	22.7	30.1	28.95	2036	2161

Ca urmare a selectarii speciemenelor incluse in intervalul de cuplare, au fost identificate un numar de 10 specieme incluse in intervalul de cuplare.

Insa, la prima testare a compatibilitatii modelului, rezulta deasemenea un coeficient de corelatie necorespunzator. Dupa incercari se elimina de pe sirul valorilor ordonate "b.i" un numar de 3 specieme, corelatia crescand la $\rho \cong 0,96$. In acest mod, lotul experimental util metodei de calibrare scade la 7 specieme.

Rezultatele aplicarii procedurii de calibrare sunt prezentate in tabelul 6.44:

Tabelul 6.44 - Rezultatele calibrarii pe lotul de teava trasa $\Phi 89 \times 8$ mm.

Modul nr.	Numar specim.	Coef. de corel (ρ)	Coef. de var. (V_r)	Cor. Val. Medii (\bar{b})	Coef. de sigur. (γ_M)	Val. Calibr coef. (ψ)
1	7	0,968	0,092	1,129	1,2013	0,269

Valoarea calibrata a coeficientului generalizat al imperfectiunilor " α ", rezultat final al procedurii de calibrare, se determina cu relatia de legatura din teoria ECBL:

$$\alpha = \frac{\psi^2}{0,8(1-\psi)} = \frac{0,269^2}{0,8(1-0,269)} = 0,124 \quad (6.48)$$

Observand valoarea calibrata a coeficientului generalizat al imperfectiunilor " α " se constata ca profilele cu sectiune $\Phi 88 \times 8$ mm, se situeaza pe curba de flambaj " a_0 " la limita superioara a acestei incadrari, infirmind incadrarea lor pe curba " a " din clasificarea actuala.

6.2.10 Lotul de teava patrata 88,9 x 88,9 x 6,3 mm

Este un lot de 20 profile dintre care 10 profile au fost incercate in Italia iar celelalte 10 profile in Olanda. Datele primare ale masuratorilor sunt prezentate in tabelul 6.45.

Tabelul 6.45 - Date primare aferente lotului de teava patrata 88,9 x 6,3 mm

Nr.	Cod Spec	Lambda	sig.u.nom	sig.u.exp	fy.cupon	fy.tract	A.nom	A.exp
			[daN/mm ²]					
1	IGB 1.1	55	24	22.8	29.2	27.10	2082	2191
2	IGB 1.5	55	23.8	22.7	28.5	27.10	2082	2182
3	IGB 2.1	55	24.3	23	31.3	29.40	2082	2199
4	IGB 2.5	55	24.5	23	30.8	29.40	2082	2217
5	IGB 3.1	55	24.3	23.5	29.1	27.70	2082	2152
6	IGB 3.4	55	23.3	22.6	29.9	27.70	2082	2146
7	IGB 4.1	55	23.2	22.2	29.3	27.70	2082	2175
8	IGB 4.4	55	23.5	22.6	28.4	27.70	2082	2164

9	IGB 5.1	55	23.4	22.8	28.4	27.10	2082	2136
10	IGB 5.4	55	23.1	22.6	29	27.10	2082	2128
11	NLGB 1.2	109	14.5	13.9	28	28.73	2082	2171
12	NLGB 2.2	109	16.6	15.8	31.3	27.87	2082	2187
13	NLGB 3.2	109	16.9	16.2	30.8	28.27	2082	2171
14	NLGB 4.2	109	16.3	15.6	28.5	28.68	2082	2175
15	NLGB 5.2	109	17	16.1	30.5	27.83	2082	2198
16	NLGB 6.2	109	16.6	15.9	29.5	28.53	2082	2173
17	NLGB 7.2	109	16	15.4	31.1	28.77	2082	2163
18	NLGB 8.2	109	16	15.3	31.4	28.93	2082	2177
19	NLGB 9.2	109	15.7	14.9	31.1	28.26	2082	2193
20	NLGB 10.2	109	15.5	14.4	28.8	28.50	2082	2241

La selectarea speciemenelor incluse in intervalul de cuplare a instabilitatilor, nu se detecteaza nici un specimen in acest interval. In consecinta se efectueaza calibrarea pe modelul Ayrton-Perry, direct prin coeficientul α al imperfectiunii generalizate.

In urma analizei compatibilitatii modelului au rezultat puternice anomalii pentru grupul de rezultate experimentale italian. Acest grup se distinge ca un bloc compact de valori foarte scazute (b.i) obligand la calibrare separata pe cele doua sub-loturi : italian si respectiv olandez. In urma calibrarii rezulta pentru lotul italian valoarea $\alpha = 0,55$ absolut anormala pentru acest tip de sectiune. Ca atare, se trateaza intregul grup de rezultate ca abateri grosiere si se inlatura.

Insa, la prima testare a compatibilitatii modelului pe speciemenele de provenienta olandeza, rezulta un coeficient de corelatie total necorespunzator ($\rho < 0$!). Dupa incercari se elimina de pe sirul valorilor ordonate "b.i" un numar de 6 specimene, corelatia crescand la $\rho \cong 0,96$. In acest mod, lotul experimental util metodei de calibrare scade la 4 specimene, numar situat la limita inferioara a relevantei rezultatelor obtinute. Din pacate in acest caz, valoarea coeficientului de corelatie variaza brusc de la circa 0,70 (inadmisibil!) pentru un numar de 5 specimene la valoarea indicata mai sus pentru 4 specimene. Evident ca rezultatul obtinut in acest mod este absolut orientativ.

Rezultatele aplicarii procedurii de calibrare sunt prezentate in tabelul 6.46:

Tabelul 6.46 - Rezultatele calibrarii pe lotul de teava patrata 88,9 x 6,3 mm.

Modul nr.	Numar specim.	Coef. de corel (ρ)	Coef. de var. (V_r)	Cor. Val. Medii (\bar{v})	Coef. de sigur. (γ_M)	Val. Calibr coef. (α)
1	4	0,967	0,084	1,122	1,1287	0,150

Observand valoarea calibrata a coeficientului generalizat al imperfectiunilor " α " se constata ca *teville trase cu sectiune patrata, produse din otel moale de constructii, se situeaza pe curba de flambaj "a" confirmand incadrarea lor din clasificarea actuala. Din pacate, datorita anomaliilor semnalate mai sus, rezultatul obtinut in acest mod are un caracter orientativ.*

DISCUTIE: Asa cum se prezinta acest rezultat si respectiv tinand cont de grosimea de perete a tevilor in discutie, aceste tevi par sa fie produse prin laminare la cald si deci incadrate pe curba de flambaj "a". Raportul european de cercetare care a constituit sursa datelor prelucrate de autorul acesti teze, NU indica tehnologia de productie a speciemenelor analizate. O medie ponderata efectuata intre rezultatul calibrarii pe sub-lotul italian si rezultatul pe sub-lotul olandez, furnizeaza valoarea $\alpha=0,41$ ceea ce ar situa teville in discutie undeva sub curba de flambaj "b", pe care se incadreaza teville trase la rece. Aceasta valoare nu ar fi deci departe de valoarea de comparatie a coeficientului generalizat al imperfectiunilor corespunzatoare tevilor trase la rece. Oricum, rezultatul obtinut pe sub-lotul olandez pare mult mai aproape de realitate!

6.2.11 Loturile de sectiuni "T" realizate din profile laminate

6.2.11.1 Consideratii cu caracter teoretic

Profilele cu sectiune transversala in forma de "T" prezinta, datorita monosimetriei acestei sectiuni, posibilitatea pierderii stabilitatii prin incovoiere-rasucire, respectiv a cuplarii flambajului prin incovoiere cu flambajul prin incovoiere-rasucire.

Abordarea acestor profile se face in mod asemanator profilelor cu sectiune simetrica dupa ambele axe principale de inertie, cu deosebirea ca in locul zveltetii de bara se utilizeaza zveltetea transformata, element ce permite lucrul pe modelul de flambaj prin incovoiere.

Ducand mai departe acest rationament, pentru modelarea fenomenului de flambaj prin incovoiere-rasucire se poate folosi tot ecuatia Ayrton-Perry de gradul doi utilizata pana acum, in care zveltetea redusa de bara are expresia:

$$\bar{\lambda} = \sqrt{\frac{N_{pl}}{N_{cr}}} \quad (6.49)$$

unde: $N_{pl} = f_{y, cupon} \cdot A_{exp}$ iar $N_{cr} = \min\{N_F; N_{FT}\}$. Prin " N_F " s-a notat forta critica de flambaj prin incovoiere iar prin " N_{FT} " s-a notat forta critica de flambaj prin incovoiere-rasucire.

In acest mod, procedura de calibrare utilizata pana acum se poate aplica in mod similar si pentru barele cu sectiune monosimetrica, expuse de fapt unui mod de instabilitate diferit de flambajul prin incovoiere. In final, incadrarea sectiunii transversale se va face tot in raport cu curbele europene de flambaj a₀-d.

Este insa de observat ca la profilele laminate grele cu sectiune transversala monosimetrica intervin trei moduri de instabilitate, si anume:

- Modul plastic de instabilitate de forma $N_{pl} = f_{y, cup} \times A_{exp}$ si respectiv $\bar{N}_{pl} = \frac{N_{pl}}{N_{pl}} = 1$;
- Modul de flambaj prin incovoiere de forma $N_F = \frac{\pi^2 EI}{l_f^2} = \frac{\pi^2 EA}{\lambda^2}$ si respectiv $\bar{N}_F = \frac{1}{\lambda^2}$
- Modul de flambaj prin incovoiere-rasucire de forma: $N_{FT} = \frac{\pi^2 EA}{\lambda_r^2}$ sau in forma uzuala binecunoscuta:

$$N_{FT} = \frac{1}{2\beta} \left[(N_F + N_T) - \sqrt{(N_F + N_T)^2 - 4\beta \cdot N_F \cdot N_T} \right] \quad (6.50)$$

In relatia (6.50) s-a notat prin " N_T " forta critica de flambaj prin rasucire, de forma:

$$N_T = \frac{1}{i_c^2} \left(G \cdot I_t + \frac{\pi^2 E \cdot I_w}{l_r^2} \right) \quad (6.51)$$

iar :

$$\beta = 1 - \left(\frac{y_c}{i_c} \right)^2 \quad (6.52)$$

unde:

y_c =distanța între centrul de greutate și centrul de răsucire al secțiunii transversale;

$i_c^2 = i_p^2 + y_c^2 = i_x^2 + i_y^2 + y_c^2$ iar i_x și i_y sunt razele de giratie ale secțiunii transversale;

I_w =momentul de inerție sectorial al secțiunii transversale;

l_r =lungimea de flambaj la răsucire a barei, care se poate scrie funcție de lungimea "l" a barei astfel:

- 1) $l_r = 1 \times l = l$, dacă extremitățile barei sunt libere să se răsucească
- 2) $l_r = 0,5 \times l$, dacă extremitățile barei sunt blocate din punct de vedere al răsucirii.

- 3) valori intermediare între cele două indicate mai sus în cazurile reale (în realitate nu există blocaj perfect)

Aceste moduri pot prevala funcție de zveltetea barei respective. În zona zveltetilor de bară mici prevalează de obicei modul plastic de instabilitate pentru că în zona zveltetilor medii și mari să prevaleze modul de instabilitate prin încovoiere-răsucire.

În principiu, trecerea de la un mod de instabilitate dominant la altul se face de fapt, din punct de vedere grafic, printr-o intersecție între curbele ce reprezintă modurile teoretice în cauză. Așa cum s-a arătat în capitolul 4, în punctul de intersecție respectiv se produce fenomenul de cuplare al modurilor de instabilitate, cu accentuarea eroziunii sarcinii critice de cuplare datorită sensibilității sporite la imperfecțiuni de natură geometrică a barei. În cazul de față, există trei puncte de cuplare și anume:

- punctul de cuplare între modul plastic și modul de flambaj prin încovoiere-răsucire (modul dominant cel puțin în zona zveltetilor medii la acest tip de secțiuni), localizat în sistemul de axe $\bar{N} - \bar{\lambda}$ prin abscisa $\bar{\lambda}_{C1} \leq 1$;
- dacă modul de flambaj prin încovoiere este dominant, avem așa cum se cunoaște:

$$\bar{\lambda}_C = 1$$
- punctul de cuplare între modul de flambaj prin încovoiere și modul de flambaj prin încovoiere-răsucire (dominant), localizat în sistemul de axe $\bar{N} - \bar{\lambda}$ prin abscisa $\bar{\lambda}_{C2}$;

Într-o abordare tipică teoriei ECBL, agreată și utilizată de prezenta teză, este necesar să se cunoască valorile zveltetilor reduse de bară $\bar{\lambda}_{C1}$ și $\bar{\lambda}_{C2}$ pentru a evalua nivelele de eroziune în aceste puncte, nivele exprimate prin valorile coeficienților eroziunii ψ_{C1} și respectiv ψ_{C2} . În continuare aceste valori vor fi comparate între ele, valoarea maximă impunând traiectul curbei de flambaj. De asemenea, valorile coeficienților eroziunii se compară cu limitele claselor de eroziune propuse de Gioncu [5.6] pentru stabiliția eroziunii și implicit modul de abordare prin calcul a acesteia. Studiul comparativ efectuat va permite, în final, stabilirea aceluși punct de cuplare, respectiv a aceluși coeficient de eroziune care sunt determinante pentru trasarea curbei de flambaj. Cealaltă valoare (mai mică) a coeficientului de eroziune se va considera drept irelevantă și se va ignora.

Determinarea abscisei punctului de intersecție între modul plastic N_{pl} și modul N_{FT}

În cazul în care modul de flambaj prin încovoiere-răsucire este mod dominant, cuplarea modului de cedare plastic cu acest mod se transcrie din punct de vedere matematic astfel:

$$N_{pl} = N_{FT} \quad (6.53)$$

unde N_{FT} se introduce prin expresia (6.50).

Pentru simplificarea calculelor se face artificul de a considera că necunoscuta în relația (6.53) valoarea forței critice de flambaj prin încovoiere N_F , urmând că valoarea $\bar{\lambda}_{C1}$ căutată să se deducă ulterior pe baza acestei valori. Necunoscuta N_F se poate identifica și în cadrul expresiei forței critice de flambaj prin răsucire N_T , aceasta exprimându-se în consecință funcție de o serie de constante geometrice și de material, respectiv de necunoscuta amintită astfel:

$$N_T = \frac{1}{i_C^2} \left(GI_t + \frac{\pi^2 EI_\omega}{L^2} \right) = \frac{1}{i_C^2} \left(GI_t + \frac{\pi^2 EI}{L^2} \cdot \frac{I_\omega}{I} \right) = \frac{GI_t}{i_C^2} + \frac{I_\omega}{I \cdot i_C^2} \cdot N_F \quad (6.54)$$

Se introduc următoarele notații:

$$\frac{GI_t}{i_C^2} = k_1$$

$$\frac{I_\omega}{I \cdot i_C^2} = k_2$$

cu care expresia fortei critice N_T devine:

$$N_T = k_1 + k_2 \cdot N_F \quad (6.55)$$

iar expresia (6.50) a fortei critice de flambaj prin incovoiere-rasucire se transcrie:

$$N_{FT} = \frac{1}{2\beta} \left[\left(N_y + k_1 + k_2 N_F \right) - \sqrt{\left(N_y + k_1 + k_2 N_F \right)^2 - 4\beta \cdot N_y \cdot \left(k_1 + k_2 N_F \right)} \right] \quad (6.56)$$

unde avem:

$$N_y = \frac{\pi^2 EI_y}{L^2} = \frac{\pi^2 EI_{\min}}{L^2} \cdot \frac{I_y}{I_{\min}} \quad \text{cu } I_{\min} = \min\{I_x; I_y\}$$

Daca se introduce notatia $k_0 = \frac{I_y}{I_{\min}}$, relatia (6.56) devine:

$$N_{FT} = \frac{1}{2\beta} \left[\left(k_0 N_F + k_1 + k_2 N_F \right) - \sqrt{\left(k_0 N_F + k_1 + k_2 N_F \right)^2 - 4\beta \cdot k_0 \cdot N_F \cdot \left(k_1 + k_2 N_F \right)} \right] \quad (6.57)$$

Fie $k_0 + k_2 = k_3$, cu care relatia (6.53), ce defineste matematic fenomenul de cuplare al modurilor de instabilitate, se transcrie:

$$N_{pl} = \frac{1}{2\beta} \left[\left(k_1 + k_3 N_F \right) - \sqrt{\left(k_1 + k_3 N_F \right)^2 - 4\beta \cdot k_0 \cdot N_F \cdot \left(k_1 + k_2 N_F \right)} \right] \quad (6.58)$$

sau:

$$2\beta \cdot N_{pl} - \left(k_1 + k_3 N_F \right) = -\sqrt{\left(k_1 + k_3 N_F \right)^2 - 4\beta \cdot k_0 \cdot N_F \cdot \left(k_1 + k_2 N_F \right)} \quad (6.59)$$

Prin ridicarea la patrat a ambilor membri ai ecuatiei si o serie de transformari, se ajunge la urmatoarea ecuatie de gradul doi, avand ca necunoscuta pe N_F :

$$k_0 k_2 \cdot N_F^2 + (k_0 k_1 - k_3 N_{pl}) N_F + (\beta \cdot N_{pl} - k_1) N_{pl} = 0 \quad (6.60)$$

cu radacinile:

$$\left(N_F \right)_{1,2} = \frac{1}{2k_2} \cdot \left[-\left(k_0 k_1 - k_3 N_{pl} \right) \pm \sqrt{\left(k_0 k_1 - k_3 N_{pl} \right)^2 - 4k_0 k_2 \left(\beta \cdot N_{pl} - k_1 \right) N_{pl}} \right] \quad (6.61)$$

Abscisa punctului de cuplare a instabilitatilor va avea valoarea:

$$\bar{\lambda}_{c1} = \sqrt{\frac{N_{pl}}{\left(N_F \right)_{1,2}}} \quad (6.62)$$

In primul rand, asa cum se poate observa, dintre solutiile ecuatiei (6.61) nu sunt utile rezolvarii problemei decat solutiile pozitive (datorita prezentei radicalului in relatia de mai sus). Daca ambele radacini ale ecuatiei (6.61) sunt pozitive, solutia problemei este data de aceea dintre radacini care furnizeaza valoarea $\bar{\lambda}_{c1} < 1$ cea mai apropiata de unitate.

NOTA: De remarcat ca in cazul particular al profilelor cu sectiune transversala in forma de "T", avand dimensiunile notate cu:

h =inaltimea inimii;

t_i =grosimea inimii;

b =latimea talpii;

t =grosimea talpii.

avem: $y_c = \frac{h \cdot t_i (h + t)}{2A}$, si respectiv $I_T = \frac{1}{3} \cdot (ht_i^3 + bt^3)$

Deasemenea, valoarea momentului de inertie sectorial $I_\omega=0$. Aceasta induce o serie de simplificari in demonstratia prezentata mai sus, conducand in final la urmatoarele expresii ale zveltetei, respectiv ale zveltetei reduce de bara:

$$\lambda_{C1} = \pi \cdot \sqrt{\frac{N_{pl} - N_T}{\beta \cdot N_{pl} - N_T} \cdot \frac{k_0 EA}{N_{pl}}} \quad (6.63)$$

de unde valoarea corespunzatoare a zveltetii reduce se obtine stiind ca:

$$\bar{\lambda} = \frac{\lambda_{C1}}{\lambda_1} = \frac{\lambda_{C1}}{\pi} \cdot \sqrt{\frac{f_y}{E}} \quad (6.64)$$

si deci:

$$\bar{\lambda}_{C1} = \sqrt{\frac{N_{pl} - N_T}{\beta \cdot N_{pl} - N_T} \cdot k_0} < 1 \quad (6.65)$$

Odata obtinuta valoarea abscisei $\bar{\lambda}_{C1}$, eroziunea in primul punct de cuplare a instabilitatilor se determina astfel:

- se calculeaza cu ajutorul ecuatiei Ayrton-Perry corespunzatoare curbei de flambaj rezultate prin calibrare, valoarea fortei capabile teoretice reduce in punctul de cuplare a instabilitatilor ($\bar{N} = \bar{N}(\bar{\lambda}_{C1})$);
- se determina valoarea " ψ_{C1} " a coeficientului eroziunii sarcinii critice de cuplare a instabilitatilor cu formula:

$$\psi_{C1} = 1 - \bar{N}(\bar{\lambda}_{C1}) \quad (6.66)$$

- Cu valoarea " ψ_{C1} " astfel obtinuta se poate face o comparatie cu nivelele de eroziune din clasificarea propuse de Gioncu in [5.6], pentru a stabili taria eroziunii produse ca urmare a fenomenului de cuplare a instabilitatilor.

Determinarea abscisei punctului de intersectie intre modul N_F si modul N_{FT}

In punctul de cuplare al modurilor teoretice de flambaj prin incovoiere, respectiv de flambaj prin incovoiere-rasucire, se scrie relatia:

$$N_F = N_{FT} \quad (6.67)$$

care, tinand cont de particularitatea ca la profilele cu sectiune T avem $I_{\omega}=0$ deci $k_2=0$ devine:

$$N_F = \frac{1}{2\beta} \left[(k_1 + k_0 N_F) - \sqrt{(k_1 + k_0 N_F)^2 - 4\beta \cdot k_0 \cdot N_F \cdot k_1} \right] \quad (6.68)$$

Rezolvarea problemei se incearca printr-o procedura similara celei utilizate anterior, adica folosind N_F ca necunoscuta in relatia (6.68). Aceasta relatie se pune sub forma:

$$2\beta \cdot N_F - (k_1 + k_0 N_F) = -\sqrt{(k_1 + k_0 N_F)^2 - 4\beta \cdot k_0 \cdot k_1 \cdot N_F} \quad (6.69)$$

Se ridica ambii membri ai ecuatiei (6.69) la patrat, iar dupa reduceri si impartire cu $-4\beta \neq 0$ se ajunge la urmatoarea forma a ecuatiei:

$$(\beta N_F - k_0 N_F - k_1 + k_0 k_1) \cdot N_F = 0 \quad (6.70)$$

Rezultatul se obtine prin anulara succesiva a termenilor din membrul stang al relatiei (6.70).

Daca se considera $N_F \neq 0$ si se anuleaza continutul parantezei, avem:

$$(\beta - k_0) N_F - k_1 (1 - k_0) = 0 \quad (6.71)$$

sau:

$$N_F = \frac{1 - k_0}{\beta - k_0} \cdot k_1 \quad (6.72)$$

Ecuatia (6.72) admite urmatoarele solutii:

a) Daca $I_{\min}=I_y$ (adica $I_x > I_y$) avem:

$$k_0 = \frac{I_y}{I_{\min}} = 1 \quad (6.73)$$

ceea ce in relatia (6.72) conduce la: $N_F = 0$ respectiv:

$$\frac{\pi^2 EA}{\lambda_c^2} = 0 \quad (6.74)$$

In relatia de mai sus, necunoscuta este " λ_c ". Cum toti termenii de la numator sunt strict diferiti de zero, in acest caz solutia ecuatiei este

$$\lambda_c = \infty \quad (6.75)$$

Obtinerea acestei solutii are urmatoarea semnificatie: *punctul de cuplare al modurilor F si FT se afla la infinit.*

Deci, daca $I_x > I_y$, NU are loc cuplarea modului de flambaj prin incovoiere cu modul de flambaj prin incovoiere-rasucire.

b) Daca $I_{\min} = I_x$ (deci $I_y > I_x$) rezulta : $k_0 = \frac{I_y}{I_x} > 1$ iar ecuatia (6.72) admite o solutie finita nenula,

de unde rezulta in acest caz existenta unui punct de cuplare a modurilor de instabilitate; Abscisa punctului de cuplare se determina din relatia:

$$N_F = \frac{\pi^2 EA}{\lambda_c^2} = \frac{1 - k_0}{\beta - k_0} \cdot N_T \quad (6.76)$$

ceea ce conduce la:

$$\lambda_{c2} = \pi \sqrt{\frac{\beta - k_0}{1 - k_0} \cdot \frac{EA}{N_T}} \quad (6.77)$$

sau in termenii zveltetii reduce de bara:

$$\frac{1}{\lambda_{c2}} = \frac{\lambda_{c2}}{\lambda_1} = \frac{1}{\pi} \sqrt{\frac{f_{y,cup}}{E}} \cdot \pi \sqrt{\frac{\beta - k_0}{1 - k_0} \cdot \frac{EA}{N_T}} = \sqrt{\frac{\beta - k_0}{1 - k_0} \cdot \frac{N_{pl}}{N_T}} \quad (6.78)$$

Pentru a face o evaluare mult mai precisa, cu caracter cantitativ, a diferentei intre ordonatele modurilor teoretice de flambaj F si FT, respectiv a posibilei pozitii a pragului de cuplare, se prezinta in continuare histogramele continand diferente de tipul:

$$\Delta\% = \frac{N_F - N_{FT}}{N_{FT}} \cdot 100 \quad (6.79)$$

Asa cum se poate constata examinand relatia (6.79), $\Delta\%$ reprezinta diferenta intre ordonata modului F si ordonata corespunzatoare a modului FT, exprimata in procente din ordonata modului FT(dominant).

Studiul valorilor acestor diferente, determinate pentru toata gama de zvelteti reduce de bara corespunzatoare intervalului util din punct de vedere practic, respectiv utilizarea formulelor (6.65) si (6.78) permit:

- identificarea modurilor de instabilitate dominante dintre cele trei moduri posibile N_{pl} , N_F si N_{FT} ;
- identificarea domeniilor pe care apare aceasta dominare;
- determinarea punctelor de cuplare ale instabilitatilor N_{pl} , N_F si N_{FT} (daca exista !) care reprezinta in acelasi timp si frontiere ale domeniilor de dominare pentru diversele instabilitati;
- evaluarea coeficientului de eroziune al sarcinii critice in aceste puncte (daca este cazul);
- utilizarea unui model teoretic adecvat in cadrul procedurii de calibrare (functie de necesitatea de a tine cont de fenomenul de incovoiere-rasucire in expresia zveltetii reduce de bara).

Intervalele de cuplare, utilizate in cadrul teoriei ECBL la constituirea loturilor relevante de specimene experimentale, se situeaza de o parte si de alta a punctelor de cuplare. In mod particular intervalul de cuplare din vecinatatea punctului de cuplare a instabilitatilor F si FT va include atat specimene care flambeaza prin incovoiere si deci se abordeaza cu ajutorul variabilei $\bar{\lambda}$, cat si specimene care flambeaza prin incovoiere-rasucire si deci se abordeaza cu ajutorul variabilei $\bar{\lambda}_r$. In aceste conditii, procedura de calibrare nu se mai poate aplica prin intermediul coeficientului "ψ" (asa cum s-a procedat anterior) ci se aplica direct prin "α", valoarea coeficientului eroziunii putand fi calculata ulterior prin metoda descrisa mai jos.

Metoda include urmatoorii pasi:

- se identifica lotul de specimene relevant pentru procedura utilizata: acest lot trebuie sa contina NUMAI specimene pentru care $\bar{N}_F \approx \bar{N}_{FT}$ sau respectiv $\bar{\lambda}_F \approx \bar{\lambda}_{FT}$;
- se efectueaza calibrarea pe modelul definit prin relatia (6.48), direct prin valorile coeficientului imperfectiunii generalizate "α", obtinandu-se valoarea calibrata "α_C";
- se determina valoarea $\bar{\lambda}_{C2} > 1$ ce localizeaza punctul de intersectie al modului teoretic de flambaj prin incovoiere a barei (\bar{N}_F) cu modul teoretic de flambaj prin incovoiere rasucire (\bar{N}_{FT}), mod care prevaleaza;
- utilizand curba de flambaj rezultata prin calibrare se calculeaza ordonata acestei curbe in punctul de abscisa $\bar{\lambda}_{C2}$ cu relatia:

$$\bar{N} = \bar{N}(\bar{\lambda}_{C2}) \quad (6.80)$$

- se determina valoarea coeficientului eroziunii in punctul de abscisa $\bar{\lambda}_{C2}$ cu relatia:

$$\psi_{C2} = \frac{1}{\bar{\lambda}_{C2}^2} - \bar{N}(\bar{\lambda}_{C2}) \quad (6.81)$$

- valoarea calculata a coeficientului eroziunii se compara cu valoarea ψ_{C1} si cu clasele propuse de Gioncu pentru a stabili taria eroziunii

In baza concluziilor prezentate mai sus, studiul incadrarii profilelor laminate sau sudate cu sectiune monosimetrica pe curbele de flambaj se face prin aplicarea procedurii de calibrare propuse, direct prin coeficientul "α", pe loturi formate din profile cu $N_F \approx N_{FT}$. Datorita posibilitatii de a lucra in acest mod pe intreg intervalul util de zvelteti reduce de bara si nu numai in vecinatatile punctelor de cuplare, nu mai este necesara cautarea si utilizarea unui punct de cuplare intre modurile F si FT pentru definirea lotului util metodei. Rezulta direct valoarea calibrata a coeficientului imperfectiunii generalizate, necesara incadrarii pe curbele europene de flambaj.

Metoda prezentata se aplica in cele ce urmeaza pe loturile de profile laminate cu sectiune "T" incercate in perioada 1960-1970, precum si pe un lot de profile sudate testat la INCERC -Timisoara in anii 1988-1989.

6.2.11.2 Lotul de profile cu sectiune "T" realizate din ½ IPN-200

Este un lot experimental realizat si incercat in Yugoslavia, pe baza unor specimene de profile laminate IPN-200 produse de industria acestei tari. Datele de baza in legatura cu lotul amintit se furnizeaza in tabelul 6.47:

Tabelul 6.47 - Date primare pentru profile T din ½ IPN-200

Nr.	Cod sp.	Lambda	Sig.u-nomin [daN/mm ²]	Sig.u-exp [daN/mm ²]	fy.cupon [daN/mm ²]	fy.exp.tr [daN/mm ²]	Aria nom [mm ²]	A.exp [mm ²]
1	YY1.5	38.7	25.07	25.1	28.1	30.33	1670	1668
2	YY1.9	38.7	25.37	25.2	28.1	30.33	1670	1681
3	YY1.10	38.7	25.07	25.2	28.1	28.90	1670	1661

In urma calcularii valorilor fortelor critice teoretice NF si NFT, precum si a determinarii diferentelor dintre aceste forte pe toata gama de zvelteti reduse de bara din intervalul util, rezulta configuratia din figura 6.48-a). Pentru acest tip de profil, nu se produce cuplarea modurilor de instabilitate F si FT.

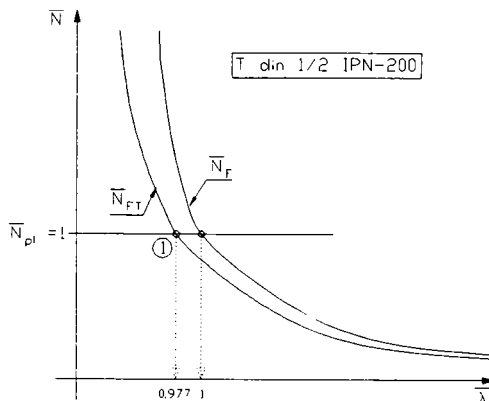


Figura 6.48-b) - Cuplarea instabilitatilor la profile T din 1/2 IPN-200

Singura cuplare care se produce este cea intre modul FT (dominant) si modul plastic (vezi fig. 6.48-b). Abscisa punctului de cuplare a modurilor de instabilitate, determinata cu formula (6.65) este: $\bar{\lambda}_{c1} = 0,977$. Modurile de instabilitate care apar in cazul acestui profil sunt dominante pe urmatoarele domenii:

- pentru $0 \leq \bar{\lambda} < \bar{\lambda}_{c1}$ este dominant modul de cedare plastic N_{pl} ;
- pentru $\bar{\lambda} > \bar{\lambda}_{c1}$ este dominant modul de flambaj prin incovoiere rasucire NFT

Deci, in cazul sectiunii T obtinuta din 1/2 IPN-200, rezulta ca peste o anumita valoare a zveltetii reduse de bara (si anume peste zveltetea $\bar{\lambda}_{c1}$ corespunzatoare punctului de cuplare intre modul plastic si modul FT) prevaleaza modul teoretic de pierdere a stabilitatii prin incovoiere-rasucire.

Ca urmare a selectarii lotului de specimene adecvat aplicarii metodei de calibrare, din totalul de 39 de specimene au fost identificate un numar de 16 specimene care prezinta valori $N_F \approx N_{FT}$.

Insa, la prima testare a compatibilitatii modelului, rezulta deasemenea un coeficient de corelatie necorespunzator. Dupa incercari se elimina de pe sirul valorilor ordonate "b.i" un numar de 8 specimene, pana la atingerea unei corelatii satisfacatoare $\rho \cong 0,850$. In acest mod, lotul experimental util metodei de calibrare scade la 8 specimene.

Rezultatele aplicarii procedurii de calibrare, aplicate direct prin intermediul coeficientului "α" si al functiei Ayrton-Perry, sunt prezentate in tabelul 6.48:

Tabelul 6.48 - Rezultatele calibrarii pe lotul de profile T din 1/2 IPN-200

Modul nr.	Numar specim.	Coef. de corel (ρ)	Coef. de var. (V _r)	Cor. Val. Medii (\bar{b})	Coef. de sigur.(γ _M)	Val. Calibr coef. (α)
1	8	0,835	0,127	1,139	1,2829	0,190

Observand valoarea calibrata a coeficientului generalizat al imperfectiunilor "α" se constata ca profilele cu sectiune T formata din 1/2 IPN-200, se situeaza pe curba de flambaj "a". Se infirma astfel in acest caz clasificarea acestor sectiuni pe curba de flambaj "c".

Asa cum s-a mentionat, abscisa calculata a punctului de cuplare este $\bar{\lambda}_{c1} = 0,977$; in dreptul acestei abscise se determina coeficientul eroziunii dintre modul teoretic si curba de flambaj "a" cu formula $\Psi_{c1} = 1 - \bar{N}(\bar{\lambda}_{c1}) = 1 - 0,682 = 0,318$ (eroziune medie).

Rezultatul acestei calibrari poate aparea ca paradoxal in o verificare foarte simpla a corectitudinii lui se poate face comparand valorile \bar{N}_{exp} calculate pentru toate specimelele lotului experimental studiat cu ordonatele curbelor de flambaj "a" si "b".

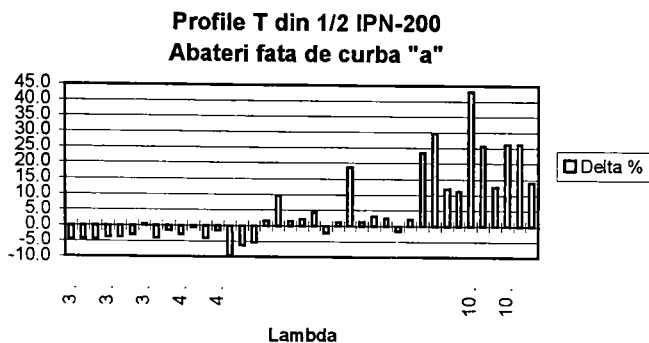


Figura 6.56 - Comparatie a valorilor experimentale cu ordonatele curbei "a"

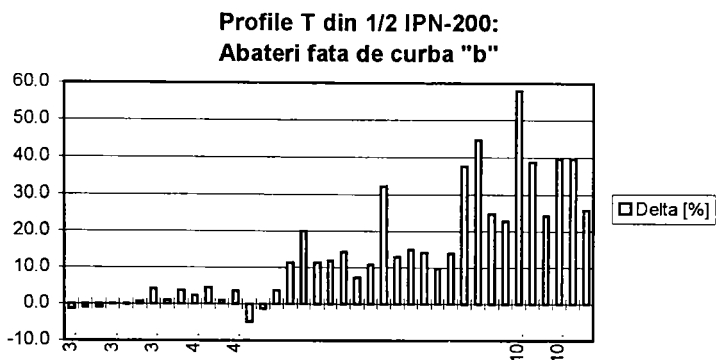


Figura 6.57 - Comparatie a valorilor experimentale cu ordonatele curbei "b"

Abaterile valorilor experimentale mentionate fata de aceste curbe, notate cu "Delta %" si calculate in procente din valoarea ordonatei corespunzatoare a curbei de flambaj, se prezinta sub forma unor histograme in figurile 6.56-6.57. Se mentioneaza ca baretele histogramei situate sub axa "x" indica puncte situate sub curba de flambaj.

Observand figurile de mai sus se pot face o serie de observatii extrem de interesante. In primul rand, se poate observa existenta a doua blocuri de specimene cu un comportament total diferit si anume:

- speci
melele cu zvelteti mici (cuprinse intre 38,7 si 68,7) care se situeaza foarte putin sub curba de flambaj si prezinta abateri de ordinul 5-10% din ordonata corespunzatoare a acestei curbe;
- speci
melele cu zvelteti medii (de 88,8 sau 108,8) care se situeaza mult deasupra curbei de flambaj.

Comportamentul diferit al specimelelor mentionate se poate explica prin modul prevalent de pierdere a stabilitatii, clar diferit intre zveltetile mici respectiv medii. Asa cum dovedesc datele prezentate in

tabelul 6.49, pentru zveltetile mici prevaleaza modul plastic de pierdere a stabilitatii, in timp ce pentru zveltetile medii prevaleaza modul de pierderea a stabilitatii prin incovoiere-rasucire.

Tabelul 6.49- Forte critice de pierdere a stabilitatii pentru lotul ½ IPN-200

Nr.	Cod sp.	Lambda	N.F [daN] [daN]	N.FT [daN] [daN]	N.pl [daN]	Prevaleaza:
1	YY1.5	38.7	231094	166780	46871	Npl
2	YY1.9	38.7	231094	166780	47244	Npl
3	YY1.10	38.7	231094	166780	46685	Npl
4	YY1.16	38.7	231094	166780	48534	Npl
5	YY1.17	38.7	231094	166780	46317	Npl
6	YY1.20	38.7	231094	166780	45955	Npl
7	YY1.21	38.7	231094	166780	44395	Npl
8	YY3.5	48.7	145932	122003	42258	Npl
9	YY3.6	48.7	145932	122003	42284	Npl
10	YY3.9	48.7	145932	122003	42063	Npl
11	YY3.10	48.7	145932	122003	41940	Npl
12	YY3.16	48.7	145932	122003	42282	Npl
13	YY3.17	48.7	145932	122003	42303	Npl
14	YY3.20	48.7	145932	122003	42456	Npl
15	YY3.21	48.7	145932	122003	42087	Npl
16	YY2.1	68.7	73332	67913	44370	Npl
17	YY2.2	68.7	73332	67913	43754	Npl
18	YY2.3	68.7	73332	67913	43984	Npl
19	YY2.4	68.7	73332	67913	43754	Npl
20	YY2.5	68.7	73332	67913	44042	Npl
21	YY2.6	68.7	73332	67913	43757	Npl
22	YY2.7	68.7	73332	67913	44018	Npl
23	YY2.8	68.7	73332	67913	43955	Npl
24	YY1.4	88.8	43892	42051	47124	NFT
25	YY3.3	88.8	43892	42051	42540	NFT
26	YY3.4	88.8	43892	42051	43253	NFT
27	YY3.7	88.8	43892	42051	42062	NFT
28	YY3.8	88.8	43892	42051	42292	NFT
29	YY3.14	88.8	43892	42051	42137	NFT
30	YY3.15	88.8	43892	42051	42059	NFT
31	YY3.18	88.8	43892	42051	42301	NFT
32	YY3.19	88.8	43892	42051	42420	NFT
33	YY1.7	108.7	29292	28494	48522	NFT
34	YY1.8	108.7	29292	28494	46927	NFT
35	YY1.13	108.7	29292	28494	46954	NFT
36	YY1.14	108.7	29292	28494	46443	NFT
37	YY1.15	108.7	29292	28494	46522	NFT
38	YY1.18	108.7	29292	28494	46684	NFT
39	YY1.19	108.7	29292	28494	46389	NFT

Ori, calibrarea si respectiv obtinerea curbei de flambaj "a" pe care se incadreaza aceste profile, s-a facut pe speciamele cu zvelteti medii, care isi pierd stabilitatea prin incovoiere-rasucire. Grupul de valori experimentale aferent acestor speciame se situeaza, asa cum se poate observa, mult deasupra curbei de flambaj. In schimb, speciamele cu zvelteti mici, afectate de un mod de instabilitate total diferit (N_{pl}), se incadreaza mai dificil in parametrii curbei de flambaj obtinute. Se va observa totusi ca abaterile lor fata de curba de flambaj sunt practic nesemnificative, fiind acoperite de coeficientii de siguranta. Procedura bazata pe Anexa Z conduce la obtinerea unui coeficient de siguranta $\gamma_{M1}=1,2829$. Daca se divid ordonatele curbei de flambaj cu aceasta valoare (procedeu corect deoarece

aceste ordonate exprima in forma adimensionala capacitatile portante teoretice la compresiune axiala !
!) curba de flambaj va “cobora” si toate valorile experimentale raman deasupra ei. Pana si coeficientul de siguranta $\gamma_M=1,1$ prescris de EUROCODE 3, aplicat in mod similar, este acoperitor in acest caz.

Desigur ca mai exista si alte explicatii, de natura structurala, ale incadrarii acelor profile T pe o curba de flambaj atat de “inalta” respectiv:

- cuplarea intre modul de flambaj prin incovoiere si modul de flambaj prin incovoiere-rasucire se dovedeste practic (prin valorile “sigma ultim” determinate pe cale experimentală pe care s-a facut calibrarea) a nu produce o eroziune prea mare a sarcinii critice de cuplare a instabilitatilor;
- profilele IPN-200 nu prezinta grosimi prea mari de talpa, ceea ce indica un nivel scazut al tensiunilor reziduale pe sectiunea transversala, nivel care nu afecteaza in mod notabil capacitatea portanta a profilului la compresiune axiala.

Autorul prezentei teze sustine ca rezultatul (aparent paradoxal) obtinut este corect, fiind confirmat asa cum s-a vazut de simpla comparare a ordonatelor punctelor experimentale cu ordonatele corespunzatoare ale curbei de flambaj rezultate. Deasemenea, abaterile ansamblului specimenelor fata de curba de flambaj rezultata sunt minore si se incadreaza in limitele coeficientului de siguranta prescris de Eurocode 3.

6.2.11.3 Lotul de profile T60-B laminate conform DIN 1024 - 63

Este un lot de profile laminate de provenienta germana, cu sectiunea transversala in forma de “T”. Profilele au fost incercate in Germania si in Olanda. Datele primare aferente acestui lot experimental sunt furnizate in tabelul 6.50

Tabel 6.50 - Date primare in leagtura cu profilele T60-B

Nr.	Cod sp	Lambda	Sig.u-nom [daN/mm2]	Sig.u-exp [daN/mm2]	fy.cupon [daN/mm2]	fy.exp.tr [daN/mm2]	Aria nom [mm2]	A.exp [mm2]
1	DD1.3	90	22.4	22.2	34.3	29.48	1700	1715
2	DD1.4	90	20	19.9	34.3	29.57	1700	1709
3	DD1.5	90	22.8	22.7	34.3	29.57	1700	1707
4	DD1.6	90	21.6	21.4	34.3	29.57	1700	1716
5	DD1.7	90	20.8	20.6	34.3	29.57	1700	1717
6	DD1.8	90	18.8	18.7	34.3	29.57	1700	1709
7	DD1.9	90	18.8	18.7	34.3	29.57	1700	1709
8	DD1.10	90	21.5	21.3	34.3	29.57	1700	1716
9	DD2.1	90	25.1	26	34.3	29.57	1700	1641
10	DD2.2	90	22.4	22.2	33.9	29.22	1700	1715
11	DD2.4	90	21.9	21.8	33.9	29.22	1700	1708
12	DD2.5	90	20.2	20.1	33.9	29.22	1700	1708
13	DD2.6	90	31.6	31.4	33.9	29.22	1700	1711
14	DD2.7	90	19.1	19	33.9	29.22	1700	1709
15	DD2.8	90	19.7	19.6	33.9	29.22	1700	1709
16	DD2.9	90	21	20.8	33.9	29.22	1700	1716
17	DD2.10	90	20.5	20.2	33.9	29.22	1700	1725
18	DD3.1	90	24.5	24.3	32	27.59	1700	1714
19	DD3.2	90	18.7	18.5	32	27.59	1700	1718
20	NLD1.2	114	16.4	15.9	32.5	27.75	1700	1753
21	NLD1.4	114	16.3	15.8	32.6	27.75	1700	1754
22	NLD1.6	114	18.2	17.7	32.6	27.75	1700	1748
23	NLD2.2	114	14.2	13.8	29.8	25.77	1700	1749

24	NLD2.4	114	20.3	19.5	29.8	25.77	1700	1770
25	NLD2.6	114	18.8	18	29.8	25.77	1700	1776
26	NLD3.3	114	16.7	16.2	31.9	26.56	1700	1752
27	NLD3.6	114	16.2	15.6	31.6	26.56	1700	1765
28	NLD4.3	114	15.4	14.9	31.1	27.56	1700	1757
29	NLD4.6	114	16.8	16.2	31.4	27.56	1700	1763
30	NLD4.8	114	16.5	16	31.7	27.56	1700	1753

În urma calculării forțelor critice teoretice pe tot intervalul de zvelteti util din punct de vedere practic, precum și a determinării diferențelor de ordonată adimensionale între modurile F și F se obține histograma din figura 6.49. Barețele histogramei situate sub axa indică faptul că pentru zveltetea respectivă, domina modul de flambaj prin încovoiere (F).

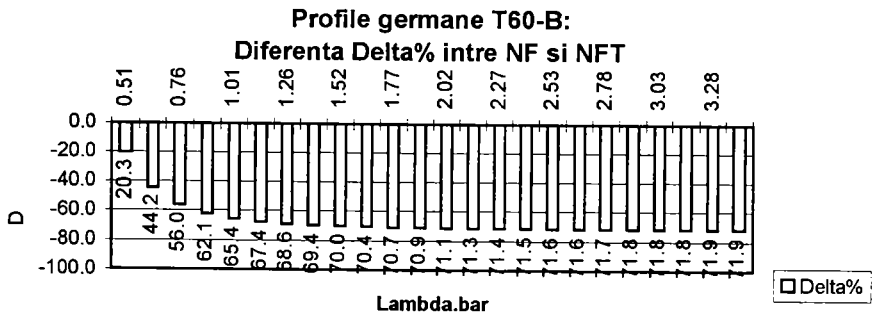


Figura 6.49-a) - Diferența ordonatelor modurilor critice teoretice la profile T60-B

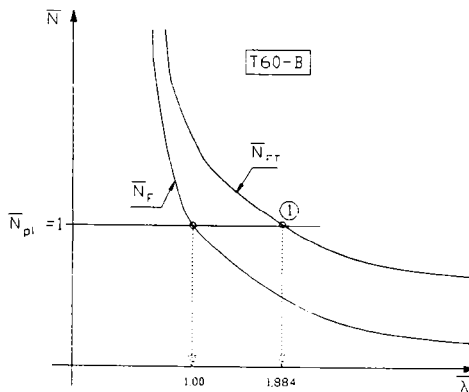


Figura 6.49 -b) -Cuplarea instabilităților la profile T60b

Ca urmare a examinării pozițiilor relative ale graficelor reprezentând modurile teoretice de instabilitate în cazul acestui tip de profil, rezultă (vezi fig. 6.49 a) și b)):

- pe tot domeniul de zveltete redusă de bară examinat, adică $\bar{\lambda} = [0,51, \dots, 3,41]$ curba care reprezintă modul de flambaj prin încovoiere (F) se situează sub curba care reprezintă modul de flambaj prin încovoiere-răsucire (FT);

- in domeniul studiat apare un fenomen de cuplare intre modul plastic de pierdere a stabilitatii (N_{pi}) si modul de pierdere a stabilitatii prin incovoiere (F); abscisa punctului de cuplare este asa cum se stie $\bar{\lambda}_{c1} = 1,000$;
- pentru localizarea traiectului curbei modului FT este utila si determinarea abscisei punctului de intersectie a acestui mod cu modul plastic, rezultand $\bar{\lambda}_{c1} = 1,884$ (punct situat catre limita domeniului de zvelteti util din punct de vedere practic si situat undeva deasupra traiectului modului dominant, care in acest caz este modul F)

Tabelul 6.51 prezinta *valorile fortelor critice de pierdere a stabilitatii* pentru speci­menele lotului, punand in evidenta prevalenta modului de pierdere a stabilitatii prin incovoiere (NF).

Tabelul 6.51 - Forte critice de pierdere a stabilitatii pentru profilele T60-B

Nr	Cod spec	N.FT [daN]	N.F [daN]	N.pl [daN]	Mod flamb
1	DD1.3	148495	43889	58835	F
2	DD1.4	147902	43715	58603	F
3	DD1.5	147810	43688	58567	F
4	DD1.6	148545	43903	58855	F
5	DD1.7	148599	43919	58876	F
6	DD1.8	148551	43729	58622	F
7	DD1.9	148495	43729	58622	F
8	DD1.10	147837	43905	58858	F
9	DD2.2	147895	43889	58149	F
10	DD2.4	147914	43696	57894	F
11	DD2.5	148585	43713	57917	F
12	DD2.7	149363	43726	57933	F
13	DD2.8	148379	43719	57924	F
14	DD2.9	148545	43915	58184	F
15	DD2.10	147837	44143	58486	F
16	DD3.2	148379	43967	54988	F
17	NLD1.2	97762	27963	56987	F
18	NLD1.4	97781	27968	57174	F
19	NLD2.2	97525	27896	52128	F
20	NLD3.3	97706	27947	55904	F
21	NLD3.6	98438	28153	55786	F
22	NLD4.3	97965	28020	54644	F
23	NLD4.6	98301	28114	55357	F
24	NLD4.8	97743	27957	55574	F

In baza celor constatate mai sus, in cazul acestui tip de profil, procedura de calibrare se poate aplica in mod similar profilelor simetrice dupa ambele axe. Calibrarea se face pe intreg lotul de specimene, lucrând direct prin coeficientul "α".

La prima testare a compatibilitatii modelului, rezulta in­sa un coeficient de corelatie total necorespunzator. Dupa incercari se elimina de pe sirul valorilor ordonate "b.i" un numar de 3 specimene, corelatia crescand la $\rho \cong 0,90$. In acest mod, lotul experimental util metodei de calibrare scade la 21 specimene.

Rezultatele aplicarii procedurii de calibrare pe un model Ayrton-Perry, direct prin coeficientul "α" al imperfectiunii generalizate, sunt prezentate in tabelul 6.52 si in figura 6.50:

Tabelul 6.52 - Rezultatele calibrării pe lotul de profile laminate T60-B.

Modul nr.	Numar specim.	Coef. de corel (ρ)	Coef. de var. (V _r)	Cor. Val. Medii (b̄)	Coef. de sigur.(γ _M)	Val. Calibr coef. (α)
1	21	0,913	0,116	1,077	1,1383	0,120

Profile T60-B

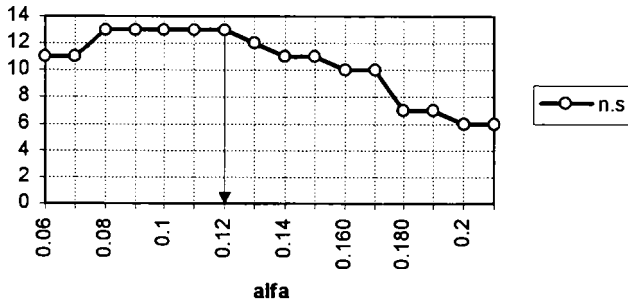


Figura 6.50 - Diagrama de dependenta α -n.s. cu marcarea optimului modelului

Observand valoarea calibrata a coeficientului generalizat al imperfectiunilor “ α ” se constata ca profilele laminate cu sectiune T denumite T60-B, se situeaza pe curba de flambaj “ a_0 ”.

Asa cum s-a aratat, unicul punct de cuplare al instabilitatilor relevante pentru traiectul curbei de flambaj calibrate este punctul de cuplare al modului F cu modul Npl, punct de abscisa $\bar{\lambda} = 1$. In dreptul acestei abscise se determina coeficientul eroziunii cu formula $\psi_{cl} = 1 - N(\bar{\lambda}_{cl}) = 1 - 0,730 = 0,270$ (\approx eroziune medie).

In figura 6.51 se prezinta abaterile ordonate punctelor experimentale aferente specimenelor lotului, fata de ordonatele corespunzatoare ale curbei “ a_0 ”. Baretele histogramei situate deasupra axei “x” semnifica puncte situate deasupra curbei de flambaj.

Profile germane T60-B: Abateri puncte experimentale fata de curba de flambaj a_0

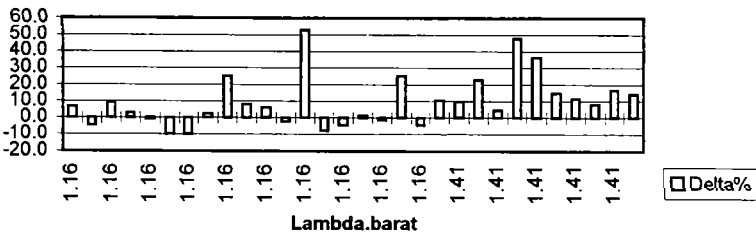


Figura 6.51 - Abateri puncte experimentale fata de curba “ a_0 ”

Se observa ca punctele experimentale se “aseaza” favorabil fata de curba de flambaj “ a_0 ”. Marea majoritate a punctelor se situeaza deasupra curbei de flambaj. Cele cateva puncte care se situeaza sub curba de flambaj prezinta abateri sub 10% din ordonata corespunzatoare a acesteia, ceea ce se incadreaza in limitele coeficientului de siguranta EUROCODE. Pozitia favorabila a punctelor experimentale fata de curba de flambaj definita mai sus, confirma rezultatul calibrarii efectuate.

6.2.11.4 Lotul de profile cu sectiune T sudata testat la INCERC-Timisoara

Desi acest lot nu face parte din campania experimentală europeană ale carei specimene au făcut obiectul studiilor de mai sus, studiul lui este extrem de relevant în raport cu profilele cu secțiune T analizate mai sus, așteptându-se situarea acestor profile sudate pe o curbă de flambaj net inferioară față de curbele a-a₀ obținute anterior.

Specimenele aferente acestui lot au fost realizate din table de oțel marca OL 52 sudate, având o grosime suficientă (10 mm) pentru a se evita orice voalare locală a peretilor secțiunii. Ca urmare a deformărilor induse de contractia apărută în urma răcirii sudurilor, s-a aplicat o procedură tehnologică de îndreptare la rece, la presa, tehnologie uzuală în România anilor 1988-89. Datorită aplicării acestei operațiuni, au rezultat ecruisări neuniforme ale materialului, cu rol în comportamentul sub sollicitare atât la barele scurte (cupoane scurte) cât și la barele cu vâlcetăți medii, testate la flambaj.

S-au efectuat măsurători deosebit de minuțioase ale imperfecțiunilor de tip geometric, respectiv evaluări indirecte și informative ale imperfecțiunilor de tip mecanic (tensiunilor reziduale).

Barele testate la flambaj au fost astfel dimensionate încât valorile forței critice corespunzătoare flambajului prin încovoiere sunt apropiate de valorile forței critice corespunzătoare flambajului prin încovoiere-răsucire. Acest tip de bare a fost studiat deoarece datorită cuplării celor două forme de instabilitate bara devine extrem de sensibilă la imperfecțiunile de tip geometric și deci se aștepta încadrarea ei pe o curbă de flambaj inferioară față de curbă de flambaj aferentă barei afectate de o singură formă de instabilitate.

Datele primare în legătură cu specișenele lotului analizat se furnizează în tabelul 6.53:

Tabelul 6.53 - Date primare asupra lotului de specișene cu secțiune T sudată

Nr.	Cod sp	b.t [mm]	t.t [mm]	h.i [mm]	t.i [mm]	fy.cupon [daN/cm ²]	fy.tract [daN/cm ²]	Fu [daN]	Lmd.y	Lmd.tr
1	T1A-1	160	10	110	10	3889	4560	56750	75	80
2	T1A-2	160	10	110	10	3889	4560	50000	75	80
3	T1B-1	160	10	110	10	4204	4529	46000	75	80
4	T1B-2	160	10	110	10	4204	4529	50000	75	80
5	T2A-1	160	10	80	10	4792	4452	44000	107	73
6	T2A-2	160	10	80	10	4792	4452	41750	107	73
7	T2B-1	160	10	80	10	4937	4535	40000	107	73
8	T2B-2	160	10	80	10	4937	4535	40000	107	73
9	T3A-1	160	10	140	10	4317	4477	63500	58	88
10	T3A-2	160	10	140	10	4317	4477	56000	58	88
11	T3B-1	160	10	140	10	4250	4593	48500	58	88
12	T3B-2	160	10	140	10	4250	4593	54750	58	88
13	T1A-3	160	10	110	10	3889	4560	66000	75	80
14	T1A-4	160	10	110	10	3889	4560	56000	75	80
15	T1B-3	160	10	110	10	4204	4529	48000	75	80
16	T3A-3	160	10	140	10	4317	4477	70000	58	88
17	T3B-3	160	10	140	10	4250	4593	51250	58	88
18	T4A-1	210	10	140	10	4228	4109	78000	80	84
19	T4A-2	210	10	140	10	4228	4109	72000	80	84
20	T4A-3	210	10	140	10	4228	4109	66000	80	84
21	T4B-1	210	10	140	10	4400	4146	70000	80	84
22	T4B-2	210	10	140	10	4400	4146	73000	80	84
23	T4B-3	210	10	140	10	4400	4146	43000	80	84
24	T4B-4	210	10	140	10	4400	4146	56000	80	84
25	T5A-1	210	10	110	10	4437	4421	50000	106	77

26	T5A-2	210	10	110	10	4437	4421	46000	106	77
27	T5B-1	210	10	110	10	4375	4445	50000	106	77
28	T5B-2	210	10	110	10	4375	4445	46500	106	77
29	T5B-3	210	10	110	10	4375	4445	42000	106	77
30	T6A-1	210	10	160	10	4027	4171	75500	69	90
31	T6A-2	210	10	160	10	4027	4171	72500	69	90
32	T6A-3	210	10	160	10	4027	4171	51750	69	90
33	T6A-4	210	10	160	10	4027	4171	74000	69	90
34	T6A-5	210	10	160	10	4027	4171	67750	69	90
35	T6B-1	210	10	160	10	3892	4149	62250	69	90
36	T6B-2	210	10	160	10	3892	4149	58000	69	90

In vederea constituirii lotului util procedurii de calibrare, au fost selectate un numar de 27 specimene care isi pierd stabilitatea prin incovoiere-rasucire, fapt constatat prin determinarea valorii zveltetii maxime de bara, respectiv a valorii calculate a fortei critice.

