

Universitatea POLITEHNICA din Timișoara
Facultatea de Construcții și Arhitectură
Departamentul de Construcții Metalice și Mecanica Construcțiilor

CONTRIBUȚII LA STUDIUL FLAMBAJULUI PRIN ÎNCOVOIERE-RĂSUCIRE A GRINZILOR DIN PROFILE CU PEREȚI SUBȚIRI

Teză de Doctorat

Conducător științific:
Acad. Dan MATEESCU

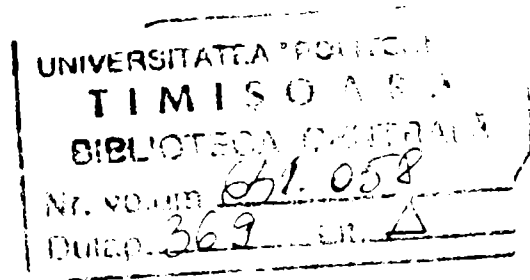
Autor:
CP3 Ing. Daniel-Viorel UNGUREANU

BIBLIOTECA CENTRALĂ
UNIVERSITATEA "POLITEHNICA"
TIMIȘOARA

Timișoara, Noiembrie 2003

CONTRIBUȚII LA STUDIUL FLAMBAJULUI PRIN ÎNCOVOIERE-RĂSUCIRE A GRINZILOR DIN PROFILE CU PEREȚI SUBȚIRI

Teză de Doctorat



Prezentată de:

CP3 Ing. Daniel-Viorel UNGUREANU

Comisia de doctorat:

Prof. Dr. Ing. Ion COSTESCU – Președinte (Universitatea “Politehnica” din Timișoara)
Acad. Dan MATEESCU - Conducător științific (Universitatea “Politehnica” din Timișoara)
Acad. Radu VOINEA – Membru (Academia Română București)
Prof. Dr. Ing. Jacques RONDAL – Membru (Université de Liège ; Doctor HC al UPT)
Prof. Dr. Ing. Dan DUBINA (Universitatea “Politehnica” din Timișoara)

- Timișoara, Noiembrie 2003 -

CUPRINS

Lista figurilor	iv
Lista tabelelor	ix
1. Introducere	1.1
1.1. Stadiul actual al cunoașterii	1.1
1.2. Obiectivele tezei de doctorat	1.2
1.3. Planul tezei de doctorat	1.3
2. Probleme specifice ale comportării barelor din oțel cu pereți subțiri formate la rece	2.1
2.1. Generalități	2.1
2.2. Profile din oțel formate la rece	2.3
2.2.1. <i>Tipuri de profile din oțel formate la rece</i>	2.3
2.2.2. <i>Tehnologii de fabricare</i>	2.4
2.3. Probleme specifice ale profilelor cu pereți subțiri formate la rece	2.7
2.3.1. <i>Ecruisajul</i>	2.7
2.3.2. <i>Efectul Bauschinger</i>	2.10
2.3.3. <i>Tensiuni reziduale</i>	2.10
2.3.4. <i>Imperfecțiuni geometrice</i>	2.12
2.4. Probleme specifice în proiectarea elementelor formate la rece	2.15
2.4.1. <i>Probleme specifice de stabilitate</i>	2.15
2.4.2. <i>Rigiditatea la torsiune</i>	2.20
2.4.3. <i>Strivirea inimii (web crippling)</i>	2.20
2.4.4. <i>Ductilitatea și comportarea în domeniul plastic</i>	2.21
2.4.5. <i>Îmbinări</i>	2.21
2.5. Interacțiunea formelor de flambaj	2.21
3. Rezistența critică și post-critică a barelor cu pereți subțiri	3.1
3.1. Flambajul local (voalarea secțiunii)	3.1
3.2. Flambajul prin distorsiune	3.2
3.2.1. <i>Metoda de calcul conform normei europene Eurocode 3 – Partea 1.3</i>	3.3
3.2.2. <i>Metoda de calcul conform normei australiene AS/NZS4600</i>	3.4
3.2.3. <i>Metoda de calcul Schafer – Pekoz (1999)</i>	3.6
3.2.4. <i>Teoria grinzii generalizate (Generalized Beam Theory - GBT)</i>	3.8
3.3. Interacțiunea instabilităților globale și secționale la barele cu pereți subțiri	3.10
3.3.1. <i>Curbele europene de flambaj pentru bare comprimate centric. Relația de flambaj Ayrton-Perry pentru barele comprimate</i>	3.10
3.3.2. <i>Formula de interacțiune dintre flambajul local și cel global conform normei Eurocode 3 - Part 1.3</i>	3.12
3.3.3. <i>Formula de interacțiune dintre flambajul local și cel prin încovoiere laterală cu răsucire în cazul grinzilor încovoiate conform propunerii Mateescu (1994)</i>	3.14
3.3.4. <i>Formula de interacțiune dintre flambajul local și cel global conform normei americane AISI-2001</i>	3.15
3.3.5. <i>Metoda rezistenței efective (Direct Strength Method)</i>	3.16

3.3.6.	<i>Evaluarea eroziunii sarcinii critice de cuplare a instabilităților prin procedeul Eroziunii Încărcării Critice de Bifurcare (ECBL)</i>	3.18
3.4.	Concluzii	3.22
4.	Program experimental pentru determinarea rezistenței local plastice a profilelor cu pereți subțiri formate la rece solicitate la compresiune	4.1
4.1.	Introducere	4.1
4.2.	Determinarea caracteristicilor mecanice pe materialul de bază	4.5
4.2.1.	<i>Epruveta - Formă și dimensiuni</i>	4.5
4.2.2.	<i>Condiții de încercare</i>	4.6
4.2.3.	<i>Prelucrarea rezultatelor</i>	4.7
4.3.	Distribuția limitei de curgere și rezistenței ultime pe conturul secțiunii transversale	4.8
4.3.1.	<i>Metoda de determinare a limitei de curgere medii pe secțiune conform normei EUROCODE3 - Partea 1-3</i>	4.9
4.3.2.	<i>Metoda de determinare a limitei de curgere medii pe secțiune conform normei AISI-1996</i>	4.9
4.3.3.	<i>Încercări de tracțiune pentru determinarea limitei de curgere pe conturul secțiunii</i>	4.10
4.4.	Tensiuni reziduale de încovoiere	4.15
4.4.1.	<i>Măsurarea tensiunilor reziduale de încovoiere la profilelor cu pereți subțiri formate la rece cu ajutorul metodei curburii</i>	4.16
4.4.2.	<i>Măsurarea tensiunilor reziduale de încovoiere la profile metalice formate la rece cu secțiuni de tip U și Ω</i>	4.19
4.5.	Imperfecțiuni geometrice locale / secționale	4.22
4.6.	Încercări la compresiune pe tronsoane scurte cu secțiuni de tip U și Ω	4.25
4.7.	Concluzii	4.29
5.	Rezistența post-elastică a barelor scurte din profile cu pereți subțiri solicitate la încovoiere sau compresiune	5.1
5.1.	Introducere	5.1
5.2.	Momentul capabil al liniilor plastice	5.6
5.3.	Mecanisme plastice ale plăcilor solicitate la compresiune sau încovoiere	5.10
5.3.1.	<i>Mecanisme plastice ale plăcilor solicitate la compresiune</i>	5.10
5.3.2.	<i>Mecanisme plastice ale plăcilor solicitate la încovoiere</i>	5.18
5.4.	Mecanisme plastice locale ale elementelor structurale comprimate sau încovoiate. Studiu bibliografic	5.21
5.4.1.	<i>Elemente solicitate la compresiune</i>	5.21
5.4.2.	<i>Elemente solicitate la încovoiere</i>	5.32
5.5.	Determinarea forței ultime pentru elemente solicitate la compresiune pe baza metodei mecanismelor plastice locale	5.41
5.6.	Elemente solicitate la încovoiere	5.49
5.6.1.	<i>Descrierea mecanismului propus de Kecman și extins de Kotelko</i>	5.49
5.6.2.	<i>Energia totală de deformație</i>	5.51
5.6.3.	<i>Descrierea mecanismelor propuse pentru secțiuni de tip U și C</i>	5.52
5.7.	Determinarea forței ultime pentru elemente solicitate la încovoiere pe baza metodei mecanismelor plastice locale	5.55
5.8.	Concluzii	5.58
6.	Rezistența post-elastică a profilelor cu pereți subțiri în interacțiunea formelor de instabilitate local plastic–global elastic	6.1
6.1.	Introducere	6.1

6.2.	Metoda ECBL pentru flambajul interactiv de tip plastic-elastic	6.2
6.3.	Determinarea eroziunii și coeficientului imperfecțiunii pentru elemente solificate la compresiune. Rezultate numerice	6.7
6.4.	Determinarea eroziunii și coeficientului imperfecțiunii pentru elemente solificate la încovoiere. Rezultate numerice	6.12
6.5.	Concluzii	6.18
7.	Codificarea imperfecțiunilor pentru simularea numerică a comportării profilelor din oțel cu pereți subțiri	7.1
7.1.	Introducere	7.1
7.2.	Modelarea comportării materialului	7.2
7.3.	Imperfecțiuni geometrice	7.4
7.4.	Tensiuni reziduale	7.6
7.5.	Pregătirea modelării pentru analiza neliniară elasto-plastică	7.10
7.6.	Influența mărimii și formei imperfecțiunilor geometrice locale și secționale asupra flambajului local/distorsional și a flambajului interactiv pentru elementele din bare cu pereți subțiri formate la rece	7.13
	7.6.1. Calibrarea modelului	7.14
	7.6.2. Eroziunea încărcării critice datorită imperfecțiunilor și flambajului interactiv	7.17
7.7.	Concluzii	7.25
8.	Concluzii. Contribuțiile autorului	8.1
8.1.	Concluzii	8.1
8.2.	Contribuțiile autorului	8.4
8.3.	Valorificarea rezultatelor obținute în cadrul tezei	8.5
8.4.	Direcții ulterioare de dezvoltare a cercetării	8.8

Bibliografie

Bibliografie-1

Anexa A:	Pregătirea pe fâșii pentru încercarea de tracțiune și măsurarea tensiunilor reziduale de încovoiere pentru secțiunile de tip 'UC' și 'HC'	A.1
Anexa B:	Rezultatele încercării de tracțiune pentru secțiunile de tip 'UC' și 'HC'	B.1
Anexa C:	Rezultatele măsurării tensiunilor reziduale de încovoiere pentru secțiunile de tip 'UC' și 'HC'	C.1
Anexa D:	Curbe $M(\theta) - \theta$ realizate în programul <i>MathCad</i> pentru mecanismele plastice locale de încovoiere	D.1

LISTA FIGURILOR

Capitolul 2	
Figura 2.1. Secțiuni formate la rece (Trebilcock, 1994)	2.2
Figura 2.2. Tipuri de secțiuni formate la rece	2.3
Figura 2.3. Table profilate și casete	2.3
Figura 2.4. Profile de tablă cutată de tip LINDAB	2.4
Figura 2.5. Etape în laminarea la rece a unei secțiuni simple (Rhodes, 1991)	2.5
Figura 2.6. Linii de laminare la rece industriale: a) profile ; b) table	2.5
Figura 2.7. Faze în procesul de îndoirea la rece	2.6
Figura 2.8. Procedeele de presarea la rece	2.6
Figura 2.9. Efectele formării la rece asupra materialului de bază	2.7
Figura 2.10. Influența procesului de formare (Rondal, 1992)	2.8
Figura 2.11. Definirea tensiunilor reziduale de încovoiere și membranare	2.11
Figura 2.12. Tensiunilor reziduale de încovoiere pentru un profil C format la rece	2.11
Figura 2.13. Tensiuni reziduale măsurate pentru elemente cu secțiune U și C	2.12
Figura 2.14. Definirea imperfecțiunilor geometrice locale	2.14
Figura 2.15. Moduri de flambaj pentru un profil C format la rece comprimat	2.16
Figura 2.16. Moduri de flambaj funcție de lungimea de semiundă pentru un profil C solicitat la compresiune (Hancock, 1998)	2.17
Figura 2.17. Comportarea unui profil comprimat cu (a) secțiune obișnuită și (b) pereți subțiri	2.17
Figura 2.18. Voalarea pereților comprimați.	2.18
Figura 2.19. Starea de efort unitar într-un perete plan care voalează	2.18
Figura 2.20. Secțiunea eficientă a unui perete voalat	2.19
Figura 2.21. Efectul voalării pereților secțiunii transversale asupra capacității portante a unui profil comprimat	2.20
Figura 2.22. Pierderea stabilității prin bifurcarea echilibrului și fenomenul de eroziune al sarcinii critice	2.21
Figura 2.23. Eroziunea primară și eroziunea secundară a încărcării critice de bifurcare	2.22
Figura 2.24. Model de calcul al eroziunii primare și secundare	2.23
Figura 2.25. Instabilități cuplate: (a) în mod natural; (b) prin proiectare	2.23
Capitolul 3	
Figura 3.1. Definirea lățimii pereților plani în concordanță cu normele (a) EUROCODE3-Partea 1.3 și (b) AISI-1996, respectiv AS/NZ4600	3.1
Figura 3.2. Moduri critice de flambaj și lungimile de semiundă corespunzătoare pentru un profil cu secțiune C solicitat la compresiune	3.3
Figura 3.3. Determinarea rigidității k pentru un element cu rigidizare marginală	3.3
Figura 3.4. Aria eficientă a unei rigidizări marginale	3.4
Figura 3.5. Modelul Lau și Hancock pentru flambajul prin distorsiune	3.5
Figura 3.6. Modelul Schafer și Pekoz pentru flambajul prin distorsiune	3.7
Figura 3.7. Moduri de flambaj pentru o secțiune de tip C solicitată la compresiune	3.9
Figura 3.8. Curbe de flambaj obținute cu programul GBT pentru un profil cu secțiune C solicitat la încovoiere pură	3.9
Figura 3.9. Curbe comparative pentru cazul flambajului prin încovoiere laterală cu răsucire: EC 3 - 1.3 și propunerea Mateescu	3.15
Figura 3.10. Modelul de flambaj interactiv conform teoriei ECBL	3.18
Figura 3.11. Eroziunea sarcinii critice de cuplare la grinzi supuse încovoierii pure	3.20

Capitolul 4

Figura 4.1. Notății utilizate pentru secțiunea de tip „U” și „Ω”	4.1
Figura 4.2. Seria „UC”	4.2
Figura 4.3 Seria „HC”	4.2
Figura 4.4. Notății utilizate pentru măsurarea secțiunilor de tip „U” și „Ω”	4.4
Figura 4.5. Forma și dimensiunile epruvetei	4.5
Figura 4.6. Mașina universală de încercări UTS	4.6
Figura 4.7. Curbele caracteristice ale epruvetelor prelevate din materialul de bază	4.7
Figura 4.8. Epruvetele UMAT/1...4 după încercare	4.7
Figura 4.9. Împărțirea în fâșii a secțiunii transversale: (a) UC5S1/2 ; (b) HC9S1/2	4.11
Figura 4.10. Imagini cu secțiunile transversale decupate în fâșii	4.11
Figura 4.11. Curba σ - ε pentru profilele UC5S1/2 și HC9S1/2	4.12
Figura 4.12. Distribuția limitei de curgere pe secțiunea transversală datorită procesului de formare la rece pentru: (a) UC5S1/2 ; (b) HC9S1/2	4.13
Figura 4.13. Tensiuni reziduale medii	4.15
Figura 4.14. Dispozitivul de măsurare amplasat pe fâșia analizată	4.16
Figura 4.15. Calculul curburii	4.17
Figura 4.16. Exemplu de tensiuni reziduale de încovoiere măsurate la un profil de tip C prin decupare incompletă a fâșiilor (Bivolaru, 1993)	4.18
Figura 4.17. Definirea tensiunilor reziduale de încovoiere și membranare pe grosimea elementului	4.18
Figura 4.18. Tensiuni reziduale de încovoiere obținute pentru profilele UC5S1/2 și HC5S1/2	4.20
Figura 4.19. Decuparea parțială a fâșiilor. Floarea reziduală	4.21
Figura 4.20. Propunere privind distribuția procentuală medie a tensiunilor reziduale prezentată în %fy	4.21
Figura 4.21. (a) Propunerea Schafer și Pekoz (%fy); (a) Propunerea Abdel-Rahman și Sivakumaran (%fy)	4.22
Figura 4.22. Definirea imperfecțiunilor geometrice locale	4.22
Figura 4.23. Definirea imperfecțiunilor secționale	4.23
Figura 4.24. Mașina universală de încercări de materiale UTS 250kN	4.25
Figura 4.25. Moduri de cedare prin mecanisme plastice locale ale tronsoanelor scurte solicitate la compresiune	4.26
Figura 4.26. Curbele forță-scurtare înregistrate pentru profile cu secțiune de tip U	4.28
Figura 4.27. Curbele forță-scurtare înregistrate pentru profile cu secțiune de tip Ω	4.29

Capitolul 5

Figura 5.1. Clase de secțiuni pentru elemente solicitate la încovoiere	5.1
Figura 5.2. (a) Mecanism plastic global; (b) Mecanism plastic local	5.1
Figura 5.3. Comportarea unei bare zvelte solicitată la compresiune	5.2
Figura 5.4. Element care dezvoltă: (a) flambaj elastic de bară; (b) flambaj local și de bară; (c) mecanism plastic local în momentul cedării	5.2
Figura 5.5. Localizarea modurilor de flambaj generată de interacțiunea mai multor moduri de flambaj local	5.3
Figura 5.6. Cedarea prin mecanism plastic local a unui element solicitat la compresiune	5.3
Figura 5.7. Comportarea reală a unui stâlp și a unei plăci afectate de imperfecțiuni comparativ cu curbele elastice și plastice	5.4
Figura 5.8. Mecanisme de tip real și pseudo-mecanism	5.5
Figura 5.9. Linii de curgere staționare și variabile (Gioncu & Mazzolani 2002)	5.5
Figura 5.10. Tipuri de mecanisme plastice: (a) tipuri de linii ; (b) Mecanisme plastice incomplete și de rupere	5.6
Figura 5.11 (a) Distribuția eforturilor într-o articulație plastică pentru un element cu secțiune dreptunghiulară; (b) Mecanismul plastic a unui element comprimat	5.7
Figura 5.12. Momentul capabil plastic al unei linii înclinate	5.7

Figura 5.13. Placă solicitată la încovoiere în planul ei	5.9
Figura 5.14. Mecanism plastic pentru o placă cu marginile neîncărcate libere:	
(a) Configurația mecanismului ; (b) Studiul influenței imperfecțiunilor	5.11
Figura 5.15. Mecanism de tip piramidal pentru o placă rezemată pe toate cele patru laturi:	
(a) Configurația mecanismului ; (b) Studiul influenței imperfecțiunilor	5.12
Figura 5.16. Mecanism de tip pană pentru o placă rezemată pe toate cele patru laturi:	
(a) Configurația mecanismului ; (b) Studiul influenței imperfecțiunilor	5.13
Figura 5.17. Mecanism de tip acoperiș pentru o placă rezemată pe toate cele patru laturi:	
(a) Configurația mecanismului; (b) Studiul influenței imperfecțiunilor	5.14
Figura 5.18. Mecanism de tip disc pentru o placă rezemată pe toate cele patru laturi:	
(a) Configurația mecanismului ; (b) Studiul influenței imperfecțiunilor	5.15
Figura 5.19. Comparație între diferitele tipuri de mecanisme	5.16
Figura 5.20. Determinarea tipului de mecanism plastic dominant	5.16
Figura 5.21. Domeniul de valabilitate acoperit de mecanismele de tip acoperiș și disc	5.17
Figura 5.22. Plăci cu o latură liberă; tipuri de mecanisme	5.17
Figura 5.23. Mecanism de tip semi-piramidal pe diagonală	5.18
Figura 5.24. Mecanisme plastice ale plăcilor încovoiate: (a) Configurația mecanismului;	
(b) Curbe moment-rotire pentru mecanismele de tip I și II	5.19
Figura 5.25. Mecanism plastic local pentru o secțiune dublu T solicitată la compresiune	5.21
Figura 5.26. Comparația dintre rezultatele experimentale și cele teoretice (Ivanyi, 1979)	5.22
Figura 5.27. Mecanisme plastice observate experimental pe secțiuni de tip U	5.22
Figura 5.28. Mecanismul plastic CW1 cu inima în compresiune	5.23
Figura 5.29. Comparația dintre curba rigid-plastică pentru mecanismul de tip CW1 și	
rezultatele experimentale obținute pentru două profile de tip U (Khoo, 1979)	5.24
Figura 5.30. Mecanismul plastic CF1 cu tălpile în compresiune	5.25
Figura 5.31. Comparația dintre curba rigid-plastică și rezultatele experimentale obținute	
pentru două profile de tip U care au format mecanism de tip CF1	5.26
Figura 5.32. Forma deformată la cedare a unui profil cu secțiune tubulară	5.27
Figura 5.33. (a) Diagrama forță – scurtare axială ; (b) Dezvoltarea mecanismului	
plastic după atingerea forței maxime	5.27
Figura 5.34. Mecanisme plastice	5.28
Figura 5.35. Determinarea forței ultime cu ajutorul teoriei rigid plastice	5.28
Figura 5.36. Moduri de cedare: (a) bară scurtă ; (b) bară lungă	5.29
Figura 5.37. Mecanism plastic local: (a) bară scurtă ; (b) bară lungă	5.29
Figura 5.38. Deformația colturilor secțiunii transversale	5.30
Figura 5.39. Comparație între curba experimentală și curba teoretică pentru:	
(a) bara scurtă ; (b) bara lungă	5.31
Figura 5.40. Mecanisme plastice locale pentru profilul interior și cel exterior	5.31
Figura 5.41. Mecanism plastic local pentru o secțiune dublu T solicitată la încovoiere	5.33
Figura 5.42. Comparație între rezultatele experimentale și cele teoretice (Ivanyi, 1979)	5.34
Figura 5.43. Tipuri de flambaj plastic pentru grinda de tip SB1	5.35
Figura 5.44. Modele pentru flambajul în planul și în afara planului grinzii	5.36
Figura 5.45. Interacțiunea dintre mecanismele plastice în planul și în afara planului grinzii	5.37
Figura 5.46. Mecanismele plastice produse sub acțiunea încărcărilor ciclice	5.37
Figura 5.47. Mecanism plastic local pentru o secțiune rectangulară	5.38
Figura 5.48. (a) Mecanism plastic local; (b) Moduri de formare a mecanismelor	
plastice locale funcție de dimensiunile secțiunii transversale	5.38
Figura 5.49. Modelul teoretic propus de Kecman	5.39
Figura 5.50. Mecanisme plastice locale pentru secțiuni dreptunghiulare propuse	
de Kotelko	5.39
Figura 5.51. Încercări experimentale pentru determinarea mecanismelor plastice locale	5.40
Figura 5.52. Determinarea forței maxime	5.41
Figura 5.53. Corespondența dintre simulările numerice și rezultatele	
experimentale pentru elemente solificate la compresiune	5.44

Figura 5.54. Moduri de cedare prin mecanisme plastice locale ale tronsoanelor scurte solicitate la compresiune	5.46
Figura 5.55. Mecanism plastic de încovoiere pentru o secțiune tubulară; (a) forma mecanismului; (b) secțiune transversală; (c) secțiune longitudinală	5.49
Figura 5.56. Măsurarea modului de deformare	5.50
Figura 5.57. Mecanismul plastic în diverse faze ale dezvoltării lui	5.50
Figura 5.58. Geometria unei zone plastice locale	5.51
Figura 5.59. Mecanismele plastice locale propuse pentru: (a) secțiunea de tip U solicitată la încovoiere; (b) secțiunea de tip C solicitată la încovoiere	5.53
Figura 5.60. Mărimi care caracterizează mecanismul plastic local la încovoiere	5.53
Figura 5.61. Mecanisme plastice locale obținute în laborator (Lovell, 1985)	5.56
Figura 5.62. Corespondența dintre simulările numerice și rezultatele experimentale pentru elemente solicitate la încovoiere	5.57

Capitolul 6

Figura 6.1. Simulare numerică realizată cu programul ANSYS 5.4 a interacțiunii de tip plastic-elastic dintre un mecanism plastic local și flambajul prin încovoiere a unui profil cu secțiune de tip C solicitat la compresiune	6.1
Figura 6.2. Simulare numerică realizată cu programul ANSYS 5.4 a interacțiunii de tip plastic-elastic dintre un mecanism plastic local și flambajul lateral prin încovoiere-răsucire a unui profil cu secțiune de tip C solicitat la încovoiere pură	6.2
Figura 6.3. Modelul interactiv plastic-elastic conform metodei ECBL, pentru compresiune	6.3
Figura 6.4. Modelul interactiv plastic-elastic conform metodei ECBL, pentru încovoiere	6.4
Figura 6.5. Evaluarea coeficientului de eroziune ψ pe baza metodei experimentale	6.6
Figura 6.6. Comparația dintre rezultatele experimentale și cele numerice pentru lotul de specimene cu secțiunea U113x55x2.05 testate la compresiune de Batista (1986)	6.10
Figura 6.7. Comparația dintre rezultatele experimentale și cele numerice pentru lotul de specimene cu secțiunea U62x62x2.05 testate la compresiune de Batista (1986)	6.10
Figura 6.8. Comparația dintre rezultatele experimentale și cele numerice pentru lotul de specimene cu secțiunea C106x35x21x2.03 testate la compresiune de Batista (1986)	6.11
Figura 6.9. Comparația dintre rezultatele experimentale și cele numerice pentru lotul de specimene cu secțiunea C106x35x21x2.03 testate la compresiune de Batista (1986)	6.11
Figura 6.10. Interacțiune de tip plastic-elastic pentru secțiuni de tip C solicitate la încovoiere (Lovell, 1985)	6.14
Figura 6.11. Comparația dintre rezultatele experimentale și cele numerice pentru Seria B, cu secțiunea de tip C, testate la încovoiere de Lovell (1985)	6.15
Figura 6.12. Comparația dintre rezultatele experimentale și cele numerice pentru Seria C, cu secțiunea de tip C, testate la încovoiere de Lovell (1985)	6.15
Figura 6.13. Comparația dintre rezultatele experimentale și cele numerice pentru Seria E, cu secțiunea de tip C, testate la încovoiere de Lovell (1985)	6.16
Figura 6.14. Comparația dintre rezultatele experimentale și cele numerice pentru Seria A, cu secțiunea de tip U, testate la încovoiere de Lovell (1985)	6.16
Figura 6.15. Comparația dintre rezultatele experimentale și cele numerice pentru Seria D, cu secțiunea de tip U, testate la încovoiere de Lovell (1985)	6.17

Capitolul 7

Figura 7.1. Legile de material de tip Prandtl și Ramberg-Osgood utilizate pentru modelul cu elemente finite	7.2
---	-----

Figura 7.2. Curbe încărcare-deplasare după axa minimă de inerție la jumătatea lungimii barei funcție de diferite tipuri de legi de comportare a materialului	7.3
Figura 7.3. Definirea imperfecțiunilor geometrice locale	7.5
Figura 7.4. Moduri de flambaj propuse pentru imperfecțiunile geometrice globale și locale	7.6
Figura 7.5. Definirea tensiunilor reziduale de încovoiere și membranare	7.7
Figura 7.6. Valorile medii ale tensiunilor reziduale de încovoiere exprimate în %fy	7.8
Figura 7.7. Distribuția tensiunilor reziduale de încovoiere în raport cu limita de curgere %fy propusă de Sivakumaran & Abdel-Rahman (1997, 1998)	7.8
Figura 7.8 Distribuția tensiunilor reziduale de încovoiere în raport cu limita de curgere %fy propusă de Ungureanu (2003)	7.9
Figura 7.9. Discretizarea unei jumătăți de cornier și distribuția tensiunilor reziduale: (a) tensiuni reziduale membranare ; (b) tensiuni reziduale de încovoiere	7.9
Figura 7.10. Curbe de flambaj: (a) efectul tensiunilor reziduale membranare; (b) efectul tensiunilor reziduale de încovoiere	7.10
Figura 7.11. Utilizarea MEF în determinarea capacității portante a elementelor supuse la compresiune (Talja & Salmi 1994)	7.11
Figura 7.12. Modurile de flambaj folosite ca formă a imperfecțiunilor inițiale pentru o grindă solicitată la încovoiere după axa maximă de inerție	7.12
Figura 7.13. Două moduri diferite de deformații inițiale (a-global și c-local) și forma deformată finală corespunzătoare (b și d) pentru o secțiune de tip "C" solicitată la compresiune cu încovoiere	7.12
Figura 7.14. Forma și semnul imperfecțiunilor geometrice locale analizate	7.15
Figura 7.15. Curbele σ - ϵ măsurate pentru secțiunile de tip U și C analizate	7.16
Figura 7.16. Modelul flambajului interactiv bazat pe metoda ECBL pentru compresiune	7.21
Figura 7.17. Modelul flambajului interactiv bazat pe metoda ECBL pentru încovoiere	7.24

LISTA TABELELOR

Capitolul 2

Tabelul 2.1. Creșterea limitei de curgere și rezistenței ultime a materialului pe secțiunea transversală funcție de procedeul de formare la rece (Rondal, 1986)	2.8
Tabelul 2.2. Tensiuni reziduale (Rondal, 1986)	2.11
Tabelul 2.3. Instabilități cuplate la elemente de tip bară	2.24

Capitolul 3

Tabelul 3.1. Valorile coeficientului α aferent curbelor europene de flambaj	3.11
Tabelul 3.2. Procedura de calibrare a factorului ψ	3.22

Capitolul 4

Tabelul 4.1. Dimensiuni nominale ale specimenelor pentru încercarea de compresiune	4.3
Tabelul 4.2. Dimensiuni măsurate ale specimenelor din seria „UC”	4.4
Tabelul 4.3. Dimensiuni măsurate ale specimenelor din seria „HC”	4.5
Tabelul 4.4. Dimensiuni ale epruvetelor prelevate din materialul de bază	4.6
Tabelul 4.5. Limita de curgere convențională și limita de rupere	4.8
Tabelul 4.6. Creșterea limitei de curgere și rezistenței ultime a materialului pe secțiunea transversală funcție de procedeul de formare la rece	4.8
Tabelul 4.7. Rezultatele încercării de tracțiune pe fâșii pentru profilul UC5S1/2	4.12
Tabelul 4.8. Rezultatele încercării de tracțiune pe fâșii pentru profilul HC9S1/2	4.13
Tabelul 4.9. Comparație între valorile obținute pe cale experimentală și valorile obținute cu normele EUROCODE 3 – Partea 1.3 și AISI-1996 pentru limita de curgere a colțului și cea medie pe secțiune pentru profilele din seria UCxS1/2	4.14
Tabelul 4.10. Comparație între valorile obținute pe cale experimentală și valorile obținute cu normele EUROCODE 3 – Partea 1.3 și AISI-1996 pentru limita de curgere a colțului și cea medie pe secțiune pentru profilele din seria HCxS1/2	4.14
Tabelul 4.11. Tensiuni reziduale (Rondal, 1986)	4.15
Tabelul 4.12. Număr de măsurări pe lungimea profilului	4.24
Tabelul 4.13. Centralizarea măsurătorilor imperfecțiunilor de Tip 2	4.24
Tabelul 4.14. Valori ale forței ultime; comparația cu rezultatele obținute cu EUROCODE 3 – Partea 1.3; zveltețea redusă a profilelor de tip U și Ω	4.27

Capitolul 5

Tabelul 5.1. Mecanisme plastice reale (<i>true mechanisms</i>)	5.20
Tabelul 5.2. Dimensiuni principale pentru speciamele testate la Universitatea din Liege (Batista, 1986)	5.42
Tabelul 5.3. Mecanisme plastice locale pentru secțiuni de tip U și C	5.43
Tabelul 5.4. Rezultate comparative pentru tronsoanele scurte solicitate la compresiune	5.45
Tabelul 5.5. Dimensiuni măsurate medii ale profilelor de tip U și Ω (Ungureanu 2003)	5.47
Tabelul 5.6. Rezultate comparative pentru tronsoanele scurte solicitate la compresiune	5.48
Tabelul 5.7. Dimensiunile profilelor cu secțiune de tip U și C (Lovell 1985)	5.56
Tabelul 5.8. Rezultate comparative pentru barele scurte solicitate la încovoiere	5.58

Capitolul 6

Tabelul 6.1. Dimensiuni principale pentru speciamele cu secțiune de tip U testate la compresiune la Universitatea din Liege (Batista, 1986)	6.7
Tabelul 6.2. Dimensiuni principale pentru speciamele cu secțiune de tip C testate la compresiune la Universitatea din Liege (Batista, 1986)	6.8
Tabelul 6.3. Coeficientului imperfecțiunii α determinat pentru flambajul interactiv al profilelor cu secțiune de tip U	6.9

Tabelul 6.4. Coeficientului imperfecțiunii α determinat pentru flambajul interactiv al profilelor cu secțiune de tip C	6.9
Tabelul 6.5. Caracteristicile principale ale profilelor cu secțiune U încercate experimental (Lovell, 1985)	6.12
Tabelul 6.6. Caracteristicile principale ale profilelor cu secțiune C încercate experimental (Lovell, 1985)	6.13
Tabelul 6.7. Valori ale coeficientului de imperfecțiune α_{LT} ce pot fi folosite în flambajul interactiv al grinzilor încovoiate cu secțiuni de tip C	6.17
Tabelul 6.8. Valori ale coeficientului de imperfecțiune α_{LT} ce pot fi folosite în flambajul interactiv al grinzilor încovoiate cu secțiuni de tip U	6.18

Capitolul 7

Tabelul 7.1. Valoarea încărcării ultime funcție de cele două legi de comportare a materialului	7.4
Tabelul 7.2. Dimensiuni măsurate ale elementelor, pentru seriile P36 și L36	7.14
Tabelul 7.3. Caracteristici de material	7.14
Tabelul 7.4. Imperfecțiunile locale și globale maxime măsurate	7.15
Tabelul 7.5. Forța ultimă în kN	7.17
Tabelul 7.6. Dimensiunile nominale și proprietățile de material pentru seriile P36 și L36	7.18
Tabelul 7.9. Forma imperfecțiunilor de tip local/secțional pentru elemente comprimate	7.18
Tabelul 7.8. Rezultatele flambajului interactiv pentru cazul compresiunii	7.19
Tabelul 7.9. Valorile coeficientului de eroziune "e" și a coeficientului imperfecțiunii " α "	7.21
Tabelul 7.10. Forma imperfecțiunilor de tip local/secțional pentru elemente încovoiate	7.23
Tabelul 7.11. Rezultatele flambajului interactiv pentru cazul încovoierii	7.24
Tabelul 7.12. Valorile coeficientului de eroziune " e_{LT} " și a coeficientului imperfecțiunii " α_{LT} "	7.25

1. INTRODUCERE

1.1. Stadiul actual al cunoașterii

La ora actuală verificarea de stabilitate a profilelor cu pereți subțiri formate la rece se realizează prin intermediul curbelor de flambaj europene elaborate în perioada anilor '60 pe baza unei ample campanii experimentale, 1018 încercări întreprinse în 7 laboratoare europene (Sfintesco, 1970). Baza teoretică a acestor curbe este dată de Beer și Schulz (1970), iar Rondal și Maquoi (1979) au prezentat punerea în ecuație Ayrton-Perry, respectiv forma actuală a curbelor de flambaj așa cum se găsesc ele în prezent în majoritatea normelor țărilor europene precum și în noua normă unificată a Uniunii Europene – EUROCODE 3. Ulterior, aplicarea acestor curbe a fost extinsă și la barele cu pereți subțiri din oțel formate la rece, deși este cunoscut faptul că proprietățile fizico-mecanice și de comportament ale acestor profile sunt mult diferite de cele ale profilelor laminate la cald.

Aceste diferențe se referă în principal la:

- Natura diferită a imperfecțiunilor: Profilele laminate la cald sunt substanțial influențate de prezența tensiunilor reziduale rezultate în urma procesului de fabricare, în timp ce profilele formate la rece sunt mai sensibile la influența imperfecțiunilor geometrice, tensiunile reziduale fiind pe de o parte mult mai reduse, pe de altă parte compensate de efectul de ecrusare (Costa Ferreira și Rondal, 1987).
- Datorită zvelteții pereților componenți, în cazul profilelor cu pereți subțiri are loc întotdeauna o interacțiune între modurile de instabilitate globale și cele locale, fapt care antrenează după sine o eroziune a încărcării critice cu efect maxim în zona de cuplare (Gioncu, 1994).

În aceste condiții este evident că pentru profilele din oțel cu pereți subțiri formate la rece se impune stabilirea unor curbe de flambaj specializate, utilizarea actualelor curbe (cele corespunzătoare profilelor laminate la cald) fiind o soluție provizorie impusă la sfârșitul anilor '70 de avântul pe care l-a luat utilizarea acestor profile.

Posibilitatea de elaborare a unor curbe pentru flambajul interactiv în cazul profilelor formate la rece pe baza conceptului de eroziune a fost prezentată pentru prima dată de Dubină (1990), după care s-au făcut încercări de a clasifica secțiunile profilelor formate la rece în vederea analizei la stabilitate în funcție de sensibilitatea lor la eroziunea încărcării critice de cuplare (Dubină și Georgescu, 1992, 1994).

Se menționează că studiul fenomenelor de cuplare a formelor de instabilitate, care caracterizează cu precădere structurile metalice cu pereți subțiri constituie la ora actuală o tematică a cercetării fundamentale din domeniu, care suscită un larg interes pe plan mondial.

Utilizarea profilelor din oțel formate la rece într-o gamă largă de aplicații este condiționată în primul rând de evaluarea corectă a rezistenței lor la stabilitate. Aceasta impune elaborarea unor relații de verificare care, înglobând în mod corect caracterul fundamental al comportării acestor tipuri de profile, să fie în același timp suficient de simple pentru a putea fi introduse în normele de calcul utilizate în proiectare.

Cunoașterea și stăpânirea fenomenelor de instabilitate ale structurilor din profile cu pereți subțiri formate la rece (care constituie criteriul principal de dimensionare a acestor structuri) va permite extinderea ariilor lor de utilizare. Este cunoscut că utilizarea profilelor formate la rece pentru o gamă foarte largă de structuri ingineresti este cu mult mai avantajoasă decât a structurilor laminate la cald. Producătorii de profile și firmele de construcții vor beneficia direct de aceste efecte.

În acest context în octombrie 1992 s-a organizat la Timișoara prima conferință internațională de instabilități cuplate, manifestare care s-a bucurat de un interes și o participare deosebită. În septembrie 1996, la Liege, s-a desfășurat a 2-a ediție a acestei manifestări, iar în septembrie 2000, a avut loc la Lisabona a 3-a ediție a manifestării. Următoarea ediție va avea loc în anul 2004 la Roma.

Se menționează că, colectivul de cercetare din care face parte autorul tezei de doctorat este implicat în susținerea cercetării printr-un număr însemnat de lucrări științifice publicate în cadrul unor manifestări științifice internaționale și naționale, respectiv în reviste de specialitate. Autorul tezei de doctorat a publicat un număr de peste 40 de articole legate de subiectul tezei de doctorat, singur sau în colaborare. De asemenea, autorul tezei a participat și la elaborarea normei de calcul românești în domeniu, *Normativul NPO 12-97: Normativ pentru calculul elementelor din oțel cu pereți subțiri formate la rece*, *Buletinul Construcțiilor Nr. 15/1998*.

În ceea ce privește contractele de cercetare, autorul a participat și la elaborarea a peste 10 contracte de cercetare în strânsă relație cu tematica tezei de doctorat.

Se pot remarca și colaborări deosebite în acest domeniu cu parteneri externi, și anume cu Prof. J. Rondal de la Universitatea din Liege, Prof. J.M. Davies și C. Jiang de la Universitatea din Manchester și cu Prof. F.M. Mazzolani și R. Landolfo de la Universitatea "Federico II" din Napoli cu care s-au realizat în colaborare un număr de 5 lucrări de cercetare în domeniul stabilității barelor cu pereți subțiri.

Se face mențiunea încă de la începutul tezei de doctorat că studiul va fi efectuat atât pe elemente solicitate la încovoiere, cât și pe elemente solicitate la compresiune. Studiul barelor comprimate este mult mai ușor de realizat și de înțeles, și se poate face ușor extrapolarea către barele încovoiate folosind modelele de la solicitarea de compresiune. În acest sens se urmărește și linia propusă de norma europeană, care pornind de la solicitarea de compresiune a extins metodologia pentru solicitarea de încovoiere.

1.2. Obiectivele tezei de doctorat

Teza de doctorat are următoarele obiective:

- Obiectivul principal al cercetării îl constituie studiul fenomenelor de instabilitate, simplă sau cuplată, a profilelor din oțel cu pereți subțiri formate la rece solicitate la încovoiere și/sau compresiune.
- Realizarea unui program experimental propriu pe elemente scurte solicitate la compresiune pentru obținerea în laborator a mecanismelor plastice locale și confirmarea mecanismelor plastice obținute pe cale analitică.
- Înțelegerea modului în care aceste mecanisme plastice locale se formează și parametrii care le influențează.
- Determinarea pe cale analitică a mecanismelor plastice locale de compresiune și încovoiere și validarea acestora prin compararea valorilor obținute pentru tronsonul scurt cu alte metode similare din literatura de specialitate și cu rezultate experimentale proprii și din literatura de specialitate.
- Propunerea unui model de flambaj interactiv între rezistența tronsonului scurt determinată pe baza mecanismelor plastice locale și flambajul global elastic prin intermediul metodei Eroziunii Încărcării Critice de Bifurcare - ECBL.

- Determinarea noilor coeficienți ai imperfecțiunii (α) pe baza coeficientului de eroziune (ψ) prin flambajul interactiv plastic-elastic, atât în cazul barelor încovoiate, cât și în cadrul barelor comprimate.
- Calibrarea și validarea unor modele elasto-plastice cu element finit, cu programul ANSYS, pentru simularea comportării barelor cu pereți subțiri pe baza încercărilor experimentale.
- Evaluarea eroziunii încărcării teoretice de cuplare a modurilor de flambaj ca urmare a efectului imperfecțiunilor și determinarea factorilor de sensibilitate la imperfecțiuni.
- Codificarea imperfecțiunilor geometrice locale și globale pentru simularea numerică a comportării profilelor din oțel cu pereți subțiri formate la rece solicitate la compresiune sau încovoiere.

1.3. Planul tezei de doctorat

Planul tezei de doctorat este strâns legat de obiectivele enunțate mai sus, și anume:

Capitolul 1

Se prezintă stadiul actual al cunoașterii în domeniu în ceea ce privește stabilitatea barelor din oțel cu pereți subțiri formate la rece, precum și elementele concrete de interes care justifică cercetarea efectuată în cadrul tezei de doctorat. De asemenea, sunt enunțate obiectivele tezei de doctorat.

Capitolul 2

În acest capitol se analizează problemele specifice ale comportării profilelor din oțel cu pereți subțiri formate la rece. Se prezintă efectele procesului de fabricație asupra caracteristicilor geometrice și mecanice ale profilelor. Se analizează problema imperfecțiunilor geometrice, a ecruisajului produs ca efect al tehnologiei de formare, efectul Bauschinger, respectiv tensiunile reziduale specifice acestor profile. De asemenea, este analizată influența supleței pereților asupra rezistenței și stabilității elementelor din oțel cu pereți subțiri formate la rece. Se prezintă fenomenul de eroziune al modurilor teoretice ca urmare a naturii diferite a imperfecțiunilor, având efecte maxime în punctele de cuplare ale instabilităților, acolo unde avem o însumare a efectului imperfecțiunilor și a efectului de cuplare a modurilor de instabilitate.

Capitolul 3

Sunt trecute în revistă modurile teoretice de instabilitate simple și cuplate, care intervin în cazul profilelor cu pereți subțiri solicitate la încovoiere pură și compresiune axială. Se prezintă principalele norme și metode de calcul a barelor cu pereți subțiri. Printre acestea se prezintă metoda ECBL, propusă de Dubină (2001), metodă care stă la baza a două din cele trei direcții principale de cercetare din această teză de doctorat:

- (a) Studiul flambajului interactiv de tip plastic-elastic;
- (b) Codificarea imperfecțiunilor pentru simularea numerică a comportării profilelor din oțel cu pereți subțiri formate la rece.

Capitolul 4

Se prezintă încercări experimentale realizate de autor în cadrul Laboratorului CEMSIG al Facultății de Construcții și Arhitectură, pe bare scurte cu pereți subțiri solicitate la

compresiune centrică, cu secțiuni de tip „U” și „Ω”. Scopul încercărilor experimentale a fost de a determina rezistențele ultime ale tronsoanelor scurte, a modului de formare a mecanismelor plastice locale, ținând cont de jocul zvelteților pereților componente ai secțiunii transversale, cât și de validare a modelelor de calcul propuse pentru mecanismele plastice utilizate pentru determinarea rezistenței ultime a tronsonului scurt.

De asemenea, pentru determinare rezistenței ultime a tronsonului scurt, limita de curgere, tensiunile reziduale, cât și de mărimea imperfecțiunilor geometrice inițiale influențează valoarea rezistenței ultime, deci acești factori trebuie cunoscuți. Astfel s-a efectuat un set suplimentar de încercări experimentale pentru determinarea următoarelor caracteristici:

- Limita de curgere și rezistența ultimă a materialului de bază;
- Distribuția limitei de curgere și rezistenței ultime pe perimetrul secțiunii transversale, inclusiv a colțurilor secțiunii;
- Tensiunile reziduale de încovoiere;
- Imperfecțiunile geometrice locale.

Capitolul 5

În acest capitol se propun mecanismele plastice locale pentru determinarea rezistenței tronsonului scurt a barelor cu pereți subțiri formate la rece solicitate la încovoiere pură și/sau compresiune axială. Într-o primă fază se realizează un studiu bibliografic asupra tipurilor de linii de curgere, a tipurilor de mecanisme plastice locale pentru elemente solicitate la încovoiere pură și compresiune axială. După obținerea mecanismelor plastice locale, pentru barele scurte se face o comparație a acestora cu rezultate experimentale din literatura de specialitate și cele obținute de autor în cadrul Laboratorului CEMSIG al Facultății de Construcții și Arhitectură, prezentate în Capitolul 4.

Capitolul 6

Acest capitol își propune să studieze flambajului interactiv de tip plastic-elastic al barelor cu pereți subțiri. După cum s-a prezentat în Capitolul 5, în această metodă se consideră că rezistenței barei scurte, fie ea solicitată la compresiune sau încovoiere, este determinată pe baza mecanismelor plastice locale. Mecanismele plastice locale descriu mult mai bine comportarea tronsonului scurt și oferă rezultate mult mai realiste decât rezultatele obținute cu metoda bazată pe lățimea eficace. Este de remarcat faptul că este foarte important de a determina corect rezistența tronsonului scurt, pentru că împreună cu flambajul interactiv caracterizează mai bine, sau mai puțin bine comportarea profilelor formate la rece.

Pe baza metodei ECBL se va evalua eroziunea sarcinii critice de cuplare în punctul de cuplare, acceptând ca mod de instabilitate erodat curba de tip Ayrton-Perry. Se definește coeficientul eroziunii (ψ) și se introduce în relația de legătură dintre coeficientul (ψ) și coeficientul imperfecțiunii (α). Astfel pot fi determinați noi coeficienți de imperfecțiune (α), care caracterizează mult mai corect comportarea barelor cu pereți subțiri.

Capitolul 7

În acest capitol se analizează parametrii care influențează comportarea barelor cu pereți subțiri, și anume: curbele de material pentru zonele plane ale secțiunilor transversale și pentru colțurile acestora; imperfecțiunile inițiale globale și locale; tensiunile reziduale membranare și flexionare. Forma diferită a imperfecțiunilor locale / secționale au un efect diferit asupra rezistenței ultime a elementului.

Principalul obiectiv al acestui capitol este codificarea imperfecțiunilor geometrice locale și globale pentru simularea numerică a comportării profilelor din oțel cu pereți subțiri formate la

rece. Prin intermediul metodei ECBL, se vor identifica imperfecțiunile critice care influențează comportarea profilelor cu pereți subțiri și noi coeficienți ai imperfecțiunii (α), care țin cont de aceste imperfecțiuni inițiale.

Capitolul 8

În acest capitol se prezintă concluziile rezultate în urma cercetării efectuate. Se subliniază eficiența și acuratețea procedurilor propuse. În final se prezintă contribuțiile autorului și direcțiile de interes pentru continuarea cercetărilor. De asemenea, se prezintă și valorificarea rezultatelor obținute în cadrul tezei de doctorat.

2. PROBLEME SPECIFICE ALE COMPORTĂRII BARELOR DIN OȚEL CU PEREȚI SUBȚIRI FORMATE LA RECE

2.1. Generalități

Profilele metalice formate la rece se întâlnesc în mai toate aspectele vieții moderne. Utilizările acestora sunt multe și variate, existând în zilele noastre o gamă largă de produse, cu o mare diversitate de forme și mărimi.

Utilizarea profilelor formate la rece în construcții a început pe la mijlocul secolului XIX, în SUA și Marea Britanie. Utilizarea pe scara largă a acestor profile a început însă doar din a doua jumătate a secolului trecut.

Până nu demult, profilele formate la rece au fost folosite preponderent pentru elementele secundare de rezistență ale clădirilor, în alcătuirea învelitorilor, cu rol de pane pentru acoperiș sau rigle pentru pereți. Tot mai mult, în ultimii ani, aceste profile sunt utilizate și pentru alcătuirea structurii de rezistență propriu-zise a clădirilor.

O altă aplicație larg răspândită a produselor din oțel formate la rece o reprezintă tablele cutate, utilizate pentru realizarea învelitorilor clădirilor. Profilele pentru învelitori se găsesc în sortimente variate, începând cu tablele cutate obișnuite, utilizate pentru închiderile halelor industriale, până la panourile speciale, folosite pentru realizarea unor fațade deosebite. Sistemele metalice ușoare folosite pentru realizarea de pereți cortină sunt de asemenea utilizate pe scară largă. Tablele cutate au dobândit o largă acceptare în ultimii 15 ani, ca o componentă de bază în realizarea planșeelor mixte oțel-beton. În prezent, această soluție este des întâlnită în cazul clădirilor multietajate.

Piața de desfacere a produselor din oțel formate la rece pentru construcții continuă să se dezvolte în întreaga lume. Aceasta se datorează și noilor tehnologii de protecție anticorozivă, care conduc la creșterea competitivității acestor produse. Studii recente au arătat că degradarea protecției anticorozive pentru elementele din oțel zincate este suficient de lentă, astfel încât se poate garanta o durată medie de viață de 60 ani.

În mod obișnuit, profilele formate la rece au grosimi de până la 3mm. Dezvoltări recente ale tehnologiilor de fabricație permit însă formarea la rece a unor secțiuni cu grosimi de până la 25mm, în timp ce secțiunile deschise, cu grosimi de până la 8mm, devin destul de frecvent utilizate în construcții. Oțelurile utilizate pentru aceste profile au limite de curgere cuprinse între 250-550MPa (Hancock, 1997). Există tot mai des tendința de a utiliza oțeluri cu limite de curgere superioare acestor valori, odată cu producerea mai eficientă a unor oțeluri cu rezistențe ridicate.

Utilizarea profilelor cu grosimi reduse și a oțelurilor cu rezistențe ridicate conduc însă la probleme de proiectare deosebite, care nu sunt întâlnite în practica de proiectare a elementelor din oțel clasice. Instabilitatea structurală se produce mai repede, ca rezultat al flambajului local al pereților componenți ai secțiunii transversale (voalare), care interacționează cu flambajul global al elementului. Utilizarea oțelurilor cu rezistențe ridicate poate face ca tensiunea corespunzătoare voalării pereților secțiunii transversale să fie aproximativ egală cu limita de curgere.

Mai mult decât atât, formele secțiunilor transversale în cazul profilelor formate la rece sunt de obicei mai complexe decât ale celor laminate la cald sau sudate, cum ar fi secțiunile dublu T sau U. Secțiunile formate la rece au de regula forme monosimetrice sau chiar fără nici o axă de simetrie, având în mod normal rigidizări suplimentare de capăt pe tălpi și chiar rigidizări intermediare pe inimi sau pe tălpile cu lățime mare. Așa cum se arată în Figura 2.1, pentru

aplicațiile structurale, pot fi produse prin formate la rece diverse secțiuni transversale, simple sau complexe. Pentru proiectarea acestor secțiuni au fost realizate norme de calcul speciale.

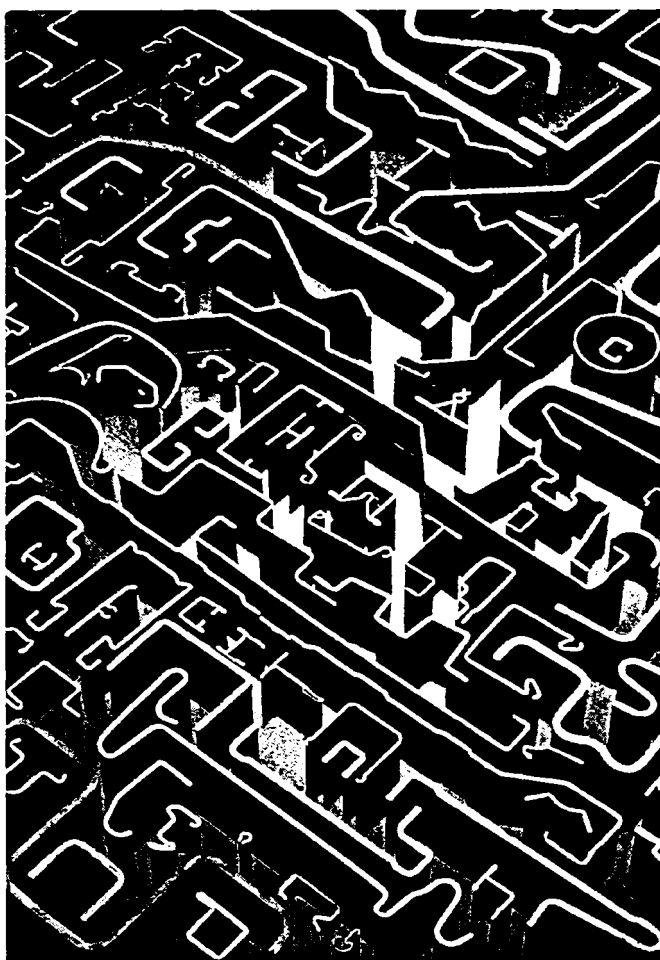


Figura 2.1. Secțiuni formate la rece (Trebilcock, 1994)

Astfel, în SUA, au fost elaborate normele AISI (American Iron and Steel Institute) pentru proiectarea elementelor din oțel cu pereți subțiri formate la rece pentru prima oară în 1946 și au fost actualizate cu regularitate până la ediția cea mai recentă (AISI, 1996, 1999). Prima ediție a normei unificate *North American Specification* (AISI, 2001) a fost editată în 2001. Aceasta normă este aplicabilă în SUA, Canada și Mexic, pentru proiectarea elementelor din oțel cu pereți subțiri formate la rece.

În Australia și Noua Zeelandă ultima versiune a normei pentru proiectarea structurilor din oțel cu pereți subțiri formate la rece a fost publicată în decembrie 1996 (AS/NZS 1996, 1998).

În Europa, Convenția Europeană pentru Construcții Metalice ECCS (European Convention for Constructional Steelwork) a elaborat recomandările europene pentru proiectarea elementelor din oțel cu pereți subțiri formate la rece pentru prima oară în anul 1987 (ECCS, 1987). De atunci, acest document european a fost revizuit și republicat, iar în 1996 a fost propus ca normă europeană Eurocode 3 - Partea 1.3 (ENV, 1996).

În România există din anul 1997 versiunea tradusă și adaptată a normei europene menționate anterior, cu denumirea "*Normativ pentru calculul elementelor din oțel cu pereți subțiri formate la rece*", indicativ NPO 12-1997 (NPO, 1997).

Domeniile de utilizare ale profilelor din oțel cu pereți subțiri formate la rece ca și elemente de rezistență structurale sunt variate, mergând de la industria construcțiilor până la industria automobilelor, aeronautică, navală, chimică, minieră, nucleară sau spațială.

2.2. Profile din oțel formate la rece

2.2.1. Tipuri de profile din oțel formate la rece

Profilele sau tablele din oțel formate la rece sunt fabricate din table laminate la cald sau la rece, cu sau fără protecție anticorozivă. În cadrul unor toleranțe admise, acestea au o secțiune transversală constantă sau variabilă.

Elementele structurale din oțel formate la rece pot fi clasificate în două tipuri distincte:

1. Profile în cadrul structurii de rezistență propriu-zise a clădirii;
2. Panouri de tablă profilată pentru învelitoare sau planșee.

Prima categorie include, așa cum se arată în Figura 2.2, secțiuni deschise simple (Figura 2.2a), secțiuni compuse deschise (Figura 2.2b) sau secțiuni compuse închise (Figura 2.2c).

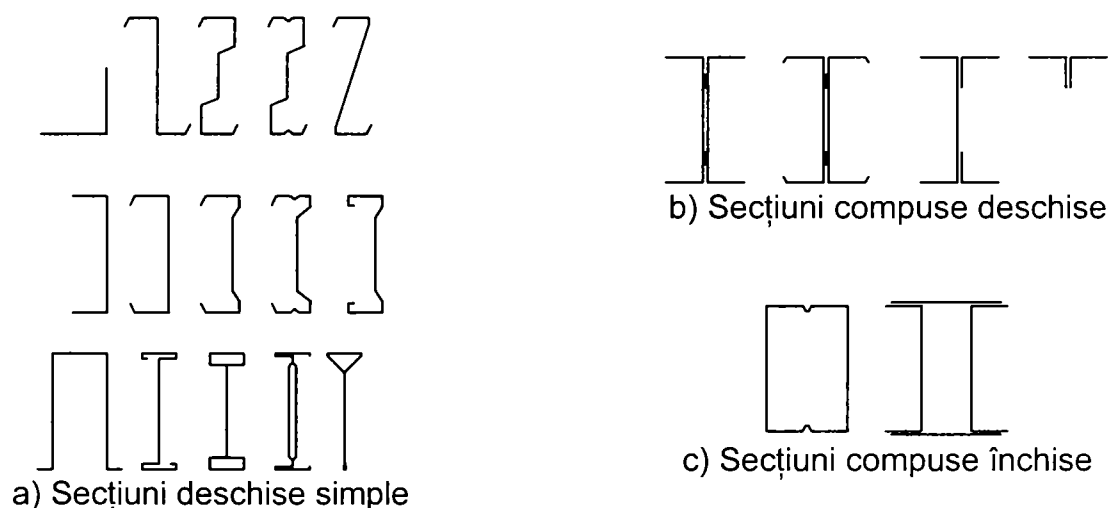


Figura 2.2. Tipuri de secțiuni formate la rece

În mod obișnuit, înălțimea secțiunilor variază de la 50-70mm până la 350-400mm, cu grosimi de aproximativ 1-6mm.

Panourile din tablă, realizate din table profilate sau casete sunt arătate în Figura 2.3. Înălțimea panourilor variază de obicei între 20 și 200mm, în timp ce grosimile variază între 0.4-1.5mm.

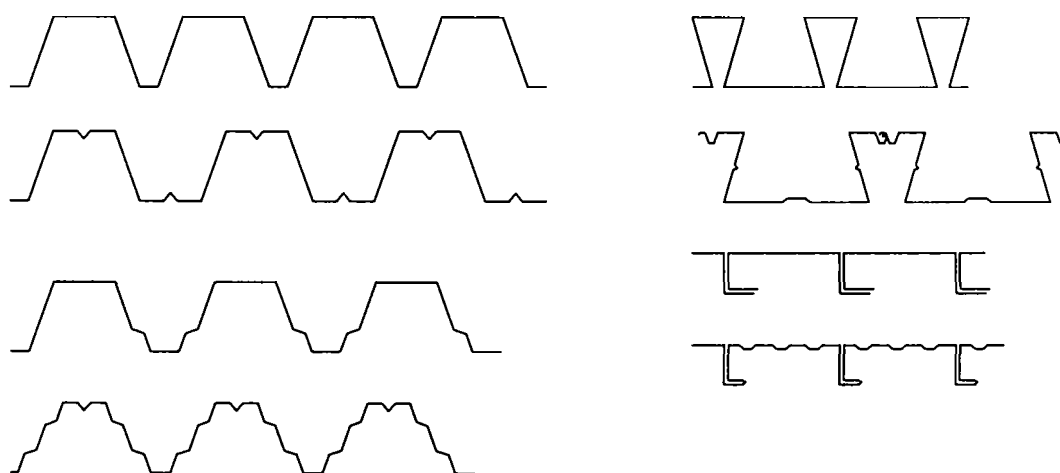


Figura 2.3. Table profilate și casete

În Figura 2.4 se arată câteva exemple de table cutate de tip LINDAB, având destinații diferite.

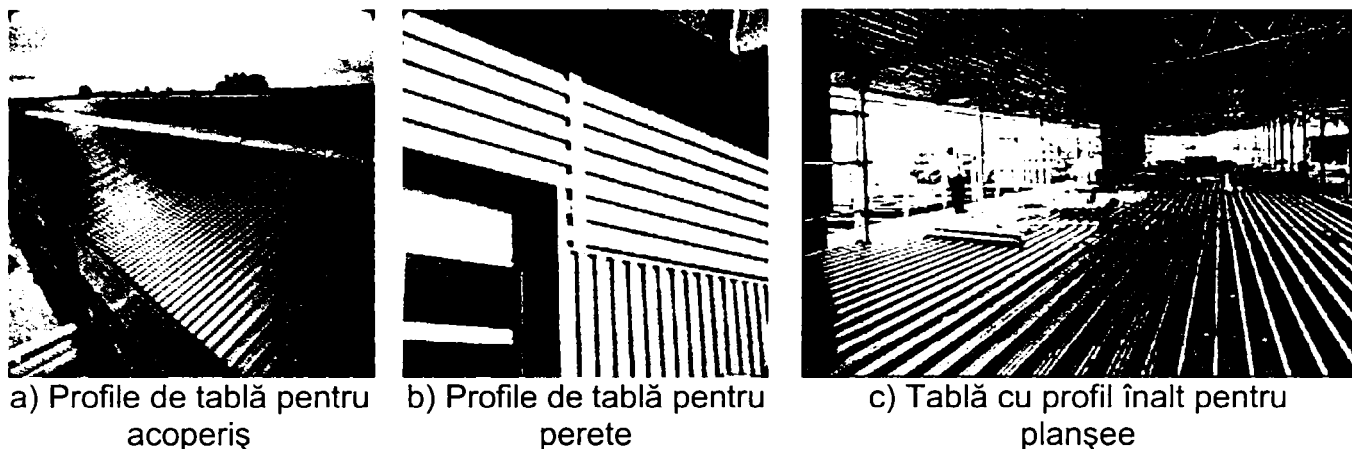


Figura 2.4. Profile de tablă cutată de tip LINDAB

În general, profilele formate la rece se bucură de următoarele avantaje în industria construcțiilor (Yu, 2000):

- Prin formare la rece, pot fi realizate în mod economic secțiuni mai puțin uzuale, pentru aplicații specifice;
- Folosirea profilelor formate la rece este mai economică pentru încărcări și deschideri relativ reduse;
- Secțiunile formate la rece pot fi realizate astfel încât să poată fi transportate în mod compact și economic (cazul profilelor Z, cu tălpi inegale, care pot fi suprapuse pentru transport și ambalare);
- Din punct de vedere structural, panourile din tablă cutată realizate pentru învelitoare sau pentru planșeele ușoare au evident rolul de a susține sarcinile verticale, dar pot acționa și ca diafragme care pot prelua forțele orizontale.

Comparativ cu alte materiale de construcție cum ar fi lemnul sau betonul, pentru elementele din oțel formate la rece pot fi evidențiate următoarele avantaje:

- Greutate redusă;
- Rezistență și rigiditate ridicate;
- Fabricație ușoară;
- Montaj rapid și ușor;
- Eliminări substanțiale ale întârzierilor la execuție datorită vremii nefavorabile;
- Acuratețe sporită a detaliilor;
- Calitate uniformă;
- Economie din punct de vedere al transportului și manipulării;
- Incombustibile;
- Nu putrezesc și sunt insensibile la acțiunea insectelor;
- Sunt complet reciclabile.

2.2.2. Tehnologii de fabricare

Elementele formate la rece pot fi fabricate prin următoarele procedee:

- Laminare la rece;
- Îndoire la rece;
- Presare la rece.

În cazul laminării la rece, banda din care se execută profilul este trecută succesiv printr-o serie de role, îndoirea făcându-se progresiv. Fiecare pereche de role produce o anumită cantitate de deformare într-o secvență de tipul celei prezentate în Figura 2.5.

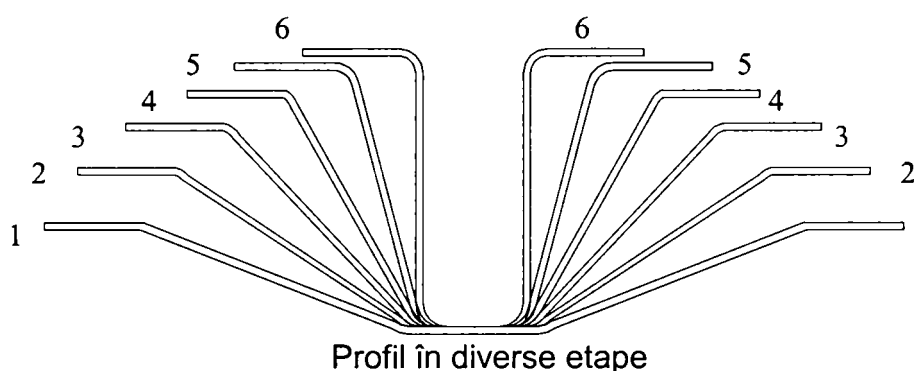
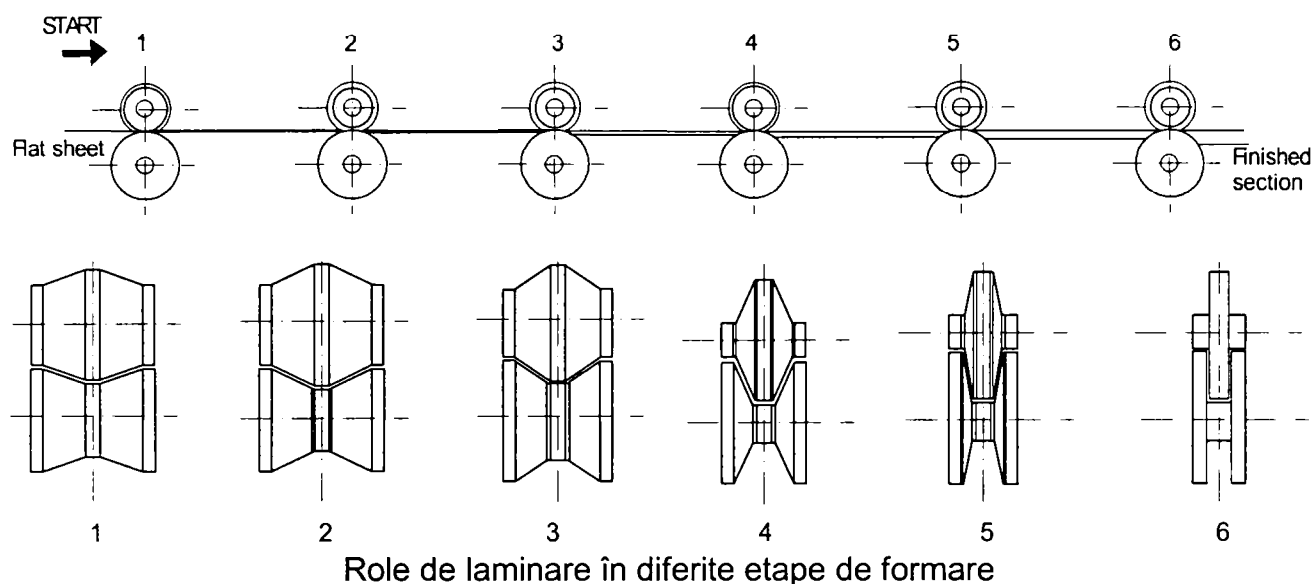


Figura 2.5. Etape în laminarea la rece a unei secțiuni simple (Rhodes, 1991)

În Figura 2.6 (a și b) se prezintă două linii de laminare la rece pentru produse liniare (profile), respectiv pentru panouri de tablă cutată. O limitare importantă a procedurii laminării la rece o constituie timpul necesar pentru modificarea liniei de laminare pentru obținerea de dimensiuni diferite ale secțiunilor transversale. Astfel sunt folosite role ajustabile, care permit o schimbare rapidă pentru diferite mărimi ale secțiunii transversale.

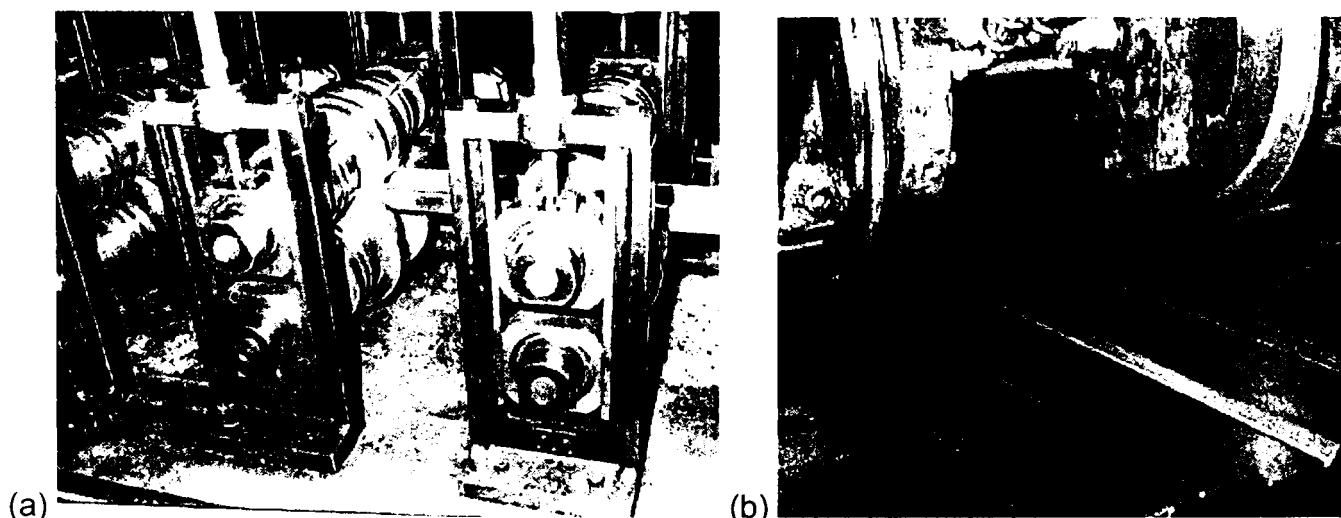


Figura 2.6. Liniile de laminare la rece industriale: a) profile ; b) table

Îndoirea la rece este procedeul cel mai simplu, dar și cu aplicabilitate limitată. Se pot obține elemente cu lungimi reduse, cu geometrie simplă și în serie mică. Elementele sunt produse din tablă plană, prin îndoiri succesive, așa cum se arată în Figura 2.7.

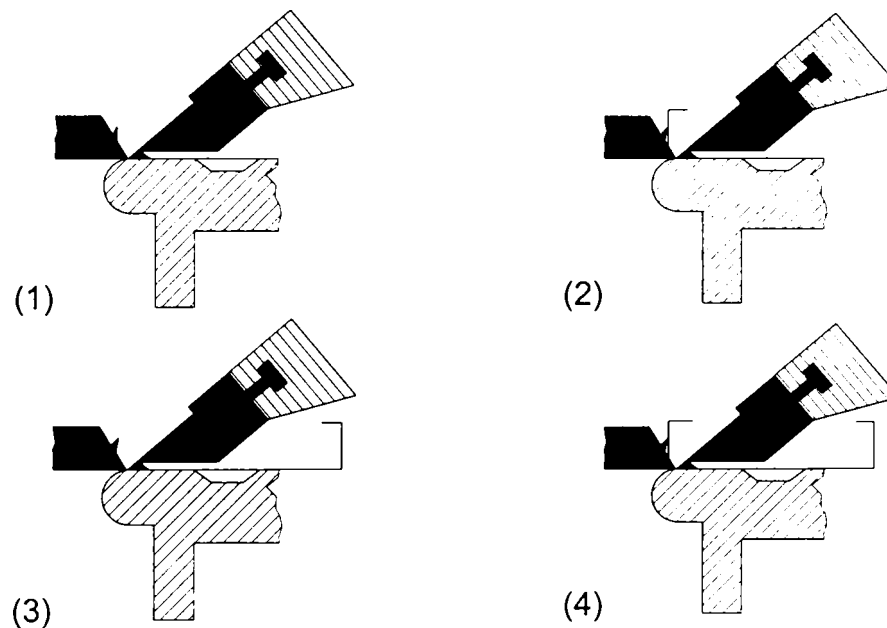


Figura 2.7. Faze în procesul de îndoirea la rece

Procedeul de presare la rece este mult mai răspândit și permite producerea unei mari varietăți de forme secționale. Prin acest procedeu, o secțiune este formată prin presarea tablei plane, așa cum se arată în Figura 2.8. Fiecare îndoitură este formată separat. Și acest procedeu are limitări în ceea ce privește geometria profilului și lungimea elementelor care pot fi produse.

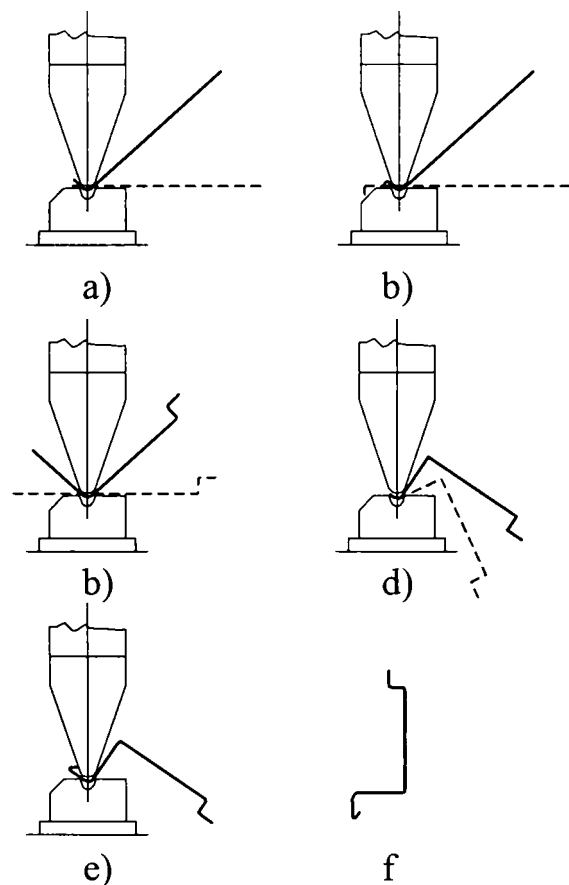


Figura 2.8. Procedeul de presarea la rece

Laminarea la rece este cel mai des utilizată pentru producerea de cantități mari de profile cu aceeași formă a secțiunii transversale. Costurile inițiale ale investiției sunt ridicate, dar manopera ulterioară este redusă. Procesul de presarea la rece este utilizat în mod uzual pentru un volum redus de profile, atunci când este cerută o varietate mare de forme ale secțiunilor transversale.

2.3. Probleme specifice ale profilelor cu pereți subțiri formate la rece

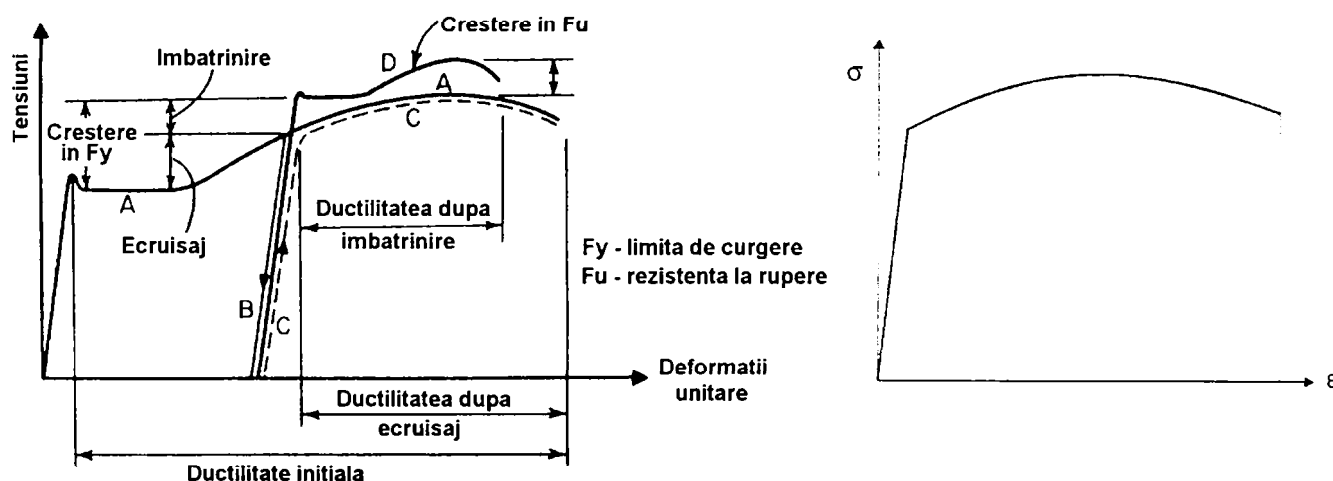
Există două categorii de efecte care evidențiază comportamentul particular al profilelor cu pereți subțiri formate la rece în comparație cu profilele laminate la cald, și anume (Rondal & Dubină, 1993):

- 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 (efectul ecruisajului și prezența tensiunilor reziduale). A doua categorie de efecte apare datorită interacțiunii dintre instabilitatea locală a pereților secțiunii transversale și instabilitatea generală a barei. O descriere mai amănunțită a acestor fenomene se va prezenta în **subparagraful 2.4.1** și în **Capitolul 3**.