In tabelul 6.54 se prezinta valorile fortelor critice de pierdere a stabilitatii barei respective.

Tabel 6.54 - Forte critice de pierdere a stabilitatii la profile T sudate

Nr.crt	Cod specim	NF [daN]	NFT [daN]	Npl [daN]
1	T1A-1	99480	89172	105003
2	T1A-2	99480	89172	105003
3	T1B-1	99480	89172	113508
4	T1B-2	99480	89172	113508
9	T3A-1	184824	121211	129510
10	T3A-2	184824	121211	129510
11	T3B-1	184824	121211	127500
12	T3B-2	184824	121211	127500
13	T1A-3	99480	89172	105003
14	T1A-4	99480	89172	105003
15	T1B-3	99480	89172	113508
16	T3A-3	184824	121211	129510
17	T3B-3	184824	121211	127500
18	T4A-1	113340	95825	147980
19	T4A-2	113340	95825	147980
20	T4A-3	113340	95825	147980
21	T4B-1	113340	95825	154000
22	T4B-2	113340	95825	154000
23	T4B-3	113340	95825	154000
24	T4B-4	113340	95825	154000
30	T6A-1	161063	111420	148999
31	T6A-2	161063	111420	148999
32	T6A-3	161063	111420	148999
33	T6A-4	161063	111420	148999
34	T6A-5	161063	111420	148999
35	T6B-1	161063	111420	144004
36	T6B-2	161063	111420	144004

Cele 6 tipuri de sectiuni transversale "T" ce compun lotul INCERC au fost studiate de autor, din punct de vedere al cuplarii formelor de instabilitate, pe tot domeniul util al zveltetiilor reduse de bara. Rezultatele acestui studiu sunt prezentate in histogramele din figurile 6.52-6.58. Baretele histogramelor situate deasupra axei indica drept mod dominant modul FT iar baretele histogramelor situate sub axa indica drept mod dominant modul F.

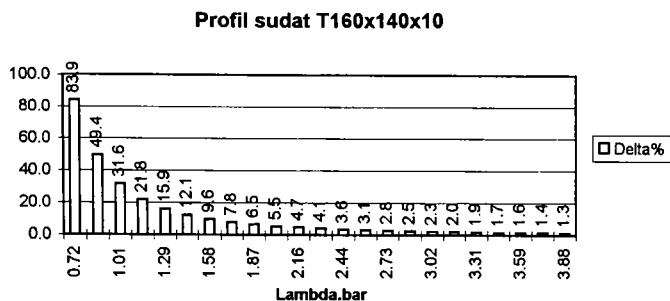


Figura 6.52-a) - Diferenta ordonatelor F si FT la profile sudate cu raportul b/h=1,14

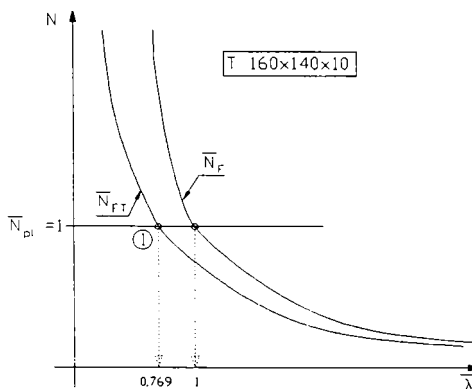


Figura 6.52-b) - Cuplarea instabilitatilor la profile sudate T 160x140x10

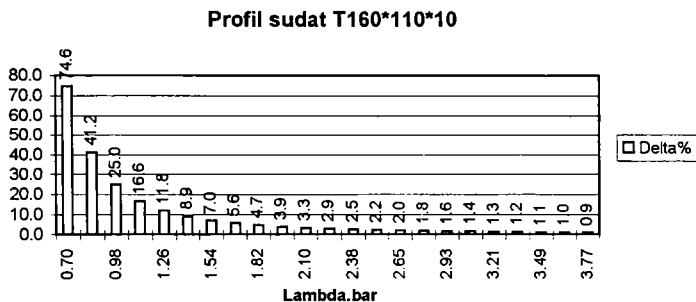


Figura 6.53-a) - Diferenta ordonatelor F si FT la profile sudate cu raportul b/h=1,45

Figurile 6.52 si 6.53 admit un comentariu comun deoarece proportiile sectiunii transversale situeaza aceste bare intr-un domeniu de comportament comun. Asa cum se arata in lucrarea [5.6] raportul (b/h) intre latimea talpii si inaltimea inimii profilului T este o caracteristica geometrica importanta care permite caracterizarea profilului respectiv din punct de vedere al comportamentului la flambaj. In lucrarea mentionata mai sus, Gioncu, Dubina & all. stabilesc drept valoare ce delimiteaza domeniul flambajului prin incovoiere-rasucire de domeniul flambajului prin incovoiere la profilele cu sectiune T, valoarea b/h=1,6 a raportului mentionat.

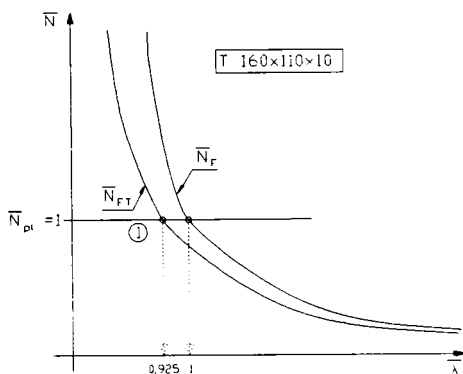


Figura 6.53-b) - Cuplarea instabilitatilor la profile sudate 160x110x10

Aceasta concluzie la care ajung autorii de mai sus rezulta dintr-o diagrama furnizata in lucrarea [5.6] al carei corespondent sub forma de histograma (mai clar evidentiat) se prezinta in figura 6.54:

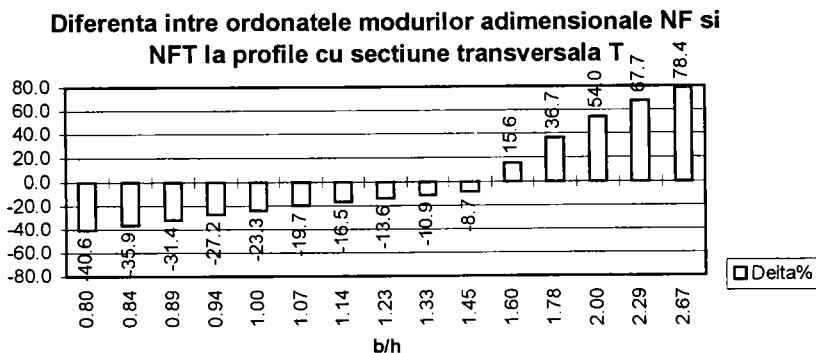


Figura 6.54-Diferentele ordonatelor modurilor F si FT la profile cu sectiune T

Delimitarea domeniilor pe care prevealeaza modurile de instabilitate studiate, se face astfel:

- la toate profilele cu $b/h < 1,6$ modul de instabilitate dominant este flambajul prin incovoierere-rasucire (FT), ceea ce se si verifica in figurile 6.52-6.53-a,b)
- la toate profilele cu $b/h \geq 1,6$ modul dominant este flambajul prin incovoierere.

- Pentru profilele T160x140x10 avem $I_x > I_y$ si deci $k_0=1$. Exista un singur punct de cuplare: cel intre modul plastic N_{pl} si modul FT, cu abscisa $\bar{\lambda}_{c1} = 0,769$

- Pentru profilele T160x110x10 avem $I_x > I_y$ si deci $k_0=1$. Exista un singur punct de cuplare: cel intre modul plastic N_{pl} si modul FT, cu abscisa $\bar{\lambda}_{c1} = 0,925$

Profil sudat T160x80x10

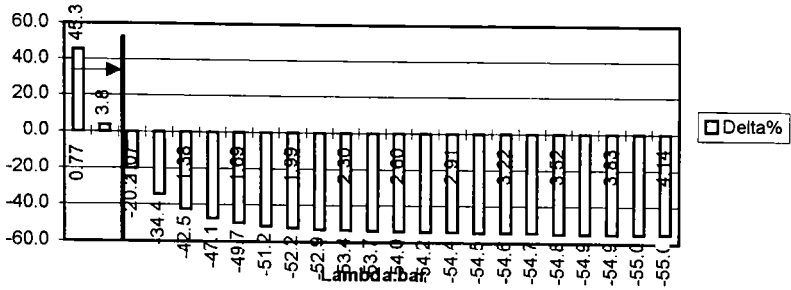


Figura 6.55-a) - Diferenta ordonatelor F si FT la profile sudate cu raportul b/h=2,0

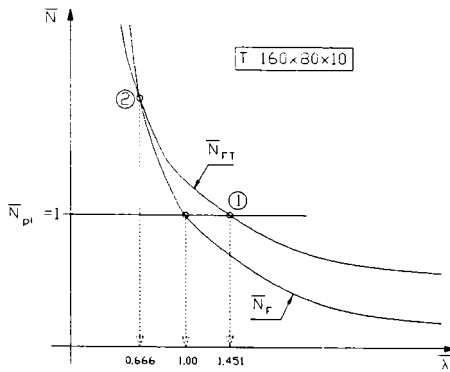


Figura 6.55-b) - Cuplarea modurilor de instabilitate la profile sudate T 160x80x10

Acest tip de profil prezinta un raport $b/h=2,0$. Deoarece se realizeaza conditia $b/h > 1,6$ exista un punct de cuplare intre modurile de instabilitate F si FT. Intre momentele de inertie ale sectiunii transversale exista relatia $I_x < I_y$ si deci $k_0=2,25$.

Cele trei puncte de cuplare intre modurile teoretice de instabilitate sunt:

- punctul de cuplare intre modul F si modul plastic, de abscisa $\bar{\lambda} = 1,000$;
- punctul de cuplare intre modul FT si modul plastic N_{pl} de abscisa $\bar{\lambda}_{c1} = 1,451$
- punctul de cuplare intre modul F si modul FT de abscisa $\bar{\lambda}_{c2} = 0,666$.

Dominarea modurilor de instabilitate pe domenii are loc dupa cum urmeaza. Pe domeniul de zvelteti $0 < \bar{\lambda} < 1,0$ prevaleaza modul plastic de instabilitate iar pe domeniul de zvelteti reduse $\bar{\lambda} \geq 1,0$ prevaleaza modul de flambaj prin incovoiere (aspect logic tinand cont de inaltimea relativ redusa a inimii profilului). Modul FT nu este relevant in acest caz pentru trasarea curbei de flambaj.

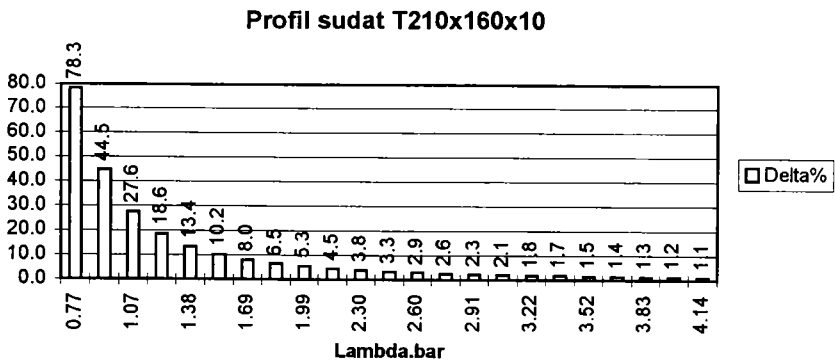


Figura 6.56-a) - Diferenta ordonatelor F si FT la profile sudate cu raportul b/h=1,31

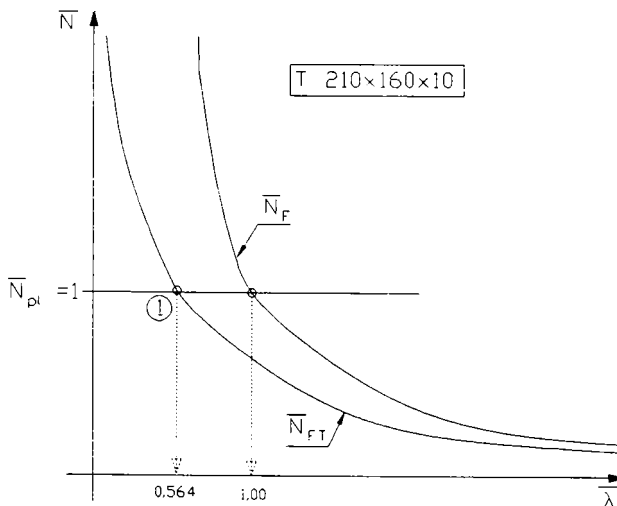


Figura 6.56-b) - Cuplarea modurilor de instabilitate la profile sudate T 210x160x10

- Pentru profilele T210x160x10 avem $I_x < I_y$ si deci $k_0=1$. Exista un singur punct de cuplare: cel intre modul plastic N_{pi} si modul FT, cu abscisa $\bar{\lambda}_{C1} = 0,564$.

Punctul de intersectie între traiecul modului F si are abscisa $\bar{\lambda} = 1,00$.

Pe domeniul de zvelteti $0 < \bar{\lambda} < 0,564$ prevaleaza modul plastic de instabilitate iar pe domeniul de zvelteti reduse $\bar{\lambda} \geq 0,564$ prevaleaza modul de flambaj prin incovoiere-rasucire. In cazul acestui tip de profil modul F nu este relevant pentru trasarea curbei de flambaj.

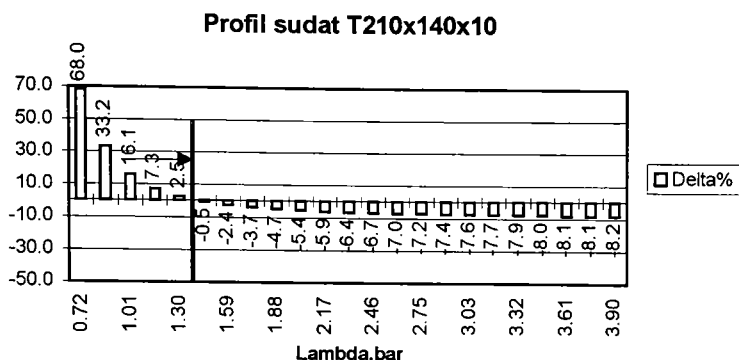


Figura 6.57-a) - Diferenta ordonatelor F si FT la profile sudate cu raportul b/h=1,5

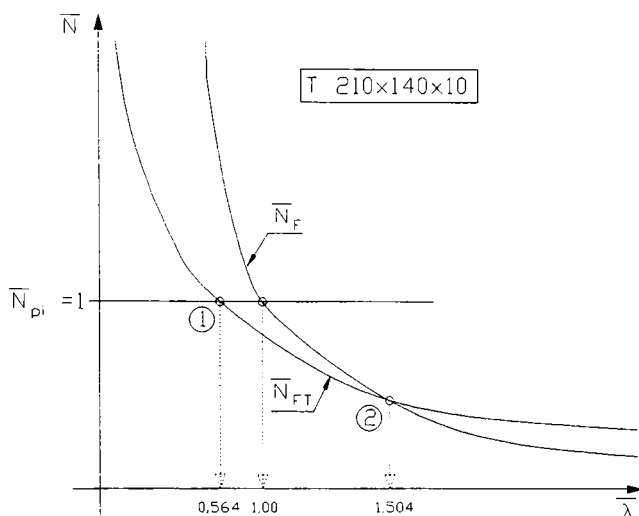


Figura 6.57-b) - Cuplarea modurilor de instabilitate la profile sudate T 210x140x10

Acest tip de profil prezinta un raport $b/h=1,5$. Intre momentele de inertie ale sectiunii transversale exista relatia $I_x < I_y$ si deci $k_0=1,1$. Exista doua puncte de cuplare si anume: punctul de cuplare intre modul FT si modul plastic, de abscisa $\bar{\lambda}_{c1} = 0,782$, respectiv punctul de cuplare intre modul F si modul FT de abscisa $\bar{\lambda}_{c2} = 1,504$.

Pe domeniul de zveltete $0 < \bar{\lambda} < \bar{\lambda}_{c1}$ prevaleaza modul de cedare plastic N_{pl} .

Pe domeniul de zvelteti $\bar{\lambda}_{c1} < \bar{\lambda} < \bar{\lambda}_{c2}$ prevaleaza modul de flambaj prin incovoiere-rasucire iar pe domeniul de zvelteti $\bar{\lambda} > \bar{\lambda}_{c2}$ prevaleaza modul de flambaj prin incovoiere (aspect logic tinand cont de inaltimea relativ redusa a inimii profilului)

Profil sudat T210*110*10

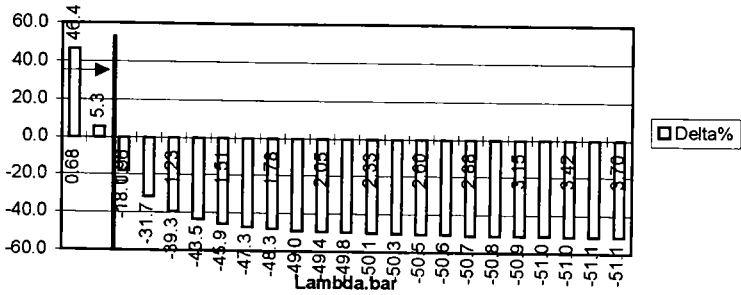


Figura 6.58-a) - Diferenta ordonatelor F si FT la profile sudate cu raportul b/h=1,91

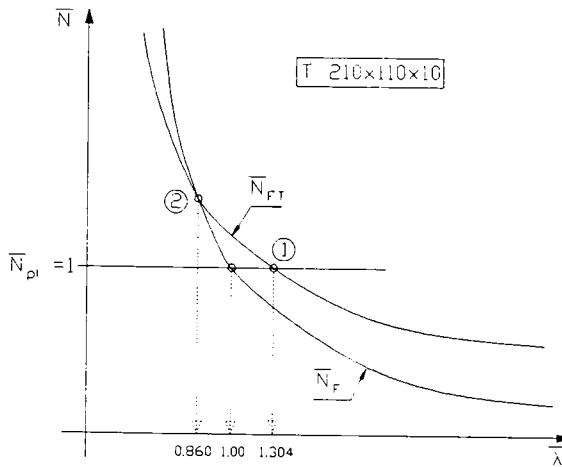


Figura 6.58-b) - Cuplarea instabilitatilor la profile sudate T 210x110x10

Acest tip de profil prezinta un raport $b/h=1,91$. Intre momentele de inertie ale sectiunii transversale exista relatia $I_x < I_y$ si deci $k_0=2,07$. Exista trei puncte de cuplare si anume: punctul de cuplare intre modul de flambaj prin incovoiere si modul plastic $\bar{\lambda}_{c1} = 1,000$, punctul de cuplare intre modul FT si modul plastic, de abscisa $\bar{\lambda} = 1,304$, respectiv punctul de cuplare intre modul F si modul FT de abscisa $\bar{\lambda} = 0,860$. Pe domeniul de zveltete $0 < \bar{\lambda} < \bar{\lambda}_{c1}$ prevaleaza modul de cedare plastic N_{pl} iar pe domeniul de zvelteti $\bar{\lambda} > \bar{\lambda}_{c1}$ prevaleaza modul de flambaj prin incovoiere. Modul FT nu este relevant pentru trasarea curbei de flambaj la acest tip de profil.

In continuare se poate trece la procedura de calibrare. La prima testare a compatibilitatii modelului, rezulta insa un coeficient de corelatie total necorespunzator. Dupa eliminariile efectuate pe sirul celor 36 de valori ordonate "b.i" se pun in evidenta doua grupe separate de specimene (denumite de autor

tot "moduri" prin asimilare cu modurile statistice prezentate anterior), ce rezulta din considerente de asigurare a unei corelatii corespunzatoare, si anume:

- modul 1 alcatuit din 8 specimene cu valori joase ale fortei ultime experimentale, prezentand insa un coeficient de corelatie $\rho=0,920$
- modul 2 alcatuit din 23 specimene, prezentand un coeficient de corelatie $\rho=0,880$

Rezultatele aplicarii procedurii de calibrare, separat pe cele doua moduri, direct prin coeficientul "α" al imperfectiunii generalizate, sunt prezentate in tabelul 6.56:

Tabelul 6.55 - Rezultatele calibrarii pe lotul de profile cu sectiune T sudata.

Modul nr.	Numar specim.	Coef. de corel (ρ)	Coef. de var. (V _r)	Cor. Val. Medii (b̄)	Coef. de sigur.(γ _M)	Val. Calibr coef. (α)
1	8	0,921	0,113	1,082	1,1539	1,050
2	23	0,883	0,168	1,184	1,2817	0,580

Conform procedurii propuse, valoarea finala a coeficientului imperfectiunii generalizate se determina ca medie ponderata in raport cu numarul de specimene, a valorilor obtinute prin calibrare si prezentate mai sus.

$$\alpha_c = \frac{\alpha_1 \cdot n_1 + \alpha_2 \cdot n_2}{n_1 + n_2} = \frac{1,050 \cdot 8 + 0,580 \cdot 23}{8 + 23} = 0,701 \quad (6.82)$$

Observand valoarea calibrata a coeficientului generalizat al imperfectiunilor "α" se constata ca profilele cu sectiune T sudata se situeaza pe curba de flambaj "d".

Profile cu sectiune T sudata: Abateri ale punctelor experimentale fata de curba de flambaj "c"

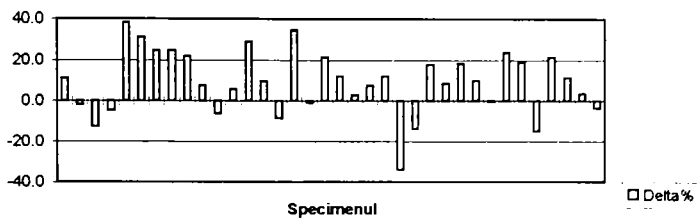


Figura 6.59 - Abateri procentuale ale punctelor experimentale fata de curba de flambaj "c"

Profile cu sectiune T sudata: Abateri ale punctelor experimentale fata de curba de flambaj "d"

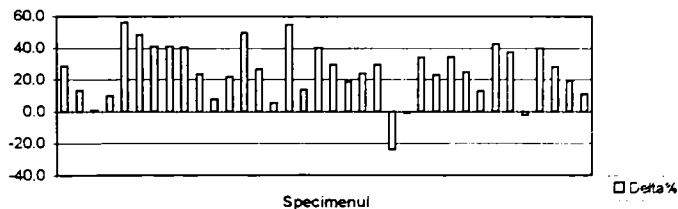


Figura 6.60 - Abateri procentuale ale punctelor experimentale fata de curba de flambaj "d"

In figura 6.59 se prezinta histograma abaterilor ordonate ale punctelor experimentale, fata de ordonatele corespunzatoare ale curbei de flambaj conventionale "c" (in procente din valoarea ordonatei respective a curbei "c"), iar in figura 6.60 abaterile procentuale ale ordonatei punctelor experimentale fata de curba de flambaj "d". Baretele situate sub axa (x) corespund unor puncte situate sub curba de flambaj

Rezultatul obtinut indica o asezare suficient de favorabila a punctelor experimentale si fata de curba de flambaj "c" prin faptul ca marea majoritate a punctelor se situeaza deasupra acestei curbe si sunt rezonabil distantate fata de ea. Cele cateva puncte situate sub curba de flambaj mentionata, fie prezinta abateri nesemnificative, fie pot fi incadrate in categoria abaterilor grosiere. Oricum, alura generala a acestui lot indica o pronuntata imprastiere a rezultatelor experimentale, fapt confirmat d' altfel si de observatiile efectuate de Gioncu si Balut in legatura cu acest aspect.

Concluzii referitoare la calibrarile efectuate pe profile cu sectiune T

- In urma analizei efectuate se constata un comportament extrem de diferit al acestui tip de profil cu sectiune monosimetrica, functie de proportiile sectiunii transversale;
- Asa cum se poate observa din diagramele anterioare functie de comportamentul profilului, pe diverse domenii ale zveltetii reduse de bara prevaleaza unul dintre modurile de instabilitate N_{pl} , N_F , N_{FT}
- Aspectele revelate mai sus influenteaza procedura de calibrare prin intermediul careia se determina valorile optime ale coeficientului imperfectiunii generalizate "α" in sensul ca pentru toate profilele se va utiliza ca model teoretic ecuatia Ayrton-Perry inasa pentru profilele care flambeaza prin incovoiere se lucreaza cu zveltetea λ iar pentru profilele care flambeaza prin incovoiere -rasucire se lucreaza cu zveltetea λ_w .
- Functie de pozitia relativa a modurilor teoretice de instabilitate, punctele de cuplare intre aceste moduri apar in cele mai diverse pozitii pe grafic.
- Prezentul studiu s-a interesat si de pozitia punctului de cuplare intre modul de flambaj prin incovoiere si modul de flambaj prin incovoiere-rasucire, in ideea de a confirma sau de infirma asertiunea introdusa de Gioncu, Dubina & all in [5.6] conform careia in dreptul acestui punct apare o eroziune de nivel slab;
- Singurul punct de cuplare F-FT situat in interiorul domeniului util apare la sectiunea sudata T 210x140x10, avand abscisa $\bar{\lambda}_{c2} = 1,504$. In dreptul acestei abscise coeficientul eroziunii este:
$$\psi_{c2} = \frac{1}{\bar{\lambda}_{c2}^2} - \bar{N}_c(\bar{\lambda}_{c2}) = \frac{1}{1,504^2} - 0,313 = 0,129$$
. Se constata ca se depaseste cu putin nivelul limita superior al eroziunii slabe, $\psi=0,1$. Practic se poate considera ca in dreptul punctului de cuplare apare o eroziune slaba, ceea ce confirma asertiunea prezentata.
- Deoarece punctele de cuplare F-FT apar, asa cum s-a vazut, relativ rar in zona de pe grafic utila studiului efectuat, si in plus eroziunea determinata in dreptul lor este slaba sau slaba spre medie, se concluzioneaza ca *aceste puncte de cuplare nu sunt relevante pentru stabilirea traiectului curbei de flambaj cautate*. In scopul determinarii acestei curbe se vor folosi celelalte puncte de cuplare existente, in dreptul carora studiile indica aparitia unei eroziuni de nivel mediu sau mediu spre tare.
- Deasemenea, datorita nivelului scazut de eroziune in punctul de cuplare al modurilor F si FT se confirma corectitudinea aplicarii de catre Mateescu si Dubina [6.15] a criteriului Bleich de optimizare naiva, cu alcatuirea sectiunii transversale a profilului T astfel incat $N_F \approx N_{FT}$.

6.3 Concluzii

Cercetarea efectuată de autorul prezentei teze a inclus o trecere în revistă a loturilor de profile laminare grele, aparținând campaniei experimentale europene, desfășurate în anii 1960-1970. Metoda de calibrare propusă în cadrul tezei a fost testată pe aceste loturi experimentale în vederea perfecționării și validării ei. În cadrul tabelului 6.57 sunt prezentate valorile coeficientului "α" al imperfecțiunii generalizate obținute în urma calibrărilor. Ca o consecință, rezultă încadrările pe curbele europene de flambaj preconizate de autor pentru respectivele profile laminare, dintre care unele coincid cu actualele clasificări iar altele contrazic aceste clasificări.

Toate concluziile au fost trase în limita tipodimensiunilor de specimene studiate, respectiv a valorilor experimentale aflate la dispoziția autorului (totuși unele loturi au fost de mari dimensiuni și extinse pe tot intervalul de zvelteti de bară, permițând concluzii absolute pertinente). Se va observa că din motive de capacitate portantă și anvergură a preselor utilizate, loturile europene disponibile au inclus *specimene cu secțiuni transversale relativ mici*, înțelegând prin aceasta grosimi de pereti sau respectiv de talpi relativ reduse. Aceasta implică distribuții de tensiuni reziduale pe secțiunea transversală mai favorabile decât la profilele cu pereti groși. În special pentru profilele de tip IPE, încadrate în opinia autorului pe curba de flambaj "a", ar fi posibil ca de la anumite înălțimi de profil / grosimi de talpă să existe o "treaptă comportamentală" de la care profilele respective să se încadreze pe curba "b". Pentru a constata dacă această "treaptă" există, ar fi necesare o serie de încercări la flambaj efectuate pe profile cu secțiuni transversale (deci și grosimi de talpă) mai mari și cu zveltetea redusă de bară identică celei a punctului de cuplare a instabilităților. Oricum, posibila încadrare integrală a profilelor IPE pe curba de flambaj "a", în conformitate cu concluziile actuale ale autorului, ar avea consecințe economice deosebit de favorabile și ar permite mărirea îndrăzneții de proiectare.

Evident că studiile efectuate pe alte loturi experimentale pot confirma sau, dimpotrivă, contrazice aceste concluzii.

Deasemenea se face observația că atât tehnologiile de laminare cât și tehnologiile de sudură au evoluat mult până în prezent, față de tehnologia anilor 1960-70 prin care s-au obținut profilele studiate. Din acest motiv este foarte posibil ca studiul unor loturi de profile produse prin tehnologii moderne să conducă la concluzii oarecum diferite.

În continuare se prezintă centralizatorul valorilor "α" obținute (tab. 6.57):

- Din examinarea tabelului 6.57 rezultă că o parte a valorilor calibrate prin intermediul procedurii propuse conduc la încadrări identice sau apropiate de încadrările actuale ale profilelor laminare grele sau sudate, ceea ce permite validarea procedurii utilizate. Procedura uzuală implică efectuarea calibrării în zona punctului de cuplare a instabilităților prin intermediul coeficientului eroziunii "ψ" cu determinarea nivelului de eroziune și a coeficientului "α".
- Procedura propusă își dovedește eficiența inclusiv prin calibrare pe modelul teoretic Ayrton-Perry, direct prin intermediul coeficientului "α". Rezultatele obținute prin cele două metode au fost cvasi-identice în cazurile studiate. Aceasta procedura alternativă prezintă o deosebită importanță deoarece în cazul loturilor care *nu includ specimene cuprinse în intervalul de cuplare a instabilităților*, ci distribuite pe zvelteti adiacente acestei zone, calibrarea se poate totuși efectua cu precizie detectându-se valoarea caută.
- Cazurile în care încadrarea propusă de autor nu coincide cu încadrarea actuală a profilelor respective atrag atenția asupra necesității restudierii și eventual reconsiderării de către

comunitatea stiintifica a acestor incadrari. Procedura bazata pe Anexa Z a EUROCODE 3 este un instrument modern si perfectionat, care in varianta utilizata de autor permite detectarea unui optim al modelului din punct de vedere al sigurantei. Acest instrument este clar superior tuturor procedeelor statistice semi-empirice care au condus la incadrari actuale, ceea ce justifica semnalul de eventuala reconsiderare a unora dintre ele.

Tabelul 6.57 - Centralizatorul valorilor " α " rezultate prin calibrari

PROFILUL	Numar specim.	" α " calibrat	Coef. de siguranta	Eroziune " ψ "	Curba de flambaj propusa	Curba de flambaj actuala
Profil laminat "I" IAP - 150	192	0,130	1,2350	0,270	a	b
Profil laminat IPE - 160	256	0,174	1,2026	0,310	a	b
Profil laminat IPE - 200	10	0,148	1,2021	0,290	a	b
Profil lam. talpi late DIE - 200	12	0,373	1,2314	0,417	c	c
Profil reconstit. "I" sudat manual	8	0,792	1,1592	0,540	d	c
Profil reconstit. "I" sudat automat	8	0,798	1,3472	0,550	d	c
Teava drept. CIDECT (otel inalta rezistenta)	57	0,188	1,1976	0,320	a	a ₀
Teava rot. CIDECT (otel inalta rezistenta)	33	0,066	1,2290	0,205	a ₀	a ₀
Cheson sudat din 2L 50x50x5	9	0,432	1,1651	0,440	c	c
Cheson din table sudate manual	11	0,380	1,1451	0,420	c	c
Cheson din table sudate automat	11	0,521	1,2065	0,470	≈ c	c
Teava rotunda Φ 89 x 8 mm	10	0,124	1,2013	0,269	a ₀	a
Teava patrata 88,9 x 88,9 x 6,3 mm	20	0,150	1,1287	-	a	a
Profile T din ½ IPN - 200	39	0,190	1,2587	-	a	c
Profil laminat T 60 - B	30	0,120	1,2829	-	a ₀	c
Profil T sudat lot INCERC	36	0,701	-	-	d	c

- Studiul loturilor masive de profile IPE-160 si IAP-150 a permis deasemenea punerea in evidenta, asa cum s-a aratat, a unei serii de aspecte care justifica reconsiderarea modelului Ayrton-Perry utilizat, in sensul revederii expresiei imperfectiunii generalizate " α ". Autorul propune pentru aceasta imperfectiune un tip de expresie similar (dar nu identic) celui introdus de Maquoi si Rondal, care amelioreaza considerabil comportamentul modelului teoretic, corectand defectul de rotire al curbei de flambaj constatat.

- Studiul relativ extins efectuat de autor in problema profilelor cu sectiune monosimetrica in forma de T a avut trei roluri si anume:

-acela de a demonstra ca fenomenul de cuplare a instabilitatilor F si FT produce o eroziune slaba in conformitate cu deductia teoretica a scolii timisorene de stabilitate a structurilor prin Gioncu, Dubina & all [5.6], nefiind relevant pentru alegerea curbei de flambaj a profilului respectiv;

- acela de reusi localizarea in plan a modurilor teoretice de instabilitate prin calculul absciselor punctelor de cuplare, ceea ce permite stabilirea domeniilor zveltetei reduce de bara pe care domina diversele moduri si respectiv modurile care domina;

- acela de a clarifica si de a pune la punct metoda de abordare a sectiunilor laminate sau reconstituite monosimetrice, metoda categoric dependenta de modul de instabilitate dominant; metoda este extrem de importanta pentru *pregatirea lucrului in cazul profilelor cu pereti subtiri formate la rece care in mare majoritate sunt monosimetrice si care vor fi abordate in continuare.*

7. Aplicarea metodei propuse la profile cu pereti subtiri formate la rece

7.1 Forma ecuatiei Ayrton-Perry in cazul cuplarii flambajului de bara cu voalarea peretilor sectiunii

In cazul profilelor cu pereti subtiri formate la rece, datorita grosimii reduce a peretilor sectiunii transversale este posibila aparitia fenomenului de voalare a acestora. In conformitate cu metoda introdusa pe baza teoriilor lui Winter si respectiv von Karman, in situatia aparitiei fenomenului de voalare se lucreaza cu un efort unitar egal cu limita de curgere a materialului de baza (f_y) care se considera uniform distribuit pe sectiunea transversala eficace, definita prin relatia:

$$A_{ef} = Q \cdot A \quad (7.1)$$

unde prin "Q" s-a notat coeficientul sectiunii transversale eficace. Se face mentiunea ca notatia folosita actualmente pentru acest coeficient in [5.5] este " β_A ". Notatia "Q" este notatia folosita anterior de norma europeana mentionata, iar autorul prefera totusi utilizarea acestei notatii in cele ce urmeaza, pentru a nu aparea confuzii cu coeficientul " β " din formula modului teoretic de flambaj prin incovoiere-rasucire (N_{FT}).

In relatia (7.1) "A" reprezinta aria sectiunii transversale brute, existand in mod evidenta relatia $Q \leq 1$. Determinarea configuratiei ariei eficace a sectiunii transversale se face pe baza principiului latimii active de perete, definita in prezenta lucrare in cadrul capitoului 3, dedicat trecerii in revista a particularitatilor comportamentale a profilelor cu pereti subtiri formate la rece.

Considerand sectiunea transversala in stare voalata, capacitate portanta plastica a acesteia la compresiune axiala se scrie:

$$N_{pl,ef} = f_y \cdot A_{ef} = (f_y Q) \cdot A \quad (7.2)$$

Relatia de mai sus exprima de fapt capacitatea portanta plastica a tronsonului scurt de bara cu pereti subtiri, element afectat exclusiv de fenomenul voalarii peretilor.
de unde:

$$\frac{N}{A} + \frac{e_0 N}{\left(1 - \frac{N}{N_{cr}}\right) W} = Q f_y \quad (7.3)$$

iar prin transformari se obtine relatia:

$$\left(Q N_{pl} - N\right) \left(1 - \frac{N}{N_{cr}}\right) = \eta N \quad (7.4)$$

Prin impartirea ambilor membri ai ecuatiei (7.4) cu valoarea capacitatii portante plastice a sectiunii transversale nevoalate ($N_{pl} = A \cdot f_y$) rezulta:

$$Q - \frac{N}{N_{pl}} \cdot \left(1 - \frac{N}{N_{cr}}\right) = \eta \frac{N}{N_{pl}} \quad (7.5)$$

sau:

$$Q - \frac{N}{N_{pl}} \cdot \left(1 - \frac{N_{pl}}{N_{cr}} \cdot \frac{N}{N_{pl}}\right) = \eta \frac{N}{N_{pl}} \quad (7.6)$$

ceea ce conduce la forma ecuatiei Ayrton-Perry, scrisa pe baza marimilor adimensionale \bar{N} si respectiv $\bar{\lambda}$, pentru cazul cuplarii flambajului de bara cu voalarea peretilor sectiunii transversale.

$$\boxed{(Q - \bar{N}) \cdot (1 - \bar{\lambda}^2 \bar{N}) = \alpha(\bar{\lambda} - 0,2)\bar{N}} \quad (7.7)$$

In cadrul tezei sale de doctorat elaborata la Universitatea din Liege sub coordonarea Prof. J.Rondal [7.1], Batista propune utilizarea in relatia (7.6), in locul capacitatii portante plastice a sectiunii nevoalate ($N_{pl}=A \cdot f_y$), a capacitatii plastice a tronsonului scurt de bara cu pereti subtiri, data de relatia (7.2). Prin implementarea modificarii propuse de Rondal si Batista in ecuatia Ayrton-Perry mentionata, aceasta devine:

$$1 - \frac{N}{QN_{pl}} \cdot \left(1 - \frac{QN_{pl}}{N_{cr}} \cdot \frac{N}{QN_{pl}} \right) = \eta \frac{N}{QN_{pl}} \quad (7.8)$$

sau explicitand imperfectiunea generalizata "η":

$$1 - \frac{N}{QN_{pl}} \cdot \left(1 - \frac{QN_{pl}}{N_{cr}} \cdot \frac{N}{QN_{pl}} \right) = \alpha \left(\sqrt{\frac{QN_{pl}}{N_{cr}}} - 0,2 \right) \frac{N}{QN_{pl}} \quad (7.9)$$

Daca se introduc marimile adimensionale:

$$\bar{N}_{ef} = \frac{N}{N_{pl,ef}} = \frac{N}{QN_{pl}} \quad (7.10)$$

respectiv:

$$\bar{\lambda}_{ef} = \sqrt{\frac{N_{pl,ef}}{N_{cr}}} = \sqrt{\frac{QN_{pl}}{N_{cr}}} \quad (7.11)$$

ecuatia (7.7), primeste urmatoarea forma modificata prin intermediul propunerii Rondal-Batista:

$$(1 - \bar{N}_{ef}) \cdot (1 - \bar{\lambda}_{ef}^2 \bar{N}_{ef}) = \alpha(\bar{\lambda}_{ef} - 0,2)\bar{N}_{ef} \quad (7.12)$$

Propunerea Rondal-Batista a fost adoptata de norma europeana EUROCODE 3 Partea 1.3, dedicata profilelor cu pereti subtiri formate la rece, in cadrul careia pentru " \bar{N}_{ef} " se utilizeaza notatia " \bar{N} " (sensul marimii notate ramanand insa cel din relatia 7.10) iar pentru " $\bar{\lambda}_{ef}$ " se utilizeaza notatia " $\bar{\lambda}$ " (sensul marimii notate ramanand cel din relatia 7.11).

In virtutea celor prezentate mai sus, ecuatiile adimensionale de tip Ayrton-Perry ale curbelor de flambaj pentru profile cu pereti subtiri formate la rece, supuse unei compresiuni axiale, rezulta prin solutionarea ecuatiei de gradul II din relatia (7.7) sau respectiv (7.12). Astfel, valoarea se poate determina prin una din urmatoarele doua relatii:

1) Relatia introdusa de norma europeana [7.6] din 1987:

$$\boxed{\bar{N} = Q \cdot \chi = \frac{Q}{2\bar{\lambda}^2} \left[1 + \eta(\bar{\lambda} - 0,2) + Q\bar{\lambda}^2 - \sqrt{\left(1 + \eta(\bar{\lambda} - 0,2) + Q\bar{\lambda}^2 \right)^2 - 4Q\bar{\lambda}^2} \right]} \quad (7.13)$$

Relatia (7.13) rezulta de fapt prin transformarea adecvata a ecuatiei (7.7) de tip Ayrton-Perry, adaptata barelor cu pereti subtiri unde:

$$\bar{\lambda} = \sqrt{\frac{N_{pl}}{N_{cr}}} \rightarrow N_{cr} = \min\{N_F; N_T; N_{FT}\} \quad (7.14)$$

iar imperfecțiunea generalizată este de forma:

$$\eta = \alpha(4 - 3Q) \quad (7.15)$$

prin "α" notând coeficientul imperfecțiunii generalizate aferent curbelor europene de flambaj.

De menționat că expresia de tip (7.15) atribuită imperfecțiunii generalizate "η" aparține *exclusiv modelului CECM*, iar aplicarea ei a condus la anumite anomalii cum ar fi $\eta > \alpha$ pentru valori Q mult mai mici decât 1.

Transformarea relației (7.7) conduce de fapt la o relație de forma (7.13) în care în loc de "η" apare "α"

2) Relația introdusă de norma europeană [7.2]:

$$\bar{N} = Q \cdot \chi = \frac{Q}{2\bar{\lambda}^2} \left[1 + \alpha(\bar{\lambda} - 0,2) + \bar{\lambda}^2 - \sqrt{\left(1 + \alpha(\bar{\lambda} - 0,2) + \bar{\lambda}^2\right)^2 - 4\bar{\lambda}^2} \right] \quad (7.16)$$

unde:

$$\bar{\lambda} = \sqrt{\frac{QN_{pl}}{N_{cr}}} \rightarrow N_{cr} = \min\{N_F; N_T; N_{FT}\} \quad (7.17)$$

iar "α" reprezintă coeficientul imperfecțiunii generalizate aferent curbelor europene de flambaj. Curbele europene de flambaj specifice profilurilor cu pereți subțiri formate la rece rezultă dând coeficientului "α" valorile indicate în tabelul 7.1:

Tabelul 7.1 - Valorile coeficientului "α" aferente curbelor europene de flambaj

Curba de flambaj:	a ₀	a	b	c	d
α =	0,13	0,21	0,34	0,49	0,76

NOTA:

a) În cazul în care modul de instabilitate dominant este flambajul prin încovoiere, în relația (7.17) "N_{cr}" reprezintă forța critică elastică de tip Euler, având expresia:

$$N_{cr} = \frac{\pi^2 EI_{\min}}{L^2} = \frac{\pi^2 EA}{\lambda^2} \quad (7.18)$$

de unde:

$$\bar{\lambda} = \sqrt{Q \alpha f_y \frac{\lambda^2}{\pi^2 EA}} = \frac{\lambda}{\pi \sqrt{\frac{E}{f_y}}} \cdot \sqrt{Q} = \frac{\lambda}{\lambda_1} \cdot \sqrt{Q} \quad (7.19)$$

b) Pentru barele cu secțiune transversală monosimetrică la care (unde y-y este axa de simetrie a secțiunii transversale) există posibilitatea pierderii stabilității fie prin răsucire, fie prin încovoieră-răsucire, astfel încât, conform [7.2], N_{cr} rezultă din relația:

$$N_{cr} = \min\{N_T; N_{FT}\} \quad (7.20)$$

unde:

N_T = este forța critică elastică de flambaj prin răsucire calculată cu relația:

$$N_{cr,T} = \frac{1}{i_0^2} \left(GI_t + \frac{\pi^2 EI_\omega}{L_{cr,T}^2} \right) \quad (7.21)$$

$N_{cr,FT}$ = este forta critica elastica de flambaj prin incovoiere-rasucire, calculata cu relatia (7.22)

$$N_{cr,FT} = \frac{1}{2\beta} \left[(N_{cr,y} + N_{cr,T}) - \sqrt{(N_{cr,y} + N_{cr,T})^2 - 4\beta N_{cr,y} N_{cr,T}} \right] \quad (7.22)$$

in care intervin urmatoarele forte critice:

- forta critica Euler de flambaj prin incovoiere fata de axa (y-y) de simetrie a sectiunii transversale brute:

$$N_{cr,y} = \frac{\pi^2 EI_y}{L_{ey}^2} = \frac{\pi^2 EA}{\lambda_y^2} \quad (7.23)$$

-fora critica de flambaj prin rasucire calculata cu relatia (7.21)

In relatiile 7.21-7.22 s-au folosit urmatoarele notatii:

i_x, i_y = razele de giratie ale sectiunii transversale brute

y_0 = distanta dintre centrul de greutate G si centrul de rasucire C al sectiunii transversale brute

$i_0 = \sqrt{i_x^2 + i_y^2 + y_0^2}$ = raza de giratie polara a sectiunii transversale brute

$$\beta = 1 - \left(\frac{y_0}{i_0} \right)^2$$

I_T = momentul de inertie la rasucire al sectiunii transversale brute (constanta Saint-Venant)

I_0 = momentul de inertie sectorial al sectiunii transversale brute

L_{ey} = lungimea de flambaj a barei dupa axa y-y a sectiunii transversale

λ_y = zveltetea barei dupa axa y-y a sectiunii transversale

L_{cr} = lungimea de flambaj prin rasucire a barei, depinzand de legaturile existente la extremitatile barei din punct de vedere al rasucirii

c) In urma utilizarii in practica, pentru calculul valorii a relatiei CECM de tip (7.13), a rezultat *caracterul prea securitar* al acestei relatii. Pentru remedierea acestei deficiente, norma EUROCODE 3. Partea 1.3 [7.2] a adoptat propunerea Batista-Rondal prezentata in paragraful 7.1 al lucrarii de fata. Norma mentionata determina valoarea cu o relatie de forma (7.16), *relatie adoptata si de autorul prezentei teze pentru modelarea comportamentului la compresiune al profilelor cu pereti subtiri formate la rece in cadrul procedurii de calibrare propuse.*

7.2 Consideratii in legatura cu pozitia dominanta si cuplarea modurilor teoretice de instabilitate la profile cu pereti subtiri.

Similar cazului profilelor laminate grele, la profilele cu pereti subtiri formate la rece este important sa se determine modurile de instabilitate dominante, respectiv domeniile zveltetei reduse de bara $\bar{\lambda}$ pe care apare acesteia dominante. Cunoasterea acestor elemente permite o definire adecvata a lotului experimental relevant precum si aplicarea corecta a procedurii de calibrare propuse.

Punctele de intersectie intre graficele modurilor teoretice de instabilitate reprezinta din punct de vedere fizic puncte in care are loc cuplarea modurilor de instabilitate respective. Asa cum s-a aratat in capitolul 4, fenomenul de cuplare a modurilor teoretice de instabilitate este insotit de o crestere a sensibilitatii barei la imperfectiuni de tip geometric cu diminuarea sarcinii critice a acesteia denumita "eroziune primara". Deasemenea, datorita fenomenului de cuplare se produce si o diminuare a sarcinii critice denumita "eroziune secundara". Rezultand ca suma a eroziunii primare cu cea secundara, eroziunea sarcinii critice a barei este MAXIMA in dreptul punctelor de cuplare.

Curba de flambaj aferenta barei respective reprezinta de fapt (cat mai corect posibil) modul de instabilitate real sau "erodat" iar punctele acestei curbe situate in dreptul punctelor de cuplare a modurilor teoretice sunt puncte determinante pentru traiectul ei.

Prin localizarea punctelor de cuplare, determinarea si compararea eroziunilor produse in dreptul acestor puncte, este posibila stabilirea eroziunii maxime care va dicta traiectul curbei de flambaj.

Din motivele prezentate, este extrem de necesara si utila definirea domeniilor pe care domina modurile de instabilitate, prin determinarea absciselor $\bar{\lambda}_{c,i}$ ale tuturor punctelor de intersectie dintre graficele modurilor teoretice (daca aceste puncte exista din punct de vedere matematic).

7.2.1 Consideratii in legatura cu modul de instabilitate local

Expresia adimensionala a modului local de instabilitate (voalarea peretilor sectiunii transversale) se poate scrie sub forma:

$$\bar{N}_i = \frac{N_{p,i,e}}{N_{p,i}} = \frac{A_{e,i} \cdot f_y}{A \cdot f_y} = \frac{A_{e,i}}{A} = Q \quad (7.24)$$

Graficul acestui mod de instabilitate, intr-un sistem de axe $\bar{N} - \bar{\lambda}$, este reprezentat printr-o dreapta paralela cu axa absciselor, de ecuatie $\bar{N} = Q \leq$

Trebuie subliniat ca ecuatie adimensionala mentionata nu exprima decat estimativ si simplificat modul de instabilitate local. Aceasta deoarece formula lui Winter pentru calculul latimii active de perete, pe baza careia se deduce (prin insumare) aria sectiunii eficace $A_{e,i}$, respectiv valoarea "Q", a fost obtinuta prin modificarea formulei teoretice a lui von Karman pe o cale semi-empirica, utilizand rezultate experimentale.

Totusi, in interesul simplificarii calculelor, se poate considera ca expresia simplificata bazata pe formula lui Winter, fara a fi de fapt un mod teoretic, exprima acoperitor acest mod de instabilitate, putand fi acceptata ca substitut al lui.

In vederea determinarii ariei eficace a sectiunii transversale pe baza conceptului latimii active de placa introdus de Winter, se lucreaza cu formula:

$$A_{e,i} = t \cdot \sum_{j=1}^m b_{e,j} - A_s \quad (7.25)$$

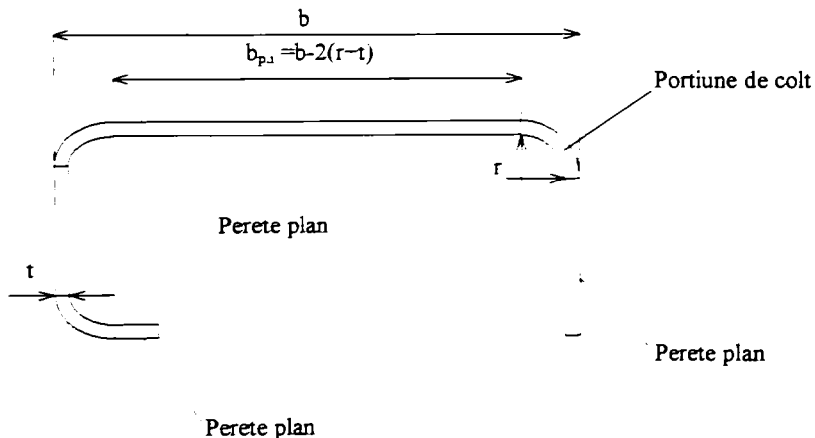


Figura 7.1 - Elemente de baza si notatii pe sectiunea transversala

In formula (7.25):

m = numarul peretilor plani ce compun sectiunea

$b_{ef,i}$ = latimea eficace a peretelui plan "i"

t = grosimea peretelui sectiunii (identica pe tot conturul sectiunii transversale in cazul profilelor cu pereti subtiri formate la rece)

A_c = aria portiunilor de colt ale sectiunii transversale

In figura 7.1 se expliciteaza notatiile introduse.

Prin "contur median" al sectiunii transversale se intelege conturul trasat prin mijlocul grosimii peretilor sectiunii transversale.

a) Norma europeana [7.2] prevede ignorarea rotunzirilor din colturi, de raza interioara "r" si lucrul pe conturul median al sectiunii considerat de forma poligonala (vezi fig. 7.2) in cazul in care sunt indeplinite urmatoarele conditii:

$$\begin{cases} r \leq 5 \cdot t \\ \frac{r}{b_p} \leq 0,15 \end{cases} \quad (7.26)$$

Trebuie mentionat ca imensa majoritate a sectiunilor profilelor cu pereti subtiri formate la rece indeplinesc aceste conditii.

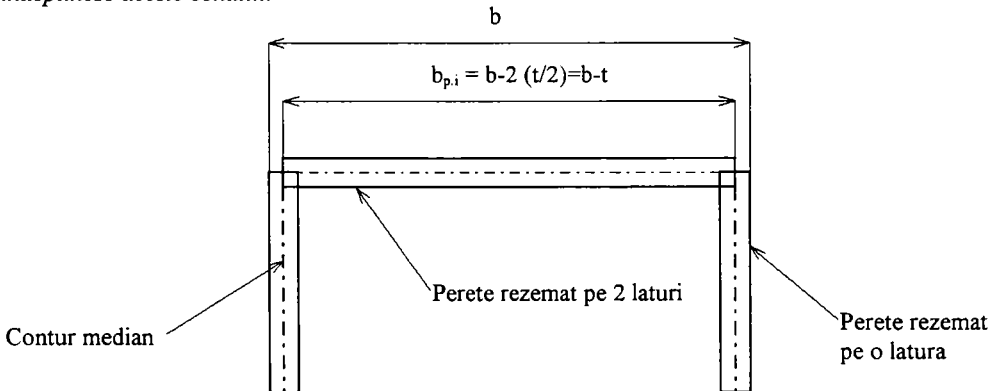


Figura 7.2 - Lucrul pe contur median poligonal

Lucrul pe un contur median poligonal implica masurarea latimilor plane ale peretilor ($b_{p,i}$) intre varfurile consecutive ale poligonului. In acest caz dispar rotunjirile din colturi si deci vom avea $A_c=0$. Ca atare relatia 7.25 devine:

$$A_{ef} = t \cdot \sum_{i=1}^m b_{ef,i} \quad (7.27)$$

b) In cazul in care conditiile (7.26) NU sunt indeplinite, norma [7.2] prevede o procedura aproximativa cu caracter simplificat pentru luarea in considerare a rotunzirilor din colturi in calculul caracteristicilor geometrice.

In faza initiala se determina latimile peretilor plani pe acelasi contur median de forma poligonala ca si in cazul anterior. Cu dimensiunile geometrice astfel stabilite se determina caracteristicile geometrice ale sectiunii transversale brute: A , I_x , I_y , I_{ω} , etc.

Se calculeaza apoi factorul de corectie pentru rotunjirile din colturi:

$$\delta = 0,43 \cdot \frac{\sum_{i=1}^n r_i}{\sum_{i=1}^m b_{p,i}} \quad (7.28)$$

unde:

n = numarul colturilor sectiunii

m = numarul portiunilor plane ale sectiunii

$b_{p,i}$ = latimea portiunii plane "i"

Valorile finale ale caracteristicilor geometrice, corectate tinand seama de rotunjirile din colturi, vor fi de forma:

$$\begin{cases} A = A(1-\delta) \\ I_x' = I_x(1-2\delta) \\ I_{yo}' = I_{yo}(1-4\delta) \end{cases} \quad (7.29)$$

In relatiile (7.25) respectiv (7.27), latimile eficace ale peretilor plani, notate cu $b_{ef,i}$ se determina cu formula:

$$b_{ef,i} = \rho \cdot b_{p,i} \quad (7.30)$$

unde coeficientul $\rho \leq 1,0$ ia valori functie de supletea redusa de perete $\bar{\lambda}_p$, calculata cu formula:

$$\bar{\lambda}_p = \sqrt{\frac{f_y}{\sigma_{cr}}} \quad (7.31)$$

unde efortul unitar critic de voalare rezulta din relatia:

$$\sigma_{cr} = k \cdot \frac{\pi^2 E}{12(1-\nu^2)} \cdot \left(\frac{t}{b_p}\right)^2 \quad (7.32)$$

iar "k" este coeficientul de voalare al peretelui respectiv al sectiunii transversale.

Coeficientul de voalare "ρ" utilizat in relatia (7.30) poate lua urmatoarele valori:

$$\begin{cases} \text{pentru: } \bar{\lambda}_p \leq 0,673 \rightarrow \rho = 1,0 \\ \text{pentru: } \bar{\lambda}_p > 0,673 \rightarrow \rho = \frac{1}{\bar{\lambda}_p} \left(1 - \frac{0,22}{\bar{\lambda}_p}\right) \end{cases} \quad (7.33)$$

In conceptia actuala (inclusiv cea promovata de [7.2]) peretii sectiunii transversale sunt abordati separat, fara a tine cont de interactiunea dintre ei. Ca atare, coeficientii de voalare se iau:

- $k = 4,0$ pentru perete rezemat pe doua laturi
- $k = 0,43$ pentru perete rezemat pe o latura

Exista o serie de propuneri facute in vederea luarii in considerare a conlucrarii peretilor sectiunii transversale.

Astfel norma europeana [7.6], deja depasita, accepta conlucrarea peretilor rezemati pe o singura latura cu peretii adiacenti lor prin intermediul unei incastrari elastice. Pentru a tine cont de acest lucru, norma lucreaza in cazul acestor pereti cu o *valoare mai mare a coeficientului de voalare* $k=0,49 > 0,43$.

In cadrul tezei sale de doctorat [7.1], Batista propune o metoda pentru calculul capacitatii portante a tronsonului scurt de bara, tinand cont de interactiunea dintre pereti.

Astfel, un profil cu pereti subtiri este tratat ca o asociatie de placi intre care exista o anumita interactiune. Autorul mentionat face o analogie intre cedarea unei placi izolate si cedarea unui

tronsoan scurt de bara cu pereti subtiri, analogie ce are ca scop generalizarea conceptului de cedare a unei placi introdus de von Karman.

Relatia lui von Karman care descrie, cu ajutorul notiunii de suplete redusa de perete, cedarea unei placi ideale, este:

$$\frac{b_{ef}}{b} = \frac{1}{\lambda_p} \tag{7.34}$$

Tinand cont de faptul ca supletea redusa de perete se determina cu ajutorul efortului unitar critic de voalare al placii (σ_{cr}), se urmareste substituirea acestuia cu o valoare adecvata tronsonului scurt. Analogia intre placa izolata si tronsonul scurt de bara cu pereti subtiri se face in cadrul tabelului 7.2, preluat din [7.1]:

Tabelul 7.2 - Analogie intre placa izolata si tronsonul scurt de bara cu pereti subtiri

Notiunea:	Placa izolata:	Tronsonul scurt de bara cu pereti subtiri:
Zveltetea redusa:		$\bar{\lambda}_p = \sqrt{\frac{f_y}{\sigma_{cr.v}}}$
Efortul unitar critic de voalare:	$\sigma_{cr.v} = k \cdot \frac{\pi^2 E}{12(1-\nu^2)} \cdot \left(\frac{t}{b}\right)^2$	$\sigma_{cr.v} = k \cdot \frac{\pi^2 E}{12(1-\nu^2)} \cdot \left(\frac{t}{b_1}\right)^2$
Latimi de perete utilizate:	Latimea "b" a placii respective	Latimea de perete maxima "b ₁ " de pe intreaga sectiune transversala. (vezi si fig. 7.3)
Coefficient de voalare "k":	Calculat functie de conditiile de margine ale placii.	Calculat functie de conditiile de margine ale peretilor si de rapoartele intre latimile acestora.
Relatia care exprima cedarea placii sau profilului <i>in absenta imperfectiunilor</i> :	$\frac{\sigma_m}{f_y} = \frac{b_{ef}}{b} = \frac{1}{\lambda_p}$	$\frac{\sigma_m}{f_y} = \frac{A_{ef}}{A} = \frac{1}{\lambda_p}$
Relatia care exprima cedarea placii sau profilului <i>in prezenta imperfectiunilor</i> :	$\frac{b_{ef}}{b} = \frac{1}{\lambda_p} \cdot \left(1 - \frac{0,22}{\lambda_p}\right)$ (Relatia lui Winter)	$Q = \frac{A_{ef}}{A} = \frac{1}{\lambda_p} \cdot \left(1 - \frac{0,22}{\lambda_p}\right)$ (Propunere Batista)

In figura 7.3 se prezinta conturul median poligonal si notiile utilizate in cazul celor trei tipuri de sectiuni transversale (foarte frecvente in practica) studiate de Batista:

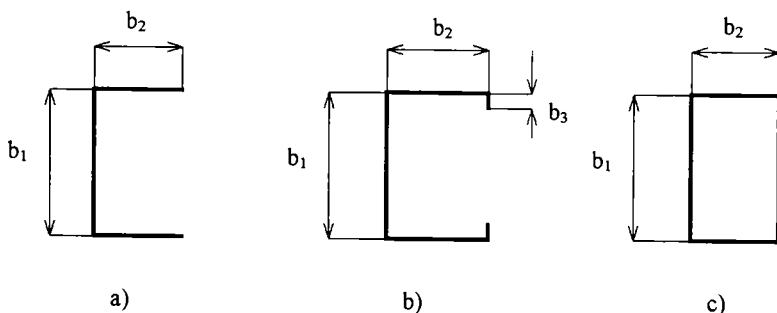


Figura 7.3 - Contur median poligonal la sectiuni uzuale cu pereti subtiri

Valorile corecte ale coeficientului de voalare "k" in cazul tronsonului scurt se calculeaza cu ajutorul unor formule propuse de Batista si prezentate mai jos. Aceste formule au, asa cum se vede, o forma polinomiala si au fost deduse prin metoda celor mai mici patrate.

Se noteaza cu "η" raportul latimilor de perete relevante ale sectiunii transversale (vezi si fig. 7.3) adica:

$$\eta = \frac{b_2}{b_1} \quad (7.35)$$

Expresiile polinomiale ale coeficientului de voalare aferent tronsonului scurt sunt:

a) pentru sectiunile transversale in forma de "U":

$$k = 4,02 + 3,44\eta + 21,76\eta^2 - 174,33\eta^3 + 319,94\eta^4 - 237,55\eta^5 + 63,60\eta^6 \quad (7.36)$$

relatia fiind valabila pentru $0 \leq \eta \leq 1,0$

b) pentru sectiunile transversale in forma de "C":

$$k = 6,8 - 5,8\eta + 9,2\eta^2 - 6,0\eta^3 \quad (7.37)$$

relatia fiind valabila pentru $0,1 \leq \eta \leq 1,0$ si respectiv $0,1 \leq \frac{b_3}{b_1} \leq 0,3$

c) pentru sectiunile transversale tubulare de forma rectangulara:

$$k = 6,56 - 5,77\eta + 8,56\eta^2 - 5,36\eta^3 \quad (7.38)$$

relatia fiind valabila pentru $0,1 \leq \eta \leq 1,0$

In conformitate cu propunerea lui Batista, valoarea adimensionala a rezistentei tronsonului scurt se determina cu formula:

$$\bar{N}_L = \frac{N_{u, cup}}{N_{pl}} = Q = \frac{1}{\bar{\lambda}_p} \left(1 - \frac{0,22}{\bar{\lambda}_p} \right) \quad (7.39)$$

unde zveltetea redua a tronsonului scurt este egala cu:

$$\bar{\lambda}_p = \sqrt{\frac{f_y}{\sigma_{cr,v}}} = \frac{1,052}{\sqrt{k}} \cdot \frac{b_1}{t} \cdot \sqrt{\frac{f_y}{E}} \leq 0,2 \quad (7.40)$$

iar :

$\sigma_{cr,v}$ = efort unitar critic de voalare pentru intregul tronson scurt

k = coeficient de voalare determinat pentru intregul tronson scurt cu una dintre relatiile 7.36-7.38

Limitarea superioara a zveltetei tronsonului scurt ($\bar{\lambda}_p$) la valoarea 0,2 s-a facut din considerentul incadrarii in prevederile CECM referitoare la tronsonul scurt in cazul profilelor laminate grele.

Batista constata o corelatie excelenta (diferente de maxim 8-10%) intre rezultatele experimentale efectuate de el pe tronsoane scurte si valorile calculate pe cale teoretica utilizand propunerea prezentata.

Din pacate aceasta propunere nu a fost preluata de norma europeana [7.2] si ca atare, in cadrul prezentei teze, pentru evaluarea modului local de instabilitate se va lucra cu relatia (7.24) abordand peretii sectiunii transversale separat, in conformitate cu filozofia actuala a normei europene amintite. Prezentarea propunerii de mai sus a avut rolul de a dovedi ca exista modalitati practice absolut viabile prin care se poate tine cont in calcul capacitatii plastice a tronsonului scurt de interactiunea peretilor sectiunii.

7.2.2 Cuplarea modului de instabilitate local cu modul teoretic de flambaj prin incovoiere

Fenomenul de cuplare al modului de instabilitate local cu modul teoretic de flambaj prin incovoiere se reprezinta matematic prin intersectia graficelor celor doua moduri mentionate. In sistemul de axe $\bar{N} - \bar{\lambda}$, se intersecteaza dreapta de ecuatie:

$$\bar{N}_L = Q \quad (7.41)$$

cu modul teoretic (Euler) de flambaj prin incovoiere, reprezentat prin parabola de ecuatie:

$$\bar{N}_F = \frac{1}{\bar{\lambda}^2} \quad (7.42)$$

In punctul de cuplare al celor doua moduri avem:

$$\bar{N}_L = \bar{N}_F \quad (7.43)$$

ceea ce revine la a scrie:

$$\frac{1}{\bar{\lambda}^2} = Q \quad (7.44)$$

Relatia (7.44) reprezinta de fapt o ecuatie avand ca necunoscuta abscisa $\bar{\lambda}$ a punctului de cuplare cautat. Daca se noteaza radacina pozitiva a acestei ecuatii cu $\bar{\lambda}_{c1}$ solutia problemei este:

$$\boxed{\bar{\lambda}_{c1} = \frac{1}{\sqrt{Q}}} \quad (7.45)$$

In cadrul tuturor consideratiilor ce urmeaza, prin " $\bar{\lambda}_{c1}$ " se va nota abscisa punctului de cuplare intre modul local si modul teoretic de flambaj prin incovoiere.

7.2.3 Cuplarea modului de instabilitate local cu modul teoretic de flambaj prin incovoiere-rasucire

Fenomenul de cuplare al modului de instabilitate local cu modul teoretic de flambaj prin incovoiere-rasucire se reprezinta matematic prin intersectia graficelor celor doua moduri mentionate. Datorita formei specifice de prezentare a ecuatiei modului FT, nu se mai lucreaza intr-un sistem de axe adimensional ci se lucreaza in sistemul de axe N-I, unde se intersecteaza dreapta de ecuatie:

$$N_L = Q \cdot N_{pl} \quad (7.41)$$

cu modul teoretic de flambaj prin incovoiere-rasucire, reprezentat prin curba de ecuatie:

$$N_{FT} = \frac{1}{2\beta} \left[(N_y + N_T) - \sqrt{(N_y + N_T)^2 - 4\beta N_y N_T} \right] \quad (7.42)$$

In capitolul 6, relatiile 6.54-6.58, se demonstreaza ca adoptand notatiile:

$$\begin{cases} k_0 = \frac{I_y}{I_{\min}}; \rightarrow I_{\min} = \min\{I_x, I_y\} \\ k_1 = \frac{GI_c}{i_c^2} \\ k_2 = \frac{4I_\omega}{I_{\min} \cdot i_c^2} \\ k_3 = k_0 + k_2 \end{cases} \quad (7.43)$$

modul de flambaj prin incovoiere fata de axa de simetrie a sectiunii notat " N_y ", respectiv modul de flambaj prin rasucire notat " N_T " se pot scrie functie de modul de flambaj prin incovoiere " N_F " si de notatiile mentionate, ceea ce in final conduce la urmatoarea forma a relatiei (7.42):

$$N_{FT} = \frac{1}{2\beta L} \left[(k_1 + k_3 N_F) - \sqrt{(k_1 + k_3 N_F)^2 - 4\beta \cdot k_0 N_F \cdot (k_1 + k_2 N_F)} \right] \quad (7.44)$$

In punctul de cuplare dintre cele doua moduri de instabilitate mentionate, exista relatia:

$$N_L = N_{FT} \quad (7.45)$$

ceea ce revine la:

$$QN_{pl} = \frac{1}{2\beta L} \left[(k_1 + k_3 N_F) - \sqrt{(k_1 + k_3 N_F)^2 - 4\beta \cdot k_0 N_F \cdot (k_1 + k_2 N_F)} \right] \quad (7.46)$$

In vederea solutionarii problemei de cuplare propuse, se determina din relatia (7.46) valoarea " N_F " adoptata ca necunoscuta cu caracter intermediar. Pe baza acestei valori se va calcula abscisa cautata a punctului de cuplare. Dupa transformari aplicate relatiei (7.46) rezulta urmatoarea ecuatie de gradul II, cu necunoscuta N_F :

$$k_0 k_2 N_F^2 + (k_0 k_1 - k_3 QN_{pl}) N_F + (\beta QN_{pl} - k_1) QN_{pl} = 0 \quad (7.47)$$

Radacinile acestei ecuatii sunt:

$$(N_F)_{1,2} = \frac{1}{2k_0 k_2} \left[-(k_0 k_1 - k_3 QN_{pl}) \pm \sqrt{(k_0 k_1 - k_3 QN_{pl})^2 - 4 \cdot k_0 k_2 \cdot (\beta QN_{pl} - k_1) QN_{pl}} \right] \quad (7.48)$$

Cum expresia modului de flambaj prin incovoiere se poate scrie:

$$N_F = \frac{\pi^2 EA}{\lambda^2} \quad (7.49)$$

in punctul de cuplare este adevarata relatia:

$$\frac{\pi^2 EA}{\lambda_{c2}^2} = (N_F)_{1,2} \quad (7.50)$$

de unde:

$$\lambda_{c2} = \pi \sqrt{\frac{EA}{(N_F)_{1,2}}} \quad (7.51)$$

Asa cum se poate constata din relatia (7.51), datorita prezentei radicalului in cadrul expresiei zveltetei aferente punctului de cuplare, *numai radacina pozitiva a ecuatiei (7.47) este utila rezolvarii problemei abordate.*

Solutia finala a problemei este valoarea zveltetei reduse de bara $\bar{\lambda}_{c2}$, care localizeaza punctul de cuplare a instabilitatilor in sistemul de axe adimensional $(\bar{N} - \bar{\lambda})$. Deoarece in cazul modului de flambaj prin incovoiere N_F este adevarata relatia:

$$\bar{\lambda} = \frac{\lambda}{\lambda_1} \cdot \sqrt{Q} \quad (7.52)$$

rezultatul final este:

$$\bar{\lambda}_{c2} = \pi \sqrt{\frac{EA}{(N_F)_{1,2}}} \cdot \frac{1}{\pi} \sqrt{\frac{f_y}{E}} \cdot \sqrt{Q} = \sqrt{\frac{QN_{pl}}{(N_F)_{1,2}}} \quad (7.53)$$

In cadrul tuturor consideratiilor ce urmeaza, prin " $\bar{\lambda}_{c2}$ " se va nota abscisa punctului de cuplare intre modul local si modul teoretic de flambaj prin incovoiere-rasucire

7.2.4 Cuplarea modului teoretic de flambaj prin incovoiere cu modul teoretic de flambaj prin incovoiere-rasucire

Fenomenul de cuplare al modului de instabilitate local cu modul teoretic de flambaj prin incovoiere-rasucire se reprezinta matematic prin intersectia graficelor celor doua moduri mentionate. Datorita formei specifice de prezentare a ecuatiei modului FT, nu se mai lucreaza intr-un sistem de axe adimensional ci se lucreaza in sistemul de axe N- λ .

In punctul de cuplare dintre cele doua moduri de instabilitate mentionate, exista relatia:

$$N_F = N_{FT} \quad (7.54)$$

ceea ce revine la:

$$N_F = \frac{1}{2b} \left[(k_1 + k_3 N_F) - \sqrt{(k_1 + k_3 N_F)^2 - 4b \cdot k_0 N_F \cdot (k_1 + k_2 N_F)} \right] \quad (7.55)$$

In vederea solutionarii problemei de cuplare propuse, se determina din relatia (7.55) valoarea " N_F " adoptata ca necunoscuta cu caracter intermediar. Pe baza acestei valori se va calcula abscisa cautata a punctului de cuplare. Dupa transformari aplicate relatiei (7.55) rezulta urmatoarea ecuatie de gradul II, cu necunoscuta N_F :

$$(b - k_3 + k_0 k_2) N_F^2 - k_1 (1 - k_0) N_F = 0 \quad (7.56)$$

Deoarece N_F este forta critica de flambaj prin incovoiere a unei bare supuse compresiunii axiale, daca bara EXISTA FIZIC, forta mentionata va fi intotdeauna nenula, adica $N_F \neq 0$. In consecinta, in ecuatie (7.56) se poate imparti cu aceasta valoare, situatie in care rezolvarea problemei se reduce la solutionarea unei ecuatii de gradul I cu necunoscuta N_F :

$$(b - k_3 + k_0 k_2) N_F - k_1 (1 - k_0) = 0 \quad (7.57)$$

Solutia acestei ecuatii de gradul I este de forma:

$$N_F = \frac{k_1 (1 - k_0)}{b - k_3 + k_0 k_2} \quad (7.58)$$

Rezolvarea corecta a problemei in aceasta faza tine de o justa interpretare a comportamentului barei respective din punct de vedere al stabilitatii, si anume:

a) Daca proportiile geometrice ale sectiunii transversale a profilului sunt de asa natura incat $I_x \geq I_y$, adica $I_{min} = I_y$, atunci:

$$k_0 = \frac{I_y}{I_{min}} = \frac{I_y}{I_y} = 1 \Rightarrow 1 - k_0 = 0 \quad (7.59)$$

Cum, in relatia (7.58), pentru o bara care EXISTA FIZIC avem $k_1 \neq 0$, rezulta ca in aceasta situatie $N_F = 0$, ceea ce inseamna:

$$\frac{\pi^2 EA}{\lambda^2} = 0 \quad (7.60)$$

In ecuatia (7.60) necunoscuta este zveltetea "λ", cu ajutorul careia se incearca localizarea punctului de cuplare a instabilitatilor. Ori, egalitatea (7.60) nu poate avea loc decat daca este indeplinita conditia:

$$\lambda_{c3} = \infty \quad (7.61)$$

Interpretarea acestui rezultat este urmatoarea:

La profilele cu $I_x \geq I_y$ ($y-y$ fiind axa de simetrie a sectiunii transversale) punctul de cuplare al modurilor teoretice de instabilitate prin incovoiere N_F , respectiv prin incovoiere-rasucire N_{FT} se afla la infinit. Altfel spus, in cazul profilelor la care momentele principale de inertie sunt in aceasta relatie, NU apare cuplarea flambajului prin incovoiere cu flambajul prin incovoiere-rasucire.

b) Daca $I_x < I_y$, adica $I_{\min} = I_x$, avem:

$$k_0 = \frac{I_y}{I_{\min}} = \frac{I_y}{I_x} > 1 \quad (7.62)$$

In aceasta situatie, ecuatia (7.57) admite o solutie reala unica, diferita de zero, data de relatia (7.58). Solutia cautata este valoarea zveltetii corespunzatoare punctului de cuplare a instabilitatilor, care rezulta din relatia:

$$\frac{\pi^2 EA}{\lambda^2} = \frac{k_1(1-k_0)}{\beta - k_3 + k_0 k_2} \quad (7.63)$$

de unde se obtine:

$$\lambda_{c3} = \pi \sqrt{\frac{(\beta - k_3 + k_0 k_2) EA}{k_1(1-k_0)}} \quad (7.64)$$

Cum, pentru profilele cu pereti subtiri formate la rece, in cazul modului de flambaj prin incovoiere (N_F) este adevarata relatia:

$$\bar{\lambda} = \frac{\lambda}{\lambda_1} \cdot \sqrt{Q} \quad (7.65)$$

abscisa ($\bar{\lambda}_{c3}$) a punctului de cuplare in sistemul de axe adimensional ($\bar{N} - \bar{\lambda}$) devine:

$$\bar{\lambda}_{c3} = \frac{1}{\pi} \sqrt{\frac{f_y}{E}} \pi \sqrt{\frac{(\beta - k_3 + k_0 k_2) EA}{k_1(1-k_0)}} \cdot \sqrt{Q} \quad (7.66)$$

ceea ce conduce la:

$$\bar{\lambda}_{c3} = \sqrt{\frac{(\beta - k_3 + k_0 k_2) Q N_{pl}}{k_1(1-k_0)}} \quad (7.67)$$

Interpretarea acestui rezultat este urmatoarea:

La profilele cu $I_x < I_y$ (unde $y-y$ este axa de simetrie a sectiunii transversale) se produce fenomenul de cuplare al modurilor teoretice de instabilitate prin incovoiere N_F , respectiv prin incovoiere-rasucire N_{FT} . Exista un punct UNIC de cuplare intre aceste moduri, localizat in sistemul de axe adimensional ($\bar{N} - \bar{\lambda}$) prin abscisa ($\bar{\lambda}_{c3}$).

In cadrul tuturor consideratiilor care urmeaza, simbolul ($\bar{\lambda}_{c3}$) va reprezenta abscisa punctului de cuplare intre modul teoretic de flambaj prin incovoiere si modul teoretic de flambaj prin incovoiere-rasucire.

7.2.5 Particularitati ale modelului teoretic aferent profilelor cu pereti subtiri formate la rece.

In cadrul cercetarii aferente tezei sale de doctorat [7.1], Batista a incercat in laboratorul Universitatii din Liege cateva loturi de profile cu pereti subtiri, formate la rece, cu sectiune deschisa in forma de "U" si "C". Solicitarea aplicata profilelor in cursul incercarilor a fost in principal compresiunea centrica, dar s-au efectuat si incercari la compresiune excentrica.

In vederea modelarii adecvate a comportamentului profilelor cu pereti subtiri, Batista a aplicat in cercetarile sale un model teoretic adaptat acestor profile. El porneste de la criteriul energetic de echilibru indiferent, exprimat prin relatia:

$$\delta^2 \pi = 0 \quad (7.68)$$

unde (π) exprima energia totala a modelului, data de suma:

$$\pi = U + V \quad (7.69)$$

iar "U" este energia de deformatie a barei comprimate, respectiv "V" este lucrul mecanic al fortelor exterioare.

In cadrul analizei teoretice efectuate de Batista apare o modificare fata de notatiile utilizate in cadrul prezentei teze: se noteaza cu x-x axa longitudinala a barei iar axele sectiunii transversale sunt notate cu y-y respectiv z-z.

Daca se explicitizeaza variabilele problemei, adica "v" si "w" deplasările sectiunii transversale a barei in planul ei dupa cele doua axe de coordonate y-y respectiv z-z si " Φ " rotirea sectiunii transversale in planul ei dupa axa longitudinala a barei x-x, solutia problemei de stabilitate studiate se obtine rezolvand sistemul de trei ecuatii diferentiale:

$$\begin{cases} \partial_v (\delta^2 \pi) = 0 \\ \partial_w (\delta^2 \pi) = 0 \\ \partial_\Phi (\delta^2 \pi) = 0 \end{cases} \quad (7.70)$$

Aplicand criteriul (7.70) unei bare cu pereti subtiri solicitate la compresiune excentrica (caz GENERAL), se ajunge la urmatorul sistem de ecuatii de echilibru:

$$\begin{cases} EI_z \cdot \frac{d^4 v}{dx^4} + N \cdot \frac{d^2 v}{dx^2} - N(z_0 - e_z) \cdot \frac{d^2 \Phi}{dx^2} = 0 \\ EI_y \cdot \frac{d^4 w}{dx^4} + N \cdot \frac{d^2 w}{dx^2} - N(y_0 - e_y) \cdot \frac{d^2 \Phi}{dx^2} = 0 \\ EI_\omega \cdot \frac{d^4 \Phi}{dx^4} - (GI_T - N \cdot e_y \cdot \beta_2 - N \cdot e_z \cdot \beta_1 - N \cdot i_c^2) \cdot \frac{d^2 \Phi}{dx^2} + N(y_0 - e_y) \cdot \frac{d^2 w}{dx^2} - N(z_0 - e_z) \cdot \frac{d^2 v}{dx^2} = 0 \end{cases} \quad (7.71)$$

Toate notatiile utilizate in cadrul sistemului de ecuatii prezentat sunt cunoscute, cu exceptia urmatoarelor notatii:

N = forta axiala aplicata excentric (in cazul general)

e_y, e_z = excentricitatile punctului de aplicare a fortei axiale

y_0, z_0 = distante ale centrului de taiere-rasucire al sectiunii transversale fata de axele principale de inertie ale sectiunii

b_1, b_2 = marimi calculate cu ajutorul relatiilor:

$$\beta_1 = \frac{1}{I_y} \left(\int_A z^3 dA + \int_A y^2 z dA \right) - 2z_0 \quad (7.72)$$

$$\beta_2 = \frac{1}{I_z} \left(\int_A y^3 dA + \int_A z^2 y dA \right) - 2y_0 \quad (7.73)$$

In cadrul sistemului de ecuatii (7.71), primele doua ecuatii sunt asociate modurilor fundamentale de instabilitate prin incovoiere dupa axele principale de inertie ale sectiunii transversale Oy si Oz, iar a treia ecuatie este asociata modului de instabilitate prin rasucire in jurul axei longitudinale Ox.

Solutiile sistemului de ecuatii mentionat depind de conditiile de capat (de rezemare la extremitati) ale barei respective. Exista cazuri de rezemare pentru care acest sistem de ecuatii nu are solutii analitice explicite. Pentru UNELE cazuri de rezemare, au fost furnizate solutii ale sistemului de ecuatii atat de Vlasov [7.7] cat si de Timoshenko [7.8].

Pentru ca sistemul de ecuatii de ecuatii (7.71) sa admita solutii diferite de solutia banala (solutii nenule) trebuie determinantul acestui sistem sa fie nul, adica:

$$|\Delta| = 0 \quad (7.74)$$

Din anularea determinantului mentionat, rezulta urmatoarea ecuatie de gradul trei:

$$g(N) = (N_{ky} - N)(N_{kz} - N) \left[i_c^2 (N_T - N) - N(e_y \beta_2 + e_z \beta_1) \right] - (N_{ky} - N)(z_0 - e_z)^2 N^2 - (N_{kz} - N)(y_0 - e_y)^2 N^2 = 0 \quad (7.75)$$

Ecuatia (7.75) corespunde cazului general al unei sectiuni transversale nesimetrice dupa ambele axe principale de inertie, unei solicitari cu forta axiala excentrica dupa ambele axe ale sectiunii transversale, respectiv urmatoarelor legaturi existente la extremitatile barei:

- rotiri libere dupa ambele axe ale sectiunii transversale
- rotirea dupa axa longitudinala a barei impiedecata (torsiunea impiedecata)
- deplanare libera pentru sectiunea de la extremitatea barei

S-au utilizat urmatoarele notatii:

- forta critica elastica de flambaj dupa axa y-y a sectiunii transversale:

$$N_{ky} = \frac{\pi^2 EI_y}{L^2} \quad (7.76)$$

- forta critica elastica de flambaj dupa axa z-z a sectiunii transversale:

$$N_{kz} = \frac{\pi^2 EI_z}{L^2} \quad (7.77)$$

-fora critica elastica de flambaj prin rasucire:

$$N_T = i_c^2 \left(GI_T + \frac{\pi^2 EI_\omega}{L^2} \right) \quad (7.78)$$

Sarcina critica elastica de flambaj a barei este radacina minima a ecuatiei (7.75). Exista insa si o serie de cazuri particulare fata de cazul prezentat mai sus, a caror solutie se furnizeaza in [7.1], si anume:

- cazul unei sectiuni transversale simetrice fata de axa y-y ($z_0=0$) cu forta axiala excentrica dupa ambele axe ($e_y \neq 0$, $e_z \neq 0$);
- cazul unei sectiuni transversale simetrice fata de axa y-y ($z_0=0$) cu forta axiala excentrica numai dupa axa z-z ($e_y \neq 0$, $e_z = 0$);

- cazul unei sectiuni transversale simetrice dupa axa y-y si a unei forte axiale aplicate centric, considerand torsiunea blocata si deplanarea sectiunii transversale libera la extremitatea barei;
- cazul unei sectiuni transversale simetrice dupa axa y-y si a unei forte axiale aplicate centric, considerand blocata torsiunea si deplanarea sectiunii transversale la extremitatea barei.

In viziunea lui Batista, *ultimul dintre cazurile particulare prezentate corespunde cel mai fidel comportamentului profilelor cu pereti subtiri solicitate la compresiune axiala in prese de incercare.* Plataneele acestor prese permit de regula rotirea dupa doua directii a sectiunii transversale de la extremitatea barei, inasa datorita presarii puternice a acestei sectiunii contra suprafetei rigide a platanului, atat torsiunea barei provocata de modul de flambaj prin rasucire cat si deplanarea acesteia sunt practic blocate.

Desigur ca atat cazul real al preselor de laborator dotate cu articulatii sferice cat si cazul real al barelor legate in structuri de rezistenta este de asa natura incat nu se poate spune ca deplanarea este perfect libera sau perfect blocata. Un grad intermediar de blocare al deplanarii este extrem de dificil de stabilit si variabil cu conditiile de capat. In plus, s-a aratat anterior ca pentru cazul deplanarii blocate la extremitatile barei, sistemul de ecuatii de echilibru (7.71) nu admite o solutie determinata pe cale analitica.

Utilizarea unor analize cu element finit a indicat ca se poate da o solutie aproximativa problemei tinand cont de conditiile de reazem prezentate, prin introducerea urmatoarelor modificari:

- modificarea expresiei fortei critice elastice de flambaj prin torsiune:

$$N_T = i_c^2 \left(GI_T + \frac{\pi^2 EI_\omega}{\left(\frac{L}{2}\right)^2} \right) = i_c^2 \left(GI_T + \frac{4\pi^2 EI_\omega}{L^2} \right) \quad (7.79)$$

- modificarea expresiei constantei "β" in conformitate cu recomandarile lui Vlasov pentru cazul de reazem analizat:

$$\beta = 1 - 0,78 \cdot \left(\frac{y_0}{i_c} \right)^2 \quad (7.80)$$

Batista [7.1] sustine prin comparatie cu valorile fortei critice rezultate prin simulari numerice, modificarile propuse de el pentru modelul teoretic ce descrie comportamentul barelor cu pereti subtiri avand sectiunea transversala in forma de "U" si de "C" supuse la compresiune centrica.

Autorul prezentei teze a preluat si utilizat acest model in cadrul tuturor investigatiilor efectuate pe profile cu pereti subtiri formate la rece.

7.2.6 Algoritm de abordare a profilelor cu pereti subtiri si sectiune monosimetrica, in vederea aplicarii procedurii propuse.

Avand in vedere importantele particularitati puse in evidenta mai sus pentru cazul profilelor cu pereti subtiri si sectiune monosimetrica, prelucrarea initiala a datelor experimentale aflate la dispozitie in vederea alcatuirii loturilor relevante devine mai complicata si implicit mai laborioasa. In aceasta faza este posibila aparitia unor erori de stabilire a modurilor de instabilitate dominante, respectiv de stabilire a punctelor de cuplare intre aceste moduri. Erorile de o asemenea natura pot conduce la localizarea si delimitarea gresita a intervalelor de cuplare ceea ce are implicatii directe in selectarea specimenelor experimentale pentru loturile relevante si implicit in rezultatele aplicarii procedurii de calibrare.

Din acest motiv, pentru evitarea oricarei erori, este necesara o abordare riguroasa si sistematica a datelor experimentale de baza prin intermediul urmatoarelor algoritmi:

- 1) Pe baza dimensiunilor masurate ale sectiunii transversale se calculeaza caracteristicile geometrice: $A, I_x, I_y, i_x, i_y, y_C, i_C, \beta$;
- 2) Se determina $I_{\min} = \min\{I_x, I_y\}$ functie de care se confirma sau se infirma existenta unui punct de cuplare intre modurile N_F si N_{FT}
- 3) Se determina capacitatea portanta plastica a sectiunii transversale brute: $N_{pl} = A \cdot f_y$
- 4) Se determina coeficientul sectiunii transversale eficace "Q"
- 5) Se calculeaza cu relatia (7.43) valorile constantelor introduse: k_0, k_1, k_2, k_3
- 6) Se determina valorile fortelor critice teoretice de pierdere a stabilitatii barei: $N_L, N_F, N_y, N_{FT}, N_T$
- 7) Se determina abscisele punctelor de cuplare intre modurile teoretice:
 - abscisa $\bar{\lambda}_{c1}$ intre \bar{N}_L si \bar{N}_F ;
 - abscisa $\bar{\lambda}_{c2}$ intre \bar{N}_L si \bar{N}_{FT}
 - abscisa $\bar{\lambda}_{c3}$ intre \bar{N}_F si \bar{N}_{FT} (daca acest punct exista !)
- 8) Se stabilesc modurile de instabilitate dominante si domeniile zveltetii reduse de bara pe care apare aceasta dominare astfel:

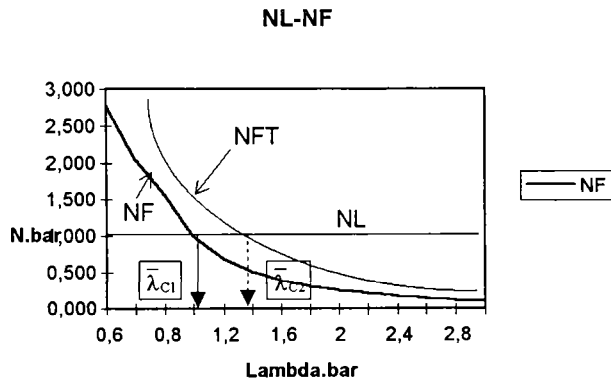


Figura 7.4 - Cuplare NL-NF (alternativa 1)

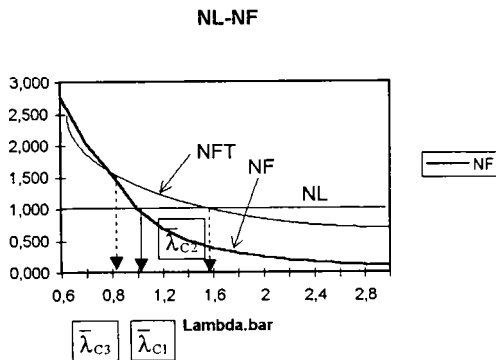


Figura 7.5 - Cuplare NL-NF (alternativa 2)

8.1) Dacă $\bar{\lambda}_{C1} < \bar{\lambda}_{C2}$ și nu există punctul de abscisă $\bar{\lambda}_{C3}$ (fig. 7.4) sau dacă $\bar{\lambda}_{C3} < \bar{\lambda}_{C1}$ (fig 7.5):

- pe domeniul de zvelteti $0 \leq \bar{\lambda} \leq \bar{\lambda}_{C1}$ domina modul local N_L
- pe domeniul de zvelteti $\bar{\lambda} > \bar{\lambda}_{C1}$ domina modul de flambaj prin încovoiere N_F
- Intervalul de cuplare se definește în jurul punctului de abscisă $\bar{\lambda}_{C1}$

NL-NFT

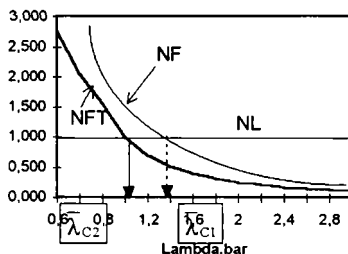


Figura 7.6 - Cuplare NL-NFT (alternativa 1)

NL-NFT

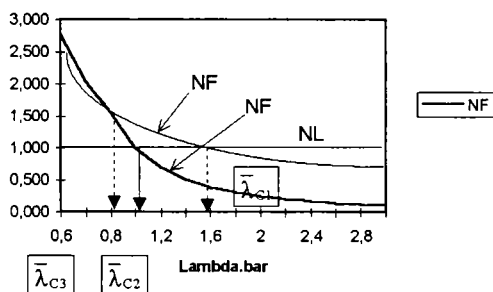


Figura 7.7 - Cuplare NL-NFT (alternativa 2)

8.2) Dacă $\bar{\lambda}_{C2} < \bar{\lambda}_{C1}$ și nu există punctul de abscisă $\bar{\lambda}_{C3}$ (fig. 7.6) sau dacă $\bar{\lambda}_{C3} < \bar{\lambda}_{C2}$ (fig. 7.7):

- pe domeniul de zvelteti $0 \leq \bar{\lambda} \leq \bar{\lambda}_{C2}$ domina modul local N_L
- pe domeniul de zvelteti $\bar{\lambda} > \bar{\lambda}_{C2}$ domina modul de flambaj prin încovoiere-răsucire N_{FT}
- Intervalul de cuplare se definește în jurul punctului de abscisă $\bar{\lambda}_{C2}$

8.3) Dacă există punctul de abscisă $\bar{\lambda}_{C3}$ și între cele trei abscise există relația $\bar{\lambda}_{C2} < \bar{\lambda}_{C1} < \bar{\lambda}_{C3}$ (fig. 7.8)

- pe domeniul de zvelteti $0 \leq \bar{\lambda} \leq \bar{\lambda}_{C2}$ domina modul local N_L
- pe domeniul de zvelteti $\bar{\lambda}_{C2} < \bar{\lambda} \leq \bar{\lambda}_{C3}$ domina modul de flambaj prin încovoiere-răsucire N_{FT}
- pe domeniul de zvelteti $\bar{\lambda} > \bar{\lambda}_{C3}$ domina modul de flambaj prin încovoiere N_F
- Intervalul de cuplare se definește în jurul punctului de abscisă $\bar{\lambda}_{C2}$

NL-NF-NFT

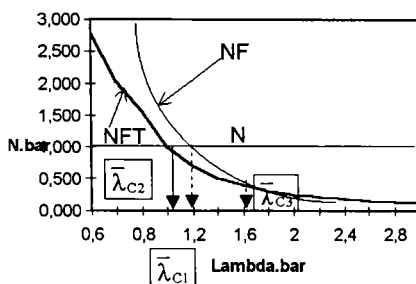


Figura 7.8 - Cuplare NF-NFT in domeniul de zveltete util

8.4) Din punct de vedere matematic apare si cazul in care exista punctul de abscisa $\bar{\lambda}_{c3}$ si intre cele trei abscise exista relatia $\bar{\lambda}_{c1} < \bar{\lambda}_{c2} < \bar{\lambda}_{c3}$. Aceasta relatie intre cele trei abscise ar semnifica insa ca:

- pe domeniul de zvelteti $0 \leq \bar{\lambda} \leq \bar{\lambda}_{c1}$ domina modul local N_L
- pe domeniul de zvelteti $\bar{\lambda}_{c1} < \bar{\lambda} \leq \bar{\lambda}_{c3}$ domina modul de flambaj prin incovoiere N_F
- pe domeniul de zvelteti $\bar{\lambda} > \bar{\lambda}_{c3}$ domina modul de flambaj prin incovoiere-rasucire N_{FT}

Aceasta succesiune a modurilor de instabilitate N_F si N_{FT} nu este insa posibila fizic, respectiv din punct de vedere al principiilor stabilitatii structurilor, deoarece o bara care flambeaza prin incovoiere in domeniul zveltetilor medii, va flamba tot prin incovoiere si in domeniul zveltetilor mari. Nu este posibila aparitia in domeniul zveltetilor mari a modului de flambaj prin incovoiere-rasucire la o bara care in domeniul zveltetilor medii flambeaza prin incovoiere.

9) Modelul teoretic utilizat in cadrul procedurii de calibrare propuse isi mentine forma cunoscuta:

$$N_{th} = \bar{N} \cdot A \cdot f_y \quad (7.81)$$

unde:

- $f_y = f_{yb}$ = limita de curgere a materialului de baza conform [7.2]
- A = aria bruta a sectiunii transversale a barei
- valoarea \bar{N} se determina cu formula (7.16)

In cele ce urmeaza, algoritmul prezentat se aplica pe o serie de loturi experimentale, alcatuite atat din profile cu pereti subtiri formate la rece, cat si din profile cu pereti subtiri realizate prin sudura.

7.3 Lotul de profile cu sectiune transversala “U” testat de Batista

Lotul contine un numar de 28 specimene profilate la rece prin pliere la presa abkant. Specimenele au fost realizate din tabla de otel marca St.52 cu caracteristicile de material conform DIN 17100. Acestui lot de specimene incercate la flambaj i se asociaza un lot de 21 tronsoane scurte, necesare studiului modului local de instabilitate. Datele primare referitoare la lotul mentionat sunt prezentate in tabelul 7.3.

Tabelul 7.3 - Date primare aferente lotului de profile cu sectiune U testat de Batista la Liege

Nr.	Cod spec.	h [mm]	t [mm]	b [mm]	r [mm]	L [mm]	fy-tract [N/mm ²]	Fu [kN]	Trons.scurt aferent	Fu.cup [kN]
1	U12	37	2,07	19	2	352	397	51	U13	65
2	U14-1	75	2,03	38	2	813	397	98	U15-1	111
3	U14-2	75	2,03	38	2	813	397	97	U15-2	102
4	U14-3	75	2,03	38	2	813	397	89	U15-3	102
5	U14-4	75	2,03	38	2	813	397	98	U15-4	109
6	U14-5	75	2,03	38	2	813	397	87	U15-5	104
7	U14-6	75	2,03	38	2	813	397	90	U15-6	92
8	U14-7	75	2,03	38	2	813	397	93	U15-7	90
9	U14-8	75	2,03	38	2	813	397	92	U15-8	105
10	U16	94	2,04	47	2	1002	397	97	U18	100
11	U17	94	2,04	47	2	1252	397	87	U18	100
12	U19	113	2,05	55	2	1209	397	87	U22	107
13	U21	113	2,05	55	2	1814	397	81	U22	107
14	U23	52	3,97	39	2	752	390	133	U24	209
15	U25	50	2,02	40	2	854	397	68	U26	81
16	U27	63	2,08	51	2	1092	397	84	U29	102
17	U28	63	2,08	51	2	1366	397	71	U29	102
18	U30	76	2,06	60	2	1333	397	75	U33	109
19	U31	76	2,06	60	2	1664	397	68	U33	109
20	U32	76	2,06	60	2	1999	397	63	U33	109
21	U34	42	3,99	40	2	759	390	129	U35	190
22	U36-1	41	2,04	41	2	873	397	60	U37-1	88
23	U36-2	41	2,04	41	2	873	397	56	U37-2	80
24	U38	51	2,04	51	2	1113	397	69	U40	93
25	U39	51	2,04	51	2	1391	397	53	U40	93
26	U41	62	2,05	62	2	1377	397	65	U44	97
27	U42	62	2,05	62	2	1722	397	58	U44	97
28	U43	62	2,05	62	2	2065	397	48	U44	97

In tabelul 7.3, s-a notat prin "r" raza de curbura interioara din coltul sectiunii transversale.

Batista a efectuat masuratori sistematice ale imperfectiunilor geometrice pe lotul de profile studiat, ajungand la concluzia ca sagetile relative maxime (f_{max} / L) se incadreaza in limita de 1 / 1000 stabilita de ECCS.

In urma masuratorilor de tensiuni reziduale efectuate cu ajutorul timbrelor tensometrice aplicate pe fetele plane ale profilelor U, la interior si respectiv la exterior, se pun in evidenta valori slabe ale acestora (de ordinul a 40 N/mm²). Nu s-au putut efectua masuratori in zona colturilor sectiunii, unde ca urmare a tehnologiei de fabricatie a profilului, nivelul tensiunilor reziduale atinge in mod uzual valori mai mari decat in zonele plane. In dreptul marginilor libere (muchiiilor) profilului, s-au inregistrat valori mai ridicate ale tensiunilor reziduale (cca. 200 N/mm²).

In urma determinarii pozitiei punctelor de cuplare a modurilor de instabilitate, pentru speciamele lotului studiat rezulta valorile absciselor $\bar{\lambda}_{C1}$; $\bar{\lambda}_{C2}$; $\bar{\lambda}_{C3}$ prezentate in tabelul 7.4.

In cadrul aceluiasi tabel se prezinta si limitele intervalelor de cuplare aferente fiecarui tip de profil, alaturi de zveltetea redusa de bara a profilului, ceea ce permite sa se constate daca profilul respectiv poate sau nu poate fi preluat in cadrul lotului experimental relevant pentru procedura propusa.

Tabelul 7.4 - Puncte de cuplare ale modurilor de instabilitate

Nr.	Cod- -specim	Lmd.C1	Lmd.C2	Lmd.C3	Lmd.bar	Lim.st	Lim.dr	NL [kN]	NF [kN]	NFT [kN]
1	U12	1,00	1,81	-	0,87	0,85	1,08	65	76,8	178,8
2	U14-1	1,14	1,53	-	0,84	0,97	1,23	111	129,1	277,8
3	U14-2	1,14	1,54	-	0,84	0,97	1,23	102	129,1	277,8
4	U14-3	1,14	1,54	-	0,84	0,97	1,23	102	129,1	277,8
5	U14-4	1,14	1,54	-	0,84	0,97	1,23	109	129,1	277,8
6	U14-5	1,14	1,54	-	0,84	0,97	1,23	104	129,1	277,8
7	U14-6	1,14	1,56	-	0,84	0,97	1,23	92	129,1	277,8
8	U14-7	1,14	1,56	-	0,84	0,97	1,23	90	129,1	277,8
9	U14-8	1,14	1,54	-	0,84	0,97	1,23	105	129,1	277,8
10	U16	1,24	1,54	-	0,77	1,05	1,33	100	166,0	359,2
11	U17	1,24	1,54	-	0,96	1,05	1,33	100	106,3	234,6
12	U19	1,32	1,56	-	0,74	1,12	1,42	107	187,7	421,2
13	U21	1,32	1,56	-	1,11	1,12	1,42	107	83,4	193,2
14	U23	1,00	1,23	0,35	0,89	0,85	1,08	209	237,3	309,5
15	U25	1,14	1,02	0,86	0,84	0,87	1,10	81	114,6	114,0
16	U27	1,19	0,99	1,09	0,84	0,84	1,06	102	153,1	145,6
17	U28	1,19	0,99	1,09	1,03	0,84	1,06	102	97,8	96,5
18	U30	1,27	1,01	0,91	0,81	0,86	1,08	109	170,4	168,1
19	U31	1,27	1,01	0,91	0,99	0,86	1,08	109	109,4	110,8
20	U32	1,27	1,01	0,91	1,17	0,86	1,08	109	75,8	79,2
21	U34	1,00	0,96	1,10	0,97	0,82	1,03	190	223,2	201,2
22	U36-1	1,16	0,81	2,19	1,10	0,69	0,87	88	108,7	73,0
23	U36-2	1,16	0,81	2,09	1,05	0,69	0,88	80	108,7	73,0
24	U38	1,22	0,80	2,47	1,04	0,68	0,86	93	133,0	86,5
25	U39	1,22	0,80	2,47	1,26	0,68	0,86	93	85,2	58,2
26	U41	1,27	0,80	2,74	0,97	0,68	0,86	97	160,5	102,4
27	U42	1,27	0,80	2,74	1,19	0,68	0,86	97	102,6	68,0
28	U43	1,27	0,80	2,74	1,40	0,68	0,86	97	71,4	49,3

Datorita numarului redus de specimene incluse in intervalul de cuplare (marcate cu rosu in tabelul 7.4), pentru calibrare se aplica procedura alternativa (direct prin intermediul coeficientului "α") pe intreg lotul experimental de 28 specimene aflat la dispozitie. In urma testarii parametrilor statistici, se constata urmatoarele:

- coeficientul de corelatie rezultat initial este excelent: $\rho \approx 0,92$
- coeficientul de variatie initial al termenilor "δ" prezinta o valoare inacceptabil de mare $V_\delta \approx 0,160$, semn al unei pronuntate imprastieri a rezultatelor experimentale;
- coeficientul de variatie initial al modelului prezinta (in consecinta) si el o valoare inacceptabil de mare, adica $V_r \approx 0,200$;
- coeficientul de siguranta initial al modelului rezulta deasemenea prea mare: $\gamma_M = 1,400$!

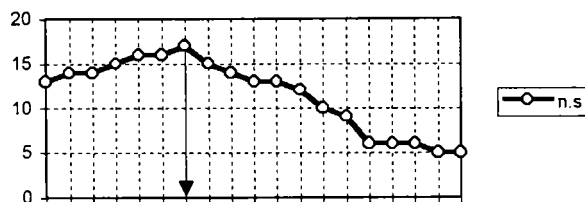
Aceste constatarari obliga la o revizuire a lotului experimental prelucrat, cu eliminarea specimenelor care prezinta abateri excesive, cu aspect de abatere grosiera. Se procedeaza la ordonarea valorilor "b_i" iar de pe sirul astfel ordonat se elimina specimen cu specimen, in sens descrescator, incepand cu valoarea maxima si observand dupa fiecare eliminare evolutia parametrilor statistici prezentati. Dupa eliminarea a 8 din cele 28 de specimene ale lotului, parametrii observati ating valori acceptabile, care se prezinta impreuna cu rezultatele finale.

Se aplica in continuare procedura de calibrare alternativa, lucrand direct prin intermediul coeficientului "α" al imperfectiunii generalizate. Rezultatele obtinute sunt prezentate in tabelul 7.5 si in figura 7.9

Tabelul 7.5 - Rezultatele calibrării pe lotul de profile U - Batista

Modul nr.	Numar specim.	Coef. de corel (ρ)	Coef. de var. (V_r)	Cor. Val. Medii (\bar{b})	Coef. de sigur. (γ_M)	Val. Calibr coef. (α)
1	20	0,909	0,154	1,152	1,3032	0,067

Profile U - Batista



alfa

Figura 7.9 - Variația cu “ α ” a numărului de specimene din intervalul de siguranță

Așa cum se poate constata, profilele cu secțiune transversală U testate de Batista se încadrează pe curba de flambaj “a₀”. Rezultatul contrazice actuala clasificare / încadrare a secțiunilor transversale cu pereți subțiri. Conform acestei încadrări, profilele cu secțiune U ar trebui să se încadreze pe curba de flambaj “c”.

În cazul lotului experimental analizat există o serie de factori care favorizează încadrarea specișenelor componente pe o curbă de flambaj de rang superior, explicând rezultatul obținut și anume:

- nivelul foarte scăzut al tensiunilor reziduale constatată în urma măsurătorilor efectuate de Batista
- încadrarea imperfecțiunilor geometrice în limitele prescrise de ECCS (nivel scăzut și pentru acestea)
- efectul favorabil al ecrusărilor din colțurile secțiunii asupra rezistenței la compresiune a profilului.

Abateri față de curbă a₀

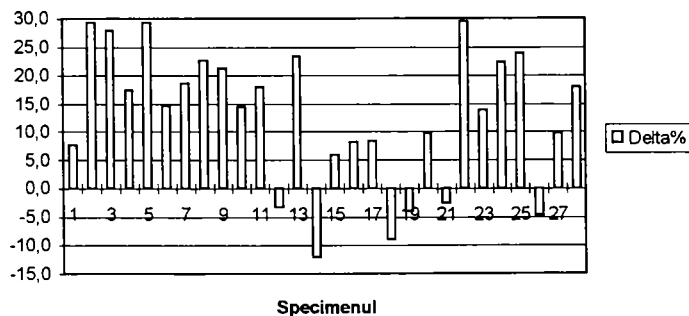


Figura 7.10 - Abateri ale valorilor experimentale față de curbă de flambaj a₀

De altfel, dacă se calculează abaterile $\Delta\%$ ale valorilor experimentale \bar{N}_{exp} față de valorile corespunzătoare ale ordonatei \bar{N}_{a0} de pe curba de flambaj "a", sub forma procentuală:

$$\Delta\% = \frac{\bar{N}_{exp} - \bar{N}_{a0}}{\bar{N}_{a0}} \cdot 100 \quad (7.82)$$

atunci aceste abateri se pot reprezenta sub forma de histogramă în figurile 7.10-7.11

Abateri față de curba "a"

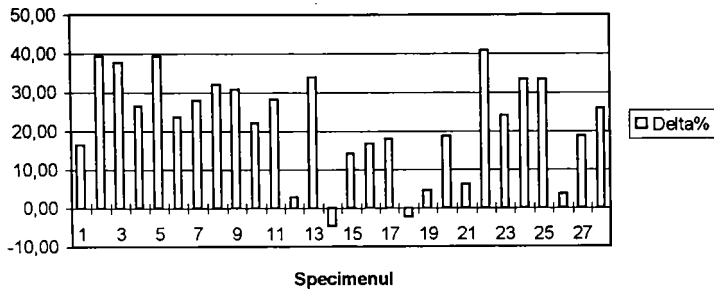


Figura 7.11 - Abateri ale valorilor experimentale față de curba de flambaj "a"

În histogramele de mai sus, barele situate deasupra axei orizontale a histogramei corespund unor puncte experimentale situate deasupra curbei de flambaj de referință. Comparatia s-a efectuat atât cu curba de flambaj a_0 (rezultată prin identificarea optimului siguranței modelului cu ajutorul procedurii de calibrare) cât și cu curba de flambaj "a".

Se vede clar cum marea majoritate a celor 28 de puncte experimentale se situează deasupra curbei de flambaj a_0 confirmând indubitabil rezultatul obținut prin calibrare cu procedura propusă. Cele câteva puncte situate sub curba de flambaj au un evident aspect de abateri grosiere provocate de imprăștierea firească a rezultatelor experimentale.

Se menționează că această comparație între ordonatele punctelor experimentale și ordonatele corespunzătoare ale curbei de flambaj de referință nu are de fapt nici o legătură cu procedura de calibrare propusă, ea constituind un mijloc practic de verificare independent de această procedură.

7.4 Lotul de profile cu secțiune transversală în forma de C testate de Batista la Liege

În cadrul cercetării întreprinse, Batista a încercat un lot de 64 profile formate la rece, cu secțiune monosimetrică în forma de "C". Datele primare în legătură cu acest lot sunt prezentate în tabelul 7.6.

Tabelul 7.6 - Date primare în legătură cu profilele C - Batista

Nr.	Cod-specim	h [mm]	b [mm]	c [mm]	t [mm]	r [mm]	L [mm]	fy-tract [N/mm ²]	Fu-exp [kN]	Cupon aferent:	Fu-cup [kN]
1	C3	106	35	19	4,03	2	904	390	210	C4	314
2	C5	107	35	28	3,98	2	962	390	252	C6	340
3	C7	103	36	10	2,02	2	1129	397	108	C8	115
4	C9-1	106	35	21	2,03	2	1204	397	120	C10-1	140
5	C9-2	106	35	21	2,03	2	1204	397	130	C10-2	138
6	C11	105	35	31	2,05	2	1234	397	129	C12	151
7	C13	154	55	17	2,04	2	1543	397	121	-	120

8	C14	154	55	17	2,04	2	1928	397	102	-	120
9	C15	154	55	17	2,04	2	2314	397	70	-	120
10	C17	157	54	31	2,06	2	1666	397	122	-	144
11	C18	157	54	31	2,06	2	2084	397	120	-	144
12	C19	157	54	31	2,06	2	2500	397	117	-	144
13	C21	155	54	48	2,04	2	1738	397	137	C24	192
14	C22	155	54	48	2,04	2	2175	397	121	C24	192
15	C23	155	54	48	2,04	2	2608	397	100	C24	192
16	C25	154	54	16	1,5	1,5	1499	376	80	C29	90
17	C26	154	54	16	1,5	1,5	1875	376	67	C29	90
18	C27	154	54	16	1,5	1,5	2254	376	70	C29	90
19	C28	154	54	16	1,5	1,5	2999	376	53	C29	90
20	C30	156	54	30	1,49	1,5	1630	376	82	C34	108
21	C31	156	54	30	1,49	1,5	2040	376	64	C34	108
22	C33	156	54	30	1,49	1,5	3272	376	53	C34	108
23	C35	156	53	46	1,5	1,5	1708	376	86	C37-B	121
24	C36	156	53	46	1,5	1,5	2138	376	74	C37-B	121
25	C37	156	53	46	1,5	1,5	2563	376	71	C37-B	121
26	C37A	156	53	46	1,5	1,5	3419	376	56	C37-B	121
27	C40	103	49	19	3,99	2	1294	390	200	C41	365
28	C42	105	50	29	4,01	2	1388	390	217	C43	396
29	C44	102	51	10	2,02	2	1484	397	109	C45	128
30	C46-1	102	51	21	2,01	2	1574	397	118	C47-1	153
31	C46-2	102	51	21	2,01	2	1574	397	114	C47-2	157
32	C46-4	102	51	21	2,01	2	1574	397	148	C47-4	162
33	C46-5	102	51	21	2,01	2	1574	397	151	C47-5	157
34	C46-6	102	51	21	2,01	2	1574	397	148	C47-8	153
35	C46-7	102	51	21	2,01	2	1574	397	133	C47-7	149
36	C48	103	50	31	2,01	2	1635	397	129	C49	152
37	C50	154	77	16	2,04	2	2114	397	122	C53	167
38	C51	154	77	16	2,04	2	2643	397	110	C53	167
39	C52	154	77	16	2,04	2	3170	397	89	C53	167
40	C54	155	77	31	2,01	2	2279	397	138	C57	202
41	C55	155	77	31	2,01	2	2848	397	132	C57	202
42	C58	153	77	46	2	2	2368	397	154	-	199
43	C59	153	77	46	2	2	2962	397	160	-	199
44	C60	153	77	46	2	2	3553	397	96	-	199
45	C63	152	77	15	1,47	1,5	2600	376	77	C64-B	88
46	C64	152	77	15	1,47	1,5	3120	376	77	C64-B	88
47	C64A	152	77	15	1,47	1,5	4160	376	62	C64-B	88
48	C65	153	77	30	1,48	1,5	2249	376	80	C67-A	111
49	C66	153	77	30	1,48	1,5	2812	376	82	C67-A	111
50	C67	153	77	30	1,48	1,5	3374	376	80	C67-A	111

51	C75	89	89	26	4	2	2405	390	218	C76	501
52	C77	89	89	10	2,07	2	2362	397	75	C78	137
53	C79-1	91	88	18	2,04	2	2481	397	98	C80-1	185
54	C79-2	91	88	18	2,04	2	2481	397	110	C80-2	188
55	C81	91	89	27	2,07	2	2562	397	123	C82	190
56	C83	98	99	12	1,48	1,5	2598	376	63	C84-B	80
57	C84	98	99	12	1,48	1,5	3247	376	58	C84-B	80
58	C84A	98	99	12	1,48	1,5	3897	376	45	C84-B	80
59	C85	100	100	20	1,49	1,5	2743	376	80	C86-B3	101
60	C86	100	100	20	1,49	1,5	3417	376	67	C86-B3	101
61	C86A	100	100	20	1,49	1,5	4102	376	50	C86-B3	101
62	C87	102	100	30	1,49	1,5	2827	376	89	C88-B	106
63	C88	102	100	30	1,49	1,5	3534	376	73	C88-B	106
64	C88A	102	100	30	1,49	1,5	4241	376	54	C88-B	106

Procedura propusa de autorul prezentei teze se poate aplica in doua moduri:

- definind intervalul de cuplare pentru fiecare tip de sectiune transversala din cadrul lotului studiat, selectand apoi in mod corespunzator speciemenle relevante si in final efectuand calibrarea prin intermediul procedurii standard si a coeficientului eroziunii " ψ ";
- utilizand intreg lotul experimental aflat la dispozitie, pe care se aplica procedura alternativa de calibrare, efectuata direct prin intermediul coeficientului imperfecțiunii generalizate " α ".

a) Calibrarea prin procedura standard.