2.3.1. Ecruisajul

Barele cu pereți subțiri sunt fabricate prin laminare la rece sau prin îndoire la rece. Proprietățile mecanice ale oțelului din barele formate la rece este, de multe ori, diferit de cele ale materialului de bază din care acesta a fost fabricat. Acest lucru se datorează faptului că materialul, în timpul formării, trece de limita de curgere, suferind deformații plastice semnificative. În consecință limita de curgere și rezistența la rupere cresc, iar ductilitatea scade. Se remarcă faptul că, creșterea în valoarea a limitei de curgere este mai semnificativă decât creșterea rezistența la rupere, și atrage după sine reducerea palierului între cele două limite (Chajes, Britvec & Winter, 1963). Procesele care se petrec în timpul formării la rece se prezintă în Figura 2.9. În consecință, în cazul profilelor formate la rece, se va lua în considerare doar efectul ecruisării, deci caracteristicile materialului se determină pe curba C din Figura 2.9b.



(a) diagrama σ - ε înainte și după formarea ; (b) curba σ - ε pentru o bară cu pereți subțiri

Figura 2.9. Efectele formării la rece asupra materialului de bază

Întrucât colțurile profilului sunt mai puternic supuse deformațiilor plastice, ele resimt modificările apărute în material mai puternic. Astfel, colțurile profilelor vor avea limita de curgere mai ridicată decât porțiunile plane. În calcule se poate ține seama de această îmbunătățire a performanțelor prin intermediul *limitei de curgere medii pe secțiune*, sau prin calculul diferențiat pe zone ale secțiunii transversale (zonele plane și zonele colțurilor).

Astfel, datorită procesului de formare la rece, limita de curgere și rezistența ultimă a materialului crește diferit pe secțiunea transversală, funcție de procedeul de formare la rece, după cum se arată și în Tabelul 2.1.

Tabelul 2.1. Creșterea limitei de curgere și rezistenței ultime a materialului pe secțiunea transversală funcție de procedeul de formare la rece (Rondal, 1986)

Metoda de formare	Laminare la rece		Îndoire la rece	
	colț	inimă, talpă	colț	inimă, talpă
Limita de curgere, f_y	↑	↗	↑	↔
Rezistența ultimă, f_u	↑	↗	↑	↔

Nota: Reprezentările cu săgeți semnifică: ↑ - creștere importantă, ↗ - creștere moderată, ↔ - modificare nesemnificativă.

În cazul formării la rece, la presa abkant, ecruisajul materialului apare în principal în dreptul colțurilor, 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 ecruisaj care depinde de tipul și dimensiunile cajelor liniei de laminare.

În Figura 2.10 se prezintă creșterea limitei de curgere datorită procesului de formare la rece pentru două tipuri de secțiuni transversale și influența numărului de îndoiri (colțuri).

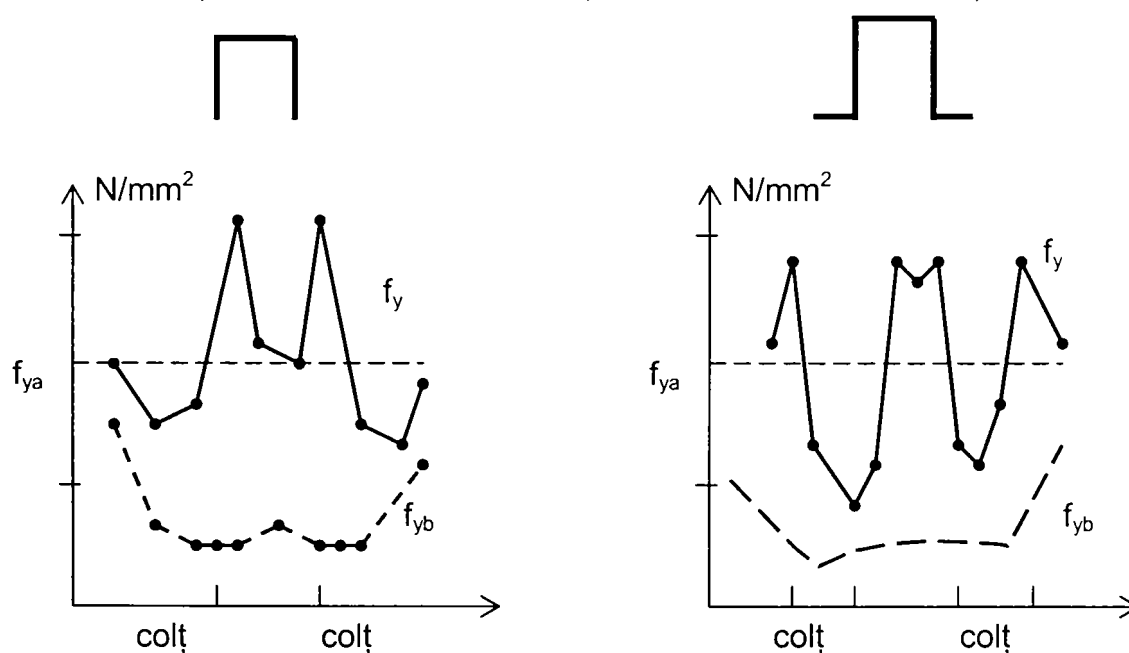


Figura 2.10. Influența procesului de formare (Rondal, 1992)

Și alți cercetători s-au preocupat de determinarea limitei de curgere, de creșterea acesteia datorită procesului de formare funcție de tipul de oțel, grosimea și geometria profilului. Dintre aceștia amintim pe Grumbach & Prudhomme (1974), Lind & Schroff (1975).

Există o serie întreagă de formule propuse de diverși autori pentru determinarea limitei de curgere medii pe secțiunea transversală $f_{ya} \geq f_{yb}$, apărute datorită formării la rece.

Karren și Winter (1967) au propus următoarea ecuație pentru limita de curgere a colțului.

$$f_{yc} = \frac{k \cdot g}{(r/t)^h} \quad (2.1)$$

în care $g = 0.945 - 1.315 \cdot q \quad (2.2)$

$$h = 0.803 \cdot q \quad (2.3)$$

și unde t este grosimea materialului, r raza interioară de îndoire, k și q sunt parametrii ce țin cont de ecrusare și sunt exprimați prin următoarele relații de calcul:

$$k = 2.80 \cdot f_u - 1.55 \cdot f_{yb} \quad (2.4)$$

$$q = 0.225 \cdot \frac{f_u}{f_{yb}} - 0.120 \quad (2.5)$$

unde f_u este rezistența ultimă, iar f_{yb} este limita de curgere a materialului de bază.

În ceea ce privește întreaga secțiune, limita medie de curgere pe secțiune poate fi exprimată astfel:

$$f_{ya} = A_c \cdot f_{yc} + (1 + A_c) \cdot f_{yb} \quad (2.6)$$

unde A_c este raportul dintre aria colțurilor și aria totală a secțiunii.

EUROCODE 3 – Partea 1.3 utilizează următoarea formulă pentru evaluarea limitei de curgere medii a întregii secțiuni:

$$f_{ya} = f_{yb} + (C \cdot n \cdot t^2 / A_g) \cdot (f_u - f_{yb}) \quad (2.7)$$

unde A_g este aria întregii secțiuni și n este numărul de îndoituri la 90° pe secțiune, pentru o rază interioară de îndoire $r < 5t$. În această relație, $C=7$ pentru laminarea la rece și $C=5$ pentru alte metode de formare. Această formulă este de fapt ecuația (2.6) modificată, unde zona apropiată de colțul este total plasticizată.

De asemenea, trebuie îndeplinite și următoarele condiții:

$$f_{ya} \leq 0.5 \cdot (f_{yb} + f_u) \quad (2.8)$$

Sivakumaran & Abdel-Rahman (1996,1997), bazându-se pe determinări experimentale proprii, au prezentat o ecuație ușor modificată, față de cea al lui Karren (1967) pentru creșterea limitei de curgere în zona de colț, ΔF_y , și anume:

$$\Delta F_y = 0.60 \left[\frac{B_c}{(r/t)^m} - 1.0 \right] F_y \quad (2.9)$$

unde

$$B_c = 3.69 \left(\frac{F_u}{F_y} \right) - 0.819 \left(\frac{F_u}{F_y} \right)^2 - 1.79 \quad \text{și} \quad m = 0.192 \left(\frac{F_u}{F_y} \right) - 0.068 \quad (2.10)$$

și

F_u - rezistența ultimă a materialului de bază;

F_y - limita de curgere a materialului de bază;

r - raza interioară a colțului;

t - grosimea materialului.

Se face precizarea că zona colțului este definită diferit, și anume Karren (1967) a considerat numai colțul propriu-zis, iar Sivakumaran & Abdel-Rahman (1997,1998) au considerat și o porțiune adiacentă colțului de $\frac{1}{2} \cdot \pi \cdot r$.

2.3.2. Efectul Bauschinger

Dacă o epruvetă extrasă dintr-un profil este supusă la întindere până la ecruisare și apoi unei încercări de compresiune, se va constata micșorarea limitei de curgere din compresiune. Acest fenomen se numește *efectul Bauschinger*. Dacă dimpotrivă epruveta din oțel este solicitată la întindere în sens longitudinal până la ecruisare și este ulterior supusă compresiunii în sens transversal, se va constata mărirea limitei de curgere la compresiune. În caz de întindere inițială în sens transversal, nu se observă modificarea limitei elastice la întindere în sens transversal.

Aceleași principii pot fi aplicate și în cazul unei epruvete ecruisate inițial prin compresiune și supusă ulterior la întindere înlocuind peste tot termenii întindere prin "compresiune" în toate fazele descrise anterior. Acest efect se numește *efectul Bauschinger invers*.

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 Bausinger invers asupra comportamentului în sens longitudinal al oțelului și deci justifică neluarea lui în considerare în studiul formării la rece a unui profil.

2.3.3. Tensiuni reziduale

Eforturile 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 la care aceste eforturi se manifestă, deosebim:

- eforturi reziduale de ordinul I, care provoacă deformații la scară macroscopică;
- 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 considerate în discuție 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: (1) laminare la cald, decupare cu flacăra pe de o parte; (2) formare la rece cu deformare pe de altă parte.

Tensiunile reziduale la profilele laminate la cald, respectiv profilele compuse, realizate prin sudură nu fac obiectul prezentei discuții. În cazul profilelor formate la rece 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.

Elementele cu pereți subțiri formate la rece sunt afectate de tensiuni reziduale de încovoiere, variabile pe grosimea elementului și de tensiunile membranare. În Figura 2.11 sunt prezentate aceste două tipuri de tensiuni reziduale și suprapunerea lor.

Rondal (1986) a subliniat că profilele laminate la cald sunt afectate de tensiuni reziduale care rezultă în principal datorită răcirii după laminare. Aceste tensiuni reziduale sunt de tip membranar, în timp ce profilele formate la rece, prin procesul de formare sunt afectate de tensiuni reziduale de încovoiere.

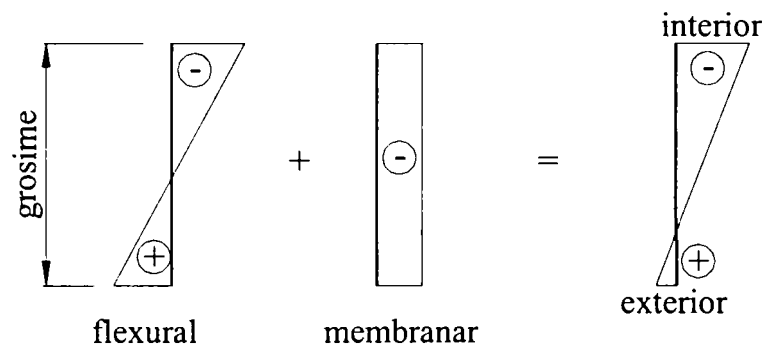


Figura 2.11. Definirea tensiunilor reziduale de încovoiere și membranare

În Tabelul 2.2 se prezintă o comparație de ordin calitativ între tensiunile reziduale pentru profile formate la rece, cu tehnologii diferite de producere, și profile laminate la cald. Se observă că procedeul de formare la rece influențează mărimea tensiunilor reziduale; laminarea la rece produce tensiuni reziduale de încovoiere mai mari decât presarea la rece.

Tabelul 2.2. Tensiuni reziduale (Rondal, 1986)

Metoda de formare	Formare prin laminare la cald	Formare la rece	
		Laminare la rece	Îndoire la rece
Tensiuni reziduale membranare (σ_m)	mari	slabe	slabe
Tensiuni reziduale de încovoiere (σ_f)	slabe	mari	slabe

În cazul profilelor din oțel formate la rece, tensiunile reziduale sunt în principal de încovoiere, așa cum demonstrează și în Figura 2.12, iar influența acestora asupra comportamentului la stabilitate este mai puțin importantă decât cele de tip membranar.

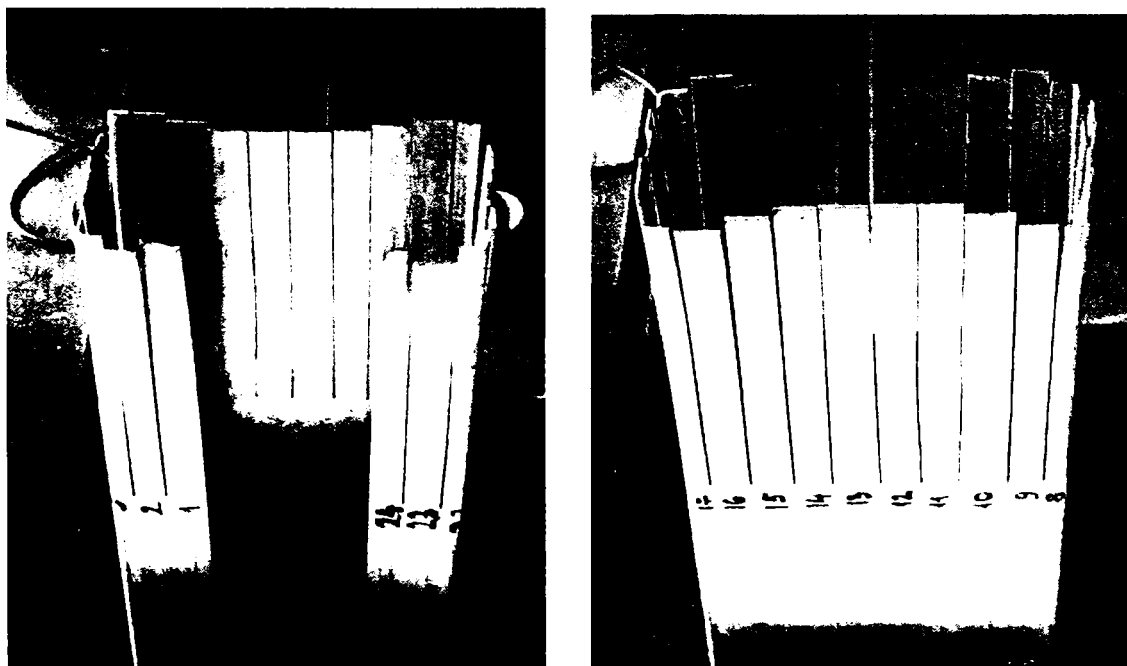


Figura 2.12. Tensiunilor reziduale de încovoiere pentru un profil C format la rece (Bivolaru 1993)

Un număr mare de cercetători s-au ocupat de investigarea tensiunilor reziduale. Dintre aceștia se menționează: Key & Hancock (1993), Bernard (1993), Dat & Pekoz (1980), Lau (1988), Weng & Pekoz (1990a,b), Batista & Rodrigues (1992), Young & Rasmussen (1995), Popovici, Hancock & Rasmussen (1999), Sivakumaran & Abdel-Rahman (1997, 1998), Ungureanu (2003).

Batista (1986) și Young & Rasmussen (1995a,b) au arătat că tensiunile reziduale sunt foarte mici și pot fi neglijate în calcul. În Figura 2.13 se prezintă distribuția tensiunilor reziduale pentru elemente cu secțiuni U și C măsurate de Batista (1986).

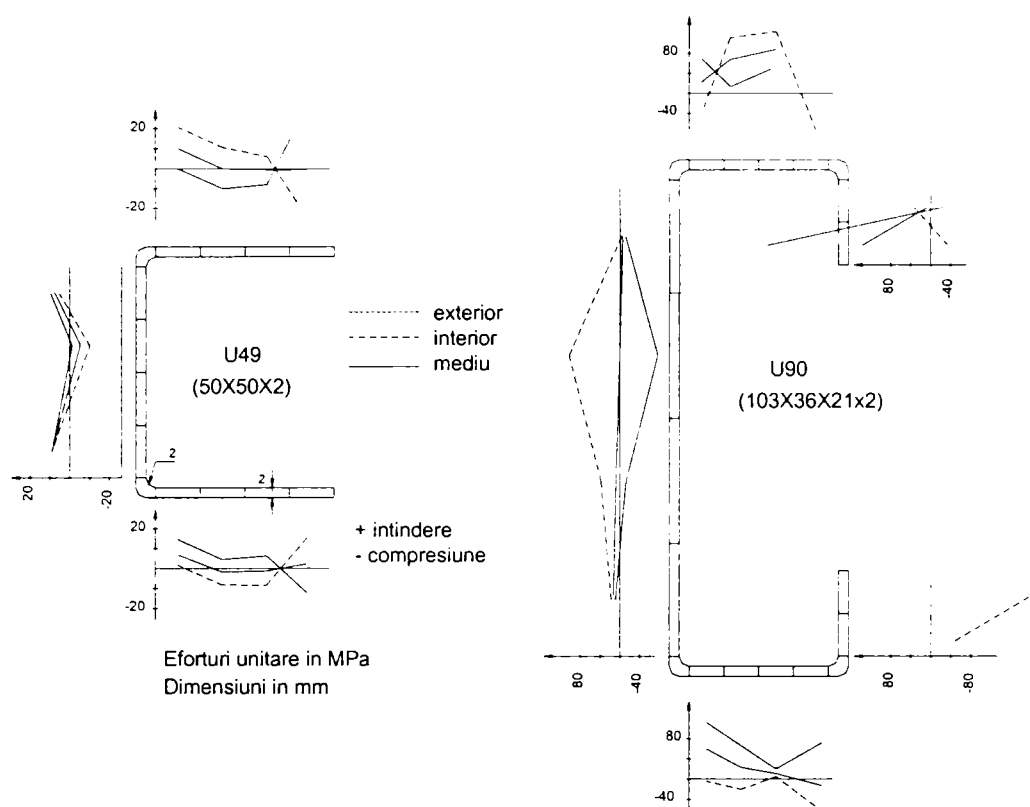


Figura 2.13. Tensiuni reziduale măsurate pentru elemente cu secțiuni U și C (Batista 1986)

Schafer & Pekoz (1996,1997) au obținut prin prelucrare statistică a încercărilor experimentale, obținute pe elemente realizate prin presare la rece cât și prin laminare la rece, o codificare a tensiunilor reziduale.

2.3.4. Imperfecțiuni geometrice

Imperfecțiunile geometrice ale unui element cu pereți subțiri formate la rece se referă la deviații ale elementului real de la geometria "perfectă". Aceste imperfecțiuni pot fi de mai multe tipuri: de încovoiere inițială a elementului, de strâmbare și răsucire inițială a elementului, dar pot fi și imperfecțiuni locale la nivelul secțiunii.

Imperfecțiuni globale de încovoiere după axa minimă de inerție.

Abaterile de la forma geometrică perfectă 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 de $(0.19 \div 0.33)$ mm funcție de valoarea grosimii (1.5...8mm);
- abateri admise ale dimensiunilor transversale $(0.6 \div 1.75)$ 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 – $(1 \div 3)$ mm funcție de lungime;
- abateri admise ale valorii unghiurilor dintre pereții secțiunii - între 1° și 2° funcție de dimensiunile pereților;
- abateri admise ale valorii razei 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 & Rondal (1985, 1986). Au fost măsurate atât corniere laminate la rece cât și corniere executate prin îndoire. Din analiza statistică a imperfecțiunilor, rezultă o dispersie redusă a dimensiunilor profilelor, ceea ce demonstrează că procesele de fabricație permit un control corespunzător al caracteristicilor geometrice ale profilelor. Din măsurătorile realizate se poate observa că profilele laminate la rece au o săgeată inițială de aproximativ $f_0/L = 1/1000$, așa cum este prevăzut și în recomandările ECCS (1978), în timp ce profilele îndoite la rece au imperfecțiuni geometrice semnificativ mai mici, și anume $f_0/L = 1/2100 \div 1/2700$. Batista (1896) a măsurat imperfecțiunile inițiale pe bare cu secțiuni de tip „U” și „C” îndoite la rece și a determinat imperfecțiuni geometrice $f_0/L = 1/2530$.

Batista (1986) a constatat prin măsurători experimentale că pentru profilele U, respectiv C există două tipuri de deformati: cele formate din mai multe semiunde și cele formate dintr-o singură semiundă. În urma analizei deformațiilor inițiale măsurate, rezultă că:

- deformatiile 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;
- deformatiile 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;
- în locul deformației reale măsurate, este preferabil să se adopte o deformată sinusoidală echivalentă, deoarece în felul acesta deformațiile inițiale ale diferitelor bare cu pereți subțiri, pot fi comparate prin amplitudinile f_0 ale sinusoidei.

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

- săgețile inițiale echivalente sunt mai mici decât $L/1000$ (unde L este lungimea profilului), reprezentând valoarea limită preconizată de EUROCODE 3-Part.1.3;
- valorile absolute ale săgeților măsurate, f_{max} , rămân și ele sub valoarea limită de $1/1000$ din lungimea profilului.

De asemenea, încercări experimentale foarte bine realizate au fost efectuate la Universitatea din Sydney, de Young & Rasmussen (1995a,b), pe elemente cu secțiuni de tip U și C. Aceștia au găsit mărimi ale imperfecțiunilor globale pentru secțiunile de tip C, de $L/1100$ și $L/1300$ după axa minimă de inerție pentru elemente încastrate la capete, în timp ce pentru elementele articulate la capete, săgeata maximă după axa minimă de inerție la mijlocul deschiderii a fost între $L/1800$ și $L/2800$. Pentru secțiunile de tip U, au găsit mărimi ale imperfecțiunilor globale de $L/1400$ și $L/2500$ după axa minimă de inerție pentru elemente încastrate la capete, în timp ce pentru elementele articulate la capete, săgeata maximă după axa minimă de inerție la mijlocul deschiderii a fost între $L/2200$ și $L/5000$.

Popovici, Hancock & Rasmussen (1999) au efectuat măsurători pe corniere cu tălpi egale cu secțiuni $L50 \times 50 \times 2.4$, $L50 \times 50 \times 4$ și $L50 \times 50 \times 5$ solicitate la compresiune. Din măsurarea imperfecțiunilor globale, au obținut o mărime medie a imperfecțiunii de $L/1305$ în vârful tălpilor și $L/2310$ la colțul secțiunii.

Imperfecțiunile de torsiune ale profilelor formate la rece, au fost și ele măsurate de o serie de autori. Costa Ferreira (1986) a observat că abaterile tip observate pe lotul de corniere formate prin îndoire la rece sunt de ordinul a $0.53^\circ/m$. Toleranțele de fabricație se dau numai pentru profilele formate la rece. Valoarea toleranței de $1^\circ/m$ este respectată. De

asemenea, Popovici, Hancock & Rasmussen (1999) au măsurat și ei torsiunea lotului de corniere încercat și au găsit o valoare medie de $0.65^\circ/\text{m}$.

Contrar abaterilor de la liniaritate (săgeți inițiale) majoritatea normelor actuale nu propun 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 $1^\circ/\text{m}$, sarcina critică a profilelor nu este afectată de această imperfecțiune.

Totuși, standardul australian AS4100, propune următoarele formule pentru determinare săgeții inițiale după axa minimă de inerție, u_o , și a rotirii inițiale a secțiunii, ϕ_o , astfel:

$$1000 \cdot f_o / L = 1000 \cdot \phi_o \cdot (M_{cr} / N_{cr} L) = -1 \quad \text{pentru } \bar{\lambda}_{LT} \geq 0.6 \quad (2.11)$$

$$1000 \cdot f_o / L = 1000 \cdot \phi_o \cdot (M_{cr} / N_{cr} L) = -0.001 \quad \text{pentru } \bar{\lambda}_{LT} < 0.6 \quad (2.12)$$

unde:

N_{cr} = valoare forței de flambaj după axa minimă de inerție;

M_{cr} = momentul critic al flambajului prin încovoiere laterală-răsucire a grinzilor;

$\bar{\lambda}_{LT}$ = zveltețea redusă a modului prin încovoiere laterală cu răsucire.

Încercări experimentale și măsurători auxiliare au mai fost efectuate de mulți cercetători și plaja datelor experimentale poate fi mult extinsă, dar se consideră că au fost prezentate o parte din cele mai importante cercetări.

Imperfecțiunile geometrice locale.

Un număr mare de cercetători s-au ocupat de investigarea imperfecțiunilor geometrice locale ale barelor cu pereți subțiri formate la rece. Dintre aceștia se menționează: Kwon & Hancock (1992), Bernard (1993), Dat & Pekoz (1980), Lau (1988), Mulligan (1983) și Thomasson (1978). În ciuda tuturor acestor investigații, nu s-a făcut nici o încercare de unificare a imperfecțiunilor geometrice locale. Schafer & Pekoz (1996, 1997) au fost primii cercetători care au încercat o clasificare a tipurilor de imperfecțiuni locale, și au pus în evidență două tipuri distincte de imperfecțiuni pentru elementele solicitate la încovoiere și/sau compresiune:

- imperfecțiuni locale maxime - în cazul elementelor rigidizate (vezi Figura 2.14a);
- deviația maximă de la poziția dreaptă pentru cazul tălpilor slab rigidizate sau nerigidizate (vezi Figura 2.14b).

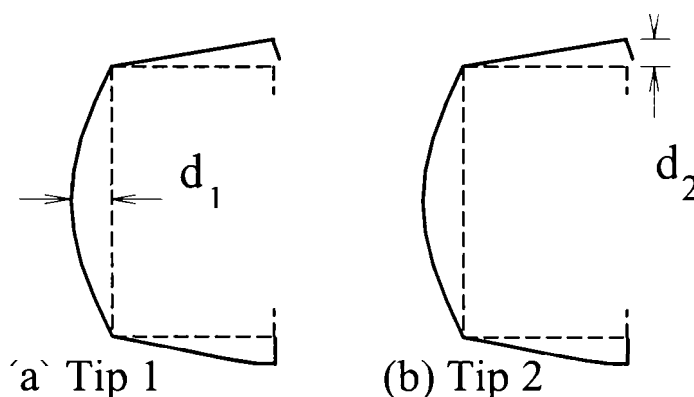


Figura 2.14. Definierea imperfecțiunilor geometrice locale

Imperfecțiunile de **tip 1** sunt caracteristice imperfecțiunilor pentru modul local de flambaj, iar imperfecțiunile de **tip 2** sunt caracteristice imperfecțiunilor pentru modul distorsional de flambaj.

2.4. Probleme specifice în proiectarea elementelor formate la rece

2.4.1. Probleme specifice de stabilitate

În analiza comportării barelor cu pereți subțiri trebuie să se țină cont de cele trei moduri specifice de pierdere a stabilității care apar, după cum se prezintă în Figura 2.16:

1. Modurile de instabilitate locale, care se produc prin voalarea unuia sau mai multor pereți componenți ai profilului. În acest caz nodurile care descriu secțiunea transversală își păstrează poziția inițială, și are loc deformarea pereților între aceste noduri.

2. Modurile de instabilitate distorsionale, sunt moduri de instabilitate care se produc atunci când rebordurile secțiunii transversale nu au suficientă rigiditate și astfel are loc o rotire a ansamblului talpă-rebord în jurul inimii, deci nodurile care descriu secțiunea transversală nu își mai păstrează poziția inițială ca în cazul voalării.

3. Moduri globale de instabilitate, care au loc prin flambajul barei prin încovoiere, prin încovoiere-răsucire (în cazul elementelor comprimate) sau prin încovoiere laterală cu încovoiere-răsucire (denumit în literatura de specialitate și *lateral-torsional buckling* sau *deverement*, caracteristic barelor solicitate la încovoiere pură).

Modurile locale și distorsionale de instabilitate apar cu precădere în cazul zvelteților de bară reduse, și sunt caracterizate de lungimi de semiundă diferite. Flambajul local și cel distorsional poate fi considerat ca fiind un **mod de flambaj secțional** și pot interacționa atât între ele cât și cu moduri globale de flambaj (Dubina, 1996).

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}) sau momentul critic elastic (M_{cr}) pentru flambajul de bară, instabilitatea globală;
- forța critică (N_L) pentru voalarea peretelui (instabilitatea locală).

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

- **bare scurte**, care sunt caracterizate de **instabilitatea locală sau distorsională**;
- **bare lungi**, care sunt caracterizate de **instabilitatea globală**;
- **bare de lungime medie**, la care apar și **interacționează ambele moduri de instabilitate**.

În Figura 2.15 se prezintă câteva moduri de flambaj simple și cuplate pentru o secțiune C solicitată la compresiune. Rezultatele au fost obținute printr-o analiză de stabilitate cu element finit.

Pentru o secțiune dată se pot obține diferite moduri de pierdere a stabilității funcție de lungimea de flambaj, așa cum se arată în Figura 2.16 (Hancock, 1998). Figura 2.16 s-a obținut în urma unei analize cu un program bazat pe metoda fâșiilor finite și descrie modificarea forței critice de flambaj funcție de lungimea de semiundă. Primul minim (Punctul A) apare pe curbă la o lungime de semiundă de 65mm și reprezintă flambajul local. Flambajul local se produce prin deformarea inimii elementului, fără rotirea ansamblului talpă-rigidizarea în jurul punctului de legătura dintre inimă și talpă. Al doilea minim pe curbă apare în punctul B, la o lungime de semiundă de 280mm. Acesta este modul de flambaj prin distorsiune, și se produce prin rotirea ansamblului talpă-rigidizarea față de inima profilului, fără o deplasare de ansamblu a secțiunii transversale. Efortul corespunzător flambajului distorsional (în punctul B) este ușor mai mare decât efortul corespunzător flambajului local (în punctul A) și în cazul unui profil lung solicitat la compresiune, împiedicat să flambeze

global, este de așteptat ca acesta să își piardă stabilitatea prin flambaj local, mai repede decât printr-un flambaj distorsional. Elementul își pierde stabilitatea generală prin încovoiere sau încovoiere-răsucire la lungimi de semiundă mari (punctele C, D și E). În acest caz particular, pentru secțiunea considerată în Figura 2.16, pierderea stabilității prin încovoiere-răsucire apare până la lungimi de semiundă de aproximativ 1800mm. La lungimi de semiundă mai mari se produce flambajul prin încovoiere.

Linia punctată din Figura 2.16, adăugată figurii originale a lui Hancock (1998), reprezintă curba modurilor cuplate de flambaj. Efectul interacțiunii dintre modurile de flambaj secționale și globale constă în creșterea sensibilității elementului la imperfecțiuni, conducând la eroziunea încărcării critice de flambaj (zonele hașurate în Figura 2.16). De fapt, în realitate, datorită prezenței imperfecțiunilor interacțiunea modurilor de flambaj apare întotdeauna în cazul profilelor formate la rece cu pereți subțiri, în special în cazul barelor cu lungimi medii și lungi.

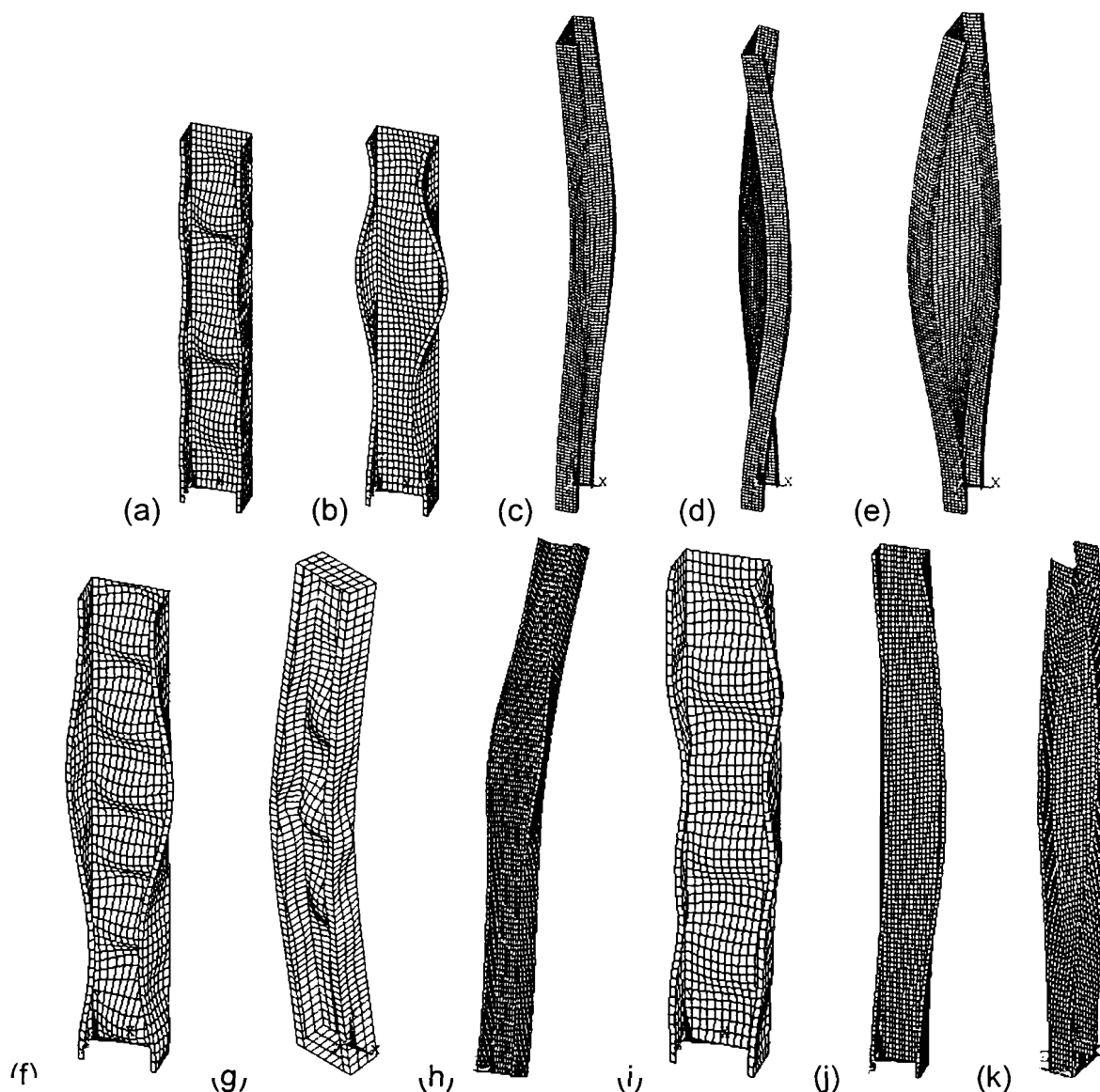


Figura 2.15. Moduri de flambaj pentru un profil C format la rece comprimat

Moduri simple: (a) local (L); (b) distorsional (D); (c) încovoiere (F); (d) torsional (T); (e) încovoiere-răsucire (FT).

Moduri cuplate (interacțiune): (f) L + D; (g) F + L; (h) F + D; (i) FT + L; (j) FT + D; (k) F + FT

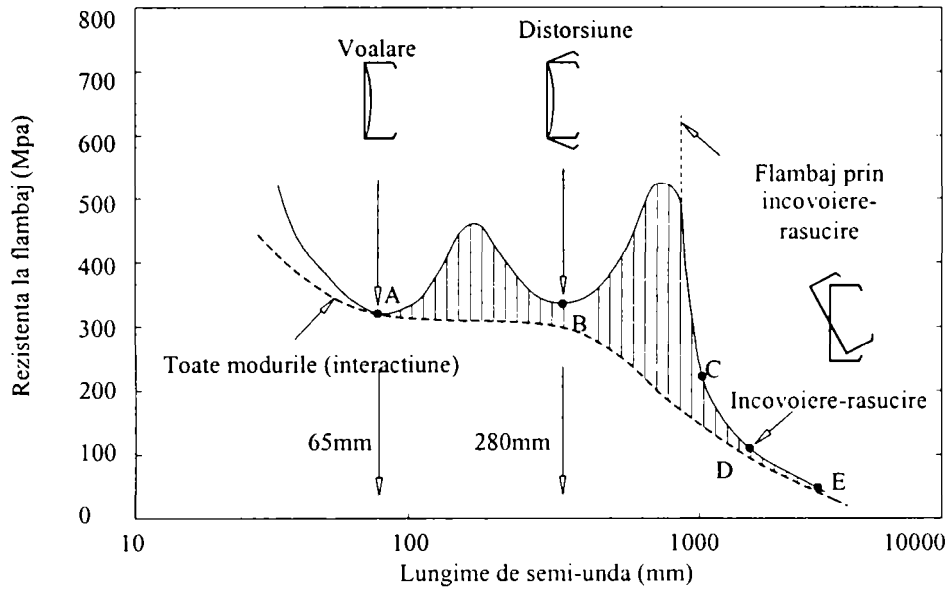


Figura 2.16. Moduri de flambaj funcție de lungimea de semiundă pentru un profil C solicitat la compresiune (Hancock, 1998)

Figura 2.17 arată diferența de comportament dintre o bară cu pereți groși și o bară de aceeași lungime cu pereți subțiri. Atât cazul barei ideale cât și cazul barei cu imperfecțiuni sunt prezentate. Pentru prima situație (bara cu pereți groși), se poate observa că în punctul B, când fibrele marginale încep să se plasticizeze, bara începe să își piardă rigiditatea până la atingerea stării limită ultime, N_u , în punctul C, după care tinde asimptotic spre curba teoretică de comportament rigid-plastic. Teoria elastică este capabilă să determine deplasările și tensiunile până în punctul în care se atinge limita de curgere. Poziția curbei rigid-plastice determină limita absolută a capacității portante.

În cazul în care bara este cu pereți subțiri, fenomenul de instabilitate prin voalare locală a pereților apare înaintea începutului plasticării, în punctul L. Prin voalarea pereților apare o pierdere prematură de rigiditate a barei, însă nu se produce cedarea acesteia. Plasticarea începe în punctul B, la colțurile secțiunii transversale, cu puțin înainte de cedarea elementului, când flambajul secțional se transformă într-un mecanism plastic local, simultan cu apariția flambajului general (Dubina, 2000). O discuție mai amplă a acestui subiect se va face în **Capitolul 5**. În acest caz, încărcarea ultimă a barei este mai mică decât cea a unei bare la care nu apare voalarea.

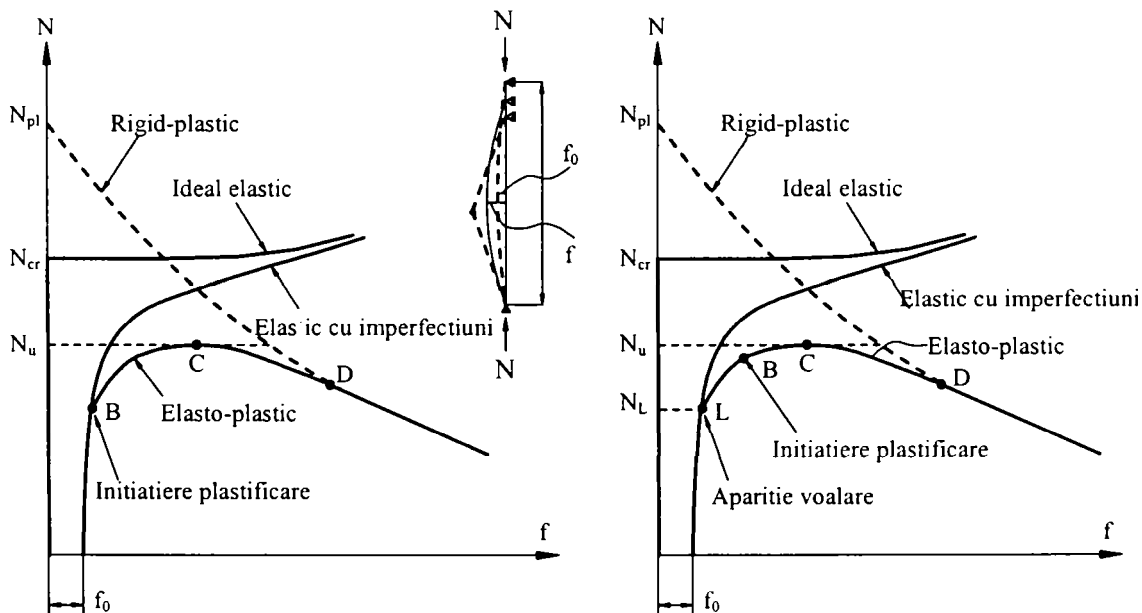


Figura 2.17. Comportarea unui profil comprimat cu (a) secțiune obișnuită și (b) pereți subțiri

De fapt, flambajul secțional apare înaintea flambajului general, iar în practica proiectării se operează cu caracteristici geometrice reduse ale secțiunii transversale.

Reducerea rigidității barei ca urmare a voalării poate fi modelată cu ajutorul unei secțiuni transversale reduse a profilului în comparație cu secțiunea sa brută. Această secțiune se numește “secțiune eficace” și se obține evaluând “lățimile eficace” ale pereților.

Pentru definirea lățimii eficace de perete, se poate utiliza exemplul unui element comprimat. De exemplu, inima profilului 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 (Figura 2.18).

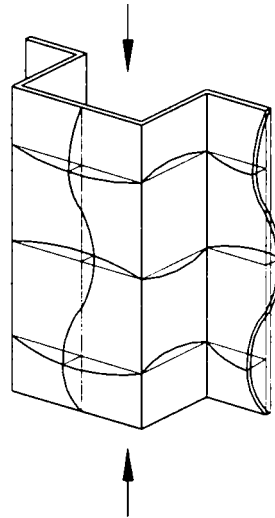


Figura 2.18. Voalarea pereților comprimați.

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 (Figura 2.19).

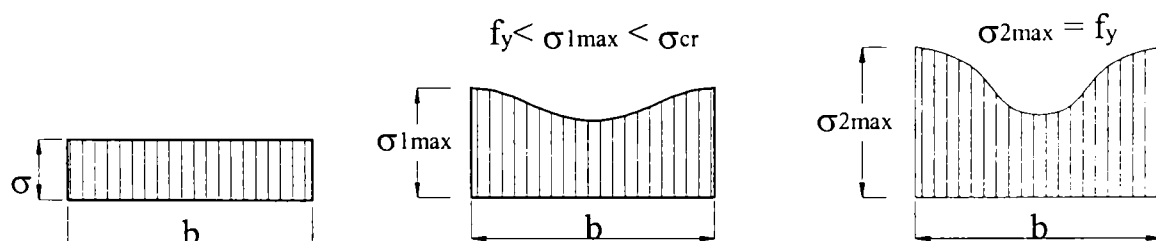


Figura 2.19. Starea de efort unitar într-un perete plan care voalează

Pornind de la aspectul diagramelor din Figura 2.19, 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 Figura 2.20.

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 eficiente, deci $\sigma_{max} = (\sigma_{cr})_{ef}$.

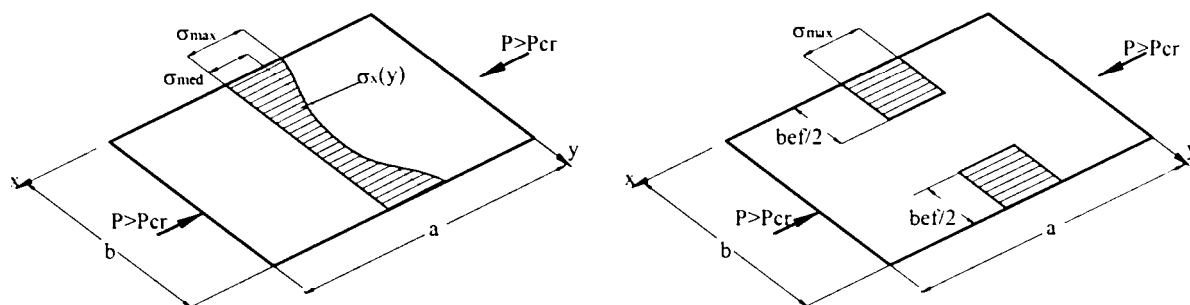


Figura 2.20. Secțiunea eficace a unui perete voalat

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

$$\sigma_{cr} = k_{\sigma} \frac{\pi^2 E}{12(1-\nu^2)} \left(\frac{t}{b_p} \right)^2 \quad (2.13)$$

rezultă:

$$\sigma_{max} = (\sigma_{cr})_{ef} = k_{\sigma} \frac{\pi^2 E}{12(1-\nu^2)} \left(\frac{t}{b_{ef}} \right)^2 = \sigma_{cr} \left(\frac{b_p}{b_{ef}} \right)^2 \quad (2.14)$$

unde:

- k_{σ} - coeficient de voalare;
- E - modul de elasticitate;
- ν - coeficientul lui Poisson.

La starea limită ultimă avem:

$$\sigma_{max} = (\sigma_{cr})_{ef} \cdot \left(\frac{b_p}{b_{ef}} \right)^2 = f_y \quad (2.15)$$

sau:

$$\frac{b_{ef}}{b_p} = \rho = \sqrt{\frac{\sigma_{cr}}{f_y}} \quad (2.16)$$

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:

$$\rho = \sqrt{\frac{\sigma_{cr}}{f_y}} = \frac{1}{\bar{\lambda}_p} \quad (2.17)$$

iar $\bar{\lambda}_p = \sqrt{\frac{f_y}{\sigma_{cr}}}$ este zveltețea redusă de placă.

Așa cum se știe, coeficientul de voalare k_{σ} ia valori diferite funcție de modul cum este rezemată placa și de tipul solicitării în planul plăcii (compresiune, încovoiere, forfecare). Astfel, putem deosebi pereți *rigidizați* (plăci rezemate pe cele două laturi longitudinale) și pereți *nerigidizați* (plăci rezemate pe o singură latură longitudinală). Pe baza lățimilor eficace determinate, se pot obține caracteristicile eficace ale secțiunii.

În Figura 2.21 se prezintă comparația dintre curbele de flambaj pentru un profil C solicitat la compresiune, calculate în conformitate cu norma europeană (ENV,1993), considerând caracteristicile brute ale secțiunii transversale (fără considerarea flambajului local) și caracteristicile reduse ale secțiunii (caz în care se produce interacțiunea dintre modul secțional și cel global).

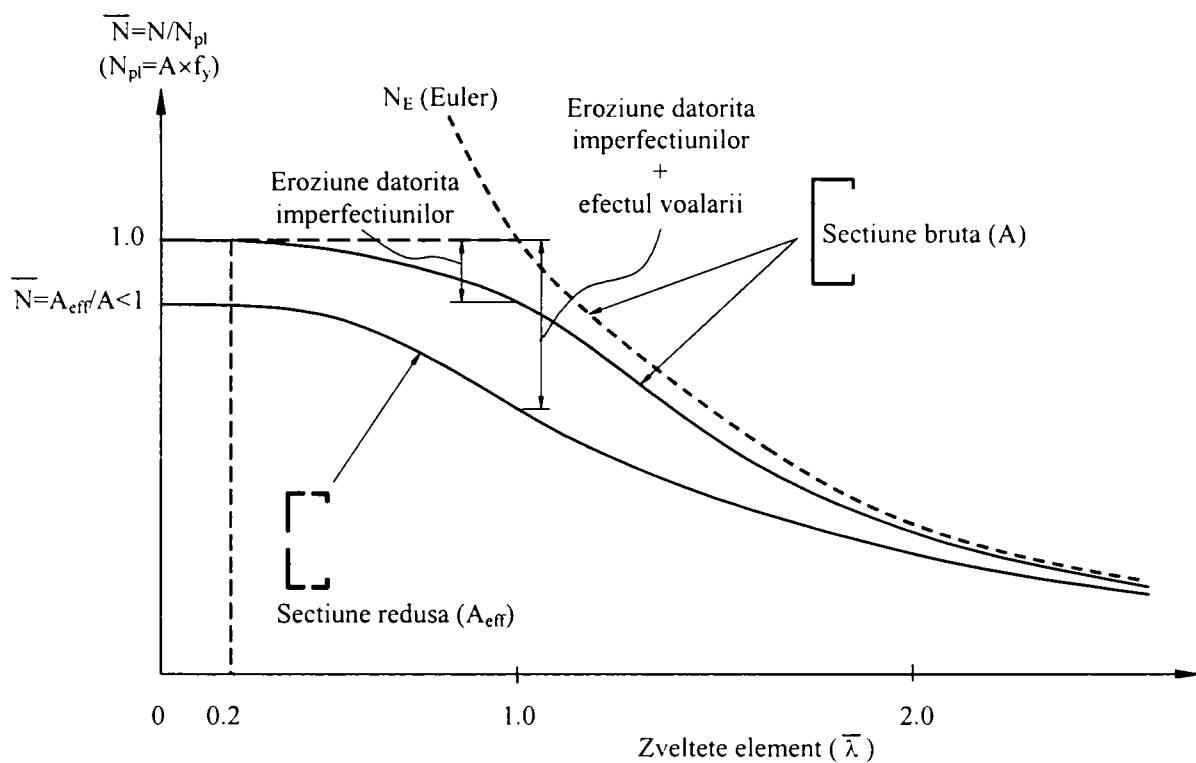


Figura 2.21. Efectul voalării pereților secțiunii transversale asupra capacității portante a unui profil comprimat

2.4.2. Rigiditatea la torsiune

Secțiunile formate la rece sunt de regulă cu pereți subțiri și în consecință au o rigiditate la torsiune redusă. Multe secțiuni produse la rece sunt monosimetrice, având centrul de tăiere excentric față de centrul de greutate. Pentru a produce încovoire fără răsucire, încărcarea trebuie aplicată în axa centrului de tăiere a secțiunii. Orice excentricitate a încărcării față de această axă va produce în general deformații de răsucire considerabile. În consecință, grinzile încovoiate necesită legături suplimentare amplasate la diferite intervale, sau continuu, pentru împiedicarea deformațiilor de răsucire. De cele mai multe ori, aceste legături se impun în cazul grinzilor de tip C sau Z care își pot pierde stabilitatea laterală datorită legăturilor insuficiente. Pentru elemente solicitate la compresiune, excentricitatea încărcării față de centrul de tăiere poate induce flambajul prin încovoire-răsucire, la o forță inferioară celei corespunzătoare pierderii stabilității prin încovoire.

2.4.3. Strivirea inimii (web crippling)

Fenomenul de strivire a inimii profilelor se produce în dreptul încărcărilor concentrate sau a reazemelor și poate fi o problemă importantă pentru profilele și tablele formate la rece, deoarece în proiectarea elementelor nu se prevăd rigidizări suplimentare în dreptul forțelor concentrate. Un exemplu în acest sens sunt tablele cutate pentru acoperiș sau pentru planșee, care se realizează continue peste reazeme.

Strivirea inimii este cu adevărat o problema dificil de stăpânit și de aceea, normele de calcul conțin prevederi speciale pentru proiectare, în scopul controlării acestui fenomen.

2.4.4. Ductilitatea și comportarea în domeniul plastic

Datorită flambajului secțional, dar și datorită ecruisării în urma procesului de fabricație, profilele formate la rece posedă o ductilitate redusă. În general, nu este acceptat un calcul plastic pentru acest tip de elemente. Cu toate acestea, pentru elementele încovoiate, normele de proiectare moderne susțin utilizarea rezervelor de capacitate portantă în domeniul plastic, pentru porțiunile întinse ale secțiunile transversale.

Profilele formate la rece pot fi utilizate în structuri supuse la acțiuni seismice importante, deoarece există beneficii structurale importante datorate greutateii lor reduse, dar un calcul în domeniul plastic nu este permis în aceasta situație. În proiectarea antiseismică, dacă sunt utilizate elemente formate la rece, se utilizează un factor de reducere $\psi=1$, așa cum se prevede în normativul de proiectare antiseismică P100-92. În noua versiune a normei europene, EUROCODE 8, se prevede pentru structurile metalice cu capacitate de disipare redusă un factor de comportare $q=1.5$ ($q=1/\psi$, $\psi=0.667$).

2.4.5. Îmbinări

Datorită grosimilor reduse ale pereților profilelor formate la rece, metodele convenționale de îmbinare ca sudarea sau îmbinarea cu șuruburi sunt desigur posibile, dar acestea sunt în general mai puțin utilizate, accentul punându-se pe tehnici speciale, mai potrivite materialelor cu grosime redusă. Printre îmbinările clasice, specifice profilelor cu pereți subțiri formate la rece se pot evidenția îmbinările cu nituri oarbe sau cele cu șuruburi autoperforante și/sau autofiletante. Bolțurile, aplicate prin împușcare, sunt de asemenea utilizate în mod curent pentru prinderea tablelor cutate de elemente din oțel cu pereți groși. Există și o serie de mijloace de îmbinare speciale profilelor cu pereți subțiri, cum ar fi îmbinările cu adezivi sau prin presare și/sau ștanțare.

Alte probleme importante în proiectarea structurilor din bare cu pereți subțiri sunt: *rezistența la foc și protecția anticorozivă*. Aceste probleme nu sunt dezvoltate în continuare.

2.5. Interacțiunea formelor de flambaj

O structură ideală își pierde stabilitatea prin bifurcarea echilibrului, în timp ce o structură reală (cu imperfecțiuni) își pierde stabilitatea prin limitarea echilibrului (Figura 2.22a). Se poate constata că prezența imperfecțiunilor geometrice provoacă erodarea vârfurilor formate prin intersectarea ramurilor pre-critice cu cele post-critice. Cu cât vârful este mai ascuțit, cu atât efectul eroziunii este mai pronunțat (Gioncu, 1992).

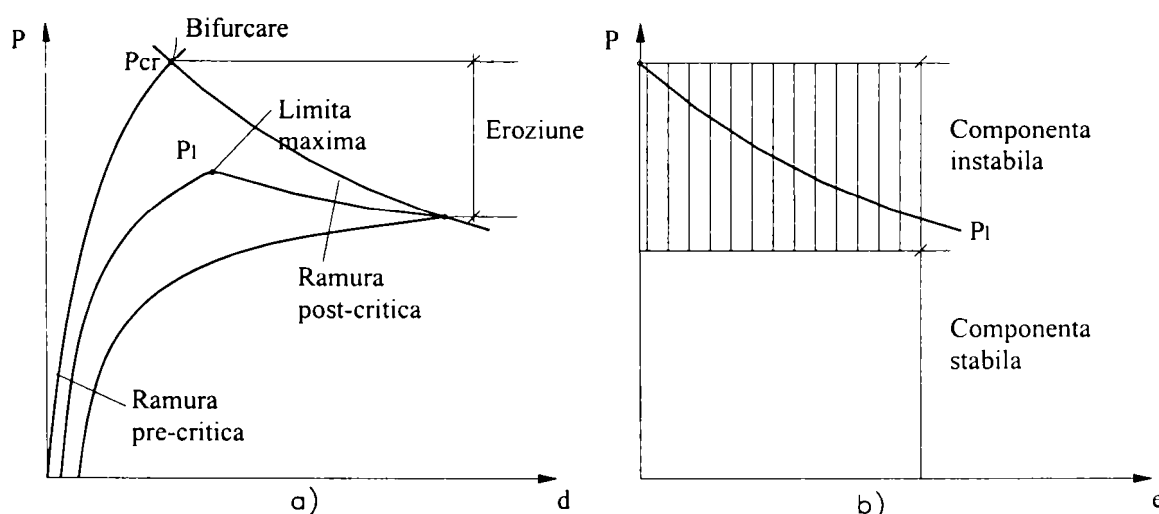


Figura 2.22. Pierderea stabilității prin bifurcarea echilibrului și fenomenul de eroziune al sarcinii critice

Această observație este extrem de importantă deoarece fenomenul apare în mod uzual în natură. În cazul structurilor reale aceste vârfuri ascuțite nu apar în punctul de interacțiune deoarece factorii naturali și imperfecțiunile acționează asupra lor, erodându-le. Eroziunea încărcării critice de bifurcare reprezintă diferența între încărcarea critică de bifurcare (P_{cr}) și încărcarea critică de limitare (P_u). Coeficientul de eroziune, ψ , poate fi definit astfel:

$$P_u = (1 - \psi)P_{cr} \quad (2.18)$$

Eroziunea poate fi mai mult sau mai puțin pronunțată, funcție de tipul structurii și de nivelul imperfecțiunilor. Deoarece pentru anumite tipuri de structuri eroziunea este mică, iar în cazul altor tipuri de structuri are valori semnificative, aceasta ne conduce la ideea ca forța critică de bifurcare se compune din două componente: una stabilă și una instabilă, cea de-a doua fiind erodată de imperfecțiuni (Figura 2.22b). Gradul de eroziune depinde de mărimea imperfecțiunilor și de raportul între componenta instabilă și cea stabilă.

O analiză efectuată pentru stabilirea factorilor care introduc componenta instabilă a încărcării critice (Gioncu, 1992) a determinat că factorii principali deformațiile extensionale, rezemările elastice și deformațiile plastice. Eroziunea componentei instabile produsă de acești factori se numește eroziune primară (Figura 2.23a).

În cazul instabilităților cuplate apare și o eroziune secundară (Figura 2.23b). 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 că fără prezența imperfecțiunilor fenomenul de cuplare nu se poate produce.

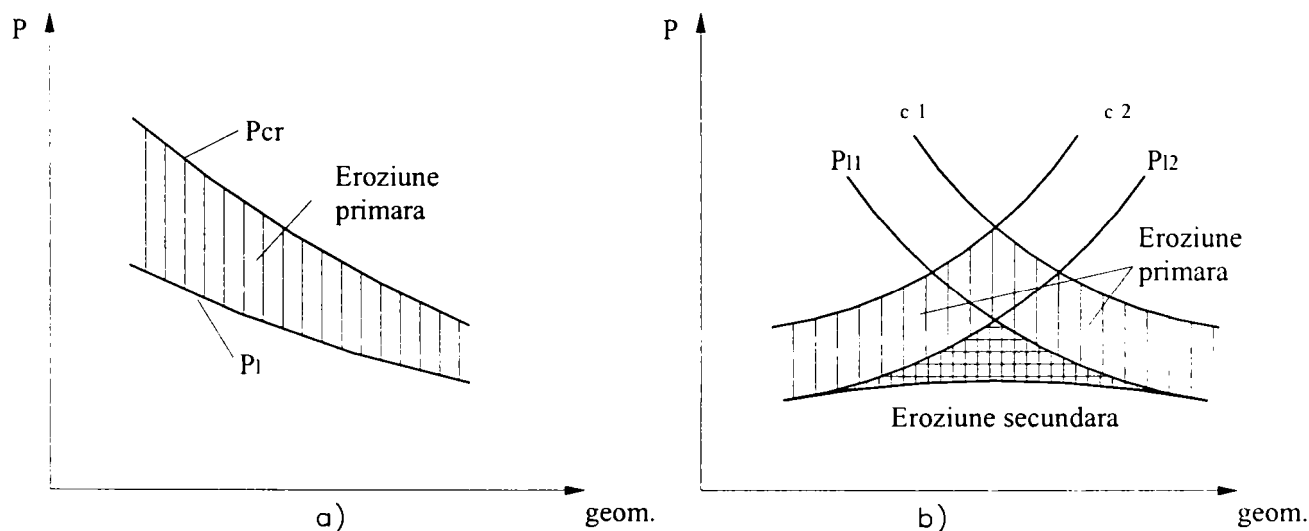


Figura 2.23. Eroziunea primară și eroziunea secundară a încărcării critice de bifurcare

O estimare precisă a eroziunii datorită fenomenului de cuplare este foarte dificil de obținut în practică. De aceea, studiul instabilității cuplate se realizează în prima fază fără a lua în considerare eroziunea primară, valoarea obținută fiind corectată în al doilea pas (Figura 2.24).

Analizând instabilitățile cuplate, se constată existența a două tipuri de instabilități:

- *instabilități cuplate în mod natural*. În punctul de intersecție a două curbe pot apărea două forme posibile de instabilitate. Curbele post-critice pot fi stabile pentru cazul modurilor necuplate, dar prin cuplare ele pot deveni instabile. Acest fenomen poate fi întâlnit la plăci plane și curbe, dar poate fi întâlnit și în cazul barelor cu pereți subțiri (Figura 2.25a).

- *instabilități cuplate prin proiectare*. Dimensiunile geometrice ale structurii se aleg astfel încât să fie posibilă apariția simultană a două sau mai multe moduri de instabilitate (Figura 2.25b).

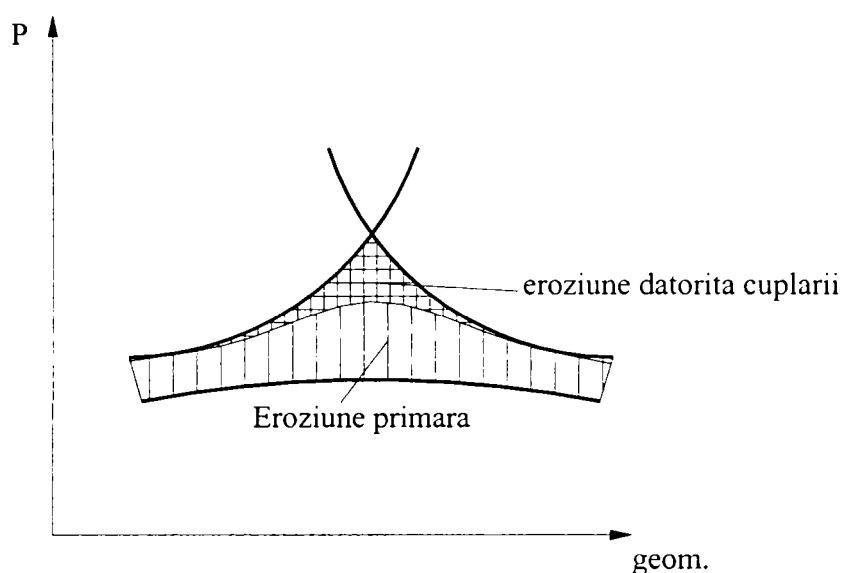


Figura 2.24. Model de calcul al eroziunii primare și secundare

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

- *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.
- *cuplarea neliniară* care se poate produce numai pentru anumite proporții geometrice în structură, iar prezența imperfecțiunilor geometrice pentru cuplare este indispensabilă. 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.

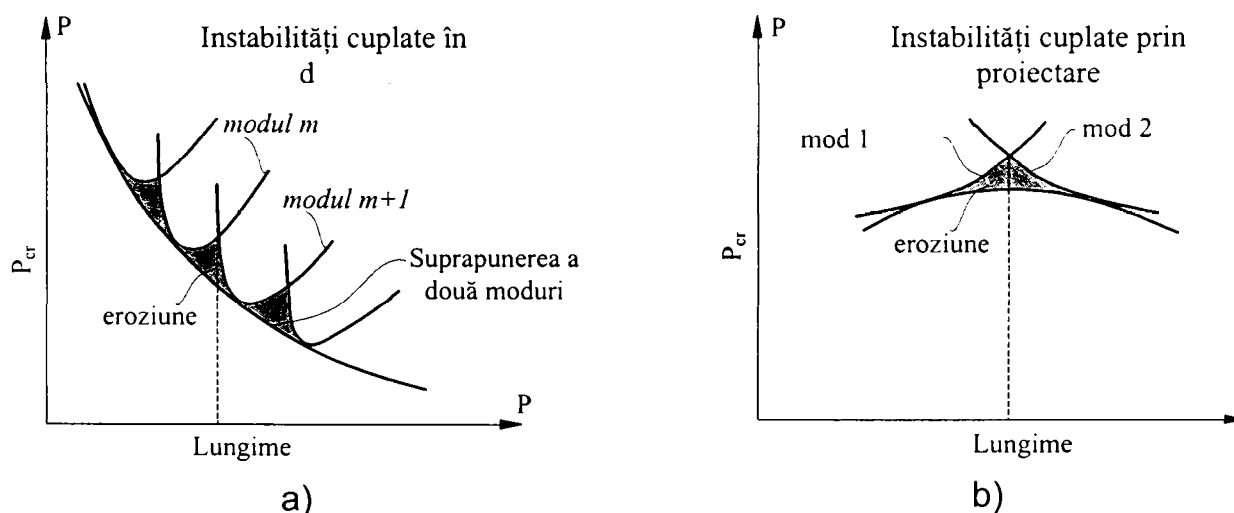


Figura 2.25. Instabilități cuplate: (a) în mod natural; (b) prin proiectare

Există și instabilități cuplate unde imperfecțiunile au rol minor, însă există și structuri pentru care imperfecțiunile cauzează importante reduceri ale forței critice de bifurcare. *Coeficientul de eroziune*, ψ , a fost introdus ca o mărime a eroziunii încărcării critice. Funcție de mărimea eroziunii, Gioncu (1992) propune următoarele clase de interacțiune:

- clasa I: interacțiune slabă (WI), $\psi \leq 0.1$;
- clasa II: interacțiune moderată (MI), $0.1 < \psi \leq 0.3$;
- clasa III: interacțiune puternică (SI), $0.3 < \psi \leq 0.5$;
- clasa IV: interacțiune foarte puternică (VSI), $\psi > 0.5$.

Încadrarea precisă a fiecărei instabilități cuplate în una dintre clase de interacțiune este foarte importantă pentru alegerea metodei de proiectare, care depinde de clasa de încadrare. Pentru cazul *interacțiunii slabe și moderate* se utilizează metode simple de proiectare ce folosesc coeficienți de siguranță. Pentru *interacțiunea puternică sau foarte puternică*, trebuie dezvoltate metode speciale de proiectare.

Modurile de flambaj pot fi caracterizate prin lungimile lor de semiundă. Dacă două moduri care se cuplează au lungimi de semiundă apropiate, comportarea post-critică definește o interacțiune slabă sau moderată. Acesta este cazul interacțiunii dintre încovoiere și încovoiere-răsucire pentru cazul elementelor solicitate la compresiune cu secțiune monosimetrică. Un comportament post-critic diferit apare în cazul cuplării dintre un mod de instabilitate având lungimea mare de semiundă (flambajul de bară) și un mod de instabilitate având lungimea mică de semiundă (voalarea pereților). 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.

Un comportament extrem 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. 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, *deformata 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 interacțiunea flambajului general (de bară) care are o alură stabilă, cu voalarea peretelui localizată așa cum s-a arătat mai sus și prezentând o alură instabilă, conduce la un comportament post-critic foarte instabil, cu o eroziune pronunțată a încărcării critice, produsă de imperfecțiunile de tip geometric. 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.

În Tabelul 2.3 se prezintă principalele tipuri de instabilități cuplate ce apar la elementele de tip bară și clasele de interacțiune în care acestea sunt încadrate.

Tabelul 2.3. Instabilități cuplate la elemente de tip bară

Nr.	Elemente de tip bară	Moduri de instabilitate	Clasa de interacțiune
1.	Stâlpi cu secțiune monosimetrică	$F + FT = FFT$	WI spre MI $\psi \leq 0.3$
2.	Stâlpi cu secțiune compusă	$F + L = FL$	MI $0.1 < \psi \leq 0.3$
3.	Stâlpi realizați din bare cu pereți subțiri	$F + L = FL$ $FT + L = FTL$ $F + FT + L = FFTL$	SI spre VSI $\psi \geq 0.3$
		$F + D = FD$ $FT + D = FTD$ $F + FT + D = FFTD$	MI spre SI $0.3 \leq \psi \leq 0.5$
4.	Grinzi realizate din bare cu pereți subțiri	$LT + L = LTL$ $LT + D = LTD$	MI $\psi \leq 0.3$
Legendă: F = flambaj prin încovoiere ; FT = flambaj prin încovoiere-răsucire; LT = flambajul prin încovoiere laterală cu răsucire; L = flambaj local ; D = flambaj prin distorsiune. WI = interacțiune slabă ; MI = interacțiune moderată; SI = interacțiune puternică; VSI = interacțiune foarte puternică.			

3. REZISTENȚA CRITICĂ ȘI POST-CRITICĂ A BARELOR CU PEREȚI SUBȚIRI

După cum s-a arătat în **Capitolul 2**, problemele specifice ale barelor cu pereți subțiri sunt diferite de cele ale profilelor laminate la cald. Pentru a acoperi aceste probleme specifice, au fost realizate standarde de proiectare specializate pentru calculul barelor cu pereți subțiri.

În continuare, se va face o trecere în revistă a principalelor norme și a celor mai importante metode pentru calculul la stabilitate a barelor cu pereți subțiri, legate de subiectul prezentei teze de doctorat.

Principalele norme la ora actuală în lume sunt Eurocode 3 – Partea 1.3: *Supplementary Rules for Cold-Formed Thin-Gauge Members and Sheeting* în Europa, în SUA normele AISI-1996: *Specification for the Design of Cold-Formed Steel Structural Members with Commentary* și AISI-2001: *North American Specification for the Design of Cold-Formed Steel Structural Members with Commentary*, iar în Australia și Noua Zeelandă a fost publicată AS/NZS-1996: *Cold-formed Steel Structures*.

Există diferențe semnificative între cele două grupuri de norme, pe de-o parte Eurocode 3 – Partea 1.3, iar pe de altă parte AISI-1996 și AS/NZS-1996. Ele vor fi prezentate în continuare. Se face precizarea că normele americane și cele australiene sunt cu câteva excepții aproape identice. Dintre acestea se subliniază:

- norma de calcul americană permite calculul după metoda stărilor limită și metoda eforturilor admisibile, în timp ce norma australiană permite calculul doar după metoda stărilor limită;
- sunt incluse proceduri de calcul pentru flambajul prin distorsiune a elementelor comprimate sau încovoiate.

3.1. Flambajul local (voalarea secțiunii)

Ambele grupuri de norme, pentru definirea lățimii eficace a unui element au la bază formula lui Winter, singura deosebire fiind definirea lățimii pereților plani, b_p , ai secțiunii transversale, după cum se prezintă în Figura 3.1.

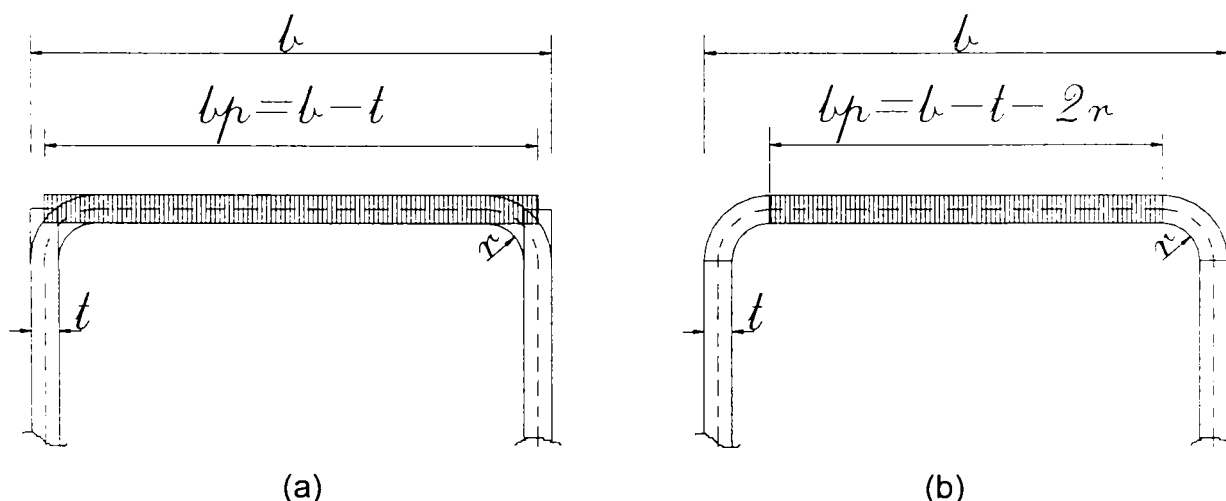


Figura 3.1. Definiția lățimii pereților plani în concordanță cu normele (a) EUROCODE3-Partea 1.3 și (b) AISI-1996, respectiv AS/NZ4600

Pentru norma europeană colțul este asimilat și întreaga secțiune transversală este compusă din elemente plane. Pentru normele AISI-1996 și AS/NZ4600 întotdeauna secțiunea este compusă din porțiuni plane și colțuri. Suplimentar, în norma americană eforturile sub acțiunea cărora se calculează lățimea eficace se determină funcție de zveltețea relativă a elementului (adică dacă este dominant flambajul local sau flambajul global).

Lățimea eficace, b_{ef} , se obține astfel:

$$b_{ef} = \rho \cdot b, \text{ unde } \begin{cases} \rho = 1 & \text{daca } \bar{\lambda}_p \leq 0.673 \\ \rho = (1 - 0.22 / \bar{\lambda}_p) / \bar{\lambda}_p & \text{daca } \bar{\lambda}_p > 0.673 \end{cases} \quad (3.1)$$

$$\text{și } \bar{\lambda}_p = \sqrt{\frac{f_y}{\sigma_{cr}}} = 1.052 \frac{b_p}{t} \sqrt{\frac{f_y}{E \cdot k_\sigma}}, \text{ iar } \sigma_{cr} = k_\sigma \frac{\pi^2 E}{12(1 - \nu^2)} \left(\frac{t}{b_p} \right)^2 \quad (3.2)$$

Norma germană DIN 18800, prevede pentru plăci rezemate pe 3 laturi formule de calcul a lățimii eficace în domeniul plastic. Aceste formule depind de distribuția eforturilor și sunt prezentate în tabele de calcul similare cu cele de la lățimea eficace în domeniul elastic.

Principala critică adusă acestei metode este că folosește distribuția eforturilor din domeniul elastic. Astfel, Brune (1998, 1999), a sugerat o metodă alternativă pentru calculul lățimii eficace în domeniul plastic. Această metodă adaptează formula lui Winter pentru domeniul plastic.

3.2. Flambajul prin distorsiune

Este relativ simplu pentru a înțelege flambajul local, și anume pe măsură ce zveltețea de perete, b/t , crește, efortul critic de voalare scade. Acest lucru face ca acest fenomen să poată fi ușor înțeles și aplicat. O abordare similară a flambajului prin distorsiune este aproape imposibilă deoarece acest mod de flambaj este mult mai complicat decât flambajul local sau flambajul global.

Flambajul prin distorsiune al unui element comprimat cu secțiune C este influențat de rigiditatea la rotire a legăturii inimă/talpă. Astfel, inimile foarte înalte sunt foarte flexibile și conferă o rigiditate scăzută legăturii inimă/talpă. Aceasta conduce la o distorsiune timpurie pentru inimile foarte zvelte. Dacă talpa este îngustă, voalarea inimii se produce la lungimi de semiundă apropiate de cele ale flambajului distorsional al tălpii. Dacă talpa este excesiv de lată, atunci nu mai este vorba de voalare, și atunci rebordul tălpii are o importanță deosebită. Pentru lungimi practice ale rebordului, tălpile late conduc la eforturi critice de distorsiune mici. Rebordurilor puternice sunt benefice pentru împotriva distorsiunii tălpii, dar ele însele sunt sensibile la flambajul local.

Lungimea de semiundă a flambajului prin distorsiune este intermediară între flambajul local și cel global, după cum se arată în Figura 3.2.

Până în prezent există două metode analitice credibile pentru determinarea eforturilor critice de distorsiune pentru secțiuni de tip C sau derivate din acestea, și anume: *metoda Lau & Hancock (1987)* și *metoda Schafer & Pekoz (1999)*. Metodele numerice bazate pe metoda elementului finit sau metoda fâșiilor finite sunt, de asemenea, metode eficiente pentru determinarea eforturilor critice atât de distorsiune cât și de voalare. Programele de calcul bazate pe metoda fâșiilor finite s-au dovedit a fi foarte utile din punct de vedere a timpului necesar analizei. În ultimii ani, la Universitatea John Hopkins, USA, Schafer (2001,2002) a dezvoltat programul de calcul *CUFMS_{2.5}: Elastic Buckling Analysis of Thin-Walled Members Using the Classical Finite Strip Method*, bazat pe metoda fâșiilor finite pentru identificarea modurilor de flambaj în cazul barelor cu pereți subțiri. O altă metodă numerică de analiză a modurilor individuale de flambaj și a celor cuplate este metoda bazată pe teoria grinzii generalizate (Generalized Beam Theory - GBT), descrisă de Schardt (1989), de la Universitatea din Darmstadt și continuată de Davies și colaboratorii săi (1994 a,b), de la Universitatea din Manchester.

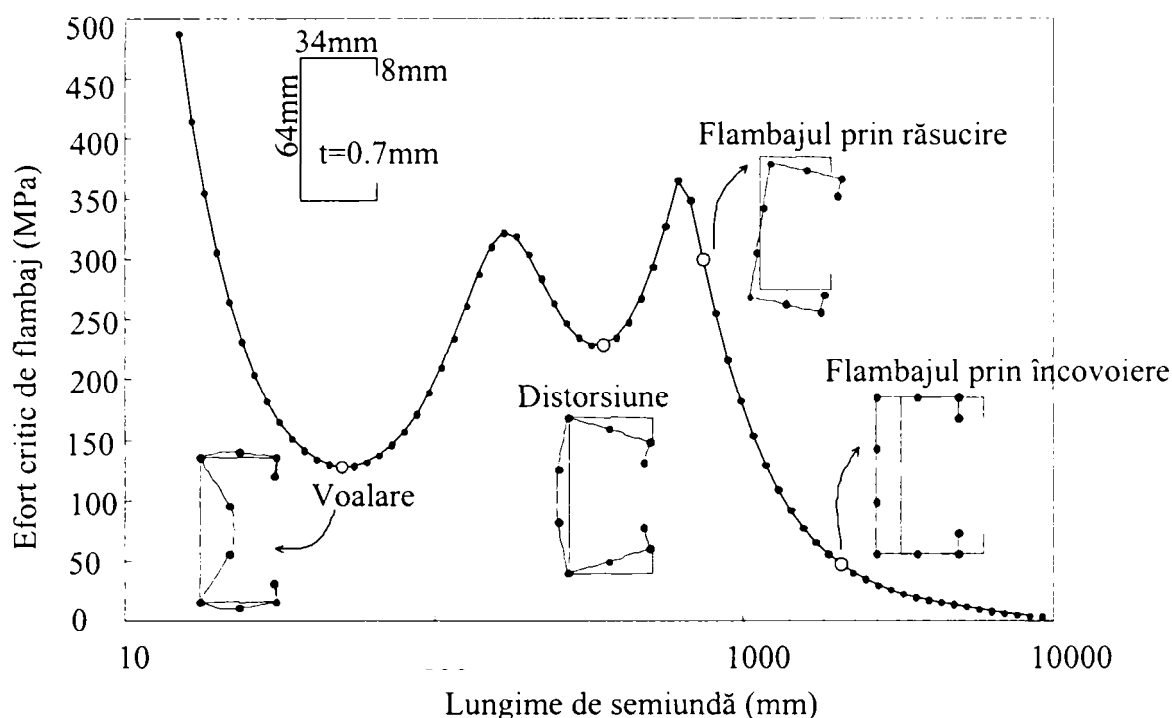


Figura 3.2. Moduri critice de flambaj și lungimile de semiundă corespunzătoare pentru un profil cu secțiune C solicitat la compresiune (Schafer, 2001)

În continuare se prezintă aceste metode analitice pentru determinarea eforturilor critice de distorsiune. O parte din aceste metode sunt deja incluse în normele de calcul.