Aplicarea procedurii in forma ei standard se poate face, in cazul profilurilor monosimetrice cu pereti subtiri, numai ulterior unui studiu prin care se determina modul de instabilitate dominant (incovoiere sau incovoiere-rasucire) si respectiv punctul relevant de cuplare a instabilitatilor. Rezultatele acestui studiu in cazul profilurilor C - Batista sunt prezentate in tabelul 7.7:

Tabelul 7.7 - Detectarea punctelor de cuplare ale instabilitatilor si selectare speciemenle relevante

Nr.	Cod-spec	Lmd.C1	Lmd.C2	Mod-domin	Lmd.C3	Lmd-cuplare	Lim-st	Lim-dr	Lmd.bar
1	C3	1,006	2,295	F	-	1,006	0,855	1,081	0,967
2	C5	1,005	2,264	F	-	1,005	0,854	1,080	0,972
3	C7	1,127	1,895	F	-	1,127	0,958	1,212	1,087
4	C9-1	1,104	1,987	F	-	1,104	0,939	1,187	1,095
5	C9-2	1,104	1,987	F	-	1,104	0,939	1,187	1,095
6	C11	1,147	2,046	F	-	1,147	0,975	1,233	1,027
7	C13	1,234	1,800	F	-	1,234	1,049	1,327	0,854
8	C14	1,234	1,800	F	-	1,234	1,049	1,327	1,067
9	C15	1,234	1,800	F	-	1,234	1,049	1,327	1,281
10	C17	1,185	1,878	F	-	1,185	1,007	1,274	0,899
11	C18	1,185	1,878	F	-	1,185	1,007	1,274	1,125
12	C19	1,185	1,878	F	-	1,185	1,007	1,274	1,350
13	C21	1,275	1,943	F	-	1,275	1,084	1,370	0,825

14	C22	1,275	1,943	F	-	1,275	1,084	1,370	1,033
15	C23	1,275	1,943	F	-	1,275	1,084	1,370	1,239
16	C25	1,353	1,797	F	-	1,353	1,150	1,454	0,748
17	C26	1,353	1,797	F	-	1,353	1,150	1,454	0,936
18	C27	1,353	1,797	F	-	1,353	1,150	1,454	1,125
19	C28	1,353	1,797	F	-	1,353	1,150	1,454	1,496
20	C30	1,303	1,846	F	-	1,303	1,108	1,401	0,773
21	C31	1,303	1,846	F	-	1,303	1,108	1,401	0,968
22	C33	1,303	1,846	F	-	1,303	1,108	1,401	1,552
23	C35	1,422	1,954	F	-	1,422	1,208	1,528	0,717
24	C36	1,422	1,954	F	-	1,422	1,208	1,528	0,897
25	C37	1,422	1,954	F	-	1,422	1,208	1,528	1,075
26	C37A	1,422	1,954	F	-	1,422	1,208	1,528	1,435
27	C40	1,012	1,609	F	-	1,012	0,860	1,088	0,969
28	C42	1,009	1,593	F	-	1,009	0,858	1,085	0,969
29	C44	1,168	1,439	F	-	1,168	0,993	1,256	0,965
30	C46-1	1,104	1,430	F	-	1,104	0,938	1,186	0,990
31	C46-2	1,104	1,430	F	-	1,104	0,938	1,186	0,990
32	C46-4	1,104	1,430	F	-	1,104	0,938	1,186	0,990
33	C46-5	1,104	1,430	F	-	1,104	0,938	1,186	0,990
34	C46-6	1,104	1,430	F	-	1,104	0,938	1,186	0,990
35	C46-7	1,104	1,430	F	-	1,104	0,938	1,186	0,990
36	C48	1,131	1,497	F	-	1,131	0,962	1,216	0,978
37	C50	1,325	0,489	FT	3,906	0,489	0,416	0,526	1,603
38	C51	1,325	0,489	FT	3,906	0,489	0,416	0,526	1,930
39	C52	1,325	0,489	FT	3,906	0,489	0,416	0,526	2,219
40	C54	1,247	1,386	F	-	1,247	1,060	1,340	0,834
41	C55	1,247	1,386	F	-	1,247	1,060	1,340	1,042
42	C58	1,249	1,436	F	-	1,249	1,062	1,343	0,824
43	C59	1,249	1,436	F	-	1,249	1,062	1,343	1,031
44	C60	1,249	1,436	F	-	1,249	1,062	1,343	1,237
45	C63	1,502	1,380	F	-	1,380	1,173	1,484	0,826
46	C64	1,502	1,380	F	-	1,380	1,173	1,484	0,991
47	C64A	1,502	1,380	F	-	1,380	1,173	1,484	1,321
48	C65	1,419	1,392	F	-	1,392	1,183	1,496	0,698
49	C66	1,419	1,392	F	-	1,392	1,183	1,496	0,873
50	C67	1,419	1,392	F	-	1,392	1,183	1,496	1,048
51	C75	1,033	0,808	FT	5,073	0,808	0,687	0,868	1,256
52	C77	1,495	0,772	FT	4,691	0,772	0,656	0,830	1,046
53	C79-1	1,233	0,798	FT	5,989	0,798	0,678	0,858	1,159
54	C79-2	1,233	0,798	FT	6,037	0,798	0,678	0,858	1,168
55	C81	1,175	0,815	FT	7,806	0,815	0,693	0,876	1,090
56	C83	1,791	0,758	FT	6,676	0,758	0,645	0,815	0,884

57	C84	1,791	0,758	FT	6,676	0,758	0,645	0,815	1,101
58	C84A	1,791	0,758	FT	6,676	0,758	0,645	0,815	1,316
59	C85	1,457	0,772	FT	8,628	0,772	0,656	0,830	0,943
60	C86	1,457	0,772	FT	8,628	0,772	0,656	0,830	1,172
61	C86A	1,457	0,772	FT	8,628	0,772	0,656	0,830	1,402
62	C87	1,430	0,811	FT	10,260	0,811	0,690	0,872	0,885
63	C88	1,430	0,811	FT	10,260	0,811	0,690	0,872	1,105
64	C88A	1,430	0,811	FT	10,260	0,811	0,690	0,872	1,323

In cadrul tabelului 7.7 se indica abscisele punctelor de cuplare N_L-N_F , respectiv N_L-N_{FT} . Abscisa minima indica modul de instabilitate dominant in zona zveltetilor medii si eventual si a zveltetilor mari (daca nu apare cuplarea N_F-N_{FT} in zona respectiva).

Deasemenea, abscisa minima (intre $\bar{\lambda}_{c1}$ si $\bar{\lambda}_{c2}$) localizeaza punctul RELEVANT de cuplare a instabilitatilor, adica punctul in dreptul caruia apare EROZIUNEA MAXIMA intre modurile teoretice cuplate si modul erodat reprezentat prin curba de flambaj corespunzatoare profilului analizat. In raport cu punctul relevant de cuplare a instabilitatilor se definesc limitele intervalului de cuplare a instabilitatilor prezentate in tabel. Comparand zveltetea redusa de bara a fiecarui specimen cu valorile acestor limite, se stabilesc speciemenele incluse in intervalul de cuplare, speciemen care vor alcatui in continuare lotul experimental relevant, adecvat aplicarii procedurii de calibrare propuse.

Zveltetele reduse de bara corespunzand speciemenelor incluse in intervalul de cuplare au fost marcate cu "bold", respectiv cu rosu pe ultima coloana a tabelului 7.7. In urma selectarii rezulta un numar de 24 speciemeni incluse in acest interval.

Insa, la prima tentativa de aplicare a procedurii de calibrare, respectiv la prima testare a parametrilor statistici aferenti lotului experimental relevant, rezulta pentru acestia valori inacceptabile si anume:

- coeficientul de corelatie $\rho=0,932$ (singurul corespunzator !);
- coeficientul de variatie al termenilor de corectie $V_\delta=0,202$ (acest coeficient reprezinta un indicator deosebit de sensibil al imprastierii rezultatelor experimentale, respectiv al calitatii si preciziei procedurii experimentale);
- coeficientul de variatie al modelului teoretic $V_I=0,219$ (coeficientul este stabilit pe lotul experimental aflat la dispozitie, fiind insa functie si de coeficientul V_δ , ceea ce explica valoarea lui inacceptabil de mare din acest caz);
- coeficientul de siguranta al modelului $\gamma_M=1,4623$ (prezinta si el o valoare inacceptabil de mare, depasind valoarea maxima de 1,250 acce pata de Anexa Z a EC.3)

In virtutea celor prezentate mai sus, se trece la un proces de rafinare al lotului experimental, prin eliminarea unor speciemeni pentru care rapoartele " b_i " corespunzatoare sunt situate la extremitatile sirului valorilor ordonate ale acestor rapoarte. Se efectueaza eliminariile specimen cu specimen, observand dupa fiecare eliminare evolutia valorilor parametrilor enumerati mai sus. Dupa un numar de 7 eliminari se ating valori acceptabile pentru acesti parametri si se opreste procedura de eliminare pentru a nu diminua excesiv lotul experimental relevant.

Noile valori ale parametrilor statistici in discutie, respectiv rezultatele aplicarii procedurii de calibrare sunt prezentate in tabelul 7.8

Tabelul 7.8 - Rezultatele calibrarii pe lotul de profile C - Batista

Modul nr.	Numar specim.	Coef. de corel (ρ)	Coef. de var. (V_I)	Cor. Val. Medii (\bar{b})	Coef. de sigur. (γ_M)	Val. Calibr coef. (ψ)
1	17	0,920	0,147	1,291	1,291	0,420

Dependenta dintre valorile coeficientului eroziunii “ ψ ” si numarul specimenelor lotului incluse in intervalul de siguranta $[1, \dots, \gamma_M]$ este prezentata in figura 7.12

Lot profile "C" Batista

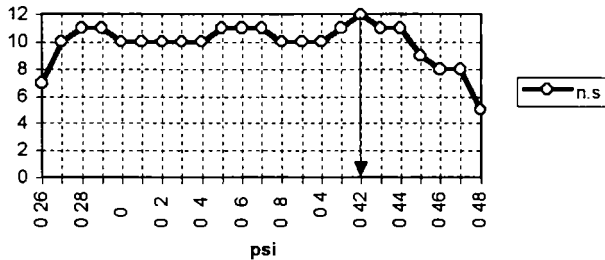


Figura 7.12 - Dependenta (ψ - n.s.) in cazul profilelor C - Batista

Valorile coeficientului “ α ” al imperfecțiunii generalizate se determina cu ajutorul relatiei de legatura (α - ψ) introduse in cadrul teoriei ECBL pentru profilele cu pereti subtiri comprimate:

$$\alpha = \frac{\psi^2}{1 - \psi} \cdot \frac{\sqrt{Q}}{1 - 0,2\sqrt{Q}} \quad (7.83)$$

Datorita prezentei, in formula de legatura, a coeficientului ariei eficace “Q” (altul pentru fiecare tip de sectiune transversala), pentru o aceeași valoare calibrata “ ψ ” rezulta valori “ α ” diferite. Aceste valori, impreuna cu valoarea medie rezultat sunt prezentate in histograma din figura 7.13 pentru lotul experimental relevant (pe care s-a efectuat calibrarea), respectiv in figura 7.14 pentru intreg lotul experimental.

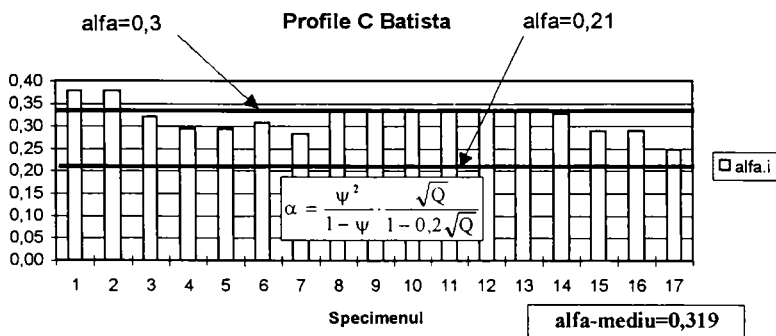


Figura 7.13 - Valori “ α ” pentru lotul experimental relevant

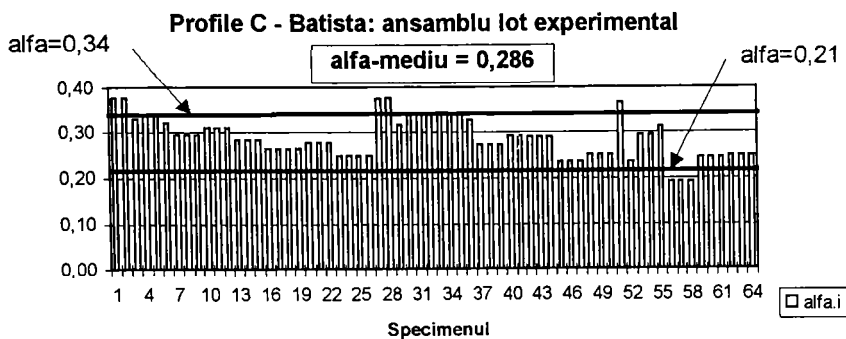


Figura 7.14 - Valori “a” pentru intreg lotul experimental (64 specimene)

Este evidenta mai ales in figura 7.14 (aferinta intregului lot experimental) o imprastiere considerabila a valorilor “a” determinate pe baza valorii calibrate a factorului eroziunii, cu formula de legatura propusa in cadrul teoriei ECBL. Valorile “a” se distribuie pe toata gama valorica intre curbele de flambaj “a” si “b”.

Oricum, se poate considera ca rezultatul aplicarii procedurii standard de calibrare confirma incadrarea profilelor C cu pereti subtiri formate la rece pe curba europeana de flambaj “b”, conform propunerii lui Batista. Nu se confirma in schimb clasificarea din norma [7.2] care plaseaza sectiunile transversale in discutie pe curba de flambaj “c”.

Ca urmare a rezultatului obtinut, pentru cazul acestui tip de profile formate la rece, rezulta o eroziune “tare” in conformitate cu clasificarea nivelelor de eroziune introdusa de Gioncu.

b) Procedura alternativa de calibrare.

Aceasta procedura de calibrare prezinta o serie de avantaje, sesizabile MAI ALES in cazul profilelor cu pereti subtiri formate la rece, si anume:

- nu mai este necesara localizarea (laborioasa) a punctelor de cuplare a instabilitatilor si definirea intervalelor de cuplare, respectiv selectarea lotului relevant;
- metoda se poate aplica si pe loturi experimentale care nu prezinta NICI UN SPECIMEN INCLUS IN INTERVALUL DE CUPLARE, permitand valorificarea practic a TUTUROR loturilor experimentale disponibile !
- se utilizeaza ACELASI model teoretic de tip Ayrton-Perry ca si in cazul procedurii standard;
- procedura de calibrare se aplica pe intreg lotul experimental, utilizand toate specimenele acestuia, care de obicei sunt de cel putin 2-3 ori mai multe decat specimenele lotului relevant, ceea ce confera rezultatului un grad de siguranta mult mai ridicat;
- rezultatul aplicarii procedurii de calibrare este o valoare UNICA a coeficientului “a” obtinuta DIRECT si nu cu ajutorul coeficientului “ ψ ” (se reaminteste ca valoarea calibrata a factorului “ ψ ”, obtinuta prin procedura standard, are un caracter intermediar, scopul fiind de fapt obtinerea coeficientului imperfectiunii generalizate “a” si implicit incadrarea profilului respectiv pe curba adecvata de flambaj !).
- in consecinta nu mai este necesara MEDIEREA valorilor coeficientului “a” practicata in cadrul procedurii standard, mediere care conferea rezultatului final un anumit grad de imprecizie.

La prima tentativa de aplicare a procedurii de calibrare alternative, rezulta parametrii statistici necorespunzatori:

- coeficientul de corelatie $\rho=0,919$ (singurul corespunzator)
- coeficientul de variatie al termenilor de corectie $V_\delta=0,268$ (inacceptabil !)
- coeficientul de variatie al modelului $V_r=0,280$ (inacceptabil !)
- coeficientul de siguranta al modelului $\gamma_M=1,4732$

Avand in vedere necesitatea ameliorarii valorii parametrilor prezentati, se procedeaza la ordonarea valorilor "b_i" si la eliminarea progresiva, specimen cu specimen, a unor valori incepand de la extremitatea a sirului, observand dupa fiecare eliminare evolutia valorilor urmarite. Se opreste eliminarea in clipa cand se ating valori acceptabile pentru parametrii amintiti, pentru a nu diminua excesiv numarul de specimene al lotului analizat. Din cele 64 de specimene ale lotului experimental initial raman dupa eliminari un numar de 47 de specimene apte pentru calibrare.

In continuare se aplica procedura alternativa de calibrare. Rezultatele aplicarii acestei proceduri, ca si valorile parametrilor statistici se prezinta in tabelul 7.6

Tabelul 7.6 - Rezultatele calibrarii cu procedura alternativa pe lotul de profile C - Batista

Modul nr.	Numar specim.	Coef. de corel (ρ)	Coef. de var. (V_r)	Cor. Val. Medii (\bar{b})	Coef. de sigur. (γ_M)	Val. Calibr coef. (α)
1	47	0,953	0,156	1,101	1,2444	0,180

Dependenta dintre valorile coeficientului eroziunii " α " si numarul specimenelor lotului incluse in intervalul de siguranta $[1, \dots, \gamma_M]$ este prezentata in figura 7.13

Profile C - Batista: ansamblu lot

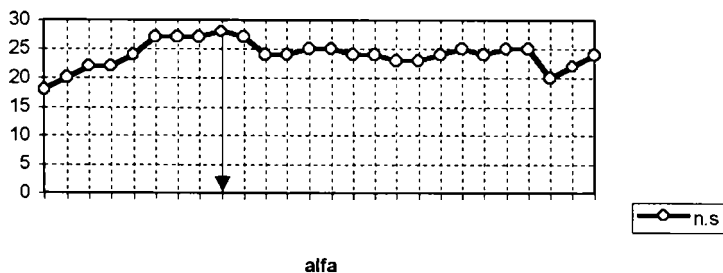


Figura 7.15 - Dependenta α -n.s la profile C-Batista: calibrare cu procedura alternativa

Rezultatul obtinut prin calibrare cu procedura alternativa este oarecum contradictoriu fata de rezultatul obtinut utilizand procedura standard.

Verificarea finala a rezultatelor obtinute se face prin determinarea diferentelor procentuale $\Delta\%$ dintre valorile $\bar{N}_{exp} = \frac{N_{exp}}{N_{pl}}$ si ordonatele corespunzatoare ale curbei adimensionale de flambaj "a". In figura

7.16 se prezinta valorile delta % determinate pentru lotul relevant de 17 rezultate experimentale utilizat in cadrul procedurii standard.

Lotul utilizat in cadrul procedurii standard: comparatie cu curba de flambaj "a"

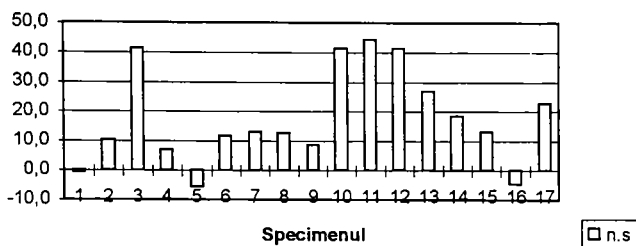


Figura 7.16 - Diferente $\Delta\%$ in cazul lotului utilizat pentru procedura standard

Se observa ca, desi prin procedura de calibrare standard s-a identificat optimumul modelului de calcul din punct de vedere al sigurantei, optim care se situeaza in apropierea curbei de flambaj "b", este acceptabila raportarea valorilor experimentale utilizate si la curba de flambaj "a"

Procedura de verificare cea mai relevanta este aceea de determinare a abaterilor delta% pentru intregul lot experimental. In urma aplicarii acestei verificari de ansamblu, a rezultat histograma din figura 7.17. In cadrul histogramei mentionate, autorul a marcat cu rosu baretele aferente celor 17 specimene incluse in intervalul de cuplare.

Lot experimental integral: profile C Batista

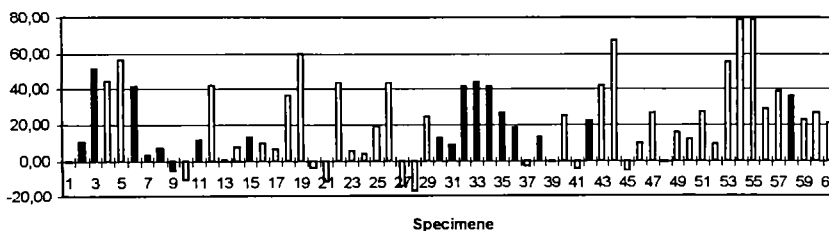


Figura 7.17 - Abateri $\Delta\%$ fata de curba de flambaj "a" pentru intreg lotul experimental

Din examinarea figurilor 7.16-7.17 rezulta clar tendinta pronuntata de incadrare a profilelor studiate dupa curba de flambaj "a" prin faptul ca majoritatea covarsitoare a specimenele prezinta valori experimentale \bar{N}_{exp} care le situeaza deasupra acestei curbe de flambaj. Valorile situate sub curba de flambaj mentionata sunt foarte apropiate de aceasta. Cele cateva specimene ce prezinta abateri de 10-15% sub curba de flambaj pot fi considerate ca facand parte din categoria abaterilor grosiere.

DISCUTIE:

Diferenta de rezultate obtinuta intre procedura standard si procedura alternativa in cazul acestui tip de profil format la rece, prilejuieste urmatoarea discutie:

Metoda standard propusa are in mod evident un caracter local. In vederea aplicarii acestei metode sunt selectate doar speciemenele avand zveltetea redusa de bara cuprinsa intr-un interval restrans. In plus, aceste speciemeni sunt selectate dupa criteriul EROZIUNII MAXIME a sarcinii critice de bifurcare. Ori, cu tot caracterul determinant al punctului de cuplare al instabilitatilor pentru traiectul curbei de flambaj, studiul efectuat pe speciemenele cele mai puternic erodate poate conduce eventual la concluzii cu caracter prea securitar. Este posibil, asa cum s-a si intamplat pentru lotul de profile C testate de Batista, ca ansamblul lotului experimental (de circa 4 ori mai numeros decat lotul utilizat in procedura standard) sa aiba de fapt tendinta clara de asezare dupa o curba de rang superior.

7.5 Profile sudate cu sectiune U testate de Rassmussen

In cadrul tezei sale de doctorat [7.6], Rassmussen dezvolta un program experimental avand ca scop investigarea comportamentului la compresiune centrica si excentrica al profilelor cu sectiune "U" realizate prin sudura. Asa cum mentioneaza autorul, sectiunea transversala studiata a fost aleasa pentru a fi reprezentativa, atat ca forma cat si ca dimensiuni, pentru profilele fabricate in practica. Deasemenea, tehnologia de executie folosita pentru aceste profile a condus la un nivel al tensiunilor reziduale si al imperfectiunilor geometrice similar profilelor de utilitate practica. Modul de realizare constructiva a sectiunii transversale, ca si notatiile utilizate pentru dimensiunile geometrice ale acesteia sunt prezentate in figura 7.18

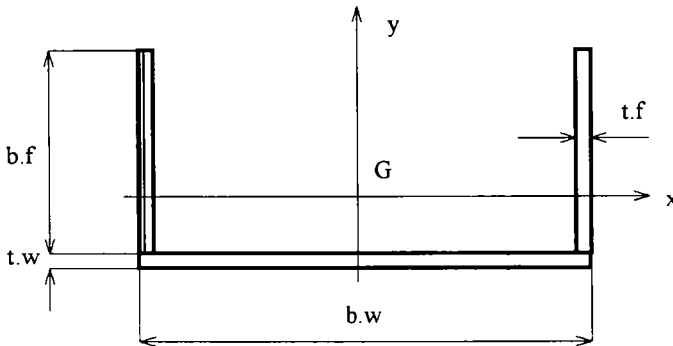


Figura 7.18 -Alcatuire profil si conventia de notare a dimensiunilor geometrice

Programul de incercari experimentale a inclus trei serii de profile, ale caror date primare sunt furnizate in tabelul 7.7. In vederea distingerii celor trei serii, ca si a identificarii tipurilor de speciemeni utilizate, se expliciteaza codificarea adoptata de Rassmussen in vederea denumirii speciemenelor. Fie speciemenul avand denumirea codificata: S1L2400C2. In cadrul acestei denumiri:

- primele doua caractere, adica "S1" indica seria experimentală (putand fi inlocuite prin "S2" sau "S3");
- urmatorul caracter, adica "L" indica faptul ca speciemenul este o bara lunga, avand extremitatile articulate in cadrul incercarii efectuate (caracterul mentionat poate fi inlocuit prin "SC" semnificand un tronson scurt testat in conditii de incastrare la extremitati, prin "LB" semnificand un tronson testat la voalare sau prin "RS" semnificand un test de tensiuni reziduale);
- grupul de patru cifre (aici "2400") indica lungimea rotunjita, masurata in milimetri, a speciemenului respectiv. Se mentioneaza ca aceasta lungime rezulta adunand la lungimea efectiva a barei diferenta $\Delta=450$ mm (in scopul exprimarii corecte a lungimii de flambaj a unei bare articulate la ambele extremitati, masurata in cadrul standului experimental realizat intre axele articulatiilor). Asadar avem:

$$L_i = L + \Delta \quad (7.84)$$

- caracterul “C” indica un test de compresiune centrica (el putand fi inlocuit prin “E+” care indica un test de compresiune excentrica, cu excentricitatea orientata in sensul pozitiv al axelor de coordonate din figura 7.18, sau prin “E-” care indica un test cu excentricitatea orientata in sensul negativ al acelasii axe)
- ultimul caracter, aici “2”, reprezinta indicele de numerotare al specimenelor de acelasi tip, conform celor prezentate mai sus.

Marcarea prin cod a specimenelor s-a facut astfel incat din simpla citire a codului sa rezulte direct seria, tipul testului, lungimea barei si respectiv excentricitatea solicitarii.

Tabelul 7.7 - Date primare privind lotul de profile U sudate testate de Rasmussen

Nr.	Cod-specim	t.f [mm]	b.f [mm]	t.w [mm]	b.w [mm]	L [mm]	L.t [mm]	fy.med N/mm2	E.med N/mm2	Pu-exp [kN]
1	S1L1185C	5,4	110	5,4	250	734	1184	414	205000	728
2	S1L2400C1	5,3	111	5,3	246	1947	2397	414	205000	682
3	S1L2400C2	5,3	110	5,2	251	1933	2383	414	205000	505
4	S1L2400C3	5	110	5	250	1946	2396	379	205000	547
5	S1L3200C1	5,2	111	5,2	248	2752	3202	414	205000	539
6	S1L3200C2	5,1	110	5,1	251	2727	3177	414	205000	374
7	S1L3200C3	5	110	4,9	250	2754	3204	379	205000	433
8	S2L1510C	5	160	5	360	1067	1517	378	210000	463
9	S2L2700C	5	160	5	360	2242	2692	378	210000	432
10	S2L2700E+1	5	160	5	361	2243	2693	378	210000	470
11	S2L2700E+2	5	160	5	360	2243	2693	378	210000	481
12	S2L2700E-	5,1	160	5	360	2242	2692	378	210000	415
13	S2L3150C	5,1	160	5,1	360	2691	3141	373	210000	417
14	S2L3150E+	5,1	160	5,2	361	2690	3140	373	210000	441
15	S2L3150E-	5,1	160	5,2	360	2691	3141	373	210000	400
16	S2L4500C	5	160	5	360	4048	4498	378	210000	311
17	S2L4500E+	5	160	5	361	4049	4499	378	210000	460
18	S2L4500E-	5	161	5	360	4047	4497	378	210000	287
19	S2L6750C	5,2	160	5,2	361	6289	6739	373	210000	308
20	S2L6750E+	5,1	160	5,2	361	6293	6743	373	210000	325
21	S2L6750E-	5,2	160	5,2	360	6293	6743	373	210000	249
22	S3L1510C	10,7	160	5,5	360	1065	1515	419,5	207500	1474
23	S3L2700C1	10,2	160	5,5	360	2243	2693	402	210000	1222
24	S3L2700C2	10,2	160	5,4	361	2242	2692	402	210000	1188
25	S3L2700E+	10,3	160	5,4	360	2243	2693	402	210000	1151
26	S3L2700E-	10,3	161	5,4	360	2242	2692	402	210000	1254
27	S3L4000C	10,4	161	5,4	360	3544	3994	399,5	212500	876
28	S3L4000E+	10,6	161	5,4	360	3541	3991	413,5	210000	849
29	S3L4000E-	10,6	160	5,4	360	3540	3990	413,5	210000	989
30	S3L5500C	10,5	160	5,5	359	5035	5485	419,5	207500	763
31	S3L5500E+	10,5	160	5,5	359	5036	5486	419,5	207500	673
32	S3L5500E-	10,4	160	5,5	360	5040	5490	419,5	207500	789
33	S3L7000C	10,5	160	5,3	360	6621	7071	413,5	210000	441
34	S3L7000E+	10,6	160	5,4	360	6641	7091	413,5	210000	457
35	S3L7000E-	10,6	161	5,3	360	6639	7089	413,5	210000	532

Specimenele s-au executat prin sudura, din fasii de tabla de otel cu grosimile de 5 mm sau 10 mm si cu limitele de curgere 250N/mm², respectiv 350 N/mm².

Fenomenul de contractie care insoteste racirea neuniforma a unui asemenea profil sudat provoaca o curbura generala a barei, reprezentand o imperfectione geometrica de obicei inacceptabila, impreuna

cu o stare de tensiuni reziduale cu valori ridicate in zona colturilor unde sunt localizate sudurile de imbinare.

In vederea eliminarii fenomenului de curbura mentionat, Rasmussen propune o tehnologie speciala de pretensionare a specimenelor, bazata pe intelegerea aprofundata a fenomenului de contractie ca si pe cunoasterea precisa a distributiei de tensiuni reziduale pe sectiune. Solutia propusa se bazeaza pe cercetarile efectuate asupra tensiunilor reziduale generate de sudura, la Cambridge University de catre Dwight & all. Ideea este de a induce prin pretensionare si fixare pe platforma de lucru, o stare de tensiuni reziduale in profilul sudat contrara celei generate prin contractia ulterioara sudurii.

Secventa tehnologica propusa (si utilizata de altfel pentru executia profilului incercate) este prezentata in figura 7.19, preluata din [7.8]

Metoda de pretensionare consta din urmatoarele etape:

1) In faza anterioara asamblarii prin sudura, se aduc in contact muchiile talpilor profilului cu inima. Fiind asezata in pozitie orizontala, la extremitatea inferioara a ansamblului, inima se fixeaza de talpi la o extremitate a barei printr-un cordon scurt de sudura. Se imprima o deplasare orizontala Δ orientata spre mijlocul deschiderii la extremitatea opusa a inimii, dupa care si extremitatea respectiva se fixeaza de muchiile talpilor printr-un cordon scurt de sudura cu lungimea L_{ik} . Valoarea deplasarii imprimate are rolul de a produce o curbura de o valoare controlata a formei inimii, vizibila in fig. 7.19 a).

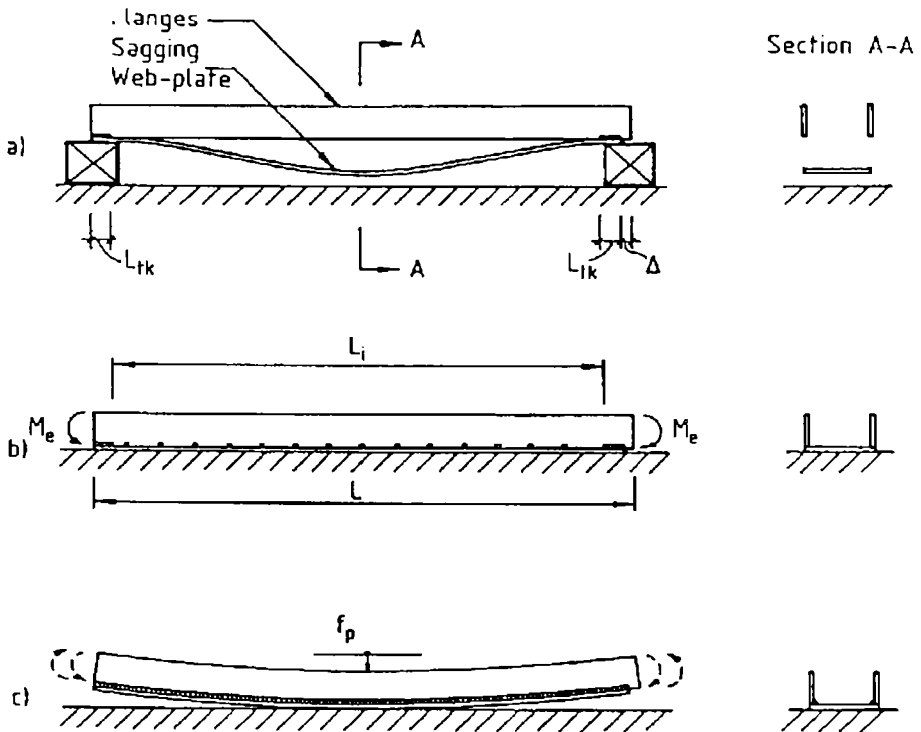


Figura 7.19 - Secventa tehnologica utilizata pentru pretensionare

2) In continuare, profilul asamblat provizoriu in modul descris este fixat pe platforma de lucru prin presare la extremitati, eliminandu-se sageata inimii, asa cum se vede in figura 7.19b). Fixarea produce compresiune in inima si intindere in talpi. In figura amintita, fixarea pe platforma este reprezentata prin momentele M_e aplicate la extremitatile barei. Dupa fixare, se executa o asamblare initiala prin punctare cu sudura intre inima si talpi (reprezentata in figura prin puncte).

3) Placile de tabla sunt asamblate apoi definitiv prin sudura continua, pe toata lungimea barei. Secventa de sudare se prezinta in figura 7.20, preluata tot din [7.8]. Se elibereaza apoi bara din dispozitivul de fixare, permitand deformarea ei datorita contractiei conform figurii 7.19c). Deformatia (f_p) se poate determina prin calcul aplicand la extremitatile barei momente concentrate in sens contrar celor reprezentand fixarea pe platforma.

In realitate, la extremitatile barei se aplica pe talpi, la mijlocul latimii acestora, forte concentrate de intindere F_p in sens longitudinal barei Scriind ecuatiile corespunzatoare de echilibru la extremitatea barei, momentele concentrate se pot exprima functie de aceste forte astfel:

$$M_e = F_p (b_f + t_w) \quad (7.85)$$

respectiv:

$$\Delta = \frac{F_p L_i}{E} \left(\frac{1}{A_f} + \frac{1}{A_w} \right) \quad (7.86)$$

unde s-a notat cu " L_i " distanta intre extremitatile interioare ale sudurilor din capete, iar A_f si A_w sunt ariile talpilor respectiv inimii profilului.

In [7.8] se demonstreaza ca intre deformatiile Δ si f_p exista relatia:

$$\Delta = \frac{8L_i I_x}{L^2 (b_f + t_w)} \left(\frac{1}{A_f} + \frac{1}{A_w} \right) \cdot f_p \quad (7.87)$$

Intre deformatia din fixare (f_p), deformatia din contractia ulterioara sudurii (f_s) si deformatia finala (f_0) exista relatia:

$$f_p = \frac{f_0 - f_s}{\gamma} \quad (7.88)$$

unde prin " γ " s-a notat un factor de eficienta al procedurii de pretensionare ($\gamma \approx 0,7$).

Utilizand sistemul de relatii prezentat mai sus, parametrii procedurii de pretensionare se adopta in asa fel incat sa se limiteze la o valoare dorita (sub $L / 1000$) deformatia finala f_0 a barei.

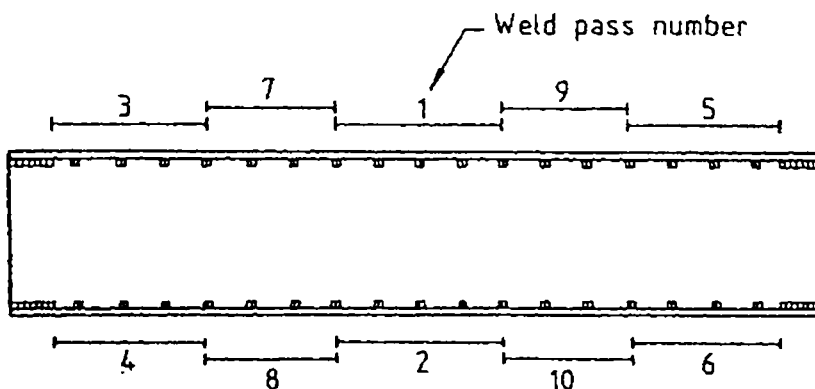


Figura 7.20 - Secventa de sudare utilizata pentru asamblare profile U

Descrierea detaliata a procedurii de pretensionare ca si a secvenței de executie a profilelor incercate de Rasmussen nu face obiectul prezentului studiu. Totusi, datorita influenței esențiale a procedurii de

sudare asupra starii de tensiuni reziduale din profile, respectiv asupra capacitatii portante la compresiune a acestora, se vor prezenta in continuare cateva aspecte aferente acestei proceduri. Toate profilele au fost executate printr-un cordon de sudura continuu realizat dintr-o singura trecere, dispus in cele doua colturi interioare ale profilului.

- Seriile de profile 1 si 2 au fost realizate prin sudura manuala cu arc electric, grosimea cordonului utilizat fiind de 3,25 mm;
- Seria 3 de profile a fost realizat prin sudura automata sub flux, grosimea cordonului utilizat fiind de 5 mm.

Autorul prezentei teze a insistat asupra descrierii elementelor tehnologiei de sudare respectiv de pretensionare deoarece, starea de tensiuni reziduale din profilele studiate actioneaza asupra acestor profile in sens profund defavorabil, avand un rol clar de diminuare a capacitatii lor portante la compresiune. In plus, asa cum mentioneaza si Rasmussen, *procesul de pretensionare induce in profil tensiuni reziduale suplimentare fata de tensiunile produse de sudura*. Autorul mentionat a efectuat un studiu minutios al distributiei tensiunilor reziduale pe sectiunea profilelor testate. Nota generala a diagramelor de tensiuni reziduale obtinute de el este aceea ca in colturile sectiunii transversale apar tensiuni reziduale maxime, *avand ordinul de marime al limitei de curgere a materialului de baza*. Pe fetele plane ale sectiunii apar tensiuni reziduale mai mici sau chiar mult mai mici decat acestea. Valoarea relativ mare a tensiunii reziduale aparuta la muchiile libere ale talpiilor profilului se datoreste tensiunilor reziduale induse de taierea la ghilotina (nu s-a efectuat detensionarea placilor de tabla anterior asamblarii lor prin sudura).

Masuratorile de imperfectiuni geometrice prezentate in [7.8] indica faptul ca rapoartele (e_0/L) se incadreaza in cea mai mare parte in limita de $1 / 1000$ prescrisa de norme, ele fiind de altfel bine controlate prin procedura de pretensionare.

Extremitatile specimenelor testate la flambaj au fost frezate, iar testele de compresiune centrica s-au executat amplasand centrul de greutate al barei in centrul platanului preseii. Testele de compresiune excentrica au fost executate montand barele in masina de incercari astfel incat excentricitatea sa se obtina in ambele sensuri (+/-) in raport cu axa minima de inertie (x-x) a sectiunii transversale.

In vederea aplicarii procedurii standard de calibrare este necesara stabilirea modurilor teoretice de instabilitate dominante, precum si a abscisei punctului de cuplare dintre aceste moduri. Rezultatele studiului efectuat se prezinta in tabelul 7.8

Tabelul 7.8 - Puncte de cuplare a instabilitatilor la profile U sudate

Nr.crt	Cod-specim	Lmd.C1	Lmd.C2	Lmd.C3	Lmd.cup	Lim.st	Lim.dr	Lmd.bar
1	S1L1185C	1,232	1,168	-	1,168	0,992	1,255	0,381
2	S1L2400C1	1,240	1,146	-	1,146	0,974	1,232	0,758
3	S1L2400C2	1,248	1,162	-	1,162	0,988	1,250	0,757
4	S1L2400C3	1,248	1,166	-	1,166	0,991	1,253	0,730
5	S1L3200C1	1,251	1,151	-	1,151	0,978	1,237	1,005
6	S1L3200C2	1,261	1,165	-	1,165	0,990	1,253	1,001
7	S1L3200C3	1,255	1,159	-	1,159	0,985	1,246	0,969
8	S2L1510C	1,446	1,131	-	1,131	0,961	1,216	0,273
9	S2L2700C	1,446	1,131	-	1,131	0,961	1,216	0,484
10	S2L2700E+1	1,447	1,133	-	1,133	0,963	1,218	0,484
11	S2L2700E+2	1,446	1,131	-	1,131	0,961	1,216	0,484
12	S2L2700E-	1,442	1,127	-	1,127	0,958	1,211	0,484
13	S2L3150C	1,430	1,133	-	1,133	0,963	1,218	0,567

14	S2L3150E+	1,423	1,140	-	1,140	0,969	1,225	0,571
15	S2L3150E-	1,422	1,138	-	1,138	0,968	1,224	0,571
16	S2L4500C	1,446	1,131	-	1,131	0,961	1,216	0,809
17	S2L4500E+	1,447	1,133	-	1,133	0,963	1,218	0,808
18	S2L4500E-	1,448	1,126	-	1,126	0,957	1,211	0,802
19	S2L6750C	1,419	1,136	-	1,136	0,965	1,221	1,226
20	S2L6750E+	1,423	1,140	-	1,140	0,969	1,225	1,226
21	S2L6750E-	1,418	1,134	-	1,134	0,964	1,219	1,227
22	S3L1510C	1,220	1,059	0,694	1,059	0,900	1,138	0,333
23	S3L2700C1	1,224	1,058	0,671	1,058	0,900	1,138	0,564
24	S3L2700C2	1,227	1,058	0,671	1,058	0,899	1,137	0,563
25	S3L2700E+	1,223	1,057	0,684	1,057	0,899	1,136	0,565
26	S3L2700E-	1,222	1,057	0,684	1,057	0,898	1,136	0,565
27	S3L4000C	1,217	1,053	0,720	1,053	0,895	1,131	0,836
28	S3L4000E+	1,221	1,055	0,722	1,055	0,896	1,134	0,868
29	S3L4000E-	1,219	1,059	0,698	1,059	0,900	1,138	0,874
30	S3L5500C	1,226	1,057	0,698	1,057	0,898	1,136	1,197
31	S3L5500E+	1,226	1,057	0,698	1,057	0,898	1,136	1,197
32	S3L5500E-	1,230	1,059	0,681	1,059	0,900	1,138	1,194
33	S3L7000C	1,225	1,057	0,706	1,057	0,898	1,136	1,542
34	S3L7000E+	1,219	1,059	0,698	1,059	0,900	1,138	1,553
35	S3L7000E-	1,223	1,053	0,734	1,053	0,895	1,132	1,539

Din examinarea tabelului 7.8 rezulta ca doar 5 specimene rezulta (cu bunavointa) incluse in intervalul de cuplare a instabilitatilor la acest lot experimental. In consecinta se aplica procedura alternativa de calibrare, direct prin coeficientul “ α ”.

La prima tentativa de aplicare a procedurii rezulta parametrii statistici inacceptabili. Pentru lotul initial de 35 de specimene, se determina:

- coeficientul de corelatie $\rho=0,949$ (singurul corespunzator!);
- coeficientul de variatie al termenilor de corectie “ δ ”, $V_\delta=0,178$. (aceasta valoare indica o puternica imprastiere a rezultatelor experimentale)
- coeficientul de variatie al modelului $V_f=0,196$ (inacceptabil)
- coeficientul de siguranta $\gamma_M=1,3148$ (inacceptabil)

In urma celor constatate, se procedeaza la rafinarea lotului experimental aflat la dispozitie prin eliminarea succesiva, specimen cu specimen, a unor specimene, incepand cu cel care, pe sirul valorilor ordonate b_i prezinta valoarea maxima si continuand apoi in sens descrescator. Dupa eliminarea a 5 specimene rezulta valori acceptabile pentru parametrii statistici. Rezultatele obtinute prin aplicarea procedurii de calibrare, precum si valorile parametrilor sunt prezentate in tabelul 7.10

Tabelul 7.10 - Rezultatele calibrării cu procedura alternativa pe lotul de profile U sudate

Modul nr.	Numar specim.	Coef. de corel (ρ)	Coef. de var. (V_f)	Cor. Val. Medii (\bar{b})	Coef. de sigur. (γ_M)	Val. Calibr coef. (α)
1	30	0,967	0,177	1,081	1,3354	0,700

Dependenta dintre valorile coeficientului eroziunii “ α ” si numarul specimenelor lotului incluse in intervalul de siguranta [$1, \dots, \gamma_M$] este prezentata in figura 7.21

Profile U sudate testate de Rasmussen

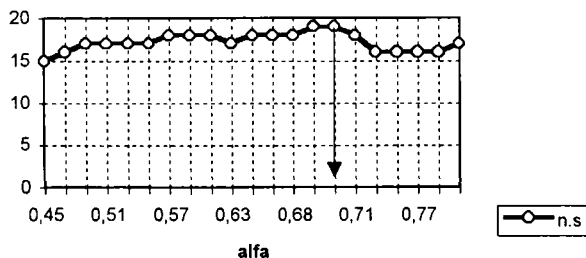


Figura 7.21 - Dependenta a-n.s la profile U sudate

Rezultatul obtinut prin calibrare cu procedura alternativa amplaseaza profilele U sudate pe curba de flambaj "d". Acest rezultat se incadreaza in nota obisnuita a profilelor executate prin sudura analizate de autorul prezentei teze, care prezinta toate valori inalte ale coeficientului imperfectiunii generalizate "a". Este evident rolul puternic de diminuare a capacitatii portante la compresiune jucat de tensiunile reziduale in cazul acestor profile.

Verificarea finala a rezultatelor obtinute se face prin determinarea diferentelor procentuale Δ% dintre

valorile $\bar{N}_{exp} = \frac{N_{exp}}{N_{pl}}$ si ordonatele corespunzatoare ale curbei adimensionale de flambaj "d".

Profile U sudate: lot experimental integral

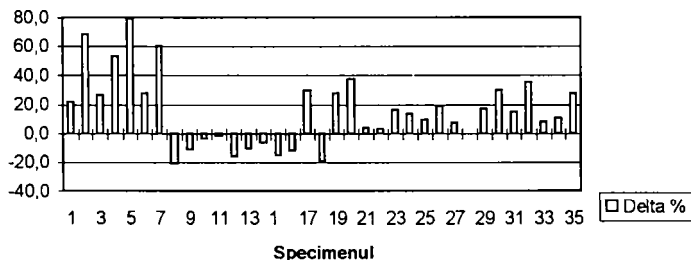


Figura 7.22 - Diferente Δ% fata de curba "d" in cazul lotului de profile U sudate

Observarea histogramei din figura 7.22 pune in evidenta o puternica imprastiere a rezultatelor experimentale. Se confirma incadrarea profilelor studiate pe curba de flambaj "d". De observat inasa ca pana si in cazul raportarii la aceasta curba de flambaj (cea mai joasa) exista profile situate sub curba mentionata.

7.6 Lotul de profile U testate la INCERC-Timisoara

Lotul prezentat include profile cu pereti subtiri formate la rece, testate in anul 1990 la INCERC-Timisoara. Programul experimental mentionat reprezinta o continuare a unor preocupari mai vechi ale scolii de stabilitatea structurilor de la Timisoara, scoala care reuneste cercetatori de la Universitatea Politehnica si INCERC.

Datele de baza in legatura cu profilele U testate la INCERC sunt prezentate in tabelul 7.11:

Tabelul 7.11 - Date de baza asupra profilelor U testate la INCERC-Timisoara

Nr.crt spec	h [mm]	b [mm]	t [mm]	L [mm]	fy.tr [N/mm ²]	Fu.exp [kN]
1	62	51,5	2	1260	209,2	40
2	61,5	51,2	2	1260	209,2	43
3	62	51,4	2	1500	209,2	33
4	63	50,7	1,8	1500	209,2	30
5	90	58,7	1,7	2000	209,2	22
6	83,5	59,3	3	1220	214	91
7	80,3	62,5	3	1220	214	112
8	86,7	59,7	3	2000	214	72
9	84,5	59,5	3	2000	214	83
10	102,7	82	3	2000	214	85
11	103	79,8	3	2000	214	110
12	85,7	81	4,1	1500	248	190
13	85	82,2	4,1	1500	248	192
14	84,5	82,8	4	2000	248	145
15	84,5	82	4	2000	248	145
16	106,5	101,2	4	2000	248	200
17	103	101,3	4	2000	248	195
18	106,1	102,2	4	1500	248	215
19	111,4	99,5	4	1500	248	203

Aplicarea procedurii de calibrare in forma ei standard se poate face, in cazul profilelor monosimetrice cu pereti subtiri (deci si in cazul profilelor cu sectiune in forma de U) numai ulterior unui studiu prin care se determina modul de instabilitate dominant (incovoiere sau incovoiere-rasucire) si respectiv punctul relevant de cuplare a instabilitatilor. Rezultatele acestui studiu in cazul profilelor studiate sunt prezentate in tabelul 7.12:

Tabelul 7.12 - Puncte de cuplare a modurilor teoretice de instabilitate la profile U

Nr.crt	Lmd.C1	Lmd.C2	Lmd.C3	Lmd.cupl	Lim.st	Lim.dr	Lmd.bar
1	1,133	0,726	1,839	0,726	0,617	0,781	0,949
2	1,132	0,725	1,836	0,725	0,616	0,780	0,956
3	1,132	0,728	1,832	0,728	0,619	0,782	1,089
4	1,152	0,739	1,890	0,739	0,628	0,794	1,073
5	1,230	0,876	1,594	0,876	0,745	0,942	0,992
6	1,069	0,888	1,253	0,888	0,755	0,955	0,759
7	1,084	0,803	1,470	0,803	0,683	0,864	0,775
8	1,070	0,912	1,204	0,912	0,775	0,981	1,075
9	1,070	0,894	1,241	0,894	0,760	0,962	1,092
10	1,147	0,746	1,847	0,746	0,634	0,802	0,921
11	1,139	0,770	1,746	0,770	0,655	0,828	0,925
12	1,096	0,655	1,954	0,655	0,557	0,704	0,924
13	1,100	0,638	2,049	0,638	0,542	0,685	0,929
14	1,109	0,625	2,139	0,625	0,532	0,672	1,151
15	1,106	0,633	2,090	0,633	0,538	0,680	1,151
16	1,158	0,627	2,320	0,627	0,533	0,674	0,947
17	1,161	0,606	2,451	0,606	0,515	0,651	0,973
18	1,162	0,618	2,384	0,618	0,525	0,664	0,739
19	1,150	0,669	2,102	0,669	0,568	0,719	0,713

Asa cum se poate observa in cadrul ultimei coloane a tabelului de mai sus, in intervalul de cuplare definit in vecinatatea punctului de cuplare se intercepoteaza doar trei din cele 19 specimene ale lotului. Ca atare, nu se poate proceda la o calibrare prin procedura standard propusa ci se va utiliza procedura alternativa. Cu conditia obtinerii unor parametri statistici corespunzatori din punct de vedere al Anexei Z a EC.3, aceasta procedura permite utilizarea tuturor specimenelor experimentale ale lotului disponibil.

La prima tentativa de calibrare rezulta un coeficient de corelatie corespunzator insa valori prea mari pentru coeficientul de variatie al termenilor de corectie ($V_{\delta} \approx 0,166$), coeficientul de variatie al modelului ($V_r \approx 0,188$) si coeficientul de siguranta ($\gamma_M \approx 1,400$). Dupa eliminarea a 2 specimene, se obtin valori acceptabile pentru coeficientii mentionati si se aplica procedura de calibrare. Rezultatele calibrarii sunt prezentate in tabelul 7.13:

Tabelul 7.13 - Rezultatele calibrarii cu procedura alternativa pe lotul de profile U - INCERC

Modul nr.	Numar specim.	Coef. de corel (ρ)	Coef. de var. (V_r)	Cor. Val. Medii (b)	Coef. de sigur. (γ_M)	Val. Calibr coef. (α)
1	17	0.985	0.124	1.118	1.2468	0.145

Dependenta dintre valorile coeficientului eroziunii " α " si numarul specimenelor lotului incluse in intervalul de siguranta [$1, \dots, \gamma_M$] este prezentata in figura 7.23

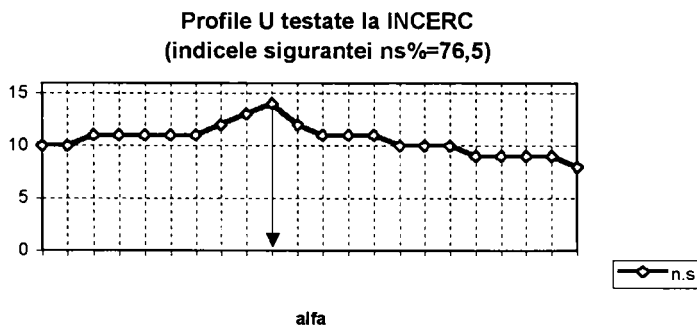


Figura 7.23 - Dependenta α -n.s la profile U - INCERC

Rezultatul obtinut prin calibrare cu procedura alternativa amplaseaza profilele U testate la INCERC-Timisoara, pe curba de flambaj "a".

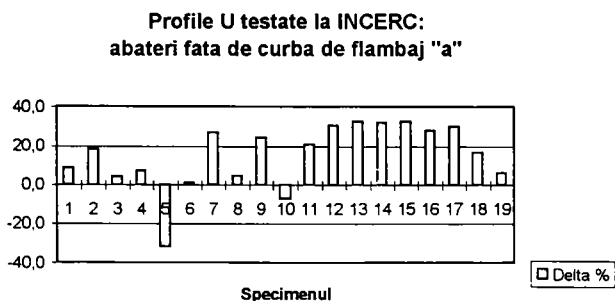


Figura 7.24 - Diferente $\Delta\%$ fata de curba "a" in cazul lotului de profile U - INCERC

Verificarea finala a rezultatelor obtinute se face prin determinarea diferentelor procentuale $\Delta\%$ dintre valorile $\bar{N}_{exp} = \frac{N_{exp}}{N_{pl}}$ si ordonatele corespunzatoare ale curbei adimensionale de flambaj "a". Din

histograma abaterilor valorilor experimentale fata de curba de flambaj "a", rezulta asezarea favorabila a punctelor respective fata de aceasta curba. Se inregistreaza doar doua puncte din 19 (punctele eliminate ca abateri grosiere in vederea ameliorarii valorii parametrilor statistici) situate sub curba de flambaj (barete situate sub axa histogramei).

Aceste rezultate confirma rezultatele experimentale obtinute in 1988 pe acelasi tip de profil de catre Batista la Liege (vezi paragraful 7.3). Se pare ca repartitia tensiunilor reziduale la acest tip de sectiune transversala este deosebit de favorabila, asa incat nu se justifica clasificarea ei pe curba de flambaj "c" din cadrul normei europene [7.2].

7.7 Lotul de profile C testate la INCERC-Timisoara

Lotul prezentat include profile cu pereti subtiri formate la rece, testate tot in anul 1990 la INCERC-Timisoara, in cadrul aceleiasi cercetari cu cea efectuata pe profilele U.

Datele de baza in legatura cu profilele C testate la INCERC sunt prezentate in tabelul 7.14:

Tabelul 7.14 - Date de baza asupra profilelor C testate la INCERC-Timisoara

Nr.crt. spec	h [mm]	b [mm]	c [mm]	t [mm]	L [mm]	fy.tr [N/mm ²]	Fu.exp [kN]
1	85,8	56	15	1,9	1080	212,4	68
2	85,6	57,2	16,4	1,9	1080	212,4	69
3	85,2	55,4	17	1,9	2000	212,4	53
4	96	65,5	20	1,75	1480	212,4	71
5	94	65,8	20	1,75	1480	212,4	73
6	99,8	64,5	19,8	1,85	2000	212,4	66
7	99	66,5	20,5	1,9	2000	212,4	71
8	96	72	21,2	3	1120	211,3	160
9	97,7	70,3	22,1	3	2000	211,3	126
10	97,5	70	21,6	3	2000	211,3	133
11	135,6	85,5	24,5	3	1700	211,3	190
12	121,5	83,2	25	3	1700	211,3	171
13	121,8	82,7	25,2	3	1700	211,3	153
14	119,3	85,5	25,1	3	2000	211,3	146
15	121,3	84,6	25,6	3	2000	211,3	157
16	121	86,1	25,5	1,9	2000	212,4	96
17	122,6	86,5	25,2	1,9	2000	212,4	98

Aplicarea procedurii de calibrare in forma ei standard se poate face, in cazul profilelor monosimetrice cu pereti subtiri (deci si in cazul profilelor cu sectiune in forma de C) numai ulterior unui studiu prin care se determina modul de instabilitate dominant (incovoiere sau incovoiere-rasucire) si respectiv punctul relevant de cuplare a instabilitatilor. Rezultatele acestui studiu in cazul profilelor studiate sunt prezentate in tabelul 7.15:

Tabelul 7.15 - Puncte de cuplare a modurilor teoretice de instabilitate la profile C-INCERC

Nr.crt.	Lmd.C1	Lmd.C2	Lmd.C3	Lmd-cup	Lim-st	Lim.dr	Lmd.bar
1	1,122	0,858	1,873	0,858	0,729	0,922	0,560
2	1,125	0,846	2,002	0,846	0,719	0,909	0,549
3	1,125	0,871	1,849	0,871	0,740	0,936	0,979
4	1,158	0,823	2,553	0,823	0,700	0,885	0,635
5	1,155	0,808	2,685	0,808	0,686	0,868	0,646

6	1,154	0,861	2,146	0,861	0,732	0,926	0,831
7	1,150	0,838	2,327	0,838	0,712	0,900	0,831
8	1,118	0,803	1,926	0,803	0,683	0,863	0,492
9	1,118	0,837	1,769	0,837	0,712	0,900	0,829
10	1,118	0,837	1,751	0,837	0,712	0,900	0,835
11	1,122	0,889	1,691	0,889	0,755	0,955	0,554
12	1,115	0,842	1,938	0,842	0,716	0,905	0,600
13	1,115	0,849	1,899	0,849	0,721	0,912	0,598
14	1,116	0,810	2,145	0,810	0,688	0,870	0,707
15	1,116	0,829	2,036	0,829	0,705	0,892	0,697
16	1,194	0,788	3,232	0,788	0,670	0,847	0,657
17	1,196	0,791	3,189	0,791	0,672	0,850	0,651

Asa cum se poate observa in cadrul ultimei coloane a tabelului de mai sus, in intervalul de cuplare definit in vecinatatea punctului de cuplare se intercepoteaza doar cinci din cele 17 specimene ale lotului. Avand in vedere numarul redus de specimene incluse in intervalul de cuplare, se renunta la o calibrare prin procedura standard propusa si se prefera procedura alternativa. Cu conditia obtinerii unor parametri statistici corespunzatori din punct de vedere al Anexei Z a EC.3, aceasta procedura permite utilizarea tuturor specimenelor experimentale ale lotului disponibil.

La prima tentativa de calibrare rezulta un coeficient de corelatie corespunzator insa valori prea mari pentru coeficientul de variatie al termenilor de corectie V_{δ} , coeficientul de variatie al modelului V_r si coeficientul de siguranta γ_M . Dupa eliminarea a 2 specimene, se obtin valori acceptabile pentru coeficientii mentionati si se aplica procedura de calibrare. Rezultatele calibrarii sunt prezentate in tabelul 7.16:

Tabelul 7.16 - Rezultatele calibrarii cu procedura alternativa pe lotul de profile C - INCERC

Modul nr.	Numar specim.	Coef. de corel (ρ)	Coef. de var. (V_r)	Cor. Val. Medii (\bar{b})	Coef. de sigur. (γ_M)	Val. Calibr coef. (α)
1	17	0,982	0,104	1,136	1,1857	0,210

Dependenta dintre valorile coeficientului eroziunii " α " si numarul specimenelor lotului incluse in intervalul de siguranta [$1, \dots, \gamma_M$] este prezentata in figura 7.25

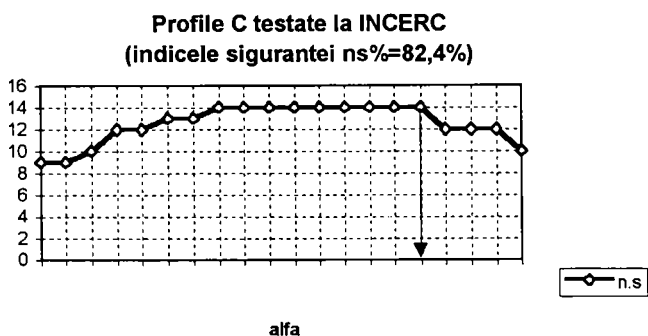


Figura 7.25 - Dependenta α - n_s la profile C - INCERC

Rezultatul obtinut prin calibrare cu procedura alternativa amplaseaza profilele C testate la INCERC-Timisoara, pe curba de flambaj "a".

Verificarea finala a rezultatelor obtinute se face prin determinarea diferentelor procentuale $\Delta\%$ dintre valorile $\bar{N}_{exp} = \frac{N_{exp}}{N_{pl}}$ si ordonatele corespunzatoare ale curbei adimensionale de flambaj "a".

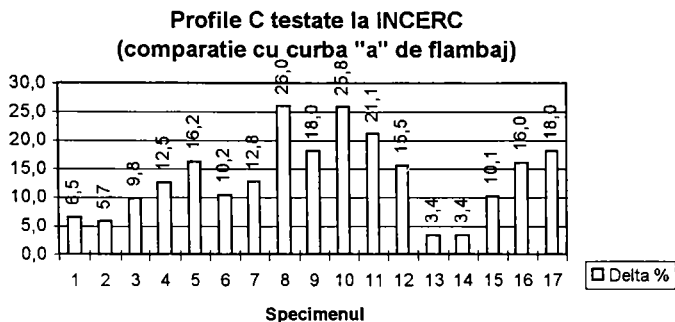


Figura 7.26 - Diferente $\Delta\%$ fata de curba "a" in cazul lotului de profile C - INCERC

Din histograma abaterilor valorilor experimentale fata de curba de flambaj "a", rezulta asezarea favorabila a punctelor respective fata de aceasta curba.

Si aceste rezultate confirma rezultatele experimentale obtinute in 1988 pe acelasi tip de profil de catre Batista la Liege (vezi paragraful 7.4). Se pare ca si la acest tip de sectiune transversala repartitia tensiunilor reziduale este favorabila, asa incat nu se confirma clasificarea ei pe curba de flambaj "b" asa cum este practicata in cadrul normei europene [7.2]. Se va observa totusi situarea valorii calibrate la limita superioara care permite incadrarea pe curba "a", astfel incat este posibil ca in cazul altor sectiuni transversale C clasificarea EUROCODE sa se confirme.

7.8 Lotul de profile tubulare incluse in baza de date a CIDECT

In baza de date a CIDECT ("Comite International pour le Developpement et l'Etude de la Construction tubulaire") au fost incluse un mare numar de profile tubulare cu pereti subtiri prezentand diverse dimensiuni si forme ale sectiunii transversale (rotunda, patrata sau dreptunghiulara), respectiv obtinute prin diverse tehnologii de producere (profilare la cald, profilare la rece, sudura pe generatoare). Rezultatele experimentale prezentate au fost obtinute prin incercarea profilului in cadrul laboratoarelor de la Universitatea din Liege / Belgia [7.9], respectiv de la RWTH-Aachen / Germania [7.14]. Toate incercarile de flambaj s-au executat pe prese care au asigurat barei reazeme articulate la ambele extremitati. Ca atare, lungimile efective ale barelor, indicate in tabelele bazei de date pot fi considerate ca lungimi de flambaj ale acestora.

Dintre diversele profile ale bazei mentionate, un numar de 217 au fost incluse in baza de date DATACOST realizata la Timisoara. Au fost preluate exclusiv specimene testate la compresiune centrica (avand excentricitatile dupa cele doua directii $e_x=e_y=0$)

Informatiile care individualizeaza fiecare specimen sunt transmise prin intermediul notatiilor utilizate in cadrul capetelor de tabel ale bazei, care au urmatoarele semnificatii:

- L=lungimea efectiva a specimenului, egala cu lungimea lui de flambaj;
- H=inaltimea sectiunii transversale dreptunghiulare, masurata la exterior;
- B=latimea sectiunii transversale dreptunghiulare, masurata la exterior (sau latura sectiunii patrate)
- T=grosimea peretelui tevii
- R=raza de curbura la coltul sectiunii, masurata pe conturul exterior al sectiunii transversale;
- EY=excentricitatea fortei axiale in raport cu axa minima de inertie a sectiunii transversale;

- EX= excentricitatea fortei axiale in raport cu axa minima de inertie a sectiunii transversale;
- E2=excentricitatea punctului de aplicare a fortei la extremitatea 2 barei;
- E1=excentricitatea punctului de aplicare a fortei la extremitatea 1 barei;
- FY=limita de curgere masurata a otelului;
- F.nom=valoarea nominala a limitei de curgere;
- N.exp=valoarea fortei axiale ultime (de flambaj);
- REF=indicator CIDECT;
- EXP=indicator CIDECT.

Ultimii doi indicatori (adica REF si EXP), furnizeaza informatii in legatura cu procedura de fabricatie a profilului tubular respectiv si anume:

- REF=2B: profile formate la rece
- REF=2C: profile formate la rece;
- REF=2D: profile formate la cald, dintre care:
 - pentru EXP=C01,...,C30: sectiuni tubulare sudate continuu;
 - pentru EXP=E01,...,E20: sectiuni tubulare sudate cu arc;
 - pentru EXP=P01,...,P20: teava trasa;
- REF=2E: profile formate la rece
- REF=2H dintre care:
 - pentru EXP=1C, 2C, 4C, 6C, 7C, 9C: profile formate la rece;
 - pentru EXP=3C, 5C, 8C: profile formate la rece si detensionate;
 - pentru EXP=10E: profile formate la rece si solicitate excentric;
- REF=2K dintre care:
 - EXP=ECF: profil format la rece;
 - EXP=ECR: profil format la rece si detensionat.

Problema cea mai delicata implicata de utilizarea profilelor tubulare CIDECT in cadrul procedurii de calibrare propuse se leaga de insuficienta informatiilor in legatura cu:

- sursa rezultatelor experimentale pentru fiecare tip de profil (pentru a evita coruperea rezultatelor prin utilizarea unor rezultate cu proveniente experimentale diferite);
- imperfectiuni de tip geometric ce afecteaza speciunile utilizate;
- imperfectiuni de tip mecanic aferente fiecarui specimen (repartitia tensiunilor reziduale pe sectiunea transversala)

Autorul prezentei teze a apreciat ca, in conditiile mentionate, cea mai certa separare a speciunilor pe surse experimentale, respectiv pe tehnologii de productie, se realizeaza divizand lotul de ansamblu preluat in cadrul DATACOST, intr-un numar de 9 loturi componente, continand profile cu aceleasi dimensiuni ale sectiunii transversale si aceeasi valoare a limitei de curgere a materialului de baza.

Asa cum se va vedea in continuare, rezultatele obtinute pe aceste loturi cu procedura de calibrare propusa prezinta diferente considerabile intre ele, situandu-se intre curba "a₀" si curba "c". Aceste diferente sunt induse de modificarea parametrilor (necunoscuti) mentionati. Este dovada clara a rolului extrem de important jucat de imperfectiunile geometrice si mecanice in cadrul comportamentului la stabilitate al profilelor tubulare

7.8.1 Lotul de tevi dreptunghiulare cu dimensiunile sectiunii de 330x200x4,05 mm

Codurile speciunilor din cadrul bazei de date REF=2H, respectiv EXP=1C, indica un lot de profile tubulare formate la rece.

Datele de baza in legatura cu tevile studiate, sunt prezentate in tabelul 7.17:

Tabelul 7.17 - Date de baza asupra tevilor cu dimensiunile 330x200x4,05 mm

Nr. crt. spec	h [mm]	b [mm]	t [mm]	r [mm]	L [mm]	fy.tr [N/mm2]	Fu.exp [kN]
1	330	200	4,05	19,5	4250	416	865
2	330	200	4,05	19,5	4250	416	893
3	330	200	4,05	19,5	4250	416	879
4	330	200	4,05	19,5	4250	416	890
5	330	200	4,05	19,5	4250	416	817
6	330	200	4,05	19,5	4250	416	873
7	330	200	4,05	19,5	4250	416	862
8	330	200	4,05	19,5	4250	416	882
9	330	200	4,05	19,5	6370	416	863
10	330	200	4,05	19,5	6370	416	795
11	330	200	4,05	19,5	6370	416	799
12	330	200	4,05	19,5	6370	416	810
13	330	200	4,05	19,5	6370	416	741
14	330	200	4,05	19,5	6370	416	809
15	330	200	4,05	19,5	8500	416	693
16	330	200	4,05	19,5	8500	416	604
17	330	200	4,05	19,5	8500	416	618
18	330	200	4,05	19,5	8500	416	655
19	330	200	4,05	19,5	8500	416	703
20	330	200	4,05	19,5	8500	416	672
21	330	200	4,05	19,5	8500	416	640
22	330	200	4,05	19,5	8500	416	583

Cum in intervalul de cuplare definit in vecinatatea punctului de cuplare nu se intercepteaza nici unul dintre cele 22 specimene ale lotului, se va utiliza procedura alternativa. Cu conditia obtinerii unor parametri statistici corespunzatori din punct de vedere al Anexei Z a EC.3, aceasta procedura permite utilizarea tuturor specimenelor experimentale ale lotului disponibil.

Tabelul 7.18 - Rezultatele calibrarii cu procedura alternativa pe lotul de tevi 330x200x4,05 mm

Modul nr.	Numar specim.	Coef. de corel (ρ)	Coef. de var. (V _r)	Cor. Val. Medii (b̄)	Coef. de sigur.(γ _M)	Val. Calibr coef. (α)
1	22	0,934	0,119	1,110	1,2130	0,330

Rezultatul obtinut prin calibrare cu procedura alternativa amplaseaza teava dreptunghiulara cu dimensiunile de 330x200x4,05 mm pe curba de flambaj "b".

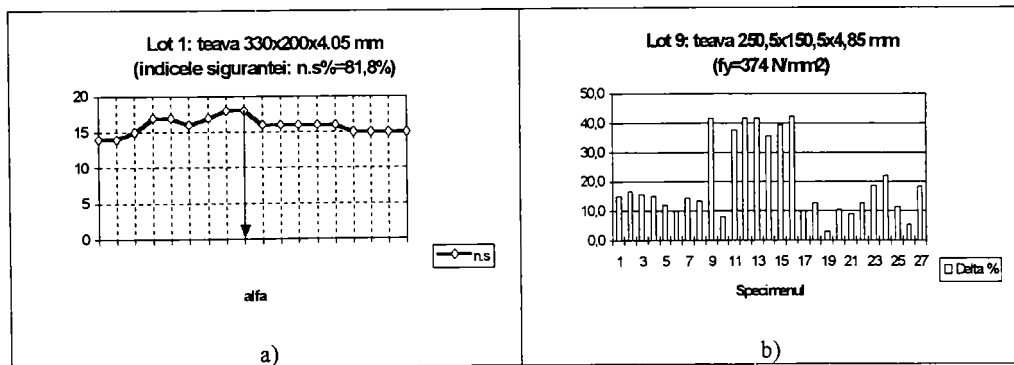


Figura 7.27 - Dependenta α-n.s pentru tevi dreptunghiulare de 330x200x4,05 mm

Dependenta dintre valorile coeficientului eroziunii “ α ” si numarul specimenelor lotului incluse in intervalul de siguranta $[1, \dots, \gamma_M]$ este prezentata in figura 7.27-a. Verificarea finala a rezultatelor obtinute se face prin determinarea diferentelor procentuale $\Delta\%$ fata de curba “b” (fig.7.27-b)

Rezultatul obtinut prin calibrare nu confirma incadrarea acestui tip de sectiune transversala pe curba de flambaj “a”, asa cum este practicata in cadrul normei europene [7.2]. Acest rezultat sugereaza un nivel foarte ridicat al imperfectionilor geometrice si mecanice, despre care nu exista informatii.

7.8.2 Lotul de tevi patrate cu dimensiunile sectiunii transversale de 265x265x4,04 mm

Codurile specimenelor din cadrul bazei de date REF=2H, respectiv EXP=2C, indica un lot de profile tubulare formate la rece.

Datele de baza in legatura cu tevile patrate avand dimensiunile sectiunii transversale 265x265x4,04 mm sunt prezentate in tabelul 7.19:

Tabelul 7.19 - Date de baza asupra tevilor cu dimensiunile 265x265x4,04 mm

Nr. crt. spec	h [mm]	b [mm]	t [mm]	r [mm]	L [mm]	fy.tr [N/mm ²]	Fu.exp [kN]
1	265	265	4,04	24	5335	436	839
2	265	265	4,04	24	5335	436	835
3	265	265	4,04	24	5335	436	830
4	265	265	4,04	24	5335	436	830
5	265	265	4,04	24	5335	436	795
6	265	265	4,04	24	5335	436	805
7	265	265	4,04	24	5335	436	807
8	265	265	4,04	24	5335	436	798
9	265	265	4,04	24	8000	436	758
10	265	265	4,04	24	8000	436	690
11	265	265	4,04	24	8000	436	708
12	265	265	4,04	24	8000	436	745
13	265	265	4,04	24	8000	436	711
14	265	265	4,04	24	8000	436	736
15	265	265	4,04	24	8000	436	720
16	265	265	4,04	24	8000	436	746
17	265	265	4,04	24	10670	436	550
18	265	265	4,04	24	10670	436	561
19	265	265	4,04	24	10670	436	609
20	265	265	4,04	24	10670	436	607
21	265	265	4,04	24	10670	436	533
22	265	265	4,04	24	10670	436	544
23	265	265	4,04	24	10670	436	591
24	265	265	4,04	24	10670	436	593

Pentru calibrare, se utiliza procedura alternativa. Cu conditia obtinerii unor parametri statistici corespunzatori din punct de vedere al Anexei Z a EC.3, aceasta procedura permite utilizarea tuturor specimenelor experimentale ale lotului disponibil.

Tabelul 7.20 - Rezultatele calibrarii cu procedura alternativa pe lotul de tevi 330x200x4,05 mm

Modul nr.	Numar specim.	Coef. de corel (ρ)	Coef. de var. (V_r)	Cor. Val. Medii (\bar{b})	Coef. de sigur. (γ_M)	Val. Calibr coef. (α)
1	24	0,963	0,117	1,143	1,2066	0,510

Rezultatul obtinut prin calibrare cu procedura alternativa amplaseaza teava patrata cu dimensiunile de 265x265x4,04 mm putin sub curba de flambaj "c". Practic, se pot considera aceste profile ca fiind situate pe curba mentionata.

Dependenta dintre valorile coeficientului eroziunii " α " si numarul specimenelor lotului incluse in intervalul de siguranta $[1, \dots, \gamma_M]$ este prezentata in figura 7.28-a. Verificarea finala a rezultatelor obtinute se face prin determinarea diferentelor procentuale $\Delta\%$ fata de curba "c" (fig.7.27-b)

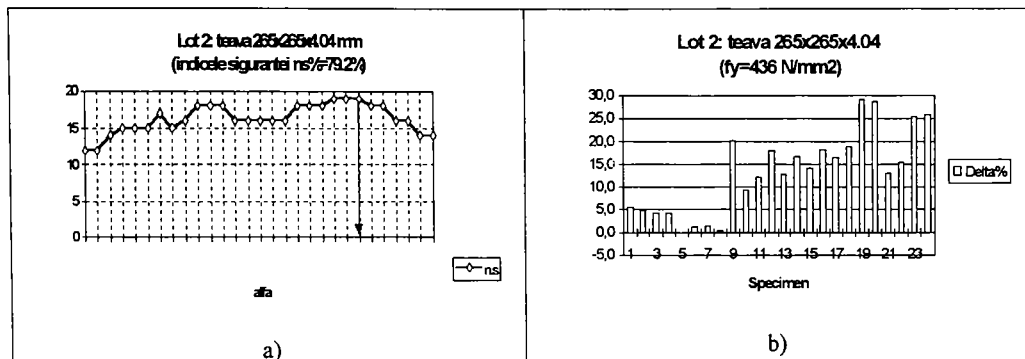


Figura 7.28 - Dependenta α -ns pentru tevi dreptunghiulare de 265x265x4,04 mm

In acest caz NU se confirma clasificarea pe curbele "a" sau "b", conforma prevederilor normei [7.2] Rezultatul obtinut prin calibrare sugereaza:

- fie un nivel extrem de ridicat al imperfectionilor geometrice sau mecanice (despre care nu exista informatii);
- fie o teava obtinuta prin sudura pe generatoare marcata gresit in cazul bazei de date, care poate fi asimilata, in conformitate cu prevederile normei europene [7.2], in categoria sectiunilor compuse asamblate prin sudura incadrate pe curbele "b" sau "c".

7.8.3 Lotul de tevi dreptunghiulare avand dimensiunile sectiunii transversale de 250x150x4,91 mm

Codurile specimenelor din cadrul bazei de date REF=2H, respectiv EXP=3C, indica un lot de profile tubulare formate la rece si ulterior detensionate.

Datele de baza in legatura cu tevide dreptunghiulare avand dimensiunile sectiunii transversale 250x150x4,91 mm sunt prezentate in tabelul 7.21:

Tabelul 7.21 - Date de baza asupra tevilor cu dimensiunile 250x150x4,91 mm

Nr. crt. spec	h [mm]	b [mm]	t [mm]	r [mm]	L [mm]	fy.tr [N/mm ²]	Fu.exp [kN]
1	250	150	4,91	13	3140	337	1130
2	250	150	4,91	13	3140	337	1250
3	250	150	4,91	13	3140	337	1200
4	250	150	4,91	13	3140	337	1210
5	250	150	4,91	13	3140	337	1110
6	250	150	4,91	13	3140	337	1090
7	250	150	4,91	13	3140	337	1240
8	250	150	4,91	13	3140	337	1215
9	250	150	4,91	13	4710	337	1130
10	250	150	4,91	13	4710	337	1080
11	250	150	4,91	13	4710	337	1090
12	250	150	4,91	13	4710	337	970

13	250	150	4,91	13	4710	337	1080
14	250	150	4,91	13	4710	337	1070
15	250	150	4,91	13	4710	337	1110
16	250	150	4,91	13	4710	337	1220
17	250	150	4,91	13	6280	337	722
18	250	150	4,91	13	6280	337	727
19	250	150	4,91	13	6280	337	739
20	250	150	4,91	13	6280	337	721
21	250	150	4,91	13	6280	337	737
22	250	150	4,91	13	6280	337	742
23	250	150	4,91	13	6280	337	761
24	250	150	4,91	13	6280	337	779

Pentru calibrare, se utilizeaza procedura alternativa. Cu conditia obtinerii unor parametri statistici corespunzatori din punct de vedere al Anexei Z a EC 3, aceasta procedura permite utilizarea tuturor specimenelor experimentale ale lotului disponibil.

Tabelul 7.22 - Rezultatele calibrării cu procedura alternativa pe lotul de tevi 250x150x4,91 mm

Modul nr.	Numar specim.	Coef. de corel (ρ)	Coef. de var. (V_r)	Cor. Val. Medii (\bar{b})	Coef. de sigur. (γ_M)	Val. Calibr coef. (α)
1	24	0,965	0,101	1,083	1,1678	0,040

Rezultatul obtinut prin calibrare cu procedura alternativa amplaseaza teava dreptunghiulara cu dimensiunile de 250x150x4,91 mm pe curba de flambaj "a₀".

Dependenta dintre valorile coeficientului eroziunii "α" si numarul specimenelor lotului incluse in intervalul de siguranta [1,...,γ_M] este prezentata in figura 7.29-a. Verificarea finala a rezultatelor obtinute se face prin determinarea diferentelor procentuale Δ% fata de curba "a₀" (fig.7.29-b)

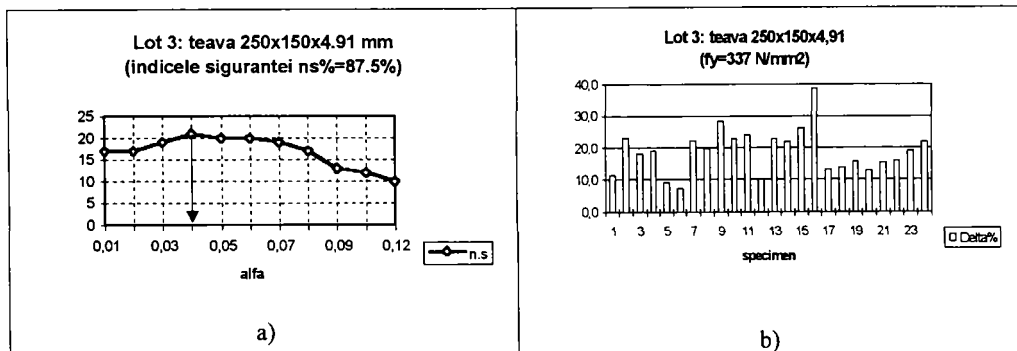


Figura 7.29 - Dependenta α -n.s pentru tevi dreptunghiulare de 250x150x4,91 mm

Se constata influenta favorabila puternica a recoacerii de detensionare asupra starii de tensiuni reziduale de pe sectiunea transversala a profilului tubular si implicita asupra comportamentului la flambaj al acestuia. Este evident ca s-au luat masuri de evitare a deformatiilor de tip geometric pe durata tratamentului termic aplicat (tratament in timpul caruia elementele metalice sunt foarte vulnerabile la deformatii).

Cum suntem in prezenta unei sectiuni tubulare executate din otel moale de constructii ($f_y=337$ N/mm²), sectiune care era de asteptat sa se situeze in mod normal pe curba de flambaj "a", "saltul" pe curba de flambaj "a₀" ca urmare a detensionarii, apare absolut firesc.

7.8.4 Lotul de tevi cu dimensiunile sectiunii transversale de 300x100x4,9 mm ($f_y=386 \text{ N/mm}^2$)

Codurile specimenelor din cadrul bazei de date REF=2H, respectiv EXP=4C, indica un lot de profile tubulare formate la rece.

Datele de baza in legatura cu tevilte dreptunghiulare studiate sunt prezentate in tabelul 7.23:

Tabelul 7.23 - Date de baza asupra tevilte cu dimensiunile 300x100x4,9 mm

Nr. crt.	h	b	t	r	L	$f_y.tr$	$F_u.exp$
spec	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[N/mm ²]	[kN]
1	300	100	4,9	12,5	2170	386	970
2	300	100	4,9	12,5	2170	386	975
3	300	100	4,9	12,5	2170	386	960
4	300	100	4,9	12,5	2170	386	1000
5	300	100	4,9	12,5	2170	386	950
6	300	100	4,9	12,5	2170	386	900
7	300	100	4,9	12,5	2170	386	950
8	300	100	4,9	12,5	2170	386	980
9	300	100	4,9	12,5	3250	386	910
10	300	100	4,9	12,5	3250	386	890
11	300	100	4,9	12,5	3250	386	780
12	300	100	4,9	12,5	3250	386	970
13	300	100	4,9	12,5	3250	386	880
14	300	100	4,9	12,5	3250	386	890
15	300	100	4,9	12,5	3250	386	950
16	300	100	4,9	12,5	3250	386	950
17	300	100	4,9	12,5	4350	386	662
18	300	100	4,9	12,5	4350	386	626
19	300	100	4,9	12,5	4350	386	711
20	300	100	4,9	12,5	4350	386	727
21	300	100	4,9	12,5	4350	386	685
22	300	100	4,9	12,5	4350	386	658
23	300	100	4,9	12,5	4350	386	685
24	300	100	4,9	12,5	4350	386	662

Pentru calibrare, se va utiliza procedura alternativa. Cu conditia obtinerii unor parametri statistici corespunzatori din punct de vedere al Anexei Z a EC.3, aceasta procedura permite utilizarea tuturor specimenelor experimentale ale lotului disponibil.

Tabelul 7.24 - Rezultatele calibrarii cu procedura alternativa pe lotul de tevi 300x100x4,9 mm

Modul nr.	Numar specim.	Coef. de corel (ρ)	Coef. de var. (V_r)	Cor. Val. Medii (\bar{b})	Coef. de sigur. (γ_M)	Val. Calibr coef. (α)
1	24	0,926	0,113	1,103	1,1965	0,20

Rezultatul obtinut prin calibrare cu procedura alternativa amplaseaza teava dreptunghiulara cu dimensiunile de 300x100x4,9 mm pe curba de flambaj "a".

Dependenta dintre valorile coeficientului eroziunii " α " si numarul specimenelor lotului incluse in intervalul de siguranta [$1, \dots, \gamma_M$] este prezentata in figura 7.30-a. Verificarea finala a rezultatelor obtinute se face prin determinarea diferentelor procentuale $\Delta\%$ fata de curba "a" (fig. 7.30-b)

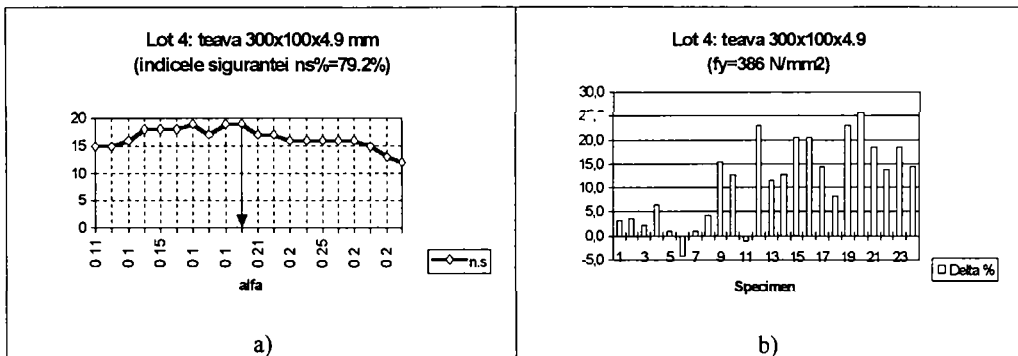


Figura 7.30 - Dependenta α -n.s. pentru tevi dreptunghiulare de 300x100x4,9 mm

Se confirma clasificarea pe curba "a" conform prevederilor normei europene [7.2]. De remarcat ca valoarea limitei de curgere a materialului de baza ($f_y=386 \text{ N/mm}^2$) este aproape de domeniul otelului moale de constructii, justificand incadrarea profilului studiat.

7.8.5 Lotul de tevi cu dimensiunile sectiunii transversale de 300x100x4,9 mm ($f_y=342 \text{ N/mm}^2$)

Codurile specimenelor din cadrul bazei de date REF=2H, respectiv EXP=5C, indica un lot de profile tubulare formate la rece si ulterior detensionate.

Datele de baza in legatura cu tevile dreptunghiulare studiate sunt prezentate in tabelul 7.25:

Tabelul 7.25 - Date de baza asupra tevilor cu dimensiunile 300x100x4,9 mm

Nr. crt. spec	h [mm]	b [mm]	t [mm]	r [mm]	L [mm]	f_y .tr [N/mm ²]	Fu.exp [kN]
1	300	100	4,9	12,5	2170	342	1020
2	300	100	4,9	12,5	2170	342	1000
3	300	100	4,9	12,5	2170	342	1060
4	300	100	4,9	12,5	2170	342	1010
5	300	100	4,9	12,5	2170	342	1000
6	300	100	4,9	12,5	2170	342	980
7	300	100	4,9	12,5	2170	342	1090
8	300	100	4,9	12,5	2170	342	1080
9	300	100	4,9	12,5	3250	342	975
10	300	100	4,9	12,5	3250	342	915
11	300	100	4,9	12,5	3250	342	1095
12	300	100	4,9	12,5	3250	342	970
13	300	100	4,9	12,5	3250	342	820
14	300	100	4,9	12,5	3250	342	840
15	300	100	4,9	12,5	3250	342	880
16	300	100	4,9	12,5	3250	342	860
17	300	100	4,9	12,5	4350	342	764
18	300	100	4,9	12,5	4350	342	729
19	300	100	4,9	12,5	4350	342	668
20	300	100	4,9	12,5	4350	342	689
21	300	100	4,9	12,5	4350	342	641
22	300	100	4,9	12,5	4350	342	717
23	300	100	4,9	12,5	4350	342	678
24	300	100	4,9	12,5	4350	342	689

Pentru calibrare, se va utiliza procedura alternativa. Cu conditia obtinerii unor parametri statistici corespunzatori din punct de vedere al Anexei Z a EC.3, aceasta procedura permite utilizarea tuturor specimenelor experimentale ale lotului disponibil.

Tabelul 7.26 - Rezultatele calibrării cu procedura alternativa pe lotul de tevi 300x100x4,9 mm

Modul nr.	Numar specim.	Coef. de corel. (ρ)	Coef. de var. (V_r)	Cor. Val. Medii (\bar{b})	Coef. de sigur. (γ_M)	Val. Calibr coef. (α)
1	24	0,923	0,106	1,112	1,1802	0,100

Rezultatul obtinut prin calibrare cu procedura alternativa amplaseaza teava dreptunghiulara cu dimensiunile de 300x100x4,9 mm pe curba de flambaj "a".

Dependenta dintre valorile coeficientului eroziunii " α " si numarul specimenelor lotului incluse in intervalul de siguranta [$1, \dots, \gamma_M$] este prezentata in figura 7.31-a. Verificarea finala a rezultatelor obtinute se face prin determinarea diferentelor procentuale $\Delta\%$ fata de curba "a" (fig.7.31-b)

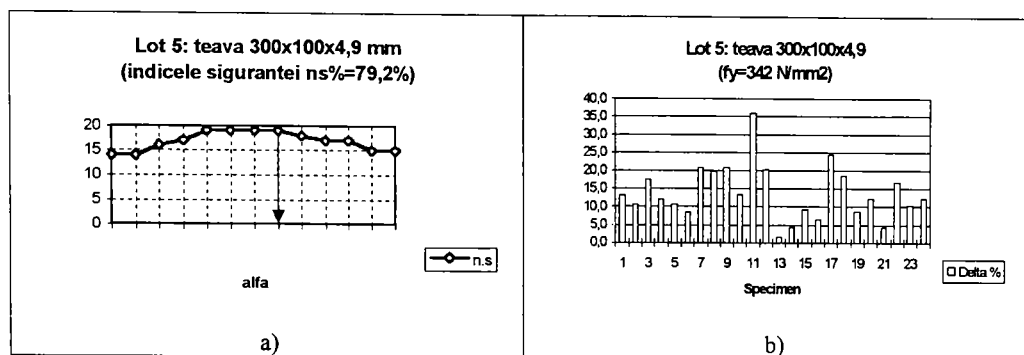


Figura 7.31 - Dependenta α -n.s pentru tevi dreptunghiulare de 300x100x4,9 mm

Se incadreaza sectiunea studiata pe curba "a₀".

Se constata influenta favorabila puternica a recoacerii de detensionare asupra starii de tensiuni reziduale de pe sectiunea transversala a profilului tubular si implicita asupra comportamentului la flambaj al acestuia. Este evident ca s-au luat masuri de evitare a deformatiilor de tip geometric pe durata tratamentului termic aplicat (tratament in timpul caruia elementele metalice sunt foarte vulnerabile la deformatii).

Cum suntem in prezenta unei sectiuni tubulare executate din otel moale de constructii ($f_y=342$ N/mm²), sectiune care era de asteptat sa se situeze in mod normal pe curba de flambaj "a", "saltul" pe curba de flambaj "a₀" ca urmare a detensionarii, apare absolut firesc.

7.8.6 Lotul de tevi cu dimensiunile sectiunii transversale de 300x200x4,98 mm

Codurile specimenelor din cadrul bazei de date REF=2H, respectiv EXP=6C, indica un lot de profile tubulare formate la rece.

Datele de baza in legatura cu tevile dreptunghiulare studiate sunt prezentate in tabelul 7.27:

Tabelul 7.27 - Date de baza asupra tevilor cu dimensiunile 300x200x4,98 mm

Nr. crt. spec	h [mm]	b [mm]	t [mm]	r [mm]	L [mm]	f _{y.tr} [N/mm ²]	F _{u.exp} [kN]
1	300	200	4,98	12,6	4210	270	1200
2	300	200	4,98	12,6	4210	270	1005
3	300	200	4,98	12,6	4210	270	940

4	300	200	4,98	12,6	4210	270	1000
5	300	200	4,98	12,6	4210	270	1010
6	300	200	4,98	12,6	4210	270	1000
7	300	200	4,98	12,6	4210	270	1030
8	300	200	4,98	12,6	4210	270	1040
9	300	200	4,98	12,6	6240	270	921
10	300	200	4,98	12,6	6240	270	865
11	300	200	4,98	12,6	6240	270	874
12	300	200	4,98	12,6	6240	270	880
13	300	200	4,98	12,6	6240	270	869
14	300	200	4,98	12,6	6240	270	859
15	300	200	4,98	12,6	6240	270	876
16	300	200	4,98	12,6	6240	270	924
17	300	200	4,98	12,6	8330	270	731
18	300	200	4,98	12,6	8330	270	737
19	300	200	4,98	12,6	8330	270	752
20	300	200	4,98	12,6	8330	270	683
21	300	200	4,98	12,6	8330	270	759
22	300	200	4,98	12,6	8330	270	738
23	300	200	4,98	12,6	8330	270	776
24	300	200	4,98	12,6	8330	270	695

Pentru calibrare, se va utiliza procedura alternativa. Cu conditia obtinerii unor parametri statistici corespunzatori din punct de vedere al Anexei Z a EC.3, aceasta procedura permite utilizarea tuturor speciemenelor experimentale ale lotului disponibil.

Tabelul 7.28 - Rezultatele calibrarii cu procedura alternativa pe lotul de tevi 300x200x4,98 mm

Modul nr.	Numar specim.	Coef. de corel (ρ)	Coef. de var. (V_r)	Cor. Val. Medii (\bar{b})	Coef. de sigur. (γ_M)	Val. Calibr coef. (α)
1	24	0,928	0,099	1,062	1,1617	0,230

Rezultatul obtinut prin calibrare cu procedura alternativa amplaseaza teava dreptunghiulara cu dimensiunile de 300x200x4,98 mm putin sub curba de flambaj "a".

Dependenta dintre valorile coeficientului eroziunii " α " si numarul speciemenelor lotului incluse in intervalul de siguranta [$1, \dots, \gamma_M$] este prezentata in figura 7.32-a. Verificarea finala a rezultatelor obtinute se face prin determinarea diferentelor procentuale $\Delta\%$ fata de curba "a" (fig. 7.32-b)

Histograma abaterilor valorilor experimentale adimensionale fata de curba de flambaj "a" (prezentata in figura 7.32-b) indica o "asezare" favorabila a acestor valori fata de curba mentionata, chiar daca rezultatul calibrarii a coborat usor sub limita incadrarii pe aceasta curba.

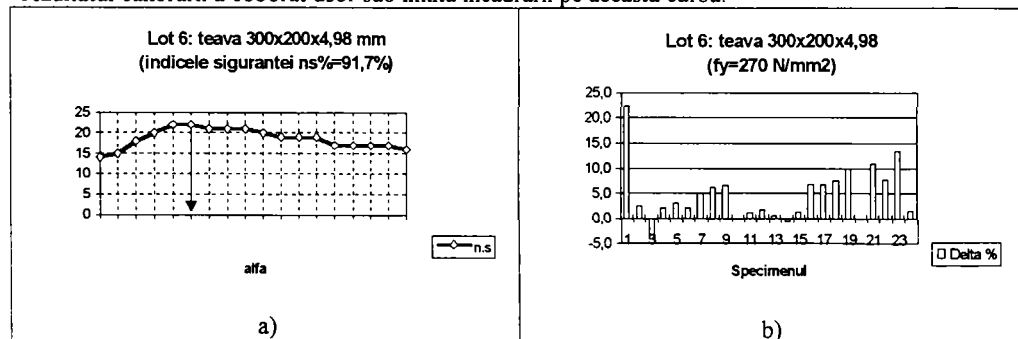


Figura 7.32 - Dependenta α -n.s pentru tevi dreptunghiulare de 300x200x4,98 mm

Tevele dreptunghiulare studiate au fost produse din otel moale de constructii ($f_y=270 \text{ N/mm}^2$). Se confirma incadrarea lor pe curba de flambaj "a" conform prevederilor normei europene [7.2].

7.8.7 Lotul de tevi cu dimensiunile sectiunii transversale de 220x140x2,95 mm

Codurile specimenelor din cadrul bazei de date REF=2H, respectiv EXP=7C, indica un lot de profile tubulare formate la rece.

Datele de baza in legatura cu tevele dreptunghiulare studiate sunt prezentate in tabelul 7.29:

Tabelul 7.29 - Date de baza asupra tevelor cu dimensiunile 220x140x2,95 mm

Nr. crt. spec	h [mm]	b [mm]	t [mm]	r [mm]	L [mm]	$f_y.tr$ [N/mm ²]	$F_u.exp$ [kN]
1	220	140	2,95	5	3000	481	500
2	220	140	2,95	5	3000	481	510
3	220	140	2,95	5	3000	481	505
4	220	140	2,95	5	3000	481	520
5	220	140	2,95	5	3000	481	500
6	220	140	2,95	5	3000	481	545
7	220	140	2,95	5	3000	481	490
8	220	140	2,95	5	3000	481	480
9	220	140	2,95	5	4470	481	360
10	220	140	2,95	5	4470	481	355
11	220	140	2,95	5	4470	481	385
12	220	140	2,95	5	4470	481	365
13	220	140	2,95	5	4470	481	375
14	220	140	2,95	5	4470	481	385
15	220	140	2,95	5	4470	481	420
16	220	140	2,95	5	5900	481	280
17	220	140	2,95	5	5900	481	294
18	220	140	2,95	5	5900	481	315
19	220	140	2,95	5	5900	481	287
20	220	140	2,95	5	5900	481	280
21	220	140	2,95	5	5900	481	304
22	220	140	2,95	5	5900	481	272
23	220	140	2,95	5	5900	481	287

Pentru calibrare, se va utiliza procedura alternativa. Cu conditia obtinerii unor parametri statistici corespunzatori din punct de vedere al Anexei Z a EC.3, aceasta procedura permite utilizarea tuturor specimenelor experimentale ale lotului disponibil.

Tabelul 7.30 - Rezultatele calibrarii cu procedura alternativa pe lotul de tevi 220x140x2,95 mm

Modul nr.	Numar specim.	Coef. de corel (ρ)	Coef. de var. (V_r)	Cor. Val. Medii (\bar{b})	Coef. de sigur. (γ_M)	Val. Calibr coef. (α)
1	23	0,979	0,097	1,095	1,1588	0,460

Rezultatul obtinut prin calibrare cu procedura alternativa amplaseaza teava dreptunghiulara cu dimensiunile de 220x140x2,95 mm pe curba de flambaj "c".

Dependenta dintre valorile coeficientului eroziunii " α " si numarul specimenelor lotului incluse in intervalul de siguranta [$1, \dots, \gamma_M$] este prezentata in figura 7.33-a. Verificarea finala a rezultatelor obtinute se face prin determinarea diferentelor procentuale $\Delta\%$ fata de curba "c" (fig.7.33-b)

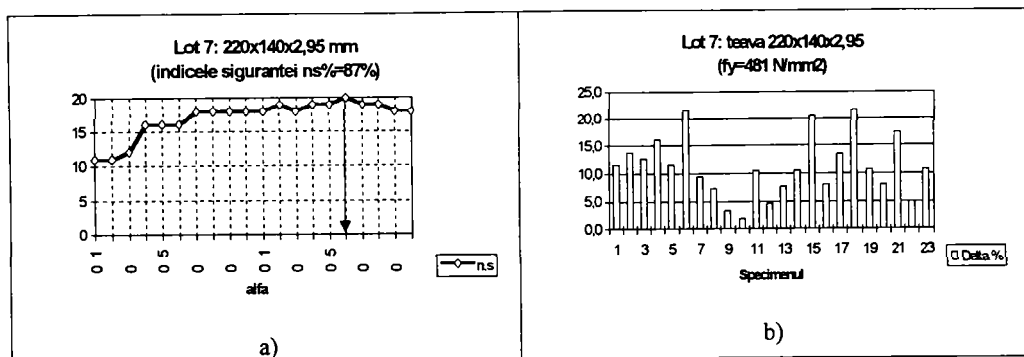


Figura 7.33 - Dependenta α -n.s pentru tevi dreptunghiulare de 220x140x2,95 mm

NU se confirma clasificarea pe curba “a” conform prevederilor normei europene [7.2]
 Cum suntem in prezenta unei sectiuni tubulare produse din otel cu rezistenta inalta ($f_y=481 \text{ N/mm}^2$), rezultatul obtinut prin calibrare apare ca paradoxal si sugereaza:

- fie un nivel extrem de ridicat al imperfectiunilor geometrice sau mecanice (despre care nu exista informatii);
- fie o teava obtinuta prin sudura pe generatoare marcata gresit in cazul bazei de date, care poate fi asimilata, in conformitate cu prevederile normei europene [7.2], in categoria sectiunilor compuse asamblate prin sudura incadrate pe curbele “b” sau “c”.

7.8.8 Lotul de tevi cu dimensiunile sectiunii transversale de 201x201x3,74 mm

Codurile specimenelor din cadrul bazei de date REF=2H, respectiv EXP=8C, indica un lot de profile tubulare formate la rece si ulterior detensionate.

Datele de baza in legatura cu tevile patrate studiate sunt prezentate in tabelul 7.31:

Tabelul 7.31 - Date de baza asupra tevilor cu dimensiunile 201x201x3,74 mm

Nr. crt.	h	b	t	r	L	$f_{y.tr}$	$F_{u.exp}$
spec	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[N/mm ²]	[kN]
1	201	201	3,74	8	4050	480	940
2	201	201	3,74	8	4050	480	960
3	201	201	3,74	8	4050	480	910
4	201	201	3,74	8	4050	480	1010
5	201	201	3,74	8	4050	480	1000
6	201	201	3,74	8	4050	480	810
7	201	201	3,74	8	4050	480	945
8	201	201	3,74	8	4050	480	935
9	201	201	3,74	8	6000	480	823
10	201	201	3,74	8	6000	480	823
11	201	201	3,74	8	6000	480	875
12	201	201	3,74	8	6000	480	823
13	201	201	3,74	8	6000	480	823
14	201	201	3,74	8	6000	480	854
15	201	201	3,74	8	6000	480	869
16	201	201	3,74	8	6000	480	915
17	201	201	3,74	8	8000	480	564
18	201	201	3,74	8	8000	480	574
19	201	201	3,74	8	8000	480	599

20	201	201	3,74	8	8000	480	560
21	201	201	3,74	8	8000	480	559
22	201	201	3,74	8	8000	480	569
23	201	201	3,74	8	8000	480	447

Pentru calibrare, se va utiliza procedura alternativa. Cu conditia obtinerii unor parametri statistici corespunzatori din punct de vedere al Anexei Z a EC.3, aceasta procedura permite utilizarea tuturor specimenelor experimentale ale lotului disponibil.

Tabelul 7.32 - Rezultatele calibrării cu procedura alternativa pe lotul de tevi de 201x201x3,74 mm

Modul nr.	Numar specim.	Coef. de corel (ρ)	Coef. de var. (V _r)	Cor. Val. Medii (\bar{b})	Coef. de sigur.(γ _M)	Val. Calibr coef. (α)
1	23	0,960	0,114	1,069	1,1988	0,060

Rezultatul obtinut prin calibrare cu procedura alternativa amplaseaza teava patrata cu dimensiunile de 201x201x3,74 mm pe curba de flambaj “a₀”.

Dependenta dintre valorile coeficientului eroziunii “α” si numarul specimenelor lotului incluse in intervalul de siguranta [1,...,γ_M] este prezentata in figura 7.34-a. Verificarea finala a rezultatelor obtinute se face prin determinarea diferentelor procentuale Δ% fata de curba “a” (fig.7.34-b)

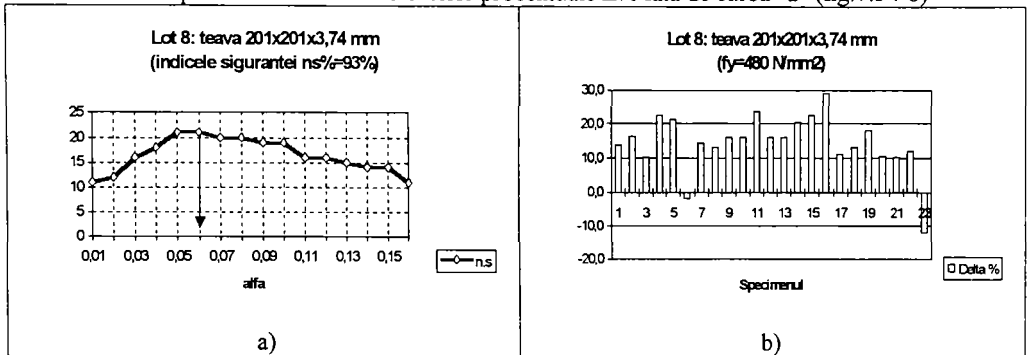


Figura 7.34 - Dependenta α-n.s pentru tevi dreptunghiulare de 201x201x3,74 mm

Sectiunea se incadreaza pe curba de flambaj “a₀”

Se constata influenta favorabila a recoacerii de detensionare asupra starii de tensiuni reziduale de pe sectiunea transversala a profilului tubular si implicit asupra comportamentului la flambaj al acestuia. Este evident ca s-au luat masuri de *evitare a deformatiilor de tip geometric* pe durata tratamentului termic aplicat (tratament in timpul caruia elementele metalice sunt foarte vulnerabile la deformatii).

De observat totusi ca in acest caz nu ar fi fost necesara aplicarea unei recoaceri de detensionare deoarece tevilor sunt produse din otel cu limita de curgere $f_y=480 \text{ N/mm}^2$. Ori, se cunoaste ca profilele produse din oteluri de inalta rezistenta prezinta distributii favorabile ale tensiunilor reziduale, care le situeaza oricum pe curbe de flambaj de rang superior.

7.8.9 Lotul de tevi cu dimensiunile sectiunii transversale de 250,5x150,5x4,85 mm

Codurile specimenelor din cadrul bazei de date REF=2H, respectiv EXP=7C, indica un lot de profile tubulare formate la rece.

Datele de baza in legatura cu tevilor dreptunghiulare studiate sunt prezentate in tabelul 7.33:

Tabelul 7.33 - Date de baza asupra tevelor cu dimensiunile 250,5x150,5x4,85 mm

Nr. crt. spec	h [mm]	b [mm]	t [mm]	r [mm]	L [mm]	fy.tr [N/mm2]	Fu.exp [kN]
1	250,5	150,5	4,85	13,5	3180	374	1180
2	250,5	150,5	4,85	13,5	3180	374	1200
3	250,5	150,5	4,85	13,5	3180	374	1190
4	250,5	150,5	4,85	13,5	3180	374	1180
5	250,5	150,5	4,85	13,5	3180	374	1150
6	250,5	150,5	4,85	13,5	3180	374	1130
7	250,5	150,5	4,85	13,5	3180	374	1175
8	250,5	150,5	4,85	13,5	3180	374	1165
9	250,5	150,5	4,85	13,5	4750	374	1180
10	250,5	150,5	4,85	13,5	4750	374	900
11	250,5	150,5	4,85	13,5	4750	374	1145
12	250,5	150,5	4,85	13,5	4750	374	1180
13	250,5	150,5	4,85	13,5	4750	374	1180
14	250,5	150,5	4,85	13,5	4750	374	1130
15	250,5	150,5	4,85	13,5	4750	374	1160
16	250,5	150,5	4,85	13,5	4750	374	1185
17	250,5	150,5	4,85	13,5	6270	374	657
18	250,5	150,5	4,85	13,5	6270	374	673
19	250,5	150,5	4,85	13,5	6270	374	616
20	250,5	150,5	4,85	13,5	6270	374	660
21	250,5	150,5	4,85	13,5	6270	374	651
22	250,5	150,5	4,85	13,5	6270	374	674
23	250,5	150,5	4,85	13,5	6270	374	710
24	250,5	150,5	4,85	13,5	6270	374	730
25	250,5	150,5	4,85	13,5	3180	388	1170
26	250,5	150,5	4,85	13,5	3180	388	1110
27	250,5	150,5	4,85	13,5	4750	388	1000

Pentru calibrare, se va utiliza procedura alternativa. Cu conditia obtinerii unor parametri statistici corespunzatori din punct de vedere al Anexei Z a EC.3, aceasta procedura permite utilizarea tuturor specimenelor experimentale ale lotului disponibil.

Tabelul 7.34 - Rezultatele calibrarii cu procedura alternativa pe lotul de tevi 250,5x150,5x4,85 mm

Modul nr.	Numar specim.	Coef. de corel (ρ)	Coef. de var. (V _r)	Cor. Val. Medii (b)	Coef. de sigur.(γ _M)	Val. Calibr coef. (α)
1	27	0,881	0,135	1,216	1,2477	0,230

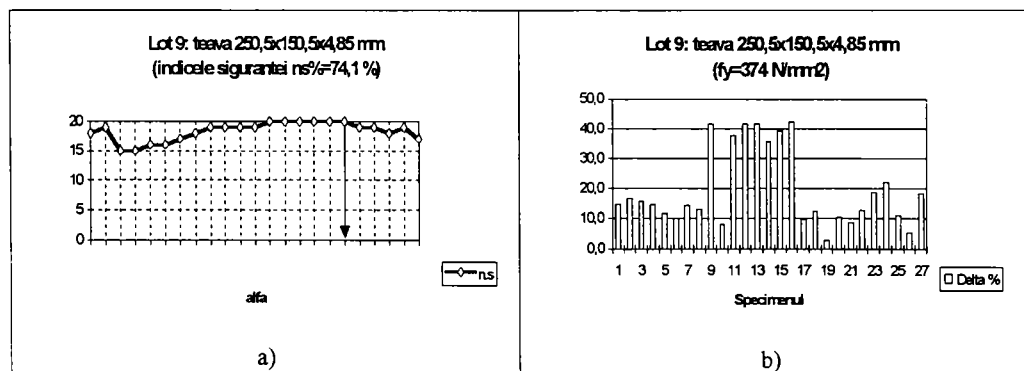


Figura 7.35 - Dependenta α -n.s pentru tevi dreptunghiulare de 250,5x150,5x4,85 mm

Rezultatul obtinut prin calibrare cu procedura alternativa amplaseaza teava dreptunghiulara cu dimensiunile de 300x100x4,9 mm putin sub curba de flambaj "a".

Dependenta dintre valorile coeficientului eroziunii " α " si numarul specimenelor lotului incluse in intervalul de siguranta $[1, \dots, Y_M]$ este prezentata in figura 7.35-a. Verificarea finala a rezultatelor obtinute se face prin determinarea diferentelor procentuale $\Delta\%$ fata de curba "a" (fig.7.35-b)

Histograma abaterilor valorilor experimentale adimensionale fata de curba de flambaj "a" (prezentata in figura 7.35-b) indica o "asezare" favorabila a acestor valori fata de curba mentionata, chiar daca rezultatul calibrarii a coborat usor sub limita incadrarii pe aceasta curba.

Se confirma incadrarea profilului studiate pe curba "a" conform prevederilor normei europene [7.2], cu atat mai mult cu cat valoarea limitei de curgere a materialului de baza ($f_y=374 \text{ N/mm}^2$) situeaza aceste profile la limita superioara a otelurilor moi de constructii.

7.9 Lotul de profile compuse formate din 2 sectiuni C cu pereti subtiri

Lotul prezentat include sectiuni compuse din 2 profile C cu pereti subtiri formate la rece, testate in anul 1988 de Weng si Pekoz la Cornell University, Ithaca New York. Sectiunile compuse studiate, au rezultat prin asamblarea "spate in spate" cu sudura intrerupta a profilului C componente.

Datele de baza in legatura cu profilele mentionate sunt prezentate in tabelul 7.35. Cum *testele efectuate pe profile compuse realizate din bare cu pereti subtiri sunt putin numeroase in lume*, nici lotul prezent nu face exceptie, fiind format din numai 7 specimene:

Tabelul 7.35 - Date de baza asupra profilului compus 2xC testate de Weng si Pekoz

Nr. crt	Cod specim	h [mm]	b [mm]	c [mm]	t [mm]	r [mm]	L [mm]	f_y [N/mm ²]	F_u .exp [kN]
1	DC-RFC.14 #1	76,2	44,6	17,6	1,9	5,6	864	379,6	248,31
2	DC-RFC.14 #2	76,2	44,6	17,6	1,9	5,6	1168	379,6	229,18
3	DC-RFC.14 #3	76,2	44,6	17,6	1,9	5,6	1461	379,6	207,37
4	DC-RFC.14 #4	76,2	44,6	17,6	1,9	5,6	1770	379,6	186,01
5	DC-R14 #1	76,6	42,1	15,5	1,9	5,6	1013	342,6	215,83
6	DC-R14 #2	76,6	42,1	15,5	1,9	5,6	1532	342,6	196,69
7	DC-R14 #3	76,6	42,1	15,5	1,9	5,6	2238	342,6	154,86

In figura 7.36 se prezinta conventiile de notare, necesare justei intelegeri a datelor din tabelul 7.35.

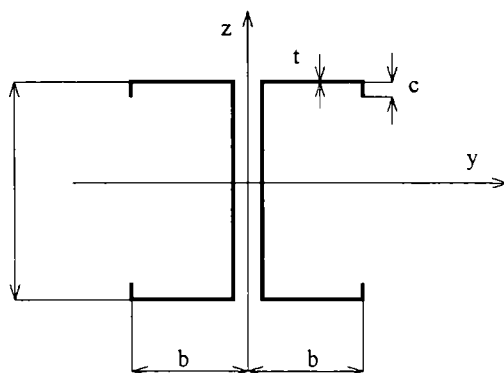


Figura 7.36 -Conventii de notare a dimensiunilor geometrice la sectiuni compuse

Se utilizeaza procedura alternativa de calibrare. Cu conditia obtinerii unor parametri statistici corespunzatori din punct de vedere al Anexei Z a EC.3, aceasta procedura permite utilizarea tuturor specimenelor experimentale ale lotului disponibil.

La prima tentativa de calibrare rezulta un coeficient de corelatie corespunzator insa valori prea mari pentru coeficientul de variatie al termenilor de corectie V_s , coeficientul de variatie al modelului V_r si coeficientul de siguranta ($\gamma_M \approx 1,400$). Dupa eliminarea a 2 specimene, se obtin valori acceptabile pentru coeficientii mentionati si se aplica procedura de calibrare. Rezultatele calibrarii sunt prezentate in tabelul 7.36:

Tabelul 7.36 - Rezultatele calibrarii pe lotul de profile cu sectiune compusa

Modul nr.	Numar specim.	Coef. de corel (ρ)	Coef. de var. (V_r)	Cor. Val. Medii (\bar{b})	Coef. de sigur. (γ_M)	Val. Calibr coef. (α)
1	5	0,993	0,089	1,135	1,1781	0,350

Rezultatul obtinut prin calibrare cu procedura alternativa, amplaseaza profilele cu sectiune dublu T compusa realizata din doua profile C cu pereti subtiri, pe curba de flambaj "b".

Verificarea finala a rezultatelor obtinute se face prin determinarea diferentelor procentuale $\Delta\%$ dintre valorile $\bar{N}_{exp} = \frac{N_{exp}}{N_{pl}}$ si ordonatele corespunzatoare ale curbei adimensionale de flambaj "b".

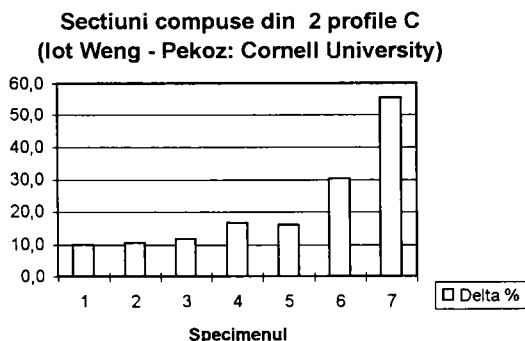


Figura 7.37 - Diferente $\Delta\%$ fata de curba "b" in cazul lotului de profile compuse din 2 sectiuni C cu pereti subtiri testate de Weng si Pekoz

Din histograma abaterilor valorilor experimentale fata de curba de flambaj "b", rezulta asezarea favorabila a punctelor respective fata de aceasta curba. Se confirma incadrarea sectiunilor de acest tip (dublu T compuse care flambeaza dupa axa minima de inertie) pe curba "b", incadrare efectuata de norma europeana [7.2]. Deasemenea, rezulta o influenta redusa a tensiunilor reziduale provenite din sudura intrerupta executata in scopul asamblarii profilelor.

7.10 Lot de profile cu sectiune transversala Z

Acest lot a fost testat in trei etape intre anii 1989-1990 de Polyozis, Charnvarnichboricarn si altii, la Universitatea din Manitoba /Winnipeg/ Canada. Programul include un numar de 85 de specimene cu sectiunea in forma de Z, avand diverse configuratii (proportii) geometrice, incercate la compresiune

axiala. Cu toate ca profilele cu sectiunea transversala de acest tip sunt in general utilizate la solicitari predominant de incovoiere, autorii justifica testarea lor la compresiune prin frecventa cu care elemente cu sectiunea in forma de Z apar ca bare comprimate in structurile acoperisului sau peretilor halelor sau cladirilor de locuit cu structura metalica.

Toate speciemenele utilizate au fost produse industrial, din tabla de otel cu rezistenta inalta , slab aliat, prin indoire la rece la presa.

La taierea si fasonarea speciemenelor experimentale, s-au luat masuri pentru evitarea aparitiei unor imperfectiuni initiale de torsiune, care ar fi putut afecta in mod negativ rezultatele finale. Autorii afirma ca toate celelalte imperfectiuni de tip geometric ale speciemenelor se incadreaza in limitele admise.