3.2.1. Metoda de calcul conform normei europene Eurocode 3 – Partea 1.3

După cum se poate vedea din această normă, nu se prevăd metode explicite pentru calculul flambajului prin distorsiune. Cu toate acestea, o procedură de calcul poate fi menționată prin interpretarea metodei de calcul a elementelor plane prevăzute cu reborduri marginale solicitate la compresiune (paragraful 3.9.3 din Eurocode 3 – Partea 1.3).

Calculul elementelor care sunt prevăzute cu rigidizări marginale sau intermediare se bazează pe presupunerea că rigidizarea se comportă ca un element comprimat rezemat pe un mediu elastic, după cum se prezintă în Figura 3.3. Rigiditatea acestui reazem elastic care depinde de condițiile de margine și de rigiditatea la încovoiere a elementului adiacent (talpa secțiunii transversale). Rigiditatea rebordului poate fi determinată prin aplicarea unei încărcări, u , pe unitatea de lungime, în dreptul rigidizării, după cum se arată în Figura 3.3. Rigiditatea la rotire, C_θ , caracterizează rigiditatea la încovoiere a inimii secțiunii. Rigiditatea, k , exprimată pe unitatea de lungime poate fi scrisă astfel:

$$K = u / \delta \quad (3.3)$$

unde δ este deplasarea rigidizării datorită încărcării unitare, u .

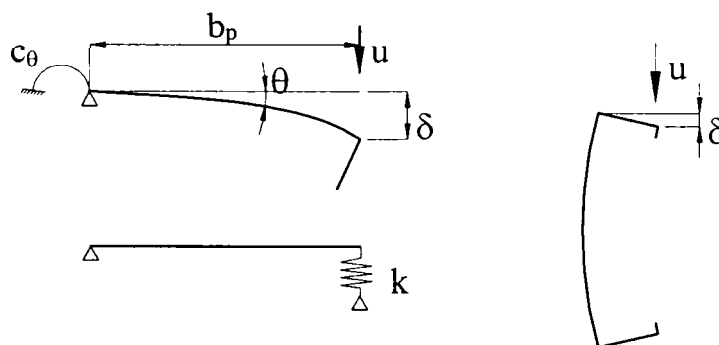


Figura 3.3. Determinarea rigidității k pentru un element cu rigidizare marginală

Efortul critic de flambaj al unui element lung, rezemat pe un mediu elastic, este exprimat de Timoshenko & Gere (1961), prin următoarea relație:

$$\sigma_{cr} = \frac{\pi^2 \cdot E \cdot I_s}{A_s \cdot \lambda^2} + \frac{I}{A_s \cdot \pi^2} K \cdot \lambda^2 \quad (3.4)$$

unde:

A_s și I_s sunt aria și momentul de inerție eficace a rebordului marginal în conformitate cu Eurocode3 - Partea 1.3, și se prezintă în Figura 3.4.

$\lambda = L / m$, este lungimea de semiundă, iar m este numărul de semiunde.

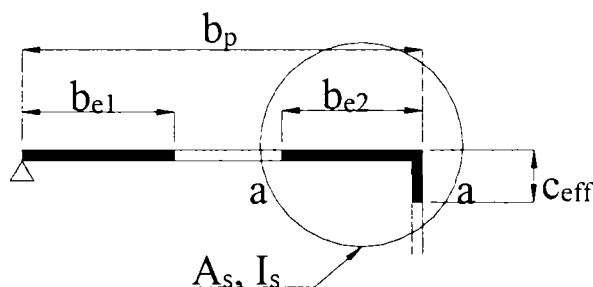


Figura 3.4. Aria eficace a unei rigidizări marginale

Prin determinarea efortului critic minim din ecuația (3.4) se poate obține lungimea de semiundă a unui element lung, și anume:

$$\lambda_{cr} = 4 \sqrt{\frac{E \cdot I_s}{K}} \quad (3.5)$$

Pentru un element infinit lung, prin substituirea ecuației (3.5) în ecuația (3.4) se poate obține efortul critic de flambaj:

$$\sigma_{cr} = \frac{2 \cdot \sqrt{K \cdot E \cdot I_s}}{A_s} \quad (3.6)$$

Această ecuație este folosită în norma Eurocode 3 – Partea 1.3 și nu ia în considerare lungimea elementului comprimat, dar presupune că acesta este suficient de lung pentru formarea completă a lungimilor de semiundă.

În final se poate observa că verificarea la flambajul prin distorsiune este limitată la verificarea eficacității rigidizării. De asemenea, prin modul în care se pune problema, se poate discuta, mai corect, de un flambaj interactiv între voalarea tălpii și distorsiune datorită pierderii de rigiditate a rebordului. Pentru analize complicate și complete, norma permite proiectanților folosirea metodelor numerice.

3.2.2. Metoda de calcul conform normei australiene AS/NZS4600

Determinarea efortului critic de flambaj prin distorsiune se bazează pe flambajul prin încovoiere-răsucire a tălpilor, după cum se prezintă în Figura 3.5. Metoda a fost propusă de Lau & Hancock (1986) și a fost inclusă în norma australiană AS/NZS4600. Această metodă este valabilă pentru elemente solicitate la compresie și încovoiere pură.

Rigiditatea la răsucire k_ϕ este dată de rigiditatea la încovoiere a inimii profilului, iar rigiditatea de translație k_x provine din rezistența la deplasare laterală a secțiunii. Modelul consideră că rigiditatea de translație k_x este foarte mică și aceasta se ignoră în continuare în analiză.

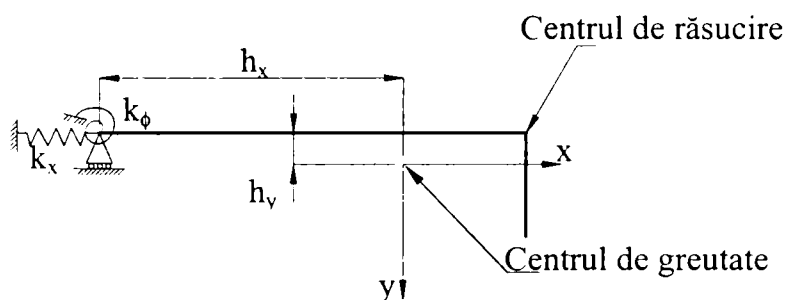


Figura 3.5. Modelul Lau și Hancock pentru flambajul prin distorsiune

Rigiditatea la răsucire poate fi exprimată astfel:

$$k_\phi = \frac{E \cdot t^3}{5.46 \cdot (b_w + 0.06 \lambda)} \cdot \left[1 - \frac{I \cdot f'_{od}}{E \cdot t^2} \cdot \left(\frac{b_w^2 \cdot \lambda}{b_w^2 + \lambda^2} \right)^2 \right] \quad (3.7)$$

unde f'_{od} este efortul de compresiune din inimă în cazul flambajului prin distorsiune, calculat considerând k_ϕ egal cu zero, b_w este lățimea inimii, t grosimea elementelor componente ale secțiunii, E este modulul de elasticitate, iar λ este lungimea de semiundă în cazul flambajului prin distorsiune și este exprimat pentru o secțiune de tip C astfel:

- Pentru elemente solicate la compresiune

$$\lambda = 4.80 \cdot \left(\frac{I_{xf} \cdot b_f^2 \cdot b_w}{t^3} \right)^{0.25} \quad (3.8a)$$

- Pentru elemente solicate la încovoiere

$$\lambda = 4.80 \cdot \left(\frac{I_{xf} \cdot b_f^2 \cdot b_w}{2 \cdot t^3} \right)^{0.25} \quad (3.8a)$$

unde b_f este lățimea tălpii.

Efortul critic de distorsiune poate fi scris sub forma:

$$f_{od} = \frac{E}{2 \cdot A} \cdot \left[(\alpha_1 + \alpha_2) - \sqrt{(\alpha_1 + \alpha_2)^2 - 4\alpha_3} \right] \quad (3.9)$$

unde A este aria ansamblului talpă-rigidizare, iar coeficienții α_1 , α_2 și α_3 sunt coeficienți care depind de k_ϕ , λ și de geometria și dimensiunile tălpii și rebordului. Procesul de calcul este iterativ datorită faptului că în relația de calcul a lui k_ϕ este termenul f'_{od} , dar cu toate acestea o singură iterație este necesară. Se poate observa că, acest model este sensibil la valoarea rigidității la rotire k_ϕ .

Davies și Jiang (1996) au propus o îmbunătățire a metodei, considerând valoarea rigidității la rotire k_ϕ negativă, adică inima voalează înainte de distorsiunea tălpii. În acest caz, efortul critic se poate obține cu $k_\phi = 0$, de unde rezultă efortul critic de flambaj al inimii:

$$\sigma_w = \frac{\pi^2 \cdot D}{t \cdot b_w^4} \cdot \left(\frac{b_w^2 + \lambda^2}{\lambda} \right)^2 \quad (3.10)$$

În acest caz, efortul critic de flambaj poate fi calculat aproximativ ca valoarea medie a eforturilor critice de pe inimă și de pe talpă:

$$\sigma_{cr} = \frac{2 \cdot f_{od} \cdot A_f + \sigma_w \cdot t \cdot b_w}{A} \quad (3.11)$$

unde este A_f este aria ansamblului talpă-rigidizare, iar A este aria întregii secțiuni.

3.2.3. Metoda de calcul Schafer – Pekoz (1999)

În standardul american problema flambajului prin distorsiune nu este tratată în mod explicit. Similar cu standardul european, verificarea la flambajul prin distorsiune se bazează pe controlul eficacității rebordului. Ca o alternativă, Schafer & Pekoz (1999) au propus o metodă explicită pentru calculul efortului critic de flambaj prin distorsiune, similară cu cea propusă de Lau & Hancock (1987), singura diferență fiind determinarea diferită a rigidității la rotire k_ϕ .

Rigiditatea la rotire k_ϕ , la îmbinarea tălpii cu inima poate fi exprimată ca o însumare a rigidităților elastice și geometrice, adusă de contribuția atât a tălpii, cât și a inimii:

$$k_\phi = (k_{\phi f} + k_{\phi w})_e - (k_{\phi f} + k_{\phi w})_g \quad (3.12)$$

Flambajul rezultă atunci când rigiditatea elastică a îmbinării talpă/inimă este erodată de rigiditatea geometrică, adică atunci când

$$k_\phi = 0 \quad (3.13)$$

Egalând relațiile (3.12) și (3.13), și scriind termenul dependent de efort a rigidității geometrice, efortul critic de flambaj prin distorsiune f_{od} poate fi obținut din relația:

$$k_\phi = k_{\phi f e} + k_{\phi w e} - f_{od} \cdot (\tilde{k}_{\phi f g} + \tilde{k}_{\phi w g}) = 0 \quad (3.14)$$

$$f_{od} = \frac{k_{\phi f e} + k_{\phi w e}}{\tilde{k}_{\phi f g} + \tilde{k}_{\phi w g}} \quad (3.15)$$

Pentru a determina rigiditatea la rotire adusă de talpă și inimă, sunt necesare modele analitice. Pentru elementul de talpă, distorsiunea secțiunii transversale nu este important. Talpa poate fi modelată ca un element comprimat care suferă un flambaj prin încovoierere-răsucire, similar cu modelul propus de Lau și Hancock (vezi Figura 3.6). Pentru cazul inimii trebuie considerată distorsiunea secțiunii transversale. Pe direcție transversală (în lungul inimii), inima este modelată ca o singură fâșie, iar funcția formei deformată este un polinom cubic. Pe direcție longitudinală (pe direcția lungimii profilului), funcțiile asociate deformării profilului sunt semiunde sinusoidale pentru ambele elemente.

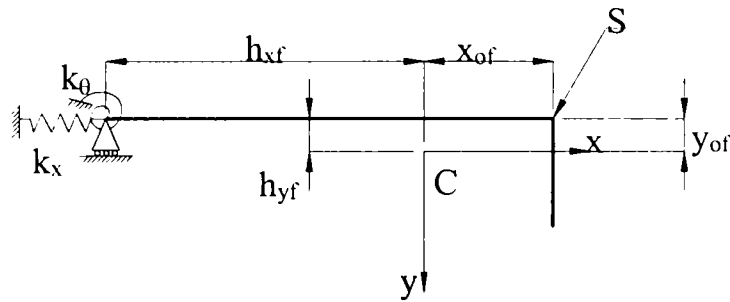


Figura 3.6. Modelul Schafer și Pekoz pentru flambajul prin distorsiune

În continuare se prezintă rigiditatea la rotire finală pentru talpă și inimă.

Rigiditatea la rotire a tăpii (elastică și geometrică):

$$k_{\phi e} = \left(\frac{\pi}{L}\right)^4 \cdot \left[E \cdot I_{xf} \cdot (x_{of} - h_{xf})^2 + E \cdot I_{wf} - E \cdot \frac{I_{xyf}^2}{I_{yf}} \cdot (x_{of} - h_{xf})^2 \right] + \left(\frac{\pi}{L}\right)^2 \cdot G \cdot I_{tf} \quad (3.16a)$$

$$\tilde{k}_{\phi g} = \left(\frac{\pi}{L}\right)^2 \cdot \left[A_t \cdot \left((x_{of} - h_{xf})^2 \cdot \left(\frac{I_{xyf}}{I_{yf}}\right)^2 - 2 \cdot y_{of} \cdot (x_{of} - h_{xf}) \cdot \left(\frac{I_{xyf}}{I_{xf}}\right) + h_{xf}^2 + y_{of}^2 \right) + I_{xf} + I_{yf} \right] \quad (3.16b)$$

Rigiditatea la rotire a inimii (elastică și geometrică) pentru cazul solicitării de compresie:

$$k_{\phi we} = \frac{E \cdot t^3}{6 \cdot b_w \cdot (1 - \nu^2)} \quad (3.17a)$$

$$\tilde{k}_{\phi wg} = \left(\frac{\pi}{L_{cr}}\right)^2 \cdot \frac{t \cdot b_w^3}{60} \quad (3.17b)$$

Lungimea critică pentru flambajul prin distorsiune rezultă:

$$L_{cr} = \left[\frac{6 \cdot \pi^4 \cdot b_w \cdot (1 - \nu^2)}{t^3} \cdot \left[I_{xf} \cdot (x_{of} - h_{xf})^2 + I_{wf} - \frac{I_{xyf}^2}{I_{yf}} \cdot (x_{of} - h_{xf})^2 \right] \right]^{0.25} \quad (3.18)$$

Efortul critic de flambaj prin distorsiune, f_{od} , se poate obține substituind $L = \min(L_{cr}, L_m)$ în ecuațiile (3.16) și (3.17) și apoi în ecuația (3.15). În formulele de mai sus următoarele notații sunt folosite:

E	= modulul de elasticitate;
G	= modulul de tăiere;
ν	= coeficientul lui Poisson;
t	= grosimea plăcii;
b_w	= înălțimea inimii;
L_m	= distanța dintre legăturile intermediare care limitează rotirea îmbinării talpă/inimă față de centrul de greutate al tăpii;
$A_t, I_{xf}, I_{yf}, I_{wf}$ I_{xyf}, I_{tf}	= caracteristicile geometrice ale tăpii comprimate;

3.2.4. Teoria grinzii generalizate (Generalized Beam Theory - GBT)

Bazele Teoriei Grinzii Generalizate, numită prescurtat GBT, au fost puse de Schard (1989) de la Universitatea din Darmstadt și continuate de Davies & Leach (1994a,b) de la Universitatea din Manchester. GBT se prezintă ca o metodă convenabilă pentru a identifica și analiza modurile de flambaj individuale și cuplate, pentru diferite tipuri de secțiuni, respectiv solicitări.

Ecuția diferențială de bază a teoriei grinzii generalizate este:

$$E^{,k} C^{,k} V'''' - G^{,k} D^{,k} V'' + B^{,k} V + \sum_{i=1}^m \sum_{j=2}^n {}^{ijk} \kappa \cdot ({}^i W^j V')' = {}^k q \quad (3.19)$$

unde indicii superiori sunt folosiți pentru a identifica modul de flambaj, iar:

E și G	=	modulul de elasticitate și de tăiere;
${}^k C$	=	termenul deplanării;
${}^k D$	=	termenul răsucirii;
${}^k B$	=	termenul încovoierii;
${}^{ikk} \kappa$	=	termen de ordinul doi.

Dacă se consideră că se produce un singur mod de flambaj, k , sub acțiunea unei solicitări ${}^i W$ (${}^1 W$ = compresiune, ${}^2 W$ and ${}^3 W$ = încovoiere după axa maximă și minimă, respectiv ${}^4 W$ = răsucire), atunci efortul critic rezultat și lungimea de semiundă corespunzătoare se obțin cu relațiile:

$${}^{i,k} W_{cr} = \frac{1}{{}^{ikk} \kappa} (2\sqrt{E^k C^k B} + G^k D) \quad (3.20)$$

$$\lambda_{cr} = \pi \sqrt[4]{\frac{E^k C^k}{{}^k B}} \quad (3.21)$$

Din ecuația (3.21) se poate observa că lungimea de semiundă depinde doar de caracteristicile geometrice ale secțiunii transversale ${}^k C$ și ${}^k B$, care sunt independente de tipul încărcării.

În Figura 3.7 se prezintă moduri de flambaj pentru o secțiune C solicitată la compresiune. Din această figură se poate observa că primele 4 moduri corespund flambajului de bară, modurile 5 și 6 corespund flambajului prin distorsiune simetric și asimetric, modul 7 corespunde voalării inimii, iar modurile 8 și 9 corespund distorsiunii rebordurilor, simetric, respectiv asimetric. În Figura 3.8 se prezintă curbe de flambaj pentru un profil cu secțiune C solicitată la încovoiere. Se poate observa că un mare avantaj al acestei metode este faptul că poate determina curbele de flambaj corespunzătoare fiecărui mod de deformare a secțiunii transversale, pentru un spectru larg de lungimi. Astfel se poate observa ușor care mod de flambaj este dominant și poate fi determinată lungimea barei pentru care acesta este dominant.

O altă metodă de calcul a rezistenței barei scurte, fie ea solicitată la compresiune sau încovoiere, este metoda bazată pe mecanisme plastice locale. Mecanismele plastice locale descriu mult mai bine comportarea tronsonului scurt și sunt mult mai realiste decât metoda bazată pe lățimea eficace. Această metodă va fi descrisă în **Capitolul 5** și reprezintă unul dintre scopurile prezentei teze de doctorat. Este de remarcat faptul că este foarte important de a determina corect rezistența tronsonului scurt, pentru că împreună cu flambajul interactiv caracterizează mult mai corect comportarea profilelor.

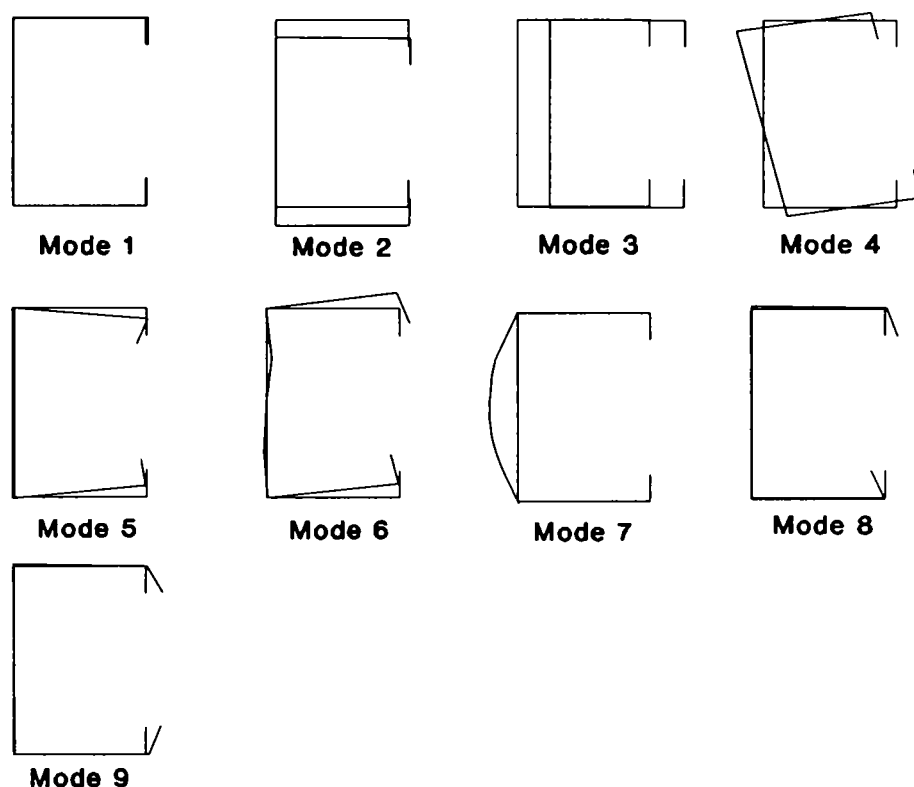


Figura 3.7. Moduri de flambaj pentru o secțiune de tip C solicitată la compresiune

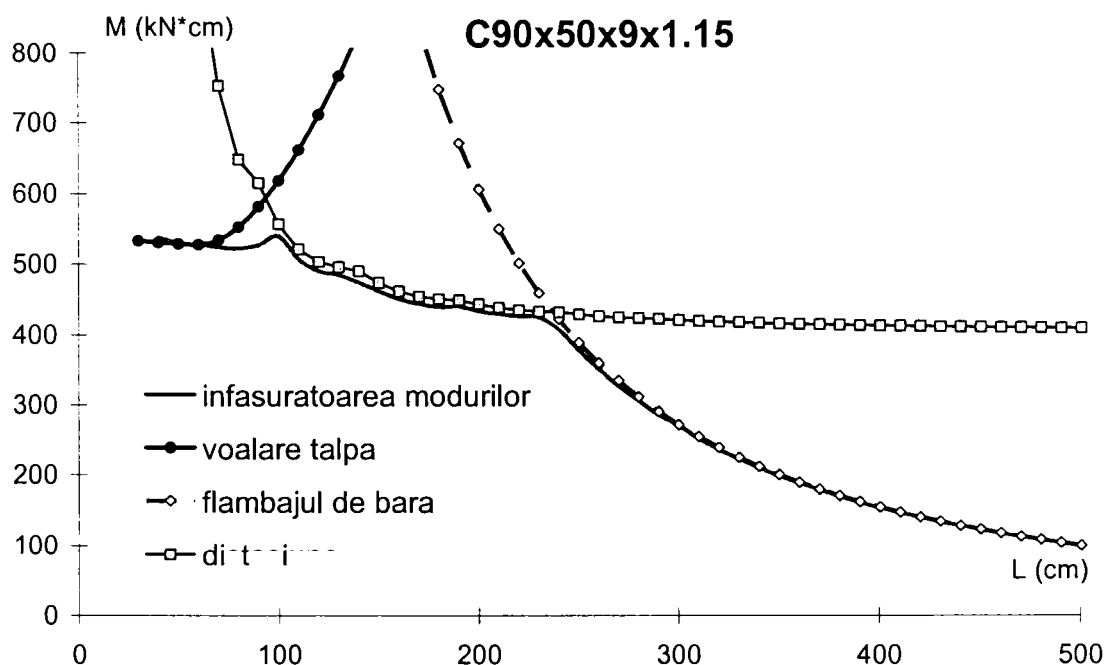


Figura 3.8. Curbe de flambaj obținute cu programul GBT pentru un profil cu secțiune C solicitat la încovoiere pură

3.3. Interacțiunea instabilităților globale și secționale la barele cu pereți subțiri

3.3.1. Curbele europene de flambaj pentru bare comprimate centric. Relația de flambaj Ayrton-Perry pentru barele comprimate

Pentru o bară supusă la o forță de compresiune centrică N , având aria secțiunii transversale A și modul de rezistență W , și o curbura inițială de formă sinusoidală cu amplitudinea e_0 la mijlocul barei, în absența voalării pereților putem scrie următoarea relație de verificare la încovoiere dreaptă cu compresiune:

$$\frac{N}{A} + \frac{M^{II}}{W} = f_y \quad (3.22)$$

unde:

$$M^{II} = M^I K = (e_0 N) K \quad (3.23)$$

iar multiplicatorul K

$$K = \frac{1}{1 - \frac{N}{N_{cr}}} \quad (3.24)$$

Înlocuind ecuațiile (3.24) în (3.23) și (3.22):

$$\frac{N}{A} + \frac{N \cdot e_0}{\left(1 - \frac{N}{N_{cr}}\right) W} = f_y \quad (3.25)$$

sau

$$\sigma + \frac{\sigma \cdot e_0}{1 - \frac{\sigma}{\sigma_{cr}}} \frac{A}{W} = f_y \quad (3.26)$$

Ecuția (3.26) mai poate fi scrisă sub forma:

$$(\sigma_{cr} - \sigma)(f_y - \sigma) = \eta \sigma_{cr} \sigma \quad (3.27a)$$

sau

$$\left(1 - \frac{N}{N_{cr}}\right)(N_{pl} - N) = \eta N \quad (3.27b)$$

unde

$$\eta = \frac{e_0 A}{W} \quad (3.28)$$

reprezintă coeficientul imperfecțiunii generalizate.

Ecuția (3.27) reprezintă binecunoscuta **relație Ayrton-Perry** pentru flambajul barelor comprimate. Ea poate fi scrisă și în formă adimensională astfel:

$$(1 - \bar{N})(1 - \bar{\lambda}^2 \bar{N}) = \eta \bar{N} \quad (3.29)$$

în care:

$$\bar{N} = \frac{N}{N_{pl}} \text{ este valoarea adimensională a forței axiale,}$$

$$\bar{\lambda} = \sqrt{\frac{N_{pl}}{N_{cr}}}, \text{ zveltețea relativă a barei,}$$

și

$$N_{pl} = A \cdot f_y, \text{ rezistența plastică a secțiunii brute.}$$

Prima exprimare a curbelor europene de flambaj a fost obținută utilizând rezultatele experimentale obținute pe elemente metalice comprimate. Principala deficiență a acestor curbe era faptul că *aceste curbe nu aveau de fapt o expresie analitică* ci erau prezentate sub o formă greoaie a unor tabele de valori.

Cea mai ingenioasă formulare analitică a fost propusă de către Rondal și Maquoi în 1979. Această formulare utiliza o ecuație de tip Ayrton-Perry, cu preluarea conceptului de "imperfecțiune generalizată" al lui Robertson, idee extrem de valoroasă deoarece prin modificarea adecvată a valorii acestei imperfecțiuni se puteau genera cu mare fidelitate curbele de flambaj adimensionale. Coeficientul imperfecțiunii generalizate este:

$$\eta = \alpha(\bar{\lambda} - 0.2) \quad (3.30)$$

Introducând această relație în relația (3.29) putem scrie:

$$(1 - \bar{N})(1 - \bar{\lambda}^2 \bar{N}) = \alpha(\bar{\lambda} - 0.2)\bar{N} \quad (3.31)$$

Rezolvând această ecuație în \bar{N} , rezultă:

$$\bar{N}_{1,2} = \frac{1 + \alpha(\bar{\lambda} - 0.2) + \bar{\lambda}^2}{2\bar{\lambda}^2} \pm \frac{1}{2\bar{\lambda}^2} \sqrt{[1 + \alpha(\bar{\lambda} - 0.2) + \bar{\lambda}^2]^2 - 4\bar{\lambda}^2} \quad (3.32)$$

în care doar soluția cu (-) este semnificativă. Coeficientul imperfecțiunilor (α) a fost calibrat printr-o campanie largă de încercări experimentale efectuate în laboratoare din 7 țări europene. Valorile coeficientului imperfecțiunilor corespunzătoare celor 5 curbe europene de flambaj sunt date în Tabelul 3.1 de mai jos:

Tabelul 3.1. Valorile coeficientului α aferent curbelor europene de flambaj

Curve	a_0	a	b	c	d
α	0.13	0.21	0.34	0.49	0.76

Evident, ecuația (3.31) poate fi adaptată și în cazul barelor cu pereți subțiri. Ecuația (3.33) reprezintă relația Ayrton-Perry de interacțiune între flambajul de bară și voalarea pereților.

$$(Q - \bar{N})(1 - \bar{\lambda}^2 \bar{N}) = \alpha(\bar{\lambda} - 0.2)\bar{N} \quad (3.33)$$

3.3.2. Formula de interacțiune dintre flambajul local și cel global conform normei Eurocode 3 - Part 1.3

Verificarea la stabilitate a barelor cu pereți subțiri comprimate

Verificarea la stabilitate a barelor cu pereți subțiri solicitate la compresiune, conform normei EUROCODE 3-Partea 1.3 se face cu relația:

$$N_{Sd} \leq N_{b,Rd} \quad (3.34)$$

unde:

$$N_{b,Rd} = \chi A_{eff} f_y / \gamma_{M1} = \chi N_{c,Rd} \quad (3.35)$$

Dacă se consideră coeficientul de siguranță, $\gamma_{M1}=1$, (în EUROCODE 3 – Partea 1.3 este egal cu 1.1), atunci putem scrie:

$$\bar{N} = \frac{N_{Sd}}{f_y A} = \chi Q \quad (3.36)$$

unde:

$$\chi = \frac{1}{\phi + \sqrt{\phi^2 - \lambda^2}} \leq 1 \quad (3.37)$$

$$\phi = 0.5 [1 + \alpha(\bar{\lambda} - 0.2) + \bar{\lambda}^2] \quad (3.38)$$

iar:

$$\bar{\lambda} = [A_{eff} f_y / N_{cr}]^{1/2} = \frac{\lambda}{\lambda_1} (\beta_A)^{1/2} \quad (3.39)$$

$$\beta_A = Q = \frac{A_{eff}}{A} \quad (3.40)$$

unde α este coeficientul de imperfecțiune prezentat în Tabelul 3.1.

Forța critică de flambaj, N_{cr} , se determină astfel:

Pentru flambajului prin încovoiere, N_{cr} , este forța critică de flambaj prin încovoiere stabilită pentru secțiunea brută, iar

$$\lambda_1 = \pi \sqrt{\frac{E}{f_y}} \quad (3.41)$$

În cazul barelor cu secțiune monosimetrică sau nesimetrică, pentru flambajului prin încovoiere-răsucire, în primul pas trebuie determinată încărcarea critică de torsiune,

$$N_{cr,T} = \frac{1}{i_0} (GI_t + \frac{\pi^2 EI_\omega}{L_{eT}}) \quad (3.42)$$

și după aceea încărcarea critică pentru flambajului prin încovoiere-răsucire,

$$N_{cr,FT} = \frac{1}{2\beta} [(N_{cr,y} + N_{cr,T}) - \sqrt{(N_{cr,y} + N_{cr,T})^2 - 4\beta N_{cr,y} N_{cr,T}}] \quad (3.43)$$

unde:

$$N_{cr,y} = \frac{\pi E I_y}{L_{ey}^2} \quad (3.44)$$

$$i_0^2 = i_y^2 + i_z^2 + y_0^2 \quad (3.45)$$

$$\beta = 1 - \left(\frac{y_0}{i_0} \right)^2 \quad (3.46)$$

y_0 = distanța de la centrul de răsucire la centrul de greutate;
 I_T = momentul de inerție la răsucire al secțiunii transversale brute;
 I_ω = momentul de inerție sectorial al secțiunii transversale brute;
 L_{eT} = lungimea de flambaj în cazul flambajului prin răsucire;
 L_{ey} = lungimea de flambaj în cazul flambajului prin încovoiere după axa y-y;
 i_y, i_z = razele de rotație în raport cu axele y-y sau z-z ale secțiunii transversale brute.

Notă: Se consideră că axa y-y este axa maximă de inerție ($I_y > I_z$) și axă de simetrie pentru secțiunile monosimetrice.

Flambajul interactiv dintre flambajul local și flambajul prin încovoiere laterală cu răsucire în cazul grinzilor încovoiate conform normei Eurocode 3 - Partea 1.3

În absența forței axiale, verificarea la stabilitate a grinzilor realizate din bare cu pereți subțiri, se face cu următoarea relație:

$$M_{b,Rd} = \chi_{LT} \cdot W_{eff,y} \cdot f_y / \gamma_{M1} \quad (3.47)$$

unde

$$\chi_{LT} = \frac{1}{\phi_{LT} + [\phi_{LT}^2 - \bar{\lambda}_{LT}^2]^{1/2}} \leq 1 \quad (3.48)$$

$$\phi_{LT} = 0.5 [1 + \alpha_{LT} (\bar{\lambda}_{LT} - 0.2) + \bar{\lambda}_{LT}^2] \quad (3.49)$$

$$\bar{\lambda}_{LT} = [W_{eff,y} \cdot f_y / M_{cr}]^{1/2} \quad (3.50)$$

și în care:

$W_{eff,y}$ = modulul de rezistență al secțiunii transversale eficace în raport cu axa maximă de inerție, atunci când momentul încovoietor acționează după această axă;
 M_{cr} = momentul critic de pierdere a stabilității prin încovoiere laterală cu răsucire;
 $\alpha_{LT} = 0.21$ (coeficientul imperfecțiunii corespunzător curbei a de flambaj)

Dacă coeficientul de siguranță, γ_{M1} , se neglijează atunci ecuația (3.47) poate fi scrisă:

$$\bar{M} = \frac{M_{b,Rd}}{W_{pl,y} f_y} = \chi_{LT} \cdot \frac{W_{eff,y}}{W_{pl,y}} = \chi_{LT} Q_{LT} \quad (3.51)$$

unde

$W_{pl,y}$ = modulul de rezistență plastic al secțiunii transversale brute;
 Q_{LT} = factorul de reducere al modulului de rezistență în flambajul interactiv local-încovoiere laterală cu răsucire;

Astfel, zveltețea redusă din ecuația (3.50) poate fi scrisă în funcție de Q_{LT} și M_{pl} astfel:

$$\bar{\lambda}_{LT} = \left[\frac{W_{eff,y}}{W_{pl,y}} \cdot \frac{W_{pl,y} f_Y}{M_{cr}} \right]^{1/2} = \sqrt{Q_{LT}} \sqrt{\frac{M_{pl}}{M_{cr}}} \quad (3.52)$$

În această fază în relația (3.49) de calcul a coeficientului ϕ_{LT} , s-a folosit același coeficient al imperfecțiunii generalizate ca și pentru elementele comprimate

$$\eta_{LT} = \alpha_{LT}(\bar{\lambda}_{LT} - 0.2) \quad (3.53)$$

și în acest caz apare un salt semnificativ în calculul curbei χ_{LT} în dreptul zvelteții reduse $\bar{\lambda}_{LT} = 0.4$, respectiv de la 1.0 la 0.953 (5%). Acest salt este nejustificat atât din punct de vedere fizic cât și matematic.

Se va observă 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 (3.51) devine:

$$\bar{M}_{LT} = Q_{LT} \quad (3.54)$$

în timp ce pentru grinzi de lungimi medii și mari (la care $\bar{\lambda}_{LT} > 0.4$), modul de instabilitate dominant este modul global descris prin ecuația (3.51).

3.3.3. Formula de interacțiune dintre flambajul local și cel prin încovoiere laterală cu răsucire în cazul grinzilor încovoiate conform propunerii Mateescu (1994)

Mateescu (1994), pentru a elimina inconsistențele existente în curbele europene de flambaj pentru cazul barelor încovoiate a propus o îmbunătățire a formulei pentru calculul factorului de reducere pentru flambajul prin încovoiere laterală cu încovoiere-răsucire, χ_{LT} . Această relație elimină saltul nejustificat în cazul curbei χ_{LT} , în dreptul zvelteții reduse $\bar{\lambda}_{LT} = 0.4$.

Păstrând forma actuală a curbelor europene de flambaj, Mateescu a propus modificarea acestora pentru încovoiere pură, prin racordarea cu palierul care exprimă comportamentul de tronson scurt în punctul de abscisă $\bar{\lambda}_{LT} = 0.4$.

$$\phi_{LT} = 0.5[1 + \alpha_{LT}(\bar{\lambda}_{LT} - 0.4) + \bar{\lambda}_{LT}^2] \quad (3.55)$$

Coeficientul χ_{LT} poate fi exprimat:

$$\chi_{LT} = \left\{ \left[1 + \alpha_{LT}(\bar{\lambda}_{LT} - 0.4) + \bar{\lambda}_{LT}^2 \right] - \sqrt{\left[1 + \alpha_{LT}(\bar{\lambda}_{LT} - 0.4) + \bar{\lambda}_{LT}^2 \right]^2 - 4\bar{\lambda}_{LT}^2} \right\} / 2\bar{\lambda}_{LT}^2 \quad (3.56)$$

În urma prelucrării unui număr mare de încercări experimentale (144 de profile laminate la cald și 71 de profile sudate, toate cu secțiune dublu T), Mateescu (1994) a obținut următorii coeficienți ai imperfecțiunii:

- pentru profile laminate la cald $\alpha_{LT}=0.27$;
- pentru profile sudate $\alpha_{LT}=0.60$.

În Figura 3.9 se prezintă comparativ curbele pentru flambajul interactiv obținute cu norma EUROCODE 3-Partea 1.3 și propunerea Mateescu.

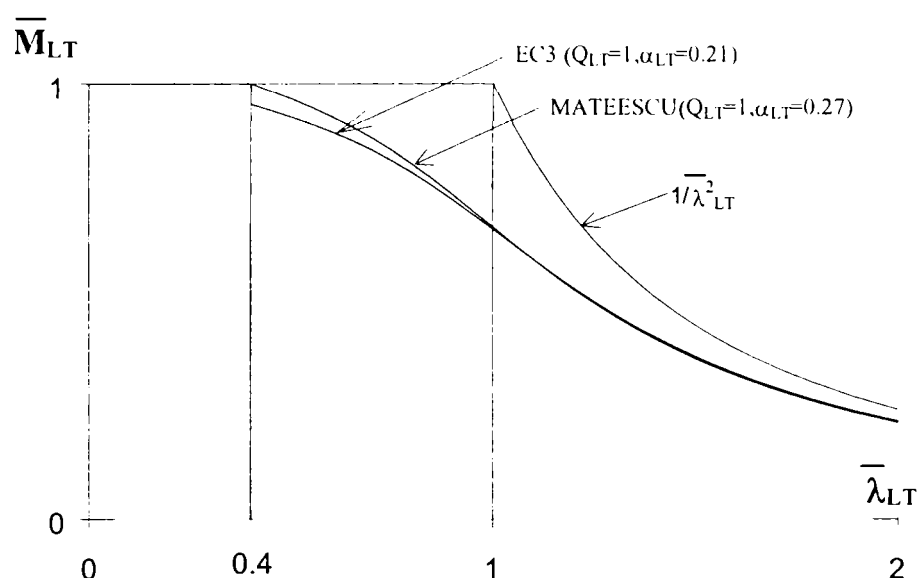


Figura 3.9. Curbe comparative pentru cazul flambajului prin încovoiere laterală cu răsucire: EC 3 - 1.3 și propunerea Mateescu

3.3.4. Formula de interacțiune dintre flambajul local și cel global conform normei americane AISI-2001

Verificarea la stabilitate a barelor cu pereți subțiri comprimate

Efortul capabil de compresiune, N_n , se poate calcula cu relația:

$$N_n = A_{ef} \cdot F_n \quad (3.57)$$

$$\text{pentru } \bar{\lambda} \leq 1.5 \quad F_n = \left(0.658 \bar{\lambda}^2 \right) F_y$$

$$\text{pentru } \bar{\lambda} > 1.5 \quad F_n = \left[\frac{0.877}{\bar{\lambda}^2} \right] F_y \quad (3.58)$$

unde

$$\bar{\lambda} = \sqrt{F_y / F_e} \quad (3.59)$$

A_{ef} = aria eficace calculată la o valoare a tensiunii unitare F_n

F_e = valoarea minimă a efortului critic dintre flambajul global prin încovoiere, răsucire sau încovoiere-răsucire. Determinarea eforturilor critice pentru încovoiere, răsucire și încovoiere-răsucire, se face similar cu cele propuse de norma EUROCODE 3 – Partea 1.3.

Pentru proiectare coeficientul de siguranță este $\phi_c = 0.85$ (LRFD).

Flambajul interactiv dintre flambajul local și flambajul prin încovoiere laterală cu răsucire în cazul grinzilor încovoiate conform normei AISI-2001

Momentul capabil, M_n , se calculează cu relația:

$$M_n = W_{ef} \cdot F_c \quad (3.60)$$

unde

W_{ef} = modulul de rezistență eficace;

F_c se determină astfel:

$$\begin{aligned} \text{pentru } F_e \geq 2.78F_y, & \quad F_c = F_y \\ \text{pentru } 2.78F_y \geq F_e \geq 0.56F_y, & \quad F_c = \frac{10}{9}F_y \left(1 - \frac{10F_y}{36F_e} \right) \\ \text{pentru } F_e \leq 0.56F_y, & \quad F_c = F_e \end{aligned} \quad (3.61)$$

unde

F_y = limita de curgere;

F_e = efortul unitar corespunzător momentului critic pentru *flambajul lateral cu răsucire*.

Pentru proiectare coeficientul de siguranță este $\phi_b = 0.90$ (LRFD).

3.3.5. Metoda rezistenței efective (Direct Strength Method)

Metoda rezistenței efective a fost propusă de Schafer (2001,2002) de la Universitatea John Hopkins din SUA și este o nouă metodă de proiectare a barelor cu pereți subțiri. Avantajul major al acestei metode este că metoda evită calculul lățimii eficace pentru fiecare perete component al secțiunii transversale și implicit a caracteristicilor eficace ale secțiunii, și utilizează soluțiile unui calcul de flambaj în domeniul elastic pentru orice lungime de element. Această metodă se bazează pe aceeași formulare empirică ca și în cazul metodei lățimii eficace, dar în acest caz rezistența ultimă este o funcție de efortul critic de flambaj și limita de curgere a materialului.

De exemplu, în proiectarea unui element solicitat la compresiune, valoarea nominală a rezistenței ultime este $P_n = A_{eff} \cdot f_y$, unde aria eficace este obținută prin calculul lățimii eficace a fiecărui element component al secțiunii transversale, și anume $A_{eff} = \sum(b_{eff}t)$, iar $b_{eff} = f(f_{cr}, f_y)$, unde f_{cr} este efortul critic de voalare pentru fiecare element component al secțiunii transversale. Metoda de determinare a valorii nominale a rezistenței ultime cu ajutorul metodei rezistenței efective (DSM) este similară cu cea a lățimii eficace b_{eff} , deoarece $P_n = f(P_{cr}, P_y)$, unde P_{cr} este forța critică de flambaj a elementului, și este determinată fie cu programe de calcul bazate pe metoda fâșiilor finite, fie cu alte metode simplificate. Pentru determinarea forțelor critice de flambaj, Schafer a elaborat programul de calcul $CUF_{SM}2.5$, care este un program bazat pe metoda fâșiilor finite, ușor de folosit și este disponibil gratuit la pagina de web www.ce.jhu.edu/bschafer. Utilizând acest program este simplu de determinat modurile critice de flambaj pentru un anumit element. Astfel se poate determina forța critică de voalare, distorsiune, flambaj global, după cum se prezintă și în Figura 3.2.

În continuare se prezintă formulele de proiectare cu ajutorul metodei rezistenței efective – DSM.

Elemente solificate la compresiune

Flambajul global: încovoiere, torsiune, încovoiere-torsiune N_{ne}

$$\text{pentru } \bar{\lambda} \leq 1.5 \quad N_{ne} = \left(0.658 \bar{\lambda}^2 \right) \cdot A \cdot f_y$$

$$\text{pentru } \bar{\lambda} > 1.5 \quad N_{ne} = \left[\frac{0.877}{\bar{\lambda}^2} \right] \cdot A \cdot f_y \quad (3.62)$$

unde

$$\bar{\lambda} = \sqrt{A \cdot f_y / N_{cr}}$$

N_{cr} = valoarea minimă a efortului critic dintre *flambajul global prin încovoiere, torsiune sau încovoiere-torsiune*.

Flambajul local (voalare), N_{nl}

$$\begin{aligned} \text{pentru } \bar{\lambda}_l \leq 0.776 \quad N_{nl} &= N_{ne} \\ \text{pentru } \bar{\lambda}_l > 0.776 \quad N_{nl} &= \left(1 - 0.15 \left(\frac{N_{crl}}{N_{ne}} \right)^{0.4} \right) \left(\frac{N_{crl}}{N_{ne}} \right)^{0.4} N_{ne} \end{aligned} \quad (3.63)$$

unde

$$\bar{\lambda}_l = \sqrt{N_{ne} / N_{crl}}$$

N_{crl} = efortul critic de voalare.

Flambajul prin distorsiune, N_{nd}

$$\begin{aligned} \text{pentru } \bar{\lambda}_d \leq 0.561 \quad N_{nd} &= A \cdot f_y \\ \text{pentru } \bar{\lambda}_d > 0.561 \quad N_{nd} &= \left(1 - 0.25 \left(\frac{N_{crl}}{A \cdot f_y} \right)^{0.6} \right) \left(\frac{N_{crl}}{A \cdot f_y} \right)^{0.6} A \cdot f_y \end{aligned} \quad (3.64)$$

unde

$$\bar{\lambda}_d = \sqrt{N_y / N_{crl}}$$

N_{crl} = efortul critic de distorsiune.

Pentru proiectare

$$N_n = \phi \cdot \min(N_{ne}, N_{nl}, N_{nd}) ; \phi = 0.85 \text{ (LRFD)} \quad (3.65)$$

Elemente solificate la încovoiere

Flambajul global prin încovoiere laterală cu răsucire M_{ne}

$$\begin{aligned} \text{pentru } M_{cre} < 0.56M_y \quad M_{ne} &= M_{cre} \\ \text{pentru } 2.78M_y \geq M_{cre} \geq 0.56M_y \quad M_{ne} &= \frac{10}{9} M_y \left(1 - \frac{10M_y}{36M_{cre}} \right) \\ \text{pentru } M_{cre} > 2.78M_y \quad M_{ne} &= M_y \end{aligned} \quad (3.66)$$

unde

$M_y = W \cdot f_y$, W este modulul de rezistență, iar f_y este limita de curgere;

M_{cre} = momentul critic pentru *flambajul prin încovoiere laterală și răsucire*.

Flambajul local (voalare), M_{nl}

$$\begin{aligned} \text{pentru } \bar{\lambda}_l \leq 0.776 \quad M_{nl} &= M_{ne} \\ \text{pentru } \bar{\lambda}_l > 0.776 \quad M_{nl} &= \left(1 - 0.15 \left(\frac{M_{crl}}{M_{ne}} \right)^{0.4} \right) \left(\frac{M_{crl}}{M_{ne}} \right)^{0.4} M_{ne} \end{aligned} \quad (3.67)$$

unde

$$\bar{\lambda}_l = \sqrt{M_{ne}/M_{crl}}$$

M_{crl} = momentul critic de voalare.

Flambajul prin distorsiune, M_{nd}

$$\text{pentru } \bar{\lambda}_d \leq 0.673 \quad M_{nd} = M_y$$

$$\text{pentru } \bar{\lambda}_d > 0.673 \quad M_{nd} = \left(1 - 0.22 \left(\frac{M_{crl}}{M_y} \right)^{0.5} \right) \left(\frac{M_{crl}}{M_y} \right)^{0.5} M_y \quad (3.68)$$

unde

$$\bar{\lambda}_d = \sqrt{M_y/M_{crl}}$$

N_{crl} = momentul critic de distorsiune.

Pentru proiectare

$$M_n = \phi \cdot \min(M_{ne}, M_{nl}, M_{nd}) ; \phi = 0.90 \text{ (LRFD)} \quad (3.69)$$

3.3.6. Evaluarea eroziunii sarcinii critice de cuplare a instabilităților prin procedeul Eroziunii Încărcării Critice de Bifurcare (ECBL)

Eroziunea sarcinii critice de cuplare în cazul barelor cu pereți subțiri supuse la compresiune axială

Pe baza teoriei Eroziunii Încărcării Critice de Bifurcare (ECBL), Dubină (2001) propune un nou mod de abordare a interacțiunii dintre flambajul de bară și voalarea pereților componente ai secțiunii transversale. În cazul unei bare cu pereți subțiri se consideră că cele două moduri teoretice de instabilitate care se cuplează sunt flambajul de bară (Euler), $\bar{N}_E = 1/\bar{\lambda}^2$, respectiv modul local de instabilitate introdus prin intermediul coeficientului de reducere al ariei brute la voalare, $\bar{N}_L = Q$ (Figura 3.10).

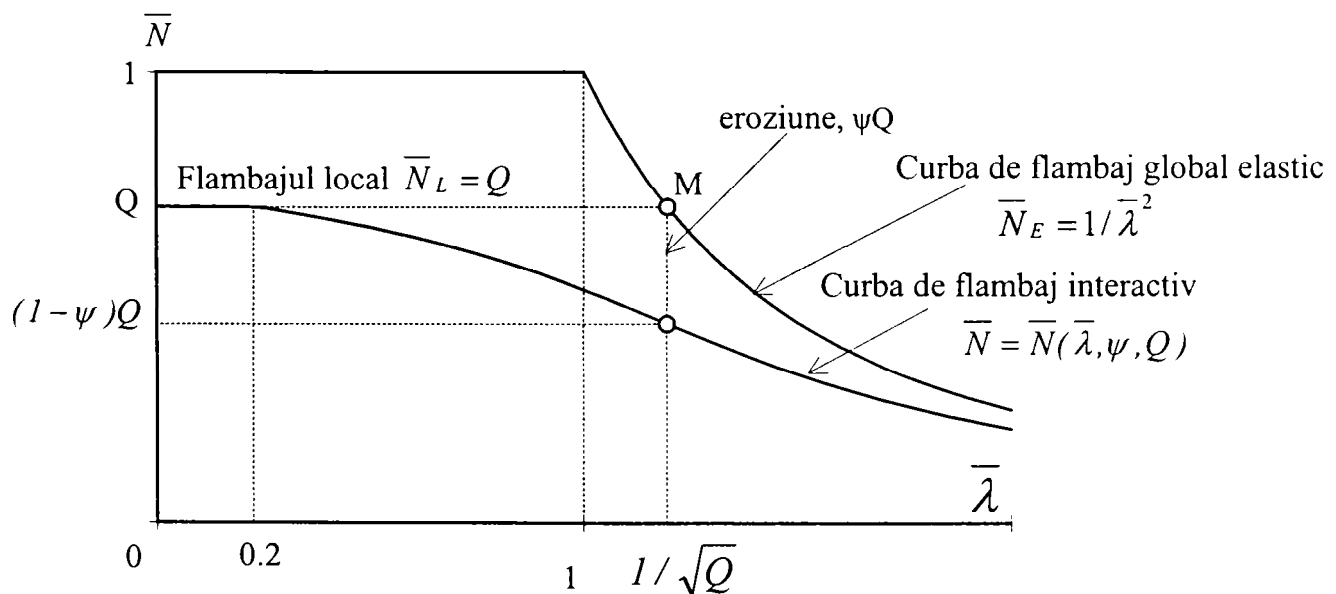


Figura 3.10. Modelul de flambaj interactiv conform teoriei ECBL

Trebuie subliniat faptul că porțiunea de pe grafic obținută pe baza relației $\bar{N}_L = Q$ nu reprezintă foarte exact curba de flambaj teoretică corespunzătoare voalării locale, însă ea se

introduce de o manieră simplificată ca un nivel acoperitor pentru fenomenul respectiv. Formula propusă de Winter pentru calculul lățimilor eficace și al coeficientului Q nu are un caracter teoretic deoarece s-a obținut pe baza unor încercări experimentale prin modificarea formulei propuse de Von Karman. Pe de alta parte este evident că prin utilizarea formulei propuse de Winter în calculul coeficientului Q și prin neluarea în considerare a interacțiunii pereților componenți ai secțiunii transversale, se ajunge la o subevaluare a capacității portante pentru bare scurte (acestea sunt expuse exclusiv fenomenului de pierdere a stabilității locale prin voalarea pereților).

Eroziunea maximă a încărcării critice de cuplare, produsă atât ca urmare a prezenței imperfecțiunilor cât și datorită efectului de cuplare, apare în punctul de cuplare a modurilor teoretice de instabilitate, unde modul teoretic de bară (Euler) devine egal cu modul local, adică:

$$\frac{I}{\bar{\lambda}^2} = Q \quad (3.70)$$

de unde rezultă abscisa $\bar{\lambda} = I/\sqrt{Q}$. Valoarea încărcării critice erodate se poate exprima sub forma

$$\bar{N} = (1 - \psi)Q \quad (3.71)$$

unde prin ψ s-a notat coeficientul eroziunii, definit în punctul de cuplare, prin relația:

$$\psi = \frac{Q - \bar{N}}{Q} = 1 - \frac{\bar{N}}{Q} \quad (3.72)$$

Atunci când voalarea apare înaintea flambajului de bară, pentru exprimarea comportamentului acesteia la compresiune se poate folosi o relație de tip Ayrton-Perry, de forma $\bar{N} = \bar{N}(\bar{\lambda}, Q, \alpha)$, adică:

$$\bar{N}(\bar{\lambda}, Q, \alpha) = \frac{I + \alpha(\bar{\lambda} - 0.2) + Q\bar{\lambda}^2}{2\bar{\lambda}^2} - \frac{I}{2\bar{\lambda}^2} \sqrt{[I + \alpha(\bar{\lambda} - 0.2) + Q\bar{\lambda}^2]^2 - 4Q\bar{\lambda}^2} \quad (3.73)$$

În punctul de cuplare a instabilităților vom avea egalitatea:

$$\bar{N}(\bar{\lambda}, Q, \alpha) = (1 - \psi)Q \quad (3.74)$$

iar prin substituire:

$$\bar{\lambda} = \frac{I}{\sqrt{Q}} \quad (3.75)$$

care marchează abscisa punctului de cuplare, obținem, după transformări:

$$\alpha = \frac{\psi^2}{1 - \psi} \cdot \frac{\sqrt{Q}}{1 - 0.2\sqrt{Q}} \quad (3.76)$$

Aceasta este noua relație pentru determinarea coeficientului imperfecțiunilor α în cazul barelor cu pereți subțiri. Prin substituirea lui α în expresiile curbilor de flambaj europene existente, aceste curbe pot fi adaptate pentru a exprima în mod adecvat fenomenul de cuplare al instabilităților globală și locală.

Eroziunea sarcinii critice de cuplare în cazul barelor supuse la încovoiere pură

În cazul profilelor supuse la încovoiere pură, comportamentul acestor profile poate fi exprimat tot cu ajutorul unei relații de tip Ayrton-Perry, în care racordarea cu palierul care exprimă comportamentul de tronson scurt se face în punctul de abscisa $\bar{\lambda}_{LT} = 0.4$:

$$\bar{M}_{LT} = \frac{1 + \alpha_{LT}(\bar{\lambda}_{LT} - 0.4) + Q_{LT} \bar{\lambda}_{LT}^2}{2\bar{\lambda}_{LT}^2} - \frac{1}{2\bar{\lambda}_{LT}^2} \sqrt{[1 + \alpha_{LT}(\bar{\lambda}_{LT} - 0.4) + Q_{LT} \bar{\lambda}_{LT}^2]^2 - 4Q_{LT} \bar{\lambda}_{LT}^2} \quad (3.77)$$

În punctul de cuplare a modurilor teoretice de instabilitate global și local, avem o relație similară cazului anterior:

$$\frac{1}{\bar{\lambda}_{LT}^2} = Q_{LT} \quad (3.78)$$

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

De observat că se lucrează cu o zveltețe redusă transformată, iar coeficientul secțiunii transversale eficace are expresia:

$$Q_{LT} = \frac{W_{ef}}{W_{pl}} \quad (3.79)$$

unde W_{ef} este modulul de rezistență al secțiunii transversale eficace a profilului cu pereți subțiri, iar W_{pl} este modulul de rezistență plastic al secțiunii transversale brute a aceluiași profil.

Examinând Figura 3.11, se observă că în punctul de cuplare momentul capabil erodat datorită prezenței imperfecțiunilor și a fenomenului de cuplare a instabilităților se poate scrie:

$$\bar{M}_{LT} = (1 - \psi_{LT}) Q_{LT} \quad (3.80)$$

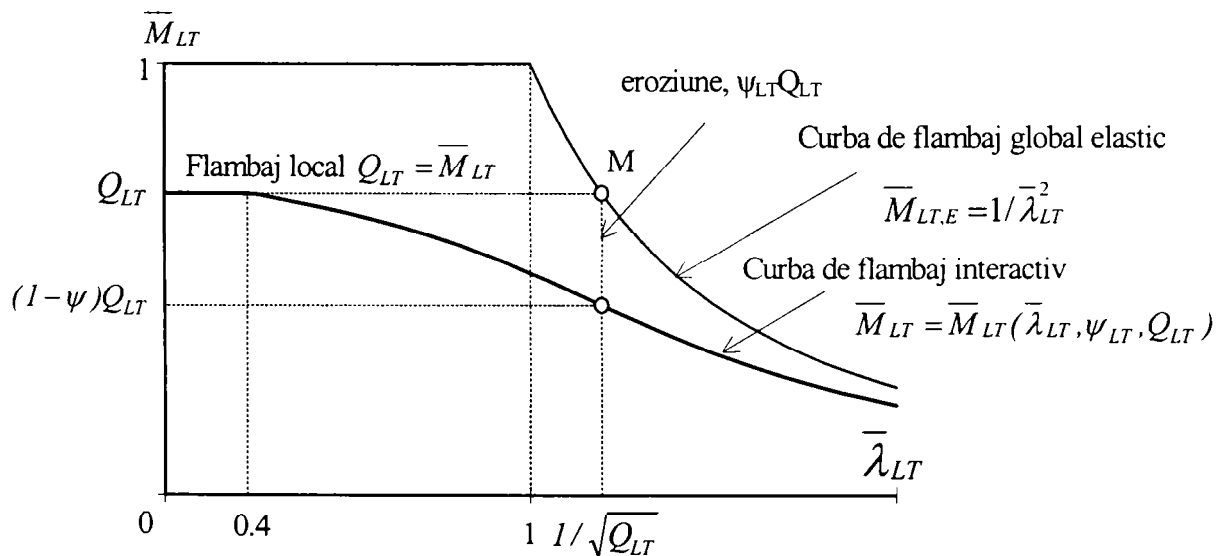


Figura 3.11. Eroziunea sarcinii critice de cuplare la grinzi supuse încovoierii pure

Dacă se egalează relațiile (3.74) și (3.77), exprimând de fapt situația existentă în punctul de cuplare a instabilităților, și dacă se ține cont că în acest punct $\bar{\lambda}_{LT} = 1 / Q_{LT}^{0.5}$, după o serie de transformări obținem:

$$\alpha_{LT} = \frac{\psi_{LT}^2}{1 - \psi_{LT}} \cdot \frac{\sqrt{Q_{LT}}}{1 - 0.4\sqrt{Q_{LT}}} \quad (3.81)$$

relație care exprimă, din punct de vedere al teoriei ECBL, legătură între coeficientul imperfecțiunii generalizate α_{LT} și coeficientul eroziunii ψ_{LT} , în cazul profilelor cu pereți subțiri supuse la încovoiere pură.

Procedeul de calibrare al coeficientului eroziunii ψ (ψ_{LT})

Relațiile 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 de coeficientul de reducere Q, în cazul profilelor cu pereți subțiri. Dacă se deține o valoare calibrată (de exemplu pe baza rezultatelor experimentale) a coeficientului ψ , și se introduce această 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 minimului rigidității axiale a barei respective în zona punctului de cuplare;
2. Metoda experimentală, pe baza încercărilor experimentale, care implică o analiză statistică a unor loturi considerabile de încercări experimentale, pe tipuri de secțiuni transversale caracterizate prin coeficientul Q, în intervalul de cuplare. Pentru evaluarea pe cale experimentală a factorului de eroziune ψ (ψ_{LT}) se poate folosi *metoda valorilor mediilor* (Dubină, Georgescu, Goina, Ungureanu & Iorgovan, 1996) sau o *procedură bazată pe Anexa Z a normei EUROCODE 3* (Georgescu, 1998 și Georgescu & Dubină, 1999).
3. Metoda numerică, pe bază de simulări numerice obținute cu programe de calcul bazate pe metoda elementului finit sau a fâșiilor finite, ținând cont de neliniaritățile geometrice și de material a barelor cu pereți subțiri, simulări efectuate în vecinătatea punctului de cuplare (Dubină, Goina, Zaharia & Ungureanu, 1997).

Metoda de calibrare a coeficientului eroziunii pe baza rezultatelor experimentale se prezintă în mod sintetic în cadrul Tabelul 3.2.

De asemenea, s-au folosit alternative ale metodei flambajului interactiv bazat teoria Eroziunii Încărcării Critice de Bifurcare (ECBL). S-a propus un nou model pentru calculul interacțiunii dintre flambajului de bară și distorsiunea secțiunii transversale (Ungureanu & Dubină, 2002). În cazul barelor cu pereți subțiri se consideră că cele două moduri teoretice de instabilitate care se cuplează sunt flambajul de bară (Euler), respectiv distorsiunea secțiunii transversale introdusă prin intermediul modelului propus de Hancock (1994, 1995) și implementat în norma australiană AS/NZS 4600:1996.

O altă alternativă a metodei ECBL este interacțiunea de tip plastic-elastic în care, în locul rezistenței eficace a elementului scurt se introduce rezistența plastică evaluată pe baza mecanismelor plastice locale. Detalii despre modul de aplicare a acestei metode se prezintă în **Capitolul 6**.

Tabelul 3.2. Procedura de calibrare a factorului ψ

Pas nr.	Descrierea procedurii	Bare comprimate	Bare încovoiate
1.	Definirea limitelor intervalului de cuplare pe axa zvelteților reduse de bară și selectarea a n specimene având zveltețea redusă inclusă în acest interval.	$\bar{\lambda}_c = \frac{l}{\sqrt{Q}}$ $\Delta;$ $\bar{\lambda}_i \in [\bar{\lambda}_c - \Delta; \bar{\lambda}_c + \Delta]$	$\bar{\lambda}_{c,LT} = \frac{l}{\sqrt{Q_{LT}}}$ $\Delta;$ $\bar{\lambda}_{LT,i} \in [\bar{\lambda}_{c,LT} - \Delta; \bar{\lambda}_{c,LT} + \Delta]$
2.	Se cunoaște rezistența barei determinată pe cale experimentală precum și capacitatea plastică a acesteia pentru fiecare specimen i . Se calculează valoarea redusă (adimensională) a rezistenței barei i :	$N_{i,exp}$ $N_{i,pl}$ $\bar{N}_{i,exp} = \frac{N_{i,exp}}{N_{i,pl}}$	$M_{i,exp}$ $M_{i,pl}$ $\bar{M}_{i,exp} = \frac{M_{i,exp}}{M_{i,pl}}$
3.	Calculul valorii medii a rezistenței reduse pentru cele n specimene:	$m_c = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n \bar{N}_{i,exp}$	$m_b = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n \bar{M}_{i,exp}$
4.	Pentru fiecare specimen i se determină coeficientul eroziunii.	$\psi_i = Q_i - \bar{N}_{i,exp}$	$\psi_{i,LT} = Q_{LT,i} - \bar{M}_{i,exp}$
5.	Se determină valoarea medie a celor n coeficienți de eroziune calculați pentru fiecare specimen:	$\psi_m = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n \psi_i$	$\psi_{m,LT} = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n \psi_{i,LT}$
6.	Se determină dispersia coeficienților de eroziune s_ψ și se elimină toate speciunile a căror dispersie depășește de obicei 50-70%.	$s_\psi = \frac{ \psi_i - \psi_m }{\psi_m} \cdot 100$	$s_\psi^{LT} = \frac{ \psi_{i,LT} - \psi_{m,LT} }{\psi_{m,LT}} \cdot 100$
7.	Pentru cele $n_1 < n$ specimene rămase, se calculează media coeficientului eroziunii ψ_m și abaterea standard σ .	$\psi_{m1} = \frac{1}{n_1} \sum_{i=1}^{n_1} \psi_i ; \sigma$	$\psi_{m1,LT} = \frac{1}{n_1} \sum_{i=1}^{n_1} \psi_{i,LT} ; \sigma_{LT}$
8.	Se determină valoarea calibrată a coeficientului eroziunii:	$\psi_d = \psi_{m1} + 2\sigma$	$\psi_d = \psi_{m1,LT} + 2\sigma_{LT}$

3.4. Concluzii

În acest capitol sunt prezentate principalele metode pentru calculul barelor cu pereți subțiri formate la rece, atât pentru flambajul individual (secțional și global), cât și pentru flambajul interactiv. Toate aceste metode vor folosite pentru comparație cu metodele propuse în capitolele următoare și cu încercări experimentale.

Se poate afirma că, având în vedere fundamentul teoretic al metodei ECBL, ea oferă o alternativă convenabilă pentru analiza stabilității barelor cu pereți subțiri, fiind capabilă să modeleze în mod adecvat flambajul interactiv atât în cazul barelor comprimate cât și în cazul celor încovoiate. Această metodă prezintă marele avantaj că poate fi ușor de utilizat în practica proiectării, menținând forma relațiilor de calcul pentru flambajul interactiv utilizate în prezent în norma europeană și modificând doar coeficientul imperfecțiunilor în așa fel încât el să țină seama atât de natura diferită a imperfecțiunilor geometrice, de dimensiunile secțiunii transversale cât și de efectul cuplării modurilor de pierdere a stabilității.

De asemenea, metoda ECBL va fi metoda care stă la baza celor două direcții de cercetare în această teză de doctorat, și anume:

- **Studiul flambajului interactiv de tip plastic-elastic.** În această metodă se consideră că rezistenței barei scurte, fie ea solicitată la compresiune sau încovoiere, este bazată pe mecanismele plastice locale. Mecanismele plastice locale descriu mult mai bine comportarea tronsonului scurt și sunt mult mai realiste decât metoda

bazată pe lățimea eficace. Această metodă va fi descrisă în **Capitolul 5** și reprezintă unul dintre scopurile prezentei teze de doctorat. Este de remarcat faptul că este foarte important de a determina corect rezistența tronsonului scurt, pentru că împreună cu flambajul interactiv caracterizează mult mai corect comportarea profilelor. Studiul interacțiunii celor două moduri de flambaj se va prezenta în **Capitolul 6**.

- **Codificarea imperfecțiunilor pentru simularea numerică a comportării profilelor din oțel cu pereți subțiri formate la rece.** Forma diferită a imperfecțiunilor locale / secționale considerate în analiză au un efect diferit asupra forței ultime. Prin metoda ECBL, se pot identifica imperfecțiunile critice care influențează comportarea profilelor cu pereți subțiri.

4. PROGRAM EXPERIMENTAL PENTRU DETERMINAREA REZISTENȚEI LOCAL PLASTICE A PROFILELOR CU PEREȚI SUBȚIRI FORMATE LA RECE SOLICITATE LA COMPRESIUNE

4.1. Introducere

În cadrul Laboratorului CEMSIG al Facultății de Construcții și Arhitectură din cadrul Universității „Politehnica” din Timișoara s-au efectuat încercări experimentale pe două serii de profile cu pereți subțiri formate la rece, solicitate la compresiune centrică. Secțiunile profilelor au fost de tip „U” (seria „UC”) și de tip „Ω” (seria „HC”). Profilele au fost obținute prin îndoire la rece la abkant, din tabla plană cu grosimea nominală de 2mm, cu calitatea S235, cu o rază interioară $r=3\text{mm}$ (Ungureanu 2003).

Scopul încercărilor experimentale a fost de a determina rezistențele ultime ale tronsoanelor scurte, a modului de formare a mecanismelor plastice locale, ținând cont de jocul zvelteților pereților componenți ai secțiunii transversale, cât și de validare a modelelor de calcul propuse anterior efectuării încercărilor experimentale pentru mecanismele plastice utilizate pentru determinarea rezistenței ultime a tronsonului scurt.

Astfel, pentru profilele din seria „UC”, s-au ales două zvelteți pentru perețele inimii, și anume $h/t = (50,75)$ și cinci zvelteți diferite pentru tălpile nerigidizate $b/t = (15,25,37.5,50,75)$. În ceea ce privește profilele din seria „HC”, pentru inimi zveltețea a fost aleasă $h/t = 75$, pentru tălpile rigidizate zveltețea a fost $b/t = (15,25,40,60)$, iar pentru reborduri s-au ales trei tipuri de zvelteți, $c/t = (5,7.5,12.5)$, astfel încât prin încercările experimentale să se obțină atât mecanisme plastice locale aferente flambajului local, cât și flambajului prin distorsiune, funcție de rigiditatea rebordului. Dimensiunile nominale ale profilelor se prezintă în Tabelul 4.1. În Figura 4.1 se prezintă forma geometrică a celor două secțiuni și notațiile folosite pentru identificarea dimensiunilor secțiunilor. În Figura 4.2 și Figura 4.3 se prezintă cele două serii de profile folosite pentru încercările experimentale.

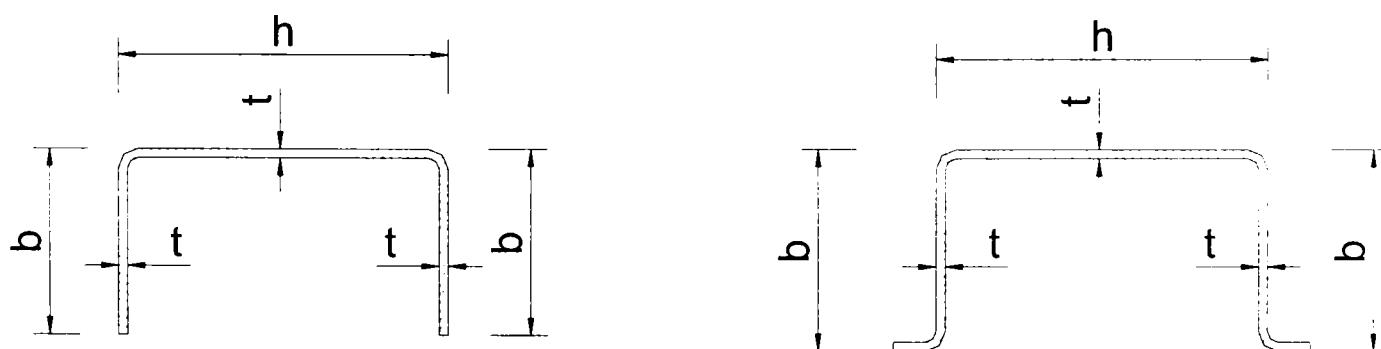


Figura 4.1. Notații utilizate pentru secțiunea de tip „U” și „Ω”

Este cunoscut faptul că formarea mecanismelor plastice locale este influențată de zveltețea pereților componenți, de limita de curgere, de tensiunile reziduale, cât și de mărimea imperfecțiunilor geometrice inițiale. În acest sens, pentru determinarea rezistenței ultime a tronsonului scurt, factorii de mai sus care influențează valoarea ultimă a rezistenței, trebuiesc cunoscuți. Astfel, s-a efectuat un set suplimentar de încercări experimentale pentru determinarea următoarelor caracteristici:

- Limita de curgere și rezistența ultimă a materialului de bază;
- Distribuția limitei de curgere și rezistenței ultime pe perimetrul secțiunii transversale, inclusiv a colțurilor secțiunii;
- Tensiunile reziduale de încovoiere;
- Imperfecțiunile geometrice locale.



Figura 4.2. Seria „UC”



Figura 4.3 Seria „HC”

Lungimile profilelor au fost alese astfel:

- pentru profilele cu secțiune de tip „U”, lungimea tronsonului scurt, L , a fost stabilită în conformitate cu formula propusă de Ungureanu și Dubină (1999), și anume: o lungime egală cu lungimea de semiundă pentru profilele notate UCxS1, S1 reprezentând o semiundă, și 2 lungimi de semiundă pentru profilele notate UCxS2, S2 reprezentând două semiunde. Lungimea de semiundă pentru un profil cu secțiunea de tip „U” are expresia:

$$L = \pi \left(\frac{h \cdot b}{2.1} + \frac{b^2}{3.7} \right)^{0.5} \quad (4.1)$$

- pentru profilele cu secțiune de tip „C”, lungimea tronsonului scurt, L , a fost stabilită în conformitate cu formula propusă de standardul australian AS/NZS 4600:1996, și anume: o lungime egală cu lungimea de semiundă pentru profilele notate HCxS1, S1 reprezentând o semiundă, și 2 lungimi de semiundă pentru profilele notate HCxS2, S2 reprezentând două semiunde. Lungimea de semiundă pentru un profil cu secțiunea de tip „C” are expresia:

$$L = 4.80 \cdot \left(\frac{I_{xf} \cdot b^2 \cdot h}{t^3} \right)^{0.25} \quad (4.2)$$

unde mărimile b , h și t se citesc din Figura 4.1, I_{xf} reprezintă momentul de inerție a tălpii cu rebord în raport cu axa ce trece prin centrul de greutate al tălpii, paralelă cu talpa. S-a ales lungimea de semiundă pentru distorsiune pentru a putea lua în considerare și flambajul prin distorsiune, lungimile profilelor rămânând în intervalul tronsoanelor scurte, adică $\bar{\lambda} \leq 0.2$.

Tabelul 4.1. Dimensiuni nominale ale specimenelor pentru încercarea de compresiune

Denumire	h (mm)	b (mm)	c (mm)	r (mm)	t (mm)	L (mm)	Număr bucăți	Calitate material
SERIA „UC”								
UC1S1	100	30	-	3	2	200	2	S235
UC2S1	100	50	-	3	2	230	2	S235
UC3S1	100	75	-	3	2	250	2	S235
UC4S1	100	100	-	3	2	270	2	S235
UC5S1	150	30	-	3	2	290	2	S235
UC6S1	150	50	-	3	2	310	2	S235
UC7S1	150	75	-	3	2	340	2	S235
UC8S1	150	100	-	3	2	360	2	S235
UC9S1	150	150	-	3	2	410	2	S235
UC1S2	100	30	-	3	2	400	1	S235
UC2S2	100	50	-	3	2	460	1	S235
UC3S2	100	75	-	3	2	500	1	S235
UC4S2	100	100	-	3	2	540	1	S235
UC5S2	150	30	-	3	2	580	1	S235
UC6S2	150	50	-	3	2	620	1	S235
UC7S2	150	75	-	3	2	680	1	S235
UC8S2	150	100	-	3	2	720	1	S235
UC9S2	150	150	-	3	2	820	3	S235
SERIA „HC”								
HC1	150	30	10	3	2	300	2	S235
HC2	150	30	15	3	2	300	2	S235
HC3	150	30	25	3	2	300	2	S235
HC4	150	50	10	3	2	330	2	S235
HC5	150	50	15	3	2	330	2	S235
HC6	150	50	25	3	2	330	2	S235
HC7	150	80	10	3	2	360	2	S235
HC8	150	80	15	3	2	360	2	S235
HC9	150	80	25	3	2	360	2	S235
HC10	150	120	10	3	2	420	2	S235
HC11	150	120	15	3	2	420	2	S235
HC12	150	120	25	3	2	420	2	S235
HC1	150	30	10	3	2	600	1	S235
HC2	150	30	15	3	2	600	1	S235
HC3	150	30	25	3	2	600	1	S235
HC4	150	50	10	3	2	660	1	S235
HC5	150	50	15	3	2	660	1	S235
HC6	150	50	25	3	2	660	1	S235
HC7	150	80	10	3	2	720	1	S235
HC8	150	80	15	3	2	720	1	S235
HC9	150	80	25	3	2	720	1	S235
HC10	150	120	10	3	2	840	1	S235
HC11	150	120	15	3	2	840	1	S235
HC12	150	120	25	3	2	840	3	S235

În urma măsurării dimensiunilor secțiunilor transversale și a procesării datelor s-au obținut dimensiunile măsurate ale secțiunii transversale. Dimensiunile măsurate ale profilelor se prezintă în Tabelul 4.2. În Figura 4.4 se prezintă notațiile folosite pentru identificarea dimensiunilor secțiunilor. Măsurătorile s-au efectuat în trei secțiuni pe lungimea profilului, iar în tabele se prezintă valorile medii pe tip de măsurare.

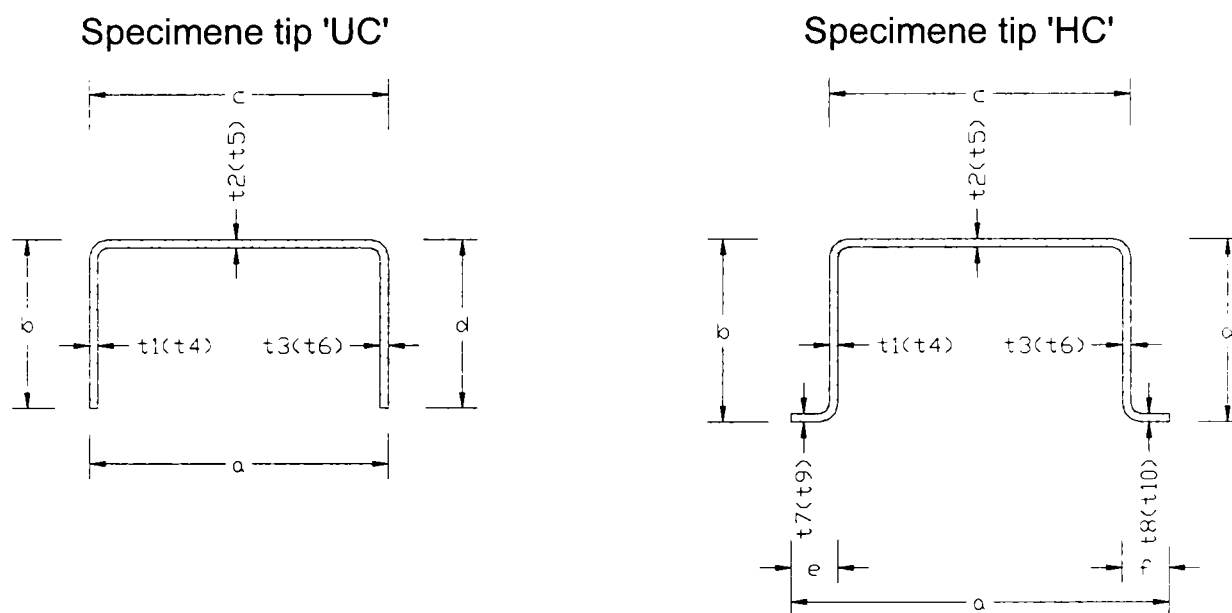


Figura 4.4. Notații utilizate pentru măsurarea secțiunilor de tip „U” și „Ω”

Tabelul 4.2. Dimensiuni măsurate ale specimenelor din seria „UC”

Denumire	a (mm)	b (mm)	c (mm)	d (mm)	t_{mediu} (mm)	L (mm)
UC1S1/1	101.8	29.4	101.5	29.3	2.01	200
UC2S1/1	101.8	49.8	101.5	49.0	2.01	230
UC3S1/1	98.1	74.3	99.8	76.1	2.00	250
UC4S1/1	99.3	100.0	100.6	99.7	2.00	270
UC5S1/1	150.2	29.7	150.4	29.9	1.99	290
UC6S1/1	152.5	49.7	151.1	49.9	1.98	310
UC7S1/1	149.7	74.7	151.5	74.4	1.98	339
UC8S1/1	149.4	99.5	151.1	99.5	1.98	360
UC9S1/1	149.9	149.7	150.2	150.4	1.99	410
UC1S2	101.0	30.3	100.9	29.7	1.98	400
UC2S2	102.1	49.6	101.3	49.2	1.98	460
UC3S2	101.3	74.6	101.0	74.5	1.98	500
UC4S2	102.7	99.4	100.8	100.0	1.99	541
UC5S2	151.0	29.9	150.6	29.7	1.98	581
UC6S2	151.3	49.7	151.1	49.7	1.98	620
UC7S2	153.4	74.8	152.3	74.3	1.99	680
UC8S2	153.0	99.5	151.4	100.2	1.97	719
UC9S2	154.4	149.4	150.7	151.5	1.97	820

Tabelul 4.3. Dimensiuni măsurate ale speciemenelor din seria „HC”

Denumire	a (mm)	b (mm)	c (mm)	d (mm)	e (mm)	f (mm)	t (mm)	L (mm)
HC1S1/1	163.0	30.5	146.4	30.4	10.6	10.6	1.98	300
HC2S1/1	174.2	30.2	149.8	30.4	14.6	14.5	1.98	301
HC3S1/1	194.7	30.2	150.2	30.3	24.4	24.6	1.98	301
HC4S1/1	164.2	49.6	150.6	49.5	9.9	9.9	1.97	331
HC5S1/1	175.7	49.8	150.4	49.8	14.6	14.5	1.97	330
HC6S1/1	195.9	49.9	150.8	49.8	24.6	24.5	1.96	331
HC7S1/1	163.9	80.0	149.1	79.9	9.6	9.8	1.95	361
HC8S1/1	175.4	79.8	150.1	79.9	14.5	14.5	1.97	360
HC9S1/1	188.8	79.9	147.6	79.9	24.5	24.7	1.98	360
HC10S1/1	164.3	119.8	149.1	119.8	9.9	10.0	1.96	420
HC11S1/1	172.7	119.7	150.7	119.7	14.5	14.7	1.97	420
HC12S1/1	195.6	119.8	150.3	119.9	24.6	24.6	1.97	420
HC1S2	165.9	29.8	148.8	29.9	10.4	10.4	1.97	600
HC2S2	176.5	29.9	151.2	29.8	14.7	14.7	1.97	600
HC3S2	195.8	30.0	150.7	29.8	24.4	24.4	1.97	600
HC4S2	165.0	49.9	149.2	50.2	9.5	9.8	1.90	660
HC5S2	177.9	49.5	151.1	49.7	14.5	14.5	1.98	660
HC6S2	199.0	49.4	151.9	49.5	24.5	24.5	1.97	660
HC7S2	166.4	79.8	149.4	79.7	9.9	10.1	1.96	720
HC8S2	178.8	79.9	151.6	79.6	14.7	14.6	1.95	720
HC9S2	198.3	78.6	151.8	79.7	24.4	24.6	1.96	720
HC10S2	171.7	120.0	151.6	119.5	9.6	9.9	1.95	840
HC11S2	176.2	120.0	151.7	119.9	14.5	14.2	1.95	840
HC12S2	195.8	119.8	151.3	119.8	24.5	24.3	1.97	840

4.2. Determinarea caracteristicilor mecanice pe materialul de bază

4.2.1. Epruveta - Formă și dimensiuni

Forma și dimensiunile epruvetelor au fost alese conform SR EN10002-1 funcție de grosimea materialului, și s-a considerat tipul de epruvetă neproportională tip 2 cu prelucrare. Forma și dimensiunile nominale sunt prezentate în Figura 4.5.

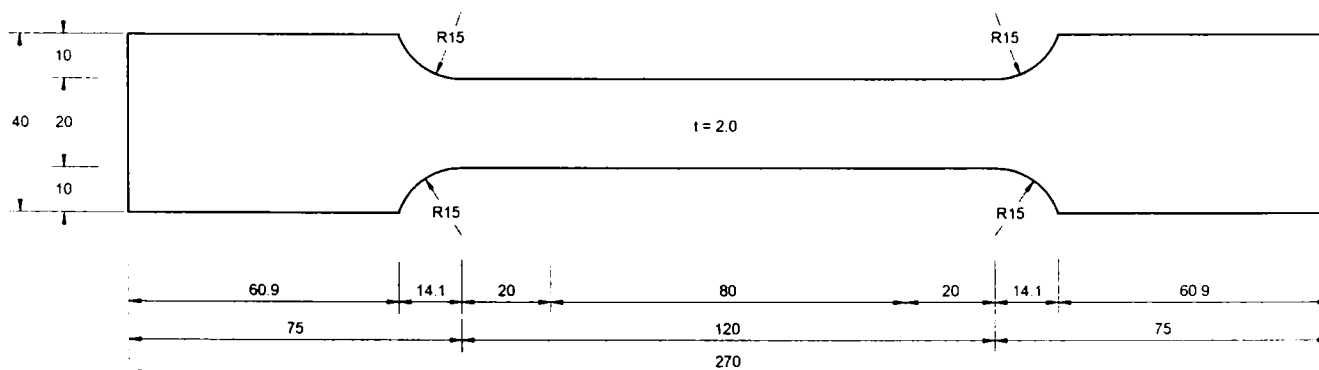


Figura 4.5. Forma și dimensiunile epruvetei

După prelevarea a 16 epruvete din materialul de bază s-au efectuat măsurători privind dimensiunile geometrice ale acestora. Dimensiunile obținute sunt prezentate în Tabelul 4.4. Practic, acesta conține câte trei măsurători pentru lățimea porțiunii calibrate, notate cu b_1 , b_2 și b_3 , respectiv câte trei măsurători pentru grosimea epruvetei, notate cu t_1 , t_2 și t_3 (Szabo, 2003, Ungureanu 2003).

Tabelul 4.4. Dimensiuni ale epruvetelor prelevate din materialul de bază

Epruveta	b_1 (mm)	b_2 (mm)	b_3 (mm)	t_1 (mm)	t_2 (mm)	t_3 (mm)
UMAT/1	20.150	20.105	20.100	2.010	2.010	2.015
UMAT/2	20.000	19.910	19.830	2.005	2.005	2.010
UMAT/3	20.390	20.220	20.185	2.000	2.005	2.005
UMAT/4	19.950	19.865	19.820	2.010	2.010	2.015
UMAT/5	19.910	19.880	19.860	2.010	2.010	2.010
UMAT/6	20.280	20.210	20.195	2.015	2.010	2.010
UMAT/7	20.275	20.310	20.390	2.010	2.010	2.010
UMAT/8	20.270	20.350	20.320	2.010	2.010	2.005
UMAT/9	19.880	19.845	19.870	2.010	2.010	2.010
UMAT/10	20.315	20.355	20.520	2.005	2.010	2.010
UMAT/11	20.340	20.375	20.345	2.010	2.015	2.010
UMAT/12	20.380	20.360	20.300	2.020	2.020	2.010
UMAT/13	19.895	19.900	19.945	2.010	2.015	2.015
UMAT/14	19.875	19.910	19.965	2.010	2.010	2.010
UMAT/15	20.570	20.585	20.600	2.025	2.010	2.005
UMAT/16	19.940	19.905	19.865	2.010	2.005	2.010

4.2.2. Condiții de încercare

Temperatura ambiantă s-a încadrat în limitele prescrise de către SR EN10002-1, și anume între 10 °C și 35 °C.

Mașina de încercat folosită este o mașina universală de încercări UTS cu capacitate maximă de 250kN, echipată cu captori de deplasare externi cu rol de extensometru. Acest ansamblu a fost verificat și atestat prin Certificatul BRML numărul RO224i/01.

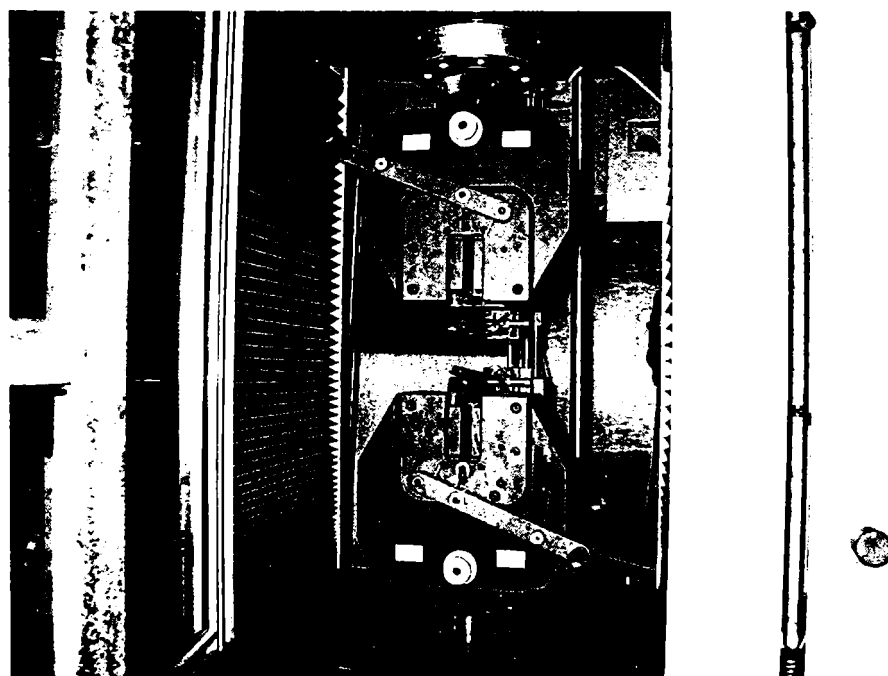


Figura 4.6. Mașina universală de încercări UTS

Încercarea s-a efectuat cu o viteză constantă de $20 \text{ N/mm}^2/\text{s}$, valoare intermediară între 6 și $30 \text{ N/mm}^2/\text{s}$ pentru materiale cu modulul de elasticitate $\geq 150\,000 \text{ N/mm}^2$. Prinderea epruvetelor s-a făcut în bacurile mașinii de încercat.

În Figura 4.7 se prezintă curbele caracteristice pentru cele 16 epruvete încercate, iar în Figura 4.8 se prezintă epruvetele UMAT/1...4 după încercarea de tracțiune.

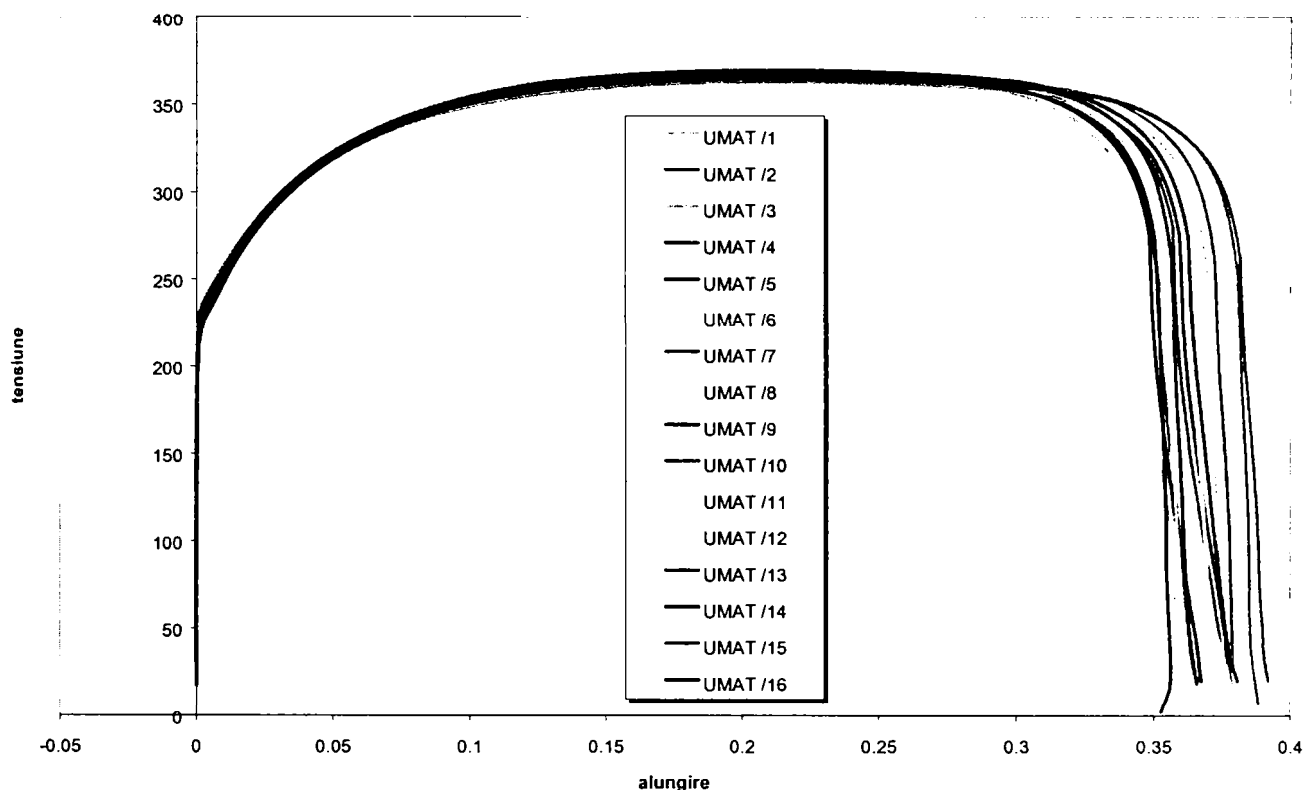


Figura 4.7. Curbele caracteristice ale epruvetelor prelevate din materialul de bază

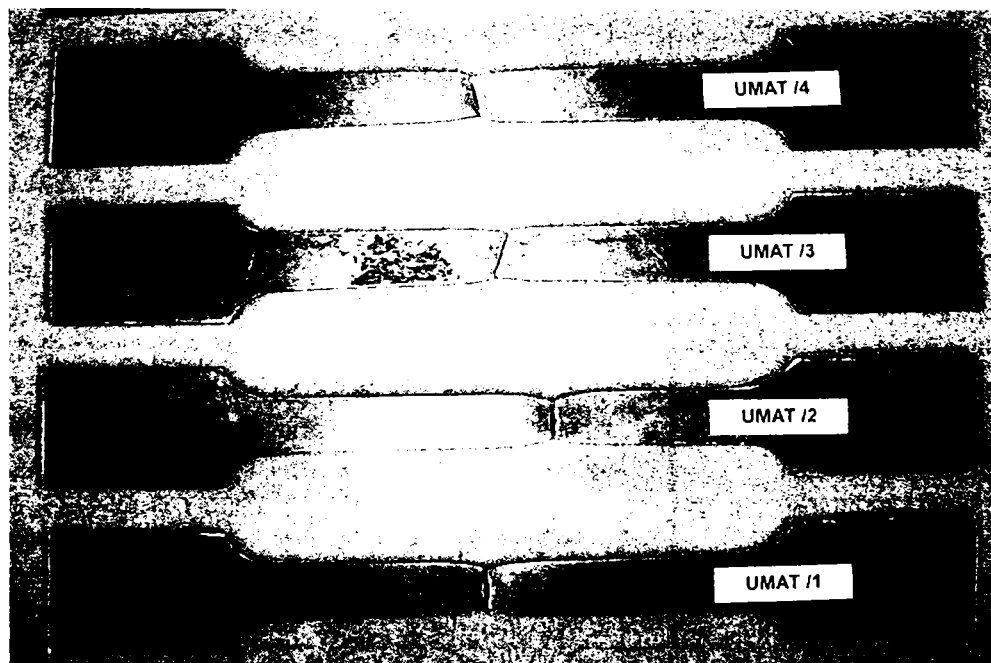


Figura 4.8. Epruvetele UMAT/1...4 după încercare

4.2.3. Prelucrarea rezultatelor

Datele încercărilor experimentale s-au determinat automat prin intermediul programului de achiziție a datelor care controlează mașina de încercat. Pentru determinarea limitei de curgere convenționale, $R_{p0.2}$, s-au folosit valorile modulului de elasticitate $E=210\text{kN/mm}^2$.

Rezultatele obținute în urma încercărilor experimentale sunt prezentate Tabelul 4.5.

Tabelul 4.5. Limita de curgere convențională și limita de rupere

UMAT/	1	2	3	4	5	6	7	8
$R_{p0.2}$ [N/mm ²]	226.21	235.05	229.12	225.43	224.96	231.79	228.11	228.67
R_m [N/mm ²]	365.23	369.72	362.65	366.99	365.94	364.79	366.86	364.48
UMAT/	9	10	11	12	13	14	15	16
$R_{p0.2}$ [N/mm ²]	228.38	230.75	226.92	229.03	228.33	230.00	229.33	225.60
R_m [N/mm ²]	366.08	364.51	366.05	366.17	367.36	367.71	364.85	365.43

Valorile medii ale limitei de curgere convenționale, $R_{p0.2}$, și limitei de rupere, R_m , obținute sunt $R_{p0.2} = 228.61$ N/mm² și $R_m = 365.93$ N/mm².

4.3. Distribuția limitei de curgere și rezistenței ultime pe conturul secțiunii transversale

Barele cu pereți subțiri sunt fabricate prin laminare la rece sau prin îndoire la rece. Proprietățile mecanice ale oțelului din barele formate la rece este, de multe ori, diferit de cele ale materialului de bază din care acesta a fost fabricat. Acest lucru se datorează faptului că materialul, în timpul formării, trece de limita de curgere, suferind deformații plastice semnificative. În consecința limita de curgere și rezistența la rupere cresc, iar ductilitatea scade. Este de remarcat faptul că, creșterea în valoare a limitei de curgere este mai semnificativă decât creșterea rezistenței la rupere, și atrage după sine reducerea palierului între cele două limite (Chajes, Britvec & Winter, 1963).

Întrucât colțurile profilului sunt mai puternic supuse deformațiilor plastice, ele resimt modificările apărute în material mai puternic. Astfel, colțurile profilelor vor avea limita de curgere mai ridicată decât porțiunile plane. În calcule se poate ține seama de această îmbunătățire a performanțelor prin intermediul *limitei de curgere medii pe secțiune*, sau prin calculul diferențiat pe zone ale secțiunii transversale (zonele plane și zonele colțurilor).

Astfel, datorită procesului de formare la rece, limita de curgere și rezistența ultimă a materialului crește diferit pe secțiunea transversală funcție de procedeul de formare la rece, după cum se arată și în Tabelul 4.6.

Tabelul 4.6. Creșterea limitei de curgere și rezistenței ultime a materialului pe secțiunea transversală funcție de procedeul de formare la rece (Rondal, 1986)

Metoda de formare	Laminare la rece		Îndoire la rece	
	colt	inima, talpa	colt	inima, talpa
Limita de curgere, f_y	↑	↗	↑	↔
Rezistența ultimă, f_u	↑	↗	↑	↔

Nota: Reprezentările cu săgeți semnifică: ↑ - creștere importantă, ↗ - creștere moderată, ↔ - modificare nesemnificativă.

În continuare se descriu pe scurt metodele de calcul a *limitei de curgere medii pe secțiune* propuse de cele două norme importante aflate în vigoare în acest moment, și anume EUROCODE 3 – Partea 1.3 și AISI – 1996.

4.3.1. Metoda de determinare a limitei de curgere medii pe secțiune conform normei EUROCODE3 - Partea 1-3

Limita de curgere medie, f_{ya} , pe secțiune se determină pe baza formulei de mai jos.

$$f_{ya} = f_{yb} + (C \cdot n \cdot t^2 / A_g) \cdot (f_u - f_{yb}) \quad (4.3)$$

cu condiția $f_{ya} \leq \frac{f_u + f_{yb}}{2}$,

unde:

A_g este aria întregii secțiuni;

n este numărul de îndoituri la 90° pe secțiune, pentru o rază interioară de îndoire $r \leq 5t$;

C coeficient care depinde de procedeul de formare;

În această relație, $C=7$ pentru laminarea la rece și $C=5$ pentru alte metode de formare.

t grosimea materialului de bază, exclusiv protecțiile prin zincare sau organice;

f_{yb} este limita de curgere a materialului de bază;

f_u este rezistența ultimă.

Conform normei EUROCODE 3 – Partea 1.3, limita de curgere medie poate fi folosită:

- pentru determinare capacității portante a elementelor solicitate axial (compresiune sau întindere) pentru care pereții componenți ai secțiunii transversale nu voalează, adică $A_{eff} = A_g$;
- în alte cazuri în care se poate demonstra că efectul de formare conduce la o creștere a capacității portante a elementului.

4.3.2. Metoda de determinare a limitei de curgere medii pe secțiune conform normei AISI-1996

Limita de curgere medie a unei secțiuni transversale se poate determina prin:

- încercarea de tracțiune a întregii secțiuni transversale;
- încercarea de compresiune pe tronson scurt;
- pe baza formulei de mai jos:

$$F_{ya} = C \cdot F_{yc} + (1 - C) \cdot F_{yf} \quad (4.4)$$

unde

F_{ya} - limita de curgere medie pe secțiunea transversală;

C - raportul dintre aria totală a colțurilor și aria întregii secțiuni transversale;

F_{yc} - media limitei de curgere pe colțuri;

F_{yf} - media limitei de curgere a porțiunilor plane ale secțiunii transversale.

$$\frac{F_{yc}}{F_{yv}} = \frac{B_c}{(R/t)^m},$$

unde

$$B_c = 3.69 \cdot \frac{F_{uv}}{F_{yv}} - 0.819 \cdot \left(\frac{F_{uv}}{F_{yv}} \right)^2 - 1.79 \quad \text{și} \quad m = 0.192 \cdot \frac{F_{uv}}{F_{yv}} - 0.068,$$

cu condiția ca $F_{uv} / F_{yv} \geq 1.2$, $R/t \leq 7$, iar unghiul de îndoire $\leq 120^\circ$.

Termenii din relațiile de mai sus reprezintă:

- F_{yv} - limita de curgere a materialului de bază;
- F_{uv} - rezistența ultimă a materialului de bază;
- R - raza interioară de formare a colțului;
- t - grosimea materialului de bază.

Observație: Valorile limitelor de curgere se introduc în *ksi* (1ksi = 6.895 N/mm²), iar cele ale razei și grosimii în *in* (1in = 25.4 mm).

Conform AISI-1996, limita de curgere medie pe secțiuni se poate folosi în calcule numai în cazul elementelor nevoalate, solicitate la compresiune sau elemente solicitate la încovoiere cu talpa comprimată nevoalată.

4.3.3. Încercări de tracțiune pentru determinarea limitei de curgere pe conturul secțiunii

Încercările de tracțiune pe epruvete extrase din 21 de profile (9 de tip U și 12 de tip Ω), s-au efectuat în paralel cu încercările pentru determinarea tensiunilor reziduale de încovoiere. Specimenele de tip UCxS1 ($x=1\dots9$), respectiv HCxS1 ($x=1\dots12$), conform Tabelul 4.1, s-au achiziționat câte două bucăți pentru fiecare tip de secțiune, pentru a putea permite determinarea acestor proprietăți, și vor fi identificate în continuare astfel UCxS1/2, respectiv HCxS1/2. Din fiecare profil din seriile UCxS1/2 ($x=1\dots9$), respectiv HCxS1/2 ($x=1\dots12$), s-a folosit câte o jumătate pentru determinarea limitei de curgere pe contul secțiunii transversale și cealaltă jumătate pentru determinarea tensiunilor reziduale de încovoiere. Deci rezultatele au fost obținute pe jumătate de secțiune și prezentate prin oglindire pentru cealaltă jumătate de secțiune.

În Figura 4.9 se va exemplifica împărțirea secțiunii transversale pentru încercarea de tracțiune și pentru determinare tensiunilor reziduale, atât pentru profile de tip U, cât și pentru un profil de tip Ω . În **Anexele A, B și C** ale tezei de doctorat se prezintă rezultatele obținute și împărțirea în fâșii a tuturor secțiunilor transversale pentru încercarea de tracțiune și cea de determinare a tensiunilor reziduale de încovoiere.

Lățimile fâșiilor sunt cele corespunzătoare Figura 4.9 și **Anexei A**, cu mențiunea că aceste cote înglobează și grosimea discului de freză (2.0 mm), iar lungimea lor este de 260 mm. De asemenea, în urma decupării au fost obținute și fâșiile de colț, după cum se prezintă în Figura 4.9. Decuparea fâșiilor s-a făcut cu ajutorul unei freze, grosimea discului de freză fiind de 2.0 mm, tăierea făcându-se cu o viteză redusă de 19.0 mm/min și răcire constantă pe toată durata tăierii. În Figura 4.10 sunt prezentate imagini cu fâșiile decupate din profilele UC5S1/2 și HC9S1/2.

Datele încercărilor de tracțiune s-au determinat prin intermediul programului de achiziție a datelor care controlează mașina de încercat. Pentru determinarea limitei de curgere convenționale, $R_{p0.2}$, s-au folosit valorile modului de elasticitate $E=210\text{kN/mm}^2$. În continuare sunt prezentate rezultatele obținute în urma încercărilor experimentale pentru profilele UC5S1/2 și HC9S1/2, în Figura 4.11, Tabelul 4.7, Tabelul 4.8, iar în **Anexa B** sunt prezentate rezultatele pentru celelalte secțiuni.

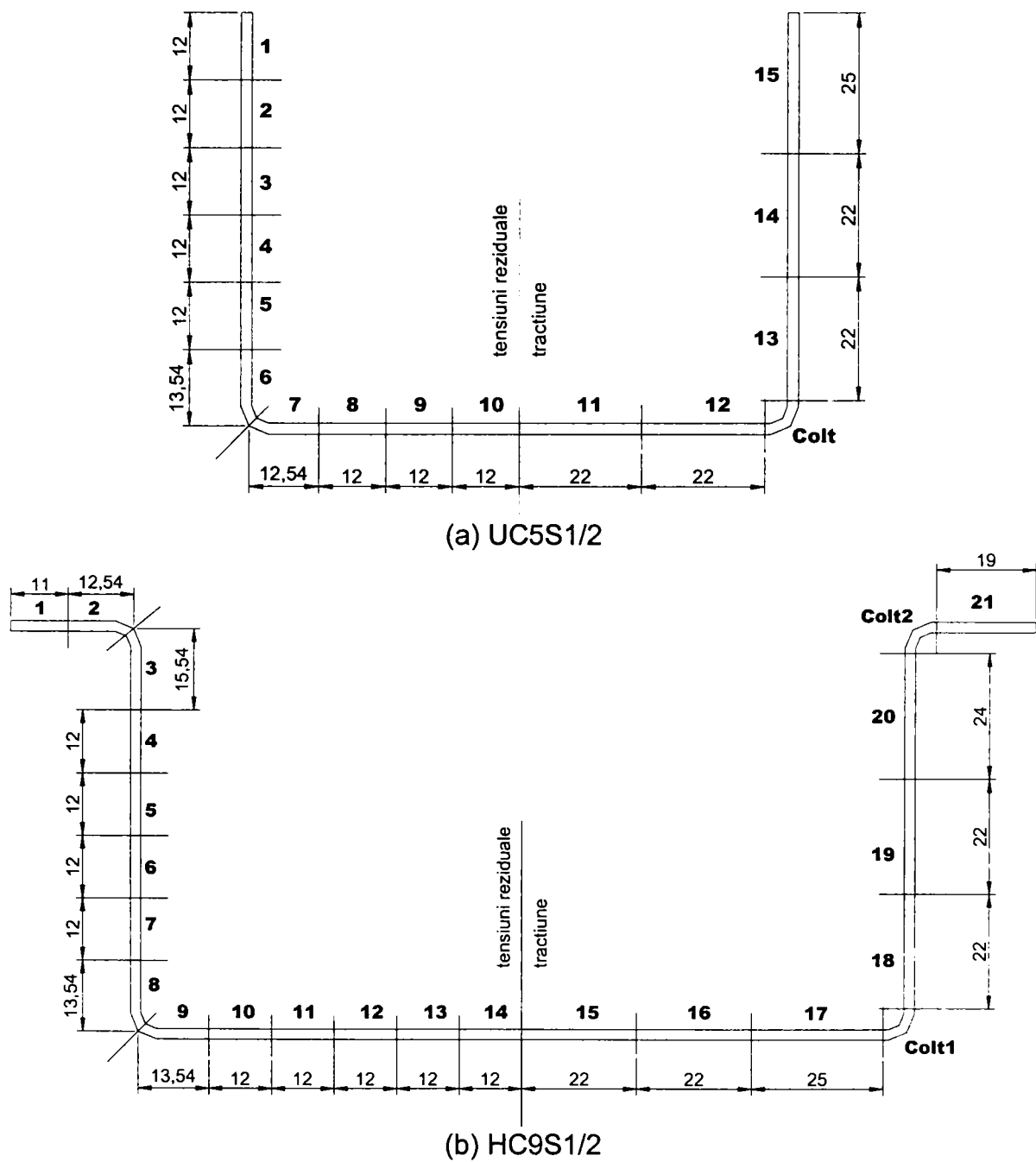


Figura 4.9. Împărțirea în fâșii a secțiunii transversale: (a) UC5S1/2 ; (b) HC9S1/2

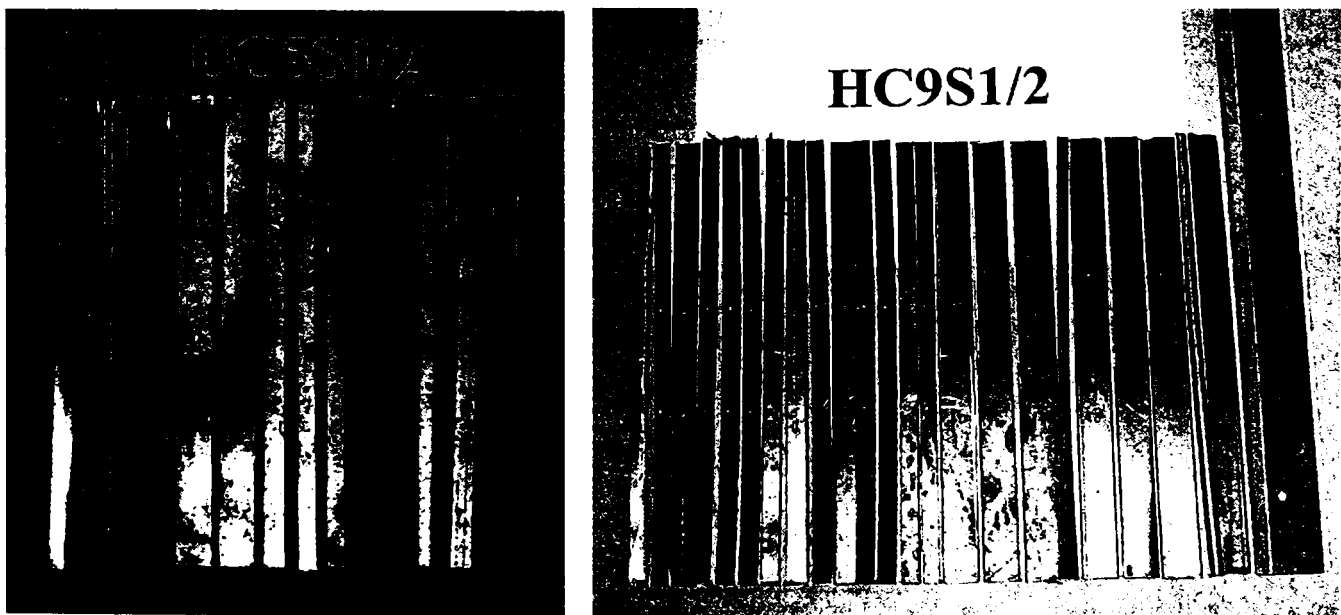
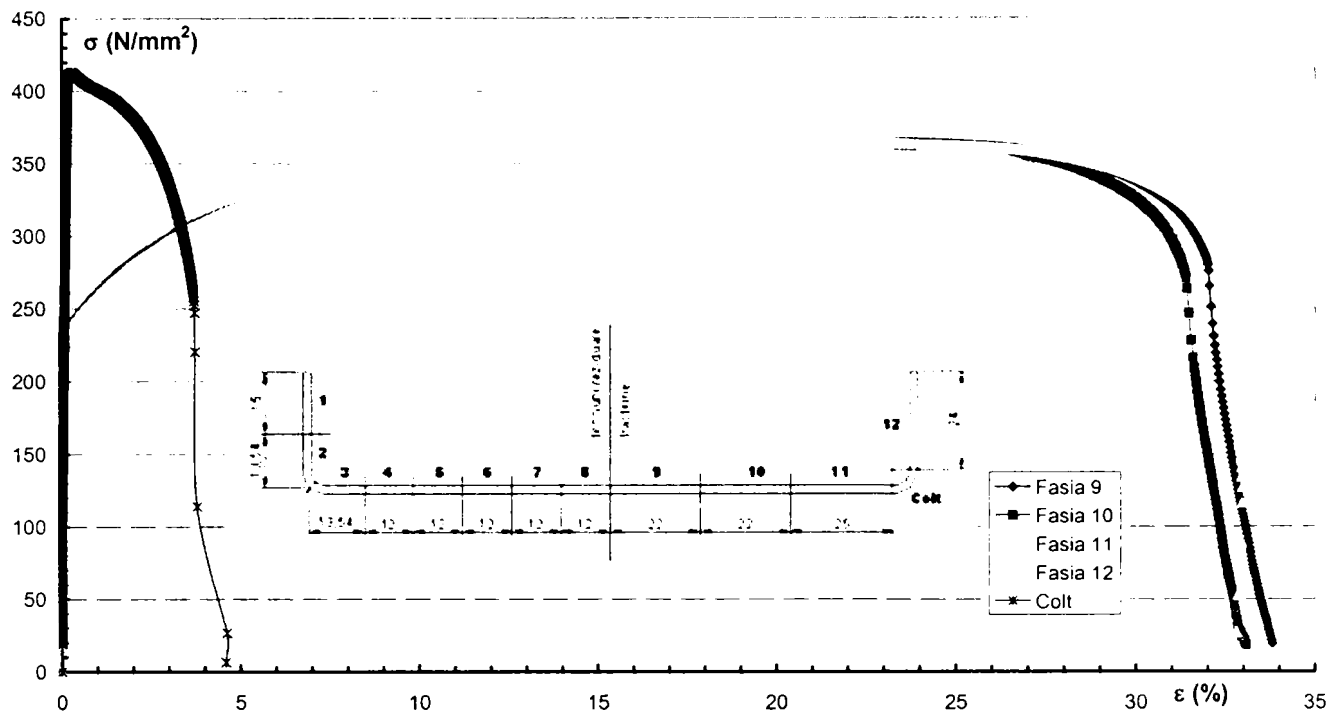
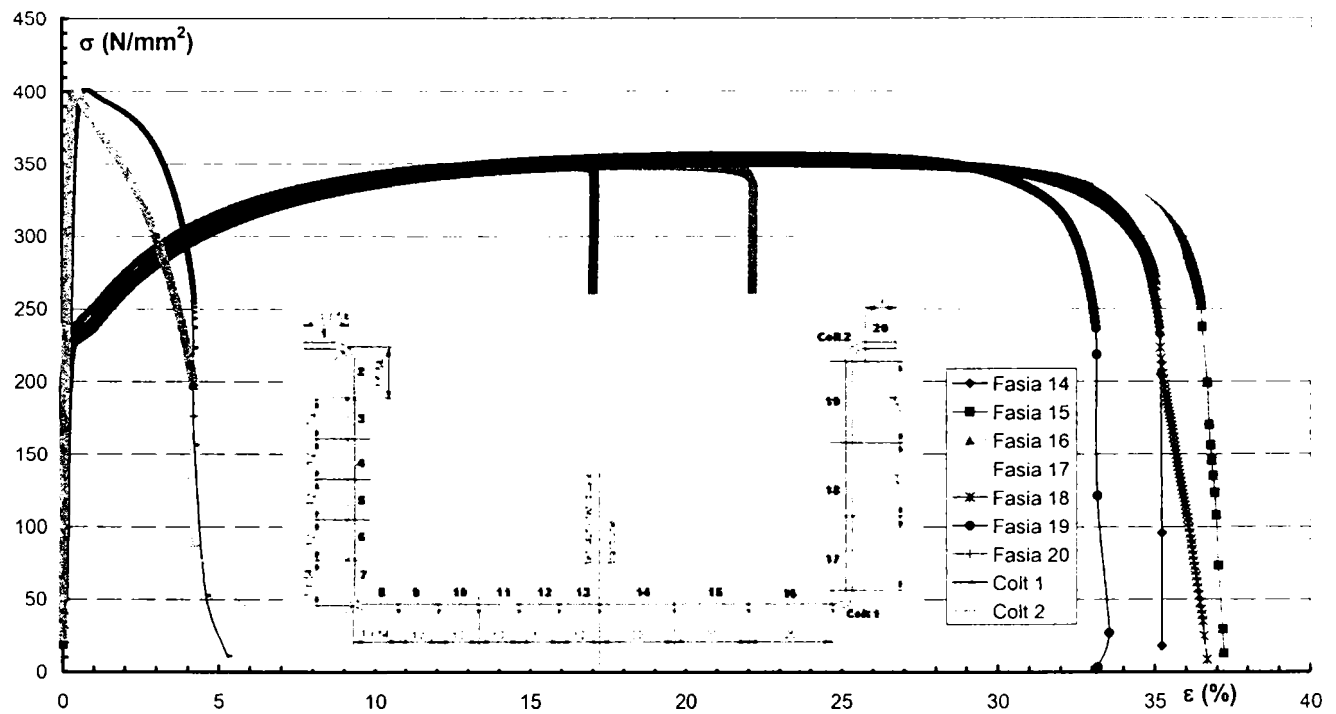


Figura 4.10. Imagini cu secțiunile transversale decupate în fâșii: (a) UC5S1/2 ; (b) HC9S1/2



(a) UC5S1/2



(b) HC9S1/2

Figura 4.11. Curba σ - ϵ pentru profilele UC5S1/2 și HC9S1/2

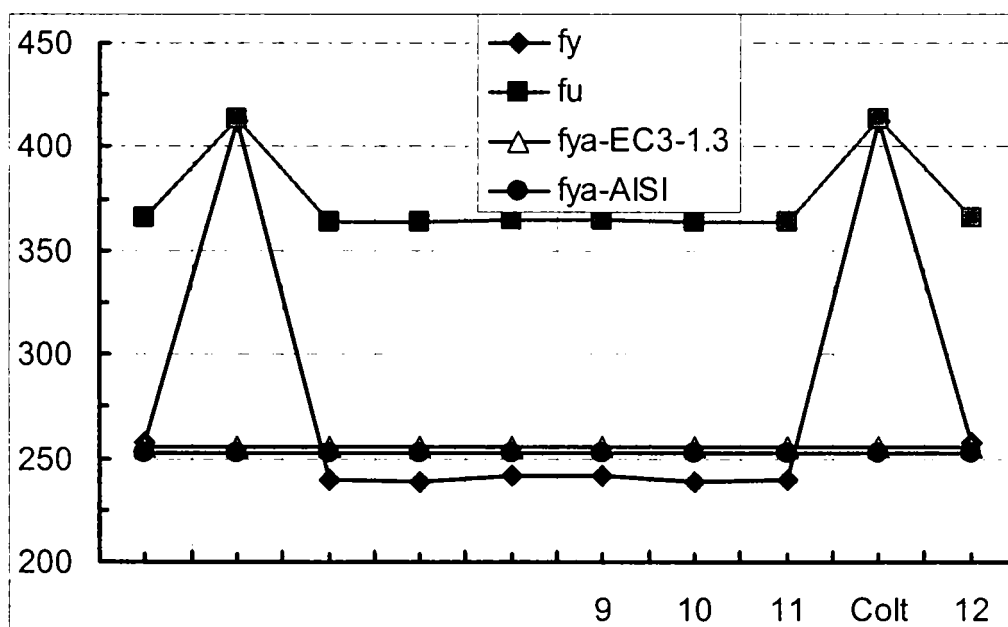
Tabelul 4.7. Rezultatele încercării de tracțiune pe fâșii pentru profilul UC5S1/2

PROFIL UC5S1/2					
Fâșia	9	10	11	Colț	12
b	20.08	20.11	23.11	12.74	21.71
t	2.03	2.03	2.02	2.00	2.04
F_y (N/mm ²)*	241.41	239.11	239.83	412.15	257.83
F_u (N/mm ²)	364.96	364.17	364.03	413.22	366.17
Alungire %	33.29	32.73	32.93	3.72	29.96
F_u / F_y	1.51	1.52	1.52	1.00	1.42
$F_y / F_{y.flat}$	1.06	1.05	1.05	1.80	1.13
$F_u / F_{u.flat}$	1.00	1.00	0.99	1.13	1.00

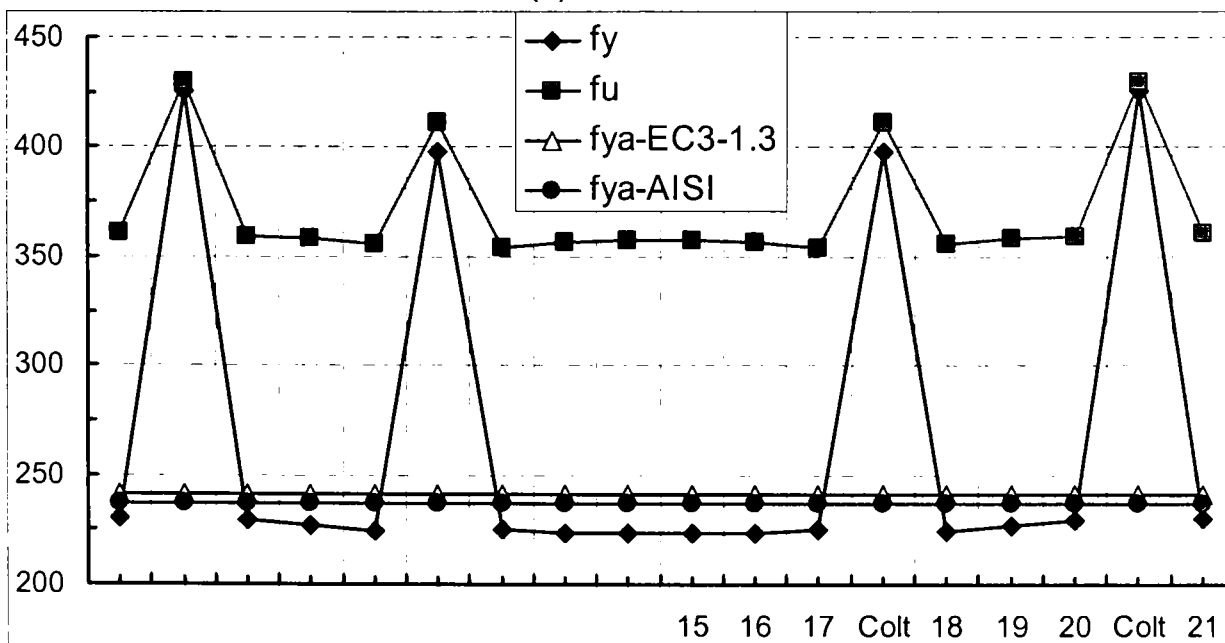
Tabelul 4.8. Rezultatele încercării de tracțiune pe fâșii pentru profilul HC9S1/2

PROFIL HC9S1/2									
Fâșia	15	16	17	Colț	18	19	20	Colț	21
b	20.01	20.01	22.42	6.61	20.30	19.90	22.11	5.88	18.09
t	2.01	2.01	2.02	2.00	2.01	2.00	2.00	2.00	2.01
F_y (N/mm ²)*	223.80	223.71	225.06	397.65	224.19	227.08	229.47	425.95	230.01
F_u (N/mm ²)	357.06	356.58	354.28	410.99	355.31	358.31	359.40	430.10	360.41
Alungire %	34.54	35.20	23.26	3.99	32.05	34.31	38.24	3.76	35.46
F_u / F_y	1.60	1.59	1.57	1.03	1.58	1.58	1.57	1.01	1.57
$F_y / F_{y.flat}$	0.98	0.98	0.98	1.74	0.98	0.99	1.00	1.86	1.01
$F_u / F_{u.flat}$	0.98	0.97	0.97	1.12	0.97	0.98	0.98	1.18	0.98

În Figura 4.12 se prezintă distribuția limitei de curgere pe secțiunea transversală datorită procesului de formare la rece pentru profilele UC5S1/2 și HC9S1/2.



(a) UC5S1/2



(b) HC9S1/2

Figura 4.12. Distribuția limitei de curgere pe secțiunea transversală datorită procesului de formare la rece pentru: (a) UC5S1/2 ; (b) HC9S1/2

Dacă se mediază separat rezultatele obținute pe fâșiile corespunzătoare rebordurilor, colțurilor, tălpilor și inimilor, se poate obține o distribuție a limitei de curgere mediată pe elementele componente ale secțiunii transversale, atât pentru secțiunile „UC”, cât și pentru secțiunile „HC”. În Tabelul 4.9 și Tabelul 4.10 se prezintă, comparativ, limita de curgere medie pe secțiune determinată cu ajutorul normelor EUROCODE 3 – Partea 1.3 și AISI-1996 și limita de curgere pe colțuri determinată experimental și cu norma americană AISI-1996.

Tabelul 4.9. Comparatie între valorile obținute pe cale experimentală și valorile obținute cu normele EUROCODE 3 – Partea 1.3 și AISI-1996 pentru limita de curgere a colțului și cea medie pe secțiune pentru profilele din seria UCxS1/2

Secțiunea	Limita de curgere	Încercare (N/mm ²)	EUROCODE3 - Partea 1.3 (N/mm ²)	AISI-1996 (N/mm ²)
UC1S1/2	f _{yc}	390.54	--	418.69
	f _{ya}	--	263.60	249.47
UC2S1/2	f _{yc}	388.74	--	418.69
	f _{ya}	--	256.42	245.23
UC3S1/2	f _{yc}	389.60	--	418.69
	f _{ya}	--	250.94	242.47
UC4S1/2	f _{yc}	389.55	--	418.69
	f _{ya}	--	247.14	241.19
UC5S1/2	f _{yc}	412.15	--	418.69
	f _{ya}	--	255.67	252.68
UC6S1/2	f _{yc}	384.93	--	418.69
	f _{ya}	--	251.17	231.48
UC7S1/2	f _{yc}	389.68	--	418.69
	f _{ya}	--	247.29	240.00
UC8S1/2	f _{yc}	383.68	--	418.69
	f _{ya}	--	244.65	240.65
UC9S1/2	f _{yc}	400.58	--	418.69
	f _{ya}	--	240.98	242.36

Tabelul 4.10. Comparatie între valorile obținute pe cale experimentală și valorile obținute cu normele EUROCODE 3 – Partea 1.3 și AISI-1996 pentru limita de curgere a colțului și cea medie pe secțiune pentru profilele din seria HCxS1/2

Secțiunea	Limita de curgere	Încercare (N/mm ²)		EUROCODE3 - Partea 1.3 (N/mm ²)	AISI-1996 (N/mm ²)
HC1S1/2	f _{yc}	373.94	376.48	--	418.69
	f _{ya}	--	--	263.60	235.76
HC2S1/2	f _{yc}	416.31	422.94	--	418.69
	f _{ya}	--	--	256.42	234.59
HC3S1/2	f _{yc}	384.29	384.40	--	418.69
	f _{ya}	--	--	250.94	235.81
HC4S1/2	f _{yc}	390.03	399.54	--	418.69
	f _{ya}	--	--	247.14	249.39
HC5S1/2	f _{yc}	385.14	386.78	--	418.69
	f _{ya}	--	--	255.67	246.34
HC6S1/2	f _{yc}	390.71	--	--	418.69
	f _{ya}	--	--	251.17	248.52
HC7S1/2	f _{yc}	415.12	385.33	--	418.69
	f _{ya}	--	--	247.29	245.15
HC8S1/2	f _{yc}	397.40	392.96	--	418.69

	f_{ya}	--	--	244.65	240.18
HC9S1/2	f_{yc}	397.65	425.95	--	418.69
	f_{ya}	--	--	240.98	236.91
HC10S1/2	f_{yc}	391.13	386.19	--	418.69
	f_{ya}	--	--	247.29	231.34
HC11S1/2	f_{yc}	406.62	391.84	--	418.69
	f_{ya}	--	--	244.65	231.60
HC12S1/2	f_{yc}	400.72	394.90	--	418.69
	f_{ya}	--	--	240.98	229.08

4.4. Tensiuni reziduale de încovoiere

În cazul barelor cu pereți subțiri formate la rece, tensiunile reziduale se datorează în principal procesului de formare. În Figura 4.13 se prezintă tensiunile reziduale medii pentru o secțiune transversală de tip U formată la rece, obținute de către Ingvarsson (1977).

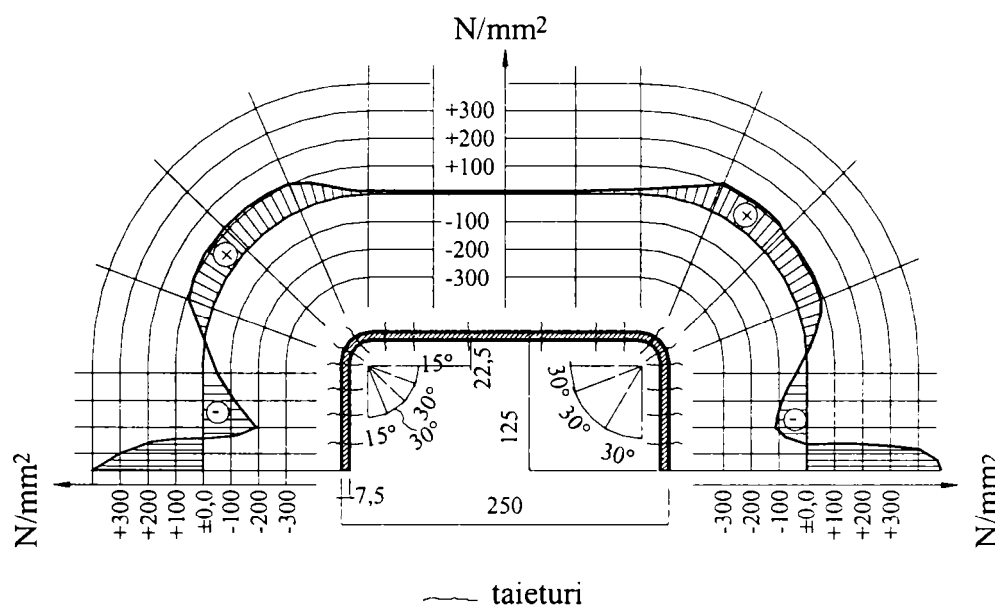


Figura 4.13. Tensiuni reziduale medii

Rondal (1986) a subliniat că profilele laminare la cald sunt afectate de tensiuni reziduale care rezultă în principal datorită răcirii după laminare. Aceste tensiuni reziduale sunt de tip membranar, în timp ce profilele formate la rece, prin procesul de formare sunt afectate de tensiuni reziduale de încovoiere. În Tabelul 4.11 se realizează o comparație de ordin calitativ între tensiunile reziduale pentru un profil format la rece, funcție de tehnologia de producere.

Tabelul 4.11. Tensiuni reziduale (Rondal, 1986)

Metoda de formare	Formare prin laminare la cald	Formare la rece	
		Laminare la rece	Îndoire la rece
Tensiuni reziduale membranare (σ_m)	mari	slabe	slabe
Tensiuni reziduale de încovoiere (σ_{rf})	slabe	mari	slabe

Din Tabelul 4.11 se observă că în cazul secțiunilor formate la rece dominante sunt tensiunile reziduale de încovoiere, care variază pe grosimea elementelor. Variația pe grosime a tensiunilor reziduale conduce la o atingere timpurie a limitei de curgere pe una din fețele elementului, iar în cazul elementelor scurte amorsează flambajul local. Acest aspect nu poate fi atins în nici o analiză fără luarea în considerare a tensiunilor reziduale.

4.4.1. Măsurarea tensiunilor reziduale de încovoiere la profilelor cu pereți subțiri formate la rece cu ajutorul metodei curburii (Rondal 1992)

În continuare se va prezenta metoda de măsurare tensiunilor reziduale de încovoiere, prezentată de Prof. J. RONDAL de la Universitatea din Liege.

Metoda permite determinarea tensiunilor reziduale la fața interioară și exterioară a profilelor cu pereți subțiri formate la rece, prin măsurarea curburilor fâșiilor decupate dintr-un profil. **Metoda admite ipoteza că tensiunile reziduale membranare sunt nule.** În realitate acest lucru nu este adevărat, dar influența acestora este neglijabilă după cum s-a arătat de numeroși cercetători.

Curburile sunt măsurate cu ajutorul unui microcomparator cu cadran prin intermediul căruia se determină săgeata curburii. Microcomparatorul este fixat pe o bază de rezemare, care este prevăzută cu două puncte fixe, iar în centrul acesteia este prevăzută o gaură circulară prin care trece și se fixează tija mobilă a microcomparatorului (vezi Figura 4.14). Punctele fixe sunt dispuse la o distanță de 80mm.

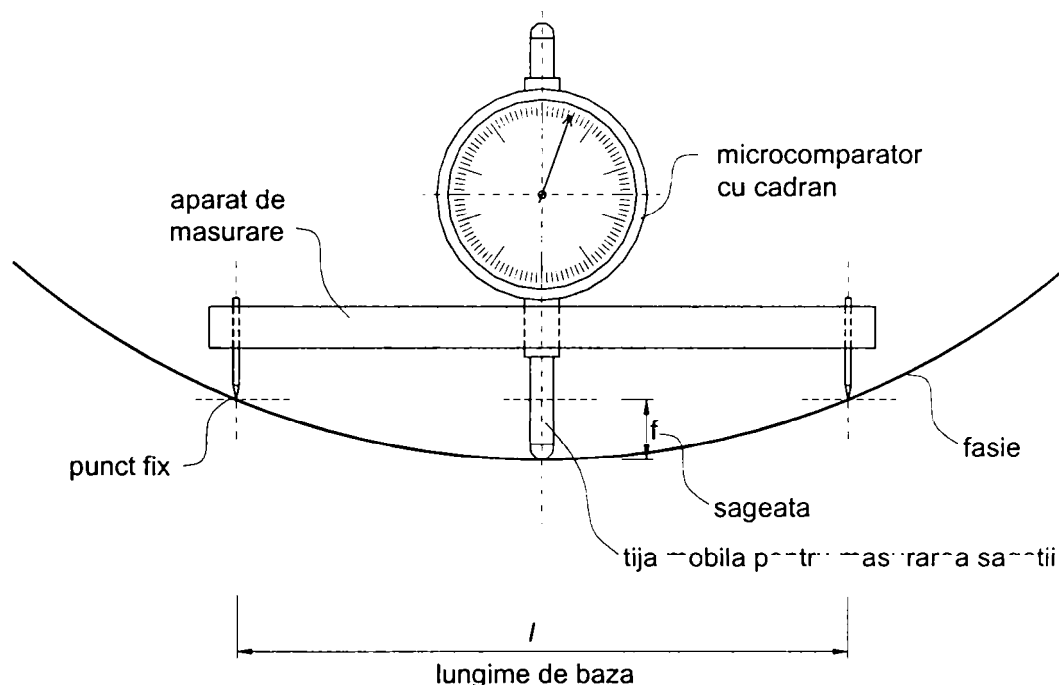


Figura 4.14. Dispozitivul de măsurare amplasat pe fâșia analizată

Fâșiile măsurate sunt găurite inițial simetric față de mijlocul deschiderii, la o distanță între acestea de 80mm. Astfel, prin măsurarea săgeții f , poate fi determinată curbura fâșiei cu ajutorul relației:

$$\rho = \frac{l^2}{8 \cdot f} \quad (4.5)$$

unde ρ este raza curburii, l distanța dintre punctele de măsurare, iar f săgeata măsurată cu microcomparatorul. Formula (4.5) este obținută cu ajutorul construcției geometrice din Figura 4.15.

Astfel putem obține:

$$(2 \cdot \rho - f) \cdot f = \frac{l}{2} \cdot \frac{l}{2} = \frac{l^2}{4} \quad (4.6)$$

iar prin simplificarea termenilor rezultă:

$$2 \cdot \rho \cdot f - f^2 = \frac{l^2}{4} \quad (4.7)$$

Datorită faptului că termenul f^2 este foarte mic (curbura este mică) acest termen poate fi neglijat în raport cu ceilalți termeni, și în final se obține relația (4.5):

$$\rho = \frac{l^2}{8 \cdot f}$$

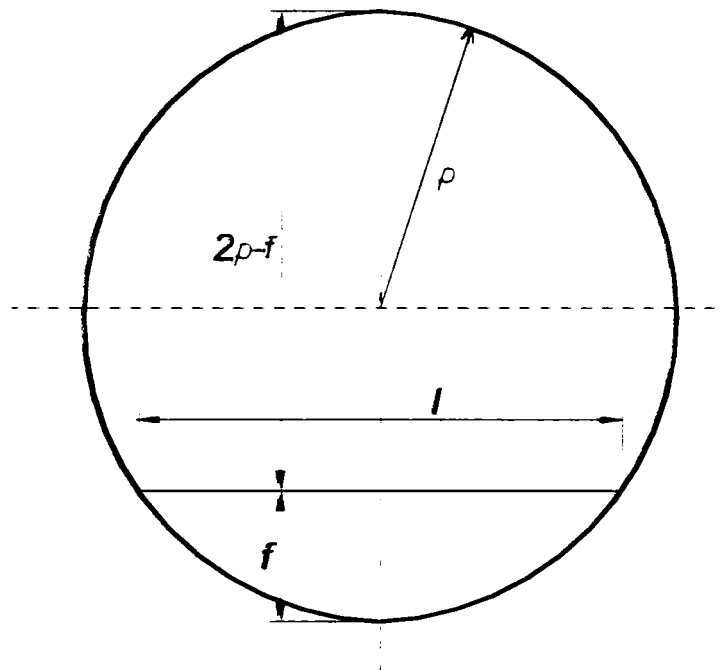


Figura 4.15. Calculul curburii

Conform încovoierii simple, curbura axei deformate este:

$$\frac{1}{\rho} = \frac{M}{E \cdot I_y} \quad (\text{distribuția elastică a tensiunilor}) \quad (4.8)$$

sau

$$\frac{1}{\rho} = \frac{M}{E \cdot Z_y} \quad (\text{distribuția plastică a tensiunilor}).$$

Pentru determinarea tensiunilor reziduale în cazul profilelor formate la rece se recomandă distribuția elastică. Astfel pentru o fâșie de lățime l momentul de inerție este:

$$I_y = \frac{l \cdot t^3}{12}$$

unde t este grosimea materialului din care a fost confecționat profilul.

Efortul unitar normal, din încovoiere pură sub acțiunea momentului încovoietor M , la fața exterioară a fâșiei (la $l/2$) este:

$$\sigma = \frac{M \cdot t}{I_y \cdot 2} \quad (4.9)$$

Înlocuind relațiile (4.5) și (4.9) în relația (4.8) se obține:

$$\frac{E}{\rho} = \frac{M}{I_y} = \frac{2 \cdot \sigma}{t}$$

Astfel se poate obține tensiunea reziduală de încovoiere, cu relația:

$$\sigma = 4 \cdot f \cdot \frac{E \cdot t}{l^2} \quad (4.10)$$

Exemplu numeric:

$$l = 80.0 \text{ mm} ; t = 2.35 \text{ mm} ; f_{\text{masurat}} = 0.107 \text{ mm}$$

de unde rezulta tensiunea reziduală de încovoiere: $\sigma = 33.0 \text{ N/mm}^2$

Valoarea tensiunii reziduale σ este obținută în mărime absolută. Pentru obținerea semnului corespunzător tensiunii reziduale (+ întindere, - compresiune), se va ține cont de sensul curbării fâșiei în timpul decupării acesteia. În cazul decupării complete a fâșiilor trebuie să se stabilească exact fața interioară și cea exterioară a fâșiei. Pentru determinarea semnului tensiunilor reziduale se măsoară curbura care corespunde relaxării tensiunilor reziduale. Astfel, „Momentul rezidual” este de semn invers, după cum se arată în Figura 4.16.

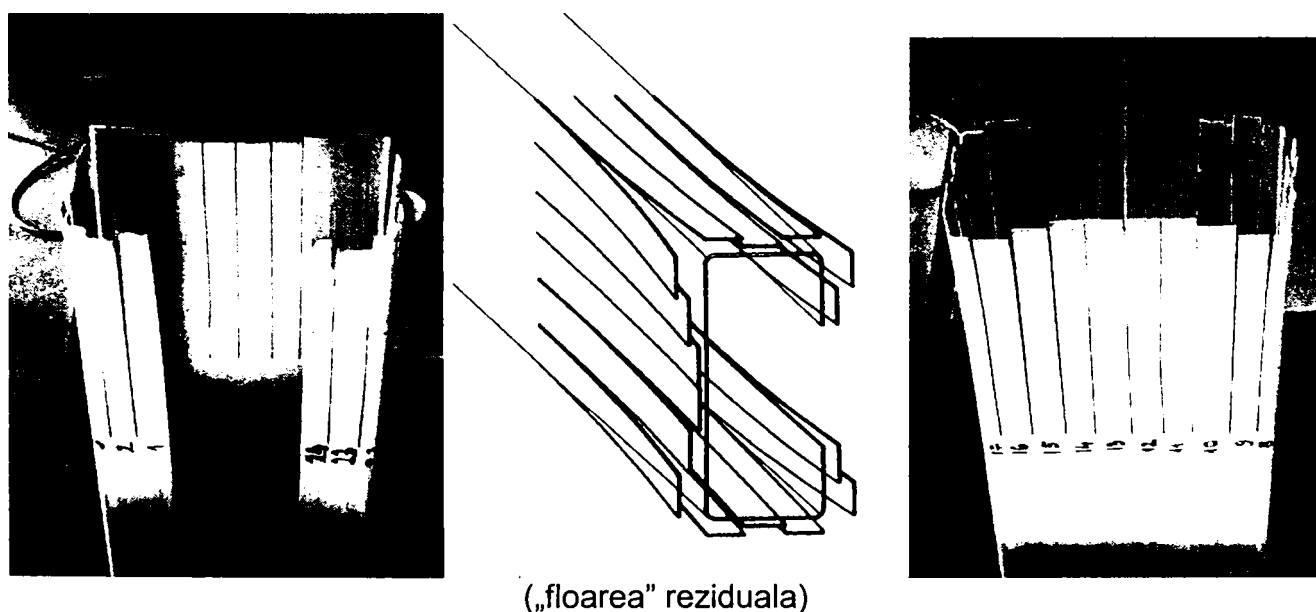


Figura 4.16. Exemplu de tensiuni reziduale de încovoiere măsurate la un profil de tip C prin decupare incompletă a fâșiilor (Bivolaru, 1993)

Distribuția tensiunilor reziduale pe grosimea profilului este prezentată în Figura 4.17. Valorile tensiunilor reziduale se exprimă cel mai bine ca procent din limita de curgere $\%f_y$.

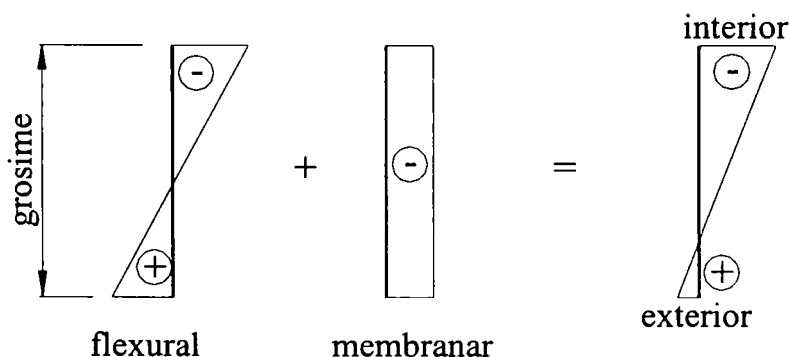


Figura 4.17. Definirea tensiunilor reziduale de încovoiere și membranare pe grosimea elementului

Sfaturi practice pentru măsurarea tensiunilor reziduale de încovoiere

Lățimea fâșiilor se va alege egală cu 10 mm, funcție de dimensiunile profilului și pentru a obține o mai bună reprezentare a tensiunilor reziduale pe conturul secțiunii. Lungimea acestora va fi de 150mm până la 200mm pentru profilele cu grosimi relativ mici, respectiv 200mm până la 30mm pentru profile cu grosimi $t > 4.0$ mm.

Se recomandă ca tăierea în fâșii să se efectueze cu ajutorul unui fereștrău mecanic, cu viteză moderată și cu răcire continuă, pentru a evita o încălzire prea mare a profilului și introducerea de tensiuni suplimentare. De asemenea, colțurile se vor tăia la 45° după bisectoarea unghiului.

Pentru măsurare este mai ușor să se decupeze în întregime fâșiile, dar să se stabilească cu mare atenție fața exterioară și cea interioară a fâșiilor. Dacă se utilizează metoda decupării incomplete, se poate obține o reprezentare directă și sugestivă a tensiunilor reziduale de încovoiere (vezi Figura 4.16).

4.4.2. Măsurarea tensiunilor reziduale de încovoiere la profile metalice formate la rece cu secțiuni de tip U și Ω

În Figura 4.9 și *Anexa A* s-a exemplificat împărțirea secțiunii transversale pentru încercările de tracțiune și pentru determinare tensiunilor reziduale, atât pentru profile de tip U, cât și pentru un profil de tip Ω . În *Anexa C* a tezei de doctorat se prezintă rezultatele obținute pentru tensiunile reziduale de încovoiere conform metodologiei propuse de Rondal (1992) și prezentate în **Paragraful 4.4.1**.

Lățimile fâșiilor pentru determinarea tensiunilor reziduale sunt cele prezentate în Figura 4.9 și *Anexei A*, cu mențiunea că aceste cote înglobează și grosimea discului de freză (2.0 mm), iar lungimea fâșiilor este de 200 mm. De asemenea, în urma decupării au fost obținute și fâșiile corespunzătoare colțurilor, după cum se prezintă în Figura 4.9 (fâșiile 6 și 7 pentru profilul UC5S1/2, respectiv 8 și 9 pentru profilul HC9S1/2). Decuparea fâșiilor s-a făcut cu ajutorul unei freze, grosimea discului de freză fiind de 2.0 mm, tăierea făcându-se cu o viteză redusă de 19.0 mm/min și răcire constantă pe toată durata tăierii. În Figura 4.10 sunt prezentate imagini cu fâșiile decupate din profilele UC5S1/2 și HC9S1/2.

S-a realizat un dispozitiv de măsurare a săgeților fâșiilor conform Figura 4.14. Distanța dintre găurile în care se introduc tijele fixe ale aparatului de măsură a fost 80 mm, iar diametrul găurilor de 2.0 mm. Găurile au fost dispuse de-o parte și de alta a mijlocului lungimii profilului. Lățimea fâșiilor s-a considerat de aproximativ 10 mm pentru cele din zona plană a peretelui și 12.45mm în zona colțurilor.

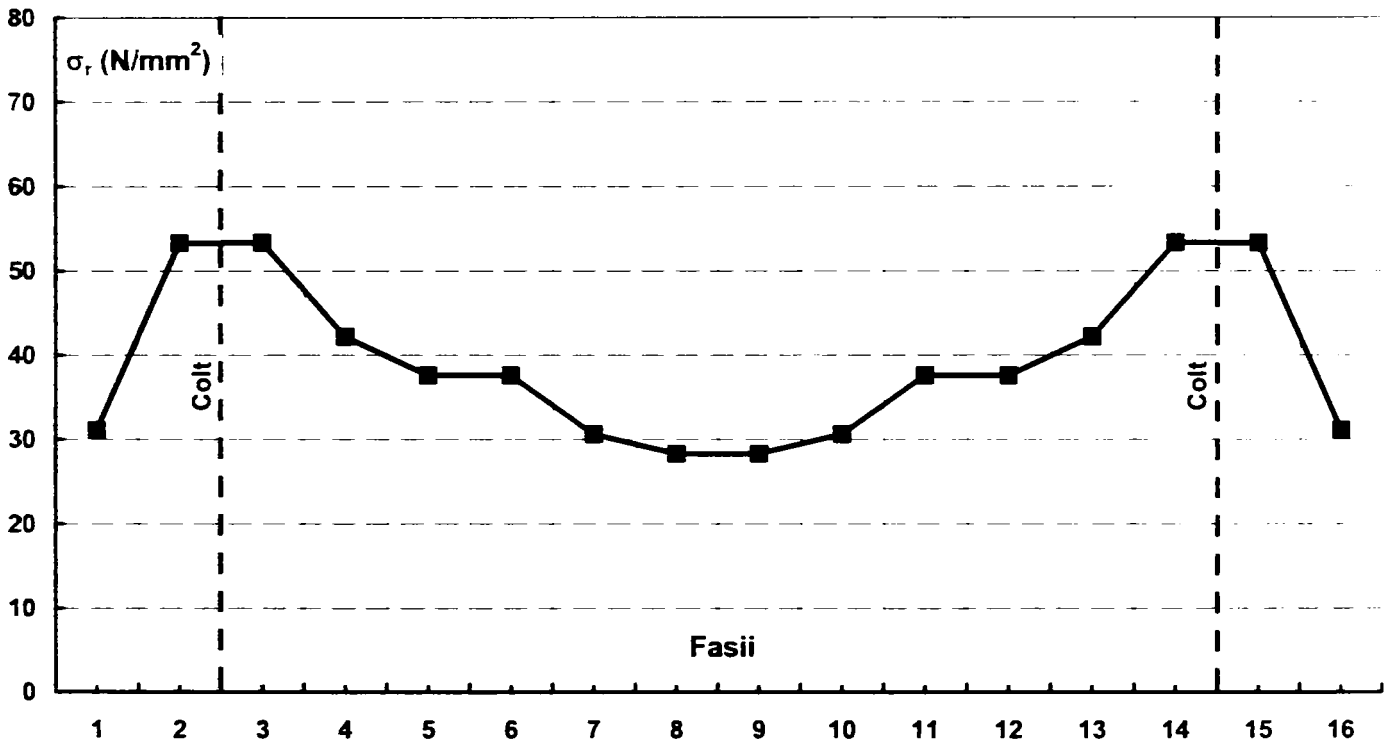
Fâșiile au fost extrase din 21 de profile (9 de tip U și 12 de tip Ω), pe jumătate de secțiune. După cum s-a precizat, speciamentele de tip UCxS1 ($x=1...9$), respectiv HCxS1 ($x=1...12$), prezentate în Tabelul 4.1, s-au achiziționat câte două bucăți pentru fiecare tip de secțiune, pentru a putea permite determinarea acestor proprietăți. Rezultatele au fost obținute pe jumătate de secțiune și prezentate prin oglindire și pentru cealaltă jumătate de secțiune.

Caracteristicile materialului de bază au fost prezentate în **Paragraful 4.2** și în continuare s-au folosit următoarele valori medii a limitei de curgere $R_{p.0.2} = 228.61$ [N/mm²].

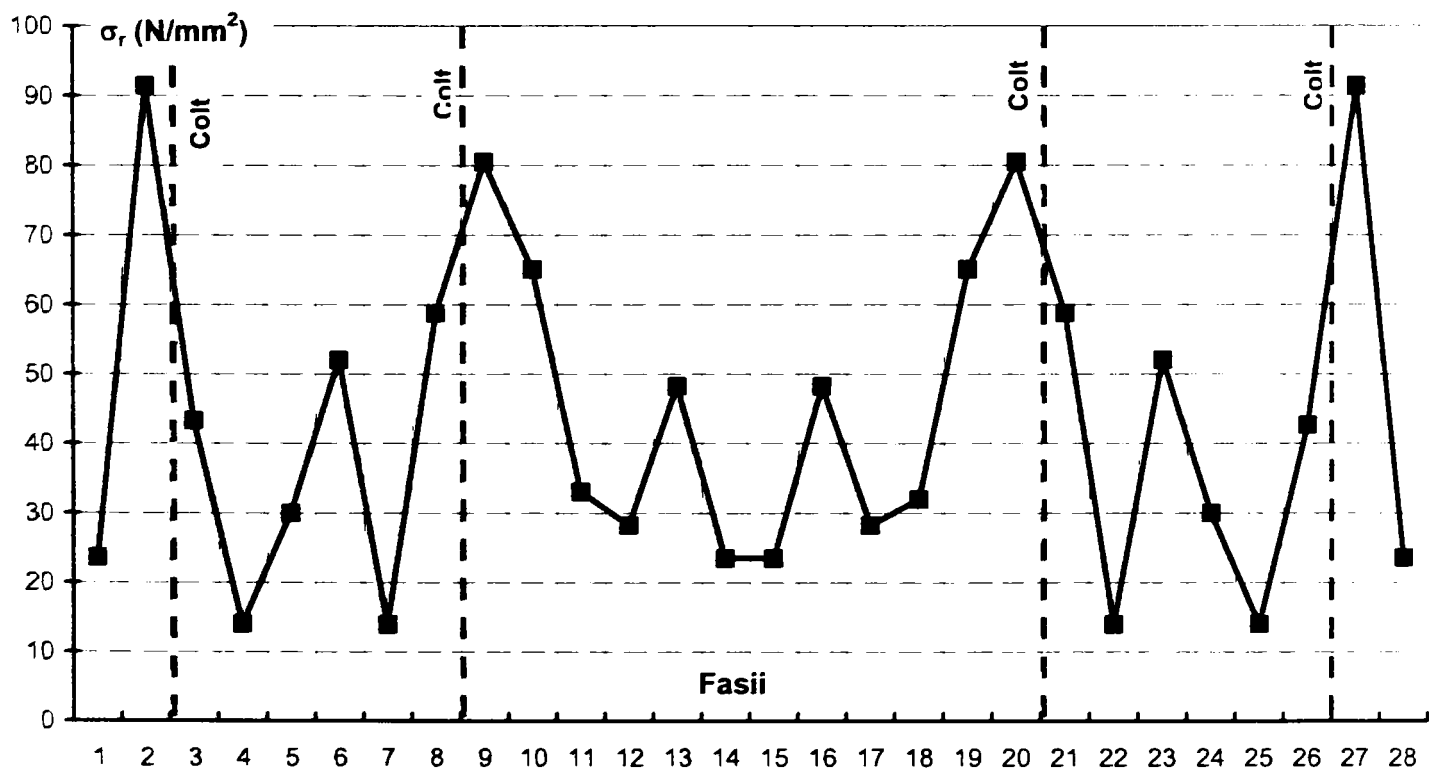
În urma măsurării curburilor fâșiilor decupate, și a prelucrării rezultatelor, au putut fi calculate tensiunile reziduale pentru toate cele 21 de profile. În Figura 4.18 se prezintă variația tensiunilor reziduale de încovoiere pe conturul secțiunii transversale pentru profilele UC5S1/2 și HC5S1/2. În *Anexa C* se prezintă rezultatele măsurătorilor pentru toate cele 21 de profile.

Din aceste măsurători se poate observa că valorile tensiunilor reziduale sunt relativ scăzute, în zonele plane ale secțiunii transversale valorile maxime nu depășesc 60 N/mm^2 , iar în zona colțurilor valorile maxime nu depășesc 100 N/mm^2 .

Pentru confirmarea rezultatelor s-a utilizat și metoda decupării parțiale a fâșiilor (Rondal, 1992 și Bivolaru, 1993). Astfel prin folosirea acestei metode se poate obține floarea reziduală, și se poate observa distribuția tensiunilor reziduale pe conturul secțiunii transversale. Din Figura 4.19 se poate observa că valorile maxime ale tensiunilor reziduale se obțin la colțurile secțiunii.



(a)



(b)

Figura 4.18. Tensiuni reziduale de încovoiere obținute pentru profilele UC5S1/2 și HC5S1/2

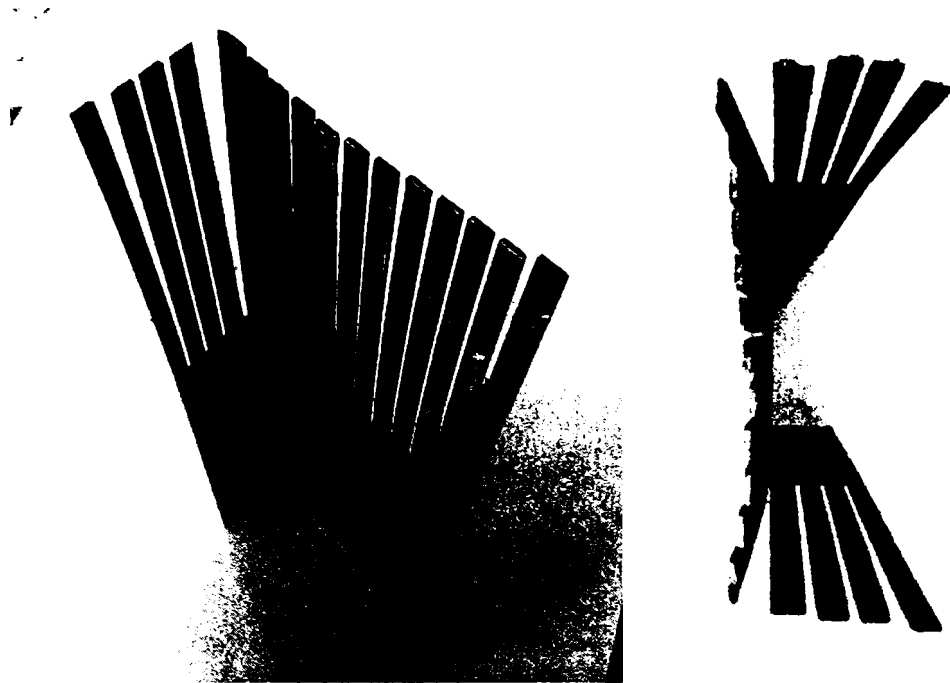


Figura 4.19. Decuparea parțială a fâșiilor. Floarea reziduală

Pentru a da un caracter general acestor măsurători, s-au mediat datele obținute de la cele două tipuri de profile. Rezultatele obținute prin mediere sunt prezentate în Figura 4.20.