S-a utilizat o masina de incercare Riehle cu capacitatea de 267 kN, la care reazemele constau dintr-o placa rigida din otel de inalta rezistenta care descarca pe reazeme semi-sferice cuplate la o celula de forta, asezata pe platanul propriuzis al masinii. In figura 7.38 se prezinta schema reazemelor utilizate, preluata din [7.13]

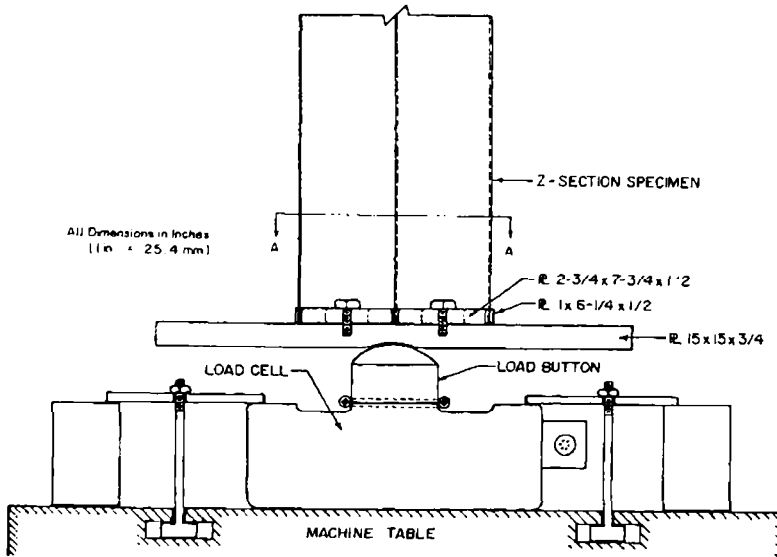


Figura 7.38-a) - Schema de rezemare a speciemenelor in masina de incercare

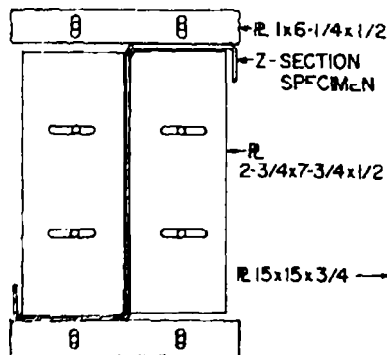


Figura 7.38 b) - Blocare extremitati speciemeni Z

La extremitatile specimenelor , deplasările in planul plăcii reazemului au fost împiedecate prin fixarea cu suruburi a unor piese de blocare, pe tot conturul secțiunii, conform celor prezentate in fig. 7.38-b) Concluzia rezultata prin examinarea tipului de reazem utilizat este ca lungimea de flambaj prin incovoiere a barei testate se poate lua egala cu lungimea ei efectiva. Acceptand faptul ca, datorita modului de prindere la extremitati descris mai sus, atat deplanarea cat si rasucirea secțiunii transversale sunt împiedecate, lungimea de flambaj prin rasucire se va lua egala cu $0,5 \times L$.

Aplicarea centrica a fortei axiale in masina s-a realizat prin practicarea pe extradusul plăcii rigide dispuse la extremitatea specimenelor, a unei mici concavitati in forma de calota sferica (cu aceeași raza de curbura ca si reazemul aferent celei de forta), al carui centru a coincis cu centrul de greutate al secțiunii Z.

Viteza de incarcare a specimenelor pe durata incercării a fost aproximativ constanta si egala cu $0,23 \text{ kN / min}$.

Modurile de cedare constatate la finalul incercărilor efectuate au pus in evidenta *influenta inaltimii rebordului secțiunii asupra comportamentului profilului*, astfel:

- speciamele fara rebord sau care au prezentat un rebord de dimensiuni reduse, au cedat prin distorsiunea initiala a talpilor secțiunii, urmata de voalarea (locala) a inimii;
- speciamele care au prezentat reborduri eficace (de inaltimi mai mari) au suferit initial voalarea inimii si numai ulterior distorsiuni ale uneia sau ambelor talpi.

Conventia de notare utilizata de autorii canadieni pentru dimensiunile geometrice ale secțiunii transversale Z, este conform normei americane AISI referitoare la profile cu pereti subtiri formate la rece. Aceasta conventie este explicata in figura 7.39, unde linia de contur trasata reprezinta *conturul median* al peretelui secțiunii Z:

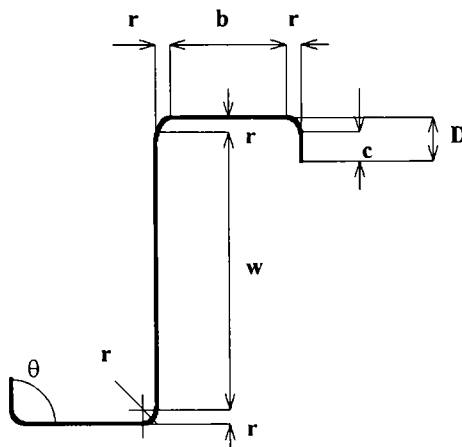


Figura 7.39 - Conventii de notare a dimensiunilor secțiunii transversale conform AISI

Se face precizarea ca valorile razelor de curbura in colturile secțiunii transversale au fost masurate *la mijlocul grosimii peretelui* si NU la interior asa cum este practica uzuala europeana.

Deasemenea, autorii nu dau nici o indicatie in legatura cu corelarea valorilor limitei de curgere a materialului de baza, determinate de ei prin teste de tractiune, cu speciamele lotului testat (sau cel puțin cu grupuri de speciame ale acestui lot). Valorile limitei de curgere prezentate in tabelul 7.37 au fost obtinute de catre autorul prezentei teze prin efectuarea de medii ponderate pe grupurile de valori experimentale (f_y), furnizate de cercetatorii canadieni pentru fiecare tip de secțiune transversala studiată.

Incarcarile la tractiune in vederea determinarii limitei de curgere a materialului de baza au fost executate conform normei ASTM E8M-85 ("standardul" din 1985). Se furnizeaza rezultate obtinute:

- pe specimene prelevate din foile de tabla, anterior executarii profilului Z;
- pe specimene prelevate de pe fetele plane ale profilului (inima, talpa, rebord);
- pe specimene prelevate din colturile profilului, in cazul carora rezulta valori f_y cu circa 25% mai mari ca urmare a fenomenului de ecruisare.

Cum, in cadrul procedurii propuse de autor se utilizeaza valoarea f_{yb} a limitei de curgere a otelului (in conformitate cu prevederile din norma europeana [7.2]), dintre cele trei grupuri de rezultate ale incercarilor la intindere mentionate mai sus au fost preluate numai primele doua, pentru care s-au si determinat valorile medii pe tipuri de sectiuni transversale.

Datele de baza in legatura cu lotul studiat sunt prezentate in tabelul 7.37.

Tabelul 7.37 - Date de baza aferente profilului Z formate la rece

Nr.	Cod. specim	L [mm]	w [mm]	b [mm]	c [mm]	r [mm]	t [mm]	Fu.exp [kN]	fy.tr [N/mm ²]	Lmd.bar
1	38-6.4-1	457,2	100,6	38,1	7,4	7,1	1,5	84,11	359	0,293
2	38-6.4-2	458	100,8	38,1	7,4	7,4	1,5	77,65	359	0,295
3	38-6.4-3	457,7	101,1	38,6	7,1	7,1	1,5	85,89	359	0,294
4	38-12.7-1	457,2	100,8	38,1	13,2	7,4	1,5	79,66	359	0,275
5	38-12.7-2	457,2	101,1	38,4	13,7	7,4	1,5	88,56	359	0,275
6	38-12.7-3	457,7	100,8	38,1	13,5	7,1	1,5	67,86	359	0,275
7	38-19.1-1	458	101,1	38,1	19,8	7,1	1,5	80,55	359	0,261
8	38-19.1-2	457,2	101,3	38,6	19,6	7,1	1,5	88,11	359	0,260
9	38-19.1-3	457,7	100,6	38,1	19,3	7,4	1,5	92,87	359	0,261
10	38-25.1-4	457,7	100,8	38,4	25,7	7,1	1,5	93,01	359	0,245
11	38-25.4-2	457,2	101,3	38,1	25,7	7,4	1,5	85,89	359	0,245
12	38-25.4-3	457,2	101,6	38,4	25,9	7,1	1,5	81,21	359	0,245
13	51-6.4-1	457,7	101,9	50,8	7,6	7,1	1,5	77,79	359	0,246
14	51-6.4-2	457,7	100,6	50,5	7,1	7,4	1,5	78,77	359	0,246
15	51-6.4-3	457,7	101,1	50,5	7,6	7,1	1,5	73,38	359	0,246
16	51-12.7-1	457,2	100,3	51,1	13,5	7,1	1,5	78,32	359	0,236
17	51-12.7-2	457,2	100,8	50,8	13,7	7,1	1,5	67,2	359	0,236
18	51-12.7-3	457,2	99,8	50,8	13,2	7,1	1,5	89,22	359	0,236
19	51-19.1-1	457,7	101,3	50,3	19,8	7,4	1,5	71,2	359	0,222
20	51-19.1-2	457,7	101,3	50,3	20,1	7,4	1,5	89,36	359	0,222
21	51-19.1-3	457,7	101,3	50,5	19,6	7,4	1,5	83,22	359	0,222
22	51-25.4-1	457,7	101,6	50,8	25,4	7,1	1,5	80,77	359	0,212
23	51-25.4-2	458	101,1	50,8	25,9	7,1	1,4	77,21	359	0,201
24	51-25.4-3	457,7	100,8	50,8	25,7	7,4	1,5	86,33	359	0,213
25	63-12.7-1	457,7	100,6	63,8	13,5	7,1	1,4	72,98	359	0,196
26	63-12.7-2	457,7	100,1	63,2	13,7	7,4	1,5	85	359	0,208
27	63-12.7-3	457,7	100,3	63,8	13,7	7,1	1,5	82,99	359	0,208
28	63-19.1-1	457,7	99,8	63,2	19,8	7,4	1,5	82,77	359	0,198
29	63-19.1-2	457,7	100,8	63,2	19,6	7,4	1,5	89	359	0,198
30	63-19.1-3	457,7	100,8	63,2	19,6	7,4	1,5	85	359	0,198
31	63-25.4-1	457,7	100,3	64	25,7	7,1	1,4	84,55	359	0,178
32	63-25.4-2	457,7	100,6	64	25,9	7,1	1,5	84,06	359	0,189
33	63-25.4-3	457,7	100,6	63,8	25,9	7,4	1,4	80,1	359	0,178
34	68-12.7-1	610,1	195,1	67,1	11,9	3,8	1,5	84,11	324	0,232
35	68-12.7-2	609,6	194,1	67,8	12,2	3,6	1,5	81,21	324	0,232
36	68-19.1-1	609,6	194,8	67,6	18,3	4,3	1,5	91,49	324	0,217
37	68-19.1-2	609,3	194,6	67,8	18,5	4,3	1,5	90,78	324	0,217

38	68-25.4-1	609,6	196,1	67,6	24,4	4,1	1,5	92,12	324	0,209
39	68-25.4-2	609,6	196,3	67,6	24,4	4,1	1,5	92,78	324	0,209
40	68-31.8-1	610,1	197,6	67,3	31,2	3,8	1,5	102,8	324	0,202
41	68-31.8-2	609,9	194,1	67,6	31	3,8	1,5	94,56	324	0,202
42	68-38.1-1	609,9	194,6	67,3	37,3	3,8	1,5	104,13	324	0,194
43	68-38.1-2	609,9	194,3	67,6	37,1	3,8	1,5	97,46	324	0,194
44	68-50.8-1	610,1	193	67,8	50,3	3,8	1,5	103,69	324	0,178
45	68-50.8-2	609,9	194,8	66,8	50,5	3,8	1,5	93,01	324	0,177
46	68-12.7-1	1219,5	191,5	65	11,2	4,3	1,5	86,33	324	0,473
47	68-12.7-2	1219,2	192,8	66,3	10,4	4,3	1,5	75,21	324	0,473
48	68-19.1-1	1219,5	193,8	66,5	17	4,1	1,5	93,23	324	0,449
49	68-19.1-2	1220	193,5	66,3	17,5	4,1	1,5	92,56	324	0,450
50	68-25.4-1	1220	194,1	66,5	23,9	4,1	1,5	95,45	324	0,427
51	68-25.4-2	1218,9	194,1	66,5	23,4	4,1	1,5	87,22	324	0,427
52	68-31.8-1	1220	194,1	66	30,2	4,1	1,5	91,45	324	0,411
53	68-31.8-2	1219,2	194,1	66	30,2	4,1	1,5	99,24	324	0,410
54	68-38.1-1	1219,7	194,1	66,8	36,3	4,1	1,5	92,34	324	0,390
55	68-38.1-2	1219,2	193,3	66,5	36,6	4,1	1,5	95,45	324	0,390
56	68-50.8-1	1220	193,8	66,5	49,3	4,1	1,5	96,79	324	0,360
57	68-50.8-2	1218,4	193,3	65,3	49,3	4,6	1,5	100,35	324	0,359

Cele 85 de specimene experimentale incluse in lotul de baza au fost separate in doua grupe, pe considerentul eficacitatii rebordurilor talpii care influenteaza in mod decisiv modurile de cedare ale specimenelor:

- un numar de 57 de specimene care prezinta reborduri eficiente se prezinta in tabelul de mai sus
- celelalte 28 de specimene executate fara rebord sau prezentand reborduri ineficiente (situatie in care, conform normei europene [7.2] sunt abordate identic specimenelor fara rebord) fac parte din al doilea grup.

Se va observa in tabelul 7.37 ca zveltetile reduse de bara ale specimenelor experimentale sunt in cea mai mare parte foarte reduse, situandu-se la limita dintre cupoane scurte si bare de zveltete mica. Specimenele apartinand celui de-al doilea grup prezinta in buna parte zvelteti reduse sub valoarea de 0,2 iar restul zveltetilor, desi mai mari, foarte aproape de aceasta valoare. Deasemenea, corelatia rezultata la tentativa de utilizare a procedurii propuse pe grupul acestor specimene este extrem de scazuta (negativa) si nu permite calibrarea. *Se renunta la calibrarea pe grupul al doilea de specimene.*

In ceea ce priveste calibrarea pe grupul de 57 specimene cu reborduri eficiente, la prima tentativa de aplicare a procedurii rezulta un nivel foarte scazut al corelatiei, datorat in parte si puternicei imprastieri a rezultatelor experimentale. Pe considerentul ameliorarii coeficientului de corelatie, se elimina de pe sirul ordonat al valorilor (b_i) o serie de valori iar cele ramase se separa in doua sub-loturi, pentru care se obtin parametri statistici acceptabili. Rezulta astfel o structura bi-modala, calibrarea efectuandu-se separat pe cele doua moduri. Rezultatele aplicarii procedurii de calibrare sunt prezentate in tabelul 7.38:

Tabelul 7.38 - Rezultatele calibrării pe lotul de profile Z cu rebord eficiente

Modul nr.	Numar specim.	Coef. de corel (ρ)	Coef. de var. (V_r)	Cor. Val. Medii \bar{b}	Coef. de sigur. (γ_M)	Val. Calibr coef. (α)
1	14	0,838	0,090	1,052	1,1422	0,650
2	13	0,953	0,086	1,104	1,1343	0,130

Valoarea calibrata a coeficientului imperfecțiunilor “ α ” rezulta printr-o medie ponderata in raport cu numarul specimenelor din fiecare sub-lot:

$$\alpha = \frac{14 \cdot 0,65 + 13 \cdot 0,13}{14 + 13} = 0,40 \quad (7.89)$$

Rezultatul calibrării situează, după cum se vede, profilele Z studiate pe curba de flambaj “c”. Pentru verificarea acestui rezultat, se prezintă histograma cu abaterile punctelor experimentale corespunzătoare lotului față de curba de flambaj obținută. Se menționează că barețele histogrammei situate sub axa acesteia corespund unor puncte situate sub curba de flambaj.

Profile Z: poziția punctelor experimentale față de curba de flambaj “c”

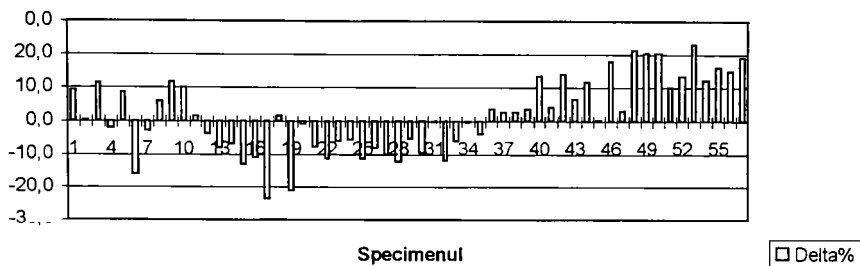


Figura 7.40 - Abateri ale valorilor experimentale față de curba de flambaj “c”

Din figura 7.40 se observă că circa jumătate dintre punctele experimentale ale lotului studiat, se situează sub curba de flambaj obținută. Acest lucru se datorează următoarelor:

- împrăstierii pronunțate a valorilor experimentale, fapt ce a făcut necesară eliminarea unui mare număr de valori pe considerentul atingerii unei corelații acceptabile;
- calibrării pe un grup relativ restrâns de specimene, celelalte ne-încadrându-se în concluziile rezultate la final și prezentând aspectul unei pronunțate împrăstieri;
- aplicării modelului Ayrton-Perry pe specimene a căror zveltete redusă de bară le situează la limita inferioară a valabilității acestui model (modul de cedare dominant este mai degrabă voalarea sau distorsiunea decât flambajul de bară descris prin modelul amintit)

Cum, abaterile imensei majorități a valorilor situate sub curba de flambaj nu depășesc 10% (abateri acoperite de coeficientul de siguranță Eurocode $\gamma=1,1$), se poate concluziona că este acceptabilă încadrarea profilelor Z studiate pe curba “c”.

7.11 Concluzii ale studiului efectuat pe profile cu pereți subțiri formate la rece.

Autorul prezentei teze a avut acces la rezultate experimentale obținute în cadrul unor prestigioase centre de cercetare din întreaga lume, respectiv la cele mai noi rezultate ale școlii de stabilitate de la Timișoara (centrul național al cercetării în acest domeniu). Prin diversitatea secțiunilor transversale studiate, s-a reușit acoperirea aproape a întregii game de secțiuni relevante existente în clasificarea prezentată de norma europeană [7.2]. În finalul acestui studiu se pot trage următoarele concluzii:

- 1) Procedura standard de calibrare a coeficientului imperfecțiunii “ ψ ”, respectiv procedura alternativă de calibrare directă a coeficientului imperfecțiunii generalizate “ α ” funcționează bine, reprezentând instrumente eficiente de obținere a valorilor cautate.
- 2) Modelul Ayrton-Perry adaptat profilelor cu pereți subțiri (expuse pierderii locale de stabilitate prin voalarea peretilor sau prin distorsiune), model agreat actualmente la nivel european prin norma

[7.2], reprezinta cu fidelitate fenomenele de instabilitate studiate, conducand in general la obtinerea unui nivel de corelatie bun sau satisfacator.

3) Datorita modului specific de productie a lor, profilele cu pereti subtiri au in cea mai mare parte sectiuni transversale monosimetrice. Ca atare, comportamentul lor din punct de vedere al stabilitatii este o rezultanta obtinuta prin alternanta, sau respectiv prin cuplarea urmatoarelor moduri teoretice de instabilitate:

- modul local (voalarea peretilor sau distorsiunea talpilor);
- modul de flambaj prin incovoiere;
- modul de flambaj prin incovoiere-rasucire.

Asa cum s-a aratat in cele de mai sus, identificarea domeniilor pe care domina diferitele moduri, ca si identificarea punctelor de cuplare dintre aceste moduri si respectiv a punctului de cuplare in care apare eroziunea maxima a sarcinii critice de cuplare (punct relevant pentru aplicarea procedurii propuse) implica un proces mult mai complicat si mai laborios decat in cazul simplu al sectiunilor laminate dublu simetrice studiat anterior.

4) Loturile experimentale studiate au fost incercate in cu totul alte scopuri decat cel urmarit de prezenta cercetare. Ca urmare, situatia in care sa existe specimene incluse in intervalul de cuplare al formelor teoretice de instabilitate (definit anterior) este relativ rara. In cele mai multe cazuri, nu se identifica nici un specimen cu asemenea zveltete, ceea ce face imposibila aplicarea procedurii standard propuse.

5) In baza experientei de calibrare acumulate pana in faza actuala, se pot trage urmatoarele concluzii legate de modul optim de utilizare al celor doua proceduri propuse:

5.1) Cum realizarea unor programe experimentale proprii este costisitoare, utilizarea rezultatelor experimentale produse de alti autori, pentru propriile lor scopuri stiintifice, va ramane in continuare o foarte importanta sursa de date utile metodei propuse. Ori, in aceasta situatie, utilizarea procedurii alternative de calibrare apare ca fiind mai indicata deoarece procedura este aplicabila indiferent daca specimenele lotului respectiv sunt sau nu cuprinse in intervalul de cuplare al instabilitatilor. Eliminandu-se faza selectarii specimenelor dupa apartenenta la intervalul de cuplare, se simplifica operatiunile aferente aplicarii metodei. In plus, lucrul in acest mod permite valorificarea integrala a loturilor experimentale studiate, ceea ce reprezinta un avantaj deosebit de important. Este de domeniul evidentei ca pertinenta si validitatea concluziilor creste odata cu numarul de specimene prelucrate.

5.2) Pe de alta parte, utilizarea procedurii standard de calibrare permite conceperea unor programe experimentale proprii de dimensiuni minime, deoarece pentru obtinerea valorii calibrate a coeficientului eroziunii " ψ " este necesar doar un numar limitat de specimene, avand zveltetea redusa de bara astfel dimensionata incat sa se situeze in punctul de cuplare al instabilitatilor.

Rezulta ca, pentru lucrul cu loturi experimentale proprii este mai indicata utilizarea procedurii standard de calibrare.

6) Pe plan mondial a existat la un moment dat tendinta de realizare a unor sectiuni compuse din table subtiri asamblate prin sudura. Cercetarea extrem de minutioasa si de inalt nivel profesional realizata de Rasmussen [7.8] in cadrul tezei sale de doctorat pune in evidenta cu claritate urmatoarele dezavantaje legate de realizarea acestor sectiuni:

- tehnologia de realizare este in general complicata, pretentioasa si cere timpi mai lungi decat in cazul profilelor formate la rece;

- chiar in cazul robotizarii procesului de executie al profilului, manopera creste fata de cazul profilelor laminate / indoite la rece, aspect contrar tendintei mondiale actuale;
- asamblarea prin sudura induce in zonele respective ale sectiunii transversale a profilului tensiuni reziduale de nivel ridicat (varfuri de tensiune avand valoarea comparabila cu valoarea limitei de curgere a materialului de baza);
- tentativa de evitare a curbarii barelor (ca urmare a contractiei din sudura) prin pretensionarea inimii profilului U induce tensiuni reziduale suplimentare in profilul respectiv.

Tabelul 7.39 - Rezultate obtinute cu ajutorul procedurii de calibrare propuse

Profilul format la rece	Titular program	Laboratorul de testare	f_y -tract [N/mm ²]	Coefficient "α" calibrat	Incadrare propusa pe curba:	Incadrare conform EC.3-1.3
U	Batista	U. Liege (Belgia)	397	0,067	a ₀	c
C	Batista	U. Liege (Belgia)	390	0,180	a	b
U-sudat	Rasmussen	U. Sydney (Australia)	373-419	0,700	d	c
U	Gioncu & all	INCERC-Timisoara	209-248	0,145	a	c
C	Gioncu & all	INCERC-Timisoara	212	0,210	a	b
Teava drept. 330x200x4,05	CIDECT	U. Liege (Belgia)	416	0,330	b	a
Teava patrata 265x265x4,04	CIDECT	U. Liege (Belgia)	436	0,510	c	a
Teava drept. 250x150x4,91 (detensionata)	CIDECT	U. Liege (Belgia)	337	0,040	a ₀	a
Teava drept. 300x100x4,9	CIDECT	U. Liege (Belgia)	387	0,200	a	a
Teava drept. 300x100x4,9 (detensionata)	CIDECT	U. Liege (Belgia)	342	0,100	a ₀	a
Teava drept. 300x200x4,98	CIDECT	U. Liege (Belgia)	270	0,230	a	a
Teava drept. 220x140x2,95	CIDECT	U. Liege (Belgia)	481	0,460	c	a ₀
Teava patrata 201x201x3,74 (detensionata)	CIDECT	U. Liege (Belgia)	480	0,060	a ₀	a
Teava drept. 250x150x4,85	CIDECT	U. Liege (Belgia)	374	0,230	a	a
Sect. compusa 2xC	Weng & Pekoz	Cornell University (USA)	342-379	0,350	b	b
Profil Z	Polyozis & all	Manitoba University (Canada)	324-359	0,400	c	b

Prin comparatie, se evidentiaza clar avantajele formarii la rece a profilelor (prin laminare sau indoire la presa), tehnologie care evita practic toate inconvenientele constatate si induce tensiuni reziduale cu caracter favorabil comportamentului la stabilitate al barei.

Se recomanda evitarea asamblarii prin sudura continua a profilelor cu pereti subtiri (lotul de specimene studiat de Weng si Pekoz pare sa indice ca sudura intrerupta este acceptabila ca mijloc de asamblare). Exista si procedee alternative de asamblare, cum ar fi suruburile, niturile sau diversi adezivi.

7) In tabelul 7.39 sunt prezentate sintetic rezultatele obtinute cu ajutorul procedurii de calibrare pe loturile studiate, in comparatie cu incadrările practicate la ora actuala de norma europeana [7.2]

Procedura propusa detecteaza cu precizie optimul modelului din punct de vedere al sigurantei, valabil pentru lotul experimental analizat. Ca atare, autorul considera ca valorile prezentate, respectiv incadrările propuse, au un caracter optim si ca ele atrag atentia asupra posibilei necesitati a unor modificari in clasificarea EC3-1.3.

Deasemenea, rezultatele obtinute pun in evidenta:

- efectul favorabil al tensiunilor reziduale induse de procedeele de formare la rece (incadrarea din EC.3-1.3 este prea securitara in cazul profilelor respective)
- efectul extrem de defavorabil al tensiunilor reziduale induse de sudurile continue de asamblare, insumate eventual cu tensiunile din pretensionarea profilului (in cazul profilelor U sudate se coboara pe cea mai joasa curba de flambaj)
- efectul favorabil al recoacerii de detensionare aplicate concomitent cu masuri de prevenire a deformarii profilelor

8. Extinderea procedurii propuse in cazul profilului supuse la incovoiere pura.

Procedura propusa si descrisa in capitolele anterioare, poate fi extinsa in conditii similare asupra profilului laminat grele sau asupra profilului cu pereti subtiri formate la rece, supuse la incovoiere pura (fara forta axiala).

Modelul teoretic utilizat in cadrul procedurii este cel utilizat de norma europeana [7.2]

$$M_{b,Rd} = \frac{\chi_{LT} \cdot W_{ef} \cdot f_y}{\gamma_{M1}} \quad (8.1)$$

unde:

$$\chi_{LT} = \frac{1}{\Phi_{LT} + \sqrt{\Phi_{LT}^2 - \bar{\lambda}_{LT}^2}} \leq 1 \quad (8.2)$$

iar factorului Φ_{LT} i se aplica modificarea propusa initial de Mateescu [8.1], si implementata de Dubina [8.2] in contextul general al teoriei ECBL:

$$\Phi_{LT} = 0,5 \cdot \left[1 + \alpha_{LT} (\bar{\lambda}_{LT} - 0,4) + \bar{\lambda}_{LT}^2 \right] \quad (8.3)$$

Aceasta modificare tine cont de natura diferita a modului de instabilitate caracteristic elementelor supuse la incovoiere pura, deversarea, pentru care tronsonul scurt are zveltetea redusa $\bar{\lambda}_{LT} \leq 0,4$. Adoptarea valorii mentionate pentru tronsonul scurt permite (in cadrul unui sistem adimensional de axe $\bar{M}_{LT} - \bar{\lambda}_{LT}$) racordarea corespunzatoare a modului de instabilitate local cu cel global. Propunerea prezentata, corecteaza saltul aparut in punctul de racordare al modurilor teoretice, in situatia utilizarii unui tronson scurt identic cu cel din cazul compresiunii axiale, salt care se pune in evidenta pe modelul teoretic introdus de [7.2].

In urma amplificarii cu conjugata numitorului, expresia (8.2) devine:

$$\chi_{LT} = \frac{1}{\bar{\lambda}_{LT}^2} \left[\Phi_{LT} - \sqrt{\Phi_{LT}^2 - \bar{\lambda}_{LT}^2} \right] \quad (8.4)$$

cu ajutorul careia se regaseste forma cunoscuta, de tip Ayrton-Perry:

$$\chi_{LT} = \frac{1}{2\bar{\lambda}^2} \left[1 + \alpha_{LT} (\bar{\lambda}_{LT} - 0,4) + \bar{\lambda}_{LT}^2 - \sqrt{\left(1 + \alpha_{LT} (\bar{\lambda}_{LT} - 0,4) + \bar{\lambda}_{LT}^2 \right)^2 - 4\bar{\lambda}_{LT}^2} \right] \quad (8.5)$$

in care:

$$\bar{\lambda}_{LT} = \left[W_{ef,y} \cdot f_y / M_{cr} \right]^{1/2} \quad (8.6)$$

notand:

$W_{ef,y}$ = modulul de rezistenta al sectiunii transversale eficace in raport cu axa maxima de inertie, atunci cand momentul incovoiator actioneaza dupa aceasta axa

M_{cr} = momentul critic de pierdere a stabilitatii prin deversare

f_y = limita de curgere a materialului de baza.

Neglijand coeficientul partial de siguranta din relatia (8.1), expresia adimensionala a momentului incovoiator capabil al elementului respectiv se scrie:

$$\bar{M}_{LT} = \frac{M_{b,Rd}}{M_{pl}} = \frac{\chi_{LT} \cdot W_{ef,y} \cdot f_y}{W_{pl,y} \cdot f_y} = \chi_{LT} \cdot \frac{W_{ef,y}}{W_{pl,y}} \quad (8.7)$$

unde prin $W_{pl,y}$ s-a notat *modulul de rezistență plastic* al secțiunii transversale brute. O serie de precizări în legătura cu procedura elementară de determinare prin calcul a valorii acestui modul sunt furnizate în Anexa 8.1.

Dacă se definește, prin similitudine cu solicitarea de compresiune axială, un coeficient al secțiunii transversale eficace (la încovoiere) de forma:

$$Q_{LT} = \frac{W_{ef,y}}{W_{pl,y}} \quad (8.8)$$

atunci momentul capabil adimensional devine:

$$\bar{M}_{LT} = \chi_{LT} \cdot Q_{LT} \quad (8.9)$$

Relația (8.9) reprezintă de fapt ecuația de tip Ayrton-Perry a curbei adimensionale de flambaj, pentru profile supuse la încovoiere pură.

În aceste condiții, forma explicită a curbei adimensionale de flambaj (necesară aplicării procedurii de calibrare propuse în cazul solicitării de încovoiere) este:

$$\bar{M}_{LT} = \frac{Q_{LT}}{2\lambda^2} \left[1 + \alpha_{LT}(\bar{\lambda}_{LT} - 0,4) + \bar{\lambda}_{LT}^2 - \sqrt{\left(1 + \alpha_{LT}(\bar{\lambda}_{LT} - 0,4) + \bar{\lambda}_{LT}^2\right)^2 - 4\bar{\lambda}_{LT}^2} \right] \quad (8.10)$$

unde Q_{LT} rezultă din relația (8.8) iar zveltetea redusă de bară poate fi exprimată astfel:

$$\bar{\lambda}_{LT} = \left[\frac{W_{ef,y}}{W_{pl,y}} \cdot \frac{W_{pl,y} \cdot f_y}{M_{cr}} \right]^{1/2} = \left[Q_{LT} \frac{M_{pl}}{M_{cr}} \right]^{1/2} = \sqrt{Q_{LT}} \cdot \sqrt{\frac{M_{pl}}{M_{cr}}} \quad (8.11)$$

Se va observa că pentru grinzi scurte (la care $\bar{\lambda}_{LT} \leq 0,4$) obținem $\chi_{LT} = 1$, modul de instabilitate dominant este modul local, iar ecuația (8.10) devine:

$$\bar{M}_{LT} = Q_{LT} \quad (8.12)$$

în timp ce pentru grinzi de lungimi medii și mari (la care $\bar{\lambda}_{LT} > 0,4$), modul de instabilitate dominant este modul global (deversarea) descris prin ecuația (8.10).

Curba de flambaj descrisă astfel reprezintă de fapt *modul de instabilitate erodat*, ca urmare a efectului imperfecțiunilor și a efectului cuplării modurilor teoretice de instabilitate care intervin, respectiv:

- modul local exprimat aproximativ și securitar prin relația (8.12);
- modul de instabilitate global, exprimat prin ecuația:

$$\bar{M}_{LT,E} = \frac{1}{\bar{\lambda}_{LT}^2} \quad (8.13)$$

unde, așa cum arată ecuația (8.11), $\bar{\lambda}_{LT}$ este o *zveltete transformată*.

Punctul de cuplare al modurilor teoretice de instabilitate este localizat prin abscisa:

$$\bar{\lambda}_{LT} = \frac{1}{\sqrt{Q_{LT}}} \quad (8.14)$$

determinata prin egalarea relatiilor (8.12) si (8.13), egalare ce exprima matematic fenomenul de cuplare.

In cadrul teoriei ECBL propuse de Dubina [8.2], se demonstreaza ca *in punctul de cuplare* astfel definit (vezi si fig. 8.1), exista urmatoarea relatie de legatura intre coeficientul generalizat al imperfectiunilor " α_{LT} " si coeficientul eroziunii sarcinii critice de bifurcare " ψ_{LT} ":

$$\alpha_{LT} = \frac{\psi_{LT}^2 \cdot \sqrt{Q_{LT}}}{1 - \psi_{LT} \cdot 0,4 \sqrt{Q_{LT}}} \quad (8.15)$$

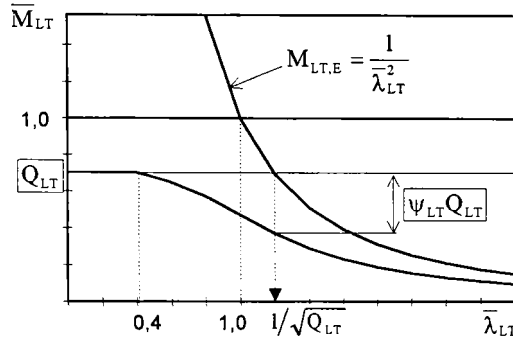


Figura 8.1 - Cuplarea modurilor teoretice in cazul barelor incovoiate

Relatia de legatura prezentata rezulta din egalitatea evidenta care exista in punctul de cuplare:

$$\bar{M}_{LT} = (1 - \psi_{LT}) \cdot Q_{LT} \quad (8.16)$$

unde, in expresia lui \bar{M}_{LT} zveltetea redusa de bara primeste valoarea din relatia (8.14).

Relatia de legatura (8.15) este utilizata in cadrul procedurii propuse de autor pentru implementarea coeficientului eroziunii in cadrul modelului teoretic, calibrarea acestuia si ulterior determinarea valorii calibrate a coeficientului imperfectiunii generalizate.

OBSERVATII:

1) In baza consideratiilor de mai sus, rezistenta barei supuse la incovoiere, evaluata pe baza modelului introdus de norma europeana [7.2], se poate exprima astfel:

$$M_{b,Rd} = (\chi_{LT} Q_{LT}) \cdot (W_{pl,y} f_y) = \bar{M}_{LT} \cdot M_{pl} \quad (8.17)$$

unde \bar{M}_{LT} se determina in general din relatia (8.10) iar " M_{pl} " reprezinta momentul capabil plastic al sectiunii transversale brute.

2) In cazul particular al profilului laminat sau sudate grele, care nu sunt afectate de voalarea peretilor sectiunii transversale, toate relatiile prezentate anterior raman valabile, cu observatia ca avem $Q_{LT}=1$ si deci:

$$\bar{M}_{LT} = \frac{1}{2\bar{\lambda}^2} \left[1 + \alpha_{LT} (\bar{\lambda}_{LT} - 0,4) + \bar{\lambda}_{LT}^2 - \sqrt{\left(1 + \alpha_{LT} (\bar{\lambda}_{LT} - 0,4) + \bar{\lambda}_{LT}^2 \right)^2 - 4\bar{\lambda}_{LT}^2} \right] \quad (8.18)$$

$$\bar{\lambda}_{LT} = \sqrt{\frac{M_{pl}}{M_{cr}}} \quad (8.19)$$

iar relatia de legatura ECBL devine:

$$\alpha_{LT} = \frac{\Psi_{LT}^2}{0,6(1 - \Psi_{LT})} \quad (8.20)$$

8.2 Consideratii in legatura cu evaluarea momentului critic elastic de deversare (M_{cr}).

In cadrul diverselor norme de calcul existente pe plan international, sunt utilizate pentru determinarea valorii momentului critic elastic de deversare cateva tipuri de formule distincte intre ele. Detalierea completa a tuturor elementelor acestor formule nu face obiectul prezentei lucrari

a) Anexa F a normei europene EUROCODE 3 [8.3], introduce o formula valabila pentru sectiuni transversale incovoiate dupa axa maxima de inertie si simetrice fata de axa minima de inertie:

$$M_{cr} = C_1 \cdot \frac{\pi^2 EI_z}{(kL)^2} \left\{ \left[\left(\frac{k}{k_w} \right)^2 \frac{I_\omega}{I_z} + \frac{(kL)^2 GI_t}{\pi^2 EI_z} + (C_2 z_g - C_3 z_j)^2 \right]^{0,5} - (C_2 z_g - C_3 z_j) \right\} \quad (8.21)$$

unde:

prin (y-y) s-a notat axa maxima de inertie

prin (z-z) s-a notat axa de simetrie a sectiunii transversale

$z_g = z_a - z_s$

C_1, C_2, C_3 sunt coeficienti depinzand de modul de rezemare si de incarcare al barei

si deasemenea:

$$z_j = z_s - \frac{1}{2I_y} \cdot \int_A z(y^2 + z^2) dA \quad (8.22)$$

Formula prezentata nu poate fi folosita pentru sectiuni monosimetrice lucrind la incovoiere dupa axa lor maxima de inertie care este in acelasi timp si axa de simetrie (cum ar fi profilele formate la rece cu sectiunea transversala in forma de U, de C sau de sigma, profile extrem de frecvent utilizate)

b) Norma americana pentru profile cu pereti subtiri formate la rece, AISI-90 [8.4], introduce o formula cu caracter mai general, care poate fi folosita *pentru orice tip de sectiune transversala*:

$$M_{cr} = C_b \cdot r_0 \cdot A \cdot \sqrt{\sigma_{ez} \sigma_t} \quad (8.23)$$

unde:

$$\sigma_{ez} = \frac{\pi^2 E}{(k \cdot L_z / r_z)^2} \quad (8.24)$$

$$r_0 = \sqrt{r_x^2 + r_y^2 + y_0^2} \quad (8.25)$$

$$\sigma_t = \frac{1}{A \cdot r_0^2} \left[G \cdot I_t + \frac{\pi^2 EI_\omega}{(k_w \cdot L_t)^2} \right] \quad (8.26)$$

c) Proiectul normei australiene pentru profile cu pereti subtiri formate la rece, AS-DR 95246 [8.5], introduce o formula si mai generala decat AISI 1990:

$$M_{cr} = \frac{C_s A f_{0z} \left[(\beta_y / 2) + C_s \sqrt{(\beta_y / 2)^2 + r_{01}^2 \left(\frac{\sigma_t}{\sigma_{ez}} \right)} \right]}{C_m} \quad (8.27)$$

in care:

$$\sigma_{ez} = \frac{\pi^2 E}{\left(\frac{L_z}{r_z} \right)^2} \quad (8.28)$$

$$r_0 = \sqrt{r_x^2 + r_y^2 + y_0^2 + z_s^2} \quad (8.29)$$

$$\sigma_t = \frac{G \cdot I_t}{A \cdot r_{01}^2} \left[1 + \frac{\pi^2 E I_\omega}{G I_t L_z^2} \right] \quad (8.30)$$

$$\beta_y = \frac{1}{I_y A} \int z (y^2 + z^2) dA - 2 \cdot z_s \quad (8.31)$$

d) O a patra formula, tot cu caracter general, este introdusa in cadrul Ghidului de Proiectare la Stabilitate a Structurilor din Otel elaborat de SSRC [8.6]:

$$M_{cr} = \frac{C_b \cdot \pi^2 \cdot E \cdot I_z \cdot \beta_y}{2(k \cdot L)^2} \left[1 + \sqrt{1 + \frac{4}{\beta_y^2} \left(\frac{I_\omega \cdot k^2}{I_z \cdot k_w^2} + \frac{G I_t (k_w L)^2}{\pi^2 E I_z} \right)} \right] \quad (8.32)$$

unde notatiile sunt similare celor folosite in relatiile 8.23-8.26

8.3 Aplicarea procedurii de calibrare pe lotul de profile laminate studiat de Mateescu [8.1]

Procedura propusa de autorul prezentei teze, reprezinta un instrument eficace de calibrare, prin care se poate obtine valoarea coeficientului imperfectiunii generalizate "α" aferenta PUNCTULUI DE OPTIM al modelului utilizat, din punct de vedere al sigurantei. Pentru demonstrarea aplicabilitatii acestei proceduri in cazul incovoierii pure, se aplica procedura pe lotul de profile laminate cu sectiune dublu T studiat de Mateescu in cadrul lucrarii [8.1].

Datele de baza aferente celor 145 specimene ale lotului sunt prezentate in tabelul 8.1

Tabelul 8.1 - Date experimentale de baza aferente profilelor laminate cu sectiune I

Nr.crt	Cod specimen	Lotul experimental	lambda.LT experim.	Mpl,y-exp [kNm]	Mu.exp [kNm]	Mu/Mpl
1	516	Dibley	1,24	139,9	90,4	0,711
2	517	Dibley	1,25	141,4	83,9	0,653
3	518	Dibley	1,11	140,4	103,5	0,811
4	519	Dibley	1,11	140,4	102,5	0,803
5	520	Dibley	0,9	140,4	131,1	1,027
6	521	Dibley	0,9	140,4	130,6	1,023
7	522	Dibley	0,6	157,2	153,8	1,076
8	523	Dibley	0,51	464,8	457,2	1,082
9	524	Dibley	0,51	464,8	468,3	1,108
10	525	Dibley	0,35	460,2	464,7	1,111

11	526	Dibley	0,35	460,2	485,9	1,161
12	527	Dibley	1,54	221,4	105,9	0,526
13	528	Dibley	1,54	221,4	96,8	0,481
14	529	Dibley	1,37	221,4	118,5	0,589
15	530	Dibley	1,37	221,4	126,3	0,628
16	531	Dibley	0,91	220,3	190	0,949
17	532	Dibley	0,91	220,3	180,8	0,903
18	535	Dibley	0,65	220,3	204,6	1,022
19	536	Dibley	0,65	220,3	235,6	1,176
20	537	Dibley	0,58	141,4	138,3	1,076
21	538	Dibley	0,51	121	127,3	1,157
22	752	Suzuki	0,68	61,1	56,9	1,024
23	753	Suzuki	0,68	61,1	56	1,008
24	754	Suzuki	0,79	51,4	46,3	0,991
25	755	Suzuki	0,85	58,5	46,2	0,869
26	756	Suzuki	0,83	55,8	46,8	0,923
27	758	Suzuki	0,95	51,4	43,5	0,931
28	759	Suzuki	1,01	58,5	45,2	0,850
29	760	Suzuki	0,99	55,8	43,9	0,865
30	761	Suzuki	1,03	61,1	49,2	0,886
31	762	Suzuki	1,12	54,2	43,6	0,885
32	763	Suzuki	1,16	58,5	39,8	0,748
33	764	Suzuki	1,16	58,5	44,4	0,835
34	765	Suzuki	1,23	53,2	37,7	0,780
35	766	Suzuki	1,29	58,5	37	0,696
36	767	Suzuki	1,29	58,5	38,8	0,730
37	768	Suzuki	1,37	55,2	32,1	0,640
38	769	Suzuki	1,4	57,9	32,2	0,612
39	770	Suzuki	1,41	58,5	32	0,602
40	771	Suzuki	1,6	56,5	24,3	0,473
41	772	Suzuki	2,05	54,2	13,6	0,276
42	773	Suzuki	1,31	56,5	35,1	0,683
43	774	Suzuki	1	60,9	50,9	0,919
44	775	Suzuki	1,15	59,9	45,5	0,836
45	776	Suzuki	0,97	60,9	48,2	0,871
46	777	Suzuki	0,86	60,9	50,1	0,905
47	778	Suzuki	1,07	60,9	43,5	0,786
48	779	Suzuki	1,15	63	47,1	0,822
49	781	Suzuki	1,26	55	32,1	0,642
50	782	Suzuki	1,39	59,7	34,4	0,634
51	783	Suzuki	1	60,9	50,2	0,907
52	784	Suzuki	1,34	60,9	37,2	0,672
53	1177	Fukumoto	1,22	63,5	39,7	0,688
54	718	Wakabayashi	0,39	62,6	66,4	1,167
55	719	Wakabayashi	0,5	62,6	65,2	1,146
56	720	Wakabayashi	0,64	67,7	64,8	1,053
57	721	Wakabayashi	0,8	60,9	55,9	1,010
58	1024	Dux	0,58	140,6	134,7	1,054
59	1205	Dux	0,5	141,9	134,6	1,043
60	1206	Dux	0,67	141,9	125,3	0,971
61	540	Trahair	1,44	175,4	87	0,546
62	541	Trahair	1,01	175,4	141,4	0,887
63	542	Trahair	1,12	175,4	132,9	0,833
64	543	Trahair	0,87	175,4	143,5	0,900
65	544	Trahair	1,01	175,3	148,1	0,929

66	545	Trahair	1,12	175,5	128,5	0,805
67	601	Suzuki	0,78	52,8	47,5	0,990
68	602	Suzuki	0,92	52,8	44,6	0,929
69	603	Suzuki	1,08	55,6	44,8	0,886
70	604	Suzuki	1,18	54,6	36,6	0,737
71	605	Suzuki	1,31	56,6	32,9	0,639
72	606	Suzuki	1,52	58,3	25,1	0,474
73	607	Suzuki	1,94	55,6	13,9	0,275
74	608	Suzuki	0,83	59,7	47,1	0,868
75	609	Suzuki	0,98	59,7	46,1	0,849
76	610	Suzuki	1,11	59,7	40,6	0,748
77	611	Suzuki	1,24	59,7	37,8	0,696
78	612	Suzuki	1,35	59,7	33,2	0,612
79	722	Suzuki	0,34	59,5	58	1,072
80	723	Suzuki	0,41	59,5	58,3	1,078
81	724	Suzuki	0,5	60,9	57	1,030
82	725	Suzuki	0,4	56,5	53,9	1,049
83	726	Suzuki	0,29	57,8	61,6	1,172
84	733	Suzuki	0,39	60,9	57,8	1,044
85	734	Suzuki	0,37	56,5	54,3	1,057
86	735	Suzuki	0,53	59,5	56,6	1,046
87	749	Suzuki	0,54	62,1	59	1,045
88	750	Suzuki	0,34	58,9	57	1,065
89	751	Suzuki	0,35	57,8	57	1,085
90	1003	Lindner	0,9	76,3	69,8	1,006
91	1004	Lindner	1,19	76,3	49	0,706
92	1005	Lindner	1,19	76,3	49,9	0,719
93	1006	Lindner	0,97	76,3	63,6	0,917
94	100B	Lindner	1,13	64,5	43,8	0,747
95	100D	Lindner	0,84	66,2	57	0,947
96	100E	Lindner	1,19	66,2	43,7	0,726
97	1009	Lindner	1,19	71,4	46,8	0,721
98	1010	Lindner	1,17	73,2	52,6	0,790
99	1011	Lindner	0,88	73,2	65,5	0,984
100	1012	Lindner	0,88	73,2	59	0,887
101	3	L-S	0,95	57,6	48,3	0,922
102	4	L-S	0,94	56,7	49,5	0,960
103	5	L-S	0,94	56,8	49,5	0,959
104	6	L-S	0,95	57,3	50,6	0,971
105	7	L-S	0,94	56,2	46	0,900
106	9	L-S	0,85	56,2	49,6	0,971
107	11	L-S	0,84	56	52	1,021
108	14	L-S	0,85	56,5	50,4	0,981
109	16	L-S	0,84	55,6	48	0,950
110	17	L-S	0,84	55,9	47,2	0,929
111	32	L-S	0,91	15	14,4	1,056
112	33	L-S	0,91	15,3	12,6	0,906
113	35	L-S	0,89	15	12,6	0,924
114	37	L-S	0,91	15,5	13,2	0,937
115	42	L-S	0,82	15,8	14,4	1,003
116	43	L-S	0,82	15,8	14	0,975
117	45	L-S	0,82	15,8	14,4	1,003
118	56	L-S	1,25	15,7	8,97	0,628
119	57	L-S	1,26	15,7	9,09	0,637
120	58	L-S	1,26	16	8,74	0,601

121	EV1	L-S	0,84	63,2	57,5	1,001
122	EV2	L-S	0,85	63,9	58,7	1,010
123	EV3	L-S	0,79	12	10,8	0,990
124	EV4	L-S	0,79	12	10,8	0,990
125	1	L-S	0,43	56,5	58,6	1,141
126	2	L-S	0,42	53,5	55,2	1,135
127	18	L-S	0,31	55,4	55,2	1,096
128	19	L-S	0,31	55,8	55,2	1,088
129	20	L-S	0,31	55,1	56	1,118
130	501	UN	1,58	6,3	2,9	0,506
131	502	UN	1,58	6,3	2,8	0,489
132	503	UN	1,58	6,3	2,7	0,471
133	504	UN	1,58	6,3	2,7	0,471
134	505	UN	1,3	6,3	3,6	0,629
135	506	UN	1,3	6,3	3,4	0,594
136	507	UN	1,15	6,3	4,4	0,768
137	508	UN	1,15	6,3	4,2	0,733
138	509	UN	1	6,3	5,2	0,908
139	510	UN	1	6,3	5	0,873
140	511	UN	1	6,3	5,2	0,908
141	512	UN	0,82	6,3	5,6	0,978
142	513	UN	0,82	6,3	5,6	0,978
143	514	UN	0,65	6,3	6,3	1,100
144	515	UN	0,65	6,3	5,9	1,030

Asa cum se poate observa examinand tabelul 8.1, lotul mentionat include specimene experimentale cu diverse proveniente (rezultate obtinute de o serie intreaga de cercetatori in cadrul unor programe experimentale distincte). In cadrul capitolului 6 al tezei, s-a lucrat cu rezultate apartinand programului de cercetare european desfasurat in anii 1960-70, pe baza unui considerabil efort de omogenizare / unificare a conditiilor experimentale din laboratoarele participante. In consecinta, procedura de calibrare s-a putut aplica CORECT pe loturi reunind specimene provenind de la diverse laboratoare.

Lotul din tabelul 8.1 reuneste rezultate experimentale preluate din documentatia de baza a Eurocode 3 [8.8], sub forma unor grupuri distincte de specimene, *grupuri intre care nu a fost insa realizata omogenitatea experimentală*. In absenta altor informatii, este de presupus ca:

- otelurile din care au fost realizate profilele laminare respective sunt probabil diferite (otelurile cu rezistente inalte, utilizate curent in unele tari cum ar fi Japonia, prezentand particularitati de comportament);
- in cadrul testelor respective, *modul de incarcare* al barelor incovoiate a fost in mod cert diferit (incovoierea barei pe stand se poate realiza prin forte concentrate aplicate pe console situate la extremitatile barei, printr-o singura forta concentrata aplicata la mijlocul deschiderii, prin mai multe forte concentrate aplicate simetric pe deschiderea barei, etc.)
- montajele experimentale realizate au condus la *conditii de reazem* diferite pentru bare;
- in [8.8] nu exista informatii in legatura cu *nivelul imperfectiunilor geometrice si mecanice* ale loturilor de bare

In consecinta, momentele ultime determinate pe cale experimentală prezentate in tabelul de mai sus sunt rezultatul cumulării unor *factori de naturi diferite*, iar abordarea lor comuna conduce la rezultate cu un anumit grad de incertitudine.

In urma definirii intervalelor de cuplare si a identificării specimenelor incluse in aceste intervale (functie de zveltetea lor redusa de bara $\bar{\lambda}_{LT}$) s-a acumulat un lot relevant format din 57 de

specimene. Lotul relevant include specimene cu diverse proveniente experimentale. Ca atare autorul a decis sa procedeze in felul urmatoar:

- sa aplice initial procedura standard de calibrare pe lotul relevant amintit, cu toata RELATIVA valabilitate a rezultatului obtinut in acest mod;
- sa divida in continuare lotul de 145 specimene pe sub-loturi functie de provenienta experimentală si sa efectueze calibrari cu procedura alternativa pe aceste sub-loturi;
- sa compare rezultatele obtinute si sa traga concluziile de rigoare

I) Rezultatele calibrării efectuate prin procedura standard pe lotul experimental relevant format din 57 specimene se prezinta in tabelul 8.2:

Tabelul 8.2 - Rezultate ale procedurii de calibrare pe profile laminate cu sectiune I

Modul nr.	Numar specim.	Coef. de corel (ρ)	Coef. de var. (V_r)	Cor. Val. Medii (\bar{b})	Coef. de sigur. (γ_M)	Val. Calibr coef. (ψ)
1	57	0,995	0,105	1,070	1,1587	0,260

Profile laminate cu sectiune I: lot inclus in intervalul de cuplare (n.s.=80,7%)

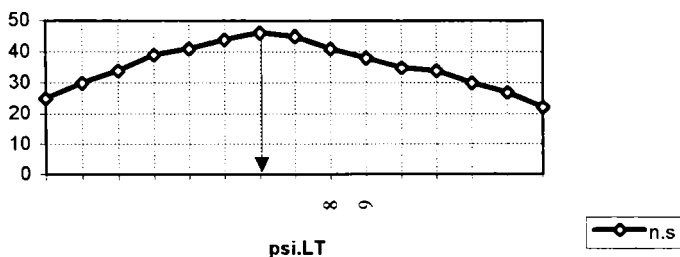


Figura 8.2 - Dependenta ($\psi_{LT-n.s.}$) la profile laminate cu sectiune I

Valoarea rezultanta pentru coeficientul imperfectiunii generalizate “ α_{LT} ” rezulta din relatia (8.33) bazata pe formula (8.20):

$$\alpha_{LT} = \frac{0,26^2}{0,6 \cdot (1 - 0,26)} = 0,152 \quad (8.33)$$

In conformitate cu rezultatul obtinut, profilele laminate cu sectiune I, solicate la incovoiere pura, se incadreaza pe curba europeana de flambaj “a”. Verificarea acestei incadrari se face calculand abaterile valorilor experimentale adimensionale:

$$\bar{M}_{exp} = \frac{M_{u,exp}}{M_{pl,y}} \quad (8.34)$$

fata de ordonatele corespunzatoare \bar{M}_{LT} ale curbei de flambaj “a”. Calculul se face cu o relatie de forma:

$$\Delta\% = 100 \cdot \frac{\bar{M}_{u,exp} - \bar{M}_{LT}}{\bar{M}_{LT}} \quad (8.35)$$

Abaterile mentionate, determinate pentru intregul lot de 145 specimene, sunt prezentate sub forma de histograma in figura 8.3. Baretele histogramei situate deasupra axei indica puncte experimentale amplasate deasupra curbei de flambaj (deci securitar).

Profile laminate cu sectiune dublu T:
abateri fata de curba de flambaj "a" pe ansamblu lot

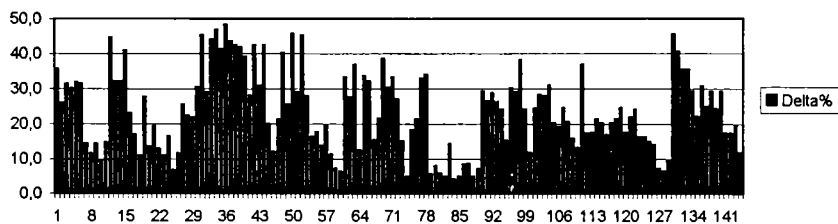


Figura 8.3 - Abateri procentuale fata de curba de flambaj "a" la profile laminate I

Asa cum se poate observa la prima analiza efectuata, se constata ca *optimumul modelului Eurocode 3*, utilizat pentru descrierea comportamentului profilelor incovoiate cu sectiune "I" se situeaza in mod securitar pe curba de flambaj "a" (de fapt undeva intre curba "a₀" si curba "a" daca se tine cont de valoarea calibrata obtinuta, respectiv $\alpha_{LT}=0,152$).

II) In legatura cu rezultatul obtinut exista rezerva ca lotul relevant de 57 specimene (definit prin selectarea specimenelor incluse in intervalul de cuplare dintre specimenele lotului de baza) a inclus specimene cu diverse proveniente experimentale, situatie care iese din limitele rigurozitatii stiintifice. Din acest motiv, autorul a decis sa imparta lotul de baza in sub-loturi, *pe baza provenientei experimentale a specimenelor*. Astfel au fost definite un numar de cinci sub-loturi. Pe aceste sub-loturi se aplica separat procedura de calibrare alternativa, procedura care in acest caz prezinta urmatoarele avantaje:

- elimina dezavantajul lucrului cu un numar relativ redus de specimene incluse in intervalul de cuplare, numar ce rezulta ca urmare a divizarii pe sub-loturi;
- utilizeaza INTEGRAL specimenele sub-loturilor, oferind *maxima credibilitate posibila* rezultatelor obtinute in cazul dat.