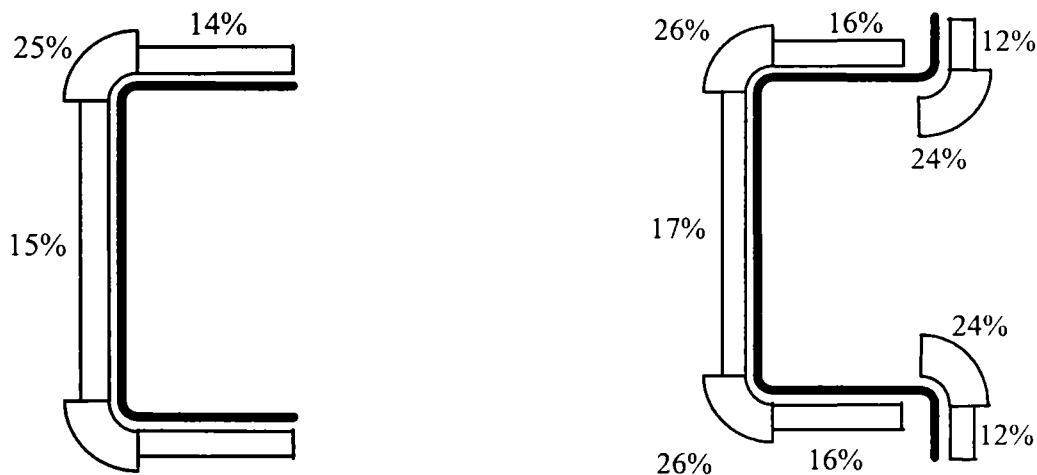


Figura 4.20. Propunere privind distribuția procentuală medie a tensiunilor reziduale prezentată în $\%f_y$

Pentru profilele cu secțiune de tip U valorile medii ale tensiunilor reziduale pe colțuri reprezintă 25% din f_y , pe inimă 15% din f_y , iar pe tălpi 14% din f_y , unde f_y este limita de curgere a materialului de bază. Pentru profilele cu secțiune de tip Ω situația este similară și anume valorile medii ale tensiunilor reziduale pe colțuri reprezintă 26% din f_y , pe inimă 17% din f_y , iar pe tălpi 16% din f_y , iar pe reborduri 12% din f_y . Este de remarcat faptul că în zona liberă a tălpilor la profilele U și a rebordurilor la profilele Ω , rezultatele sunt ușor alterate datorită faptului că la formarea acestor profile, în urma debitării materialului de bază, executanții au îndepărtat bavurile prin polizare, fapt care a condus la o creștere ușoară a valorilor tensiunilor reziduale în aceste zone.

Se poate observa că rezultatele obținute sunt comparabile cu cele obținute de alți cercetători, chiar dacă celelalte două propuneri au fost făcute pe baza unor măsurători pe profile de tip C. Astfel se poate observa că Schafer & Pekoz (1996, 1997) au făcut o propunere de codificare a tensiunilor reziduale pentru profile formate la rece prin laminare

sau îndoire la abkant. De asemenea, Abdel-Rahman & Sivakumaran (1997), în urma măsurătorilor efectuate au încercat să exprime distribuția tensiunilor reziduale de încovoiere într-o formă simplificată, similar cu cea a lui Schafer & Pekoz (vezi Figura 4.21). Totuși, se face precizarea că prima propunere are la bază o prelucrare statistică, bazată pe măsurători pe mai multe tipodimensiuni de secțiuni transversale, iar a doua propunere se bazează un număr limitat de măsurători, pe două tipuri de secțiuni.

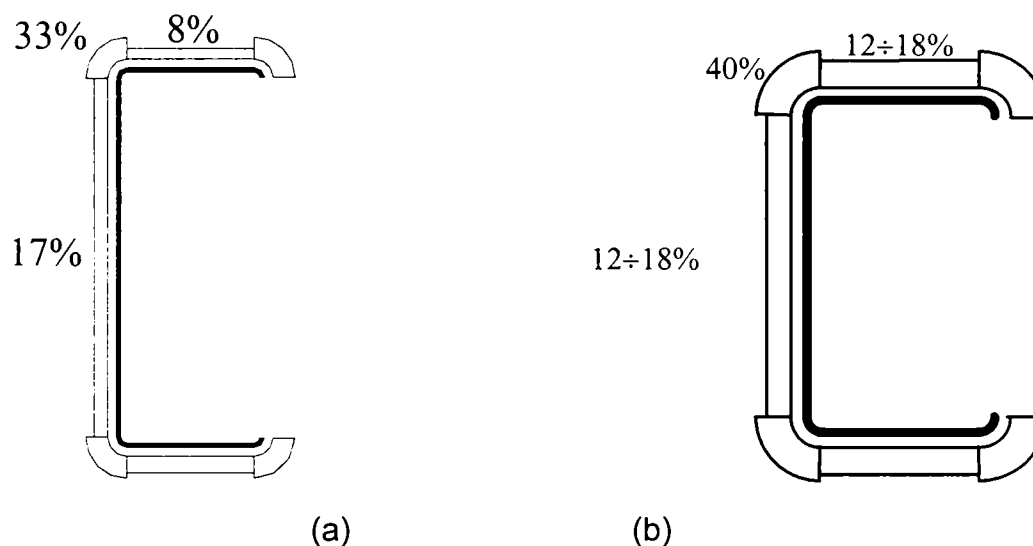


Figura 4.21. (a) Propunerea Schafer și Pekoz ($\%f_y$); (a) Propunerea Abdel-Rahman și Sivakumaran ($\%f_y$)

În concluzie, metoda aplicată pentru determinarea tensiunilor reziduale de încovoiere, este o metodă simplă și ieftină de aplicat și conduce la rezultate comparabile cu cele prezentate de alți cercetători care au folosit metode mai complicate și costisitoare, implicând un volum de muncă mare, costuri mari în special pentru achiziția timbrelor tensometrice și dispozitivelor de achiziție a datelor.

Din punct de vedere a analizei numerice se poate spune că includerea în calcul a tensiunilor reziduale este foarte complicată. În urma simulărilor numerice efectuate de numeroși cercetători, cât și datorită efectului invers produs de creșterea limitei de curgere pe secțiuni, tensiunile reziduale pot fi neglijate în analiza numerică.

4.5. Imperfecțiuni geometrice locale / secționale

Pornind de la recomandările lui Schafer și Peköz (1996,1997) privind mărimile imperfecțiunilor geometrice, s-au efectuat măsurările ale imperfecțiunilor geometrice locale/secționale, care reprezintă deviația de la forma perfectă a tălpilor, respectiv a inimii (vezi Figura 4.22).

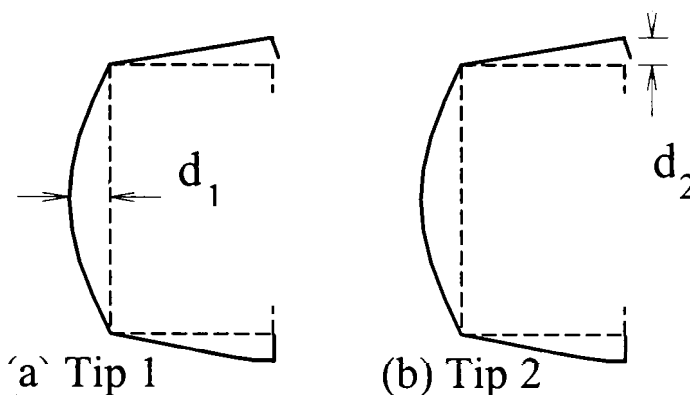


Figura 4.22. Definierea imperfecțiunilor geometrice locale

Datorită posibilităților reduse de măsurare, se vor trata mai amplu imperfecțiunile de *Tip 2*, prezentate în Figura 4.23. Aceasta valoare a fost notată cu d_2 , conform notației folosite de către Schafer & Pekoz (1996,1997), și se definește prin relația:

- pentru profile de tip U și Ω
$$d_2 = \frac{a-c}{2} \quad (4.11)$$

unde mărimile a și c sunt definite în Figura 4.4. Prin aceasta exprimare se consideră că deviația de la planeitate a tălpilor este simetrică, adică aceeași mărime d_2 pentru ambele tălpi ale secțiunii transversale.

Imperfecțiunea de *Tip 2* se poate subîmpărți la rândul ei în trei categorii, și anume:

$$daca \begin{cases} d_2 < 0 & \rightarrow \text{inchidere} \\ d_2 = 0 & \rightarrow \text{perfect} \\ d_2 > 0 & \rightarrow \text{cascare} \end{cases}$$

În ceea ce privește imperfecțiunile de *Tip 1*, în urma măsurătorilor acestea au fost mici, având o valoare cuprinsă între 0.5-0.7mm. Aceste valori sunt acoperite de valorile propuse de Schafer & Pekoz (1996,1997) și anume $d_1 \approx 0.006 \cdot w = 0.6-0.9\text{mm}$.

În continuare se vor studia imperfecțiunile de *Tip 2*.

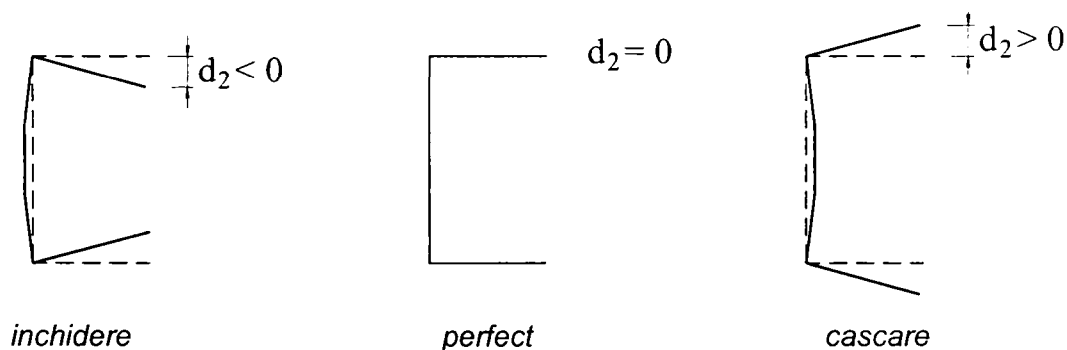


Figura 4.23. Definirea imperfecțiunilor secționale

Măsurarea imperfecțiunilor s-a făcut pentru 29 de profile din seria UC și 38 de profile din seria HC, conform numărului de bucăți din Tabelul 4.1. S-au efectuat cel puțin 3 măsurători pentru fiecare element, funcție de lungimea profilului. Numărul de măsurători pe lungimea profilului se prezintă în Tabelul 4.12.

În urma măsurării secțiunilor transversale, pentru imperfecțiunea de *Tip 2*, în Tabelul 4.13 se prezintă valorile obținute. Din acest tabel se observă că valorile medii ale imperfecțiunilor locale se înscriu în cele prevăzute de Schafer & Pekoz (1996,1997), și anume $d_2 \approx t_d = 2\text{mm}$. De asemenea, se observă că pentru profilele UC, dominante sunt imperfecțiunile de tip $d_2 > 0$, adică de căscare, în timp ce pentru profilele HC, dominante sunt imperfecțiunile de tip $d_2 < 0$. Aceasta se datorează în mod clar modului de formare, deoarece profilele HC sunt prevăzute cu reborduri orientate spre exterior, ceea ce conduce la o schimbare a sensului imperfecțiunii.

Tabelul 4.12. Număr de măsurări pe lungimea profilului

Profil	Lungimea	Nr. măsurători	Profil	Lungimea	Nr. măsurători
UC1S1/1	200	3	HC1S1/1	300	4
UC1S1/2	201	3	HC1S1/2	300	4
UC2S1/1	230	3	HC2S1/1	301	4
UC2S1/2	230	3	HC2S1/2	301	4
UC3S1/1	250	3	HC3S1/1	301	4
UC3S1/2	250	3	HC3S1/2	300	4
UC4S1/1	270	3	HC4S1/1	331	4
UC4S1/2	270	3	HC4S1/2	330	4
UC5S1/1	290	4	HC5S1/1	330	4
UC5S1/2	290	4	HC5S1/2	331	4
UC6S1/1	310	4	HC6S1/1	331	4
UC6S1/2	310	4	HC6S1/2	331	4
UC7S1/1	339	4	HC7S1/1	361	4
UC7S1/2	339	4	HC7S1/2	361	4
UC8S1/1	360	4	HC8S1/1	360	4
UC8S1/2	360	4	HC8S1/2	360	4
UC9S1/1	410	5	HC9S1/1	360	4
UC9S1/2	410	5	HC9S1/2	359	4
UC1S2	400	5	HC10S1/1	420	5
UC2S2	460	5	HC10S1/2	420	5
UC3S2	500	6	HC11S1/1	420	5
UC4S2	541	6	HC11S1/2	420	5
UC5S2	581	6	HC12S1/1	420	5
UC6S2	620	7	HC12S1/2	421	5
UC7S2	680	7	HC1S2	600	7
UC8S2	719	8	HC2S2	600	7
UC9S2/1	820	9	HC3S2	600	7
UC9S2/2	821	9	HC4S2	660	7
UC9S2/3	820	9	HC5S2	660	7
			HC6S2	660	7
			HC7S2	720	8
			HC8S2	720	8
			HC9S2	720	8
			HC10S2	840	9
			HC11S2	840	9
			HC12S2/1	840	9
			HC12S2/2	840	9
			HC12S2/3	840	9

Tabelul 4.13. Centralizarea măsurătorilor imperfecțiunilor de Tip 2

Profil	$d_2 \approx t_d$ [mm] (S & P, 1996)	$d_2 < 0$ [mm]			$d_2 > 0$ [mm]			$d_2 = 0$ nr. măsurări
		minim	medie	nr. măsurări	maxim	medie	nr. măsurări	
UC	2.0	-1.01	-0.51	47	4.50	1.08	90	6
HC	2.0	-4.45	-2.08	208	1.30	0.72	5	0

Notă: grosimea de calcul, t_d , a fost considerată de 2.00mm.

4.6. Încercări la compresiune pe tronsoane scurte cu secțiuni de tip U și Ω

În cadrul acestui paragraf se prezintă încercările experimentale efectuate pe două serii de profile cu pereți subțiri formate la rece, solificate la compresiune centrică, secțiunile profilelor fiind de tip „U” (seria „UC”), respectiv de tip „ Ω ” (seria „HC”). Profilele au fost obținute prin îndoire la rece la presa abkant, din tablă plană cu grosimea nominală de 2mm. Scopul încercărilor experimentale a fost de a determina rezistențele ultime ale barelor scurte, a modului de formare a mecanismelor plastice locale, ținând cont de jocul zvelteților pereților componenți ai secțiunii transversale, și de validare a modelelor de calcul propuse în **Capitolul 5** pentru mecanismele plastice locale.

Încercările experimentale s-au realizat cu ajutorul presei universale UTS 250kN, cu pilotaj, achiziție și prelucrare numerică a rezultatelor, presă aflată în dotarea Centrului CEMSIG. Presa a fost omologată de către Biroul Român de Metrologie cu numărul mărcii de model RO224i/01 (vezi Figura 4.24).



Figura 4.24. Mașina universală de încercări de materiale UTS 250kN

Profilele au fost dispuse între bacurile mașinii de încercat prin intermediul unor plăci realizate din tablă groasă de 25mm, după cum se prezintă și în formele deformate din Figura 4.25. Profilele au fost încărcate centric, presa distribuind uniform încărcarea pe pereții componenți ai secțiunii. Pereții componenți ai profilelor s-au considerat articulați după axa ce coincide cu linia mediană a peretelui (axa din lungul peretelui). Viteza de încărcare a fost redusă, 0.5mm/min.

În urma încercărilor, în Tabelul 4.14 se prezintă valorile forțelor maxime, iar în Figura 4.25 se prezintă cele mai reprezentative mecanisme plastice locale. În Figura 4.26 și Figura 4.27 se prezintă câteva curbe forță-scurtare pentru profile cu secțiune de tip U și de tip Ω .

Ca o concluzie generală, pentru profilele cu secțiune de tip U, mecanismul plastic dominant pe inima profilului a fost cel de tip acoperiș (roof), în timp ce pentru tălpi s-a format un mecanism plastic de Tip 3, conform Tabelului 5.1 din **Capitolul 5**. Pentru profilele cu secțiune de tip Ω , funcție de mărimea rebordului, apar pe inimă două tipuri de mecanisme

plastice. Pentru profilele care au reborduri mici (în special cele cu dimensiunea de 10mm) este caracteristic mecanismul de tip disc (flip-disc), în timp ce pentru profilele care au reborduri puternice (în special cele cu dimensiunea de 25mm) este caracteristic mecanismul de tip acoperiș (roof). De asemenea, se remarcă deformarea plastică a colțului care trebuie luată în considerare la formarea mecanismelor plastice, după cum a arătat Key, Hasan și Hancock (1988).

În Figura 4.25 se prezintă mecanismele plastice de cedare obținute în Laboratorului CEMSIG, pentru secțiunile de tip U și Ω .



Figura 4.25. Moduri de cedare prin mecanisme plastice locale ale tronsoanelor scurte solicitate la compresie

Tabelul 4.14. Valori ale forței ultime; comparația cu rezultatele obținute cu EUROCODE 3 – Partea 1.3; zveltețea redusă a profilelor de tip U și Ω (Ungureanu 2003)

Specimene tip 'UC'					
Nr. Sect.	hxbxt (mm)	L (mm)	N_{exp} (kN)	$\bar{\lambda}$	N_{EC3} (kN)
UC1S1/1	101.5x29.35x2.01	200	54.67	0.236	57.32
UC2S1/1	101.5x49.40x2.01	230	68.99	0.135	62.24
UC3S1/1	99.8 x75.20x2.00	250	74.79	0.085	63.37
UC4S1/1	100.6 x99.85x2.00	270	68.71	0.082	64.35
UC5S1/1	150.4 x29.80x1.99	290	59.27	0.331	57.42
UC6S1/1	151.1 x49.80x1.98	310	67.87	0.175	64.64
UC7S1/1	151.5 x74.55x1.98	339	77.58	0.111	66.41
UC8S1/1	151.1 x99.50x1.98	360	77.95	0.080	67.26
UC9S1/1	150.2 x150.05x1.99	410	73.32	0.069	68.72
UC1S2	100.9 x30.00x1.98	400	54.64	0.456	49.50
UC2S2	101.3 x49.40x1.98	460	63.84	0.269	58.52
UC3S2	101.0 x74.55x1.98	500	59.52	0.169	62.39
UC4S2	100.8 x99.70x1.99	541	65.71	0.163	63.81
UC5S2	150.6 x29.80x1.98	581	53.85	0.662	45.64
UC6S2	151.1 x49.70x1.98	620	65.18	0.350	59.67
UC7S2	152.3 x74.55x1.99	680	71.14	0.222	66.30
UC8S2	151.4 x99.85x1.97	719	68.89	0.159	66.66
UC9S2	150.7 x150.45x1.97	820	67.51	0.138	67.48
Specimene tip 'HC'					
Nr. Sect.	hxbxcxt (mm)	L (mm)	N_{exp} (kN)	$\bar{\lambda}$	N_{EC3} (kN)
HC1S1/1	146.4x30.45x10.60x1.98	300	80.11	0.270	66.58
HC2S1/1	149.8x30.30x14.55x1.98	301	90.00	0.258	70.45
HC3S1/1	150.2x30.25x24.50x1.98	301	103.81	0.238	79.33
HC4S1/1	150.6x49.55x9.90x1.97	331	81.83	0.175	77.93
HC5S1/1	150.4x49.80x14.55x1.97	330	93.63	0.168	84.09
HC6S1/1	150.8x49.85x24.55x1.96	331	103.25	0.159	93.57
HC7S1/1	149.1x79.95x9.70x1.95	361	79.59	0.096	83.39
HC8S1/1	150.1x79.85x14.50x1.97	360	105.40	0.091	94.90
HC9S1/1	147.6x79.90x24.60x1.98	360	119.64	0.109	112.16
HC10S1/1	149.1x119.80x9.95x1.96	420	91.51	0.067	84.77
HC11S1/1	150.7x119.70x14.60x1.97	420	111.27	0.065	93.08
HC12S1/1	150.3x119.85x24.60x1.97	420	134.79	0.078	110.24
HC1S2	148.8x29.85x10.40x1.97	600	75.23	0.552	57.35
HC2S2	151.2x29.85x14.70x1.97	600	78.68	0.521	62.00
HC3S2	150.7x29.90x24.40x1.97	600	96.17	0.478	70.86
HC4S2	149.2x50.05x9.65x1.96	660	101.77	0.345	72.65
HC5S2	151.1x49.60x14.50x1.96	660	84.16	0.338	80.48
HC6S2	151.9x49.45x24.50x1.97	660	93.29	0.319	89.75
HC7S2	149.4x79.75x10.00x1.96	720	87.70	0.191	84.08
HC8S2	151.6x79.75x14.65x1.95	720	---	0.181	92.89
HC9S2	151.8x79.15x24.50x1.96	720	110.57	0.218	109.40
HC10S2	151.6x119.75x9.75x1.95	840	89.75	0.134	83.78
HC11S2	151.7x119.95x14.35x1.95	840	98.98	0.129	90.98
HC12S2	151.3x119.80x24.40x1.97	840	125.78	0.155	109.92

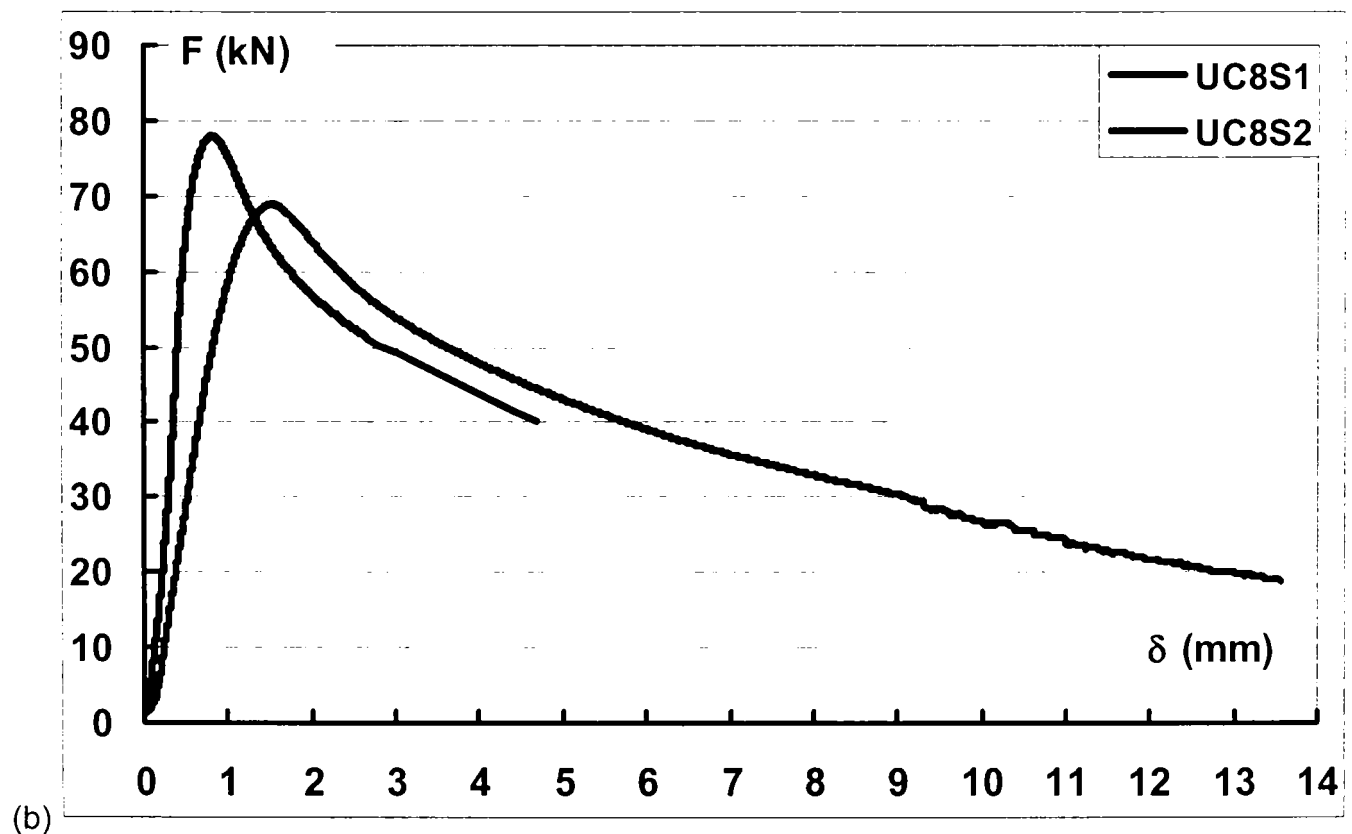
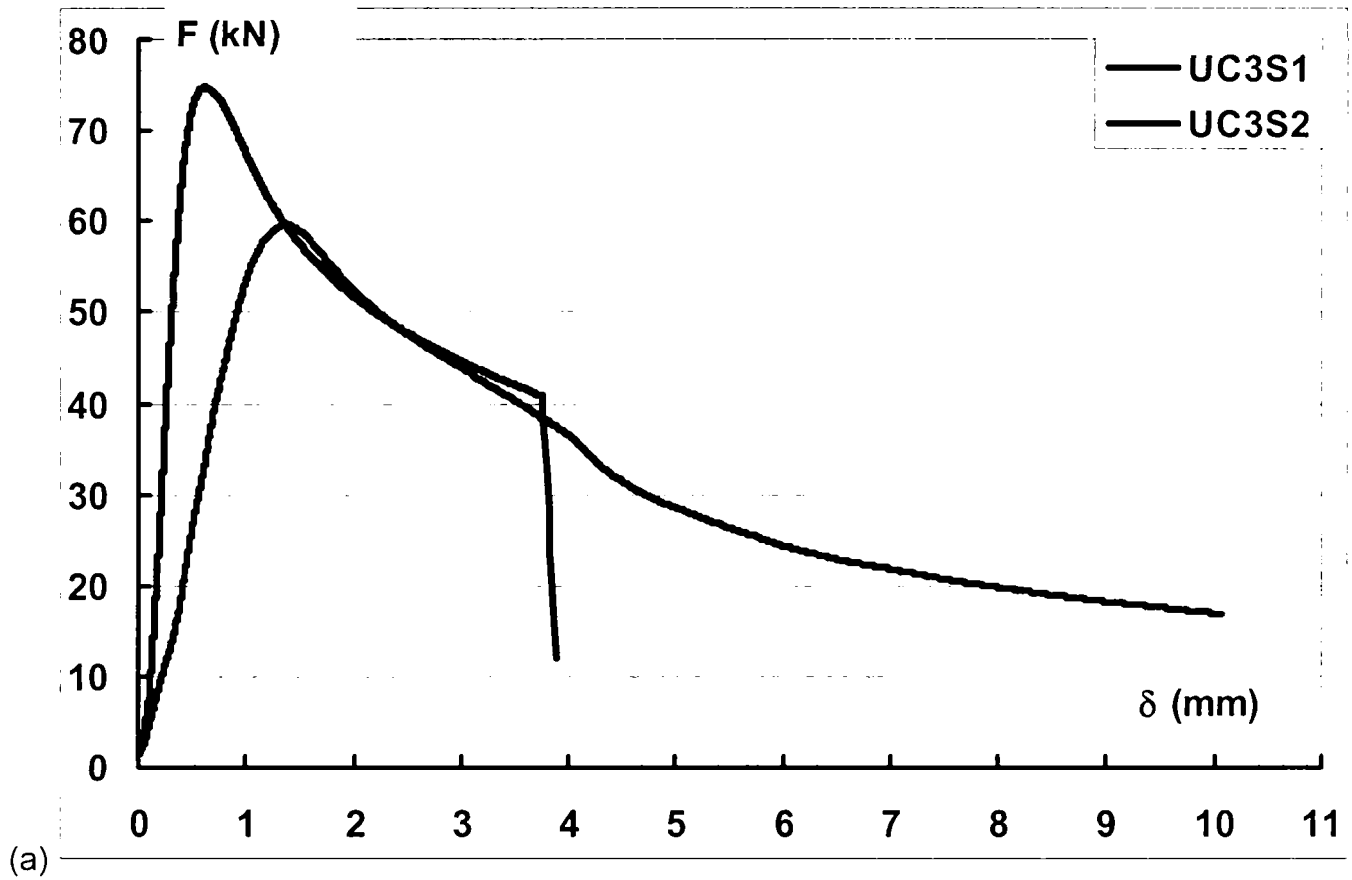


Figura 4.26. Curbele forță-scurtare înregistrate pentru profile cu secțiune de tip U

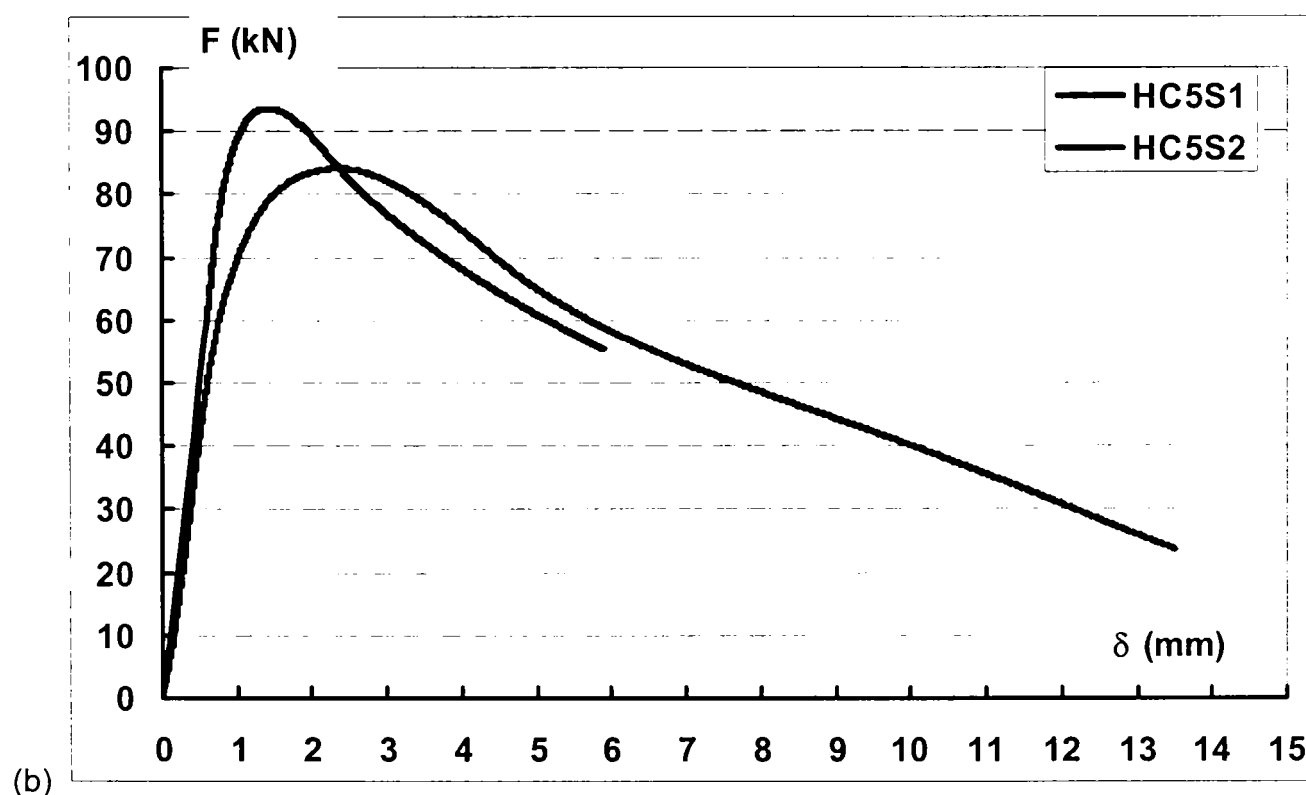
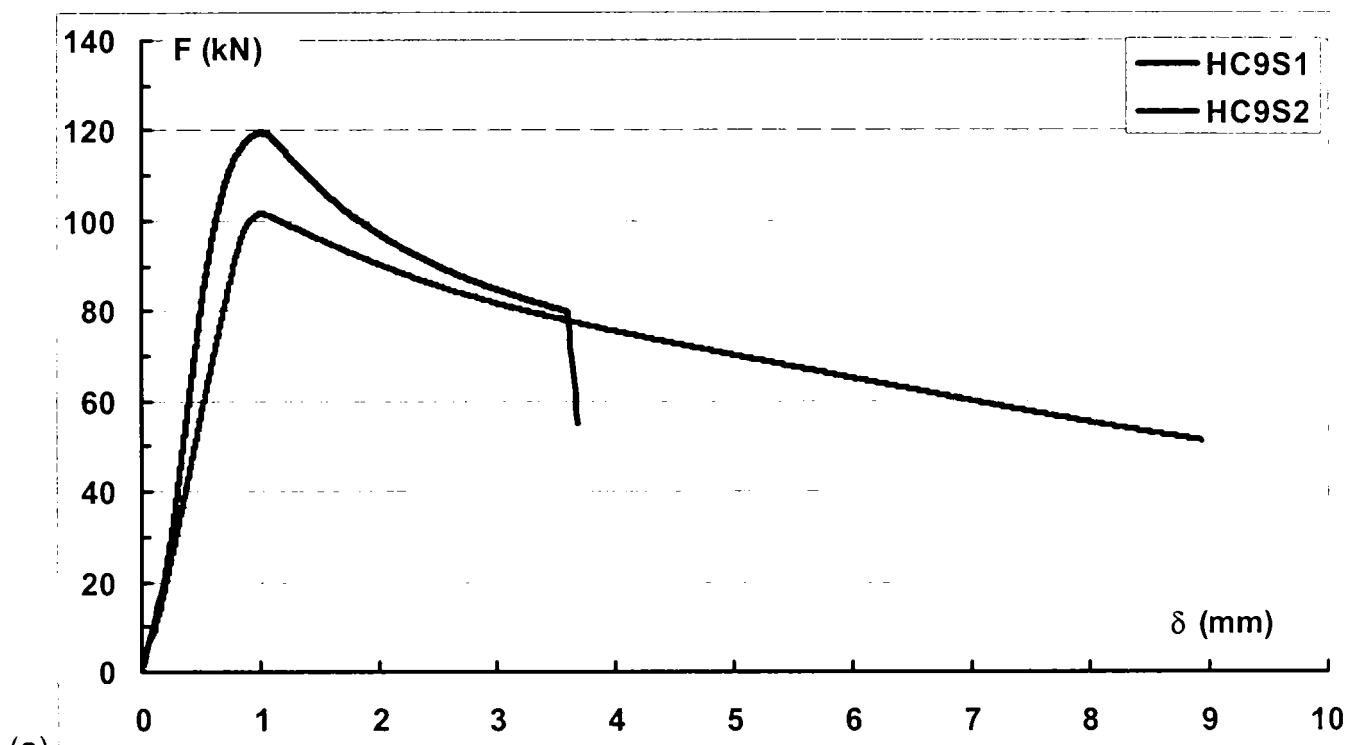


Figura 4.27. Curbele forță-scurtare înregistrate pentru profile cu secțiune de tip Ω

4.7. Concluzii

În cadrul Laboratorului CEMSIG al Facultății de Construcții și Arhitectură s-au efectuat încercări experimentale pe două serii de profile cu pereți subțiri formate la rece, solicitate la compresiune centrică. Secțiunile profilelor au fost de tip „U”, respectiv de tip „ Ω ”. Profilele au fost obținute prin îndoire la rece la presa abkant, din tabla plană cu grosimea nominală de 2mm.

Scopul încercărilor experimentale a fost de a determina rezistența ultimă a barelor scurte, a modului de formare a mecanismelor plastice locale, ținând cont de jocul zvelteților pereților componenți ai secțiunii transversale, și de validare a modelelor de calcul propuse anterior efectuării încercărilor experimentale pentru mecanismele plastice locale, utilizate pentru determinarea rezistenței ultime a barei scurte. De asemenea, în determinarea rezistenței ultime a barei scurte, limita de curgere, tensiunile reziduale și mărimea imperfecțiunilor geometrice inițiale influențează valoarea ultimă, deci trebuie cunoscute. Astfel, s-a efectuat un set suplimentar de încercări experimentale pentru determinarea următoarelor caracteristici:

1. Limita de curgere și rezistența ultimă a materialului de bază;
2. Distribuția limitei de curgere și rezistenței ultime pe perimetrul secțiunii transversale, inclusiv a colțurilor secțiunii;
3. Tensiunile reziduale de încovoiere;
4. Imperfecțiunile geometrice locale.

După prelevarea a 16 epruvete din materialul de bază s-au efectuat măsurători privind dimensiunile geometrice a acestora. Valorile medii ale limitei de curgere convenționale, $R_{p0.2}$, și limitei de rupere, R_m , obținute sunt $R_{p0.2} = 228.61 \text{ N/mm}^2$ și $R_m = 365.93 \text{ N/mm}^2$.

Metoda propusă de Rondal (1992) a fost aplicată pentru determinarea tensiunilor reziduale de încovoiere. Este o metodă simplă și ieftină de aplicat și conduce la rezultate comparabile cu cele prezentate de alți cercetători care au folosit metode mai complicate și costisitoare, implicând un volum de muncă mare, costuri mari în special pentru achiziția timbrelor tensometrice și dispozitivelor de achiziție a datelor.

În ceea ce privește imperfecțiunile inițiale, valorile medii ale imperfecțiunilor locale măsurate se înscriu în cele prevăzute de Schafer & Pekoz (1996,1997), și anume $d_2 \approx t_d = 2\text{mm}$. De asemenea se observă că pentru profilele UC, dominante sunt imperfecțiunile de tip $d_2 > 0$, adică de căscare, în timp ce pentru profilele HC, dominante sunt imperfecțiunile de tip $d_2 < 0$. Aceasta se datorează în mod clar modului de formare, deoarece profilele HC sunt prevăzute cu reborduri orientate spre exterior, ceea ce conduce la o schimbare a sensului imperfecțiunii.

La încercările de compresiune, pentru profilele cu secțiune de tip U, mecanismul plastic dominant pe inima profilului a fost cel de tip acoperiș (roof), în timp ce pentru tălpi s-a format un mecanism plastic de Tip 3. Pentru profilele cu secțiune de tip Ω , funcție de mărimea rebordului, apar pe inimă două tipuri de mecanisme plastice. Pentru profilele care au reborduri mici (în special cele cu dimensiunea de 10mm) este caracteristic mecanismul de tip disc (flip-disc), în timp ce pentru profilele care au reborduri puternice (în special cele cu dimensiunea de 25mm) este caracteristic mecanismul de tip acoperiș (roof). De asemenea, se remarcă deformarea plastică a colțului, care trebuie luată în considerare la formarea mecanismelor plastice, după cum a arătat Key, Hasan și Hancock (1988).

5. REZISTENȚA POST-ELASTICĂ A BARELOR SCURTE DIN PROFILE CU PEREȚI SUBȚIRI SOLICITATE LA ÎNCOVOIERE SAU COMPRESIUNE

5.1. Introducere

Structurile realizate din bare cu pereți subțiri formate la rece sunt alcătuite din elemente de clasă 4, sau cel mult clasă 3. Comparativ cu profilele laminate la cald sau sudate, care sunt de clasă 1 sau 2, acestea sunt caracterizate printr-o rezistență post-elastică și ductilitate reduse, în principal datorită instabilității locale, după cum se arată în Figura 5.1. Aceste bare, care nu se plasticifică – în sensul dezvoltării unui modul de rezistență plastic, spre exemplu în cazul barelor încovoiate - nu au evident, nici capacitate de rotire plastică suficientă pentru a forma articulații plastice; pot forma însă mecanisme plastice locale în momentul premergător cedării, după cum se prezintă în Figura 5.2 (Murray 1984).

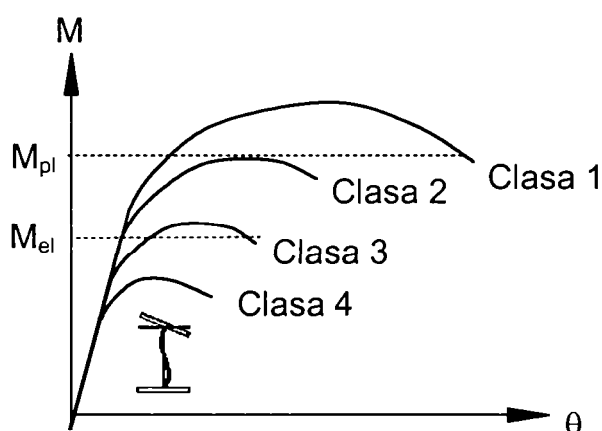


Figura 5.1. Clase de secțiuni pentru elemente solicitate la încovoiere

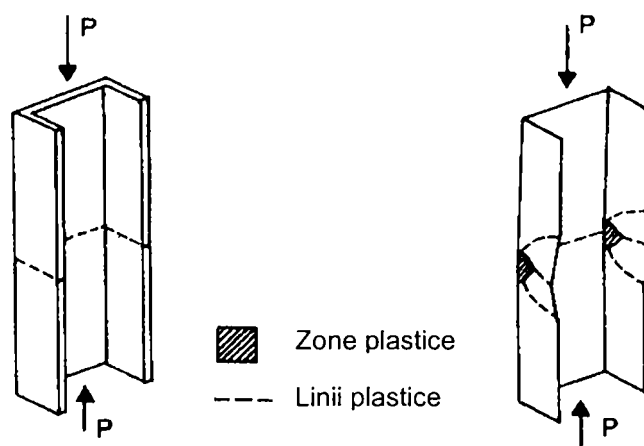


Figura 5.2. (a) Mecanism plastic global; (b) Mecanism plastic local

În Figura 5.3 se prezintă diferența de comportare între o bară zveltă cu secțiune compactă solicitată la compresiune (a) și bara cu pereți subțiri (b). În conformitate cu modelul divergenței echilibrului, cu fenomenul experimental, bara cu pereți groși reală, cu imperfecțiuni, supusă unui proces de deformare continuă, inițiază plasticizarea în punctul B, între B și C aceasta se dezvoltă pe întreaga secțiune, unde se formează o articulație plastică și se produce cedarea. În cazul barelor cu pereți subțiri formate la rece, voalarea secțiunii sau distorsiunea acesteia (moduri de flambaj secționale) se produce în punctul L, antrenând pierderea accentuată a rigidității; cedarea se produce prin formarea unui mecanism plastic local, care la nivel global funcționează din punct de vedere static similar cu articulația plastică din cazul precedent, rezerva post-elastică între B și C fiind practic nesemnificativă. Flambajul local sau voalarea, este caracterizat printr-o comportare post-critică stabilă, care nu conduce la pierderea capacității portante a elementului, dar acesta pierde semnificativ din

rigiditate. În momentul când comportarea intra în domeniul elasto-plastic, înainte de atingerea încărcării ultime, plasticizarea pornește dinspre colțurile secțiunii spre mijlocul acesteia și flambajul local se transformă într-un mecanism plastic local, cvasi-simultan cu producerea cedării barei (flambajului global) (Dubină 2000). Figura 5.4. vizualizează prezintă diferența de comportare a celor două tipuri de bară (Murray 1986).

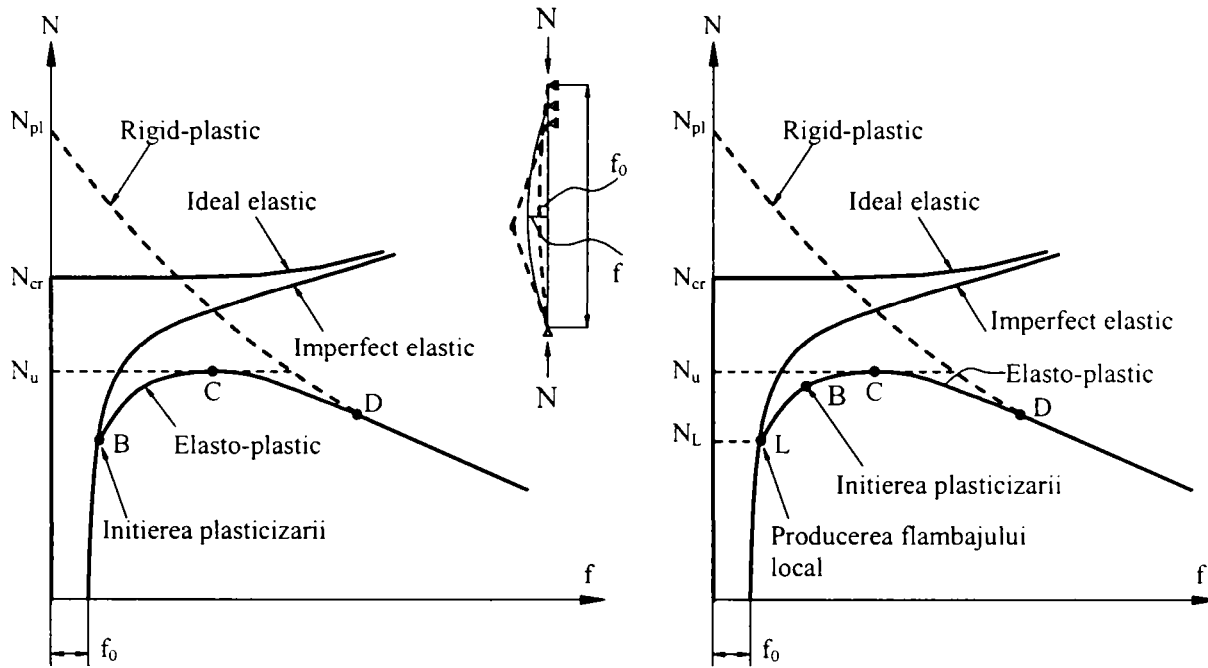


Figura 5.3. Comportarea unei bare zvelte solicitată la compresiune: (a) cu pereți groși; (b) cu pereți subțiri

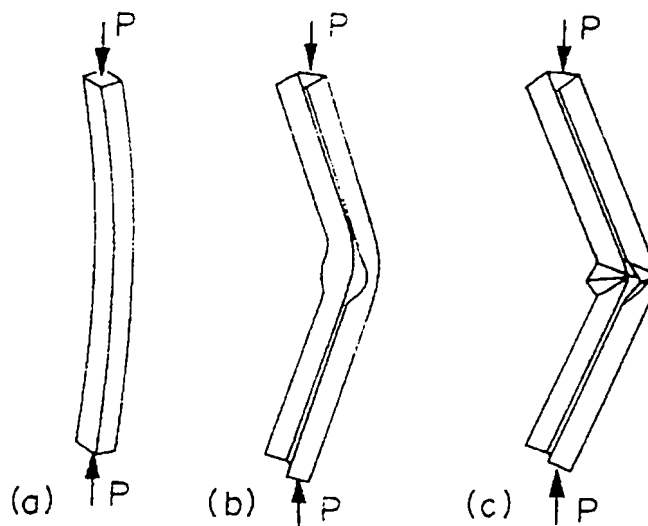


Figura 5.4. Element care dezvoltă: (a) flambaj elastic de bară; (b) flambaj local și de bară; (c) mecanism plastic local în momentul cedării

Pentru a înțelege modul de formare a mecanismului plastic local este necesar să se examineze fenomenul de voalare al pereților barei în cauză. În cazul barelor cu pereți subțiri, sub acțiunea aproximativ aceleiași încărcări critice, se pot produce simultan mai multe moduri de flambaj local. Pentru un element lung, modurile de flambaj local, $m-1$, m , $m+1$, caracterizate prin lungimile de semiundă L_{m-1} , L_m și L_{m+1} pot interacționa între ele și conduc la o comportare post-critică instabilă, denumită "localizarea modurilor de flambaj" (vezi Figura 5.5). Modul de flambaj localizat este de fapt un mod cuplat de flambaj. Acesta reprezintă prima interacțiune care se poate produce înaintea flambajului de bară. Cea de-a doua interacțiune, dintre modul de flambaj localizat și flambajul de bară, este foarte periculoasă

pentru că este foarte sensibilă la imperfecțiuni, fiind însoțită de o eroziune puternică a încărcării critice (Dubină 2000).

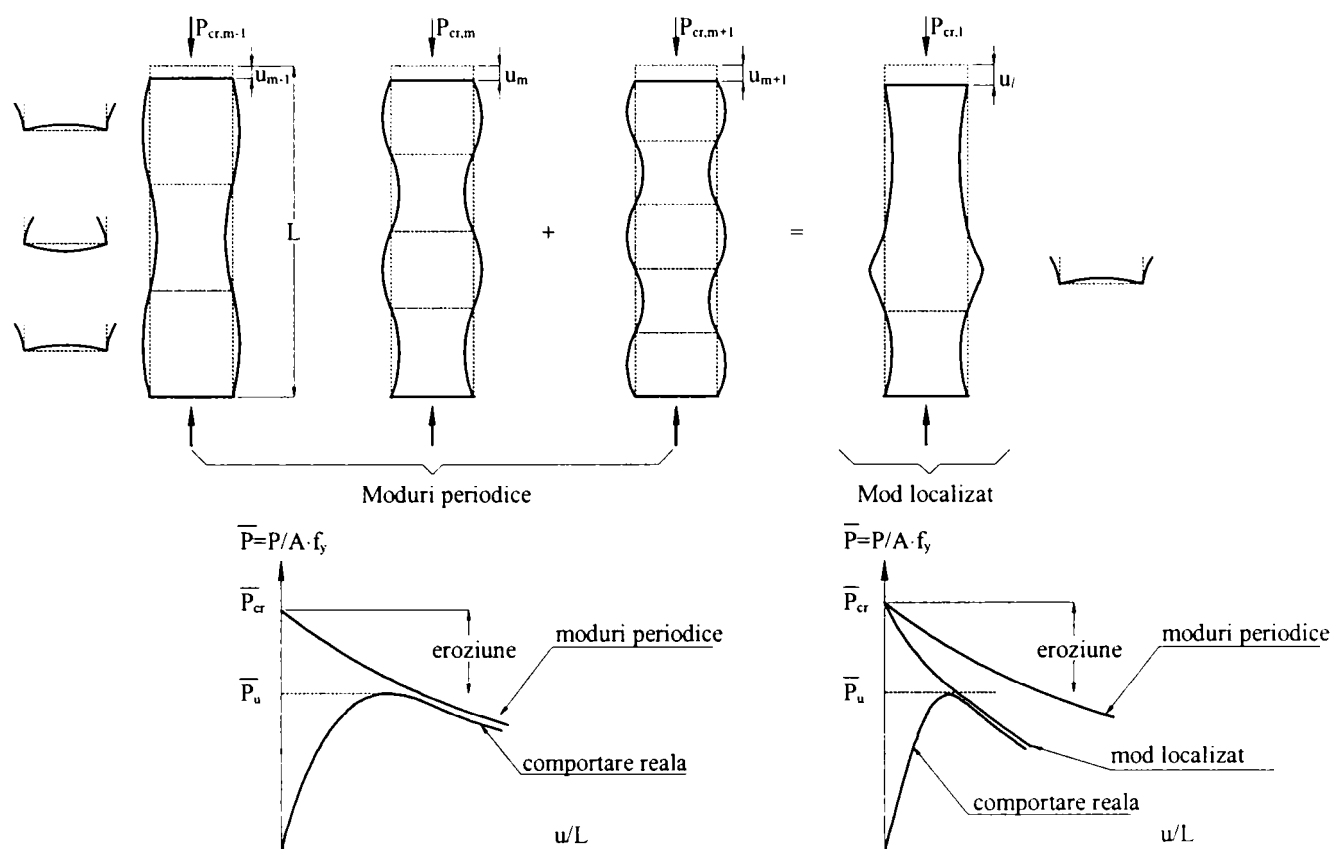


Figura 5.5. Localizarea modurilor de flambaj generată de interacțiunea mai multor moduri de flambaj local

Atunci când se produce localizarea modurilor de flambaj, comportarea post-critică este caracterizată prin deformări locale semnificative în domeniul elasto-plastic, care produc îndoiri în domeniul plastic ale pereților componenți ai secțiunii transversale a barei, evoluând în final într-un mecanism plastic local (vezi Figura 5.6). Această comportare este caracteristică profilelor cu pereți subțiri formate la rece și este confirmată atât prin încercări experimentale, cât și prin simulări numerice (Dubina & Ungureanu 2000, 2002).

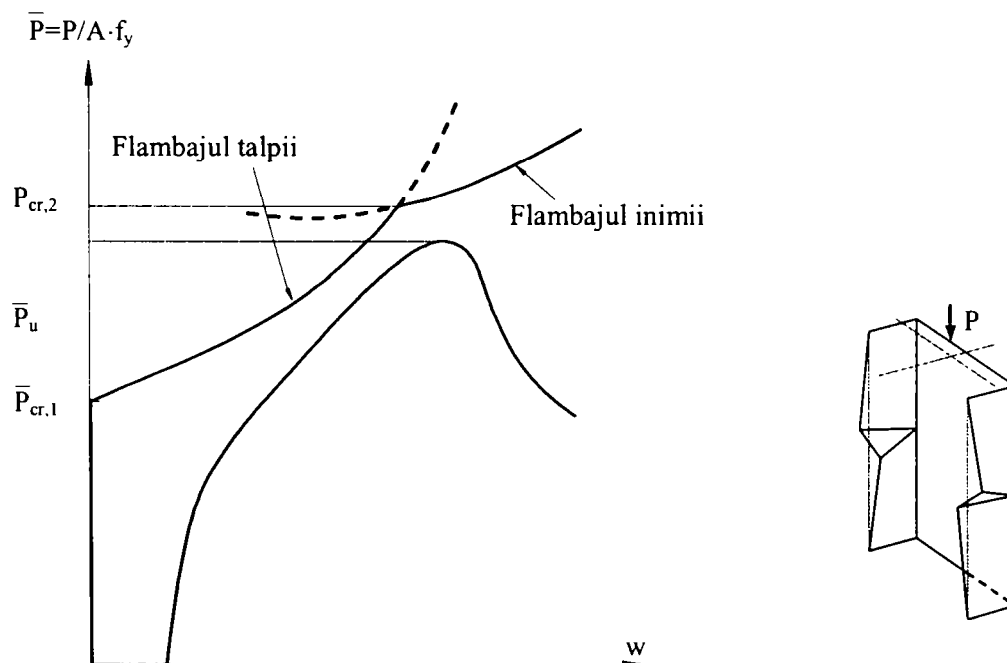


Figura 5.6. Cedarea prin mecanism plastic local a unui element solicitat la compresiune

Pentru a caracteriza determina comportarea unei structuri sau a unui element structural cu pereți subțiri, după ce acestea ating capacitatea portantă ultimă, este necesar să se studieze natura mecanismului de cedare. Aceasta se poate face pe baza teoriei rigid plastice sau, după cum mai este denumită, *metoda liniilor de curgere*. Aceasta teorie este o extensie a teoriei rigid-plastice aplicate grinzilor și structurilor în cadre (Horne 1971), efectul suplimentar luat în considerare fiind cel al forței axiale, care reduce momentul capabil al elementelor. De asemenea, curba rigid-plastică este foarte utilă în determinarea încărcării ultime a unui element, prin intersecția acesteia cu curba forță-deplasare elastică. Valoarea reală a încărcării ultime este întotdeauna mai mică decât valoarea obținută prin intersecția celor două curbe, datorită prezenței imperfecțiunilor. Diferența dintre aceste valori devine foarte mică pentru o placă groasă la care flambajul are loc în domeniul plastic. Figura 5.7 prezintă modul de determinare a forței ultime folosind o astfel de combinație de curbe elastice și rigid-plastice pentru un stâlp articulată și pentru o placă simplu rezemată.

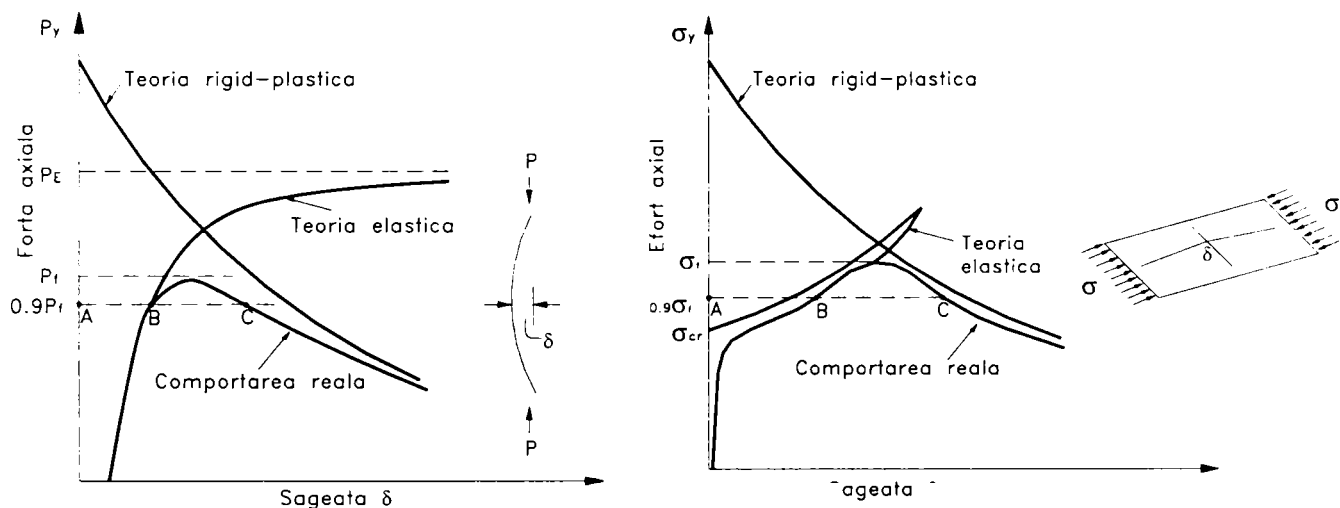


Figura 5.7. Comportarea reală a unui stâlp și a unei plăci afectate de imperfecțiuni comparativ cu curbele elastice și plastice

În multe laboratoare din lume încercările experimentale pe bare cu pereți subțiri au pus în evidență forme și amplitudini variate ale mecanismelor plastice locale. Murray și Khoo (1981) au arătat că mecanismele plastice complicate, obținute experimental, pot fi descompuse într-o sumă de mecanisme simple, care conectate între ele pot conduce la mecanisme comparabile cu cele reale. Un mecanism plastic este în principal compus dintr-o serie de porțiuni rigide, separate între ele prin linii de curgere, de-a lungul cărora se produc încovoieri plastice. Părțile rigide ale mecanismului transmit eforturile, în timp ce liniile de curgere sunt părțile deformabile, unde au loc deformații plastice și prin care energia este absorbită și disipată.

Pentru a modela corect un mecanism plastic, este necesar să se cunoască câteva reguli de bază. Murray (1995), Kotelko (1996a,b) și Gioncu & Mazzolani (2002) au clasificat mecanismele plastice astfel:

(I) Există două clase mari de mecanisme plastice, și anume: *mecanism de tip real (true mechanism)* și *pseudo-mecanism (quasi-mechanism)*. Un mecanism de tip real este un mecanism care se dezvoltă prin îndoirea porțiunilor rigide în lungul liniilor de plasticizare. Mecanismul din Figura 5.8c este un exemplu de mecanism de tip real. Un pseudo-mecanism este un mecanism care dezvoltă pe lângă linii plastice și zone plastice pentru a permite mecanismului plastic să se deformeze. Mecanismul din Figura 5.8a este un exemplu de pseudo-mecanism. Zona ABCD, inițial de formă pătrată, prin deformare devine un romb.

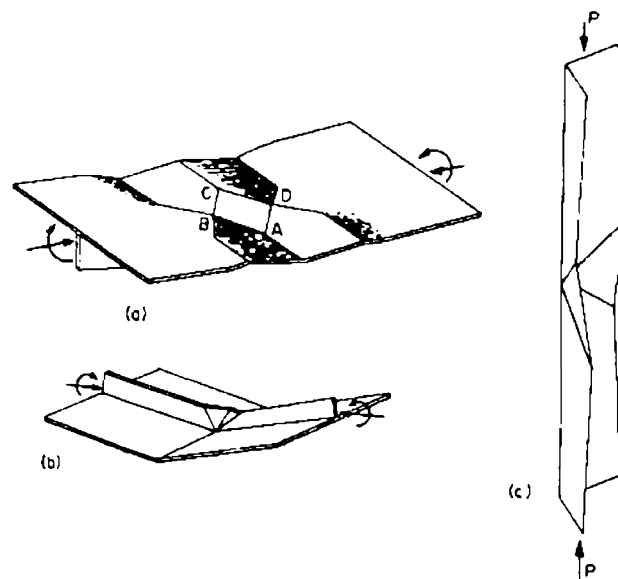


Figura 5.8. Mecanisme de tip real (b, c) și pseudo-mecanism (a)

(II) *Mecanisme ce conțin linii de curgere staționare și variabile ca poziție.* Există linii de curgere care se formează din faza flambajului local, fiind influențate de configurația plăcii, a sistemului de încărcare și a imperfecțiunilor inițiale. În timpul deformării, aceste linii de curgere rămân în poziție fixă și sunt denumite linii de curgere staționare. Există și linii de curgere care se formează după producerea flambajului local, și care își schimbă continuu poziția pentru a obține cea mai bună formă de mecanism plastic, tinzând către o configurație de energie potențială minimă. Aceste sunt denumite linii de curgere variabile (vezi Figura 5.9).

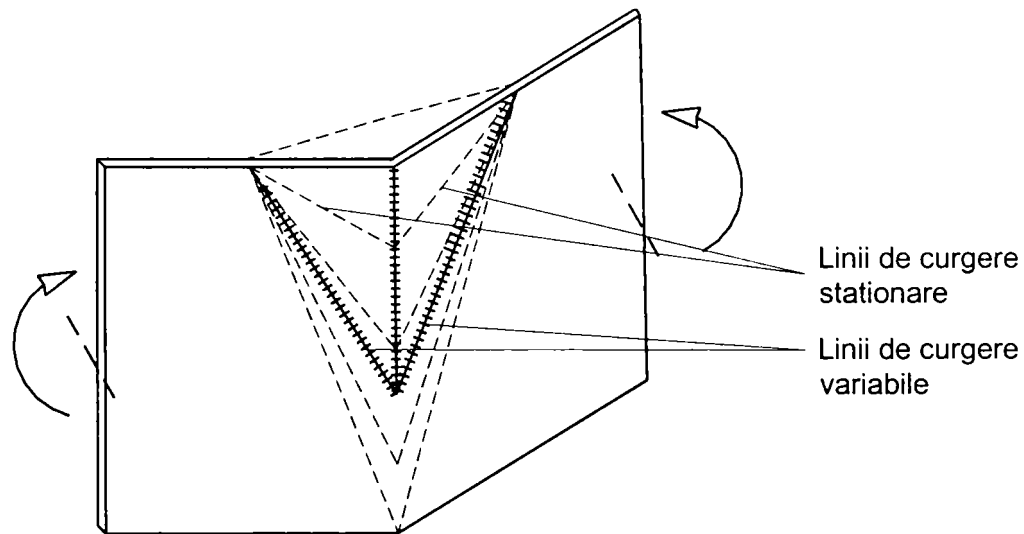


Figura 5.9. Linii de curgere staționare și variabile (Gioncu & Mazzolani 2002)

(III) *Mecanisme incomplete.* Într-un mecanism plastic există linii de curgere principale și secundare. Liniile de curgere principale sunt prezente întotdeauna în forma mecanismului, în timp ce liniile de curgere secundare sunt parțial formate, porțiuni din aceste linii lucrând în domeniul elastic, după cum se vede în Figura 5.10a. Din experiența practică, s-a observat că mecanismele plastice de compresiune sunt mecanisme complete, în timp ce mecanismele plastice de încovoiere sunt mecanisme plastice incomplete.

(IV) *Mecanisme de rupere.* La rotiri mari sau la elemente din materiale fără palier plastic, unele linii de curgere se transformă în linii de rupere (Figura 5.10b). Aceste mecanisme descriu cel mai bine capacitatea portantă ultimă și ductilitatea elementelor structurale.

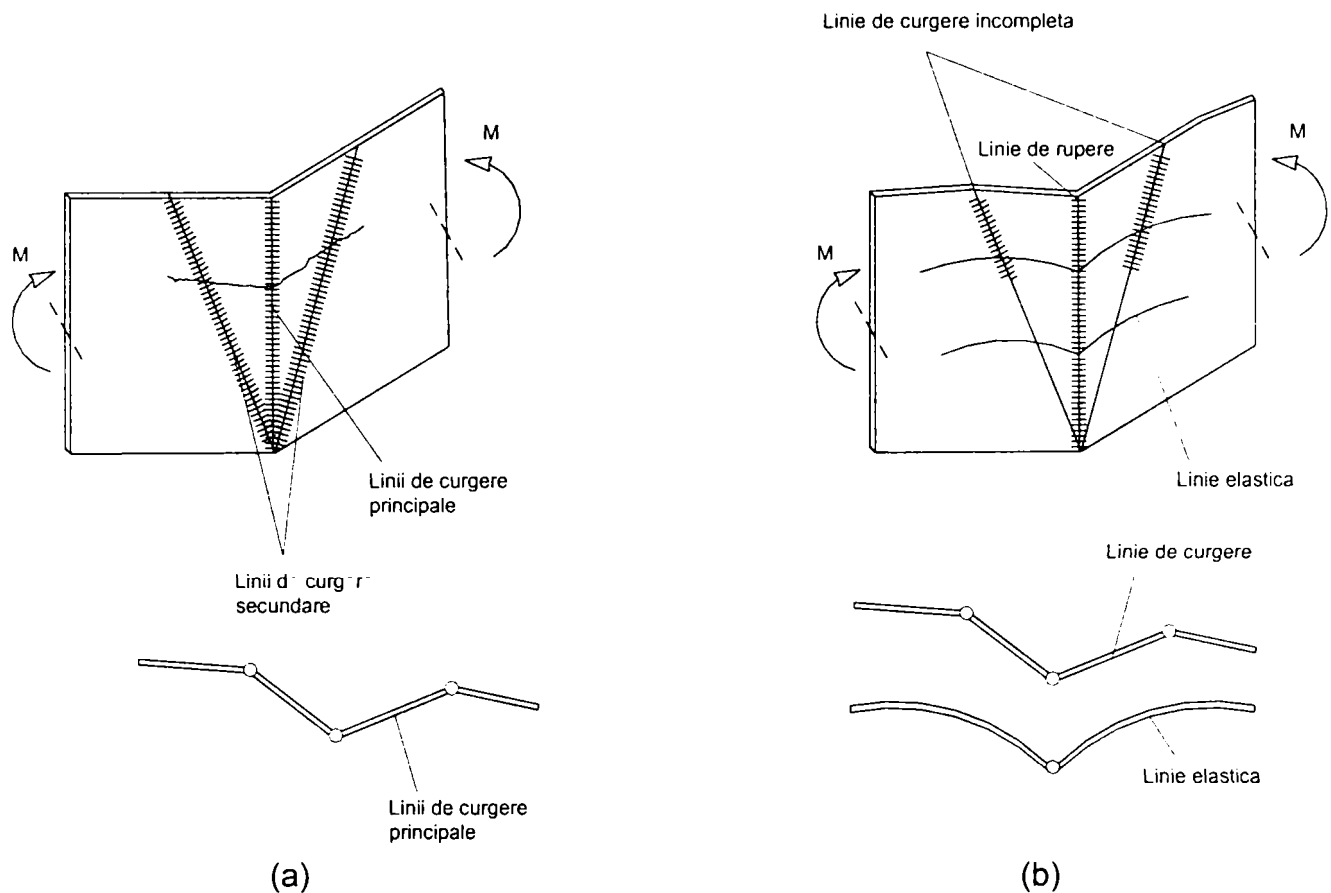


Figura 5.10. Tipuri de mecanisme plastice: (a) tipuri de linii ; (b) Mecanisme plastice incomplete și de rupere

5.2. Momentul capabil al liniilor plastice

Metoda liniilor de curgere este folosită pentru studiul barelor cu pereți subțiri formate la rece care cedează prin formarea unor mecanisme plastice locale. Studiile au fost realizate pe plăci plane, profile cu secțiuni de tip U, C, Ω , secțiuni tubulare circulare sau rectangulare. Pentru aplicarea acestei metode, o cerință fundamentală o reprezintă determinarea momentului plastic capabil al liniilor de curgere. Liniile de curgere la o bară cu pereți subțiri pot fi perpendiculare pe direcția încărcării sau pot fi înclinate sub un unghi față de aceasta.

În continuare se va face o trecere în revistă a relațiilor de calcul propuse de diverși autori pentru determinarea momentului plastic capabil al liniilor de curgere.

Cercetătorii Kecman (1983), Sin (1985) și Kotelko & Krolak (1993) au folosit în cercetările lor, pentru determinarea momentului plastic capabil al liniilor de curgere, sub acțiunea forței axiale, momentul plastic complet, și anume:

$$M_p = f_y \cdot b \cdot t^2 / 4 \quad (5.1)$$

unde f_y este limita de curgere a materialului, b este lungimea liniei de curgere, iar t este grosimea acestuia ($bt^2/4$ este de fapt modulul de rezistență plastic corespunzător secțiunii de-a lungul liniei plastice).

Ecuția (5.1) nu ia în considerare reducerea momentului plastic datorită acțiunii simultane a compresiunii și încovoierii (efect de ordinul doi) care acționează asupra unei plăci comprimate. Murray & Khoo (1981) și Moy (1985), au corectat această relație prin introducerea efectelor de ordinul doi, după cum se prezintă în Figura 5.11 și ecuația (5.2).

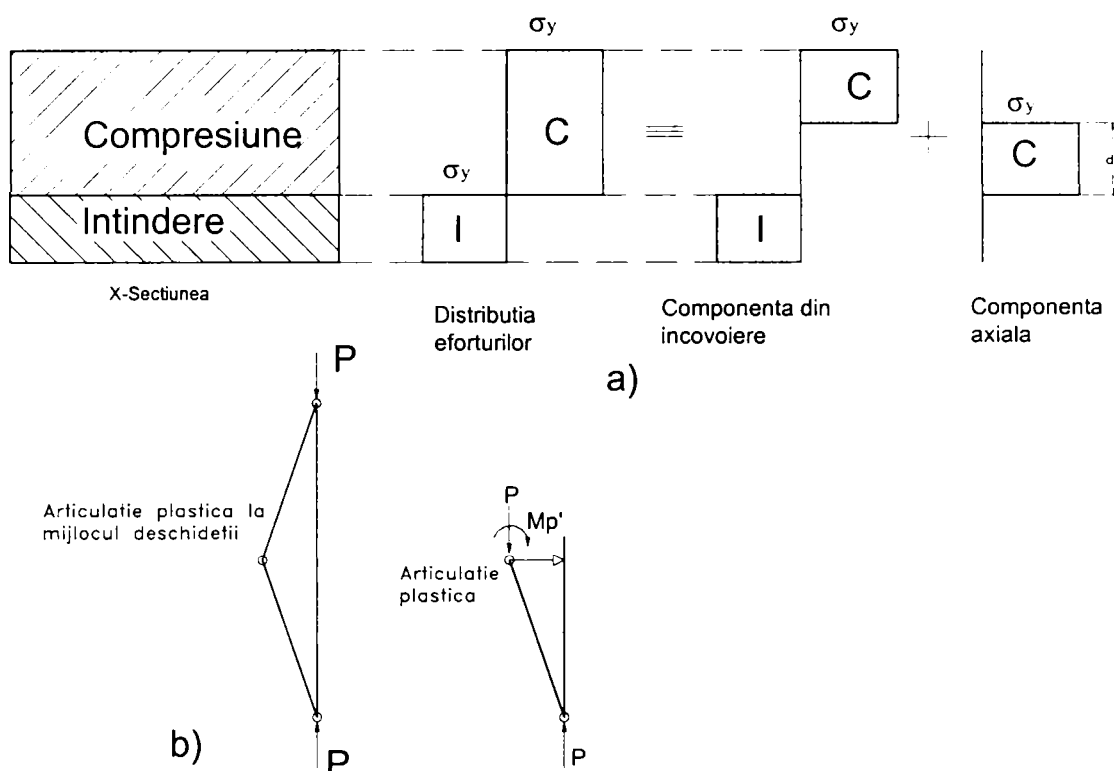


Figura 5.11 (a) Distribuția eforturilor într-o articulație plastică pentru un element cu secțiune dreptunghiulară; (b) Mecanismul plastic a unui element comprimat

Din Figura 5.11 se poate deduce ușor relația de mai jos:

$$M_p = \frac{f_y \cdot b \cdot t^2}{4} \left[1 - \left(\frac{P}{f_y \cdot b \cdot t} \right) \right]^2 \quad (5.2)$$

unde $P = f_y \cdot b \cdot d_1$, iar d_1 este porțiunea din grosime corespunzătoare aportului forței axiale. Și în acest caz linia plastică este orientată perpendicular pe direcția efortului axial P . Cu toate acestea, prin formarea mecanismelor plastice se produc linii de curgere care sunt orientate în direcții oarecare față de direcția solicitării. Astfel, a apărut necesitatea de a dezvolta relația momentului plastic al unei linii de curgere înclinată sub un unghi β față de direcția de încărcare. În acest caz, momentul plastic capabil al liniilor de curgere este influențat de prezența eforturilor suplimentare de tăiere și de răsucire care apar, după cum se prezintă în Figura 5.12.

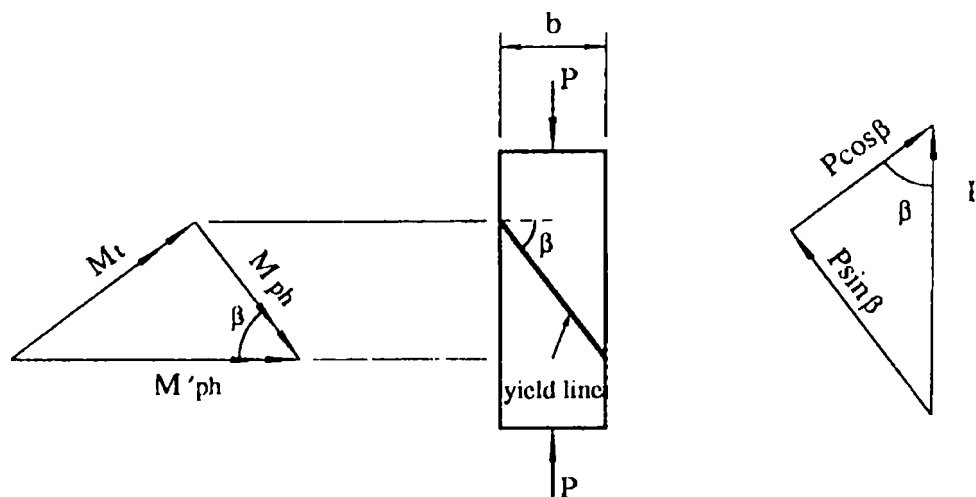


Figura 5.12. Momentul capabil plastic al unei linii înclinate

În acest caz se obține o relație de calcul generală, de forma:

$$M_{p\beta} = \frac{f_y \cdot b \cdot t^2}{4} \left[1 - \left(\frac{P}{f_y \cdot b \cdot t} \right)^2 \right] \frac{f(\beta)}{\cos \beta} \quad (5.3)$$

unde $M_{p\beta}$ este momentul plastic capabil al unei linii de curgere, înclinată sub un unghi β , iar $f(\beta)$ este o funcție de unghi β .

Expresia (5.3) poate fi prezentată adimensional în forma:

$$\frac{M_{p\beta}}{M_{p\beta 0}} = \left[1 - \left(\frac{P}{f_y \cdot b \cdot t} \right)^2 \right] f(\beta) \quad (5.4)$$

unde $M_{p\beta 0} = \frac{f_y \cdot b \cdot t^2}{4} \frac{1}{\cos \beta}$.

Zhao & Hancock (1993a) examinează cele mai importante relații de calcul ale funcției $f(\beta)$, propuse de către diverși cercetători. Aceste relații iau în considerare efectul eforturilor normale și de tăiere, neglijând torsiunea.

Murry (1973)
$$\frac{M_{p\beta}}{M_{p\beta 0}} = \left[1 - \left(\frac{P}{f_y \cdot b \cdot t} \right)^2 \right] \quad (5.5)$$

Mouty (1976)
$$\frac{M_{p\beta}}{M_{p\beta 0}} = \left[1 - \left(\frac{P}{f_y \cdot b \cdot t} \right)^2 \right] \cos^4 \beta \quad (5.6)$$

Sin (1985)
$$\frac{M_{p\beta}}{M_{p\beta 0}} = \left[1 - \left(\frac{P}{f_y \cdot b \cdot t} \right)^2 \right] \left(\frac{1}{\sqrt{1 - 0.75 \left(\frac{P}{f_y \cdot b \cdot t} \right)^2 \sin^2 \beta \cdot [\sin^2 \beta + 4(1 - \sin^2 \beta)]}} \right) \quad (5.7)$$

Bakker (1990)
$$\frac{M_{p\beta}}{M_{p\beta 0}} = 1 - \left(\frac{P}{f_y \cdot b \cdot t} \right)^2 \cdot (\cos \beta + 2 \sin \beta)^2 \cdot \cos^2 \beta \quad (5.8)$$

Toate aceste relații de calcul sunt bazate pe criteriul de cedare Huber și von Mises.

În urma unor cercetări experimentale și teoretice, Zhao & Hancock (1993b) au luat în considerare, pe lângă efectul eforturilor normale și de tăiere și efectul momentului de răsucire. Următoarele expresii simplificate au fost determinate pentru funcția $f(\beta)$, cu unghiul β exprimat în radiani:

- aproximare cu o funcție de ordinul I:

$$f(\beta) = 1 - 0.119\beta \quad \text{unde } \beta \in (0, \pi/6) \quad (5.9)$$

$$f(\beta) = 1.379 - 0.842\beta \quad \text{unde } \beta \in (\pi/6, \pi/2) \quad (5.10)$$

- aproximare cu o funcție de ordinul II:

$$f(\beta) = 1 - 0.420\beta^2 \quad (5.11)$$

- aproximare cu o funcție cosinus:

$$f(\beta) = \cos \beta \quad (5.12)$$

Se poate observa din relațiile (5.4) și (5.12) că momentul plastic capabil al unei linii de curgere înclinată sub un unghi β , $M_{p\beta}$, conduce la o relație independentă de unghiul β , deci momentul capabil plastic redus sub acțiunea forțelor axiale este independent de unghiul sub care se formează linia de curgere.

În ceea ce privește momentul plastic al liniilor de curgere a plăcilor solificate la încovoiere în planul plăcii, problema se pune în mod similar (Kotelko 1996a). Inimile grinzilor se consideră a fi compuse din fâșii cu lățimea egală cu unitatea care sunt supuse la eforturi de compresiune sau încovoiere de intensități diferite, funcție de poziția fâșiei față de axa neutră, după cum se arată în Figura 5.13.

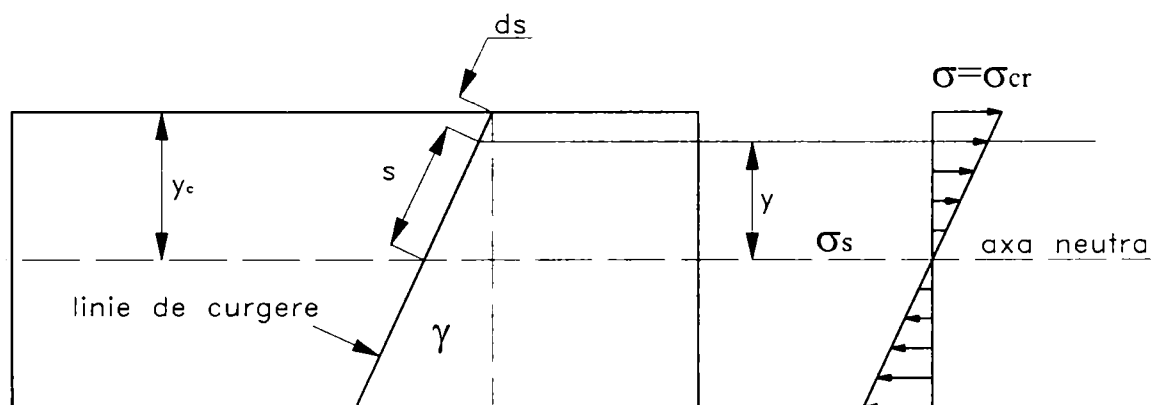


Figura 5.13. Placă solicitată la încovoiere în planul ei

Momentul plastic al unei linii înclinate pentru o fâșie situată la distanța y de axa neutră este dată de relația:

$$M_{wy} = M_p f(\sigma_s / \sigma_y, \beta) \quad (5.13)$$

unde $\sigma_s = \sigma_{cr} \frac{y}{y_c}$.

După integrare în raport cu s , $M_{wy} = M_p \int f(\sigma_s / \sigma_y, \beta) ds$, se obține următoarea relație:

$$M_w = M_p \Omega_i(\sigma_{cr} / \sigma_y, \beta) \quad (5.14)$$

unde Ω_i este o funcție ce ține cont de forma secțiunii transversale.

Pentru Ω_i pot fi obținute următoarele valori:

- pentru cazul momentului plastic complet $\Omega_i = 1$
- pentru distribuția eforturilor bazate pe modelul Mouty

$$\Omega_2 = 1 - \frac{1}{3} \left(\frac{\sigma_{cr}}{\sigma_y} \right)^2 \cos^4 \beta \quad (5.15)$$

- pentru distribuția eforturilor bazate de modelul Murray și Sin

$$\Omega_3 = \frac{\alpha_1 - \alpha_2}{\alpha_{no}} \left[(C_\beta)^{-1} - (C_\beta^2)^{-3/2} \right] \quad (5.16)$$

unde:

$$\begin{aligned} \alpha_1 &= \arcsin(C_\beta \cdot \alpha_{no} / 2) \\ \alpha_2 &= \arcsin(-C_\beta \cdot \alpha_{no} / 2) \\ C_\beta &= \sqrt{3} \cdot \sin(\beta \sqrt{\sin^2 \beta + 4(1 - \sin^2 \beta)}) \\ \alpha_{no} &= \frac{\sigma_{cr}}{\sigma_y} \end{aligned}$$

5.3. Mecanisme plastice ale plăcilor solificate la compresiune sau încovoiere

Comportarea mecanismelor plastice depinde de condițiile de rezemare și de tipul solicitării. În continuare se prezintă principalele tipuri de mecanisme plastice ce apar în practica curentă (Gioncu & Mazzolani 2002).

5.3.1 Mecanisme plastice ale plăcilor solificate la compresiune

(I) **Placă rezemată pe două laturi perpendiculare pe direcția încărcării** (vezi Figura 5.14a). Mecanismul plastic pentru acest tip de placă a fost prezentat de Murray & Khoo (1981).

Comportarea plastică este guvernată de relația:

$$\frac{F}{F_p} = \frac{\sigma}{f_y} = \left[\left(\frac{\Delta + \Delta_i}{t} \right)^2 + 1 \right]^{1/2} - \frac{\Delta + \Delta_i}{t} \quad (5.17)$$

unde Δ_i este imperfecțiunea inițială, t este grosimea plăcii, iar f_y este limita de curgere.

În Figura 5.14b se prezintă relația forță-deplasare pentru diferite valori ale imperfecțiunilor.

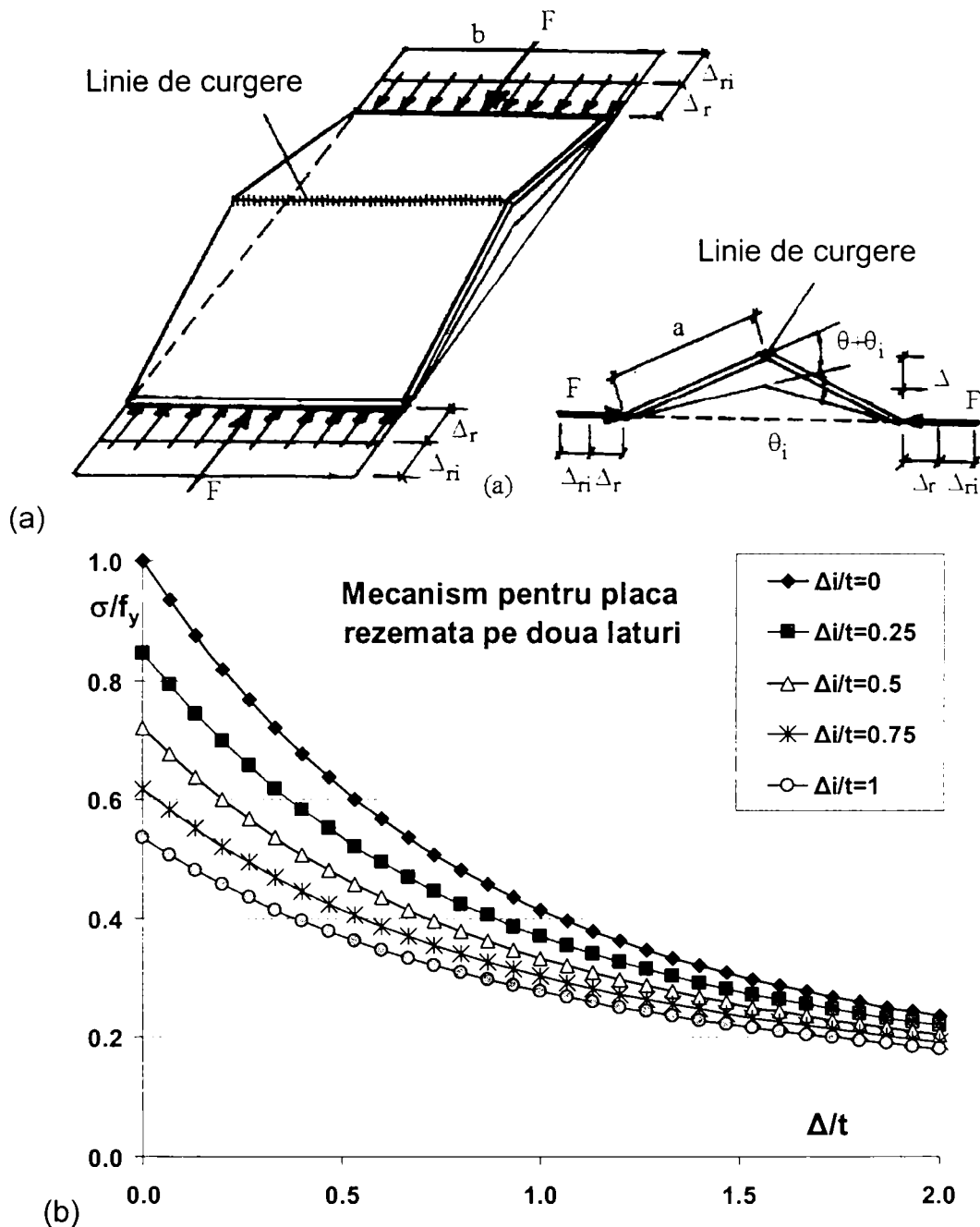


Figura 5.14. Mecanism plastic pentru o placă cu marginile neîncărcate libere:
 (a) Configurația mecanismului ; (b) Studiul influenței imperfecțiunilor

(II) **Plăci rezemate pe toate cele patru laturi.** În literatura de specialitate sunt prezentate patru tipuri de mecanisme plastice: mecanism plastic de tip piramidal, de tip pană (wedge), de tip acoperiș (roof), și de tip disc (flip-disc).

Mecanism de tip piramidal. În Figura 5.15a se prezintă configurația mecanismului studiat de Kragerup (1982) și Rondal & Maquoi (1985). Comportarea plastică este guvernată de relația:

$$\frac{F}{F_p} = \frac{\sigma}{f_y} = \frac{1}{2} \left\{ 1 - 2 \frac{\Delta + \Delta_i}{t} + \left[1 + 4 \left(\frac{\Delta + \Delta_i}{t} \right)^2 \right]^{1/2} \right\} \quad (5.18)$$

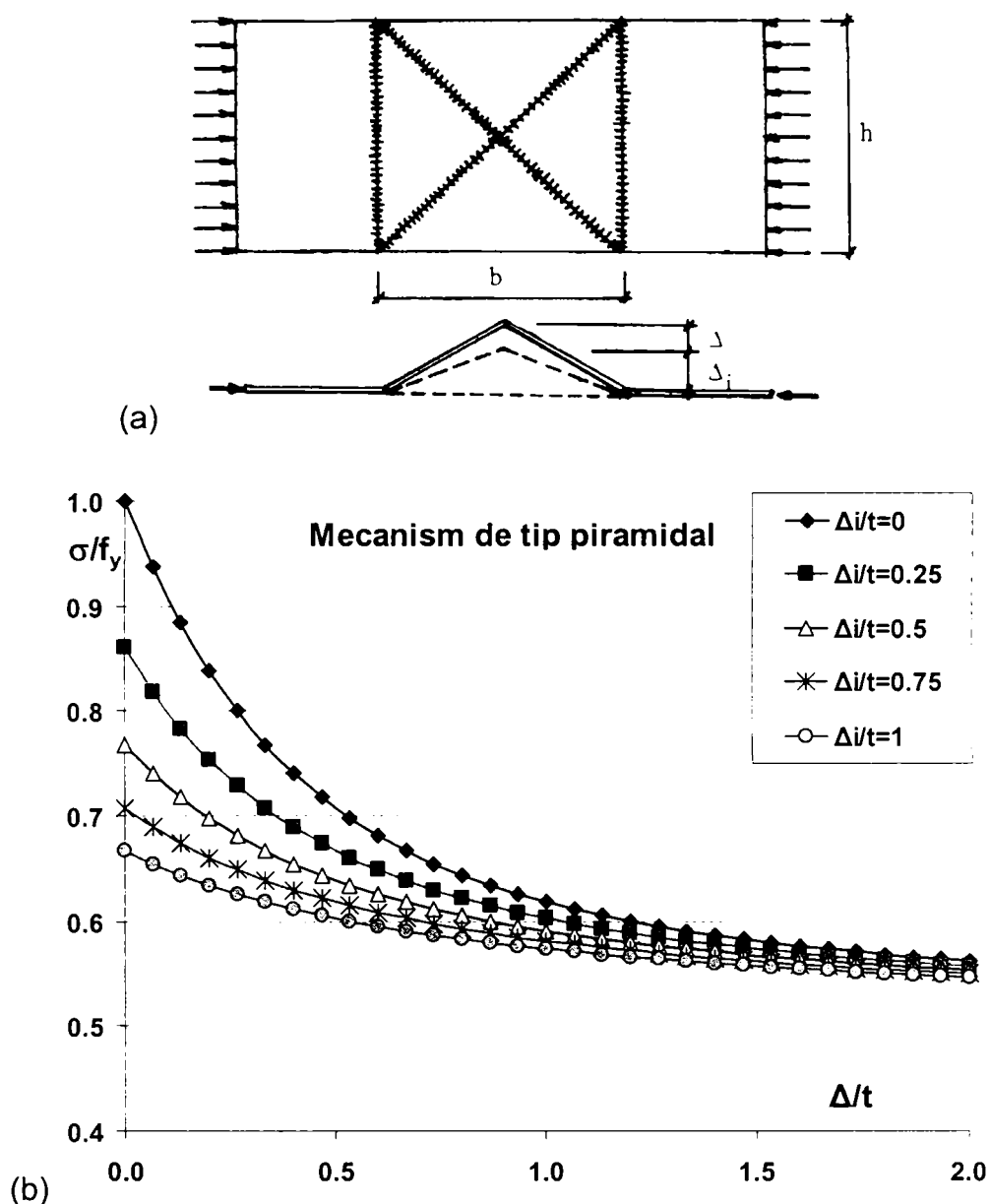


Figura 5.15. Mecanism de tip piramidal pentru o placă rezemată pe toate cele patru laturi: (a) Configurația mecanismului ; (b) Studiul influenței imperfecțiunilor

În Figura 5.15b se prezintă relația forță-deplasare pentru diferite valori ale imperfecțiunilor.

Mecanism de tip pană (wedge mechanism). Acest tip de mecanism a fost studiat de Korol & Sherbourne (1972), Sherbourne & Korol (1972) și este prezentat în Figura 5.16a. Parametrii geometrici care descriu mecanismul sunt: unghiul α , de înclinare a liniilor de curgere și $2d$, ce reprezintă lungimea mecanismului. Comportarea plastică este guvernată de relația:

$$\frac{F}{F_p} = \frac{\sigma}{f_y} = 1 - 0.355 \frac{\Delta + \Delta_i}{t} + 0.056 \left(\frac{\Delta + \Delta_i}{t} \right)^2 - 0.003 \left(\frac{\Delta + \Delta_i}{t} \right)^3 \quad (5.19)$$

După cum se observă, această relație nu este o funcție de lățimea b a plăcii. Curbele forță-deplasare reprezentate pentru diferite intensități ale imperfecțiunii se prezintă în Figura 5.16b.

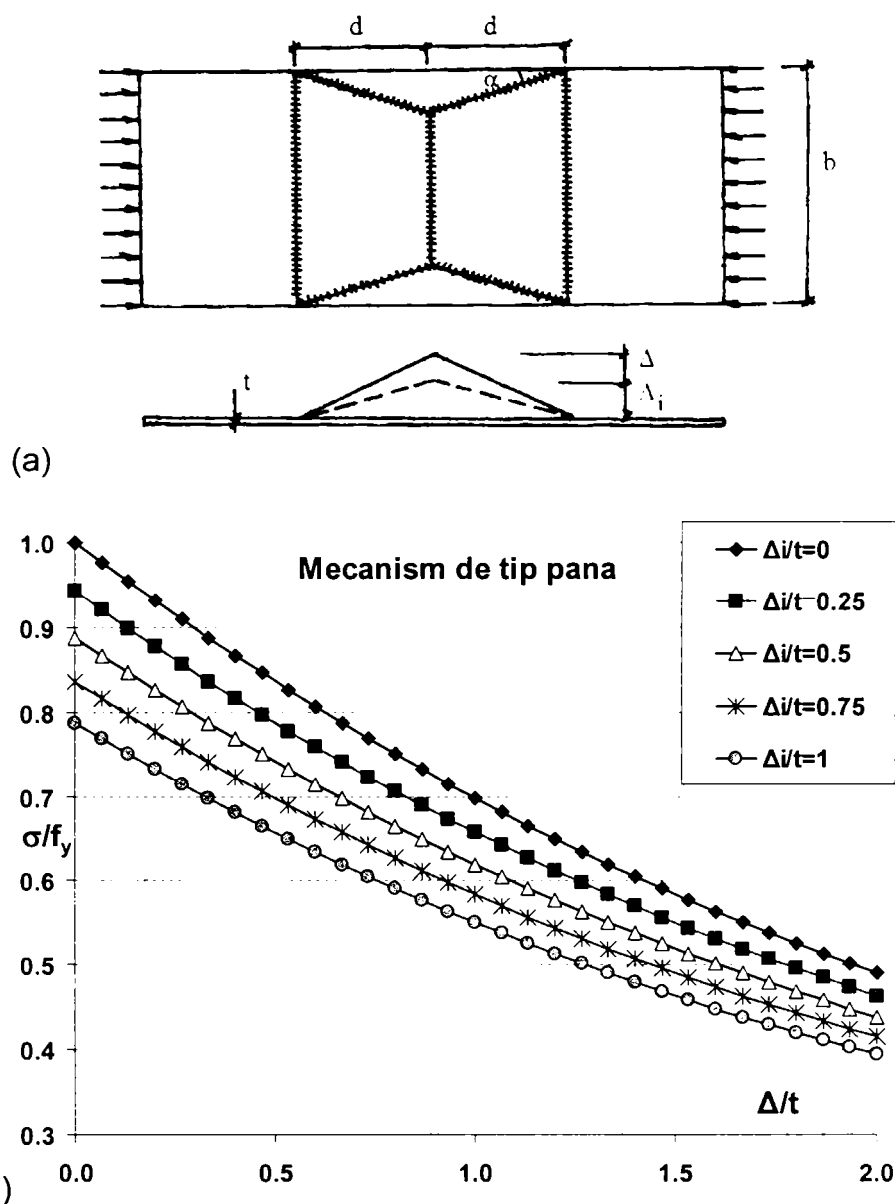


Figura 5.16. Mecanism de tip pană (wedge mechanism) pentru o placă rezemată pe toate cele patru laturi: (a) Configurația mecanismului ; (b) Studiul influenței imperfecțiunilor

Mecanism de tip acoperiș (roof mechanism). Acest tip de mecanism a fost descris de Mahendran & Murray (1991) și Mahendran (1997), și este prezentat în Figura 5.17a. Ecuația care descrie mecanismul plastic este:

$$\begin{aligned} \frac{F}{F_p} = \frac{\sigma}{f_y} = & \left(1 - 2\frac{c}{b}\right) \left\{ \left[(1+r^2) \left(\frac{\Delta + \Delta_i}{t} \right) + 1 \right]^{1/2} - (1+r) \left(\frac{\Delta + \Delta_i}{t} \right) \right\} + \\ & + \frac{c}{b} \left\{ \left[\frac{4(1+r^2)}{k^2} \left(\frac{\Delta + \Delta_i}{t} \right)^2 + 1 \right]^{1/2} - \frac{2(1+r)}{k} \left(\frac{\Delta + \Delta_i}{t} \right) \right\} + \\ & + \frac{l}{2(1+r)} \frac{l}{k} \frac{1}{t} \ln \left\{ \left[\frac{4(1+r^2)}{k^2} \left(\frac{\Delta + \Delta_i}{t} \right)^2 + 1 \right]^{1/2} - \frac{2(1+r)}{k} \left(\frac{\Delta + \Delta_i}{t} \right) \right\} \end{aligned} \quad (5.20)$$

unde $k = \operatorname{cosec}^2 \alpha + \operatorname{cosec}^2 \beta$ și $r = \frac{d_1}{d_2}$.

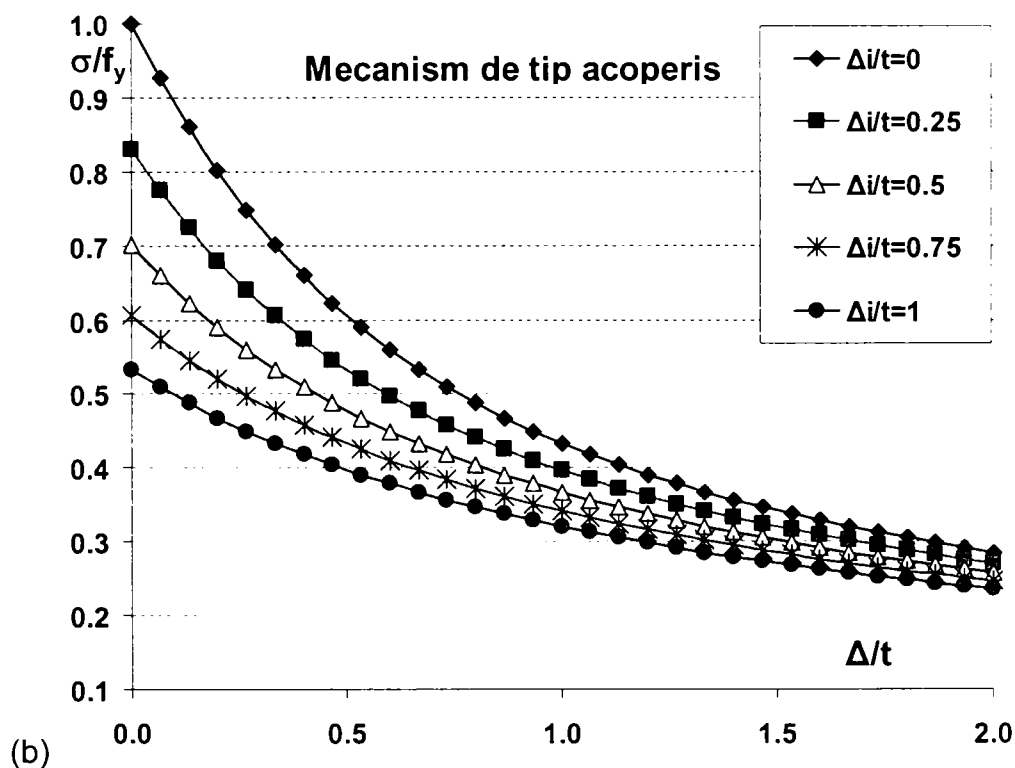
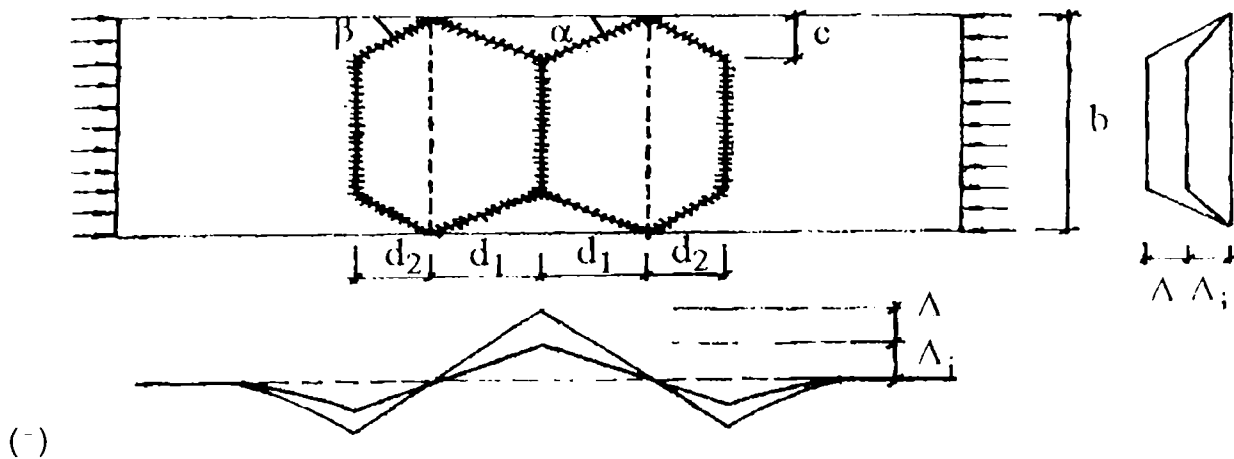


Figura 5.17. Mecanism de tip acoperiș (roof mechanism) pentru o placă rezemată pe toate cele patru laturi: (a) Configurația mecanismului; (b) Studiul influenței imperfecțiunilor

Din Figura 5.17b se observă că jocul parametrilor nu ne conduce spre o valoare minimă a efortului, ceea ce semnifică că liniile de curgere nu sunt linii de curgere variabile, ci staționare. Astfel, lungimea și forma suprafeței deformate ne indică dimensiunile mecanismului.

Mecanism de tip disc (flip-disc mechanism). Acest mecanism a fost propus de Mahendran (1997) și a fost considerat de formă parabolică. Efortul axial a fost obținut prin aplicarea regulii de derivare Simpson și este de forma:

$$\frac{F}{F_p} = \frac{\sigma}{f_y} = \frac{l}{6} \left[1 - 2 \frac{\Delta + \Delta_i}{t} + \left[1 + 4 \left(\frac{\Delta + \Delta_i}{t} \right)^2 \right]^{1/2} - 6 \frac{\Delta + \Delta_i}{1 + 4 \frac{a^2}{b^2}} + 4 \left[\left(\frac{\Delta + \Delta_i}{2 \frac{3}{1 + 4 \frac{a^2}{b^2}}} \right)^2 + 1 \right]^{1/2} \right] \quad (5.21)$$

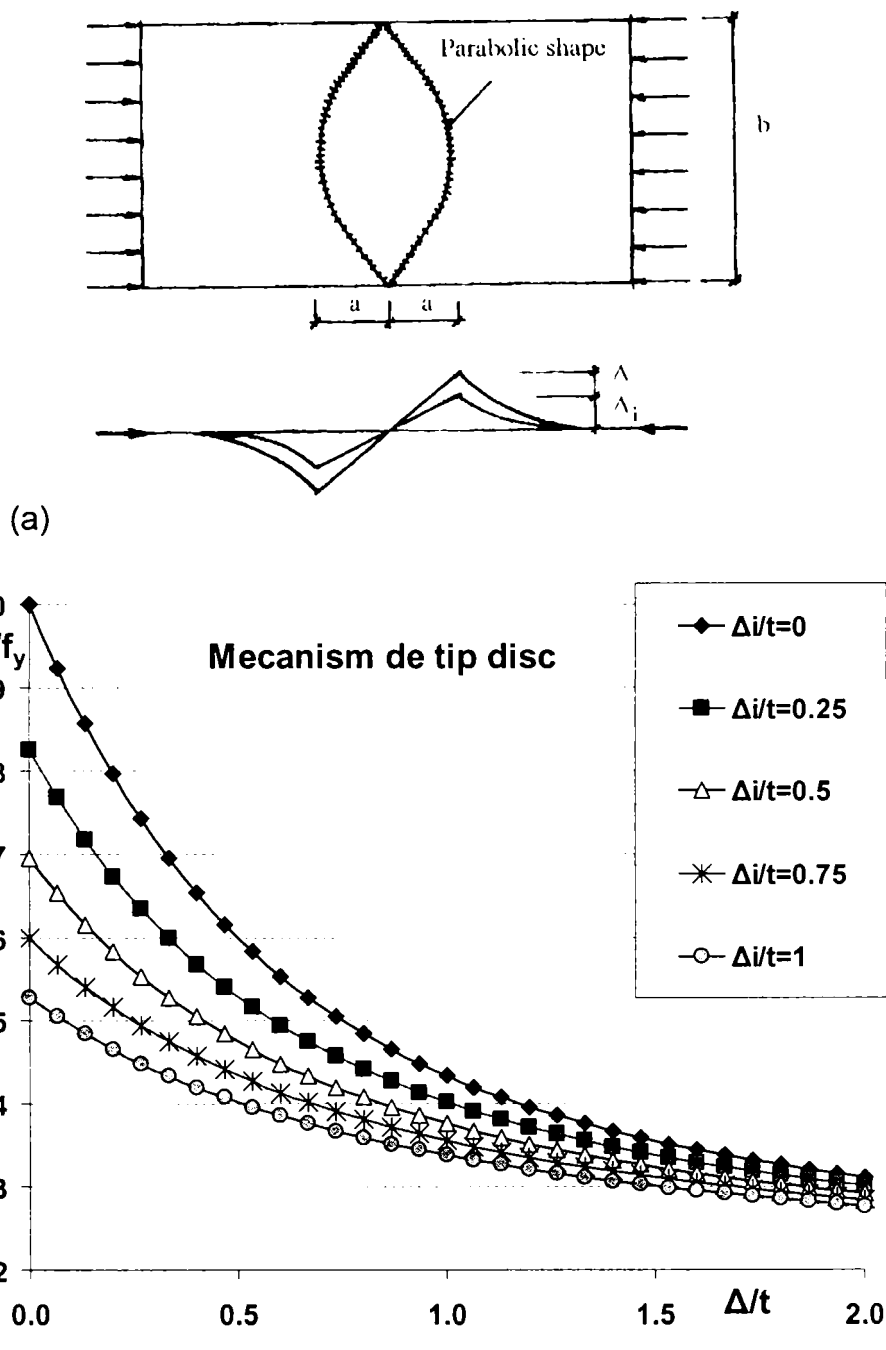


Figura 5.18. Mecanism de tip disc (flip-disc mechanism) pentru o placă rezemată pe toate cele patru laturi: (a) Configurația mecanismului ; (b) Studiul influenței imperfecțiunilor

Parametrul geometric care influențează mecanismul este raportul a/b . Rezultatele studiului parametric se prezintă în Figura 5.18b.

În Figura 5.19 se prezintă comparativ cele patru tipuri de mecanisme prezentate anterior, pentru situația unei plăci ideale. Se poate observa cu ușurință că mecanismele de tip acoperiș și disc sunt cele mai defavorabile, și ele trebuie să fie considerate în practică. Mecanismul decisiv rezultă din compararea punctelor de intersecție dintre curba elastică a unei plăci imperfecte și curba rigid-plastică a mecanismului, după cum se arată în Figura 5.20.

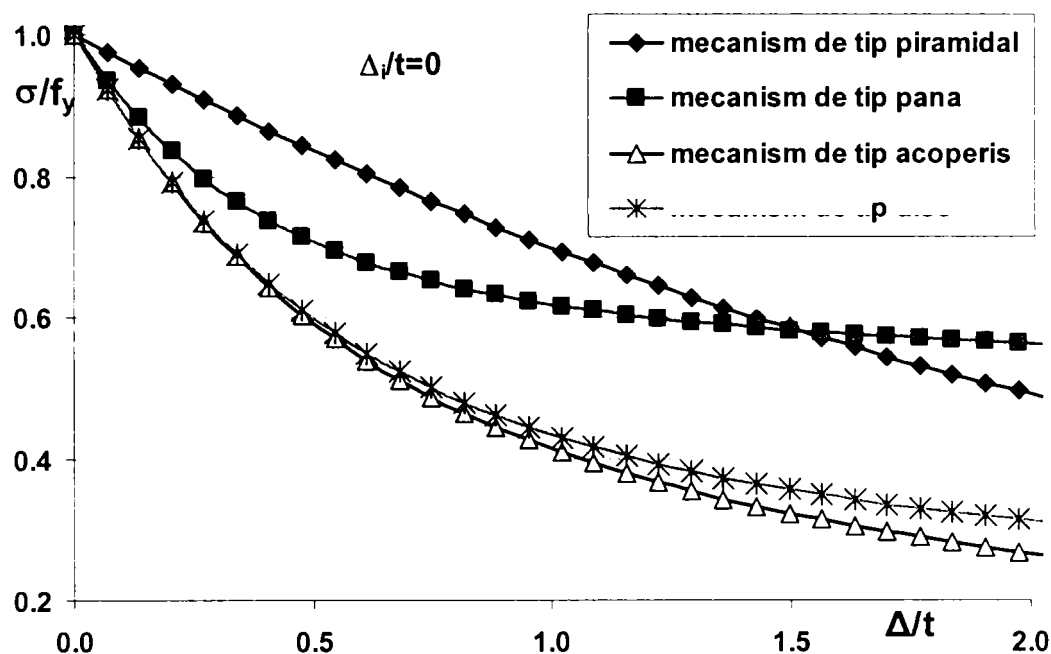


Figura 5.19. Comparație între diferitele tipuri de mecanisme

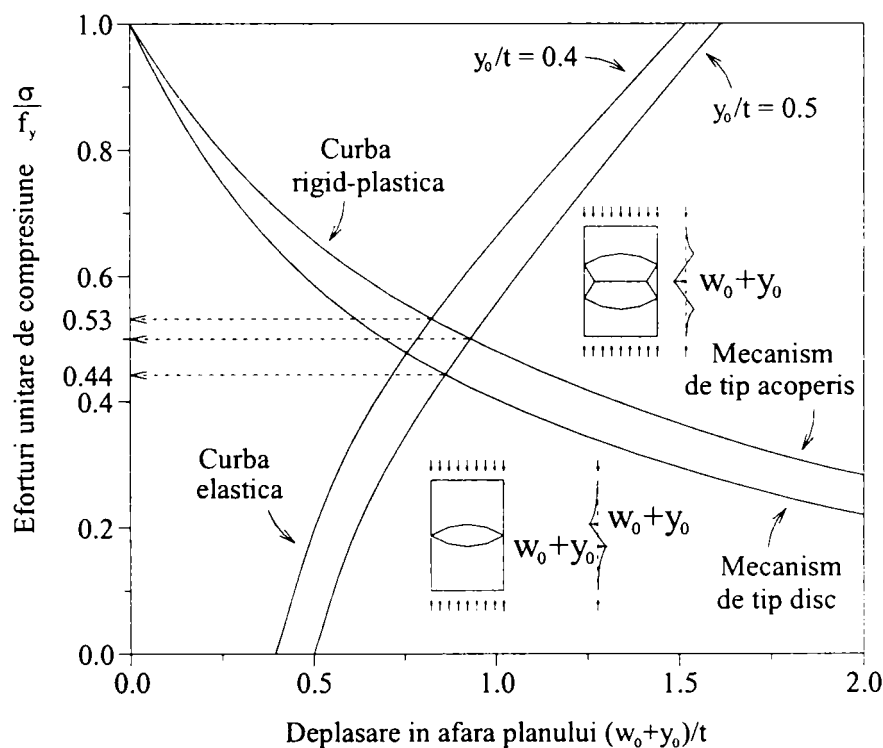


Figura 5.20. Determinarea tipului de mecanism plastic dominant

Rezistența ultimă a unei plăci depinde de mărimea imperfecțiunilor și de tipul mecanismului. În Figura 5.21, Mahendran & Murray (1991) și Mahendran (1997) au arătat că tipul de mecanism plastic se schimbă atunci când placa devine zveltă sau când mărimea imperfecțiunilor geometrice crește. Se poate observa că plăcile mai groase, cu zveltețe cuprinsă între 20 și 40, care nu au imperfecțiuni inițiale semnificative, vor dezvolta mecanisme plastice de tip acoperiș. Totuși, plăcile cu zveltețe moderată pot dezvolta ambele tipuri de mecanisme, funcție de mărimea imperfecțiunilor. Pentru a verifica aceste aspecte, Mahendran (1997) a efectuat o campanie experimentală intensivă. Aproximativ 80% din rezultatele experimentale au corespuns cu rezultatele analitice, producându-se doar mecanisme de tip acoperiș sau disc. Restul de 20% din încercările experimentale au fost mecanisme de tip disc, care s-au produs în locul celor de tip acoperiș, datorită imperfecțiunilor inițiale semnificative.

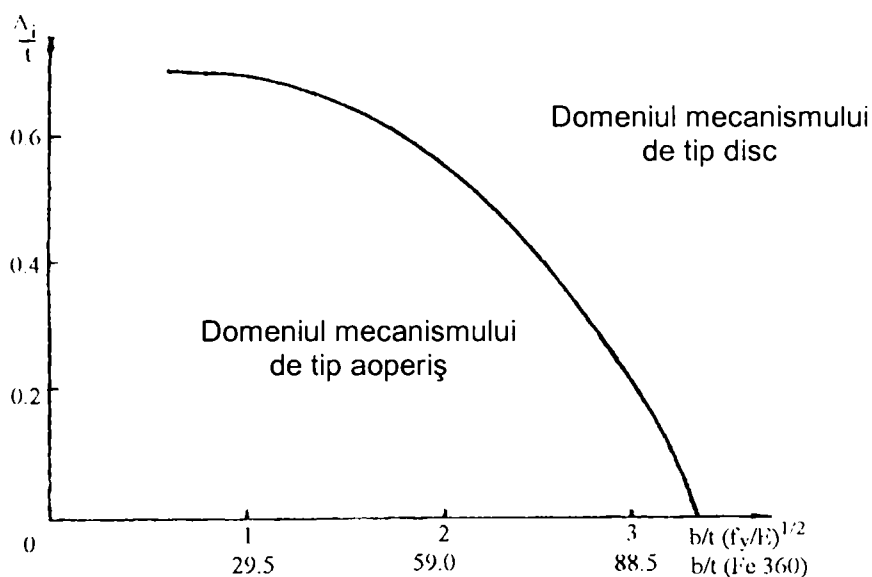


Figura 5.21. Domeniul de valabilitate acoperit de mecanismele de tip acoperiș și disc

(III) **Plăci rezemate pe trei laturi.** Gioncu & Mazzolani (2002) au arătat că încărcarea critică pentru o placă rezemată pe cele patru laturi este identică cu încărcarea critică pentru o placă rezemată pe trei laturi, forma mecanismului fiind obținută prin împărțirea în două a mecanismului pentru placa rezemată pe patru laturi (împărțire în lungul încărcării). Se pot defini cinci tipuri de mecanisme plastice care pot fi considerate în practică: semi-piramidal pe diagonală, semi-piramidal, semi-pană, semi-acoperiș și semi-disc, așa cum arată și Figura 5.22.

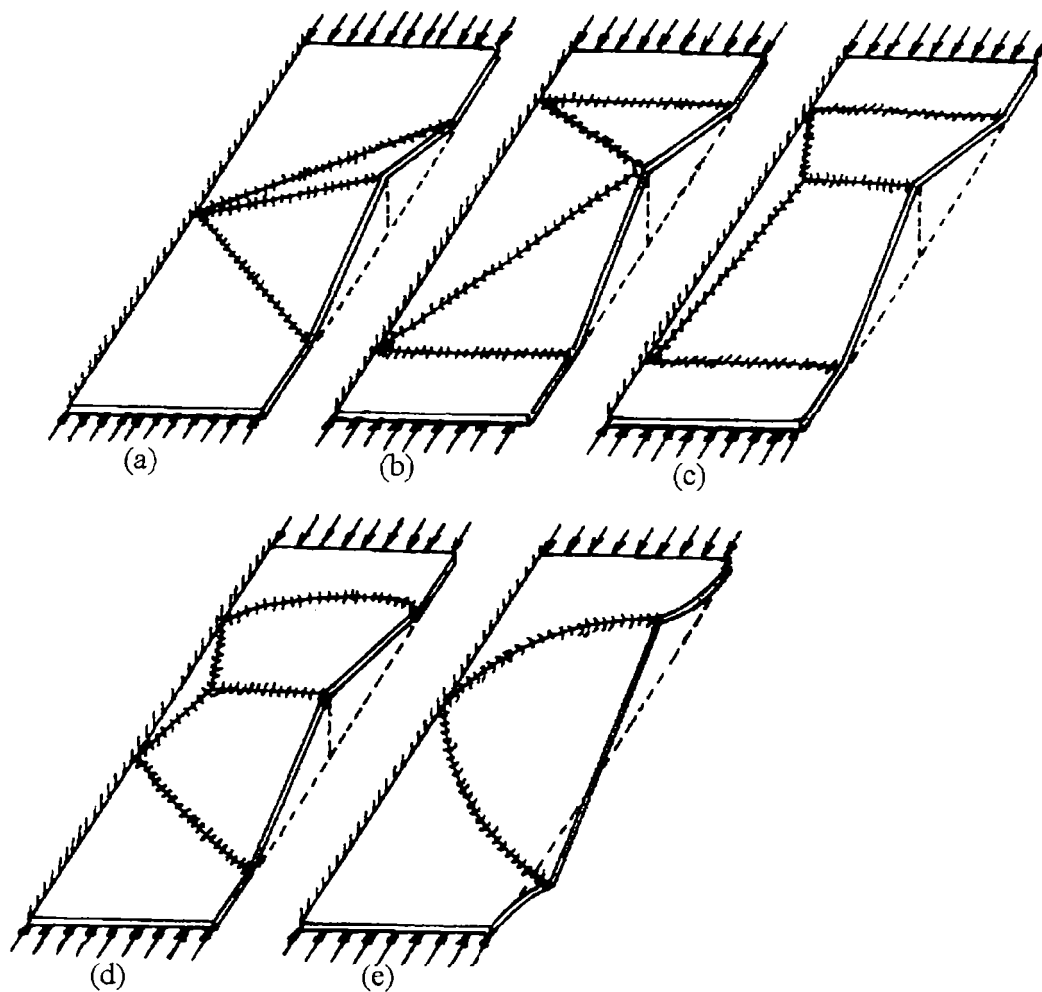


Figura 5.22. Plăci cu o latură liberă; tipuri de mecanisme

Mecanismul de tip semi-piramidal pe diagonală, prezentat în Figura 5.23, a fost studiat de Murray & Khoo (1981) și Feldman (1994). Ecuația mecanismului este dată de relația:

$$\frac{F}{F_p} = \frac{\sigma}{f_y} = \frac{1}{2} \left\{ \left[1 + \frac{4}{k^2} \left(\frac{\Delta + \Delta_i}{t} \right)^2 \right]^{1/2} - \frac{2}{k} \frac{\Delta + \Delta_i}{t} + \frac{k}{2} \frac{t}{\Delta + \Delta_i} \ln \left\{ \left[1 + \frac{4}{k^2} \left(\frac{\Delta + \Delta_i}{t} \right)^2 \right]^{1/2} - \frac{2}{k} \frac{\Delta + \Delta_i}{t} \right\} \right\} \quad (5.22)$$

unde $k = 1 + \operatorname{cosec}^2 \alpha$.

Pentru celelalte patru tipuri de mecanisme pot fi folosite relațiile (5.18), (5.19), (5.20) și (5.21).

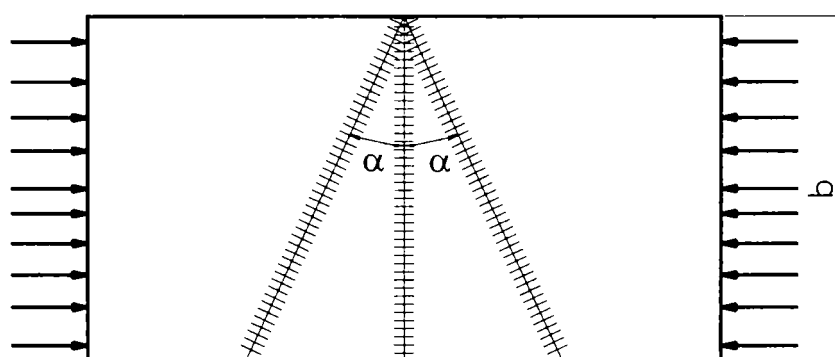


Figura 5.23. Mecanism de tip semi-piramidal pe diagonală

5.3.2 Mecanisme plastice ale plăcilor solicitate la încovoiere

Park & Lee (1996) au studiat două tipuri de mecanisme plastice, fiind compuse din trei sau patru linii de curgere, ca în Figura 5.24. Rotirea plastică este considerată parametru al procesului de formare a mecanismului plastic, iar dimensiunile mecanismului sunt considerate parametrii geometrici. Din minimizarea lucrului mecanic plastic se obțin următorii parametri:

- pentru modul I: $L_p = 1.64h$ și $\alpha = 39.35^\circ$
- pentru modul II: $L_{p1} = 1.74h$ și $\alpha_1 = 33.02^\circ$, iar $L_{p2} = 0.44h$ și $\alpha_2 = 23.75^\circ$

În Figura 5.24b se prezintă curbele pentru cele două mecanisme plastice de încovoiere. Se poate observa că al doilea tip de mecanism are comportarea cea mai defavorabilă, dar diferențele sunt ne semnificative.

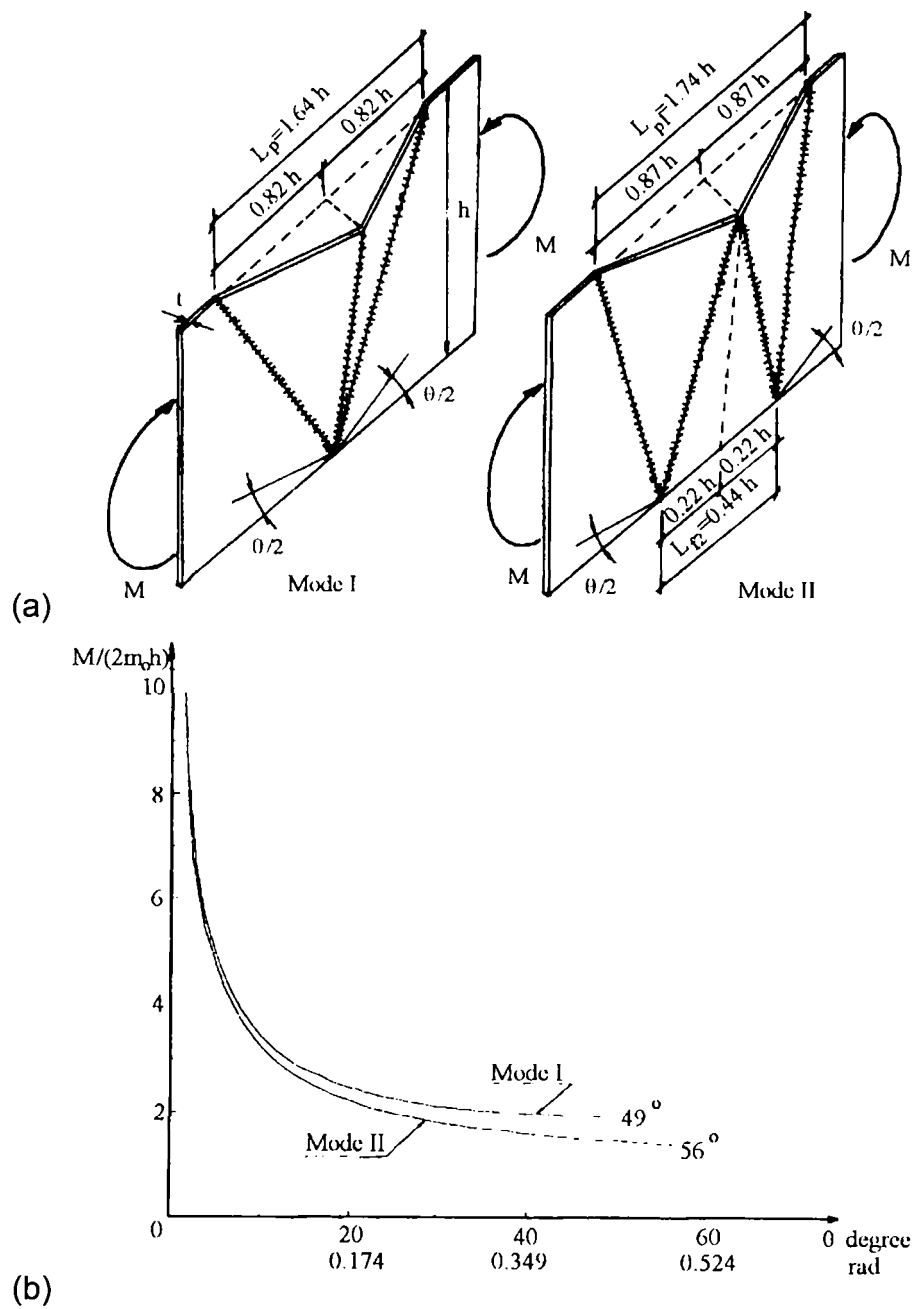


Figura 5.24. Mecanisme plastice ale plăcilor încovoiate: (a) Configurația mecanismului ; (b) Curbe moment-rotire pentru mecanismele de tip I și II

Mecanismul de tip I a fost studiat de Feldmann (1994), care a obținut următoarea relație de calcul a curbei plastice:

$$\frac{M}{M_p} = \frac{1}{6} k^2 \left(\frac{t}{\Delta + \Delta_i} \right)^2 \left\{ \left[1 + \frac{4}{k^2} \left(\frac{\Delta + \Delta_i}{t} \right)^2 \right]^{3/2} - 1 - \frac{8}{k^3} \left(\frac{\Delta + \Delta_i}{t} \right)^3 \right\} \quad (5.23)$$

unde $k = 1 + \operatorname{cosec}^2 \alpha$.

Clasificarea mecanismelor plastice simple a fost făcută și de Murray & Khoo (1981). În Tabelul 5.1 se prezintă aceste mecanisme plastice simple pentru plăci fără imperfecțiuni, solicitate la compresiune și/sau încovoiere. Combinând mecanismele simple se pot obține mecanismele reale, mai complexe.

Tabelul 5.1. Mecanisme plastice reale (*true mechanisms*)

$$\kappa_1 = 1 + \sec^2 \beta ; \quad \kappa_2 = \sec^2 \beta ; \quad \kappa_3 = 2 \sec^2 \beta$$

<p>1.</p>	$P = \sigma_y t b \left\{ \left[\left(\frac{2\Delta}{t} \right)^2 + 1 \right]^{0.5} - \frac{2\Delta}{t} \right\} ; \quad e = \frac{b}{2}$
<p>2.</p>	$P = \sigma_y t b \left\{ \left[\left(\frac{\Delta}{t} \right)^2 + 1 \right]^{0.5} - \frac{\Delta}{t} \right\} ; \quad e = \frac{b}{2}$
<p>3.</p>	$P = \frac{\sigma_y t b}{2} \left\{ \left[\left(\frac{2\Delta}{\kappa_1 t} \right)^2 + 1 \right]^{0.5} - \frac{2\Delta}{\kappa_1 t} + \frac{\kappa_1 t}{2\Delta} \ln \left\{ \left[\left(\frac{2\Delta}{\kappa_1 t} \right)^2 + 1 \right]^{0.5} - \frac{2\Delta}{\kappa_1 t} \right\} \right\}$ $Pe = \frac{\sigma_y t^3 b^2 \kappa_1}{12\Delta^2} \left\{ \left[\left(\frac{2\Delta}{\kappa_1 t} \right)^2 + 1 \right]^{3/2} - 1 - \left(\frac{2\Delta}{\kappa_1 t} \right)^3 \right\}$
<p>4.</p>	<p>Se obține prin diferența a două mecanisme de tip 3, și anume:</p> $P = P_1 - P_2$ $Pe = P_1 e_1 - P_2 e_2$
<p>5.</p> <p>Panourile de capăt se rotesc liber</p>	<p>Aceași ecuație ca și pentru mecanismul de tip 3, dar κ_1 se înlocuiește cu κ_2</p>
<p>6.</p> <p>Toate liniile de curgere sunt inclinate sub un unghi β</p>	<p>Aceași ecuație ca și pentru mecanismul de tip 3, dar κ_1 se înlocuiește cu κ_3</p>
<p>7.</p> <p>45° 45°</p>	<p>Aceași ecuație ca și pentru mecanismul de tip 5, dar $\beta = 45^\circ$</p>
<p>8.</p> <p>Panourile de capăt se rotesc și se încovoie liber</p>	$P = \frac{\sigma_y t b}{6} \left\{ 1 - \frac{2\Delta}{t} + \left[\left(\frac{2\Delta}{t} \right)^2 + 1 \right]^{0.5} - \frac{6\Delta}{t(1 + 4a^2/b^2)} + 4 \sqrt{\left[\frac{3\Delta}{2t(1 + 4a^2/b^2)} \right]^2 + 1} \right\} ; \quad e = \frac{b}{2} ; \quad c = 0.2 \times b ; \quad r = 0.6$

unde: Δ = deplasarea laterală a tălpii/inimii ; t = grosimea peretelui ; b = lățimea tălpii/inimii.

5.4. Mecanisme plastice locale ale elementelor structurale comprimate sau încovoiate. Studiu bibliografic

5.4.1 Elemente solicitate la compresiune

(A) Studii experimentale și teoretice efectuate de Ivanyi (1979a, 1985)

La Universitatea din Budapesta, Ivanyi a efectuat încercări experimentale pe profile cu secțiune dublu T pentru a determina starea de deformare a elementelor solicitate la compresiune. Starea de deformare este caracterizată prin curba forță – deplasare. Pentru a exprima analitic această stare, Ivanyi a propus o metodă de calcul bazată pe mecanismul plastic local. În Figura 5.25 se descrie mecanismul plastic, care este format din linii de curgere și zone plastice. Pe inimă se formează două zone plastice descrise de ariile BCS și B'C'D', respectiv liniile plastice BD, B'D', CD, C'D', BB', CC' și DD'. Mecanismul se consideră că se dezvoltă simetric în raport cu axa maximă de inerție. Similar, pentru tălpi se dezvoltă o zonă plastică reprezentată prin aria KGHJ și o serie de linii plastice care completează mecanismul, MK, KQ, NH, HP și GK, GH, JK, JH. Mecanismul plastic de pe inima este compatibil cu cel de pe tălpi în punctele B și C care coincid cu punctele H și K și care fac ca mecanismul plastic al întregii secțiuni să fie determinat. În acest moment poate fi scrisă energia potențială și de deformare a elementelor componente astfel:

$$\int_{\delta} Nd\delta = W_a = 2W_{BCD} + 2W_{BB'} + W_{DD'} + 4W_{BD} + 2W_{KJ} + 2W_{NH} + 2W_{GG} + 2W_{BC} \quad (5.24)$$

Valoarea forței N se obține prin diferențierea ecuației de mai sus, și se obține:

$$N = \frac{dW_a}{d\delta} \quad (5.25)$$

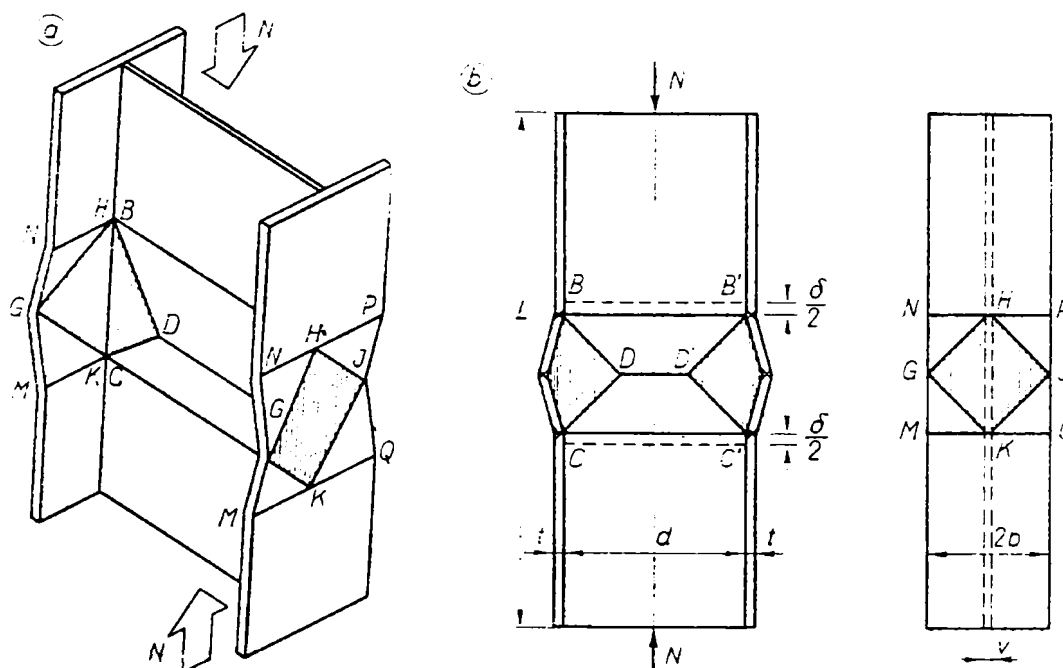


Figura 5.25. Mecanism plastic local pentru o secțiune dublu T solicitată la compresiune

În Figura 5.26 se prezintă comparația dintre rezultatele experimentale și cele teoretice. Se poate observa o bună concordanță între rezultate.

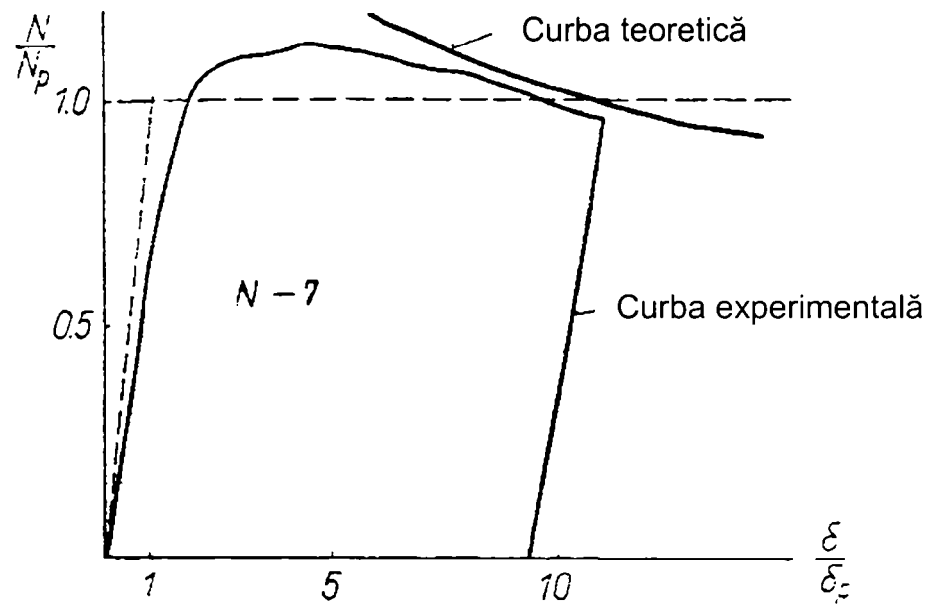


Figura 5.26. Comparația dintre rezultatele experimentale și cele teoretice (Ivanyi, 1979)

(B) Studii experimentale și teoretice efectuate de Murray & Khoo (1979,1981)

În Figura 5.27 se prezintă cinci tipuri de mecanisme plastice observate în timpul încercărilor experimentale efectuate de Khoo (1979) pe secțiuni de tip U solicitate la compresiune. Datorită nesimetriei secțiunii transversale după axa minimă de inerție, s-a așteptat să existe diferențe de producere a mecanismelor plastice, funcție de direcția de încovoiere după axa minimă, în momentul deformării pereților componente ai secțiunii transversale. Astfel se pot observa diferențele dintre grupurile CW și CF. Pentru grupul de mecanisme CW1 și CW2 inima este în compresiune în timp ce tălpile sunt solicitate parțial la întindere, astfel mecanismul este localizat pe inimă. Pentru grupul CF1, CF2 și CF3 mecanismele sunt localizate pe tălpile profilelor.

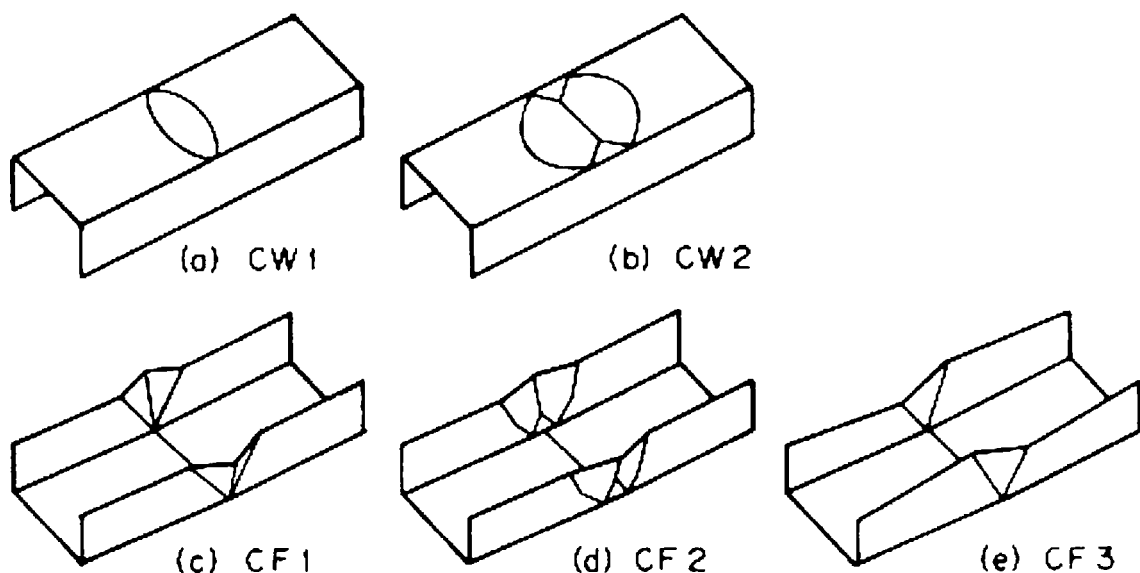


Figura 5.27. Mecanisme plastice observate experimental pe secțiuni de tip U
W – inimă ; F - talpă

În continuare se descrie modul de calcul a două mecanisme plastice pentru profilele prezentate mai sus, și anume pentru mecanismele CW1 și CF1.

Mecanism de tip CW1

Acest mecanism este compus din mecanismul de tip 8 (mecanism de tip disc) prezentat în Tabelul 5.1, iar pe tălpile profilului apar două zone plastice, una de compresiune și una de întindere. Geometria mecanismului este descrisă în Figura 5.28. Mărimea d_1 a zonei plastice din zona întinsă variază în timpul formării mecanismului plastic. Pentru cazul când săgeata δ la mijlocul tronsonului scurt este mică, se formează o mică zonă plastică întinsă. În timp ce are loc dezvoltarea mecanismului, săgeata δ crește și mărimea zonei plastice întinse poate să o depășească pe cea a zonei comprimate.

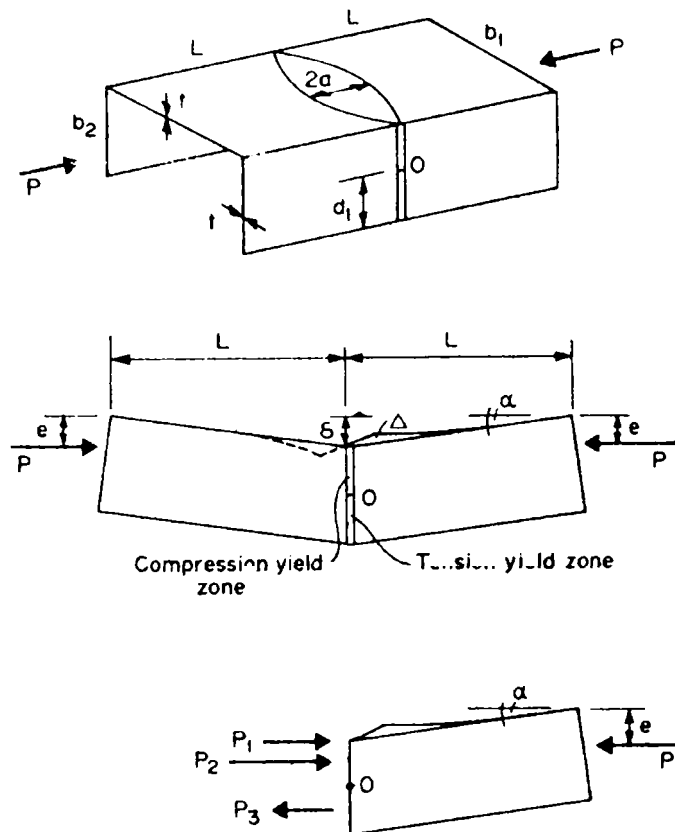


Figura 5.28. Mecanismul plastic CW1 cu inima în compresiune

Ecuția de echilibru se calculează în punctul O, punct care separă zona întinsă de cea comprimată și unde se consideră că fibra ce trece prin acel punct nu își modifică lungimea. Scurtarea axială datorită rotirii mecanismului de tip disc este $(\Delta^2/2a)$. Astfel, din geometria mecanismului în forma deformată se obțin următoarele relații de calcul:

$$\alpha = \frac{\Delta^2}{2a(b_2 - d_1)} \quad \text{și} \quad \delta = \frac{\Delta^2 L}{2a(b_2 - d_1)} \quad (5.26)$$

Notațiile din relația de mai sus sunt prezentate în Figura 5.28.

Ecuțiile de echilibru scrise în raport cu mijlocul elementului sunt:

$$\begin{aligned} P &= P_1 + P_2 - P_3 \\ P(\delta + b_2 - d_1 - e) &= P_1(b_2 - d_1) + P_2(b_2 - d_1)/2 + P_3 d_1 / 2 \end{aligned} \quad (5.27)$$

unde

$$P_1 = \frac{\sigma_y t b}{6} \left\{ 1 - \frac{2\Delta}{t} + \left[\left(\frac{2\Delta}{t} \right)^2 + 1 \right]^{0.5} - \frac{6\Delta}{t(1 + 4a^2/b^2)} + 4 \sqrt{\left[\frac{3\Delta}{2t(1 + 4a^2/b^2)} \right]^2 + 1} \right\}$$

$$P_2 = 2\sigma_y (b_2 - d_1) t$$

$$P_3 = 2\sigma_y d_1 t$$
(5.28)

Prin înlocuire în relația (5.27) a ecuațiilor (5.26) și (5.28) se obține următoarea ecuație, prin care se descrie evoluția mecanismului:

$$\left[\frac{P_1}{\sigma_y b_2 t} - 1 + \frac{2d_1}{b_2} \right] \left[\frac{\Delta \cdot L}{2ab_2^2 \left(1 - \frac{d_1}{b_2} \right)} + 1 - \frac{d_1}{b_2} + \frac{e}{b_2} \right] - \frac{P_1}{\sigma_y b_2 t} \left(1 - \frac{d_1}{b_2} \right) - 1 + \frac{2d_1}{b_2} = 0$$
(5.29)

În Figura 5.29 se prezintă comparativ curba obținută cu relația (5.29) și rezultatele experimentale obținute pentru două profile cu secțiunea de tip U care au format acest tip de mecanism pe inimă (Khoo, 1979).

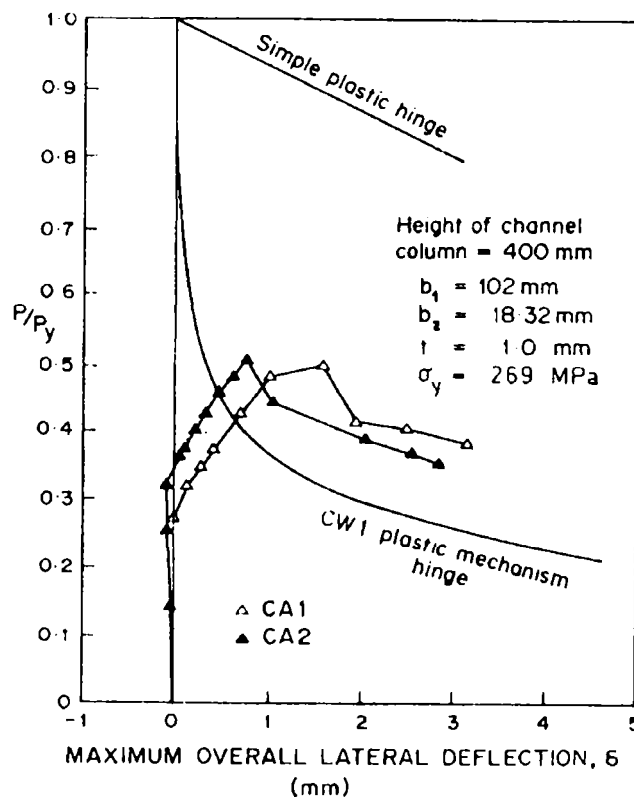


Figura 5.29. Comparația dintre curba rigid-plastică pentru mecanismul de tip CW1 și rezultatele experimentale obținute pentru două profile de tip U (Khoo, 1979)

Mecanism de tip CF1

Cu toate că acest mecanism seamănă cu un mecanism de tip real, acesta nu poate fi calculat prin simpla adunare a mecanismelor de tip 1 și 3 conform Tabelul 5.1. Acest lucru se datorează faptului că atunci când săgeata δ la mijlocul elementului este semnificativă, inima profilului este întinsă. Deci este mult mai corect a se analiza acest mecanism ca și mecanismul de tip CW1, luandu-se în considerare o zonă întinsă d_1 și să se analizeze mecanismul în forma deformată, după cum se arată în Figura 5.30.

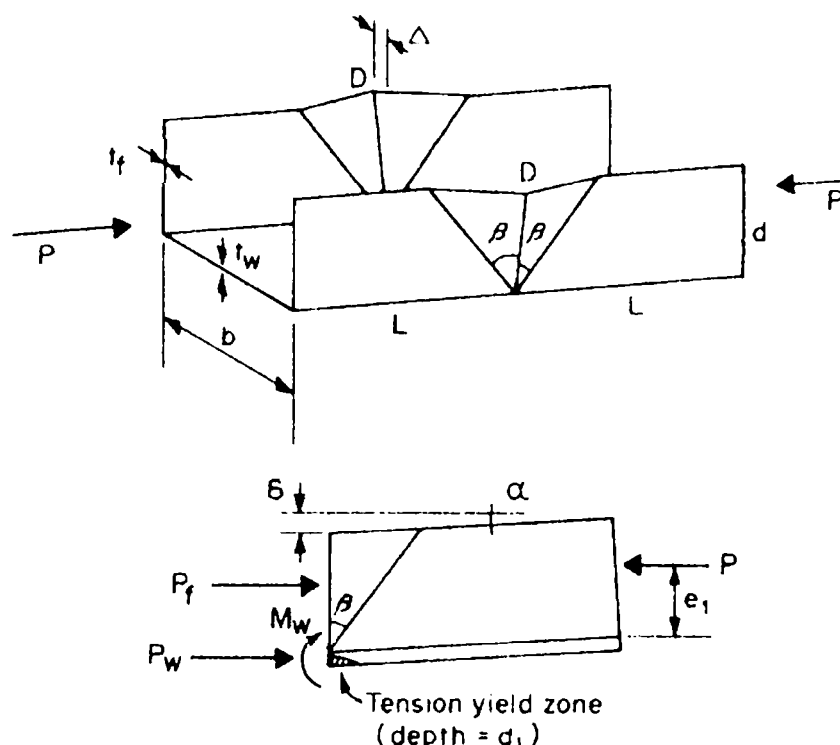


Figura 5.30. Mecanismul plastic CF1 cu tălpile în compresie

Datorită deplasării laterale, Δ , a părții libere a tălpilor în punctul D , apare o scurtare ($\Delta^2 / 2d \tan \beta$). Astfel rezultă:

$$\alpha = \Delta^2 / (2d^2 \tan \beta) \quad \text{și} \quad \delta = \Delta^2 L / (2d^2 \tan \beta) \quad (5.30)$$

Condițiile de echilibru se exprimă prin două ecuații:

$$\begin{aligned} P &= P_w + 2P_f \\ P(\delta + e) &= M_w - P_w(t/2) + 2P_f e_f \end{aligned} \quad (5.31)$$

unde

$$P_w = \sigma_y b_l (t_w - 2d_l) \quad \text{și} \quad M_w = \sigma_y b_l d_l (t_w - d_l),$$

iar

$$\begin{aligned} P_f &= \frac{\sigma_y t b}{2} \left\{ \left[\left(\frac{2\Delta}{\kappa_l t} \right)^2 + 1 \right]^{0.5} - \frac{2\Delta}{\kappa_l t} + \frac{\kappa_l t}{2\Delta} \ln \left[\left[\left(\frac{2\Delta}{\kappa_l t} \right)^2 + 1 \right]^{0.5} - \frac{2\Delta}{\kappa_l t} \right] \right\} \\ P_f e_f &= \frac{\sigma_y t^3 b^2 \kappa_l}{12\Delta^2} \left\{ \left[\left(\frac{2\Delta}{\kappa_l t} \right)^2 + 1 \right]^{3/2} - 1 - \left(\frac{2\Delta}{\kappa_l t} \right)^3 \right\} ; \quad \kappa_l = 1 + \sec^2 \beta \end{aligned} \quad (5.32)$$

conform mecanismului de tip 3 din Tabelul 5.1. Din relațiile (5.31) și (5.32) rezultă mărimea zonei întinse d_l .

$$d_l = t/2 - (P - 2P_f) / (2\sigma_y b_l) = \bar{A}P + \bar{B} \quad (5.33)$$

unde

$$\bar{A} = -\frac{l}{2\sigma_y b_l}; \quad \bar{B} = \frac{t}{2} + \frac{P_f}{\sigma_y b_l}$$

și $P(\delta + e_l) = \bar{C}d_l^2 + \bar{D}d_l + \bar{F}$, respectiv

$$\bar{C} = -\sigma_y b_l; \quad \bar{D} = 2\sigma_y t b_l; \quad \bar{F} = 2P_f e_f - \sigma_y b_l t^2 / 2 \quad (5.34)$$

În final, înlocuind relația (5.33) în relația (5.34), rezultă:

$$P = \frac{l}{2\bar{A}^2 \bar{C}} \left[\delta + e - \bar{A}\bar{D} - \bar{B} - \left\{ \delta + e - \bar{A}\bar{D} - \bar{B} \right\}^2 - 4\bar{A}^2 \bar{C} \left(\bar{C}\bar{B}^2 + \bar{B}\bar{D} + \bar{F} \right) \right]^{1/2} \quad (5.35)$$

În Figura 5.31 se prezintă comparativ curba obținută cu relația (5.35) și rezultatele experimentale obținute pentru două profile de tip U ce au format mecanism plastic local de tip CF1 (Khoo, 1979).

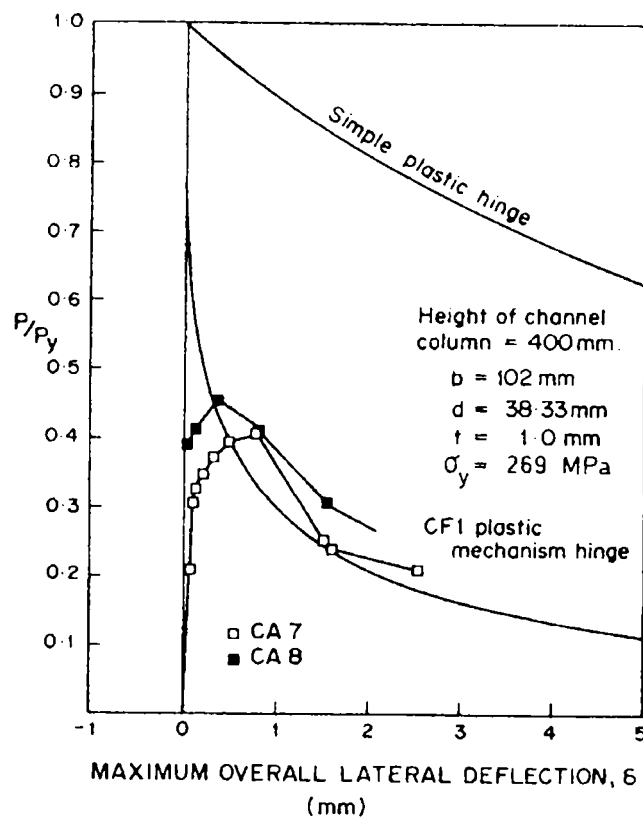


Figura 5.31. Comparația dintre curba rigid-plastică și rezultatele experimentale obținute pentru două profile de tip U care au format mecanism de tip CF1 (Khoo, 1979)

În cadrul tezei de doctorat, pentru determinarea forței ultime la elemente comprimate, realizate din bare cu pereți subțiri formate la rece cu secțiuni de tip U și C, se folosesc mecanismele de tip CF1 și CW1 prezentate anterior.

(C) Studii experimentale și teoretice efectuate de Rondal și Maquoi (1985)

La Universitatea din Liege, profesori Rondal și Maquoi au efectuat încercări experimentale pe țevi rectangulare, formate la rece, solicitate la compresiune centrică. În Figura 5.32 se prezintă mecanismul plastic de cedare a unei bare scurte cu secțiunea 265x265x4 și cu lungimea 1090mm.



Figura 5.32. Forma deformată la cedare a unui profil cu secțiune tubulară

În Figura 5.33a se prezintă înregistrarea forță – scurtare axială obținută experimental, iar în Figura 5.33b se prezintă evoluția mecanismului plastic, după ce tronsonul scurt a atins forța maximă.