Rezultatele calibrarilor efectuate sunt prezentate in tabelul 8.3

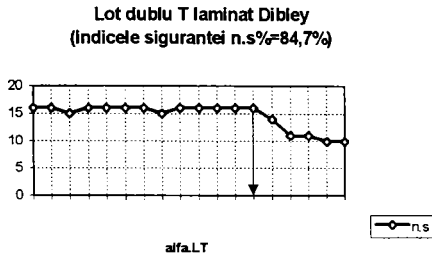
Tabelul 8.3 - Rezultatele procesului de calibrare pe sub-loturi experimentale

Sub-lotul experimental	Numar specim.	Coef. de corel (ρ)	Coef. de var. (V_r)	Cor. Val. Medii (\bar{b})	Coef. de sigur. (γ_M)	Val. Calibr coef. (α)
Dibley	19	0,997	0,119	1,156	1,2207	0,230
Suzuki	47	0,956	0,134	1,142	1,2062	0,190
Lindner	11	0,947	0,103	1,153	1,1981	0,220
L - S	26	0,997	0,095	1,086	1,1508	0,190
UN	15	0,992	0,111	1,136	1,2152	0,180

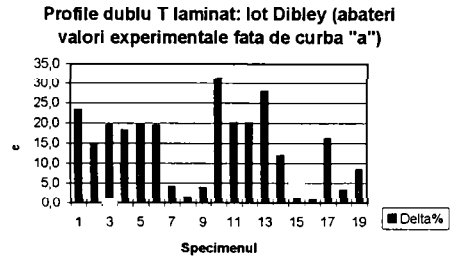
Observand rezultatele obtinute se constata ca *acestea confirma incadrarea profilelor incovoiate cu sectiune I pe curba europeana de flambaj "a"*. O medie ponderata a valorilor (α) calibrate functie de numarul de specimene al sub-loturilor, conduce la valoarea:

$$\alpha_{LT}^{med} = \frac{19 \cdot 0,23 + 47 \cdot 0,19 + 11 \cdot 0,22 + 26 \cdot 0,19 + 15 \cdot 0,18}{19 + 47 + 11 + 26 + 15} = 0,198 \quad (8.36)$$

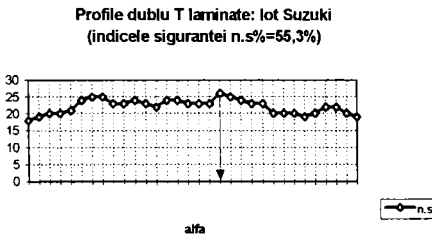
Diagramele de dependenta (α_{LT} -n.s) si histogramele abaterilor valorilor experimentale fata de curba de flambaj "a" pentru cele cinci cazuri analizate sunt prezentate in figura 8.4 a)-k). Se face mentiunea ca prin "indicele sigurantei" notat cu (n.s%) se intelege procentul de specimene inclus in intervalul de siguranta [1,..., γ_M] in punctul de optim (atunci cand se detecteaza valoarea calibrata).



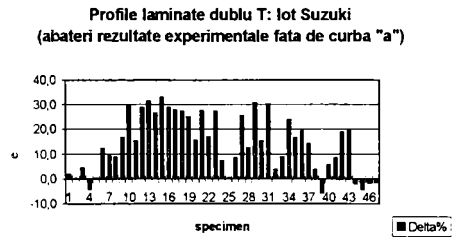
a)



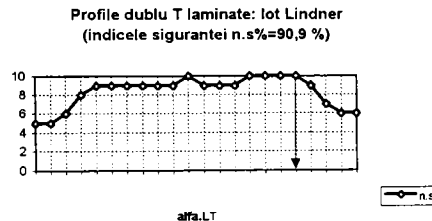
b)



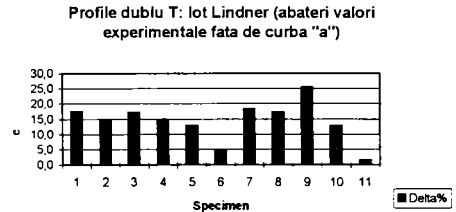
d)



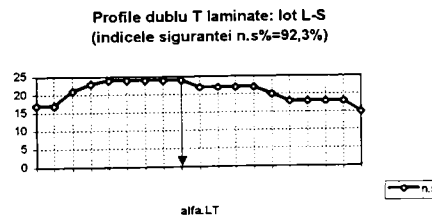
e)



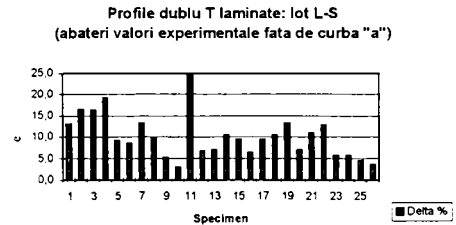
f)



g)

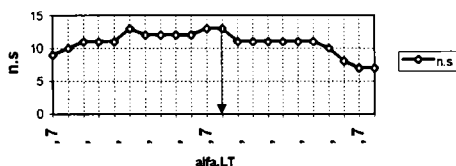


h)



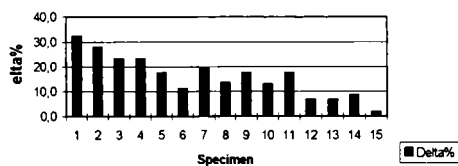
i)

Profile dublu T laminate: lot UN
(indicele sigurantei n.s.=86,7 %)



j)

Profile dublu T laminate: lot UN
(abateri valori experimentale fata de curba "a")



k)

Figura 8.4 - Dependente (α_{LT} -n.s) si abateri fata de curba "a"

Rezultatele obtinute confirma faptul ca OPTIMUL modelului Eurocode 3 pentru elemente supuse la incovoiere pura se situeaza pe curba europeana de flambaj "a", cu adoptarea unei zvelteti limita pentru tronsonul scurt ($\lambda_{LT} = 0,4$) in conformitate cu propunerile Mateescu [8.1] si Dubina [8.2].

8.4 Lotul de profile I sudate studiat de Mateescu

In cadrul lucrarii [8.1] se efectueaza si un studiu asupra unui lot de 71 profile sudate cu sectiune dublu T, de provenienta japoneza. Datele de baza in legatura cu lotul experimental mentionat sunt prezentate in tabelul 8.4.

Tabelul 8.4 - Date de baza asupra lotului de profile I sudate incovoiate.

Nr.crt.	Cod. specimen	Lot	Mu.exp [kNm]	Mpl,y [kNm]	lmd.bar.LT
1	WA5	Fukumoto	409,37	371	0,29
2	WA5	Fukumoto	383,03	359,6	0,28
3	WA32.	Suzuki	163,46	162,2	0,5
4	WA32.	Suzuki	162,17	162,2	0,41
5	WA32.	Suzuki	162,17	162,2	0,36
6	WA32.	Suzuki	194,75	197,7	0,55
7	WA32.	Suzuki	196,72	197,7	0,46
8	WA32.	Suzuki	195,14	197,7	0,39
9	WA32.	Suzuki	274,3	281,1	0,66
10	WA21.	Suzuki	277,11	281,1	0,49
11	WA21.	Suzuki	274,58	281,1	0,42
12	WA31.	Suzuki	421,08	440,5	0,74
13	WA31.	Suzuki	423,29	440,5	0,61
14	WA31.	Suzuki	432,54	440,5	0,52
15	WA31.	McDermott	354,6	349,7	0,33
16	WA31.	McDermott	491,49	493	0,35
17	WA31.	Suzuki	304,72	330,1	0,32
18	WA31.	Suzuki	306,37	330,1	0,32
19	WA31.	Suzuki	301,75	330,1	0,32
20	WA31.	Suzuki	298,44	330,1	0,32
21	WA31.	Suzuki	305,71	330,1	0,32
22	WA31.	Suzuki	308,01	330,1	0,24
23	WA31.	Suzuki	301,75	330,1	0,24
24	WA31.	Suzuki	305,71	330,1	0,4
25	WA31.	Suzuki	220,64	218,5	0,34
26	WA31.	Suzuki	218,45	218,5	0,34

27	WA31.	Suzuki	127,97	125,5	0,35
28	WA31.	Suzuki	126,34	125,5	0,35
29	WA31.	Suzuki	80,6	78,6	0,38
30	WA30.	Suzuki	127,43	139,8	0,53
31	WA30.	Suzuki	123,41	139,8	0,53
32	WA30.	Suzuki	145,38	163	0,58
33	WA30.	Suzuki	139,5	163	0,58
34	WA30.	Suzuki	151,37	186,2	0,79
35	WA30.	Suzuki	92,02	155,7	0,98
36	WA30.	Suzuki	112,93	182,2	1,06
37	WA30.	Suzuki	86,72	160,1	1,31
38	WA30.	Suzuki	80,64	143,8	1,24
39	WA30.	Suzuki	50,7	70,4	0,85
40	WA30.	Suzuki	38,27	70,4	1,15
41	WA30.	Suzuki	34,44	70,4	1,4
42	WA69.	Fukumoto	75,44	92,5	0,75
43	WA69.	Fukumoto	68,67	92,7	0,75
44	WA69.	Fukumoto	77,89	92,7	0,97
45	WA69.	Fukumoto	64,84	92,7	0,97
46	WA69.	Fukumoto	62,1	92,7	1,07
47	WA69.	Fukumoto	56,41	92,7	1,07
48	WA69.	Fukumoto	92,21	105,7	0,62
49	WA69.	Fukumoto	78,48	105,7	0,62
50	WA69.	Fukumoto	84,37	105,7	0,81
51	WA69.	Fukumoto	85,49	105,7	0,81
52	WA69.	Fukumoto	91,04	105,7	0,89
53	WA69.	Fukumoto	69,85	105,7	0,89
54	WA69.	Fukumoto	74,36	119,2	0,78
55	WA69.	Fukumoto	90,25	119,2	0,78
56	WA69.	Fukumoto	78,77	119,2	1,02
57	WA69.	Fukumoto	67,49	119,2	1,02
58	WA69.	Fukumoto	73,38	119,2	1,13
59	WA69.	Fukumoto	67,59	119,2	1,13
60	WA69.	Fukumoto	207,48	255,8	0,93
61	WA69.	Fukumoto	204,93	255,8	0,93
62	WA69.	Fukumoto	202,87	255,8	1,1
63	WA69.	Fukumoto	181,88	255,8	1,1
64	WA69.	Fukumoto	188,83	256,5	1,25
65	WA69.	Fukumoto	159,41	256,7	1,25
66	WA69.	Fukumoto	259,67	292,7	0,77
67	WA69.	Fukumoto	239,46	292,7	0,91
68	WA69.	Fukumoto	223,57	292,7	1,05
69	WA69.	Fukumoto	258,2	328,6	0,97
70	WA69.	Fukumoto	219,94	328,6	1,15
71	WA69.	Fukumoto	203,85	328,6	1,32

I) In vederea utilizarii metodei standard de calibrare, se cauta speci­mele incluse in intervalul de cuplare a instabilitatilor. Se detecteaza un numar de 20 speci­mele incluse in acest interval. Insa abordarea in ansamblu a lotului experimen­tal de baza compus din 71 speci­mele prezinta (similar cazului anterior) inconve­ni­entul major al ignorarii provenien­telor experimen­tale diferite ale acestor speci­mele. Asa cum se va vedea, in cazul profilelor sudate, provenien­ta experimen­tala are implica­ti­i determi­nante asupra rezul­tate­lor calibrarii.

Datorita numarului relativ restrans de specimene incluse in intervalul de cuplare, se incearca totusi initial o calibrare pe ansamblul acestui lot, cu tot caracterul pur orientativ al rezultatului. Rezultatul procedurii de calibrare se prezinta in tabelul 8.5:

Tabelul 8.5 - Rezultatele calibrarii cu procedura standard

Sub-lotul experimental	Numar specim.	Coef. de corel (ρ)	Coef. de var. (V_r)	Cor. Val. Medii (\bar{b})	Coef. de sigur. (γ_M)	Val. Calibr coef. (ψ)
ECBL	20	0,985	0,149	1,123	1,2933	0,370

Valoarea rezultanta a coeficientului imperfectiunii generalizate este:

$$\alpha_{LT} = \frac{0,37^2}{0,6 \cdot (1 - 0,37)} = 0,362 \quad (8.37)$$

Rezultatul obtinut incadreaza profilele studiate (in mod securitar) pe curba de flambaj "c". Se va observa totusi situarea rezultatului in proximitate a curbei de flambaj "b", aspect paradoxal pentru sectiunile transversale realizate prin sudura.

II) In vederea unei abordari riguroase, care sa conduca la un rezultat de reala credibilitate stiintifica, se imparte lotul de baza in doua sub-loturi, functie de provenienta rezultatelor experimentale. Pe aceste sub-loturi se aplica procedura de calibrare alternativa, deoarece prin diviziune numarul specimenelor incluse in intervalul de cuplare scade pana la limita inferioara a relevantei statistice.

Se face mentiunea ca din sub-loturi s-au eliminat toate specimenele prezentand o zveltete redusa de bara $\bar{\lambda}_{LT} < 0,4$. Deasemenea, din cele 30 de specimene (aparent utile) ale sub-lotului Fukumoto, identificate initial, a fost necesara eliminarea a 7 specimene pentru ameliorarea coeficientului de variatie al termenilor de corectie (initial $V_\delta \approx 0,180$: inacceptabil de mare!) si implicit a valorii initiale a coeficientului de siguranta (initial $\gamma_M \approx 1,330$: inacceptabil!).

Rezultatele obtinute sunt prezentate in tabelul 8.6:

Tabelul 8.6 - Rezultatele calibrarii pe sub-loturi cu procedura alternativa.

Sub-lotul experimental	Numar specim.	Coef. de corel (ρ)	Coef. de var. (V_r)	Cor. Val. Medii (\bar{b})	Coef. de sigur. (γ_M)	Val. Calibr coef. (α)
Suzuki	22	0,980	0,159	1,181	1,3139	0,770
Fukumoto	23	0,992	0,124	1,057	1,2230	0,300

Examinand tabelul 8.6 se pot trage urmatoarele concluzii:

- valorile calibrate ale coeficientului (α_{LT}) prezinta pronuntate diferente intre ele, functie de provenienta experimentală a loturilor;
- rezultatul calibrării efectuate pe lotul Suzuki se incadreaza in nota obisnuita a profilelor cu sectiune dublu T realizata prin sudura: datorita nivelului ridicat al tensiunilor reziduale, toate profilele de acest tip studiate s-au situat in zona curbei de flambaj "d";
- in schimb, rezultatul calibrării pe lotul Fukumoto, cu incadrarea profilelor acestui lot pe curba de flambaj "b" sugereaza (in lipsa unor informatii detaliate) o interventie favorabila asupra acestor profile de tipul unei recoaceri de detensionare.

Datorita diferentei valorice prea mari intre rezultate, *nu apare ca relevanta medierea acestora*. Aceasta concluzie este intarita de examinarea histogramei cu abateri fata de curbele de flambaj rezultate din calibrare:

**Profile I sudate incovoiate: Lot Suzuki
(abateri fata de curba de flambaj "d")**

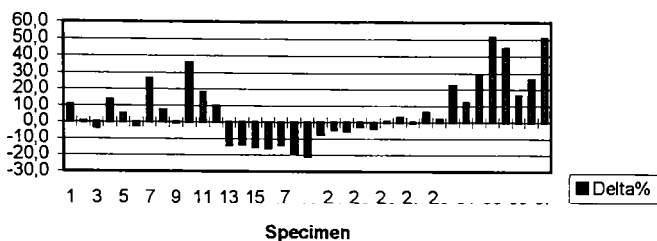


Figura 8.5 - Abateri fata de curba de flambaj in cazul sub-lotului Suzuki

Asa cum se observa, chiar prin raportarea la curba de flambaj “d” rezulta un grup compact de specimene situate sub curba de flambaj (baretele situate sub axa histogramei), ca urmare a puternicei dispersii a rezultatelor experimentale. Ca atare, raportarea la o curba de flambaj de rang superior, ca urmare a eventualei medieri a valorilor calibrate din tabelul 8.6, ar conduce la marirea numarului de specimene situate sub aceasta curba, situatie inacceptabila.

**Profile I sudate incovoiate: lot Fukumoto
(abateri fata de curba de flambaj "b")**

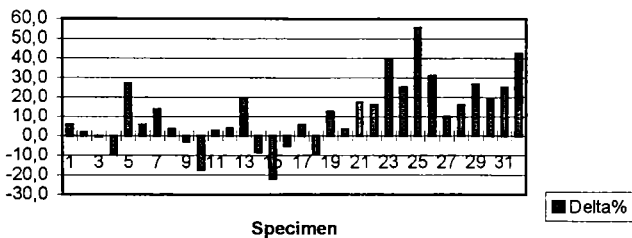


Figura 8.6 - Abateri fata de curba de flambaj in cazul sub-lotului Fukumoto.

Si sub-lotul Fukumoto prezinta aspectul unei *puternice dispersii a rezultatelor experimentale*. Insa, cu exceptia a doua specimene situate sub curba de flambaj si care prezinta abateri mai mari de 20%, toate celelalte specimene situate sub curba se incadreaza in limitele coeficientului de siguranta Eurocode ($\gamma=1,1$). Abaterile valorilor extreme mentionate corespund specimenelor excluse din diverse motive din lotul relevant anterior calibrarii.

Tinand cont de faptul ca valoarea calibrata a lui α_{LT} , corespunzatoare *optimului modelului* din punct de vedere al sigurantei, se situeaza pe curba de flambaj “b”, ca si de cele constatate prin examinarea histogramei din figura 8.6, se poate accepta incadrarea sectiunii studiate pe curba europeana mentionata.

8.5 Concluzii

In urma analizelor (relativ sumare) efectuate in cele de mai sus asupra unor profile laminate, respectiv sudate, se pot trage urmatoarele concluzii:

- Modelul teoretic introdus de norma europeana Eurocode 3, cu modificarea implementata de Mateescu [8.1] si ulterior de Dubina [8.2] (zveltetea limita pentru cuponul scurt $\bar{\lambda}_{LT} \leq 0,4$) descrie *cu fidelitate* fenomenul pierderii de stabilitate prin deversare (ca observatie generala, coeficientii de corelatie obtinuti pe loturile studiate au valori apropiate de unitate);
- teoria ECBL, adaptata de Dubina [8.2] cazului profilelor incovoiate, furnizeaza un instrument eficace, perfect functional, care permite trasarea curbelor de flambaj aferente diverselor profile utilizand un minim de incercari experimentale proprii;
- procedura de calibrare propusa de autorul prezentei teze se dovedeste aplicabila si in acest caz, in ambele ei variante:
 - procedura standard in cadrul careia procedura de calibrare se aplica prin intermediul coeficientului eroziunii (ψ_{LT}) iar valoarea α_{LT} cautata, valoare ce reprezinta de fapt scopul intregii proceduri, se obtine prin utilizarea relatiei de legatura ($\psi_{LT} - \alpha_{LT}$) introdusa de teoria ECBL;
 - procedura alternativa, deosebit de utila in lucrul cu loturi experimentale provenind din alte programe de cercetare, deoarece permite utilizarea integrala a rezultatelor preluate, conferind maxim de credibilitate (posibila in situatia data) valorii calibrate.
- se confirma incadrarea profilelor *lamine* cu sectiune dublu T, *solicitate la incovoiere dupa axa maxima de inertie*, pe curba europeana de flambaj "a".
- profilele cu *sectiune dublu T sudate*, supuse la incovoiere dupa axa maxima de inertie, prezinta o tendinta similara celorlalte profile cu sectiune sudata analizate de autor: aceea de incadrare dupa curba de flambaj "d" (datorita nivelului ridicat al tensiunilor reziduale, in cazurile analizate nu se confirma incadrarea profilelor dublu T sudate pe curba de flambaj "c", asa cum preconizeaza clasificarea europeana actuala)

9. Integrarea procedurilor propuse in baza de date si sistemul expert DATACOST

Procedurile de calibrare propuse de autorul prezentei teze si destinate corectei incadrari pe actualele curbe europene de flambaj a profilelor cu pereti subtiri supuse la compresiune axiala sau incovoiere pura, presupun existenta unor loturi de rezultate experimentale care sa faca obiectul prelucrarilor descrise anterior.

Fata de profilele laminate grele sau de profilele reconstituite din table sudate, care prezinta o gama *relativ limitata* de tipo-dimensiuni, in cazul profilelor cu pereti subtiri formate la rece cercetatorul este confruntat cu problema deosebit de dificila a unei *imense varietati de profile* cu forme si dimensiuni ale sectiunii transversale dintre cele mai diferite. Posibilitatea de *adaptare perfecta* a formei sectiunii transversale a profilului la functiunea preconizata pentru el in structura din care va face parte, reprezinta de fapt unul dintre marile avantaje ale acestui tip de profile. Aceasta posibilitate este o consecinta a *accesibilitatii si flexibilitatii* tehnologiilor de productie industriala utilizate in domeniu.

Pentru acumularea unor loturi experimentale cat mai relevante, aferente diverselor sectiuni transversale cu pereti subtiri, se poate proceda astfel;

- a) fie se efectueaza un numar suficient de mare de incercari experimentale pentru fiecare tip de profil studiat, procedeu costisitor si care in general depaseste posibilitatile unui singur centru de cercetare;
- b) fie se colecteaza, in cadrul unei baze de date experimentale dedicate, toate rezultatele experimentale accesibile provenind din diverse surse, folosindu-se aceste rezultate in scopul dorit.

Colectivul de cercetare din cadrul Departamentului de Constructii Metalice si Mecanica Constructiilor - Timisoara, angrenat in studierea profilelor cu pereti subtiri formate la rece, a optat pentru varianta a doua si incepand din anul 1994 a demarat construirea unei asemenea baze de date experimentale. Impleuna cu programele anexe de *stocare si prelucrare* a datelor, aceasta baza constituie la ora actuala un *sistem expert dedicat studiului stabilitatii profilelor cu pereti subtiri formate la rece*, denumit DATACOST.

Datorita volumului important de munca pe care l-a implicat si il implica in continuare realizarea respectiv dezvoltarea sa, sistemul expert DATACOST face obiectul unei activitati de echipa desfasurate in cadrul colectivului de cercetare amintit.

Astfel:

- conceptia initiala a structurii sistemului expert, respectiv implementarea lui in mediul dedicat Microsoft ACCES s-a realizat prin colaborarea autorului prezentei teze si a altor cercetatori in probleme de stabilitate, cu specialisti in probleme de informatica (de mentionat aportul in chestiuni legate de conexiuni informatice si programare al asist. Fl. Caragioiu si asist. Em.Iorgovan)
- evolutia ulterioara a DATACOST s-a sprijinit logistic pe doua granturi de cercetare finantate de MI - CNCSU [7.12] si [7.15], dintre care [7.12] l-a avut ca director de proiect pe autorul prezentei teze de doctorat;
- dezvoltarea efectiva a conceptelor si procedurilor de baza implementate in DATACOST a avut loc in cadrul a doua teze de doctorat, dintre care una este prezenta teza.

Ca urmare a acestei activitati conjugate, pana in prezent s-au realizat urmatoarele:

- a) Au fost inglobate in baza de date, rezultate experimentale privind un numar de 943 specimene cu pereti subtiri provenite din diverse surse, incercate la compresiune respectiv la

incovoiere pura. Gama de profile preluate include sectiuni "U" , "C" , "Z" si teava patrata sau dreptunghiulara.

Datele experimentale mentionate au fost in buna parte obtinute ca urmare a buneii cooperari stiintifice internationale in domeniu. Pana in prezent au raspuns solicitarilor lansate cu diverse ocazii de colectivul de autori al DATACOST, precum si invitatiei lansate la Conferinta Internationala de Stabilitate de la Budapesta din septembrie 1995 de a contribui cu rezultate, urmatoarele centre:

- Universitatea din Liege-Belgia (Prof. J. RONDAL)
- Strathclyde University din Glasgow-U.K. (Prof. J. RHODES)
- The University of Sydney -Australia (Prof. J. HANCOCK)
- The University of Manchester - U.K. (Prof. J. DAVIES)
- Technische Hochschule Berlin- Germania (Prof. J. LINDNER)
- Universita Federico II Napoli - Italia (Prof. F. MAZZOLANI)

Pentru identificarea curbelor de flambaj adecvate profilurilor cu pereti subtiri formate la rece, este ESENTIALA reunirea unui volum important de date experimentale de cat mai buna calitate tehnica si stiintifica, acumulate in forma cat mai omogena in cadrul bazei. Cooperarea internationala in cadrul cercetarilor desfasurate pe aceasta tema este extrem de binevenita si in permanenta extindere.

b) Au fost realizati algoritmi si programe anexe sistemului expert, pentru calculul capacitatii portante a profilurilor inmagazinate, la compresiune sau la incovoiere pura in conformitate cu norma europeana Eurocode 3-Partea 1.3, respectiv cu norma americana AISI-1990.

c) S-au pus la punct algoritmi si s-au implementat programele anexe pentru calibrarea coeficientului eroziunii (ψ) sau pentru calibrarea directa a coeficientului imperfectiunii generalizate (α), in conformitate cu procedura prescrisa de Anexa Z a EC.3.

In cele ce urmeaza se detaliaza notiunile succint prezentate mai sus.

9.1 Sistemul expert si baza de date DATACOST: conceptie de ansamblu

Plecand de la ideea ca realizarea unui program experimental de anvergura celui care a stat la baza elaborarii curbelor de flambaj europene pentru profilele din otel laminate la cald ar fi deosebit de costisitoare, a aparut ideea construirii unei baze de date dedicate profilurilor cu pereti subtiri formate la rece prin colectarea rezultatelor din literatura de specialitate si avind ca scop calibrarea coeficientului (ψ) de eroziune a sarcinii critice si trasarea unor curbe specifice de flambaj pentru aceste profile. In continuare se prezinta o descriere generala a organizarii bazei de date.

O schema generala a bazei de date si sistemului expert se prezinta in (fig. 9.1).

1) Primul criteriu de selectie a datelor inmagazinate este cel al tipului de solicitare. Datele pot fi selectate prin referire la mai multe tipuri de solicitare, pina la atingerea unui criteriu indivizibil. Numim aceasta clasificare "arborele solicitarilor" care in cazul nostru contine maxim trei nivele. Alegerea criteriului se face prin intermediul unui meniu care permite definirea caii.

2) Al doilea criteriu de selectie este tipul profilului. Fiecarui tip de solicitare ii corespund loturi de profile considerate ca reprezentative. Prin definirea acestor loturi rezulta "arborele tipurilor de sectiuni transversale" asociat fiecarui tip de solicitare.

3) Dupa selectarea tipului de solicitare ca si a tipului de sectiune transversala, se considera ca s-a executat *filtrarea* inregistrarii din baza. Utilizatorul poate continua prin selectarea unei sectiuni transversale caracterizata printr-un set bine definit de caracteristici geometrice.

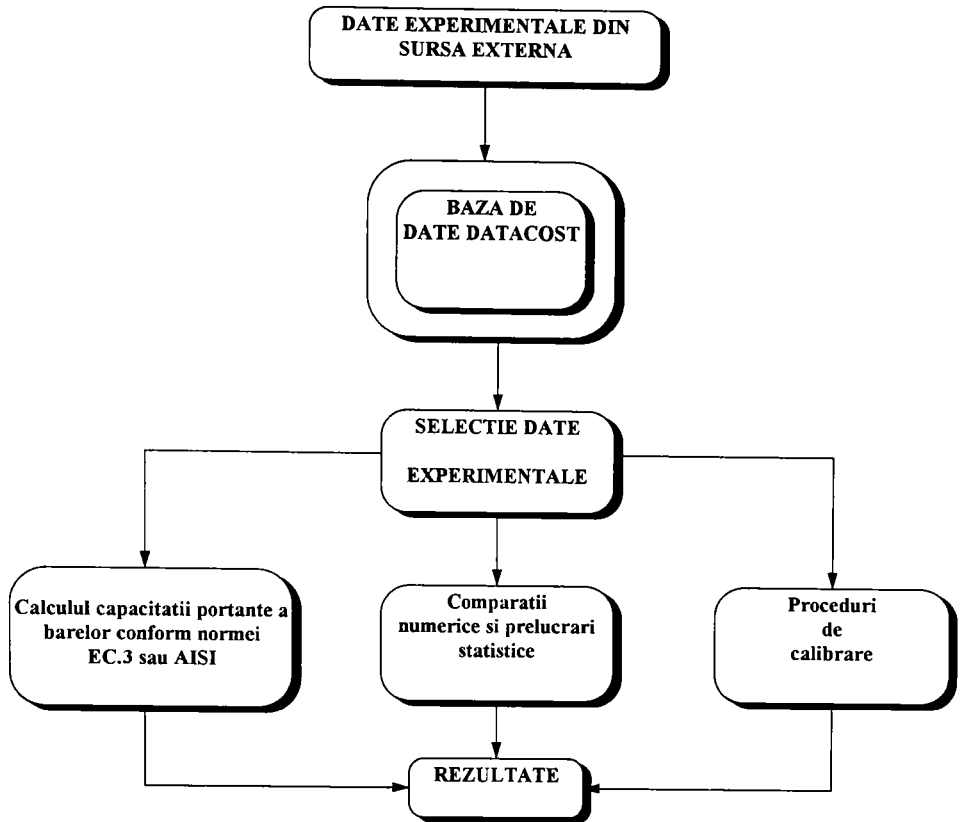


Figura 9.1 - Schema bazei de date

Asa cum se vede din figura de mai sus, sistemul expert contine programe de analiza care asigura:

- prelucrarea statistica a datelor respective
- calculul capacitatii portante a barelor (luind in considerare caracteristicile peretelui subtire, respectiv aparitia fenomenului de voalare)
- executarea unor calibrari ale coeficientului eroziunii sarcinii critice de cuplare a instabilitatilor
- efectuarea unor comparatii numerice.

Totusi, utilizatorul nu va apela *in mod obligatoriu* la un program de prelucrare, existind situatii in care el doar extrage unele date utile scopului sau, in legatura cu un anumit lot de date experimentale.

Nu se va insista asupra unor detalii de programare, respectiv de proiectare a sistemului expert, inasa se vor prezenta in cele ce urmeaza principiile sale de baza, pentru a obtine o imagine generala asupra produsului.

Sistemul expert a fost construit pe baza pachetului software Microsoft ACCES, luindu-se in considerare facilitatile oferite de acest produs. In prezent exista o puternica tendinta de a alege solutionarea unor probleme concrete, aplicatii care opereaza intr-un mediu cu interfata grafica (GUI- "graphical user interface") cum este WINDOWS.

Baza de date consta efectiv dintr-o serie de tabele (fisiere). Un "tabel" este o baza de date cu un numar limitat de campuri (grupate pe tipuri de date) care contine o lista omogena de inregistrari. In cazul nostru, tabelele tipice ale bazei de date sint colectii de date realizate pe baza unor proprietati similare cum ar fi tipul si sursa masuratorii. Cu alte cuvinte, fiecare tabel consta din date filtrate prin intermediul unor restrictii impuse de utilizator (tipul profilului, tipul solicitarii, etc.).

Unele tabele contin specificatori utilizati pentru selectarea altor tabele ce contin masuratorile de interes pentru utilizator. O serie de campuri sint utilizate pentru crearea legaturii intre tabelele bazei de date. La fiecare accesare a tabelelor de catre utilizator, cimpurile de legatura nu sint accesibile, dind senzatia ca nu exista. Astfel intreg sistemul este proiectat pentru a facilita extragerea si prelucrarea rapida a datelor din baza.

A doua componenta a produsului este reprezentata de mediul de programare care controleaza modul de lucru al acestuia. Microsoft ACCES este dotat cu un limbaj de programare care ofera posibilitatea implementarii unui program care sa opereze cu baza de date. Aceasta parte ascunsa a sistemului face totul : controleaza cind si cum se afiseaza o fereastră de dialog, continutul acesteia precum si selectia datelor conform meniurilor.

Tot Microsoft ACCES ofera instrumente pentru construirea elementelor de interfata ale aplicatiilor: butoane, liste, ferestre de dialog, mesaje, elemente grafice incluse in ferestre. Aceste instrumente incluse in limbajul Basic ACCES sint un ajutor pentru programatorul sistemului. In acelasi timp, toate prelucrarile, deciziile; precum si alte aplicatii solicitate de utilizator sint accesibile prin program. Programul propriu zis este fie atasat direct unor obiecte ale aplicatiei sau este inclus in blocuri ale procedurii accesate prin intermediul unui mic cod atasat unui element grafic corespunzator afisat pe display (solutie tipica pentru situatia cind se lucreaza cu mai multe obiecte care au o parte comuna de program).

Scopul principal urmarit prin realizarea acestei aplicatii a fost asigurarea unui instrument informatic "prietenos" lucrind interactiv cu elemente numerice si grafice, care sa fie capabil sa stocheze diverse tipuri de date experimentale precum si sa le prelucereze.

In vederea integrarii bazei de date intr-un "sistem expert" pentru verificarea la stabilitate a elementelor structurale din otel formate la rece, aceasta se interfateaza cu module de calcul ce implementeaza tehnici de proiectare (EUROCODE 3-1.3, AISI 1990, etc.) din domeniu.

In Anexele 9.2-9.3, se prezinta spre exemplificare algoritmi programelor de verificare la compresiune a profilelor U,C si teava dreptunghiulara in conformitate cu EUROCODE 3-1.3 si, respectiv, AISI 1990. Algoritmi similari s-au intocmit si pentru alte sectiuni uzuale solicitate la compresiune, respectiv incovoiere.

9.2 Fisiere de date DATACOST

Acumularea datelor experimentale in cadrul bazei DATACOST s-a realizat utilizand urmatoarele surse:

- programe experimentale proprii ale UPT si INCERC Timisoara
- rapoarte de cercetare;
- lucrari stiintifice aparute in publicatii de specialitate;
- lucrari stiintifice publicate in volumele unor conferinte;
- alte baze de date (ca de exemplu baza CIDECT sau baza ASEASY-Glasgow)

Din enumerarea prezentata mai sus rezulta *marea diversitate* ca forma de prezentare si nivel al rigurozitatii stiintifice, a loturilor de date experimentale abordate.

Se pune deci in mod esential problema omogenizarii formale a datelor inaintea introducerii lor in baza.

Omogenizarea formala a datelor experimentale se realizeaza prin alimentarea bazei de date utilizand formulare tipizate, cu aspect tabelar, atasate acesteia.

Un exemplu de formular atasat bazei se prezinta in Anexa 9.1.

La initierea procedurii de alimentare a bazei, sistemul expert afiseaza tabelele tip, in vederea completarii integrale sau partiale cu date.

9.3 Algoritmi DATACOST

Realizarea sistemului de programe utilitare ale sistemului expert DATACOST este inca in curs, ea ramanand un proces permanent deschis. Sistemul in ansamblul sau este gandit ca un sistem deschis, in continua perfectionare.

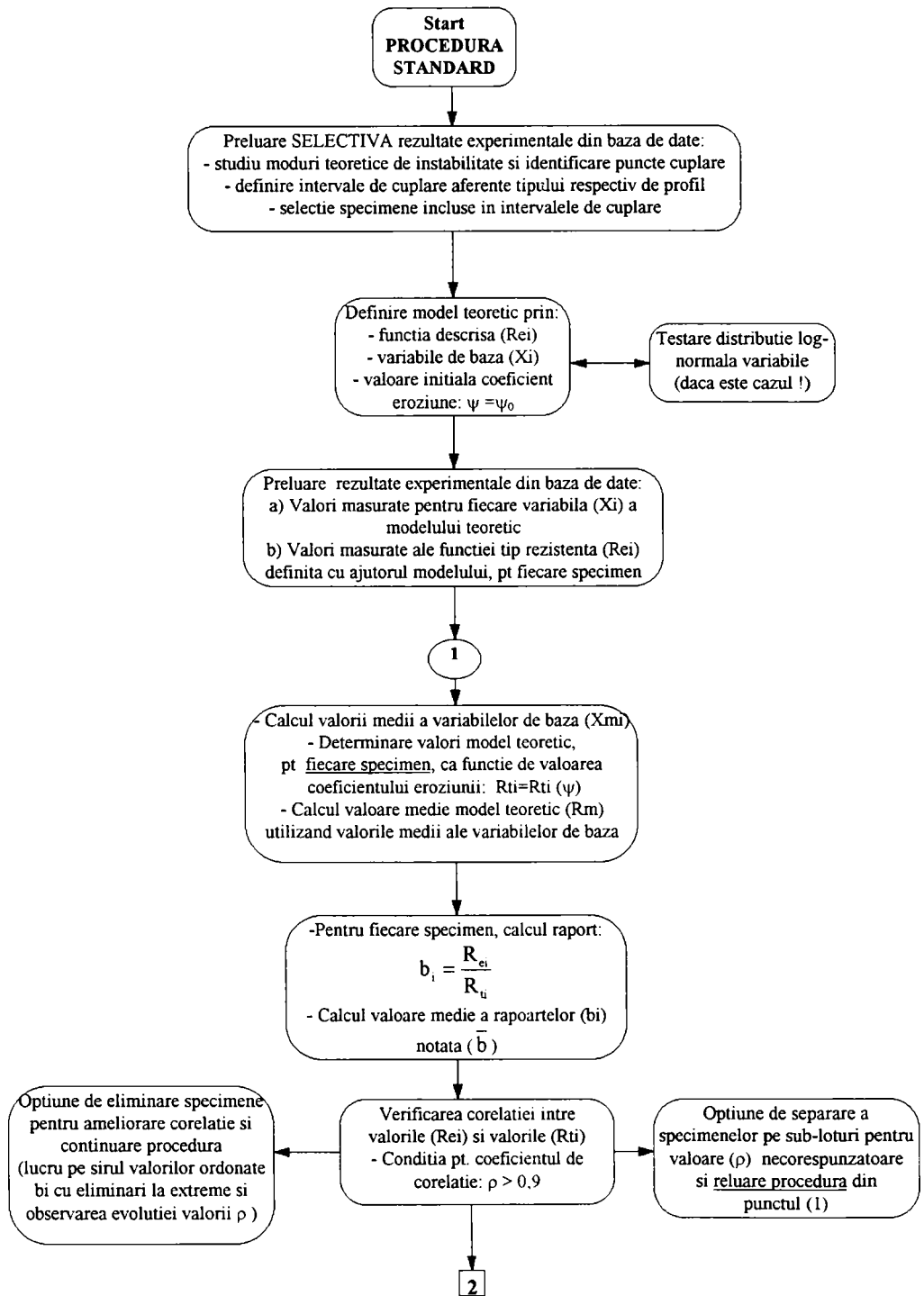
Programele utilitare incluse in sistemul expert au fost realizate pe baza urmatoarelor algoritmi:

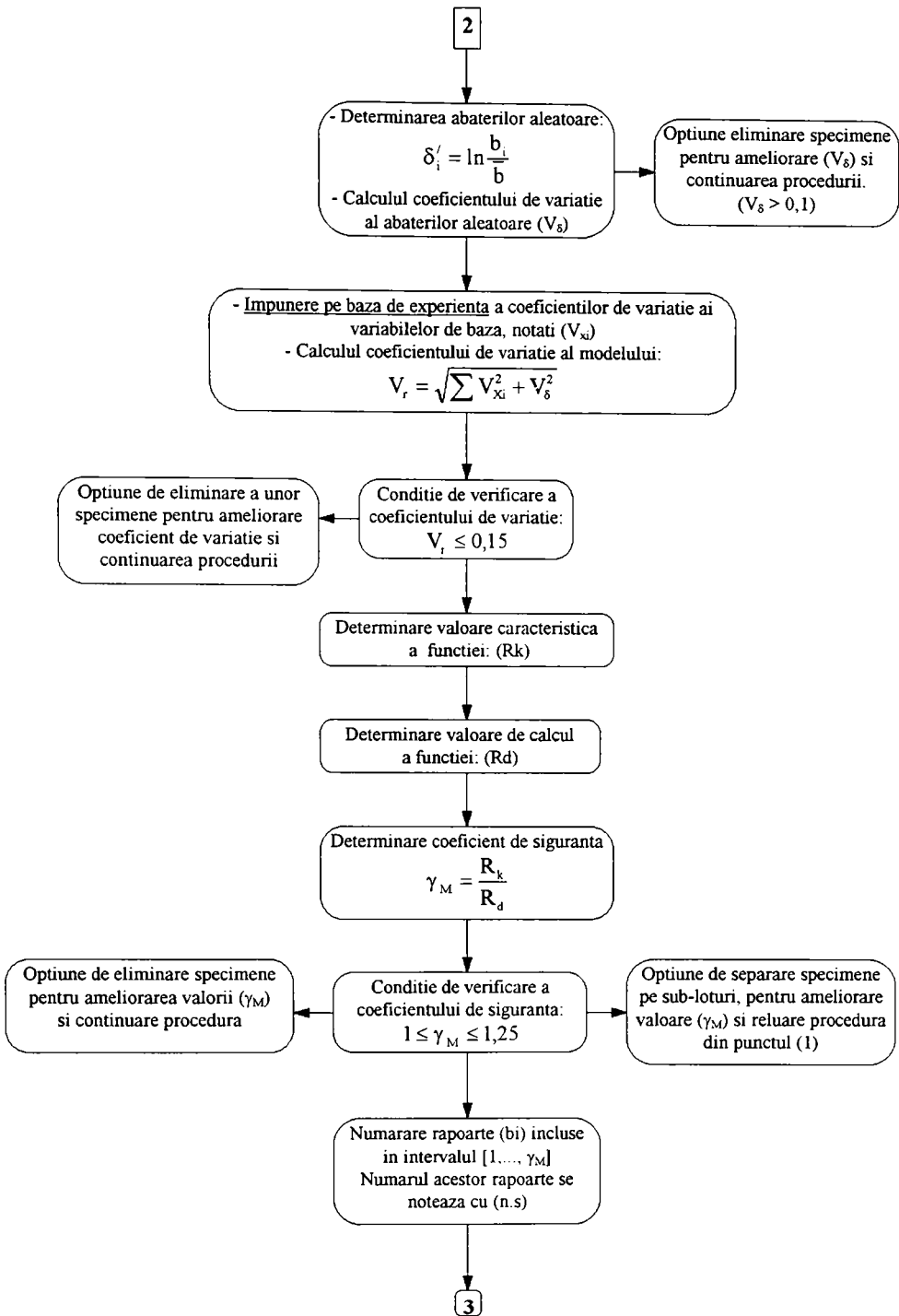
- algoritm pentru calculul capacitatii portante a barelor comprimate dupa norma europeana [7.2];
- algoritm pentru calculul capacitatii portante a barelor comprimate dupa norma americana AISI 1990;
- algoritm pentru calculul capacitatii portante a barelor incovoiate dupa norma europeana [7.2];
- algoritm pentru calculul capacitatii portante a barelor incovoiate dupa norma americana AISI 1990;
- algoritm pentru calibrarea coeficientului eroziunii sarcinii critice de bifurcare (ψ) bazat pe statistica valorilor medii aplicata loturilor de rezultate experimentale (metoda initiala de calibrare, propusa de Dubina); butonul de declansare al acestui algoritm este notat cu "ECBL";
- algoritm pentru calibrarea coeficientului eroziunii (ψ) cu ajutorul procedurii standard bazata pe Anexa Z a EC.3 (propusa de autorul prezentei teze);
- algoritm pentru calibrarea directa a coeficientului imperfectiunii generalizate prin intermediul procedurii alternative bazata pe Anexa Z a EC.3 (propusa tot de autorul prezentei teze)

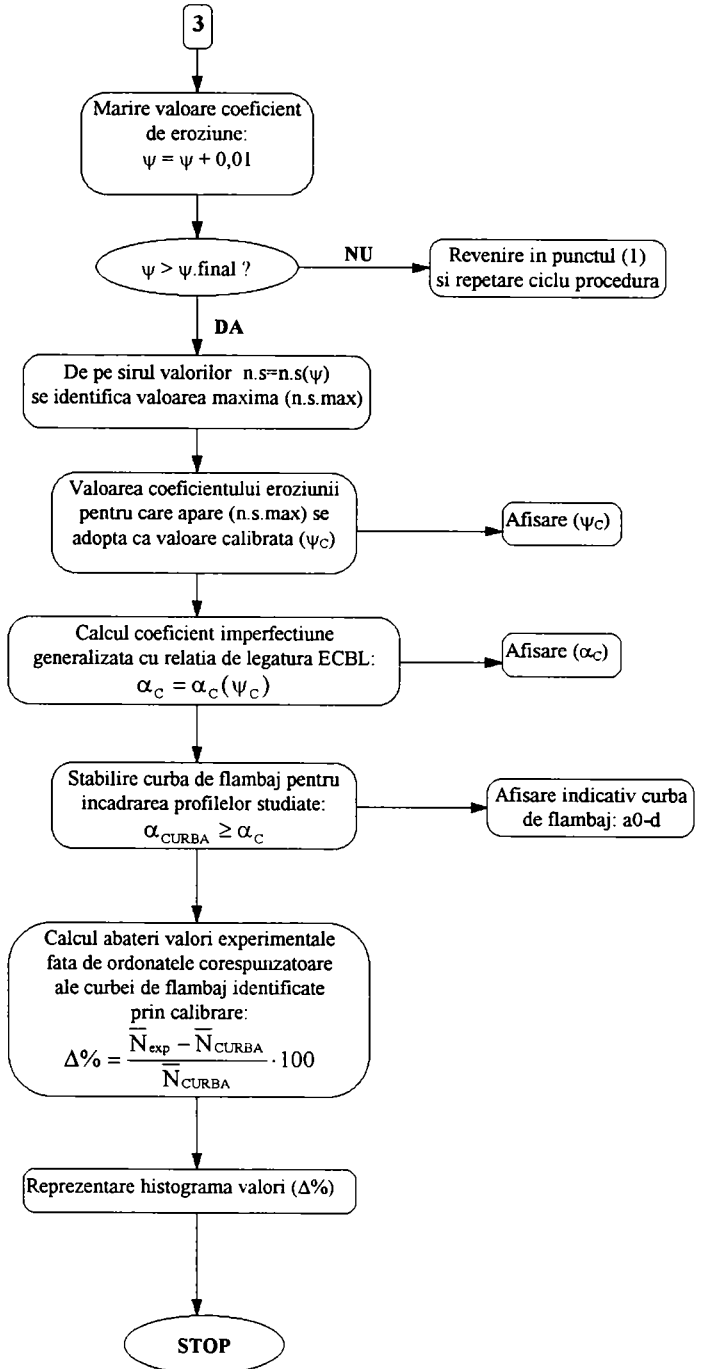
Forma detaliata a algoritmilor pentru calculul capacitatii portante la compresiune axiala in conformitate cu norma europeana respectiv cu norma americana este prezentata in Anexa 9.2 si in Anexa 9.3.

In continuare se prezinta *schema de principiu* a procedurii standard creata pentru calibrarea coeficientului eroziunii (ψ). Se face mentiunea ca aceasta schema nu a fost detaliata la nivelul unei scheme logice, ea avand doar rolul de prezentare principiala a procedurii standard propuse de autor. Schema de principiu a procedurii alternative este practic identica cu schema prezentata mai jos, motiv pentru care *nu se mai prezinta* in cele ce urmeaza. Ea prezinta un caracter oarecum simplificat deoarece:

- se elimina faza identificarii punctelor de cuplare si a definirii intervalelor de cuplare;
- se elimina faza selectarii specimenelor incluse in intervalul de cuplare
- se lucreaza direct prin intermediul coeficientului imperfectiunii generalizate (α), nefiind necesara utilizarea relatiei de legatura (α - ψ) definita in cadrul teoriei ECBL.



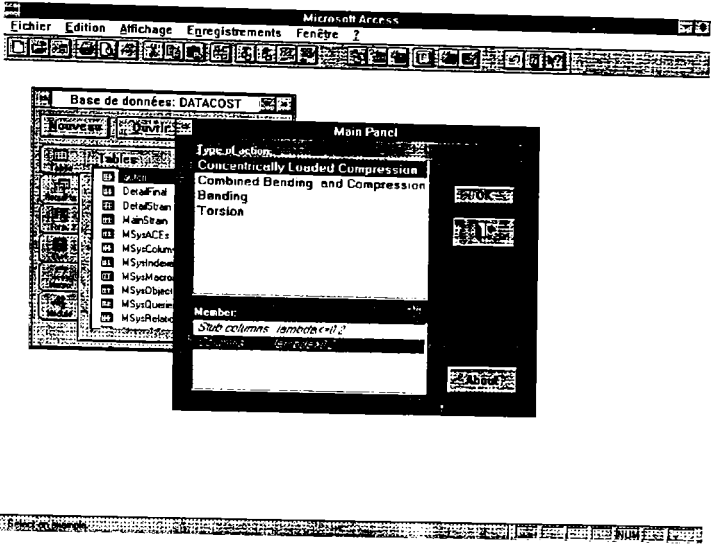




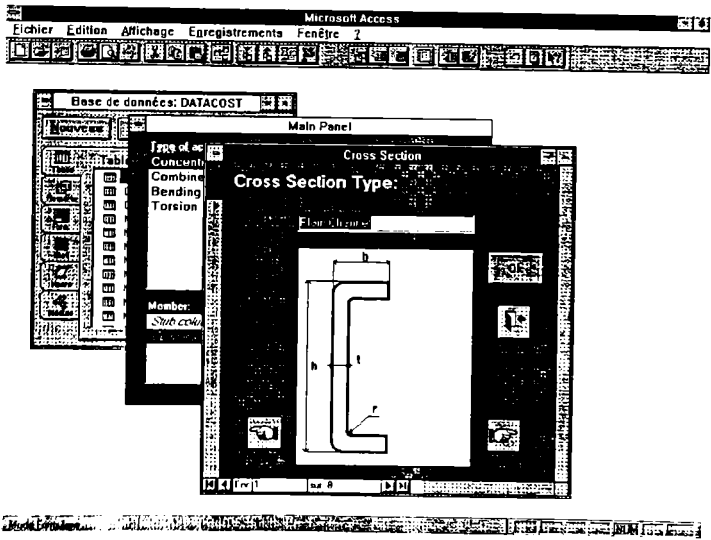
9.4 Secventa de accesare a DATA COST

Pentru a asigura maximum de accesibilitate sistemului expert DATA COST, s-a utilizat pentru construirea lui mediul dedicat Microsoft Windows ACCES. In stadiul sau actual, utilizarea sistemului implica parcurgerea urmatoarelor secvente:

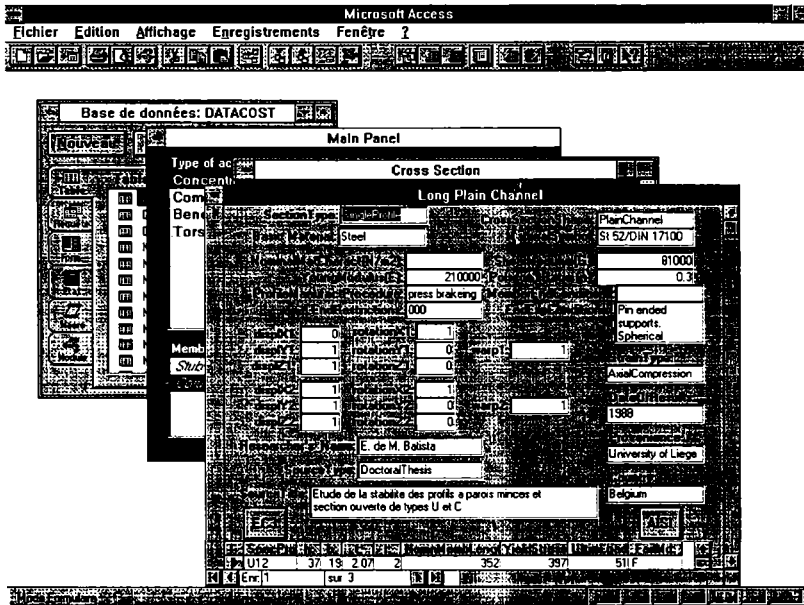
- 1) Meniul principal DATA COST pentru selectarea tipului de problema functie de solicitare, respectiv de zveltetea barei:



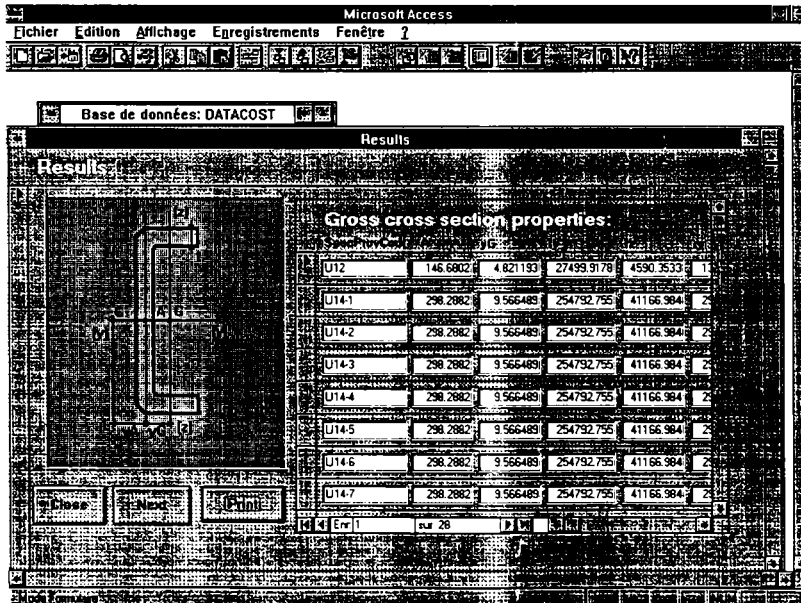
- 2) Selectarea tipului de sectiune transversala a barei cu pereti subtiri



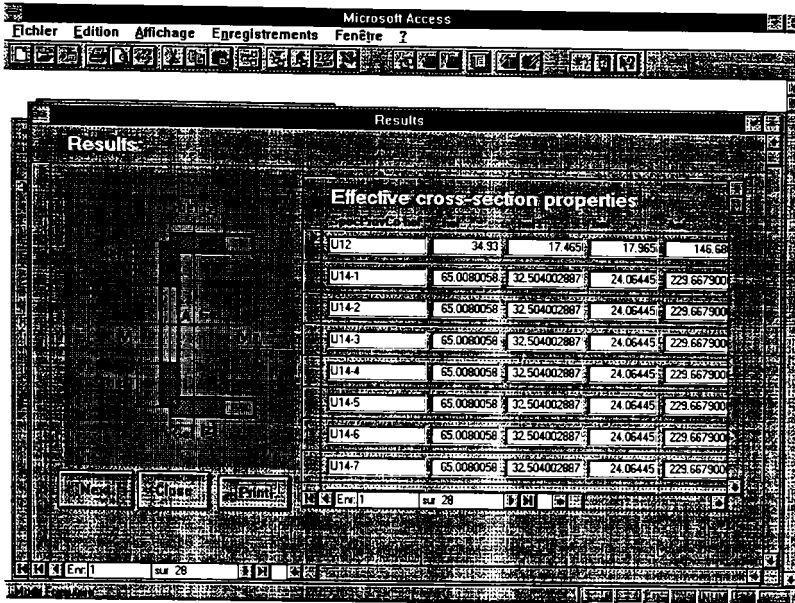
3) Fisier continand date experimentale privitoare la lotul de bare selectat. Se poate alege aici si procedura de prelucrare (fie dupa EC3 fie dupa AISI 1990)



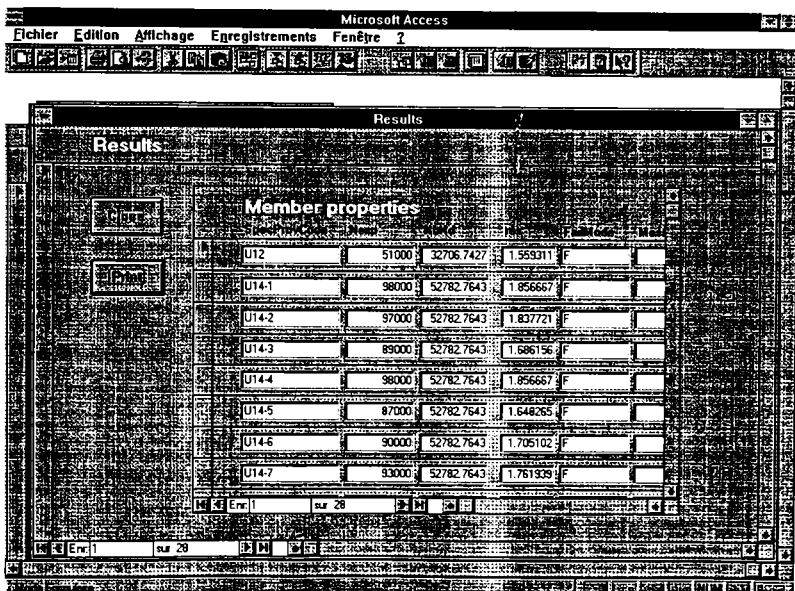
4) Se afiseaza caracteristicile geometrice ale sectiunii transversale brute, rezultate in urma prelucrarii.



5) Se afiseaza caracteristicile geometrice ale sectiunii transversale eficace, rezultate in urma prelucrarii;



6) Se furnizeaza valoarea incarcarii ultime (capacitatii portante) a barei determinate pe cale teoretica, impreuna cu raportul dintre incarcarea ultima teoretica si cea experimentală, respectiv cu modul de pierdere a stabilitatii barei.



9.5 Directii de dezvoltare ale sistemului expert DATA COST

Sistemul expert DATA COST este conceput ca un sistem in permanenta dezvoltare si perfectionare. Directiile sale principale de dezvoltare, care se intrevad la ora actuala, sunt urmatoarele (enumerarea nu este exhaustiva):

- a) Imbogatirea continua a volumului de date experimentale inmagazinat in baza, prin extinderea cooperarii internationale in domeniu. In afara diversificarii profilelor cu pereti subtiri formate la rece sub forma de bara, aria de interes a DATA COST va include in viitor si profilele casetate cu pereti subtiri, respectiv tablele cutate avand diverse profilatii, elemente de mare interes la ora actuala in practica constructiilor.
- b) Dezvoltarea volumului de date experimentale incluse in baza este gandita de autori nu numai in legatura cu forma sectiunii transversale a elementelor. In viitor se preconizeaza includerea unor incercari realizate pe elemente din materiale de mare perspectiva pentru viitorul constructiilor metalice, cum sunt aluminiul sau otelul inox.
- c) Extinderea si diversificarea sistemului de programe utilitare, servind la prelucrarea datelor inmagazinate, in scopurile deja declarate de catre autorii sistemului expert. Directii importante de dezvoltare sunt:
 - implementarea in cadrul programelor utilitare a fenomenului de distorsiune a sectiunii transversale a unui profil cu pereti subtiri, ca mod distinct de pierdere a stabilitatii barei. Acest mod de instabilitate a fost pus in evidenta relativ recent, ca urmare a cercetarilor efectuate in domeniu. El este intens studiat la ora actuala in cadrul a numeroase laboratoare de prestigiu din lume;
 - generalizarea metodelor de calcul a capacitatii portante la compresiune si / sau incovoiere, pentru sectiuni transversale de tip oarecare;
 - extinderea si diversificarea metodelor generale de prelucrare statistica a datelor experimentale inmagazinate.
 - perfectionarea procedurilor automate de calibrare a coeficientului imperfectiunii generalizate, fie directa, fie prin intermediul teoriei ECBL, in sensul realizarii unor programe cat mai prietenoase cu grad maxim de interactivitate.
- d) Utilizarea eficienta in cadrul experimentelor proprii a capacitatii dispozitivului automat de achizitie a datelor experimentale marca Hewlett-Packard (aflat deja in posesia Departamentului CMMC), pentru transpunerea rezultatelor culese pe parcursul incercarii in format de fisiere EXCEL, compatibil cu structura informatica a bazei.
- e) Interfatarea sistemului expert DATA COST cu un program de simulare numerica a comportamentului profilelor cu pereti subtiri formate la rece sub solicitari de diverse naturi.
- f) Realizarea unor prelucrari statistice ale rezultatelor experimentale folosind principiile statisticii valorilor extreme.