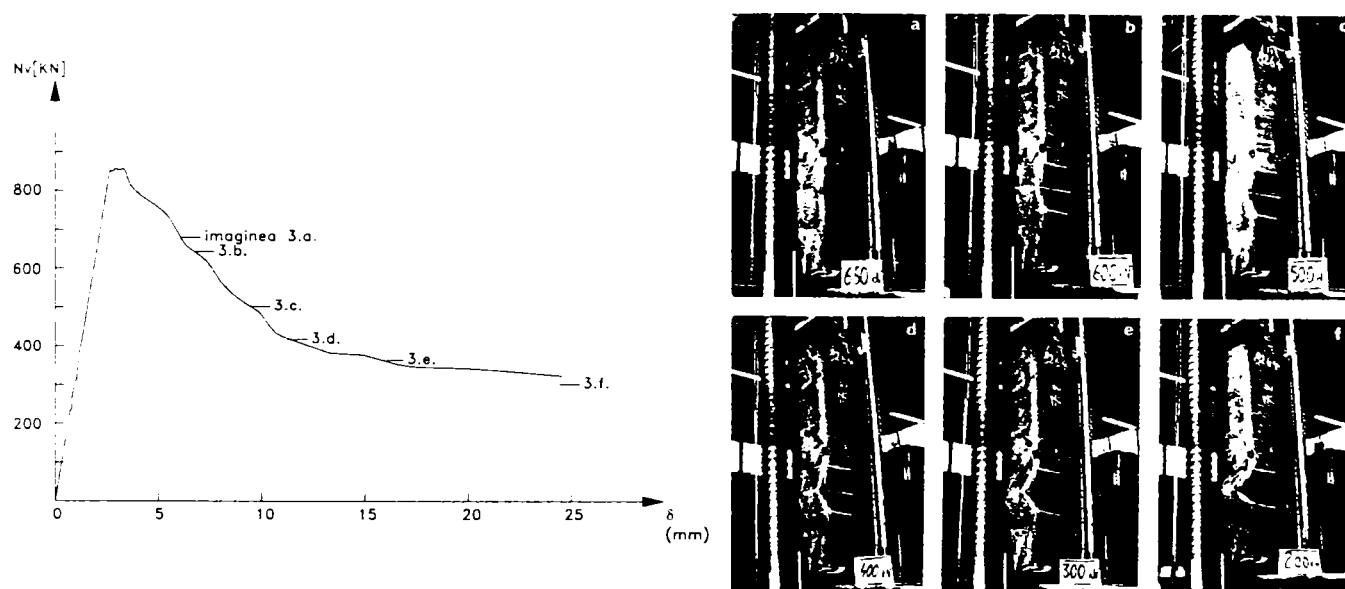
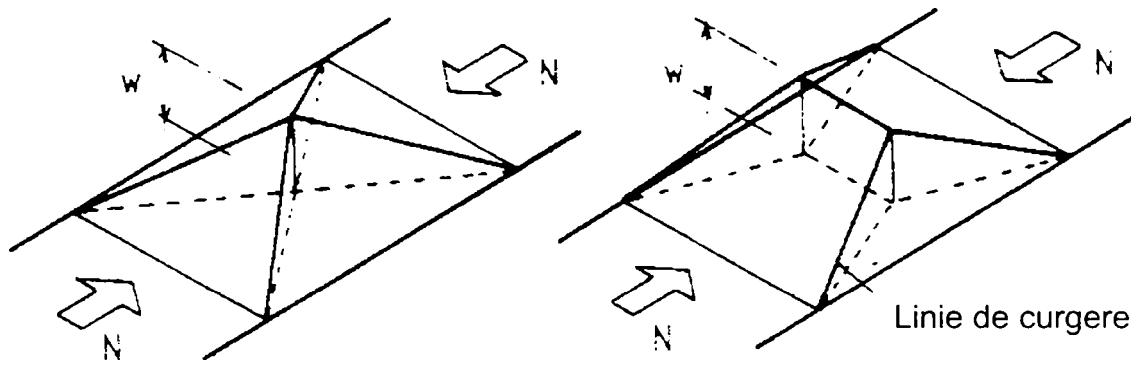


Figura 5.33. (a) Diagrama forță – scurtare axială ; (b) Dezvoltarea mecanismului plastic după atingerea forței maxime

Pentru definirea teoretică a mecanismului plastic, Rondal și Maquoi au folosit două modelele, realizate de Kragerup (1982) și, respectiv de Korol & Sherbourne (1972), care au fost deja prezentate în paragraful 5.3 al tezei. În Figura 5.34 se prezintă cele două tipuri de mecanisme plastice.



Mecanism de tip piramidal
(Kragrup, 1982)

Mecanism de tip pană
(Korol & Sherbourne, 1972)

Figura 5.34. Mecanisme plastice

În urma utilizării celor două tipuri de mecanisme plastice, folosind diferite amplitudini ale imperfecțiunilor, Rondal și Maquoi au observat că modelul bazat pe mecanismul de tip piramidal nu se comportă corespunzător, în timp ce modelul bazat pe mecanismul de tip pană este în concordanță cu rezultatele experimentale pentru o imperfecțiune inițială a pereților $w_0/b \cong 1/35$ (Figura 5.35). Cu toate acestea cercetătorii au făcut următoarele critici la adresa metodei folosite:

1. tranziția dintre comportarea elastică și cea plastică nu se realizează gradual;
2. eforturile unitare σ_y și τ_{xy} nu sunt luate în considerare în criteriul de plasticizare;
3. efectul de membrană care apare în timpul deformării transversale este total neglijat;
4. tensiunile reziduale sunt neglijate.

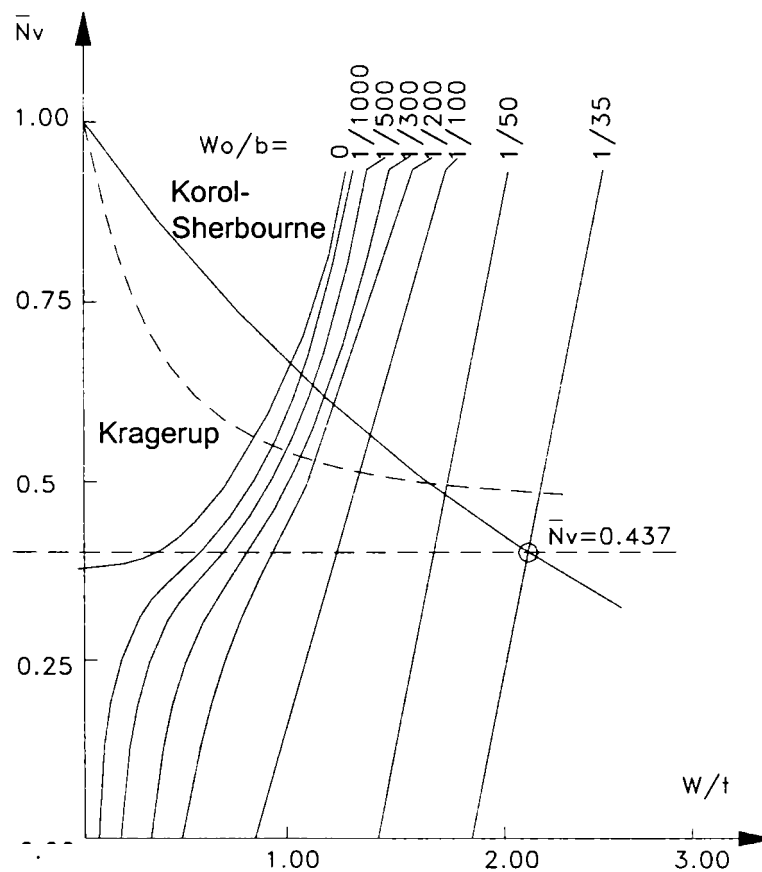


Figura 5.35. Determinarea forței ultime cu ajutorul teoriei rigide plastice
(Rondal & Maquoi 1985)

(D) Studii experimentale și teoretice efectuate de Key, Hasan și Hancock (1986, 1988)

Key, Hasan și Hancock (1986, 1988) au efectuat două seturi de încercări experimentale pe profile cu secțiune rectangulară pătrată și dreptunghiulară, formate la rece, solicitate la compresiune. Primul set de încercări a fost efectuat pe bare scurte, iar al doilea pe bare lungi. Secțiunile utilizate au avut zveltețea pereților astfel aleasă, încât flambajul local și plasticizarea pereților să se producă aproape simultan. Pe lângă încercarea elementelor solicitate la compresiune, au mai fost determinate caracteristicile de material și tensiunile reziduale. Detalii despre încercările experimentale se găsesc în lucrarea Key, Hasan și Hancock (1988). În Figura 5.36 se prezintă modurile de cedare pentru un tronson scurt și pentru un tronson lung.

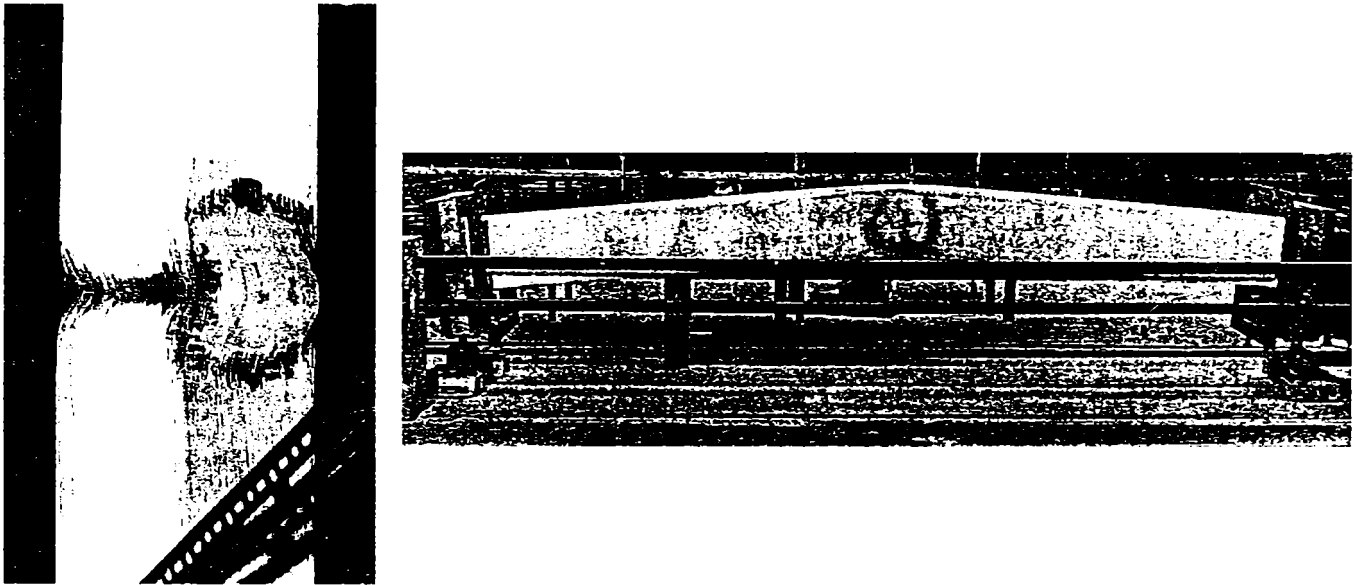


Figura 5.36. Moduri de cedare: (a) bară scurtă ; (b) bară lungă

În ceea ce privește modelele teoretice s-au propus două tipuri de mecanisme plastice. Primul, pentru bara scurtă, la care toate fețele profilului s-au deformat simultan, iar al doilea pentru bara lungă care a dezvoltat un mecanism plastic local la mijlocul lungimii elementului pe trei laturi ale secțiunii transversale, rezultând un mecanism plastic care combină încovoierea și compresiunea. Modelul de calcul pentru bara scurtă se prezintă în Figura 5.37a. S-a considerat că modelul este compus din trei componente principale, și anume:

1. mecanismul de placă;
2. curgerea materialului la colț;
3. rezistența la deformare a colțului.

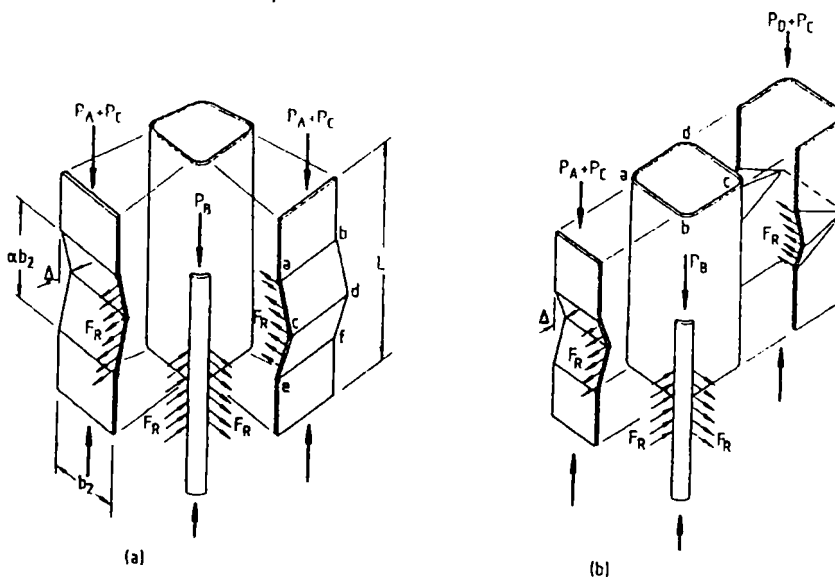


Figura 5.37. Mecanism plastic local: (a) bară scurtă ; (b) bară lungă

Pentru mecanismul de placă s-a considerat că se formează trei linii de curgere, ab , cd și ef , după cum se prezintă în Figura 5.37a. Forța de compresiune pentru o față a profilului poate fi exprimată funcție de deplasarea în afara planului peretelui, astfel:

$$P_A = \sigma_y t b_2 \left\{ \sqrt{\left[\left(\frac{\Delta}{t} \right)^2 + 1 \right]} - \frac{\Delta}{t} \right\} \quad (5.36)$$

unde σ_y este limita de curgere.

Pentru a obține un mecanism cinematic admisibil, zona colțurilor trebuie să preia deformații axiale egale cu cele din zona porțiunii plane. Se consideră că întreaga arie a colțului intră în curgere. Astfel rezultă:

$$P_B = \sigma_{yc} A_c \quad (5.37)$$

unde σ_{yc} este limita de curgere a colțului și A_c este aria acestuia.

Experimental s-a observat că pentru a avea o compatibilitate între deformarea porțiunii plane a secțiunii și colț, marginile longitudinale ale plăcii sunt încovoiate plastic, după cum se prezintă în Figura 5.38b. Forța care împiedică deformarea transversală a plăcii poate fi calculată prin aplicarea acesteia asupra elementului de colț, ca în Figura 5.38c. Astfel se obține cea de-a treia componentă a mecanismului plastic.

$$P_C = \frac{\sigma_{yc} t (\alpha b_2)^2}{16 \Delta \beta_t} \quad (5.38)$$

unde β_t este raza pe linia mediană a colțului, iar αb_2 este lungimea mecanismului.

Astfel, prin însumarea celor trei componente, se poate obține forța totală luând în considerare toate cele patru fețe ale secțiunii transversale și colturile.

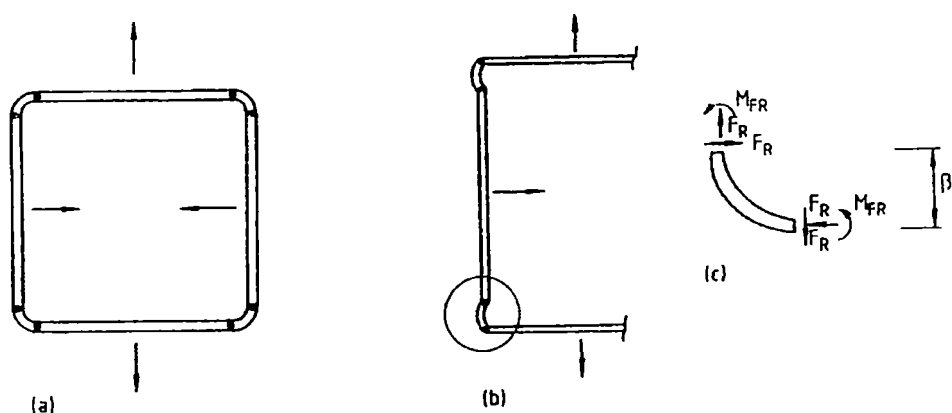


Figura 5.38. Deformația colțurilor secțiunii transversale

În Figura 5.39 se prezintă comparativ curbele rigid-plastice și cele experimentale pentru o bară scurtă și o bară lungă. Se poate observa că modelele pentru mecanismele plastice locale simulează destul de bine comportarea elementelor după atingerea forței ultime și pot permite determinarea ductilității ultime a acestora.

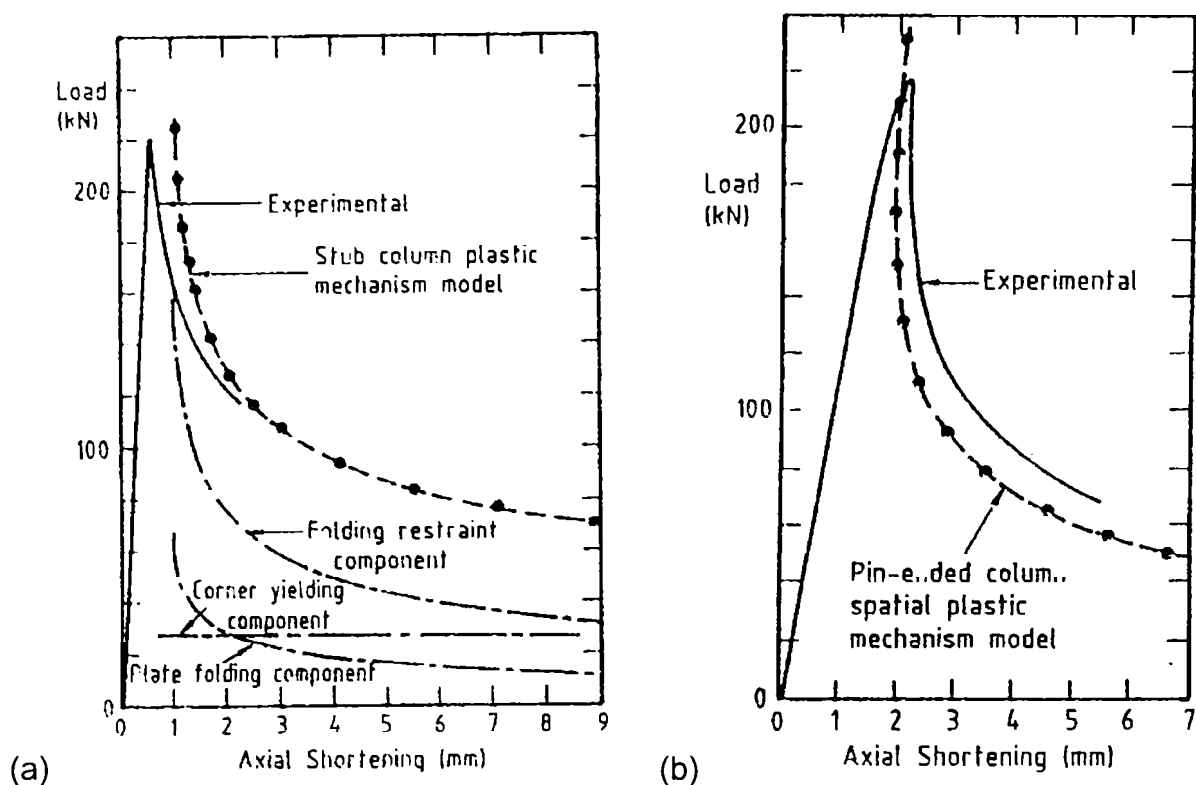


Figura 5.39. Comparație între curba experimentală și curba teoretică pentru: (a) bara scurtă ; (b) bara lungă

(E) Studii experimentale și teoretice efectuate de Zhao și Grzebieta (2002a,b)

Recent, studii întreprinse de Zhao și Grzebieta au extins mecanismele plastice de la secțiuni tubulare simple la secțiuni tubulare dublu strat umplute cu beton pentru a observa ductilitatea acestor tipuri de secțiuni compuse. Încercările experimentale ale acestora au constatat în încercări de compresiune și încovoiere. În Figura 5.40 se prezintă mecanismele plastice obținute pentru profilul interior și cel exterior. Se remarcă faptul că mecanismele propuse de Key și Hancock pot fi folosite în acest caz și că rezultatele obținute sunt într-o bună concordanță cu încercările experimentale, atât pentru profilul interior cât și pentru cel exterior, luând în considerare, desigur și aportului adus de betonul dintre cei doi pereți.



Figura 5.40. Mecanisme plastice locale pentru profilul interior și cel exterior

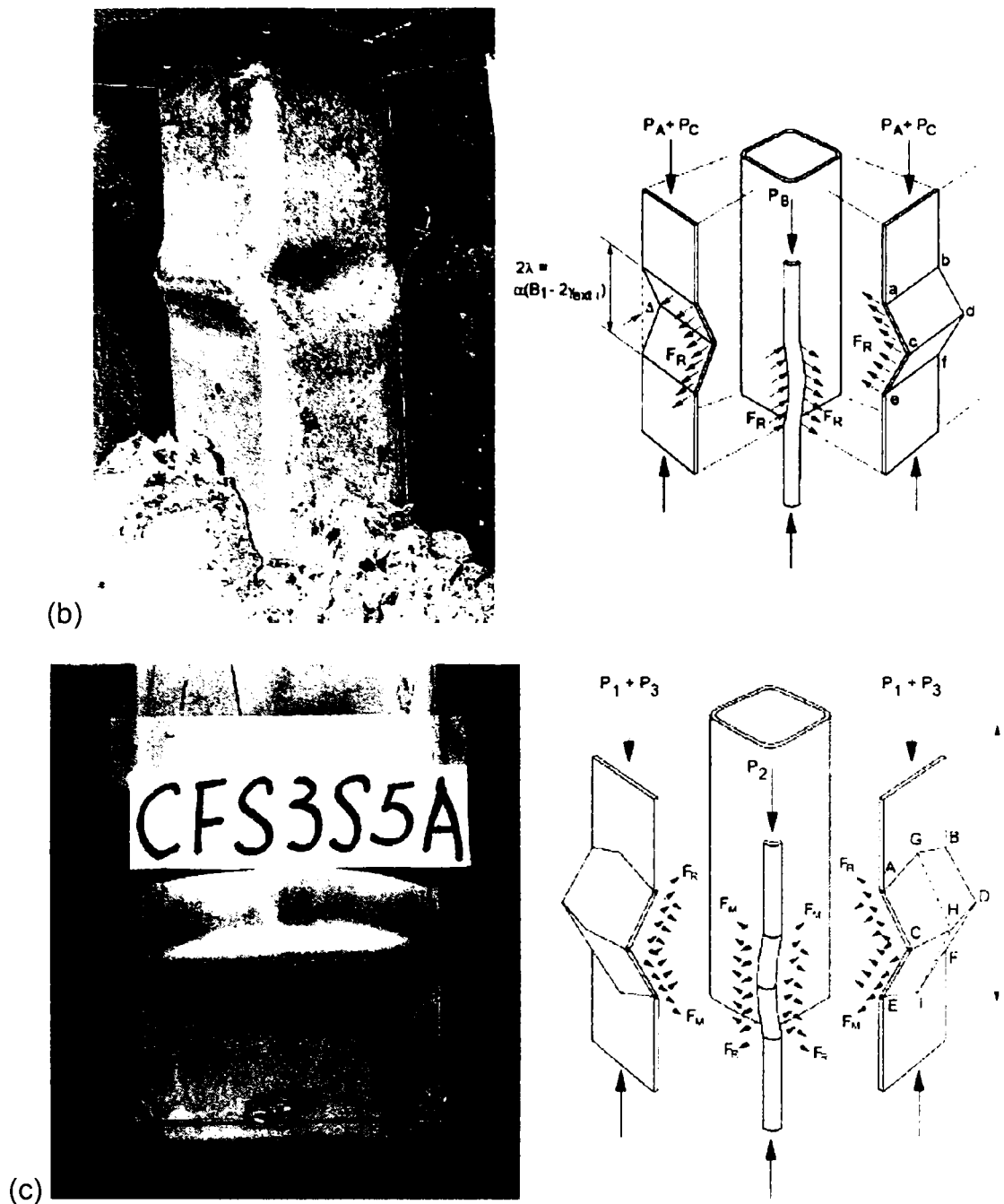


Figura 5.40. Mecanisme plastice locale pentru profilul interior și cel exterior (continuare)

5.4.2 Elemente solicitate la încovoiere

Numeroși cercetători s-au ocupat de determinarea forței ultime și a ductilității acestor elemente, folosind teoria rigid-plastică bazată pe mecanisme plastice locale. În cele ce urmează se trec în revistă principalele rezultate.

(A) Studii experimentale și teoretice efectuate de Ivanyi (1979b, 1985)

Ivanyi a extins studiile efectuate pe elemente solicitate la compresiune și pe elemente solicitate la încovoiere pură. Similar, a efectuat încercări experimentale și studii teoretice pe profile cu secțiune dublu T, pentru a determina ductilitatea elementelor solicitate la încovoiere. Acest model a fost aplicat pentru prima oară de Climenhaga și Johnson (1971, 1972) pentru calculul grinzilor compuse oțel-beton în zona reazemului, acolo unde momentul încovoiator produce compresiune la talpa inferioară liberă.

După cum se poate observa din Figura 5.41, mecanismul plastic local este format din linii de plasticizare și zone plastice. Momentul încovoiator produce la o talpă compresiune, iar la cealaltă întindere. În zona întinsă deformațiile plastice dezvoltă o zonă plastică delimitată de zona EF pe talpă și una pe inimă, delimitată de zona AEF. În zona comprimată se formează o zonă plastică pe inimă, delimitată de aria BCD care atrage după sine și apariția unor linii plastice AB, AC, AD, BD și CD. Pe talpa comprimată se formează zona plastică GKJK și o serie de linii plastice care completează mecanismul, MK, KQ, NH, HP și GK, GH, JK, JH. Mecanismul plastic de pe inimă este compatibil cu cel de pe tălpi în punctele B și C care coincid cu punctele H și K și care fac ca mecanismul plastic al întregii secțiuni să fie determinat.

În acest moment poate fi scrisă energia potențială și cea de deformare a elementelor componente, în raport cu punctul A aflat la distanța ηd . Astfel se obține:

$$\int_{\theta} M d\theta = W = W_{EF} + W_{AEF} + W_{BCD} + W_{AD} + 2W_{AB} + 2W_{BD} + W_{KJ} + 4W_{NH} + W_{GG} + W_{BC} \quad (5.39)$$

Valoarea momentului încovoiator M se obține prin diferențierea ecuației de mai sus și se obține:

$$M = \frac{dW}{d\theta} \quad (5.40)$$

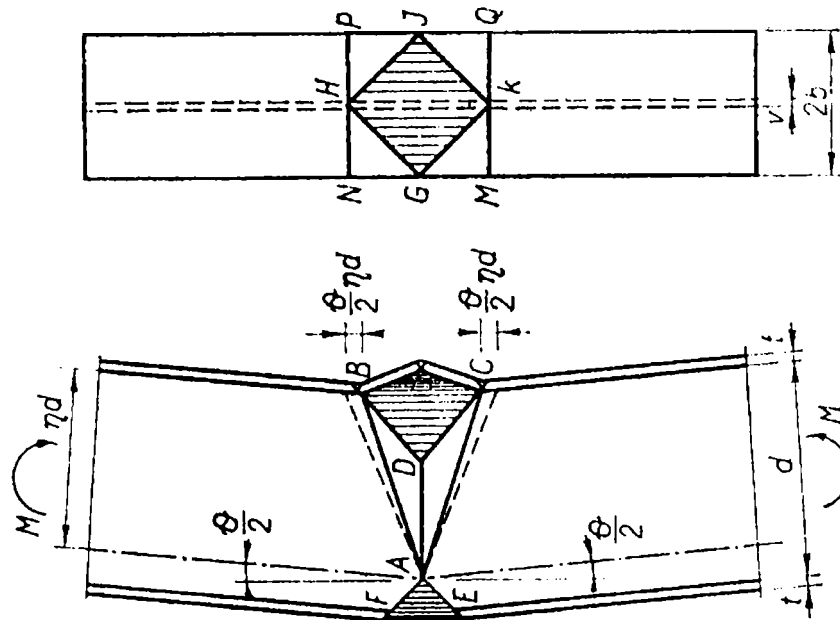


Figura 5.41. Mecanism plastic local pentru o secțiune dublu T solicitată la încovoiere

În Figura 5.42 se prezintă comparația dintre rezultatele experimentale și cele teoretice. Se poate observa o bună concordanță între rezultate.

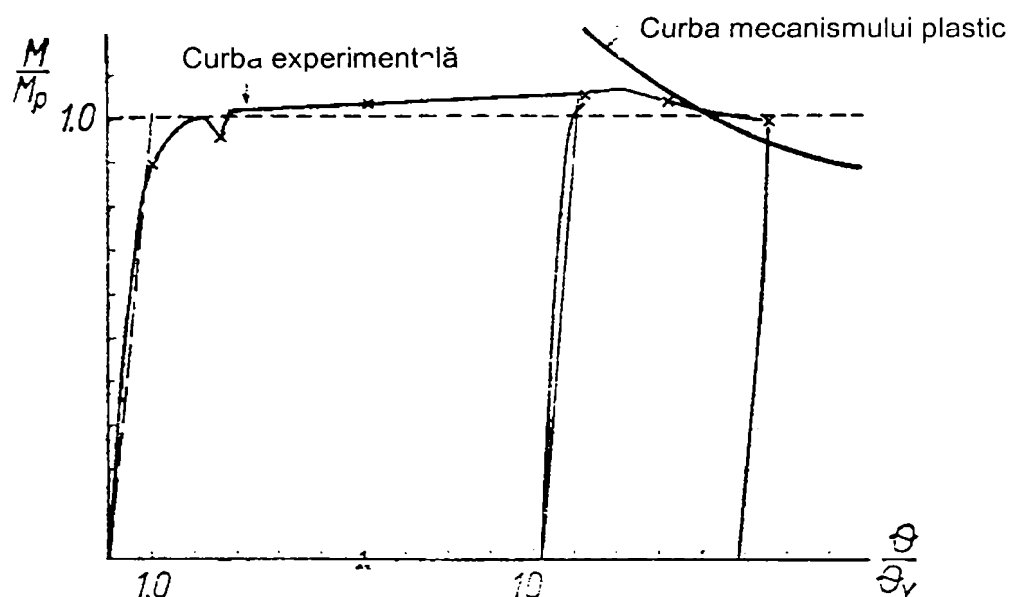


Figura 5.42. Comparație între rezultatele experimentale și cele teoretice (Ivanyi, 1979)

(B) Studii teoretice efectuate de Gioncu și colaboratorii (1994, 1996, 1997, 1999, 2003)

Profesorul Gioncu și colaboratorii săi s-au preocupat foarte intens de capacitatea de rotire a grinzilor cu secțiune dublu T, rectangulară și a elementelor cu secțiune compusă din bare cu pereți subțiri formate la rece (Moldovan, Petcu și Gioncu 1999). Aceștia au propus o metodă de determinare a curbei moment-rotire pentru elemente care dezvoltă mecanisme plastice locale formate din zone plastice și linii de curgere. În acest sens au elaborat un program de calcul, denumit *DUCTROT* pentru trasarea curbei moment încovoietor – rotire, respectiv pentru determinarea rotirii plastice ultime. În analiză se pot considera numeroși factorii care influențează capacitatea de rotire, și anume: caracteristicile de material, tipul secțiunii, tipul de flambaj local: în plan și în afara planului, forma flambajului local: simetric sau asimetric, interacțiunea dintre flambajul în plan și în afara planului, flambajul plastic, încărcări ciclice și monotone. În acest sens este de remarcat și volumul apărut la *Editura Spon*, editat împreună cu Profesorul Mazzolani în anul 2002: *Ductility of seismic resistant steel structures*.

În continuare se va face o prezentare succintă a tipurilor de mecanisme plastice propuse de Gioncu și colaboratorii săi.

Pentru grinzile cu secțiune dublu T (Gioncu și colaboratorii 1994, 1997, 2003), în practica experimentală, s-au studiat două tipuri de distribuție a momentului încovoietor:

- (a) Grinda standard de tip 1 (SB1), cu o forță concentrată la mijlocul grinzii și două momente aplicate la capetele grinzii;
- (b) Grinda standard de tip 2 (SB2), cu două forțe concentrate care împart bara în trei părți egale.

Pentru grinda SB1 (cea mai des studiată), experimental s-au observat mai multe forme de flambaj local, funcție de dimensiunile geometrice ale grinzilor, și anume: (a) flambaj asimetric al tălpii superioare la flambajul în planul grinzii; (b), (c) flambaj în afara planului grinzii, simetric sau asimetric funcție de mijlocul grinzii; (d) flambajul inimii, care se produce în cazul inimilor zvelte, (e) flambajul plastic de forfecare a inimii, care se produce la grinzi scurte. Aceste moduri de flambaj se prezintă în Figura 5.43. De asemenea, în timpul încercărilor experimentale s-a observat și o interacțiune a modurilor de flambaj prezentate mai sus. În majoritatea cazurilor, flambajul plastic începe cu flambajul în planul grinzii, dar datorită rigidității laterale mici, se produce și flambajul lateral prin încovoiere-răsucire în afara

planului. Astfel, partea inferioară a curbei moment încovoiator-rotire este dominată de interacțiunea dintre flambajul în planul grinzii și flambajul în afara planului.

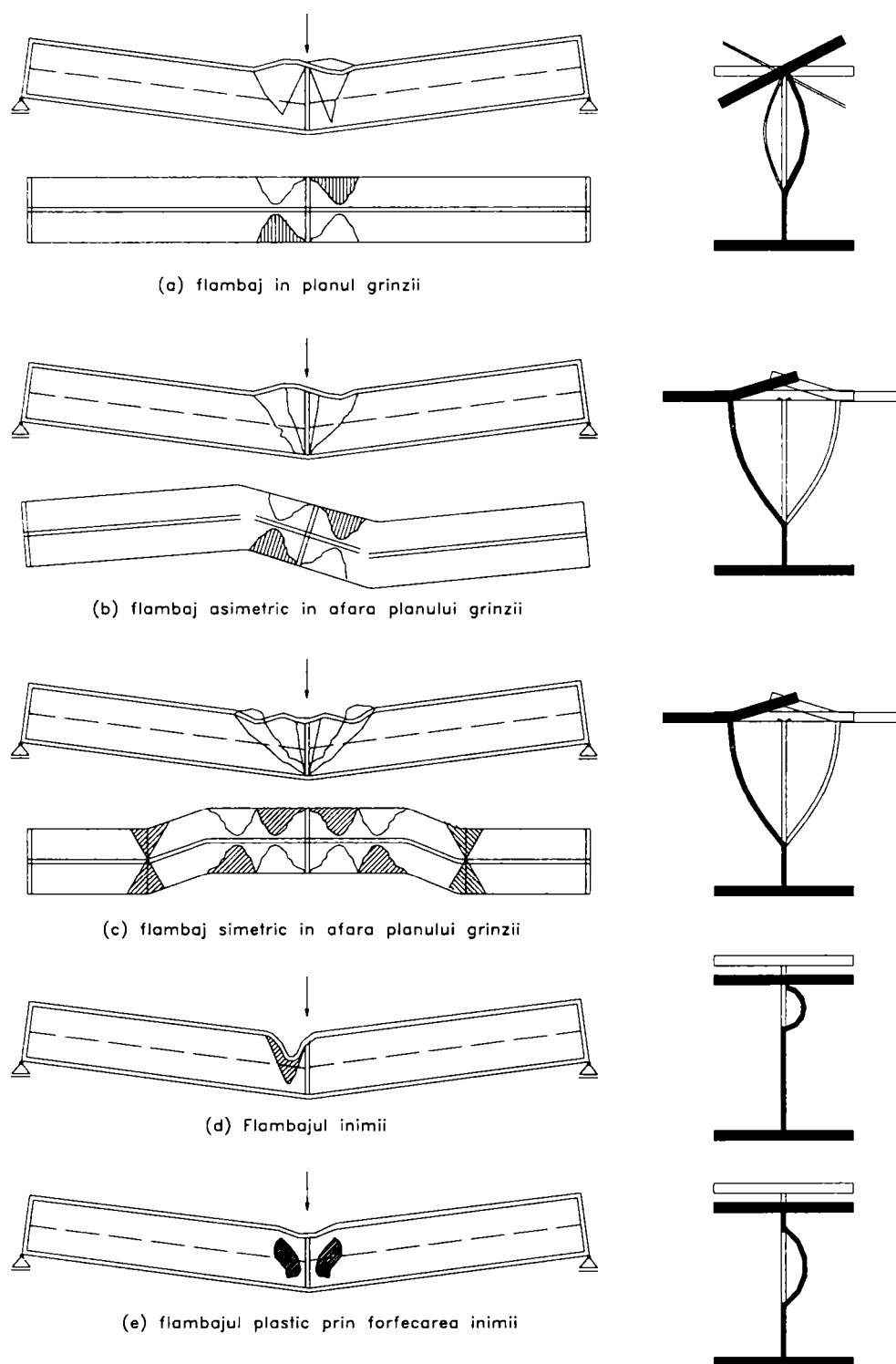


Figura 5.43. Tipuri de flambaj plastic pentru grinda de tip SB1

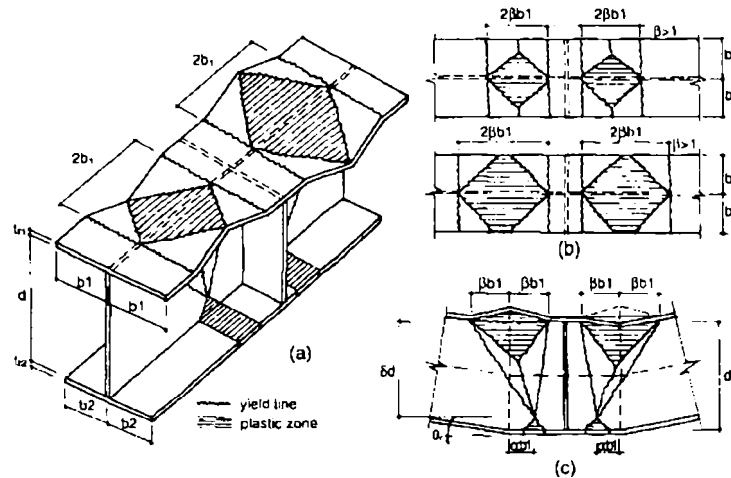
Pentru cazul flambajului în planul grinzii și în afara planului grinzii, pe baza modelelor pentru mecanismele plastice, care se prezintă în Figura 5.44, se obțin următoarele relații pentru curbele moment-rotire:

- pentru flambajul în planul grinzii

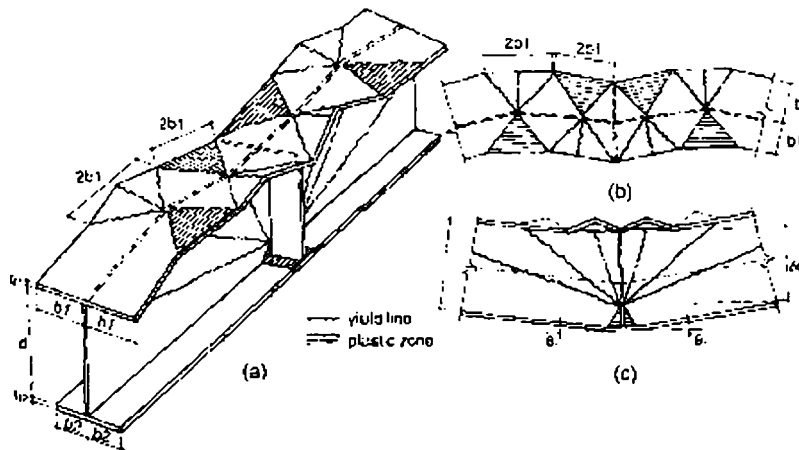
$$\left(\frac{M}{M_{pny}} \right)_{\min} = \min_{\rightarrow \chi} \frac{1}{C(\chi)} \left[A_1(\chi) + B_1(\chi) \frac{1}{\theta^{1/2}} \right] \quad (5.41)$$

- pentru flambajul în afara planului grinzii

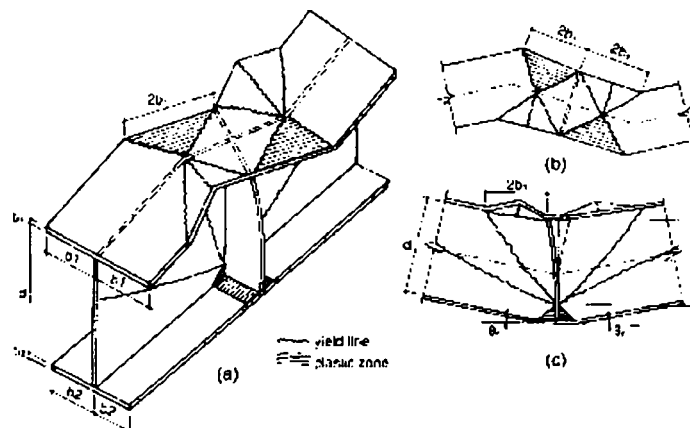
$$\left(\frac{M}{M_{pnv}} \right)_{\min} = \min_{\rightarrow \chi} \frac{I}{C(\chi)} \left[A_{2,3}(\chi) + B_{2,4}(\chi) \frac{I}{\theta^{1/2}} + B_{3,5}(\chi) \frac{I}{\theta^{3/4}} \right] \quad (5.42)$$



(a) flambajul în planul grinzii



(b) flambajul simetric în afara planului grinzii



(c) flambajul asimetric în afara planului grinzii

Figura 5.44. Modele pentru flambajul în planul și în afara planului grinzii

În Figura 5.45 se prezintă cazul interacțiunii dintre flambajul plastic în planul și în afara planului grinzii. Astfel se pot obține două valori ale rotirii ultime, una corespunzătoare mecanismului în planul grinzii și una mecanismului în afara planului grinzii. Datorită interacțiunii acestor curbe se obține o a treia valoare a rotirii ultime. Observațiile teoretice și

experimentale au arătat că întotdeauna primul mecanism format este mecanismul plastic în planul grinzii și doar în domeniul post-critic, grinda flambează în afara planului datorită rigidității laterale scăzute. Acest tip de interacțiune aparține interacțiunii în domeniul post-critic. Analiza intersecției celor două curbe conduce la concluzia că eroziunea datorită cuplării este slabă, și ea poate fi neglijată.

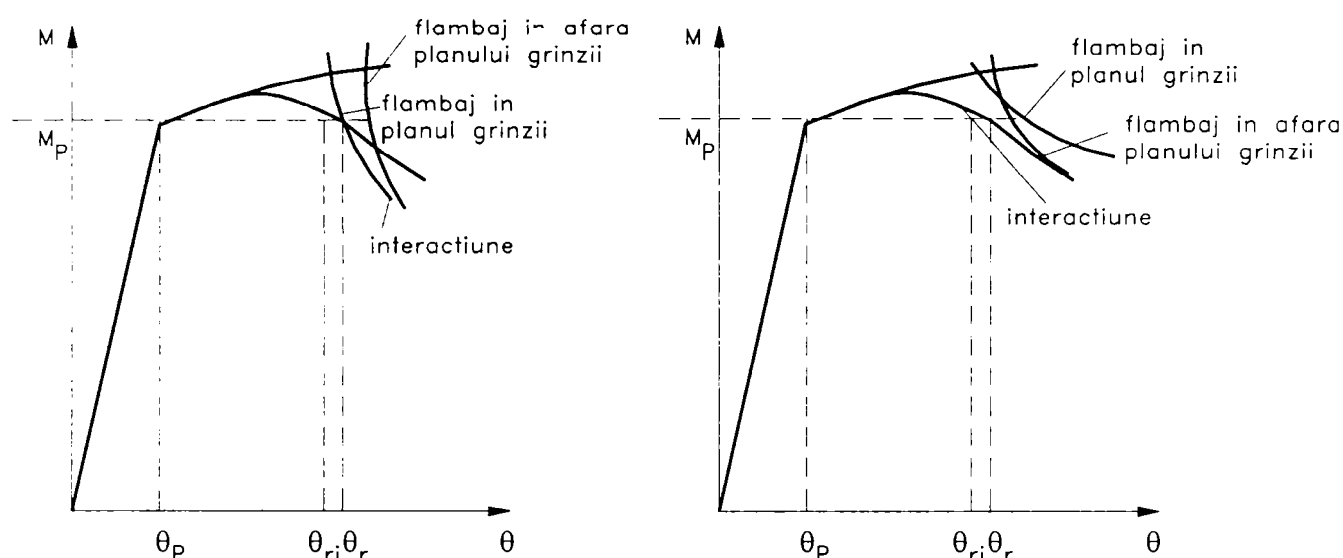


Figura 5.45. Interacțiunea dintre mecanismele plastice în planul și în afara planului grinzii

Gioncu și colaboratorii s-au preocupat și de mecanismele plastice produse sub acțiunea încărcărilor ciclice (Figura 5.46). Încercările experimentale au arătat că în primul ciclu se inițiază flambajul plastic local la talpa comprimată și se formează primul mecanism plastic. Sub forța inversă are loc o revenire elastică, mecanismul format dispăre parțial pentru talpa acum întinsă și un nou mecanism se formează pentru noua talpă comprimată. În ciclul următor, peste deformația plastică remanentă se dezvoltă deformații plastice suplimentare și mecanismul se dezvoltă în continuare.

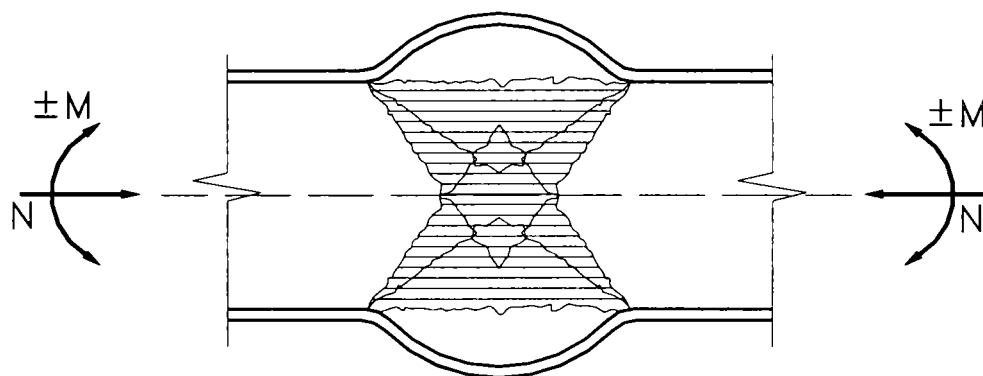


Figura 5.46. Mecanismele plastice produse sub acțiunea încărcărilor ciclice

Gioncu, Târcă și Petcu (1996) au avut preocupări în estimarea capacității de rotire și pentru elemente cu secțiune rectangulară, formate la rece, utilizând mecanismele plastice locale. Valorile obținute astfel, comparate cu cele obținute cu un program bazat pe elemente finite și cu rezultate experimentale, arată o bună corespondență. În Figura 5.47 se prezintă mecanismul plastic local pentru o secțiune tubulară și comparația acestuia cu cel obținut prin simulare numerică cu un program bazat pe metoda elementului finit.

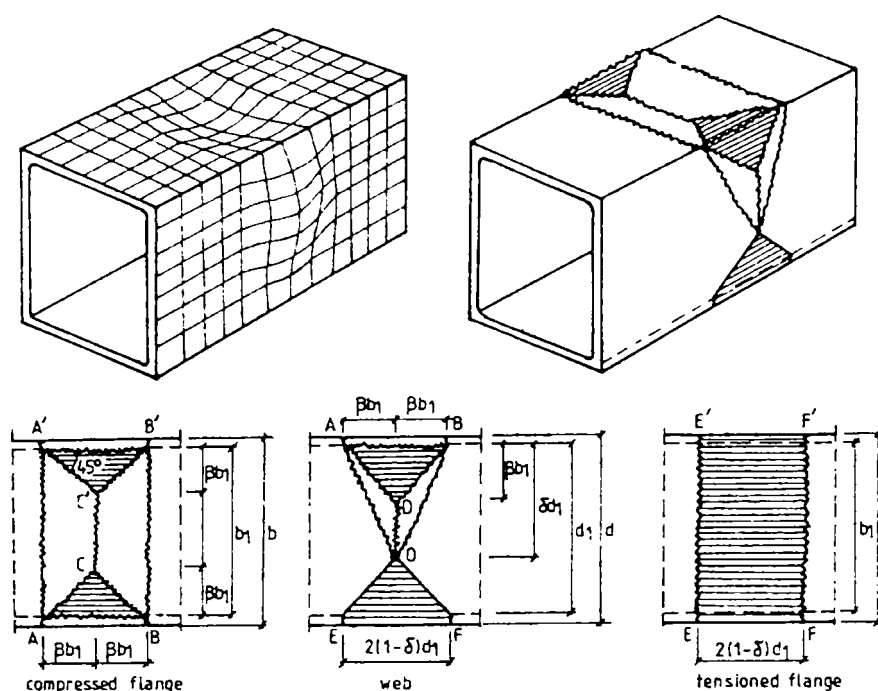


Figura 5.47. Mecanism plastic local pentru o secțiune rectangulară

(C) Studii experimentale și teoretice efectuate de Kecman (1983)

Kecman a studiat experimental și analitic comportarea până la colaps a barelor cu secțiune dreptunghiulară și pătrată solicitate la încovoiere. A efectuat un amplu studiu experimental pe 56 elemente solicitate la încovoiere. Scopul studiului a fost de a observa și modela cât mai corect formarea mecanismelor plastice. În Figura 5.48 se prezintă un mecanism plastic local și diferite moduri de producere a mecanismelor plastice locale funcție de dimensiunile secțiunii transversale.

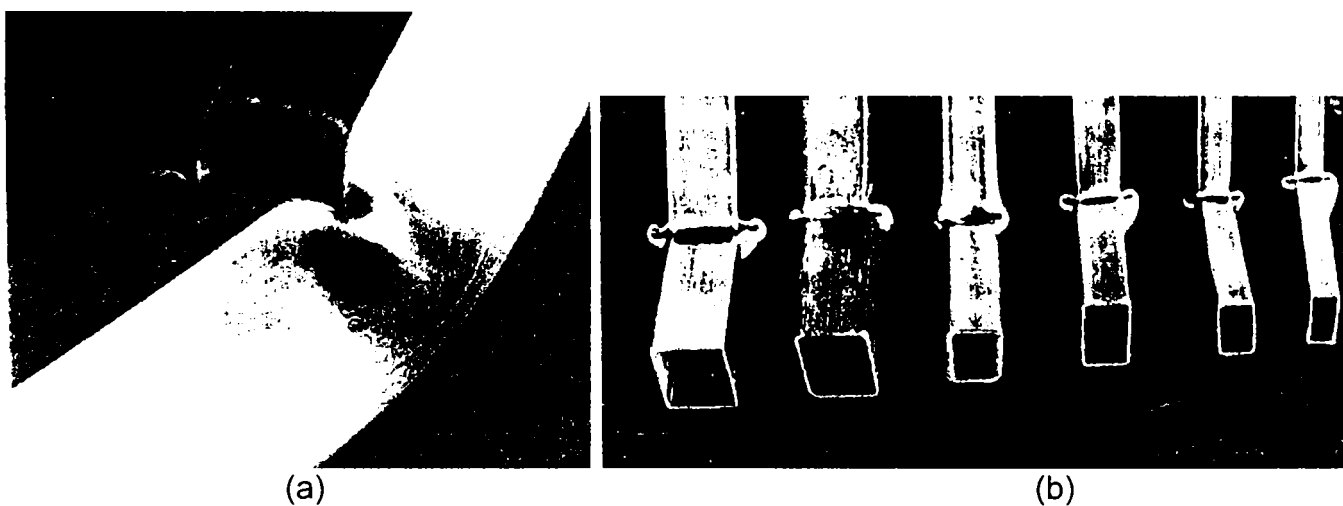


Figura 5.48. (a) Mecanism plastic local; (b) Moduri de formare a mecanismelor plastice locale funcție de dimensiunile secțiunii transversale

Din punct de vedere teoretic, Kecman a propus un model de mecanism plastic care descrie foarte bine încercările experimentale. Mecanismul plastic propus consideră că pereții componenți se deformează în lungul liniilor de curgere și că aceștia sunt incompresibili și inextensibili. În Figura 5.49 se prezintă modelul teoretic propus pentru mecanismul plastic. Din presupunerile făcute, întreaga energie este absorbită prin deformațiile plastice de-a lungul liniilor de curgere ale modelului teoretic. Energia totală $W(\theta)$, este suma energiilor corespunzătoare tipurilor de linii de curgere, componente ale mecanismului plastic. Prin derivare, momentul plastic devine:

$$M(\theta) = \frac{W(\theta + \Delta\theta) - W(\theta)}{\Delta\theta} \quad (5.43)$$

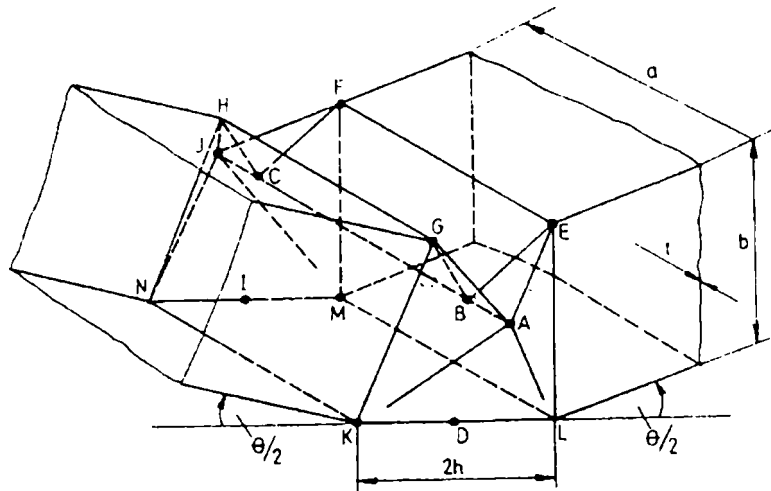


Figura 5.49. Modelul teoretic propus de Kecman

(D) Studii experimentale și teoretice efectuate de Kotelko (1993, 1996a, 1996b, 2000, 2003)

Kotelko a extins studiile teoretice efectuate de Kecman și a propus pentru secțiunile tubulare mai multe tipuri de mecanisme plastice, după cum se prezintă în Figura 5.50. De asemenea, Kotelko a mai analizat și mecanisme plastice pentru secțiuni trapezoidale și triunghiulare.

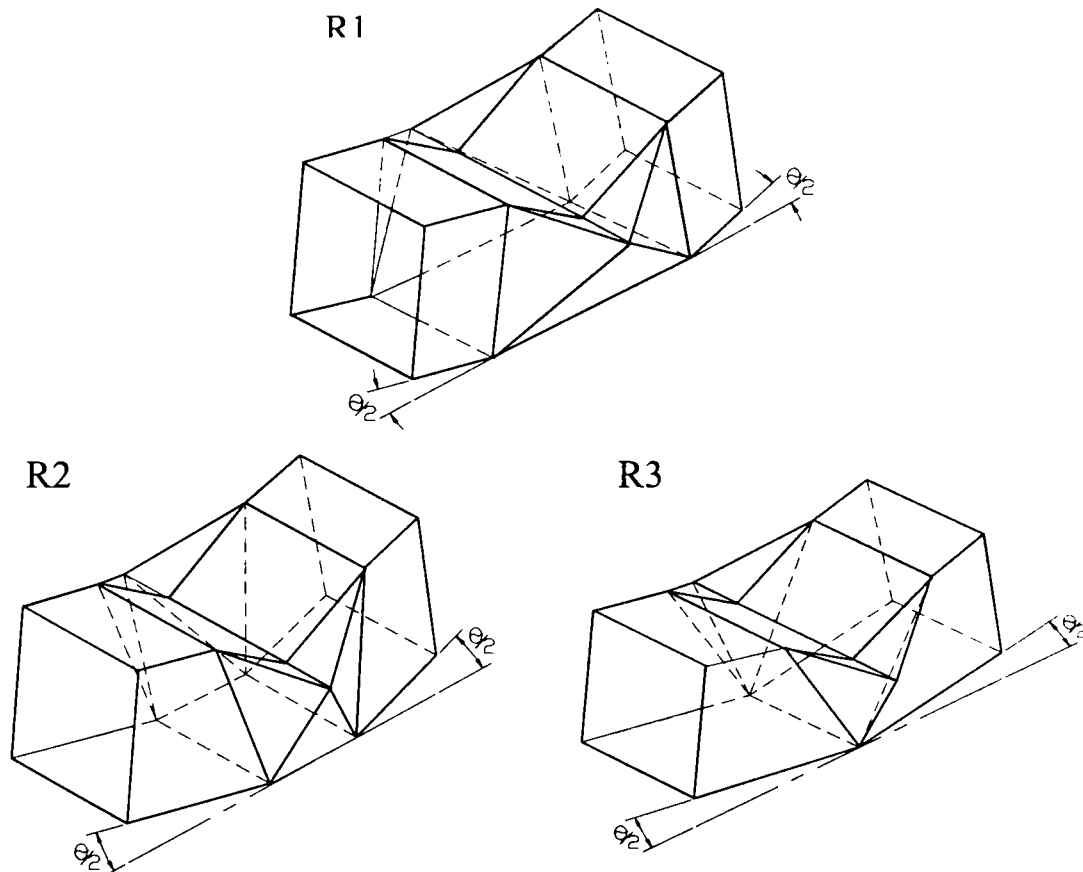


Figura 5.50. Mecanisme plastice locale pentru secțiuni dreptunghiulare propuse de Kotelko

Pentru confirmarea modelelor teoretice, Kotelko a efectuat și încercări experimentale pe diferite tipuri de secțiuni solicitate la încovoiere, după cum se prezintă în Figura 5.51.

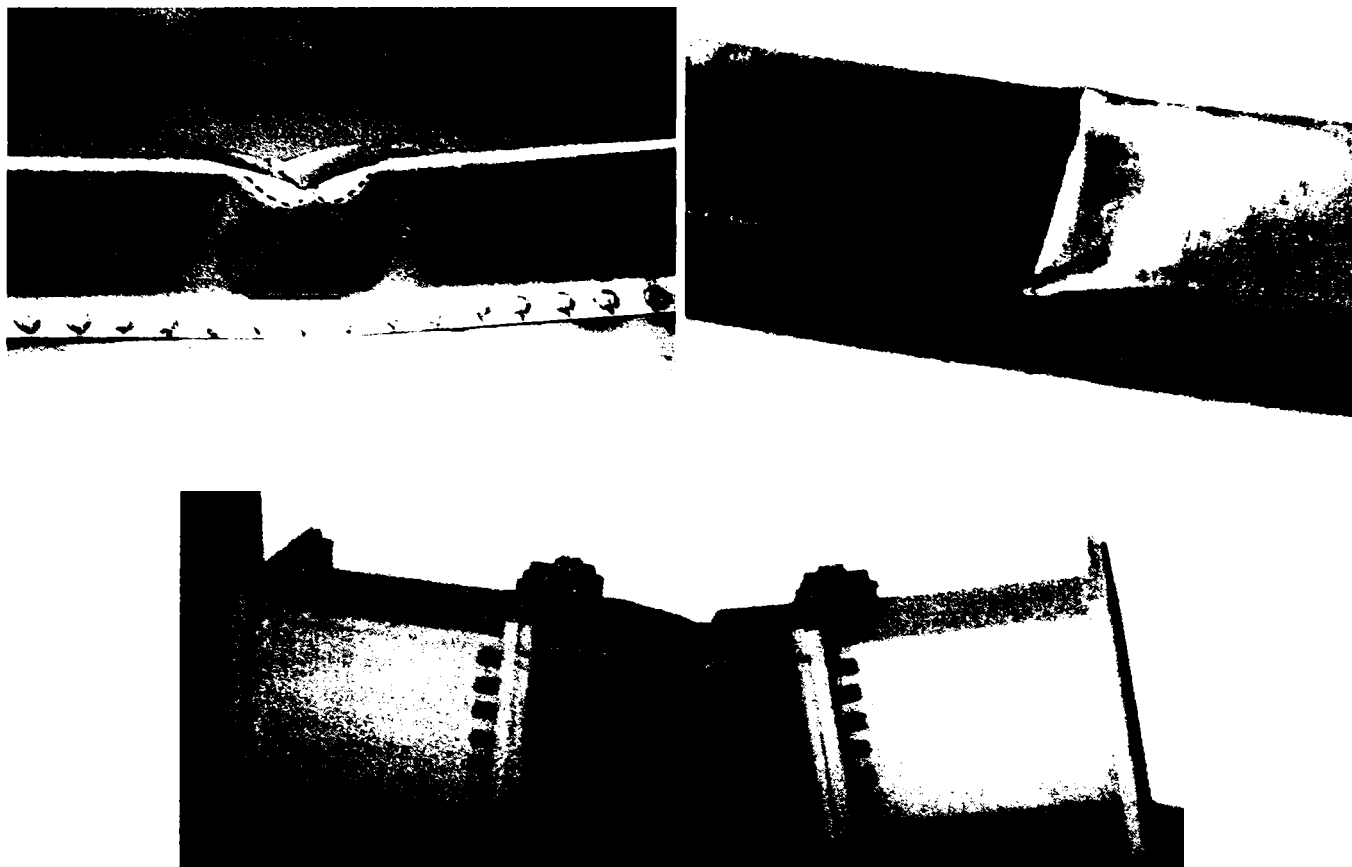


Figura 5.51. Încercări experimentale pentru determinarea mecanismelor plastice locale

Pentru determinarea capacității de rotire și a modului de formare a mecanismelor plastice locale, mai putem enumera o seama de cercetători care au efectuat studii teoretice și experimentale intense. Dintre aceștia menționăm:

- Feldmann (1994) a propus o metodă de determinare a capacității de rotire pentru profile cu secțiune dublu T, folosind mecanisme local plastice de tip semi-piramidal.
- un program experimental extensiv a fost realizat la Universitățile din Aachen și Liege (Rondal și colab., 1994, Sedlacek și colab., 1995, Stranghoner, 1995) pentru determinarea capacității de rotire pentru secțiuni tubulare pătrate și dreptunghiulare sub încărcări monotone. A fost de asemenea considerat în analiză și efectul formării la rece sau la cald a profilelor. De asemenea, aceștia au efectuat simulări numerice cu programe bazate pe metoda elementului finit, iar Stranghoner (1995) a propus un mecanism plastic local care ia în considerare deformarea colturilor.
- Wilkinson și Hancock (1998) au efectuat studii experimentale și numerice pentru determinarea influenței zvelteții de perete pentru secțiuni tubulare asupra ductilității elementelor.

Se face precizarea că modelul de mecanism plastic pentru încovoiere prezentat de Kecman, și extins ulterior de Kotelko, va fi adaptat și folosit în cadrul tezei de doctorat pentru bare cu pereți subțiri cu secțiuni de tip U și C formate la rece. În consecință, o descriere detaliată a acestor mecanisme plastice se va face în paragrafele următoare.

5.5. Determinarea forței ultime pentru elemente solificate la compresiune pe baza metodei mecanismelor plastice locale

Scopul principal al acestui studiu este de a determina forța ultimă pentru profile cu pereți subțiri formate la rece, solificate la compresiune, pe baza mecanismelor plastice locale. Acest model descrie mult mai corect comportarea tronsoanelor scurte realizate din bare cu pereți subțiri decât modelul bazat pe metoda lățimii eficace, este în concordanță cu fenomenul real și confirmat printr-o analiză elasto-plastică cu programul ANSYS 5.4 bazat pe metoda elementului finit. Preocupări ale autorului tezei de doctorat în acest sens au fost prezentate în diferite conferințe internaționale și reviste de specialitate (Dubina & Ungureanu 2000, 2002, 2003; Ungureanu 2002, Ungureanu & Dubina 2003).

Valoarea forței ultime se obține prin intersecția curbei elastice cu cea rigid-plastică bazată pe mecanisme plastice locale, după cum se prezintă în Figura 5.52. Aceste curbe pot fi afectate și de imperfecțiunile inițiale ale elementelor.

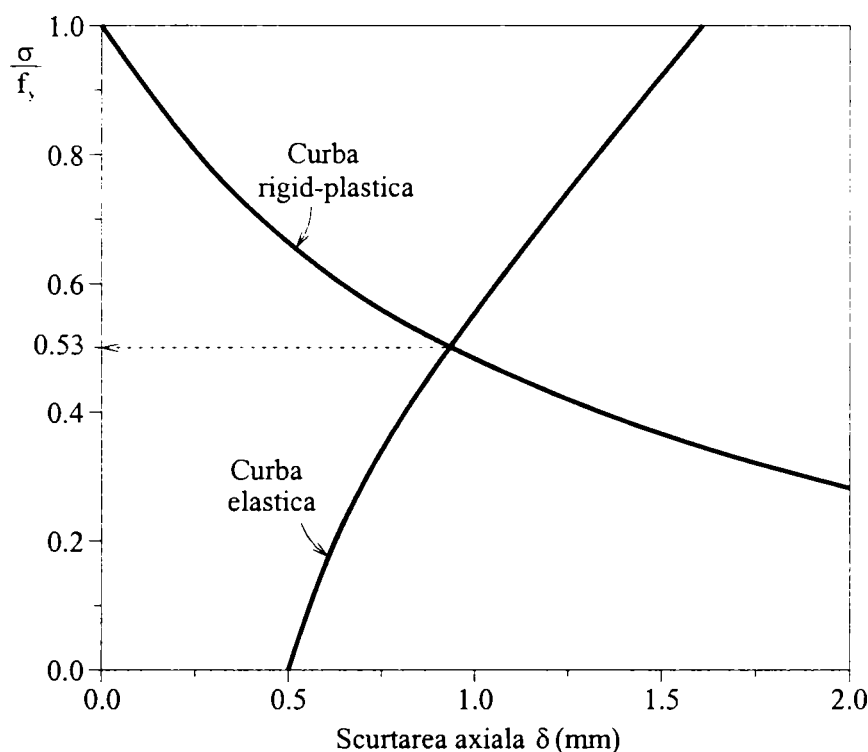


Figura 5.52. Determinarea forței maxime

În acest paragraf, pe baza încercărilor experimentale realizate în cadrul Laboratorului MSM al Universității din Liege (Batista, 1986 și Batista, Costa Ferreira & Rondal, 1987), pe profile cu pereți subțiri formate la rece solificate la compresiune, cu secțiuni de tip U și C, se va determina forța ultimă a barelor scurte, folosind teoria rigid-plastică bazată pe mecanisme plastice locale. De asemenea, pentru confirmarea rezultatelor teoretice și numerice de mai sus și pentru a obține o diversitate a tipurilor de mecanisme plastice locale, în cadrul Laboratorului CEMSIG al Facultății de Construcții și Arhitectură din Timișoara (Ungureanu, 2003) s-au efectuat încercări experimentale pe profile cu pereți subțiri formate la rece, solificate la compresiune, cu secțiuni de tip U și Ω , cu diferite zvelteți ale pereților componenți.

În Tabelul 5.2 se prezintă dimensiunile principale ale specimenelor încercate la Universitatea din Liege de Batista (1986). Notățiile din acest tabel reprezintă: f_y este limita de curgere a materialului de baza; h este înălțimea secțiunii profilelor; b este lățimea tălpilor profilelor; c este dimensiunea rebordului pentru secțiunile de tip C; L este lungimea barei.

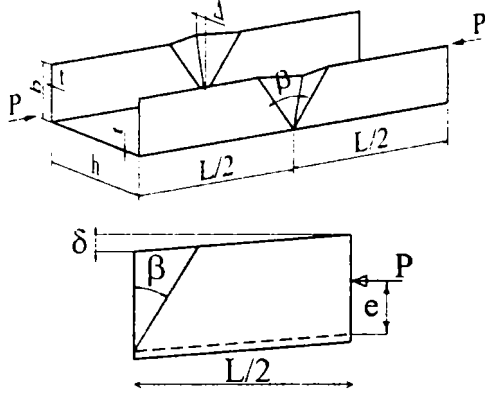
Tabelul 5.2. Dimensiuni principale pentru speci­me­ne­le testate la Universitatea din Liege (Batista, 1986)

Secțiune tip U						
Secțiune	f_y (N/mm ²)	$h \times b \times t$ (mm)	L (mm)	h/t	b/t	P_{exp} (kN)
U22	397	113×55×2.05	298	55	27	107
U33	397	76×60×2.06	399	37	29	109
U44	397	64×62×2.05	413	31	30	97
U18	397	94×47×2.04	250	46	23	100
U29	397	63×51×2.08	240	30	25	102
U40	397	51×51×2.04	224	25	25	93
Secțiune tip C						
Secțiune	f_y (N/mm ²)	$h \times b \times c \times t$ (mm)	L (mm)	h/t	b/t	P_{exp} (kN)
C8	397	103×36×10×2.02	225	51	18	115
C10-1	397	106×35×21×2.03	241	52	17	140
C10-2	397	106×35×21×2.03	241	52	17	138
C10-3	397	106×35×21×2.03	242	52	17	141
C49	397	103×50×31×2.01	246	51	25	152
C78	397	89×89×10×2.07	355	43	43	137
C80-1	397	91×88×18×2.04	354	45	43	185
C80-2	397	91×88×18×2.04	354	45	43	188
C80-3	397	91×88×18×2.04	354	45	43	180
C82	397	91×89×27×2.07	353	44	43	190
C34	376	156×54×30×1.49	352	105	36	108
C84B	376	98×99×12×1.48	343	66	67	80
C86B-3	376	100×100×20×1.49	299	67	67	101
C86B-4	376	100×100×20×1.49	397	67	67	96

Cele două tipuri de mecanisme plastice locale observate în cadrul încercărilor experimentale și folosite pentru determinarea forței ultime sunt prezentate în Tabelul 5.3. Aceste mecanisme plastice au fost prezentate detaliat și în paragraful 5.4.1(B) al acestui capitol. În cazul profilelor cu secțiuni de tip U, s-a folosit un pseudo-mecanism bazat pe mecanismele de tip *real* de tip 1 și tip 3, conform Tabelul 5.1 propus de Murray și Khoo (1981). În cazul profilelor cu secțiuni de tip C s-a folosit o combina­re a mecanismelor de tip *real* (mecanism de tip acoperiș sau mecanism de tip disc pentru inima și tălpi și mecanism de tip 3 pentru reborduri) Forța plastică totală, $N_{pl,m}$, se obține prin însumarea valorilor corespunzătoare fiecărui tip de mecanism plastic.

Pentru confirmarea acestor tipuri de mecanisme plastice locale, au fost efectuate simulări numerice cu programul ANSYS 5.4. Pentru modelare s-au folosit elemente finite de tip SHELL 43, cu 4 noduri, pentru deformații mari (teoria de ordinul III) în domeniul elasto-plastic. Condițiile de rezemare și de încărcare au fost similare cu cele din încercările experimentale. Din punct de vedere al analizei neliniare au fost introduse în calcul și imperfecțiuni inițiale locale. Pentru a stabili forma imperfecțiunilor geometrice, s-a determinat prima formă proprie de pierdere a stabilității printr-un calcul de bifurcare a echilibrului, iar imperfecțiunile inițiale s-au introdus afine cu aceasta. Mărimea imperfecțiunilor inițiale în modelul cu elemente finite a fost stabilită în concordanță cu valorile stabilite de Schafer și Pekoz (1998), și anume s-a considerat pentru inimă o imperfecțiune inițială egală cu $0.006h$, unde h este înălțimea inimii. Pentru tălpi s-a considerat o imperfecțiune egală cu grosimea profilului. Comportarea materialului a fost de tip ideal elasto-plastic, cu valoarea limitei de curgere egală cu cea obținută din încercările experimentale. În Figura 5.53 se prezintă corespondența dintre forma deformată a elementelor obținută cu programul ANSYS 5.4 și cele obținute experimental. Comparativ cu teoria rigid-plastică bazată pe mecanisme plastice locale, valoarea forței maxime este foarte apropiată de cea obținută cu metoda propusă.

Tabelul 5.3. Mecanisme plastice locale pentru secțiuni de tip U și C



$$N_{pl,m} = \frac{1}{2A^2 \bar{C}} \left[\delta + e - \bar{A}\bar{D} - \bar{B} - \left\{ (\delta + e - \bar{A}\bar{D} - \bar{B})^2 - 4\bar{A}^2 \bar{C} (\bar{C}\bar{B}^2 + \bar{B}\bar{D} + \bar{F}) \right\}^{1/2} \right]$$

$$\bar{A} = -\frac{1}{2f_y h}; \quad \bar{B} = \frac{t}{2} + \frac{P}{f_y h}; \quad \bar{C} = -f_y h; \quad \bar{D} = 2f_y t h; \quad \bar{F} = 2P_f e_f - f_y h t^2 / 2$$

Δ = deplasarea laterală a tălpilor profilului,

δ = deplasarea la mijlocul profilului; $\delta = \Delta^2 L / (2b^2 \tan \beta)$;

e = poziția de aplicare a forței P ;

L = lungimea elementului.

Mecanisme pentru inima și tălpi

$$N_{pl,m} = f_y t b \left\{ \frac{b-2c}{b} \left\{ \left[(1+r)^2 \left(\frac{\Delta}{t} \right)^2 + 1 \right]^{0.5} - (1+r) \left(\frac{\Delta}{t} \right) \right\} + \right.$$

$$\left. + \frac{c}{b} \left\{ \left[\Delta_{kt}^2 + 1 \right]^{0.5} - \Delta_{kt} + \frac{1}{\Delta_{kt}} \ln \left(\Delta_{kt} + \left[\Delta_{kt}^2 + 1 \right]^{0.5} \right) \right\} \right\}$$

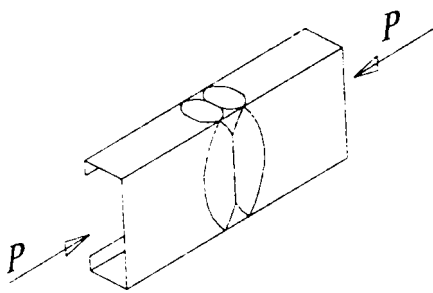
$$\Delta_{kt} = \frac{2(1+r)\Delta}{k t}; \quad k = \operatorname{cosec}^2(\alpha) + \operatorname{cosec}^2(\beta);$$

$$e = b/2; \quad c = 0.2 \times b; \quad r = 0.6$$

Mecanism pentru reborduri

$$N_{pl,m} = \frac{f_y t b}{2} \left\{ \left[\left(\frac{2\Delta}{\kappa_1 t} \right)^2 + 1 \right]^{0.5} - \frac{2\Delta}{\kappa_1 t} + \frac{\kappa_1 t}{2\Delta} \ln \left\{ \left[\left(\frac{2\Delta}{\kappa_1 t} \right)^2 + 1 \right]^{0.5} - \frac{2\Delta}{\kappa_1 t} \right\} \right\}$$

$$\kappa_1 = 1 + \sec^2 \beta$$



În continuare, pentru validarea metodei, în Tabelul 5.4 se prezintă comparativ factorul de reducere al rezistenței plastice $\bar{N}_{L,pl}$ determinat cu metoda rigid-plastică, precum și valori corespunzătoare stabilite pe baza celor mai importante metode aflate în literatura de specialitate și anume: metode bazate pe lățimea eficace EUROCODE 3-Partea 1.3, AISI-1996 și Metoda Rezistenței Efective (*Direct Strength Method* - Schafer 2001, 2002). Ca referințe, în comparație se folosesc și rezultatele experimentale obținute la Universitatea din Liege și simulări numerice efectuate cu programul ANSYS 5.4.

Factorul de reducere al rezistenței plastice, $\bar{N}_{L,pl}$, a unui tronson scurt realizat din bare cu pereți subțiri formate la rece sollicitat la compresiune, se determină cu relația:

$$\bar{N}_{L,pl} = \frac{N_{pl,m}}{A \cdot f_y} \quad (5.44)$$

unde $N_{pl,m}$ este forța totală plastică corespunzătoare formării mecanismului plastic local, A este aria secțiunii brute, iar f_y este limita de curgere. Se observă că $\bar{N}_{L,pl}$ reprezintă valoarea adimensională a capacității portante plastice (rezistența ultimă) a unei bare scurte cu pereți subțiri formată la rece și sollicitată la compresiune.

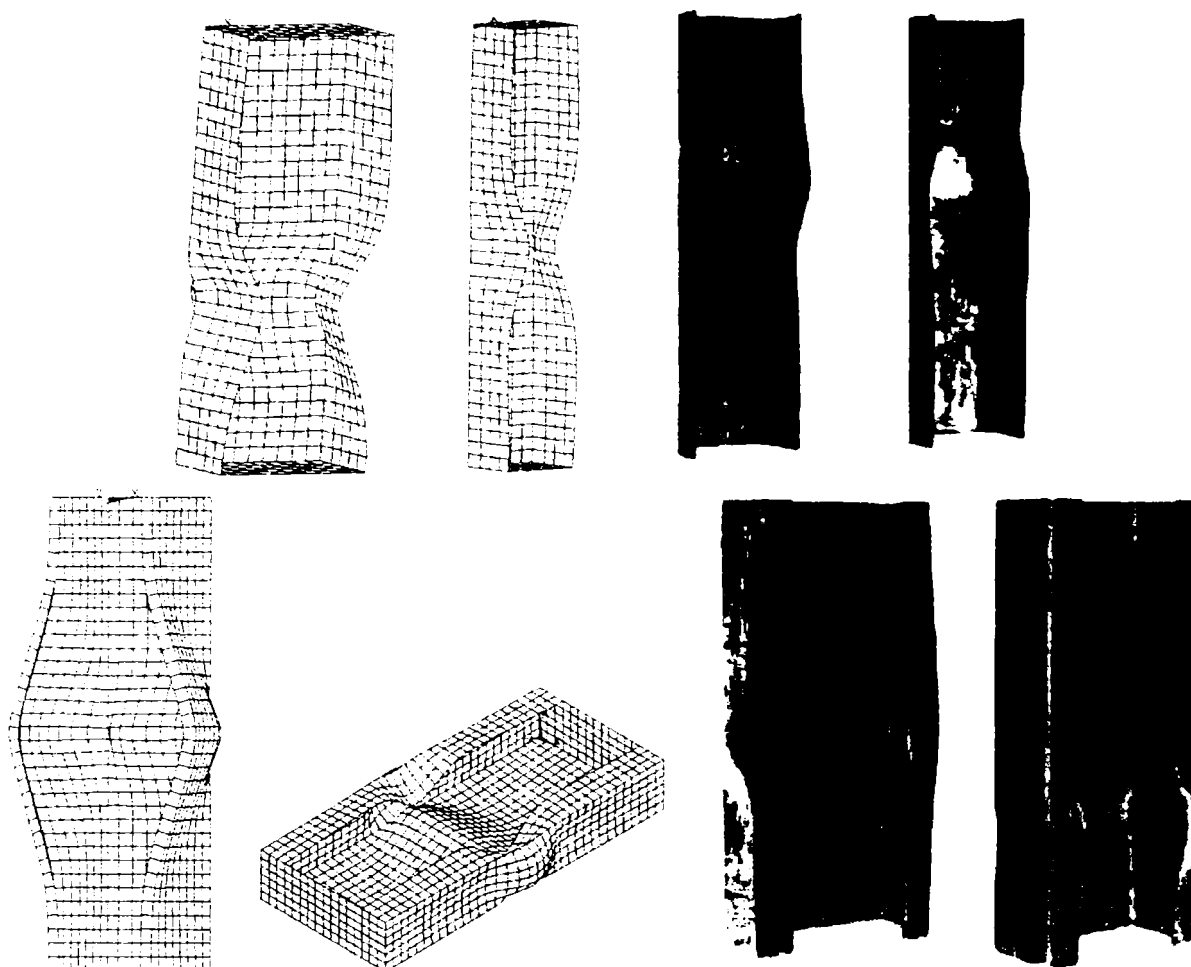


Figura 5.53. Corespondența dintre simulările numerice și rezultatele experimentale pentru elemente solicitate la compresiune

În Tabelul 5.4, următoarele notații au fost utilizate:

$\bar{N}_{L,el-pl}$ valoarea adimensională a rezistenței ultime obținută prin simulare numerică cu programul ANSYS 5.4;

$$\bar{N}_{L,el-pl} = \frac{N_{L,el-pl}}{A \cdot f_y} \quad (5.45)$$

$\bar{N}_{L,EC3}$ valoarea adimensională a rezistenței ultime conform normei EUROCODE 3-Partea 1.3 (1996);

$$\bar{N}_{L,EC3} = \frac{A_{eff} \cdot \sigma_{max}}{A \cdot f_y} = \frac{A_{eff}}{A}; \sigma_{max} = f_y \quad (5.46)$$

$\bar{N}_{L,AISI}$ valoarea adimensională a rezistenței ultime conform normei AISI (1996);

$$\bar{N}_{L,AISI} = \frac{P_{ne}}{A \cdot f_y} \quad (5.47)$$

$\bar{N}_{L,DSM}$ valoarea adimensională a rezistenței ultime conform metodei rezistenței efective - *Direct Strength Method* (DSM);

$$\bar{N}_{L,DSM} = \frac{N_n}{A \cdot f_y} \quad (5.48)$$

$\bar{N}_{L,exp}$ valoarea adimensională a rezistenței ultime determinată experimental

$$\bar{N}_{L,exp} = \frac{N_{L,exp}}{A \cdot f_y} \quad (5.49)$$

Se poate observa din Tabelul 5.4 o foarte bună corelație între valorile $\bar{N}_{L,pl}$, $\bar{N}_{L,el-pl}$ și $\bar{N}_{L,exp}$, comparative cu valorile $\bar{N}_{L,EC3}$, $\bar{N}_{L,AISI}$ și $\bar{N}_{L,DSM}$.