Sistemul expert DATA COST, in fazele in care se afla el la momentele respective, a fost prezentat la Colocviul International de Stabilitate de la Budapesta din 1995, respectiv la Conferinta Internationala de Instabilitati Cuplate, CIMS '96 de la Liege - Belgia din septembrie 1996, fiind bine apreciat in ambele circumstante.

In ceea ce priveste procedurile cele mai noi de prelucrare, propuse de autorul acestei teze si implementate in DATA COST, trebuie remarcata *deosebita actualitate* a metodei statistice propuse

in cadrul Anexei Z a Eurocode 3. Atat aceasta metoda, cat si baza de date in sine pot fi utile nu numai la calibrarea coeficientului (ψ) ci si in *proiectarea pe baza de teste*. Aceasta ultima metoda este de altfel introdusa in toate normele EUROCODE cu exceptia EC.1 si EC.8, ceea ce da o idee suficient de clara in legatura cu importanta care i se acorda in cadrul noilor conceptii de analiza a structurilor, aflate in vigoare.

10. Concluzii. Contributii ale autorului si observatii critice asupra studiului intreprins

10.1 Concluzii

Prezenta cercetare a avut ca scop punerea la punct a unei metode riguroase de identificare a *curbelor de flambaj adecvate* pentru diverse tipuri de profile cu pereti subtiri formate la rece, supuse la compresiune axiala sau la incovoiere pura.

Supportul teoretic al construirii unei asemenea metode a constat, in cazul problemei propuse, din teoria eroziunii sarcinii critice de bifurcare, denumita prescurtat cu ajutorul initialelor "E.C.B.L" de la terminologia anglo-saxona a teoriei mentionate. Aceasta teorie a fost dezvoltata de Dubina [4.1], pornind de la studii anterioare ale lui Gioncu [4.2]. Pentru cazul simplu al cuplarii flambajului prin incovoiere cu voalarea peretilor profilului, Dubina a demonstrat ca in punctul de cuplare a instabilitatilor exista o relatie de legatura intre coeficientul eroziunii sarcinii critice de cuplare (ψ), coeficientul ariei eficace a sectiunii transversale (Q) si coeficientul imperfectiunii generalizate (α).

Implementand aceasta relatie pe modelele prescrise in cadrul normei Eurocode 3 - Partea 1.3 pentru descrierea comportamentului profilelor cu pereti subtiri supuse la compresiune axiala sau la incovoiere pura, se obtine modelul teoretic necesar pentru initierea procedurii statistice bazata pe regresie liniara introdusa de Anexa Z a EC.3.

Aceasta procedura utilizeaza loturi de specimene relevante pentru procedura propusa (adica *selectate* pe baza apartenentei la o vecinatate suficient de restransa a punctului de cuplare a instabilitatilor denumita *interval de cuplare*), loturi pentru care exista masuratori efectuate asupra tuturor variabilelor de baza ale modelului teoretic respectiv asupra marimii tip rezistenta descrisa prin acest model. Procedura standard prescrisa in Anexa Z se aplica in mod repetat, in scopul obtinerii valorii optime a coeficientului de eroziune (ψ), denumita valoare calibrata si notata (ψ_C). Criteriul de detectare al acestei valori il reprezinta numarul de specimene incluse in intervalul $[1, \dots, \gamma_M]$ denumit "interval de siguranta", unde prin " γ_M " s-a notat coeficientul de siguranta al modelului teoretic, obtinut ca produs final al procedurii prescrise de Anexa Z. Mai precis, valoarea (ψ_C) este acea valoare a coeficientului eroziunii care corespunde numarului maxim de specimene (i) ale lotului experimental pentru care raportul "b.i" intre valoarea rezistentei la compresiune sau la incovoiere pura determinata pe cale experimentală si valoarea respectiva determinata cu ajutorul functiei teoretice propuse, este inclusa in intervalul de siguranta. In spiritul celor prezentate, autorul a denumit "indice al sigurantei" procentul din total specimene lot reprezentat de numarul maxim de specimene aparut in dreptul valorii calibrate.

Situatia descrisa corespunde unui OPTIM al modelului teoretic din punct de vedere al sigurantei structurilor, ceea ce exprima in mod fericit chiar ideea de baza sau spiritul documentului european denumit Anexa Z a EC.3. Acest document a fost conceput in scopul de a crea si perfectiona diverse modele teoretice, optimizand corelatia dintre valorile experimentale si teoretice ale marimii abordate, respectiv optimizand valoarea coeficientului de siguranta obtinut in finalul procedurii.

A rezultat astfel un instrument de acuratete, construit pe baza unei proceduri recunoscute, prescrise de noile standarde unificate europene EUROCODE. De mentionat ca, din dorinta de mentinere a generalitatii procedurii prescris, respectiv datorita relativei noutati a documentului (prima versiune a Anexei Z a fost creata in anul 1988) anexa NU sesizeaza posibilitatea optimizarii modelului propus prin detectarea numarului maxim de rapoarte "b.i" incluse in intervalul de siguranta ! In textul documentului mentionat se dau doar cateva indicatii vagi de optimizare a modelului pe baza ameliorarii corelatiei ! In cadrul echipei de cercetare de la Departamentul de Constructii Metalice si Mecanica Constructiilor din Timisoara, al carui membru este si autorul prezentei teze de doctorat, exista intentia de sesizare a membrilor Grupului de Lucru Eurocode insarcinat cu redactarea Anexei Z in legatura cu aceste aspecte si de propunere a preluarii procedurii in textul documentului mentionat.

Mobilul construirii acestei proceduri a fost initial acela al calibrarii coeficientului eroziunii pentru identificarea curbelor de flambaj optime aferente profilelor cu pereti subtiri. In faza actuala insa, procedura pusa la punct de autor si descrisa in cadrul tezei de fata se dovedeste valabila pentru o *gama foarte larga de modele* care descriu rezistenta unui element, iar problema rezistentei la compresiune sau incovoiere a profilelor cu pereti subtiri constituie doar un *caz particular* de aplicare al metodei.

Procedura de calibrare propusa de autorul tezei a fost validata prin aplicare pe loturile de profile laminate, utilizate pentru trasarea curbelor europene de flambaj in anii 1960-1970. Materialul documentar in legatura cu aceste incercari a fost oferit cu deosebita amabilitate de prof. J.Rondal de la Universitatea din Liege, unul dintre creatorii actualelor curbe europene de flambaj. Prin aplicarea procedurii de calibrare pe aceste loturi de profile s-a urmarit in faza initiala regasirea cvasi-identica a rezultatelor de natura semi-empirica ce au condus la actuala clasificare a sectiunilor transversale in raport cu imperfectiunea generalizata "α" In urma calibrarilor efectuate s-a dovedit insa ca *optimum modelului*, identificat prin calibrare, amplaseaza doar uneori profilul respectiv pe curba de flambaj prescrisa de actuala clasificare europeana. Rezultatele obtinute sunt prezentate in detaliu in finalul capitolului 6, asa incat nu mai este necesara o enumerare exhaustiva. Se impun totusi cateva concluzii cu caracter calitativ:

a) Pentru anumite profile de larga utilizare, cum ar fi IPE-160, a rezultat incadrarea pe o curba de rang superior fata de clasificarea europeana (curba "a"), ceea ce ar avea consecinte benefice in proiectare. Desigur, pentru acest tip de profile, concluzia a fost trasa in limita gamei dimensionale studiate, respectiv a numarului de specimene experimentale aflat la dispozitie (circa 250 specimene). Este posibil ca pentru sectiuni transversale mai mari, cu talpi mai groase incluzand tensiuni reziduale de nivel mai ridicat, profilele tip IPE sa "coboare" pe curba de flambaj "b". Oricum, daca in cazul profilelor IPE exista aceasta treapta de clasificare (neluata in considerare de normele actuale), identificarea ei ar fi deosebit de interesanta si de utila pentru scopurile proiectarii practice.

b) In cazul profilelor cu sectiune dublu T realizate din table asamblate prin sudura, loturile studiate se incadreaza pe curba de flambaj "d" sau se situeaza chiar sub aceasta curba, confirmand o serie de rezultate obtinute in acest sens la Liege. Se pare ca tensiunile reziduale induse de sudura diminueaza capacitatea portanta a profilelor mai puternic decat prevede norma europeana actuala.

c) Rezultatele aplicarii procedurii confirma efectul de "salt" pe o curba de flambaj de rang superior (fata de incadrarea uzuala a sectiunii transversale respective), aparut in cazul otelurilor de inalta rezistenta

Profilele laminate uzuale, de tipul celor analizate mai sus, prezinta *sectiuni simetrice dupa ambele axe principale de inertie*, iar modul global de cedare (modul de instabilitate de bara) este flambajul prin incovoiere dupa axa minima de inertie. Fata de acest caz simplu, profilele cu sectiune mono-simetrica si cu zvelteti medii sau mari, pot sa-si piarda stabilitatea prin:

- flambaj prin incovoiere
- flambaj prin rasucire
- flambaj prin incovoiere rasucire

Modul global de instabilitate care prevaleaza, depinde desigur de *legaturile existente la extremitatile barei* insa in acest caz depinde in mod decisiv si de *proportii geometrice ale sectiunii transversale* (de exemplu de raportul momentelor de inertie principale).

Reluand cercetari mai vechi efectuate de Mateescu si Dubina [6.15], respectiv de Gioncu, Balut, Dubina & al. [6.16] pe profile cu sectiune T din table sudate (mono-simetrice tipice), autorul prezentei teze a reusit sa transpuna problema in sistemul de coordonate adimensionale $(\bar{N} - \bar{\lambda})$

caracteristic curbelor de flambaj si sa obtina relatii care furnizeaza abscisele punctelor de cuplare:

- intre modul de cedare plastic si modul de cedare prin incovoiere-rasucire;

- între modul de cedare prin încovoiere și modul de cedare prin încovoiere-răsucire (punctul acesta nu există în toate cazurile !)

Punctul relevant de cuplare al instabilităților, în sensul procedurii ECBL, este punctul în care apare eroziunea maximă a sarcinii critice. Din acest punct de vedere, analiza efectuată a confirmat faptul demonstrat anterior pe cale teoretică de Gioncu, și anume că în punctul de cuplare dintre modul de flambaj prin încovoiere și modul de flambaj prin încovoiere-răsucire (dacă acest punct există) apare o EROZIUNE SLABĂ. Aceasta arată că *punctul respectiv nu este relevant ca punct de cuplare* pentru aplicarea procedurii ECBL, rămânând ca punctul de cuplare relevant să fie stabilit între:

- punctul de cuplare dintre modul plastic și modul de flambaj prin încovoiere;
- punctul de cuplare dintre modul plastic și modul de flambaj prin încovoiere-răsucire.

Între cele două puncte de flambaj indicate, se adoptă ca punct relevant de cuplare acela care prezintă abscisa minimă, aceasta indicând prevalența modului teoretic respectiv cel puțin în domeniul zvelturilor medii, dacă nu și în domeniul zvelturilor mari.

Cunoașterea *poziției corecte a punctului de cuplare* relevant este *decisivă* în procesul de definire al intervalelor de cuplare aferente profilelor studiate și în final a lotului experimental util pentru aplicarea procedurii propuse (varianta standard bazată pe teoria ECBL).

Identificarea punctului de cuplare relevant este, așa cum s-a arătat mai sus, implicat corelată cu stabilirea MODULUI TEORETIC DOMINANT, ceea ce influențează în mod decisiv evoluția ulterioară a procedurii de calibrare.

În acest sens este de menționat că relația de legătură ($\alpha-\psi$) definită în cadrul teoriei ECBL are o valabilitate LIMITATĂ. Ea a fost determinată pentru cazul cuplării modului local (voalarea sau modul plastic) cu flambajul prin încovoiere. Pentru profilele la care modul global dominant este flambajul prin răsucire sau flambajul prin încovoiere-răsucire, această relație NU este valabilă. Expresiile modurilor teoretice care intervin în acest caz sunt considerabil mai complicate, abscisa punctului de cuplare $\bar{\lambda}_c$ (care se înlocuiește în ecuația Ayrton-Perry pentru deducerea relației) rezultând sub forma unei expresii complexe și ca atare nu se mai poate deduce o relație simplă ($\alpha-\psi$).

În consecință, întreaga clasă a profilelor monosimetrice la care domina aceste moduri teoretice globale se situează în afara domeniului de valabilitate al procedurii de calibrare standard descrise anterior.

Lucrul cu PROFILE CU PERETI SUBTIRI FORMATE LA RECE aduce complicații suplimentare față de situațiile descrise mai sus, prin intervenția modului de instabilitate local (voalarea peretilor secțiunii) care se cuplează cu modurile globale posibile.

1) Datorită tehnologiilor specifice de producere a lor, profilele cu pereti subtiri formate la rece prezintă în mare majoritate secțiuni transversale monosimetrice.

Ca o consecință a acestui fapt, toate concluziile trase în cazul profilelor monosimetrice grele rămân valabile cu observația că punctul relevant de cuplare a instabilităților se alege între:

- Punctul de cuplare între modul local și modul de flambaj prin încovoiere;
- Punctul de cuplare între modul local și modul de flambaj prin încovoiere-răsucire.

În situația în care modul global ce prevealează este flambajul prin încovoiere-răsucire, procedura bazată pe teoria ECBL nu se poate aplica nici în cazul profilelor cu pereti subtiri formate la rece deoarece, așa cum s-a arătat mai sus, relația de legătură ($\alpha-\psi$) nu mai este valabilă.

2) Deasemenea, în cazul profilelor cu pereti subtiri formate la rece apare nu numai particularitatea unei imense varietăți de forme ale secțiunii transversale ci și particularitatea că loturile experimentale contin de obicei profile de același tip însă cu dimensiuni diferite ale secțiunii transversale (diferențele dimensionale depășesc abaterile aferente distribuțiilor statistice). În plus, programele de cercetare

care au generat loturile experimentale studiate au avut scopuri total diferite de cel al prezentei cercetari.

Asa incat, dupa stabilirea punctelor de cuplare si precizarea intervalelor de cuplare, *numarul specimenelor interceptate in interiorul intervalului de cuplare poate fi extrem de mic* (sub nivelul relevantei statistice). De multe ori nu se intercepteaza *nici un specimen* in intervalul de cuplare. In mod evident, nici in aceasta situatie procedura standard bazata pe teoria ECBL nu este aplicabila, din lipsa specimenelor relevante.

In ambele situatii prezentate mai sus, in care procedura de calibrare standard NU se poate aplica, intreaga analiza se blocheaza.

Pentru iesirea din acest impas autorul propune o a doua procedura de calibrare, denumita de el "procedura alternativa", bazata pe renuntarea la principiile teoriei ECBL ca si la utilizarea relatiei de legatura (α - ψ) introdusa prin aceasta teorie.

Ideea iesirii din cadrul teoriei instabilitatilor cuplate in vederea solutionarii problemei studiate este justificata in acest caz, deoarece scopul real si practic al analizei este identificarea curbei de flambaj corecte aferente profilelor cu pereti subtiri studiate si evitarea blocarii procesului prin utilizarea unei singure teorii.

Deci:

a) In cazul utilizarii unor *loturi experimentale provenite din alte programe experimentale sau in cazul lucrului cu profile mono-simetrice la care domina flambajul prin incovoiere-rasucire*, procedura alternativa este NET SUPERIOARA procedurii standard, deoarece:

- permite continuarea aplicarii procedurii intr-o situatie in care procedura standard nu functioneaza;
- se mentine procedura de calibrare bazata pe Anexa Z a EC.3, ceea ce garanteaza aceeasi precizie a rezultatului final;
- precizia rezultatului final este asigurata si de utilizarea integrala a specimenelor experimentale din lot, fata de procedura standard in cadrul careia, in mod uzual se utilizeaza doar cele 25-30% din total specimene incluse in intervalul de cuplare;
- utilizarea integrala a specimenelor lotului experimental respectiv confera rezultatului procedurii de calibrare MAXIM DE CREDIBILITATE posibila in situatia respectiva, pentru lotul studiat.

b) Pe de alta parte, in cazul efectuarii unor incercari proprii pentru calibrarea coeficientului imperfectiunii generalizate, lucrand cu profile la care modul global dominant este flambajul prin incovoiere, procedura standard este NET SUPERIOARA procedurii alternative. Aceasta deoarece, in vederea aplicarii procedurii este necesar doar UN LOT RESTRANS DE SPECIMENE EXPERIMENTALE (la limita inferioara a relevantei statistice) dimensionate astfel incat zveltetea lor redusa de bara sa se situeze intre limitele intervalului de cuplare.

Autorii sistemului expert DATACOST propun un asemenea sistem de lucru producatorilor industriali de profile cu pereti subtiri formate la rece. Utilizand procedura standard propusa (implementata pe suport informatic in cazul DATACOST), acesti producatori vor putea sa isi determine singuri caracteristicile geometrice respectiv curba de flambaj corecta pentru produsul lor. Sistemul de lucru sugerat pare mai rational, mai ales in situatia existentei pe piata a unei *imense varietati de profile*. Situatia aceasta exista in tarile puternic industrializate si are toate sansele sa se impuna rapid in Romania ca urmare a competitiei acerbe si importului de tehnologii pe piata constructiilor.

Ansamblul celor doua proceduri de calibrare propuse de autor constituie o metoda flexibila, utilizabila IN ORICE SITUATIE in vederea stabilirii curbei de flambaj corecte pentru profilele studiate.

9.2 Contributiile autorului

Autorul prezentei teze revendica urmatoarele:

a) Contributii la teoria ECBL:

- construirea pe baze riguroase a INTERVALULUI DE CUPLARE a instabilitatilor, atat din punct de vedere a *formei* cat si ca *dimensiuni*, ceea ce furnizeaza un *criteriu pertinent* de selectare a specimenelor lotului relevant si da functionalitate metodei;
- extinderea aplicabilitatii practice a teoriei ECBL de la profilele simetrice dupa ambele axe la PROFILE MONOSIMETRICE SAU NESIMETRICE, cu identificarea punctului de cuplare relevant pentru construirea intervalului de cuplare;
- regasirea pe cale practica a asertiunii demonstrate anterior pe cale teoretica de Gioncu: aceea de aparitie a unei EROZIUNI SLABE a fortei critice de cuplare, ceea ce elimina acest punct din procesul de selectare a punctului de cuplare RELEVANT.

b) Contributii la construirea unei metode de calibrare a coeficientului eroziunii (ψ), bazata pe o PROCEDURA RECUNOSCUTA la nivel european

- ideea utilizarii Anexei Z a Eurocode 3 (procedura *moderna* si *recunoscuta* in mediile stiintifice) in vederea obtinerii valorii calibrate a coeficientului eroziunii (ψ)
- ideea utilizarii formulelor prescrise de Eurocode 3-Partea 1.3 pentru calculul rezistentei la compresiune axiala sau la incovoiere pura, ca MODELE TEORETICE in cadrul procedurii prescrise
- ideea utilizarii procedurii bazate pe regresie liniara din Anexa Z pentru CALIBRAREA unui coeficient (in cazul acesta coeficientul eroziunii " ψ ") si NU pentru perfectiunea unei formule cum era destinata initial aceasta procedura; din acest motiv s-au utilizat in mod intentionat doua modele Ayrton-Perry *deja recunoscute* in practica inginereasca si care *nu mai au nevoie de validare*.
- identificarea *valorilor adecvate pentru coeficientii de variatie* ai variabilelor de baza ale modelului teoretic (impusi pe baza de experienta), in urma unui studiu bibliografic si numeric.
- punerea in evidenta (prin-o cercetare bibliografica dar si prin verificari proprii) a distributiei log-normale, deja studiate de alti autori si RECUNOSCUTE pe plan stiintific, a variabilelor de baza ale modelului adoptat, ceea ce permite *renunierea la testarea distributiei statistice in cazul FIECARUI lot experimental*.
- validarea PRACTICA a procedurii de calibrare, prin aplicare pe loturile de profile laminate grele utilizate in cadrul campaniei experimentale din anii 1960-70 pentru trasarea actualelor curbe europene de flambaj
- ideea compararii rezultatelor experimentale (exprimate in forma adimensionala) cu ordonatele corespunzatoare ale curbei de flambaj de referinta, prin calculul abaterii procentuale $\Delta\%$, combinata cu reprezentarea sub forma de histograma a acestor abateri. Procedura ofera MAXIM DE ACURATETE in evaluarea pozitiei fiecarui punct experimental al lotului analizat, fata de curba de flambaj propusa.

c) Contributii la realizarea unei METODOLOGII COMPLETE de identificare a curbelor de flambaj adecvate profilelor cu pereti subtiri formate la rece

- autorul propune si o PROCEDURA DE CALIBRARE DIRECTA a coeficientului imperfectiunii generalizate " α ", procedura cu *caracter mai general* decat procedura standard de calibrarea a coeficientului " ψ " si aplicabila pe orice lot de specimene, indiferent daca este sau nu cuprins in

intervalul de cuplare a instabilitatilor. Procedura prezinta acelasi grad de precizie cu varianta standard deoarece lucreaza tot cu modelul tip Ayrton-Perry si utilizeaza tot procedura prescisa in Anexa Z. Creste in schimb domeniul de aplicabilitate al procedurii si CREDIBILITATEA rezultatului obtinut, deoarece se lucreaza cu un numar mai mare de specimene.

- ideea ASOCIERII procedurii standard (prezentand maxima eficacitate in cazul efectuării unor incercari proprii) si a procedurii alternative (prezentand maxim a eficacitate in cazul utilizării loturilor experimentale produse de alti autori) intr-un PACHET PROCEDURAL COMPLET, de o deosebita flexibilitate, aplicabil in orice situatie pentru punerea in evidenta a curbei de flambaj adecvate unui anumit tip de profil (scop REAL al intregului proces).

d) Contributii la realizarea sistemului expert DATACOST

- aport la definirea arhitecturii generale a sistemului expert;
- autor al schemelor logice pentru calculul rezistentei la compresiune a profilelor cu pereti subtiri, in conformitate cu norma europeana EC.3-Partea 1.3, respectiv cu norma americana AISI-1990;
- participant la procesul de alimentare al bazei de date cu valori experimentale;
- autor al procedurilor standard si alternativa de calibrare a coeficientului imperfectiunii generalizate, implementate in cadrul sistemului expert in vederea stabilirii curbei de flambaj adecvate pentru profilul studiat.

NOTA: Se face mentiunea ca existenta sistemului expert DATACOST, aflat in curs de perfectionare la Departamentul CMMC din Timisoara, a fost remarcata si este deja cunoscuta pe plan international. Realizarea efectiva a acestui sistem expert a beneficiat de cooperarea unor prestigioase centre de cercetare din Europa si Australia. In plus, sistemul a fost mentionat in editia din 1997 a prestigioasei baze de date americane, construite in domeniul profilelor cu pereti subtiri si intitulata "Research Directory and Abstracts on Cold-formed Steel Structures". Aceasta baza de date fiinteaza in cadrul Centrului de Cercetare pentru Structuri formate la Rece al Universitatii Missouri-Rolla - SUA (unul dintre cele mai importante centre de cercetare americane in problema profilelor formate la rece), avand ca scop sprijinirea cooperarii stiintifice internationale in domeniu.

e) Observatii si propuneri in legatura cu curbele europene de flambaj

- rezultatele obtinute in urma calibrarilor cu procedurile propuse, pe de o parte confirma anumite clasificari ale sectiunilor transversale studiate (validand astfel procedura propusa) iar pe de alta parte atrag atentia asupra altor sectiuni transversale a caror clasificare ar trebui re-examinata de catre forurile europene competente.
- se confirma "saltul" pe curbe de flambaj de rang superior, aparut in cazul profilelor produse din oteluri cu rezistente inalte (utilizarea acestor oteluri reprezinta o *tendinta foarte puternica* in domeniul constructiilor metalice moderne)
- se pune in evidenta rolul EXTREM DE NEFAVORABIL al tensiunilor reziduale induse de suduri la sectiunile compuse din table sudate. Atat in cazul profilelor realizate prin tehnologii de sudura proprii anilor 1960-70, cat si pentru profile realizate mult mai recent (ani 1980-90), valoarea calibrata amplaseaza sectiunile transversale respective in zona curbei de flambaj "d". Evident, concluzia se limiteaza la loturile experimentale STUDIATE, insa ea formuleaza oricum intrebarea daca modelele teoretice actuale nu sub-evalueaza efectul negtiv al tensiunilor reziduale din sudura.
- in cursul analizei efectuate pe loturile mari de profile laminate grele IAP-150 si IPE-160, loturi care includ specimene distribuite pe intregul domeniu de interes practic al zveltetilor reduse de bara, autorul a constatat o tendinta de "rotire in sus" a extremitatii curbanelor de flambaj "a" si "b" din zona zveltetilor medii spre mari si mari, curba respectiva urcand deasupra valorilor determinate pe cale experimentală (aspect analizat in detaliu in cadrul capitolului 6). Autorul a apreciat fenomenul respectiv ca pe un DEFECT al modelului Ayrton-Perry aparut datorita

“translatarii” curbilor de flambaj de catre ECCS cu ocazia inserarii palierului aferent comportamentului de tronson scurt ($\bar{\lambda} \leq 0,2$). Este de observat aici si faptul ca Maquoui si Rondal, atunci cand si-au pus la punct modelul analitic de tip Ayrton-Perry au luat CA ATARE curbele europene de flambaj TRANSLATATE ale ECCS, utilizand metoda celor mai mici patrate pentru ca traiectul analitic propus de ei sa prezinte abateri minime fata de ACESTE curbe. Ori, in opinia autorului, curbele ECCS la care s-a facut raportarea contineau DEJA defectul de rotire mentionat. In plus, rezultatele experimentale situate in zona zveltetilor medii spre mari si mari, (care ar permite punerea in evidenta a fenomenului constatat) sunt rare. Autorul a avut SANSa deosebita de a dispune de doua loturi de mari dimensiuni (circa 220 specimene fiecare) distribuite pe toata gama de zvelteti, pe care le-a analizat IN ANSAMBLUL lor constatand cele semnlate. In vederea remedierii defectului observat, autorul propune adoptarea unei forme modificate pentru imperfectiunea generalizata, care prin cresterea “mai rapida” a valorii imperfectiunii in zona zveltetilor mari, ”coboara” curba de flambaj in domeniul mentionat, ameliorand abaterea ei fata de rezultatele experimentale. Forma propusa de autor pentru imperfectiunea generalizata (η) este ASEMANATOARE dar NU identica celei introduse de Rondal si Maquoui, respectiv:

$$\eta = \alpha \left(\bar{\lambda}^2 - 0,04 \right)$$

Utilizarea FORMEI CORECTATE a imperfectiunii generalizate in cadrul ecuatiei tip Ayrton-Perry a curbilor de flambaj “a” si “b” a condus la reducerea semnificativa a abaterilor observate in raport cu rezultatele experimentale (vezi cap. 6)

f) Contributii la ameliorarea procedurii prescrise de Anexa Z a Eurocode 3

- ideea *aplicarii repetitive* a procedurii prescrise de Anexa Z a EC.3, pentru identificarea EXPRESIEI OPTIME a modelului teoretic *din punct de vedere al sigurantei*, expresie ce corespunde NUMARULUI MAXIM de rapoarte “b.i” incluse in intervalul de siguranta $[1, \dots, \gamma_M]$. (Procentul maxim de specimene din total specimene lot, incluse in intervalul de siguranta in momentul atingerii punctului de optim al modelului, a fost denumit de autor “indicele sigurantei”)

NOTA: De mentionat ca la ora actuala *textul Anexei Z a Eurocode 3 nu propune nici o metoda de identificare a configuratiei optime pentru modelul teoretic studiat*, existand doar indicatii vagi referitoare la ameliorarea corelatiei. Ori, asa cum a dovedit-o practica utilizarii procedurii de catre autor pe zeci de loturi experimentale, coeficientul de corelatie nu constituie decat un *criteriu grosier* de ameliorare a modelului. Mai mult, in cazul modelelor teoretice complexe, variatia acestui coeficient este de multe ori lenta si contradictorie, nepermitand punerea in evidenta a unui punct de optim (cautat prin procedura) in intervalul valoric de interes pentru studiu.

In acest sens, ideea OPTIMIZARII MODELULUI pe baza observarii raportelor “b.i” *depaseste cadrul particular al problemei studiate de autor in aceasta teza*, putand furniza (in cazul preluarii ei de catre autorii Anexei Z) un criteriu precis si eficient de optimizare, definit EXACT in spiritul principiilor de siguranta structurilor promovate de aceasta anexa, care lipseste la ora actuala din documentul mentionat.

- procedeul de AMELIORARE A VALORII PARAMETRILOR STATISTICI PRINCIPALI (coeficient de corelatie, coeficient de variatie, coeficient de siguranta) prin eliminarea treptata a speciminelor cauzatoare de dispersie, actionand de la extremitatile sirului valorilor ordonate (b.i), cu observarea la fiecare eliminare a evolutiei parametrilor vizati. Procedeul functioneaza cu impecabila eficienta, conducand (cu *minim de eliminari*) la valori ale parametrilor statistici care se incadreaza in cerintele Anexei Z si permitand continuarea aplicarii procedurii pe lotul respectiv.
- procedeul de separare pe sub-loturi a unui lot experimental, prin ELIMINARI MASIVE de specimene de pe sirul valorilor ordonate “b.i”. Aplicarea acestui procedeu este necesara atunci

cand lotul experimental de baza este format *de fapt* prin asocierea unor sub-loturi de specimene similare dar care, din diverse motive (nivele diferite de imperfectiuni geometrice, aplicarea eventuala a unor tratamente termice despre care nu exista informatii), prezinta tendinte diferite din punct de vedere al incadrarii pe curbele de flambaj, tendinte care nu sunt evidente la prima vedere. Eliminările masive practicate, cu observarea permanenta a evolutiei parametrilor statistici, permit de obicei punerea in evidenta a 2-3 sub-loturi (aceasta situatie s-a intalnit la profilele laminate grele de provenienta franceza IAP-150, respectiv la o serie de tevi din lotul CIDECT-1997)

NOTA: Metoda descrisa ar putea sa constituie si ea un element de completare si ameliorare a procedurii propuse in versiunea actuala a Anexei Z a EC.3, care prevede un eventual lucru pe sub-loturi, fara a fi prea explicita in legatura cu criteriile de formare ale acestor sub-loturi. Evident, aceste criterii pot fi de multe naturi functie de problema respectiva, insa criteriul de natura statistica propus de autor ar putea si el constitui un procedeu valabil in acest sens.

10.3 Observatii critice in legatura cu cercetarea efectuata si propuneri de continuare a investigatiilor.

Cercetarea efectuata prezinta si o serie de limite, respectiv de deficiente, cum ar fi:

- a) Studiul s-a limitat la profile supuse *compresiunii axiale* sau *incovoierii pure*, solicitari simple cu caracter teoretic. Ori, se stie ca in structurile reale, elementele sunt supuse in mod uzual la stari complexe de solicitare cum ar fi compresiunea excentrica sau la incovoierea cu taiere.
- b) Deasemenea, pierderea de stabilitate prin deversare produsa la barele incovoiate este un mod de instabilitate *mai degraba teoretic*, deoarece aceste bare sunt de obicei LEGATE la nivelul talpii superioare comprimate prin plansee sau prin diafragma acoperisului.
- c) Din motive de finantare insuficienta de catre CNCSU (mult sub nivelul solicitat pentru granturile care au sustinut cercetarea) nu a fost posibila efectuarea unor incercari PROPRII, pe profile cu pereti subtiri special dimensionate, situate in intervalul de cuplare a instabilitatilor, care sa confirme pe cale experimentală aplicabilitatea procedurii standard.

In compensatie, autorul tezei a prelucrat toate loturile experimentale incercate in cadrul scolii de stabilitatea structurilor metalice de la Timisoara (Departamentul CMMC + INCERC) la care a avut acces, confirmand prin rezultatele perfect similare celor obtinute pe loturile provenite din laboratoare prestigioase, nivelul stiintific si caracterul mereu "la zi" al acestor cercetari.

- d) Sistemul expert DATACOST consta actualmente din module separate de prelucrare, construite pentru fiecare tip de profil introdus in baza. Cresterea numarului de tipo-dimensiuni ale profilelor ar conduce la marirea excesiva a volumului programelor auxiliare daca se va continua in acest mod. Este necesara o modificare fundamentala, de natura conceptuala a structurii acestui sistem.

Intentiile de viitor ale autorului acestei teze ca si ale celorlalti autori ai sistemului expert DATACOST se axeaza pe urmatoarele directii de cercetare:

- Punerea sub forma generala a procedurii *de contorizare a rapoartelor b.i incluse in intervalul de siguranta* (definit cu ajutorul Anexei Z a EC.3) in vederea identificarii OPTIMULUI MODELULUI TEORETIC PROPUS. Ideea detectarii acestui optim cu ajutorul numarului maxim de rapoarte incluse in intervalul de siguranta corespunde in mod cert spiritului Anexei Z, ea putand fi propusa autorilor documentului european mentionat, ca procedura cu un anumit grad de generalitate, utila pentru solutionarea unei largi categorii de probleme.
- Solutionarea problemei compresiunii excentrice (solicitare REALA a barelor in structura) utilizand o metoda *similara* celei propuse in cadrul prezentei teze. Exista in literatura de specialitate si in cadrul rapoartelor de cercetare aflate in posesia echipei de cercetare implicate,

numeroase loturi experimentale (mai ales de provenienta americana) care pot servi validarii initiale a unei asemenea proceduri.

- realizarea in etape a unor CAMPANII EXPERIMENTALE PROPRII, vizand sectiuni transversale cu pereti subtiri in forma de C, Z sau sigma, cu larga aplicabilitate in constructiile metalice industriale sau in cladiri de locuit cu schelet metalic.
- Extinderea analizei asupra profilelor cu pereti subtiri cu perforatii, tip de profil foarte cerut pe piata deoarece sunt utilizate la realizarea structurilor industriale multietajate de depozitare tip "rack" .
- Introducerea in baza a unor date referitoare la comportamentul imbinarilor profilelor cu pereti subtiri in structuri realizate in zone seismice, ca si a modulelor de calcul aferente (in cadrul Departamentului CMMC existand deja cercetari in acest sens)
- Reconstruirea sistemului expert DATACOST, in jurul unui nucleu informatic UNIC de prelucrare a datelor, cu preluarea valorilor inmagazinate actualmente in baza de date. Rezultatul final trebuie sa permita atat formarea unui pachet de module informationale cu caracter preponderent stiintific cat si realizarea unui pachet (mai restrans) de module utile proiectantului de structuri cu pereti subtiri sau producatorului industrial.
- Extinderea aplicabilitatii teoretice si practice a teoriei ECBL asupra unor profile realizate din alte materiale decat otelul moale de constructii, cum ar fi aluminiul sau otelul inox.

Asa cum s-a mai aratat, dezvoltarile preconizate implica un volum enorm de munca, posibil de realizat exclusiv in cadrul unei strategii de cercetare bine coordonate si finantate, pe baza muncii de echipa si a cooperarii permanente intre cercetatori.

Orientarea pietei romanesti a constructiilor catre utilizarea intensiva a profilelor cu pereti subtiri in anumite categorii de aplicatii este inevitabila, ca parte a integrarii in sistemul tarilor europene industrializate. Aceasta justifica si stimuleaza pe termen lung directiile de cercetare enumerate mai sus.

BIBLIOGRAFIE

CAPITOLUL 1

- 1.1 *** -1997 Statistical Bulletin: Constructional Steelwork, ECCS Advisory Committee 8, Statistics and Market Research
- 1.2 Chou S.M., Rhodes J. - "Review and Compilation of Experimental Results on Thin-walled Structures" - Computers & Structures, vol 65, No.1, July 1997
- 1.3 Birkemoe C.P. - "Stability: Directions in Experimental Research" -Engineering Structures, Vol.18, No.10, pp. 807-811, 1996 Elsevier Science Ltd.

CAPITOLUL 2

- 2.1 Rondal J., Dubina D. - Profils a parois minces - Cours utilizat in comun la U.Liege si U.P.Timisoara incepand din 1993
- 2.2 Costa Ferreira C.M., Rondal J. - Etude experimental de la stabilite des cornieres a parois minces profilees a froid -Universite de Liege, Laboratoire de Stabilite des Constructions, Rapport Nr. 149, Janvier, 1985
- 2.3 Costa Ferreira C.M - Essais de cornieres en acier pliees a froid - Universite de Liege, Laboratoire de Stabilite des Constructions, Rapport Nr. 155, Septembre 1986.
- 2.4 Schuly G.W., Alpsten G. - Geometrical an Cross-sectional Properties of Steel Structures-European Convention for Constructional Steelwork. Manual on the Stabilitz of Steel Structures, 1976
- 2.5 Matthey P.A. - Comportement des poutres-colonnes metalliques en double te - Ecole Polztechnique Federale de Lausanne, These Nr. 592, 1985
- 2.6 Itoh Y. - Ultimate Strength Variations of Structural Steel Members - University of Nagoya, Department of civil Engineering, Doctoral Dissertation, November 1984.
- 2.7 Schulz G. - The Maximum Strehgth of Axially Loaded columns considering Geometrical Imperfections and Material Inhomogeneities - Technical Universitz of Graz, doctoral Thesis, 1968.
- 2.8 Batista E.M. - Essais de profils C et U en acier pliees a froid - Annexes - Laboratoire de Stabilite des Constructions. Universite de Liege, Rapport Nr. 158, 1986
- 2.9 Rondal J. - Thin-walled Structures. -Proceedings of the Second Regional Colloquium on Stabilitz of Steel Structures. Final Report. Hungaraz. September 25-26, 1986.
- 2.10 Grumbach M., Prudhomme M. - Proprietes des profiles a froid - Construction Metallique, Nr. 1, 1974
- 2.11 Bivolaru D. - Numerical Methods and Technical Experimentation in Determination of Residual Stress in cold Formed Profiles - University of Liege, Final Work, June 1993

- 2.12 Ingvarsson L. - Cold-forming Residual Stresses in Box Columns built up by Two cold-formed Channel Sections Welded Together - Royal Institute of Technology, Dpt. of Building Statics and Structural Engineering, stockholm, Bulletin Nr. 121 / 1977
- 2.13 Rondal J. - Residual Stresses in Cold-formed Profiles - *Constructions and Building Materials*, Vol. 1, Nr. 3, 1987
- 2.14 Kato B., Aoki H. - Residual Stresses in cold-formed Tubes - II. of Strain analysis, Vol. 13, No 4, 1978
- 2.15 Anand S.C., Griffith A.R. - Elastic -plastic Buckling of Cold-formed Circular Rings - Proceedings of the first Speciality Conference on Cold-formed Steel Structures - Missouri-Rolla, August 19-20, 1971
- 2.16 Costa Ferreira C.M., Rondal J. - Influence of flexural Residual stresses on the Stabilitz of Compressed Angles - Proceedings of the International conference on Steel Structures *Recent Research Advances and their applications to Design*, Part I., Budva, September 28-October 1, 1986
- 2.17 Gardner M.J. - The Effect of Residual Stresses on the Column Behaviour of Cold-formed Structural Steel hollow Sections - Proceedings of the International conference on steel Structures - *Recent Research Advances and their applications to Design*, Part I., Budva, September 28-October 1, 1986
- 2.18 Dubina D., Pacoste C. - Theoretical and Experimental Investigations Concerning the Interaction of Local and General Buckling of Thin-walled Cold-formed Compression Members - Proceedings of the 4.th International Colloquium on stabilitz of Steel Structures. The Assian Session, ICSSAS 89, Beijing, October 10-12, 1989.
- 2.19 Rondal J., Dubina D., Bivolaru D. - Residual Stresses and the Behaviour of Cold-formed Steel Structures - The Seventh Czech and Slovak International Conference on steel Structures and Bridges, Bratislava, Slovakia, September 1994

CAPITOLUL 3

- 3.1 Gioncu V. - "Structural Stability - Theory and Practice" - Short Course, Rio de Janeiro, 1990
- 3.2 Gioncu V. - "General Theory of Coupled Instabilities" General Report, Proceedings of the First Int. Spec. Conf. on Coupled Instabilities in Metal Structures - CIMS '92, Timisoara, October 12-14, 1992 / "Coupled Instabilities in Metal Structures" Special Issue of Thin-walled Structures Journal (Guest Editors - J.Rondal, D.Dubina & V.Gioncu) Part I, Vol 19 (Nr. 2-4), 1994
- 3.3 Gioncu V. - "Analysis of Steel Thin-walled Structures in the Light of (I) EUROCODE 3 and (II) New Research Results" - in EUROCODES 3 and 4 in the Light of (I) Other Design Rules and (II) New Research Results - Technical Report edited by Ivanyi M. and Skaloud M, Budapest, 1994
- 3.4 Nicolas N. - "Etude des raidisseurs dans les profiles a parois minces" - Travail fin d'Etude presente en vue de l'obtention du grade legal d'ingenieur civil des constructions. Universite de Liege, Faculte des Sciences Appliquees. Annee Academique 1993-94.
- 3.5 *** Normativ pt bare cu pereti subtiri

- 3.6 Serette R., Pekoz T. - "Local and Distorsional Buckling of Thin-walled Beams" - Eleventh Int. Spec. Conf. on Cold -Formed Steel Structures, St.Louis, Missouri, USA, October, 20-21, 1992
- 3.7 Thompson H. - "Basic Theorems of Elastic Stability" - Int. Journal of Engineering Sciences, Nr. 8, 1970, pp. 307
- 3.8 Gioncu V. - "Stable and Unstable Components of the Critical Load" - Post Buckling of Elastic Structures. (Ed. J. Szabo) EUROMECH 200, Akad. Kiado, Budapest, 1986, pp 93-118
- 3.9 Gioncu V. "Coupled Instabilities in Bar Structures: Phenomenon, Theory, Practice"-Int. Coll. on Stability of Metal Structures, SSRC, New York, 1989, 357-370.
- 3.10 - Luongo A., Pignataro M. - "Multiple Interaction and Localization Phenomenon in Postbuckling of Compressed Thin-walled Members", AIAAJ, 26(11), 1989, 1395-1402
- 3.11 Pignataro M., Luongo A. - "Asymmetric Interactive Buckling of Thin-walled Columns with Initial Imperfections" Thin-walled Structures, 5 / 1987, pp. 365-386
- 3.12 Pignataro M., Luongo A. - "Multiple Interactive Buckling in Thin-walled Members in Compression" Proc. 12.th Coll. Stability of Plates and Shell structures, Ghent, 1987, pp. 235-240.
- 3.13 Van der Neut A. - "The Interaction of Local Buckling and Column Failure of thin-walled Compression Members" The 12.th Int. Cong. on Applied Mechanics, Stanford, Springer Verlag, 1969, pp. 389-399.
- 3.14 - Dubina D. - "Coupled Instabilities in Bar Members"-General Report -Proc. of the Second International Conference on Coupled Instabilities in Metal Structures CIMS '96, Liege 5-7 September 1996. (Proceedings edited by Rondal J., Dubina D., Gioncu V. Imperial College Press, London 1996)

CAPITOLUL 4

- 4.1 Dubina D. - "Coupled Instabilities in Thin-walled Structures: Erosion Coefficient Approach in Overall-Local Buckling Interaction" - Commission of the European Communities, cooperation in Science and Technology with Central and Eastern European Countries, Research Report, Ref. ERB 3510PL922443, Liege, October 1993.
- 4.2 Georgescu M. - Improved Approach for the Determination of coupling Range Limits in ECBL Theory - Buletinul Stiintific al UPT - Tom 41 (55) Fascicola 1/1996

CAPITOLUL 5

- 5.1 *** EUROCODE-1 "*Basis of Design and Actions on Structures*" European Standard ENV-1991-1, October 1993
- 5.2 *** "*Cod pentru constructii. Principii generale de verificare a sigurantei*" Anteproiect INCERC: "*Bazele proiectarii si actiuni asupra structurilor. Bazele proiectarii*" Contract INCERC nr 40 /iulie 1998
- 5.3 ***EUROCODE-3"Design of Steel Structures. Part 1.1: "*General Rules and Rules for Buildings*" ENV-1993-1-1, July 1993

- 5.4 ***EUROCODE 3-Annex Z “*Determination of Design Resistance from Tests*” ENV1993-1-1. EC3 Editorial Group, July 1994
- 5.5 Rondal J. - “Exemple d'application de l'Annexe Z: Le recours aux essais lors du dimensionnement et de la verification des structures en acier” - PROFILCOMETUBE, Paris, 30 Nov. 1990
- 5.6 Gioncu.V, Balut.N, Dubina.D, Moldovan.A, Pacoste C., - “*Coupled Instabilities in Monosymmetrical Steel Compression Members*” Journal of Constructional Steel Research, nr 21/1992 Elsevier Science Publishers Ltd, pp.71-95
- 5.7 Melchers R.E. - “*Probabilistic Properties of Thin-walled Elements*” Th Nov. led Structures nr. 9 / 1990 pp. 257-267
- 5.8 Nethercot D.A., Byfield M.P. - “*Selection of Safety Factors for use in Steel Constructions*”
- 5.9 Alpsten G.-“*Variations in mechanical and cross-sectional properties of steel*” State of the art report Nr. 1.TC-Proceedings, International Conference on Tall Buildings, Lehigh University , 1972
- 5.10 Bureau A.-“*Evaluation des coefficients partiels de securite pour la verification de la resistance en section des profiles metalliques de la gamme unimetal*” CTICM, Rapport No. 8009-3, 1993
- 5.11 Byfield M.P.- “*Steel design and reliability using Eurocode 3*” PhD Thesis, University of Nottingham, 1996
- 5.12 Byfield M.P. , Nethercot D.A.- “*An improved method for calculating partial safety factors*” Seventh International Conference on Applications of Statistics and Probability, Paris, 1995
- 5.13 Sedlacek G., Spangemacher R., Hensen W. -“*Background Document for the Justification of a Safety factor $g_m^*=1.0$ for beams in bending about the strong axis made of rolled section*” Background Document 5.01 for Chapter 5 of Eurocode 3, RWTH Aachen, 1989
- 5.14 Schafer B., Grigoriu M., Pekoz T. - “*A probabilistic Examination of the Ultimate Strength of Cold-formed Steel elements*” Thirteens International Speciality Conference on cold-Formed Steel Structures, St. Louis, Missouri USA, October 17-18, 1996
- 5.15 Kennedy D.J.L, Kennedy S.J. - “*Technical Memorandum No. 10 : Statistical Evaluation of Test Data for Limit States Design*”
- 5.16 ***CIRIA Report 63-“*Realisation of Safety and Serviceability Factors in Structural Codes*”- July 1977; Reprinted 1984
- 5.17 Lungu D., Ghiocel D. - “*Metode probabilistice in calculul constructiilor*” Ed. Tehnica, 1982
- 5.18 Mihoc Gh., Craiu V. - “*Tratat de statistica matematica. Volumul I. Selectie si estimatie*” Ed. Academiei , 1976
- 5.19 Rumsinski L. Z. - “*Prelucrarea matematica a datelor experimentale*” Ed Tenica 1976

- 5.20 Craiu V. - *“Teoria probabilitatilor cu exemple si probleme”* Ed. Fundatiei “Romania de Maine”, Bucuresti, 1997
- 5.21 Andrei T., Stancu St. - *“Statistica. Teorie si aplicatii”* Ed. ALL 1995
- 5.22 Galambos T.V., Rang T.N., Yu W.W., Ravindra M.K. - *“Structural Reliability Analysis of Cold-formed Steel Members”* Proc. Of thhe ASCE Speciality Conference on Probabilistic Mechanics and Structural Reliability, Tucson, Arizona, January 1979
- 5.23 Kennedy D.J.L, Gad Aly M.M - *“Limit states design of steel structures-performance factors”* Canadian Journal of Civil Engineering, nr. 7 / 1980
- 5.24 Galambos T.V., Ravindra M.K. - *“Properties of steel for use in LRFD”* American Society of Civil Engineers. Journal of Structural Engineering 104(ST9)/1978, pp. 1459-1468
- 5.25 Albert C., Essa H.S., Kennedy D.J.L. - *“Distortional buckling of steel beams in cantilever suspended span construction”* Canadian Journal of Civil Engineering nr. 19/1992
- 5.26 Essa H.E., Kennedy D.J.L. - *“Design of steel beams in cantilever-suspended span constructions”* American Society of Civil Engineers, Journal of Structural Engineering, 1995
- 5.27 Lindner J., Aschinger R. - *“Zur Streckgrenzenerhöhung infolge Kaltumformung bei dünnwandigen Profilen (To the increase in yield-strength due to cold-working of thin-walled sections)”* Stahlbau nr 62 / 1993, Ed. Ernst & Sohn

CAPITOLUL 6

- 6.1 Maquoi R., Rondal J. - *“Mise en equation des nouvelles courbes europeennes de flambement”* Construction Metallique, no. 1 / 1978
- 6.2 Rondal J., Maquoi R. - *“Formulation d’Ayrton-Perry pour le flambement des barres metalliques”* Construction Metallique no. 4 / 1979
- 6.3 Sfintesco D. - *“Fondement experimental des courbes europeennes de flambement”* Construction Metallique no. 3 / 1970
- 6.4 Beer H., Schulz G. - *“Bases theoriques des courbes europeennes de flambement”* Construction Metallique no. 3 / 1970
- 6.5 Jaquet J. - *“Essais de flambement et exploitation statistique”* Construction Metallique, no. 3 / 1970
- 6.6 *** Convention Europeenne des Associations de la Construction Metallique - Comission no. 8: Stabilité de forme - Sous-comission pour l’étude experimental du flambement “Rapport d’Activite pour l’exercice 1963 / 1964” Assemblee Generale du 5 mai 1964 a Madrid.
- 6.7 *** Convention Europeenne des Associations de la Construction Metallique - Comission no. 8: Instabilité de forme. Sous-comission no. 8.1: Etude experimental du flambement. “Flambement

des barres en acier doux. Recapitulation des resultats d'essais de flambement et des essais complementaires" Decembre 1967.

- 6.8 *** Convention Europeenne des Associations de la Construction Metallique. Sous-Comission 8.1 -"Etude experimental du flambement. Rapport d'activite pour l'exercice 1968/1969" Assemblee Generale des 28-29 Avril 1969, Cannes.
- 6.9 ***Convention Europeenne de la Construction Metallique. Comission no. 8: Stabilite de forme. Centre Experimental de Recherches et d'Etudes du Batiment et des Travaux Publics Essais de flambement. Section IAP 150.(Fise de laborator)
- 6.10 ***Convention Europeenne de la Construction Metallique. Comission no. 8: Stabilite de forme. Centre de Recherche Scientifique et Technique de l'Industrie des Fabrications Metalliques CRIF. Laboratoire d'Essais des Constructions du Genie Civil et d'Hydraulique Fluviale de l'Universite de Liege. Essais de flambement. Section 5"x5"x3/16", section 3"x3"x6 SWG, section $\Phi 121 \times 5,5$ mm, section $\Phi 88,9 \times 5$ mm (Fise de laborator)
- 6.11 ***Convention Europeenne de la Construction Metallique. Comission no. 8: Stabilite de forme. Laboratoire d'Essais des Constructions du Genie Civil et d'Hydraulique Fluviale de l'Universite de Liege. Essais de flambement. Section DIE 20 (Fise de laborator)
- 6.12 ***Convention Europeenne de la Construction Metallique. Comission no. 8: Stabilite de forme. Laboratoire d'Essais des Constructions du Genie Civil et d'Hydraulique Fluviale de l'Universite de Liege. Essais de flambement. Section IPE 200. (Fise de laborator)
- 6.13 *** Centre de Recherches Scientifique et Technique de l'Industrie des Fabrications Metalliques. CRIF. "Flambement de profils en double T en acier HST EN 50. 6 Essais de controle" Raport de cercetare. Autor: J.Janss, mai 1973
- 6.14 Rondal J., Boerave Ph. - CIDECT Research Project No. 2T-5-97. Fourth Interim Report. University of Liege , May 1998.
- 6.15 Mateescu, D.; Dubina, D.; Mateescu Gr. - "Optimisation de la section en forme de T d'une barre biarticulee soumise en compression centree" - Conferinta Internationala -Paris / Franta 1980

CAPITOLUL 7

- 7.1 Batista E. de Miranda - "Etude de la stabilite des profils a parois minces et section ouverte de types U et C" These de doctorat -Universite de Liege, 1989.
- 7.2 EUROCODE 3 - Part 1.3 "*Cold Formed Thin Gauge Members and Seeting*" July 1993 Issue
- 7.3 Dubina D., Goina D. - "Interactive Buckling Approach of Thin-walled Cold-formed Member; via an Ayrton-Perry Formula and Based on the Critical Load Erosion Theory" Romanian Academy of Science-Timisoara Branch, Research Report, January 1995
- 7.4 Dubina D., Georgescu M., Goina D., Ungureanu V. - "Experimental calibration of Cold-formed Steel Members Buckling curves" XV.e Rencontres Universitaires de Genie Civil, "Comparaison antre resultats experimentaux et resultats de calculs" EC '97, Vol. II, Strassbourg 22-23 Mai 1997

7.5 Dubina D., Georgescu M., Goina D., Ungureanu V. - "Experimental based Statistical approach to evaluate α Imperfection Factor for Cold-formed Compression Members" Proceedings of the International Conference on Experimental Model Eresearch and Testing of Thin-walled Structures, Academy of Sciences of the Czech Republic / Institute of Theoretical and Applied Mechanics, Prague, September 1997

7.6 *** ECCS European Recommendations for the Design of Light Gauge Steel Members, ECCS-TWG 7/1 -1986. Final Draft

7.7 Vlasov V.Z. - Thin-walled elastic beams. Jerusalem. Israel. Program for Scientific Translations, 1961

7.7 Gere J.M., Timoshenko S.P. - Theory of Elastic Stability, New-York, Mc Graw-Hill, 1961

7.8 Rasmussen Kim J.R - The Behaviour of Thin-walled Channel Section Columns, Thesis presented for the Degree of Doctor of Philosophy-School of Civil and Mining Engineering, University of Sydney, December 1988.

7.9 *** CIDECT Report -2M-92/2 "Inventory of the Research on Hollow Sections carried out in the Stability Field. Part two - Databank of CIDECT experimental tests"

7.10 *** Contract de cercetare stiintifica UTT nr 20/27.03.1991 - "Studiul cuplarii formelor de instabilitate: comportarea structurilor din bare cu pereti subtiri formate la rece" Etapa I. Faza 1.2: *Relatii de calcul pentru interactiunea dintre flambaj si voalare. Sectiuni simple.*

7.11 *** Contract de cercetare stiintifica UTT nr 76/28.06.1991 - "Perfectionarea metodelor de calcul ale barelor cu pereti subtiri. Elemente cu sectiunea simpla si compusa comprimata centric" Faza 6: *Studii teoretice privind cuplarea flambajului local cu flambajul general la bare cu sectiune compusa.*

7.12 *** Grant CNCUSU 1996/ Contract UPT 5004 / 1996. Tema 334 - "Baza de date si sistem expert pentru verificarea comportarii la stabilitate a elementelor structurale din otel formate la rece" Faza 1.2 / 1996: *Proceduri statistice pentru evaluarea coeficientului de eroziune*

7.13 Polyzois D., Charnvarnichborikarn P. - "Web-flange Interaction in Cold-formed steel Z-section Columns" Journal of Structural Engineering, Vol. 119, No. 9 September 1993

7.14 Sedlacek G., Unghermann D. - "Buckling Resistance of Class IV Cross sections and Members" RWTH Aachen, Background document for Chapter 5 of Eurocode 3, 15 Marz 1989

CAPITOLUL 8

8.1 Mateescu D. - *Considerations on the Value of Reduction Factor of Lateral-torsional Buckling of Beams in Bending* - Proceedings of the First Int. Spec. Conference on Coupled Instabilities in Metal Structures - CIMS '92, Timisoara, October 12-14 1992; Special Issue of Thin-walled Structures Journal (Guest Editors J.Rondal, D.Dubina, V.Gioncu).

8.2 Dubina D. & all. - "Interactive Buckling of Cold-formed Thin-walled Compression Members Design Curves" - Structural Stability and Design, Ed. Kitipornchai S., Hancock G.J. & Bradford M.A. - Balkema Publishers, Rotterdam 1995

8.3 *** EUROCODE 3 -Backgrounds

8.4 *** AISI - 1990-"Load and Resistance Factor Design. Specifications for Cold-formed Steel structural Members"

8.5 ***Australian / New Zealand Standard for Comment - Cold Formed Steel Structures (Revision of AS 1538-1988) Draft DR 95246 - 15. June 1995

8.6 *** SSRC Guide for Structural Stability

CAPITOLUL 9

9.1 *** Grant CNCSU 1996-"Baza de date si sistem expert pentru verificarea comportarii la stabilitate a elementelor structurale din otel formate la rece" -Faza 1.1 / 1996 -*Realizarea bazei de date pilot DATACOST*- Contract nr. 5004 / 1996, Tema 334-Beneficiar MI-CNCSU

9.2 *** Grant CNCSU 1996- "Baza de date si sistem expert pentru verificarea comportarii la stabilitate a elementelor structurale din otel formate la rece"-Faza 1.2 / 1996 - *Proceduri statistice pentru evaluarea coeficientului de eroziune* - Contract nr. 5004 / 1996, Tema 334-Beneficiar MI-CNCSU

9.3 *** Grant CNCSU 895 - "Algoritm si program de calcul pentru calibrarea experimentală a curbilor de flambaj pentru profile din otel cu pereti subtiri formate la rece" Contract UPT 7004-Tema 41

9.4 *** Research Directory and Abstracts on Cold-formed Steel Structures- 1997 Edition, Center for Cold-formed Steel Structures, University of Missouri-Rolla, Rolla, Missouri

9.5 Itoh Y., Usami T., Fukumoto Y. - Experimental and Numerical Analysis Database on structural Stability- Engineering Structures, Vol. 18, No. 10 / 1996, pp. 812-820, Elsevier Science

9.6 Dubina D., Georgescu M., Goina D., Ungureanu V., Caragioiu Fl. - "Calibration of Interactive Buckling Erosion Factor via a cold-formed Steel Sections Exeprimental Database" - Int. Coll. on Stability of steel Structures, Budapest, sept 21-23 1995, Vol. II, pp. 133-144