Tabelul 5.4. Rezultate comparative pentru tronsoanele scurte solicitate la compresiune

Secțiune de tip U ; $f_y=397\text{N/mm}^2$ – 6 încercări experimentale						
Profile	$\bar{N}_{L,exp}$	$\bar{N}_{L,pl}$	$\bar{N}_{L,el-pl}$	$\bar{N}_{L,EC3}$	$\bar{N}_{L,AISI}$	$\bar{N}_{L,DSM}$
U22	0.601	0.586	0.585	0.573	0.601	0.491
U33	0.695	0.665	0.667	0.610	0.638	0.513
U44	0.648	0.644	0.663	0.598	0.613	0.492
U18	0.671	0.669	0.641	0.655	0.686	0.589
U29	0.768	0.745	0.754	0.701	0.708	0.606
U40	0.771	0.741	0.750	0.669	0.677	0.586
m	0.692	0.675	0.677	0.634	0.654	0.546
s	0.067	0.060	0.065	0.048	0.043	0.053
m-16.4s	0.582	0.576	0.569	0.555	0.584	0.459
Secțiune de tip C ; $f_y=397\text{N/mm}^2$ – 10 încercări experimentale						
Profile	$\bar{N}_{L,exp}$	$\bar{N}_{L,pl}$	$\bar{N}_{L,el-pl}$	$\bar{N}_{L,EC3}$	$\bar{N}_{L,AISI}$	$\bar{N}_{L,DSM}$
C8	0.767	0.681	0.741	0.780	0.706	0.676
C10-1	0.828	0.852	0.810	0.813	0.712	0.669
C10-2	0.816	0.852	0.810	0.813	0.712	0.669
C10-3	0.834	0.852	0.810	0.813	0.712	0.668
C49	0.741	0.667	0.717	0.781	0.750	0.679
C78	0.598	0.564	0.585	0.447	0.560	0.387
C80-1	0.775	0.722	0.762	0.658	0.622	0.504
C80-2	0.787	0.722	0.762	0.658	0.622	0.504
C80-3	0.754	0.722	0.762	0.658	0.622	0.504
C82	0.735	0.690	0.727	0.725	0.713	0.610
m	0.763	0.732	0.749	0.715	0.673	0.587
s	0.068	0.095	0.067	0.115	0.061	0.104
m-16.4s	0.652	0.577	0.639	0.526	0.573	0.416
Secțiune de tip C ; $f_y=376\text{N/mm}^2$ – 4 încercări experimentale						
Profile	$\bar{N}_{L,exp}$	$\bar{N}_{L,pl}$	$\bar{N}_{L,el-pl}$	$\bar{N}_{L,EC3}$	$\bar{N}_{L,AISI}$	$\bar{N}_{L,DSM}$
C34	0.606	0.584	0.585	0.589	0.524	0.356
C84B	0.458	0.443	0.437	0.312	0.450	0.301
C86B-3	0.540	0.513	0.566	0.471	0.533	0.387
C86B-4	0.513	0.513	0.526	0.471	0.521	0.382
m	0.529	0.513	0.529	0.461	0.507	0.357
s	0.062	0.057	0.066	0.114	0.039	0.040
m-16.4s	0.428	0.419	0.420	0.274	0.444	0.292

Pentru confirmarea rezultatelor teoretice și numerice de mai sus, în cadrul Laboratorului CEMSIG al Facultății de Construcții și Arhitectură din Timișoara (Ungureanu, 2003) s-au efectuat încercări experimentale pe profile cu pereți subțiri formate la rece, solicitate la compresiune, cu secțiuni de tip U și Ω , cu diferite zvelteți ale pereților componentii.

Similar, calculele de determinare a rezistenței ultime folosind metoda mecanismului plastic de cedare și comparațiile efectuate anterior se aplică și pentru încercările realizate în cadrul Laboratorului CEMSIG al Facultății de Construcții și Arhitectură din Timișoara. În Tabelul 5.5 se prezintă dimensiunile măsurate ale acestor profile. Detalii privind încercările experimentale se găsesc în *Capitolul 4* al acestei lucrări.

În Figura 5.54 se prezintă mecanismele plastice de cedare obținute în Laboratorului CEMSIG, pentru secțiunile de tip U și Ω .



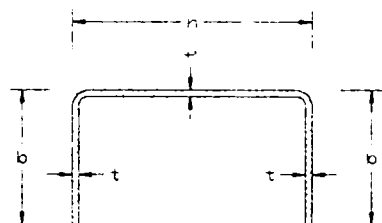
Figura 5.54. Moduri de cedare prin mecanisme plastice locale ale tronsoanelor scurte solicitate la compresiune

Pentru validarea metodei, în Tabelul 5.6 se prezintă comparativ factorul de reducere al rezistenței plastice $\bar{N}_{L,pl}$, determinat cu metoda rigid-plastică și valorile corespunzătoare determinate aplicând metode bazate pe lățimea eficace (EUROCODE 3-Partea 1.3 și AISI-1996), respectiv rezultatele experimentale obținute la Universitatea din Timișoara.

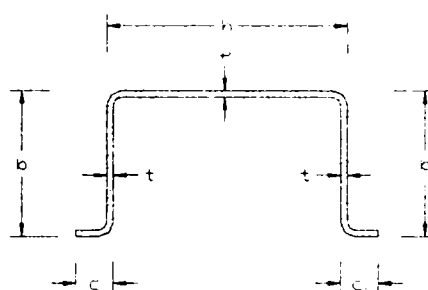
Ca și în cazul precedent, și în acest caz se poate observa din Tabelul 5.6 o bună corelație între valorile $\bar{N}_{L,pl}$ și $\bar{N}_{L,exp}$, comparativ cu valorile $\bar{N}_{L,EC3}$, $\bar{N}_{L,AISI}$.

Tabelul 5.5. Dimensiuni măsurate medii ale profilelor de tip U și Ω (Ungureanu 2003)

Specimene tip 'UC'



Specimene tip 'HC'



Specimene tip 'UC'						
Nr. Sect.	b (mm)	h (mm)	t (mm)	L (mm)	N_{exp} (kN)	
UC1S1/1	29.35	101.5	2.01	200	54.67	
UC2S1/1	49.40	101.5	2.01	230	68.99	
UC3S1/1	75.20	99.8	2.00	250	74.79	
UC4S1/1	99.85	100.6	2.00	270	68.71	
UC5S1/1	29.80	150.4	1.99	290	59.27	
UC6S1/1	49.80	151.1	1.98	310	67.87	
UC7S1/1	74.55	151.5	1.98	339	77.58	
UC8S1/1	99.50	151.1	1.98	360	77.95	
UC9S1/1	150.05	150.2	1.99	410	73.32	
UC1S2	30.00	100.9	1.98	400	54.64	
UC2S2	49.40	101.3	1.98	460	63.84	
UC3S2	74.55	101.0	1.98	500	59.52	
UC4S2	99.70	100.8	1.99	541	65.71	
UC5S2	29.80	150.6	1.98	581	53.85	
UC6S2	49.70	151.1	1.98	620	65.18	
UC7S2	74.55	152.3	1.99	680	71.14	
UC8S2	99.85	151.4	1.97	719	68.89	
UC9S2	150.45	150.7	1.97	820	67.51	
Specimene tip 'HC'						
Nr. Sect.	h (mm)	b (mm)	c (mm)	t (mm)	L (mm)	N_{exp} (kN)
HC1S1/1	146.4	30.45	10.60	1.98	300	80.11
HC2S1/1	149.8	30.30	14.55	1.98	301	90.00
HC3S1/1	150.2	30.25	24.50	1.98	301	103.81
HC4S1/1	150.6	49.55	9.90	1.97	331	81.83
HC5S1/1	150.4	49.80	14.55	1.97	330	93.63
HC6S1/1	150.8	49.85	24.55	1.96	331	103.25
HC7S1/1	149.1	79.95	9.70	1.95	361	79.59
HC8S1/1	150.1	79.85	14.50	1.97	360	105.40
HC9S1/1	147.6	79.90	24.60	1.98	360	119.64
HC10S1/1	149.1	119.80	9.95	1.96	420	91.51
HC11S1/1	150.7	119.70	14.60	1.97	420	111.27
HC12S1/1	150.3	119.85	24.60	1.97	420	134.79
HC1S2	148.8	29.85	10.40	1.97	600	75.23
HC2S2	151.2	29.85	14.70	1.97	600	78.68
HC3S2	150.7	29.90	24.40	1.97	600	96.17
HC4S2	149.2	50.05	9.65	1.96	660	101.77
HC5S2	151.1	49.60	14.50	1.96	660	84.16
HC6S2	151.9	49.45	24.50	1.97	660	93.29
HC7S2	149.4	79.75	10.00	1.96	720	87.70
HC8S2	151.6	79.75	14.65	1.95	720	---
HC9S2	151.8	79.15	24.50	1.96	720	110.57
HC10S2	151.6	119.75	9.75	1.95	840	89.75
HC11S2	151.7	119.95	14.35	1.95	840	98.98
HC12S2	151.3	119.80	24.40	1.97	840	125.78

Tabelul 5.6. Rezultate comparative pentru tronsoanele scurte solicitate la compresiune

Specimene tip 'UC'								
Nr. Sect.	N_{exp} (kN)	N_{pl} (kN)	N_{EC3} (kN)	N_{AISI} (kN)	$\bar{N}_{L,exp}$	$\bar{N}_{L,pl}$	$\bar{N}_{L,EC3}$	$\bar{N}_{L,AISI}$
UC1S1/1	54.67	55.65	57.32	55.42	0.762	0.775	0.799	0.772
UC2S1/1	68.99	64.58	62.24	61.21	0.764	0.716	0.689	0.678
UC3S1/1	74.79	67.54	63.37	62.72	0.665	0.600	0.563	0.558
UC4S1/1	68.71	65.05	64.35	63.71	0.507	0.480	0.475	0.470
UC5S1/1	59.27	59.80	57.42	57.58	0.630	0.638	0.619	0.620
UC6S1/1	67.87	68.91	64.64	63.59	0.610	0.617	0.581	0.571
UC7S1/1	77.58	75.22	66.41	65.93	0.577	0.560	0.494	0.490
UC8S1/1	77.95	75.21	67.26	66.96	0.498	0.480	0.429	0.428
UC9S1/1	73.32	75.55	68.72	68.41	0.361	0.372	0.339	0.337
UC1S2	54.64	54.70	49.50	51.53	0.761	0.770	0.690	0.718
UC2S2	63.84	62.46	58.52	58.48	0.707	0.705	0.648	0.648
UC3S2	59.52	62.37	62.39	61.20	0.529	0.560	0.555	0.544
UC4S2	65.71	61.72	63.81	62.55	0.440	0.485	0.471	0.461
UC5S2	53.85	54.33	45.64	49.45	0.580	0.582	0.492	0.533
UC6S2	65.18	63.61	59.67	61.17	0.567	0.570	0.536	0.549
UC7S2	71.14	71.31	66.30	65.40	0.529	0.527	0.493	0.487
UC8S2	68.89	69.89	66.66	65.70	0.440	0.447	0.426	0.420
UC9S2	67.51	66.13	67.48	66.57	0.324	0.328	0.332	0.328
m					0.570	0.567	0.535	0.534
s					0.132	0.125	0.123	0.122
m-1.64s					0.354	0.362	0.334	0.334
Specimene tip 'HC'								
Nr. Sect.	N_{exp} (kN)	N_{pl} (kN)	N_{EC3} (kN)	N_{AISI} (kN)	$\bar{N}_{L,exp}$	$\bar{N}_{L,pl}$	$\bar{N}_{L,EC3}$	$\bar{N}_{L,AISI}$
HC1S1/1	80.11	80.87	66.58	63.37	0.802	0.810	0.666	0.634
HC2S1/1	90.00	90.67	70.45	66.60	0.858	0.965	0.671	0.635
HC3S1/1	103.81	103.71	79.33	74.40	0.910	0.910	0.695	0.652
HC4S1/1	81.83	82.48	77.93	76.48	0.695	0.700	0.662	0.650
HC5S1/1	93.63	94.05	84.09	81.74	0.767	0.770	0.689	0.670
HC6S1/1	103.25	103.28	93.57	89.25	0.790	0.790	0.716	0.683
HC7S1/1	79.59	80.04	83.39	77.10	0.557	0.560	0.584	0.540
HC8S1/1	105.40	104.32	94.90	88.91	0.707	0.700	0.637	0.596
HC9S1/1	119.64	122.16	112.16	113.80	0.758	0.775	0.711	0.721
HC10S1/1	91.51	91.58	84.77	85.05	0.510	0.510	0.472	0.474
HC11S1/1	111.27	112.47	93.08	94.90	0.600	0.607	0.502	0.512
HC12S1/1	134.79	133.64	110.24	114.40	0.694	0.688	0.567	0.589
HC1S2	75.23	76.78	57.35	55.98	0.755	0.770	0.575	0.562
HC2S2	78.68	77.98	62.00	60.02	0.751	0.745	0.592	0.573
HC3S2	96.17	95.68	70.86	68.07	0.850	0.845	0.626	0.602
HC4S2	101.77	99.31	72.65	72.79	0.871	0.850	0.622	0.623
HC5S2	84.16	83.53	80.48	79.17	0.686	0.680	0.656	0.645
HC6S2	93.29	95.32	89.75	86.47	0.710	0.725	0.683	0.658
HC7S2	87.70	89.19	84.08	77.53	0.610	0.620	0.585	0.539
HC8S2	---	95.63	92.89	86.78	---	0.645	0.626	0.585
HC9S2	110.57	111.12	109.40	110.06	0.703	0.706	0.696	0.700
HC10S2	89.75	86.19	83.78	83.21	0.500	0.480	0.467	0.464
HC11S2	98.98	100.95	90.98	92.10	0.539	0.549	0.495	0.501
HC12S2	125.78	123.30	109.92	112.93	0.647	0.634	0.565	0.580
m					0.707	0.710	0.615	0.599
s					0.116	0.122	0.075	0.070
m-1.64s					0.517	0.509	0.491	0.485

5.6. Elemente solicitate la încovoiere

După cum s-a enunțat la sfârșitul paragrafului 5.4, în prezentul paragraf se vor prezenta mecanismele plastice la încovoiere pentru secțiuni de tip U și C, respectiv valorile momentelor capabile obținute pe această bază și comparații cu valori experimentale și valori obținute cu alte metode de calcul consacrate (EUROCODE 3-Partea 1.3 și AISI-1996). Se face precizarea că modelul mecanismului plastic local pentru încovoiere, descris de Kecman și extins ulterior de Kotelko pentru elemente cu secțiune rectangulară, se adaptează în continuare pentru bare cu pereți subțiri cu secțiuni de tip U și C formate la rece.

5.6.1 Descrierea mecanismului propus de Kecman și extins de Kotelko

În Figura 5.55a se prezintă un mecanism plastic local produs prin încovoiere; acesta este simetric în raport cu direcția longitudinală (Figura 5.55b), respectiv cu direcția transversală (Figura 5.55c)

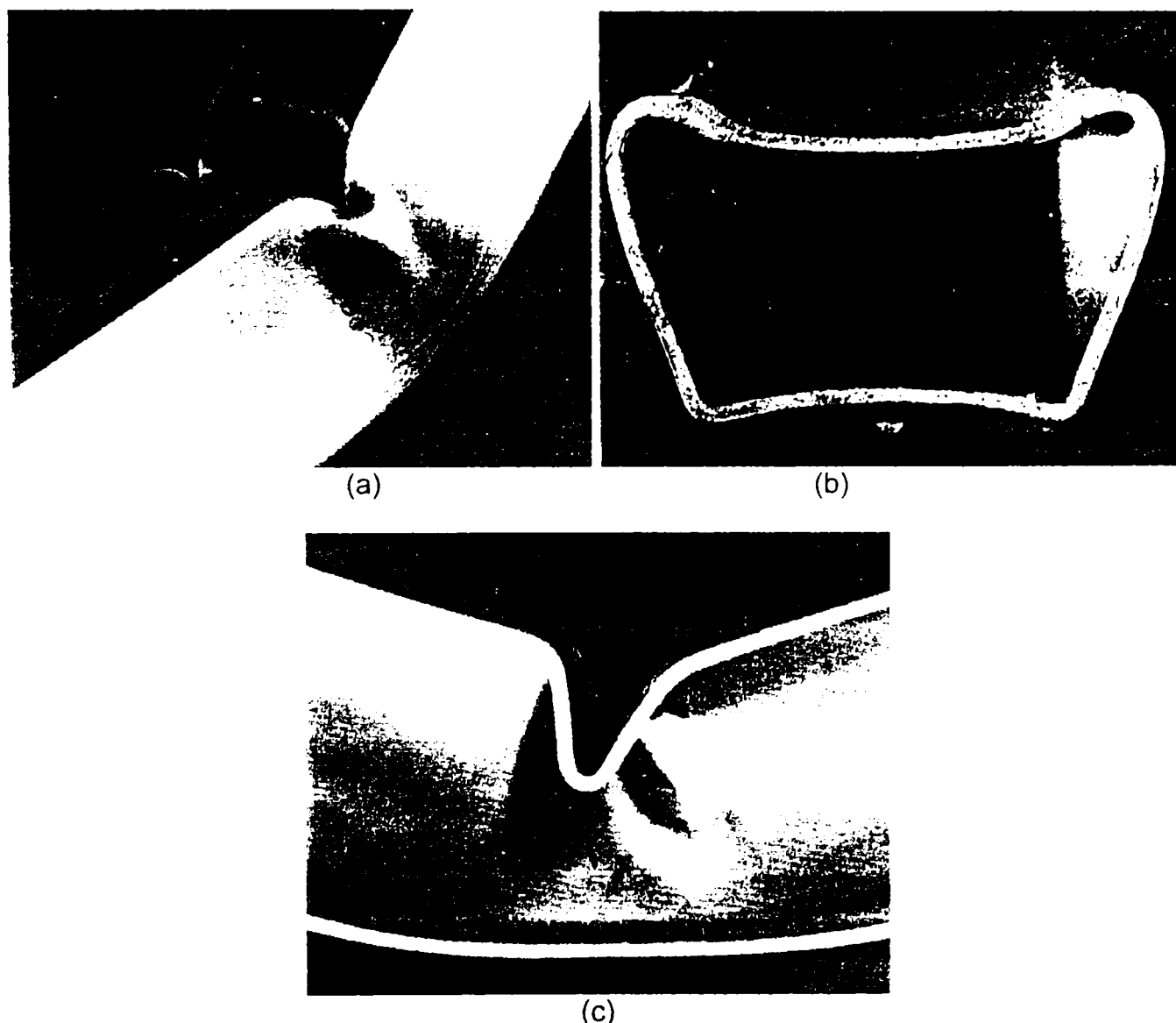


Figura 5.55. Mecanism plastic de încovoiere pentru o secțiune tubulară; (a) forma mecanismului; (b) secțiune transversală; (c) secțiune longitudinală

O rețea densă de cercuri a fost aplicată electrochimic pe toate cele 4 laturi, în zona formării articulației plastice, după cum se prezintă în Figura 5.56. Testul a fost oprit după ce unghiul articulației, θ , a atins pe rând 9.5° , 19° și 29.8° , pentru a măsura deformațiile produse.

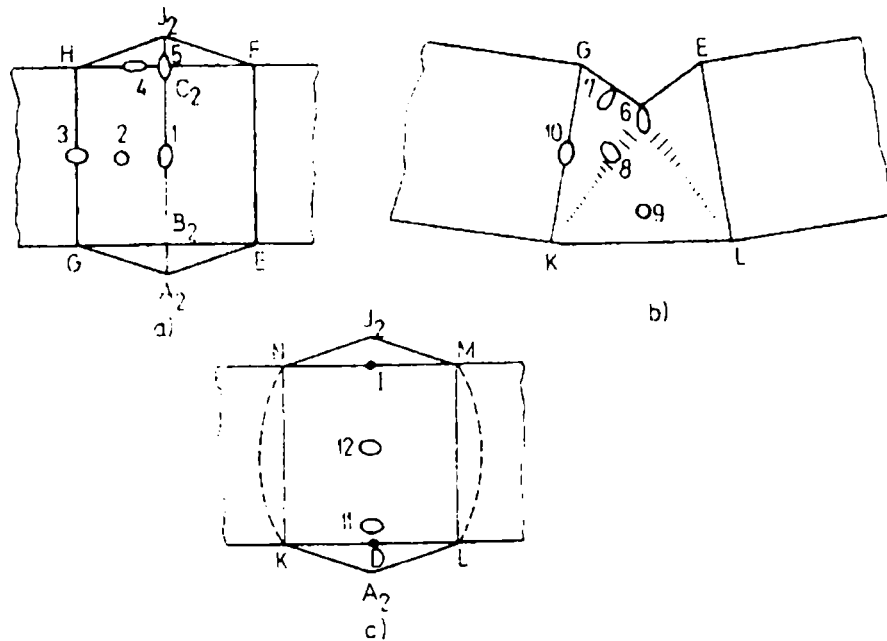


Figura 5.56. Măsurarea modului de deformare

S-a observat că mecanismul plastic s-a inițiat și dezvoltat între două segmente de grindă nedeformate, delimitate prin liniile plastice staționare GHNKG și EFMLE, după cum se prezintă în Figura 5.56a. Printr-o analiză detaliată a mecanismului plastic și a modului în care el s-a format, se pot evidenția următoarele:

(a) Majoritatea deformațiilor plastice sunt concentrate de-a lungul liniilor de curgere staționare EF, GH, EB, GB, FC, HC, BC, BA, CJ, GK, NH, EL și EM (Figura 5.57).

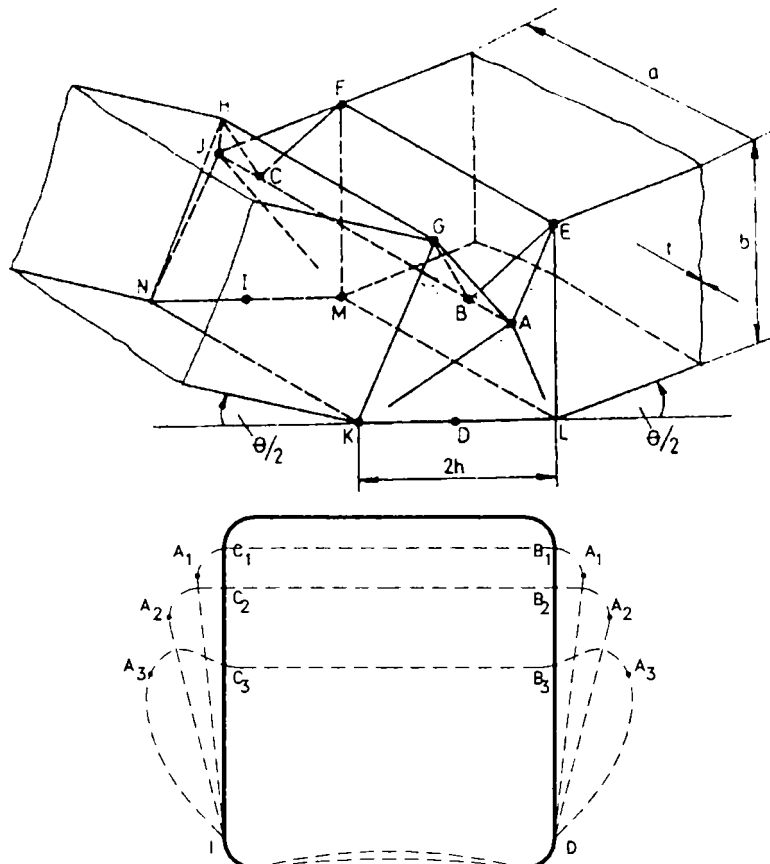


Figura 5.57. Mecanismul plastic în diverse faze ale dezvoltării lui

(b) S-au observat linii de curgere variabile (GA, AE, KA și LA), iar distanța BA se modifică în timpul rotirii mecanismului plastic. În Figura 5.57b se poate observa modificarea poziției, în timp, a punctului A (A1, A2, A3).

- (c) Unghiul colțului de-a lungul liniilor KL și MN rămâne aproape constant.
- (d) Deformațiile tălpii întinse includ și linii de curgere variabile precum NK și ML.
- (e) Au fost observate și deformații în plan ale pereților, în special de-a lungul liniilor de rostogolire GA, EA, HC CF și CJ.
- (f) Raza de rotire, r , variază lin de-a lungul liniei GA și valoarea ei a fost aproximativ proporțională cu lungimea liniei de curgere, $r \approx (0.03 - 0.05)KL$.
- (g) Raza de rotire de-a lungul liniilor KA, LA, MJ și NJ variază de la infinit până la o valoare apropiată de raza de rotire, r , prezentată la punctul (f).

5.6.2 Energia totală de deformație

Energia absorbită în timpul rotirii mecanismului plastic este compusă din suma a trei componente distincte:

$$W(\theta) = \sum_i W_1^{(i)} + W_2 + W_3 \quad (5.50)$$

Prima componentă este suma energiei absorbite în timpul rotirii relative a pereților în lungul liniilor de curgere, care se consideră ca au o rază de rotire egală cu zero, adică raza de curbura a unei suprafețe ce leagă doi pereți care au o linie de curgere comună este egală cu zero. Acest tip de energie poate fi exprimat astfel:

$$W_1^{(i)} = m_p \cdot d_i \cdot \beta_i \quad (5.51)$$

unde:

$m_p = \frac{f_y \cdot t^2}{4}$ = este momentul plastic complet pe unitatea de lungime a unei linii de curgere;

d_i = lungimea liniei de curgere;

β_i = unghiul de rotire relativă a doi pereți adiacenți.

Ceilalți doi termeni ai energiei plastice constau în energia de deformare a zonelor plastice locale, și anume colțurile mecanismului plastic. Un exemplu de zonă plastică locală este prezentat în Figura 5.58. Energia de încovoiere și revenire a zonei plastice de-a lungul liniei CB este:

$$W_2 = F_{BB^1C} \frac{2m_p}{r} \quad (5.52)$$

unde F_{BB^1C} este aria triunghiului BB^1C și r este raza de rotire a suprafeței îndoite care leagă pereții OBC și BB^1C . Se consideră că raza de rotire este constantă de-a lungul liniei de curgere CB, dar descrește ca valoare datorită rotirii mecanismului plastic global.

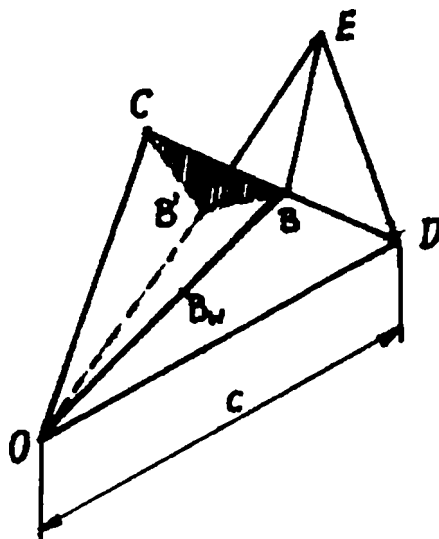


Figura 5.58. Geometria unei zone plastice locale

Kecman a determinat experimental mărimea razei de rotire, care este o funcție de unghiul θ al mecanismului:

$$r(\theta) = \left(0.07 - \frac{\theta}{35} \right) c \quad (5.53)$$

De-a lungul liniei de curgere OB, care este considerată o linie de curgere variabilă, raza de rostogolire variază de la infinit până la o valoare apropiată de r . Pentru un mecanism de cedare, raza r poate fi aproximată în următorul mod:

$$r_{OB_w} = r \frac{OB}{l_{B_w}} \quad (5.54)$$

unde l_{B_w} este distanța punctului variabil ca poziție B_w , de la O la B și r este raza de rotire a peretelui BC. Unghiul δ dintre planurile OBC și OBD ale mecanismului plastic este dată de arcul de cerc de lungime l_r .

$$\delta = \frac{l_r}{OB}$$

unde l_r se poate obține astfel:

$$\frac{l_r}{l_{B_w}} = \frac{B^1 B}{OB} \quad (5.55)$$

Astfel, energia rotirii relative de-a lungul liniei de plasticizare OB este:

$$W_3 = 2m_p \frac{B^1 B}{(OB)^2 \cdot r} \int_0^{OB} l_{B_w}^2 dl_{B_w} \quad (5.56)$$

În final, momentul încovoietor $M=M(\theta)$ al mecanismului plastic poate fi derivat din energia totală de deformare astfel:

$$M(\theta) = \frac{dW(\theta)}{d\theta} \quad (5.57)$$

sau printr-o exprimare numerică:

$$M(\theta) = \frac{W(\theta + \Delta\theta) - W(\theta - \Delta\theta)}{2\Delta\theta} \quad (5.58)$$

5.6.3 Descrierea mecanismelor propuse pentru secțiuni de tip U și C

Similar cu secțiunile tubulare se dezvoltă și mecanisme plastice pentru secțiuni de tip U și C solificate la încovoiere. Secțiunea de tip U poate fi tratată ca o secțiune tubulară secționată longitudinal în două părți egale, iar secțiunea de tip C se tratează identic, dar se ia în considerare și influența rebordurilor. În Figura 5.59 se prezintă mecanismele plastice locale propuse de autorul tezei pentru secțiunea de tip U, respectiv de tip C. În continuare se va particulariza energia de deformare pentru cazul celor două tipuri de secțiuni amintite anterior. Kotelko (1996) a observat că mecanismul propus de Kecman (mecanismul de tip R1 din Figura 5.50) este aplicabil pentru secțiuni mai puțin zvelte. Pentru rapoarte ale laturilor $b/a > 2$ este aplicabil mecanismul de tip R3 din Figura 5.50.

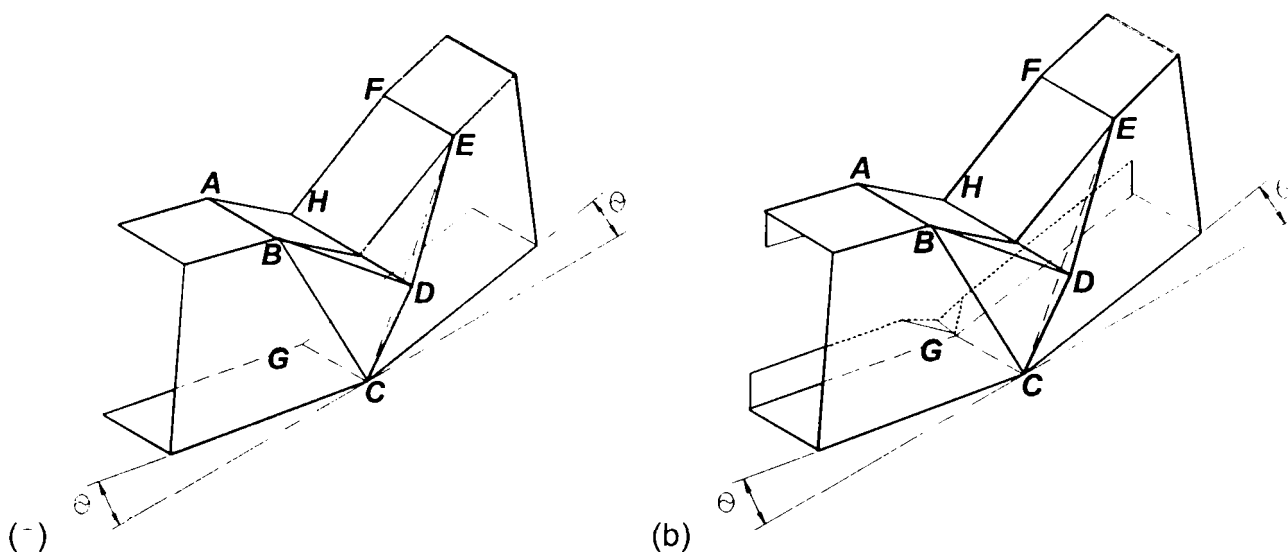


Figura 5.59. Mecanismele plastice locale propuse pentru: (a) secțiunea de tip U solicitată la încovoiere; (b) secțiunea de tip C solicitată la încovoiere

Mecanism plastic local pentru o secțiune de tip U solicitată la încovoiere

Toate mărimile geometrice care descriu mecanismul plastic pentru secțiunea U au fost exprimate în raport cu unghiul de rotație a mecanismului θ , mai puțin mărimea c , care a fost obținută numeric (Park & Lee, 1996) și se prezintă în Figura 5.60. Mărimile care caracterizează geometric mecanismul plastic sunt:

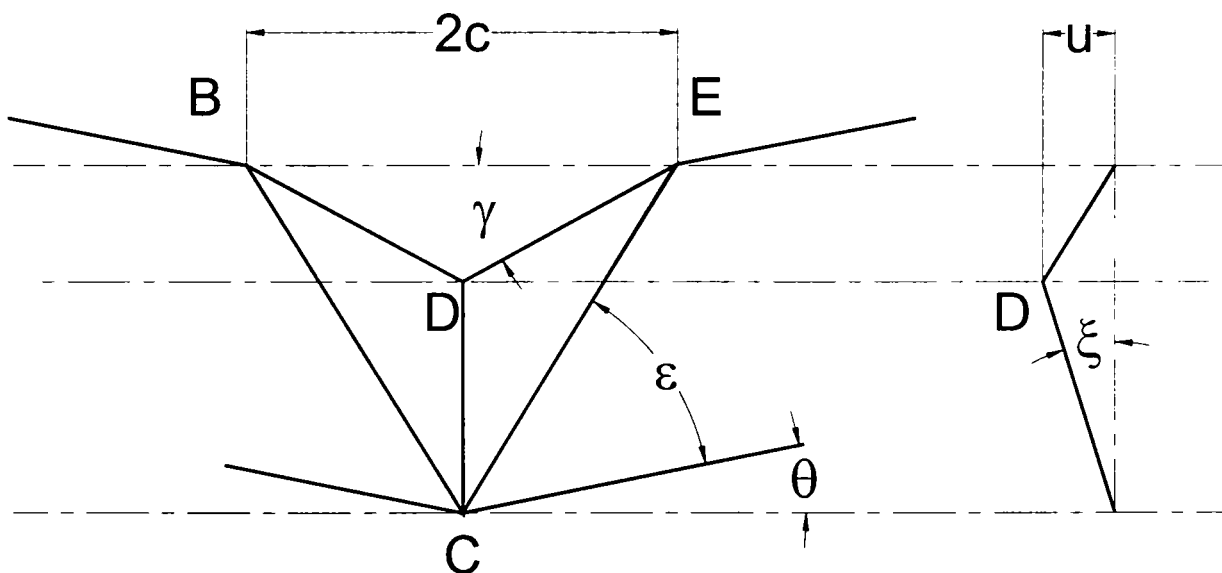


Figura 5.60. Mărimi care caracterizează mecanismul plastic local la încovoiere

$$\gamma = \arccos \left[\cos(\theta) - \frac{b}{c} \sin(\theta) \right] \text{ și } R = \sqrt{b^2 + c^2}$$

unde

$$\epsilon = \arctan \left(\frac{b}{c} \right) \text{ , } u = \frac{b^2 - l^2}{2b}$$

și

$$l = H(\theta) - c \sin \gamma \text{ , } H(\theta) = \sqrt{b^2 + (c \cdot \sin(\theta))^2}$$

Unghiul de rotație relativă a peretelui BCD în jurul liniei de curgere BC este notat cu η .

$$\eta = \arccos \left(\frac{A_1 \cdot A_2 + B_1 \cdot B_2 + C_1 \cdot C_2}{\sqrt{A_1^2 + B_1^2 + C_1^2} \cdot \sqrt{A_2^2 + B_2^2 + C_2^2}} \right)$$

Coeficienții A_1 , A_2 , B_1 , B_2 , C_1 și C_2 care descriu înclinarea peretelui BCD față de zona nedeformată de inimă, determinat într-un sistem de coordonate tridimensional.

$$\begin{aligned} A_1 &= \frac{-1}{2} \cdot a \cdot c \cdot \sin(\gamma) - u \cdot H(\theta) & A_2 &= \frac{1}{2} a \cdot c \cdot \sin(\theta) \\ B_1 &= \left(u + \frac{a}{2} \right) \cdot c \cdot \cos(\gamma) & B_2 &= \frac{-1}{2} a \cdot c \cdot \cos(\theta) \\ C_1 &= -H(\theta) \cdot c \cdot \cos(\gamma) + c^2 \cdot \cos(\gamma) \cdot \sin(\gamma) & C_2 &= H(\theta) \cdot c \cdot \cos(\theta) - c^2 \cdot \cos(\gamma) \cdot \sin(\theta) \end{aligned}$$

Energia de deformare poate fi scrisă pe componente astfel:

$$W_1^{(1)} = W_{AB} + W_{EF} = 2 \cdot m_p \cdot a \cdot (\gamma - \theta) \quad (5.59)$$

$$W_1^{(2)} = W_{DH} = 2 \cdot m_p \cdot (a + u) \cdot \gamma \quad (5.60)$$

$$W_1^{(3)} = W_{CG} = 2 \cdot m_p \cdot a \cdot \theta \quad (5.61)$$

$$W_1^{(4)} = W_{BE} = m_p \cdot c \cdot \pi \quad (5.62)$$

$$W_2 = W_{BC} + W_{CE} = 2 \cdot m_p \cdot (\pi - \eta) \cdot R \quad (5.63)$$

$$W_3 = W_{DC} = \frac{2}{3} \cdot m_p \cdot \frac{(b - u) \cdot u}{r} \quad (5.64)$$

$$W_4 = W_{BD} + W_{DE} = 2 \cdot m_p \cdot \frac{c \cdot u}{r} \quad (5.65)$$

Energia totală absorbită în timpul rotirii mecanismului plastic este compusă din suma componentelor prezentate mai sus:

$$W(\theta) = \sum_{i=1}^4 W_1^{(i)} + W_2 + W_3 + W_4 \quad (5.66)$$

În final, momentul încovoiator $M=M(\theta)$ al mecanismului plastic poate fi derivat din energia totală de deformare printr-o exprimare numerică astfel:

$$M(\theta) = \frac{W(\theta + \Delta\theta) - W(\theta - \Delta\theta)}{2\Delta\theta} \quad (5.67)$$

Curbe $M(\theta)$ - θ s-au calculat cu ajutorul unor foi de calcul realizate în programul *MathCad* și se prezintă în Anexa D.

Mecanism plastic local pentru o secțiune de tip C solicitată la încovoiere

Mecanismul pentru o secțiune de tip C este similar cu cel pentru secțiunea de tip U, cu diferența că mai apar încă doi termeni suplimentari aduși de energia de deformare a rebordurilor. Pentru mărimile geometrice care descriu mecanismul plastic pentru secțiunea C se folosește din nou Figura 5.60. Mărimile care caracterizează geometria mecanismului plastic sunt aceleași. Termenii componenți ai energiei de deformare sunt:

$$W_1^{(1)} = W_{AB} + W_{EF} = 2 \cdot m_p \cdot a \cdot (\gamma - \theta) \quad (5.68)$$

$$W_1^{(2)} = W_{DH} = 2 \cdot m_p \cdot (a + u + d) \cdot \gamma \quad (5.69)$$

$$W_1^{(3)} = W_{CG} = 2 \cdot m_p \cdot a \cdot \theta \quad (5.70)$$

$$W_1^{(4)} = W_{BE} = 2 \cdot m_p \cdot c \cdot \pi \quad (5.71)$$

$$W_2 = W_{BC} + W_{CE} + \dots = 2 \cdot m_p \cdot (\pi - \eta) \cdot R + 8 \cdot d \cdot (\pi - \eta) + d \cdot (\pi - 2 \cdot \eta) \quad (5.72)$$

$$W_3 = W_{DC} = \frac{2}{3} \cdot m_p \cdot \frac{(b - u) \cdot u}{r} \quad (5.73)$$

$$W_4 = W_{BD} + W_{DE} + \dots = 2 \cdot m_p \cdot \frac{c \cdot u}{r} + 2 \cdot m_p \cdot \frac{c \cdot d}{r} \quad (5.74)$$

Energia totală absorbită în timpul rotirii mecanismului plastic este compusă din suma componentelor prezentate mai sus:

$$W(\theta) = \sum_{i=1}^6 W_1^{(i)} + W_2 + W_3 + W_4 \quad (5.75)$$

În final, momentul încovoiator $M=M(\theta)$ al mecanismului plastic poate fi derivat din energia de deformare totală, printr-o exprimare numerică astfel:

$$M(\theta) = \frac{W(\theta + \Delta\theta) - W(\theta - \Delta\theta)}{2\Delta\theta} \quad (5.76)$$

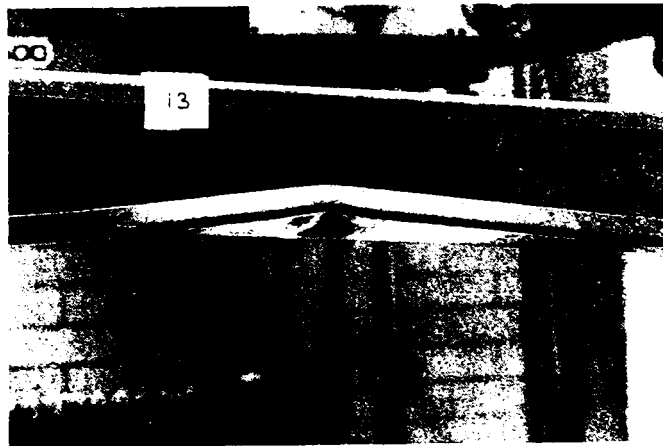
Curbe $M(\theta)$ - θ se prezintă în Anexa D și s-au calculat de asemenea cu ajutorul unor foi de calcul realizate în programul *MathCad*.

5.7. Determinarea forței ultime pentru elemente solicitate la încovoiere pe baza metodei mecanismelor plastice locale

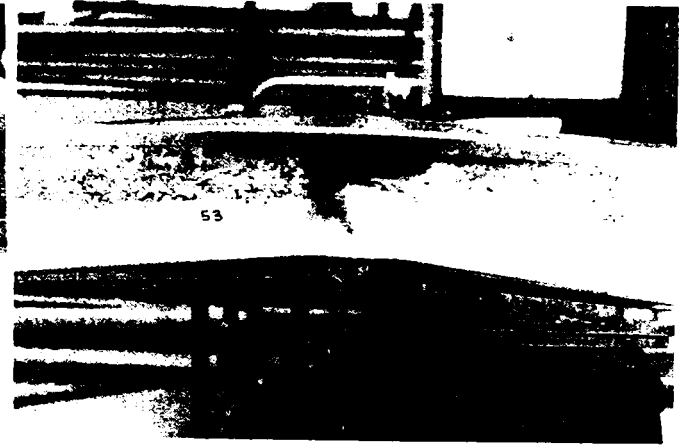
În acest paragraf, se utilizează rezultatele experimentale obținute în cadrul laboratorului Universității din Salford (Lovell, 1985), pe profile cu pereți subțiri formate la rece solicitate la încovoiere, cu secțiuni de tip U și C, pentru validarea metodologiei de calcul prezentate anterior pentru determinarea momentului încovoiator capabil al barelor scurte. În Tabel 5.7 se prezintă dimensiunile barelor scurte solicitate la încovoiere, iar în Figura 5.61 se evidențiază mecanismele plastice locale obținute pe cale experimentală. Se observă că mecanismele obținute în laborator sunt în concordanță cu modelele prezentate în Figura 5.59.

Tabel 5.7. Dimensiunile profilelor cu secțiune de tip U și C (Lovell 1985)

Specimene tip 'U'							
Nr. Sect.	b (mm)	h (mm)	t (mm)	L (mm)	f_y (N/mm ²)	M_{exp} (kN)	
3 – Seria A	90.4	36.6	1.15	801	303.2	1.029	
40 – Seria D	122.6	36.2	1.17	485	297.7	1.495	
64 – Seria F	122.3	50.2	1.17	583	303.2	1.206	
Specimene tip 'C'							
Nr. Sect.	h (mm)	b (mm)	c (mm)	t (mm)	L (mm)	f_y (N/mm ²)	M_{exp} (kN)
10 – Seria B	90.1	51	15.1	1.17	927	301.5	2.065
35 – Seria C	91.2	25.6	8.9	1.17	514	300	1.396
55 – Seria E	122.3	50.5	14.8	1.19	604	297.7	3.107



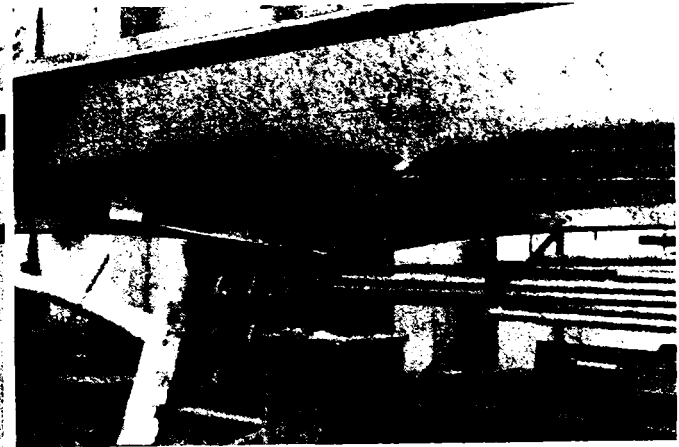
(a)



(b)



(c)



(d)



(e)



(f)

Figura 5.61. Mecanisme plastice locale obținute în laborator (Lovell, 1985)

În paralel cu datele experimentale, pentru confirmarea acestor tipuri de mecanisme plastice locale, au fost efectuate simulări numerice cu programul ANSYS 5.4. Pentru modelare s-au folosit elemente finite de tip SHELL 43, folosindu-se aceeași metodologie ca în cazul simulărilor numerice pentru barele comprimate. Mărimea imperfecțiunilor inițiale în modelul cu elemente finite a fost stabilită în concordanță cu valorile stabilite de Schafer și Pekoz (1998), și anume s-a considerat pentru inimă o imperfecțiune inițială egală cu $0.006h$, unde h este înălțimea inimii. Pentru tălpi s-a considerat o imperfecțiune egală cu grosimea profilului. Comportarea materialului a fost de tip ideal elasto-plastic, cu valoarea limitei de curgere egală cu cea obținută din încercările experimentale. În Figura 5.62 se compară deformata unui element obținută cu programul ANSYS 5.4 și cea obținută experimental. Valoarea momentului capabil (ultim) obținut cu teoria rigid plastică bazată pe mecanisme plastice locale este foarte apropiată de cele obținute experimental sau numeric.

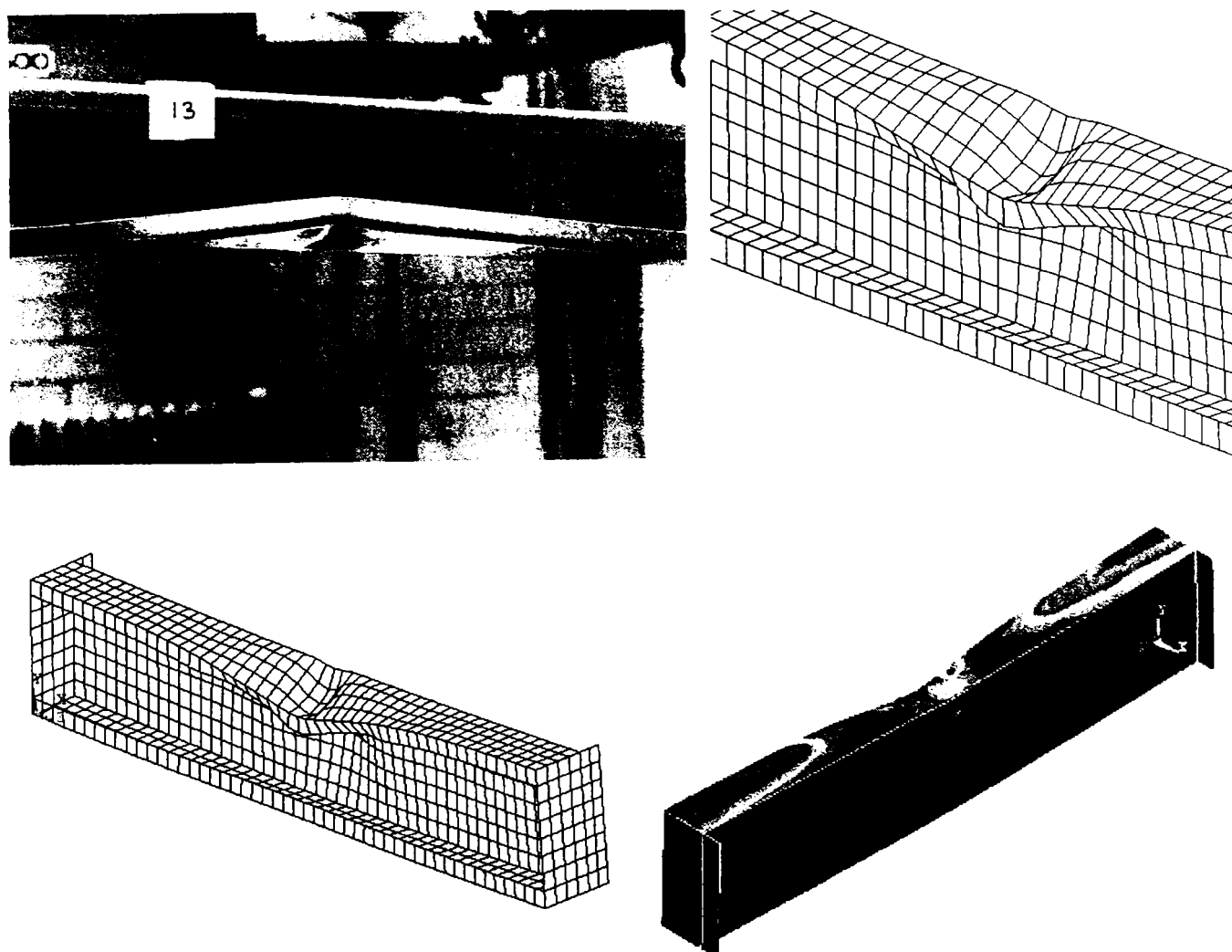


Figura 5.62. Corespondența dintre simulările numerice și rezultatele experimentale pentru elemente solicitate la încovoiere

Pentru validarea metodei, în Tabel 5.8 se prezintă comparativ factorul de reducere al rezistenței plastice $\overline{M}_{L,pl}$ determinat cu metoda rigid-plastică și cel determinat pe baza celor mai importante metode aflate în literatura de specialitate și anume: metode bazate pe lățimea eficace EUROCODE 3-Partea 1.3, AISI-1996, cât și rezultatele experimentale obținute la Universitatea din Salford.

Ca și în cazul profilelor solicitate la compresiune, și în acest caz se poate observa din Tabel 5.8 o bună corespondență între valorile $\overline{M}_{L,pl}$, $\overline{M}_{L,exp}$, comparativ cu valorile $\overline{M}_{L,EC3}$, $\overline{M}_{L,AISI}$.

Tabel 5.8. Rezultate comparative pentru barele scurte solicitate la încovoiere

Specimene tip 'U'								
Nr. Specimen / Serie	M_{exp} (kN)	M_{pl} (kN)	M_{EC3} (kN)	M_{AISI} (kN)	$\bar{M}_{L,exp}$	$\bar{M}_{L,pl}$	$\bar{M}_{L,EC3}$	$\bar{M}_{L,AISI}$
3 – Seria A	1.029	1.052	1.042	1.079	0.567	0.579	0.574	0.594
40 – Seria D	1.495	1.510	1.516	1.552	0.536	0.541	0.543	0.556
64 – Seria F	1.206	1.387	1.640	1.695	0.351	0.404	0.478	0.494
Specimene tip 'C'								
Nr. Specimen / Serie	M_{exp} (kN)	M_{pl} (kN)	M_{EC3} (kN)	M_{AISI} (kN)	$\bar{M}_{L,exp}$	$\bar{M}_{L,pl}$	$\bar{M}_{L,EC3}$	$\bar{M}_{L,AISI}$
10 – Seria B	2.142	2.206	1.723	1.747	0.811	0.835	0.652	0.661
35 – Seria C	1.506	1.518	1.253	1.281	0.875	0.882	0.728	0.744
55 – Seria E	3.187	3.175	2.421	2.518	0.806	0.803	0.612	0.637

5.8. Concluzii

Prezentul capitol s-a ocupat de problema mecanismelor plastice locale ale barelor cu pereți subțiri formate la rece, solicitate la compresiune sau încovoiere. S-a efectuat un studiu bibliografic prin care s-au prezentat cele mai importante cercetări legate de acest subiect. Au fost trecute în revistă, pe rând, liniile de curgere și metodele de calcul aferente, studii experimentale și numerice pentru elemente solicitate la compresiune și încovoiere. În natură se poate obține o mare varietate de mecanisme plastice, astfel s-a discutat și despre parametrii care le influențează.

În partea a doua a capitolului s-au prezentat modelele de calcul propuse de autorul tezei pentru determinarea mecanismelor plastice locale pentru elemente comprimate și pentru elemente încovoiate. Au fost propuse mecanisme plastice pentru secțiuni de tip „U” și „C”. Se poate observa că mecanismele plastice locale descriu corespunzător comportarea barelor scurte. Aceste **modele** corespund fenomenului real și **sunt confirmate** prin încercări experimentale și simulări numerice.

După elaborarea modelelor de calcul a mecanismelor plastice locale, au fost efectuate studii comparative pentru compresiune și încovoiere. S-au făcut comparații cu încercări experimentale realizate de Batista (1986) pentru compresiune și de Lovell (1985) pentru încovoiere. De asemenea, pentru validarea mecanismelor plastice locale de compresiune s-au utilizat și rezultatele experimentale realizate de autor și prezentate în Capitolul 4, care au fost realizate cu scopul de validare a modelelor analitice. S-au mai efectuat comparații cu normele moderne de calcul bazate pe metoda lățimii eficiente, EUROCODE 3 și AISI-1996, respectiv cu metoda rezistenței efective (Schafer, 2001,2002).

Din aceste studii comparative se poate observa că în majoritatea cazurilor modelele propuse pentru mecanismele plastice locale descriu mult mai bine comportarea barei scurte decât cele descrise de norme, care sunt bazate pe metoda *lățimii eficiente*.

În final, se poate sublinia importanța determinării corecte a rezistenței ultime a barei scurte și efectul acesteia în flambajul interactiv. Metoda de calcul bazată pe mecanisme plastice locale are o bază teoretică riguroasă în comparație cu metoda lățimii eficiente care este de natură semi-empirică.

6. REZISTENȚA POST-ELASTICĂ A PROFILELOR CU PEREȚI SUBȚIRI ÎN INTERACȚIUNEA FORMELOR DE INSTABILITATE LOCAL PLASTIC – GLOBAL ELASTIC

6.1. Introducere

În *Paragraful 5.1 al Capitolului 5* s-a arătat că cedarea unei bare cu pereți subțiri solicitată la compresiune se produce prin interacțiunea instabilităților global-elastice, de bară, cu mecanismul local plastic, asimilat unui mod de instabilitate rigid-plastic la nivelul secțiunii barei.

Acest tip de comportare este caracteristică elementelor cu pereți subțiri formate la rece fiind confirmată prin încercări experimentale și simulări numerice (Dubina & Ungureanu 2000, 2002). Figura 6.1 evidențiază fenomenul pentru cazul unui profil C solicitat la compresiune, a cărei comportare s-a simulat numeric. Vom numi această formă de instabilitate **interacțiune de tip plastic-elastic**. Fenomenul este principial identic și în cazul barelor încovoiate. În Figura 6.2 se prezintă interacțiunea dintre mecanismul plastic local și flambajul lateral prin încovoiere-răsucire a unei grinzi cu secțiune C solicitată la încovoiere pură. Acest tip de interacțiune descrie în mod real fenomenul flambajului interactiv în cazul barelor cu pereți subțiri.

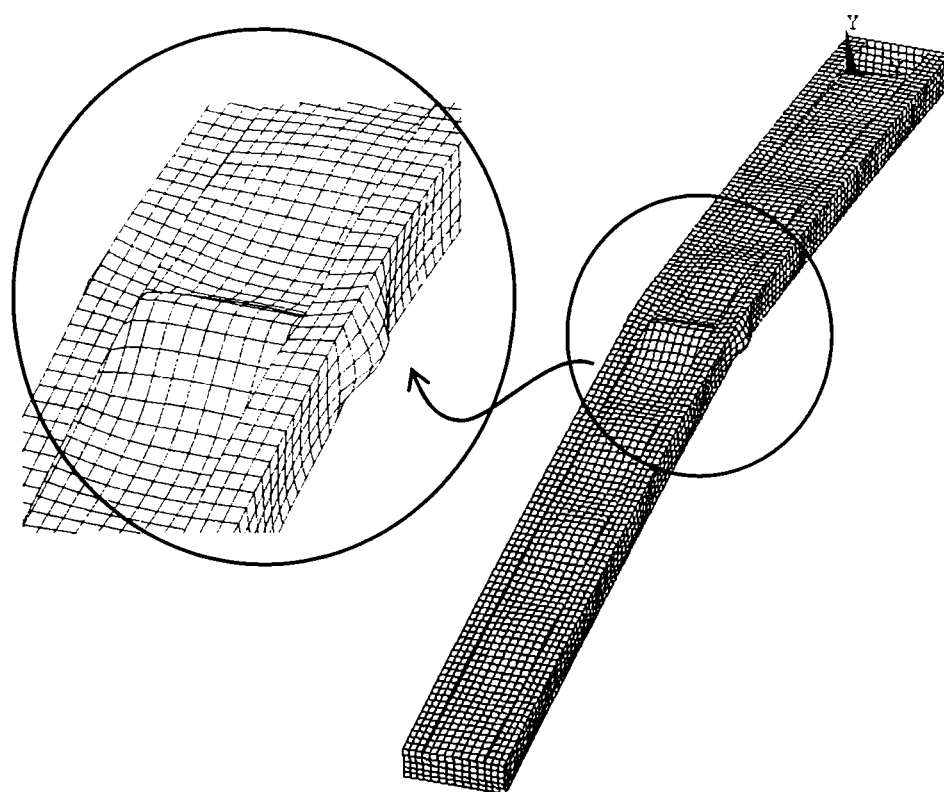


Figura 6.1. Simulare numerică realizată cu programul ANSYS 5.4 a interacțiunii de tip plastic-elastic dintre un mecanism plastic local și flambajul prin încovoiere a unui profil cu secțiune de tip C solicitat la compresiune

În codurile de proiectare moderne (Eurocode 3 – Partea 1.3 și AISI-1996), în formula de interacțiune dintre flambajul local și flambajul global, flambajul local (sau voalarea) este introdus pe baza rezistenței eficace a elementelor, determinată cu ajutorul metodei lățimii eficace, funcție de starea de solicitare, compresiune sau încovoiere. Pentru a realiza interacțiunea de tip plastic-elastic se folosește metoda ECBL (*Eroziunea Încărcării Critice de*

Bifurcare) prezentată de Dubină (1993, 2001), cu ajutorul căreia în relația de interacțiune Ayrton-Perry, pentru tronsonul scurt, în locul rezistenței eficace a tronsonului scurt se introduce rezistența plastică evaluată pe baza mecanismelor plastice locale. Astfel, se pot determina coeficienții de eroziune ai încărcării critice de bifurcare, ψ , și noi coeficienți de imperfecțiune α , într-un format similar cu relațiile de interacțiune din EUROCODE3 - Partea 1.3.

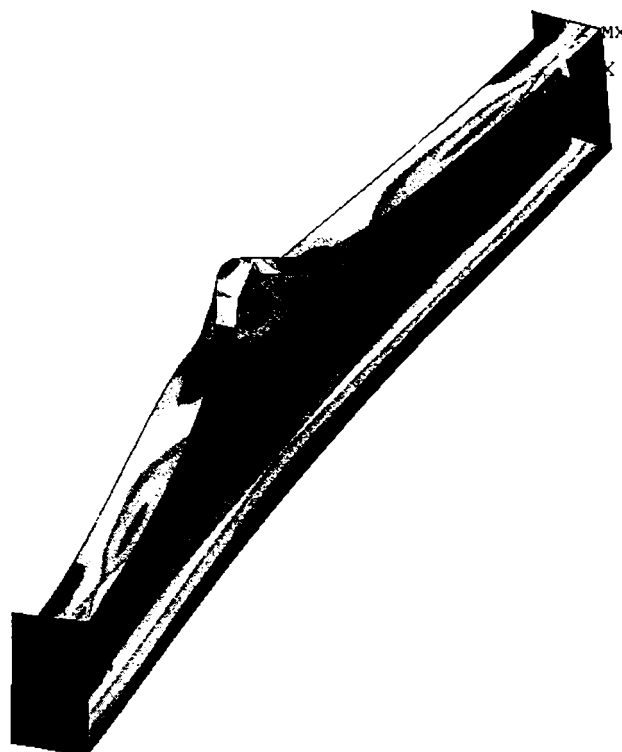


Figura 6.2. Simulare numerică realizată cu programul ANSYS 5.4 a interacțiunii de tip plastic-elastic dintre un mecanism plastic local și flambajul lateral prin încovoiere-răsucire a unui profil cu secțiune de tip C solicitat la încovoiere pură

6.2. Metoda ECBL pentru flambajul interactiv de tip plastic-elastic

Pentru flambajul interactiv de tip elastic-elastic, metoda ECBL a fost prezentată în *Capitolul 3*. În continuare se va prezenta metoda ECBL pentru flambajul interactiv de tip plastic-elastic. Această metodă permite cuplarea modului de flambaj local rigid-plastic cu modul de flambaj global elastic. Problema importantă a acestei metode este de a evalua corect eroziunea încărcării critice de bifurcare domeniul zvelteților medii. Evaluarea eroziunii este posibilă folosind încercări experimentale existente în literatura de specialitate (Dubină, Georgescu, Goina, Ungureanu, Iorgovan, 1996b) sau simulări numerice (Dubină, Goina, Zaharia, Ungureanu 1997).

Coeficientul de reducere al rezistenței plastice $Q_{pl} = \bar{N}_{L,pl}$ se determină pe baza metodei mecanismelor plastice locale prezentat în *Capitolul 5*. În conformitate cu metoda ECBL, în cazul barelor cu pereți subțiri sollicitate la compresiune sau încovoiere, se consideră că cele două moduri teoretice de instabilitate care se cuplează sunt flambajul de bară de tip Eulerian ($\bar{N}_E = 1/\bar{\lambda}^2$), respectiv modul local de instabilitate reprezentat prin coeficientul de reducere al rezistenței plastice $\bar{N}_{L,pl}$ (Figura 6.3). Curba erodată rezultată, care descrie modurile de instabilitate cuplate, este $\bar{N}(\bar{\lambda}, Q_{pl}, \psi)$, prezentată în Figura 6.3.

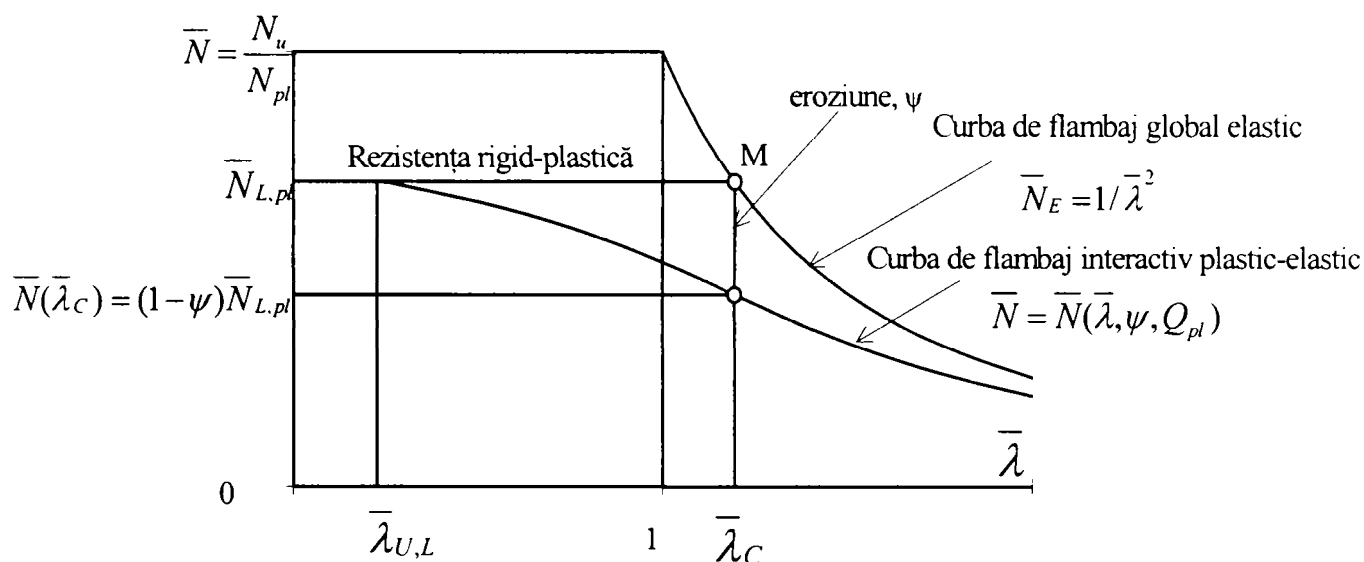


Figura 6.3. Modelul interactiv plastic-elastic conform metodei ECBL, pentru compresiune

Eroziunea maximă a încărcării critice de cuplare, produsă atât ca urmare a prezenței imperfecțiunilor cât și datorită efectului de cuplare, apare în punctul de cuplare a modurilor teoretice de instabilitate, M ($\bar{\lambda} = 1/\sqrt{Q_{pl}}$), unde forța critică teoretică corespunzătoare barei perfecte (Euler) este egală cu forța critică de voalare (modul local). În fapt, în Figura 6.3, s-a folosit ca „măsură” a forței critice de voalare rezistența secțiunii eficace a profilului, redusă ca efect al voalării.

Factorul de eroziune ψ , poate fi definit astfel:

$$\psi = \bar{N}_E(\bar{\lambda}_C) - \bar{N}(\bar{\lambda}_C, \psi, Q_{pl}) = \bar{N}_{L,pl} - \bar{N}(\bar{\lambda}_C) \quad (6.1)$$

unde:

N_U = rezistența ultimă la compresiune a unei bare cu pereți subțiri;

N_{pl} = $A \times f_y$ rezistența plastică a secțiunii brute a unei bare cu pereți subțiri;

A = aria brută a secțiunii transversale;

$\bar{N}_{L,pl}$ = Q_{pl} , coeficientul de reducere a rezistenței plastice, bazat pe metoda mecanismelor plastice locale;

$\bar{\lambda}$ = zveltețea relativă în cazul flambajului global;

$\bar{\lambda}_{U,L}$ = zveltețea relativă a tronsonului scurt ($\bar{\lambda}_{L,pl} = 0.2$, pentru elemente solicate la compresiune și $\bar{\lambda}_{L,pl} = 0.4$ pentru elemente solicate la încovoiere);

$\bar{\lambda}_C$ = zveltețea relativă în punctul de cuplare.

Pentru reprezentarea curbelor europene de flambaj se folosește ecuația Ayrton-Perry (Maquoi & Rondal, 1978) obținută pentru profilele laminare la cald. Soluția acestei ecuații poate fi ușor adaptată pentru barele cu pereți subțiri solicate la compresiune sau la încovoiere, dar în locul coeficientului de reducere obținut cu metoda lățimii eficace din EUROCODE3 – Partea 1.3 se va introduce coeficientul de reducere a rezistenței plastice

$$Q_{pl} = \bar{N}_{L,pl} = \frac{N_{pl,m}}{A \cdot f_y}$$

Din Figura 6.3 se obține:

$$\bar{N} = \frac{1 + \alpha(\bar{\lambda} - 0.2) + Q_{pl}\bar{\lambda}^2}{2\bar{\lambda}^2} - \frac{1}{2\bar{\lambda}^2} \sqrt{[1 + \alpha(\bar{\lambda} - 0.2) + Q_{pl}\bar{\lambda}^2]^2 - 4Q_{pl}\bar{\lambda}^2} = (1 - \psi)Q_{pl} \quad (6.2)$$

unde:

$$\bar{\lambda} = 1 / \sqrt{Q_{pl}} \quad (6.3)$$

Din formulele de mai sus rezultă:

$$\alpha = \frac{\psi^2}{1 - \psi} \cdot \frac{\sqrt{Q_{pl}}}{1 - 0.2\sqrt{Q_{pl}}} \quad (6.4)$$

În cazul profilelor supuse la încovoiere pură, comportamentul acestor profile poate fi exprimat tot cu ajutorul unei relații de tip Ayrton-Perry, în care racordarea cu palierul care exprimă comportamentul de bară scurtă se face în punctul de abscisă $\bar{\lambda}_{LT} = 0.4$. Conform Figura 6.4, se obține:

$$\bar{M} = \frac{1 + \alpha_{LT}(\bar{\lambda}_{LT} - 0.4) + Q_{pl}\bar{\lambda}_{LT}^2}{2\bar{\lambda}_{LT}^2} - \frac{1}{2\bar{\lambda}_{LT}^2} \sqrt{[1 + \alpha_{LT}(\bar{\lambda}_{LT} - 0.4) + Q_{pl}\bar{\lambda}_{LT}^2]^2 - 4Q_{pl}\bar{\lambda}_{LT}^2} = (1 - \psi)Q_{pl} \quad (6.5)$$

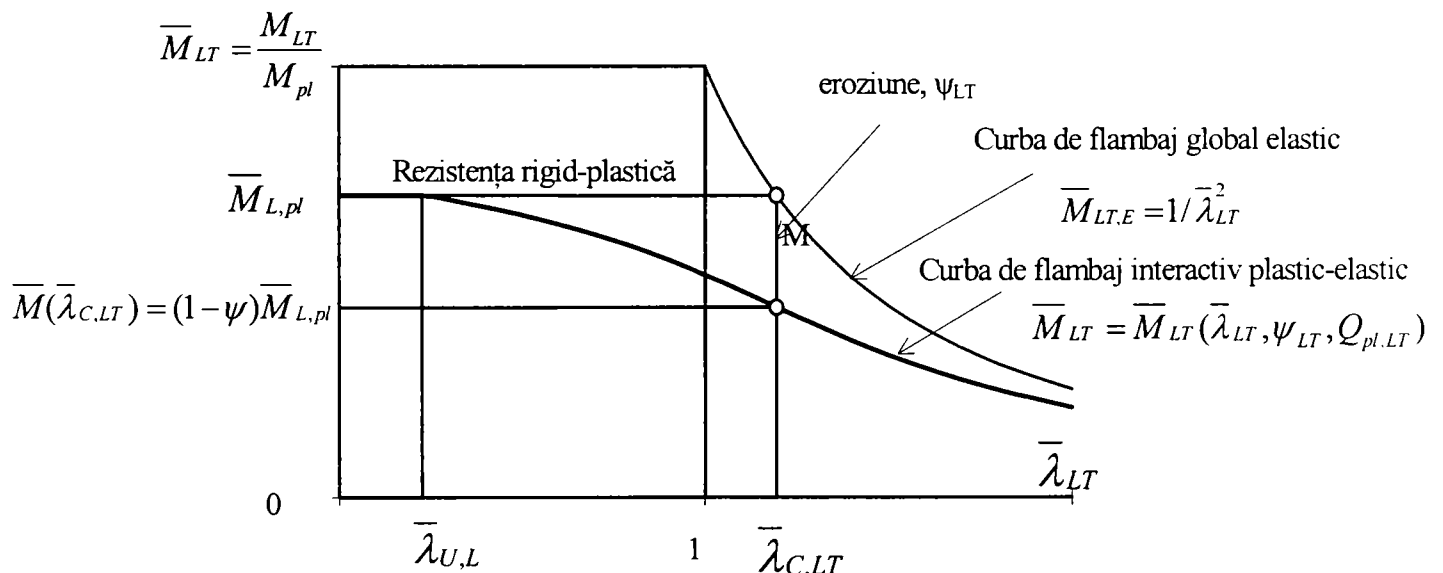


Figura 6.4. Modelul interactiv plastic-elastic conform metodei ECBL, pentru încovoiere

În punctul de cuplare a modurilor teoretice de instabilitate global (Eulerian) și local, avem o relație similară cazului compresiunii:

$$\frac{1}{\bar{\lambda}_{LT}^2} = Q_{pl,LT} \quad (6.6)$$

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

De observat că se lucrează cu o zveltețe redusă, iar coeficientul de reducere a secțiunii transversale are expresia:

$$\bar{M}_{L,pl} = Q_{pl,LT} = \frac{M_{pl,m}}{W_{pl} \cdot f_y} \quad (6.7)$$

unde $M_{pl,m}$ este rezistența plastică obținută pe baza metodei mecanismelor plastice locale, W_{pl} este modulul de rezistență plastic al secțiunii transversale brute a aceluiași profil, iar f_y este limita de curgere a materialului.

Examinând Figura 6.4, se observă că în punctul de cuplare momentul capabil erodat datorită prezenței imperfecțiunilor și a fenomenului de cuplare a instabilităților se poate scrie:

$$\bar{M}_{LT} = (1 - \psi_{LT}) \cdot Q_{pl,LT} \quad (6.8)$$

Din formulele de mai sus, exprimând situația existentă în punctul de cuplare a instabilităților, după o serie de transformări obținem coeficientul imperfecțiunilor:

$$\alpha_{LT} = \frac{\psi_{LT}^2}{1 - \psi_{LT}} \cdot \frac{\sqrt{Q_{pl,LT}}}{1 - 0.4 \cdot \sqrt{Q_{pl,LT}}} \quad (6.9)$$

Relațiile (6.4) și (6.9) reprezintă coeficienții imperfecțiunilor în cazul barelor cu pereți subțiri solicitate la compresiune sau încovoiere, ținând cont de modelul de flambaj interactiv de tip plastic-elastic. Prin substituirea lui α , respective α_{LT} , în expresiile curbelor de flambaj europene existente, aceste curbe pot fi adaptate pentru a exprima în mod adecvat fenomenul de cuplare al instabilităților globale și locale de tip plastic-elastic. Coeficienții α , respectiv α_{LT} , trebuie calibrați în raport cu mărimile ψ și Q_{pl} pentru compresiune, respectiv ψ_{LT} și $Q_{pl,LT}$ pentru încovoiere.

Evaluarea factorilor de eroziune ψ și ψ_{LT} , se poate face prin două metode, și anume:

1. metoda experimentală, pe baza încercărilor experimentale, care implică o analiză statistică a unor loturi considerabile de încercări experimentale, pe tipuri de secțiuni transversale caracterizate prin coeficientul Q_{pl} , în intervalul de cuplare $\bar{\lambda} = 1 / \sqrt{Q_{pl}} \pm \varepsilon$ (Figura 6.5). Pentru evaluarea pe cale experimentală a factorului de eroziune ψ (ψ_{LT}) se poate folosi *metoda valorilor medii* (Dubină, Georgescu, Goina, Ungureanu & Iorgovan, 1996b) sau *procedura bazată pe Anexa Z a normei EUROCODE 3* (Georgescu, 1998 și Georgescu & Dubină, 1999).
2. metoda numerică, pe bază de simulări numerice obținute cu programe de calcul bazate pe metoda elementului finit sau a fâșiilor finite, ținând cont de neliniaritățile geometrice și de material a barelor cu pereți subțiri, simulări efectuate în vecinătatea punctului de cuplare (Dubină, Goina, Zaharia & Ungureanu, 1997).

Prezentul studiu va folosi *metoda valorilor medii* din cadrul *procedurii experimentale* pentru loturi experimentale din elemente solicitate la compresiune sau încovoiere.

Se consideră că intervalul de cuplare este cuprins în domeniul $\bar{\lambda} \pm \varepsilon = 1 / Q_{pl}^{0.5} \pm 0.20$. *Metoda valorilor medii* din cadrul *procedurii experimentale* va urmări următorii pași:

1. Calculul eroziunii individuale pentru fiecare i specimen încercat (atât pentru cazul compresiunii cât și pentru cazul încovoierii)

- pentru compresiune $\psi_i = \bar{N}_{L,pl} - \bar{N}_{i,exp}$ (6.10a)

- pentru încovoiere $\psi_{i,LT} = \bar{M}_{L,pl} - \bar{M}_{i,exp}$ (6.10b)

unde

- pentru compresiune $\bar{N}_{i,exp} = \frac{N_{i,exp}}{N_{i,pl}}$ (6.11a)

- pentru încovoiere $\bar{M}_{i,exp} = \frac{M_{i,exp}}{M_{i,pl}}$ (6.11b)

unde

$N_{i,exp}$ = valoarea forței ultime determinată experimental;

$N_{i,pl}$ = $A_i \times f_y$, rezistența plastică a secțiunii brute a specimenului i ;

$M_{i,exp}$ = valoarea momentului încovoierii ultim determinat experimental;

$M_{i,pl}$ = $W_i \times f_y$, momentul plastic al secțiunii brute a specimenului i .

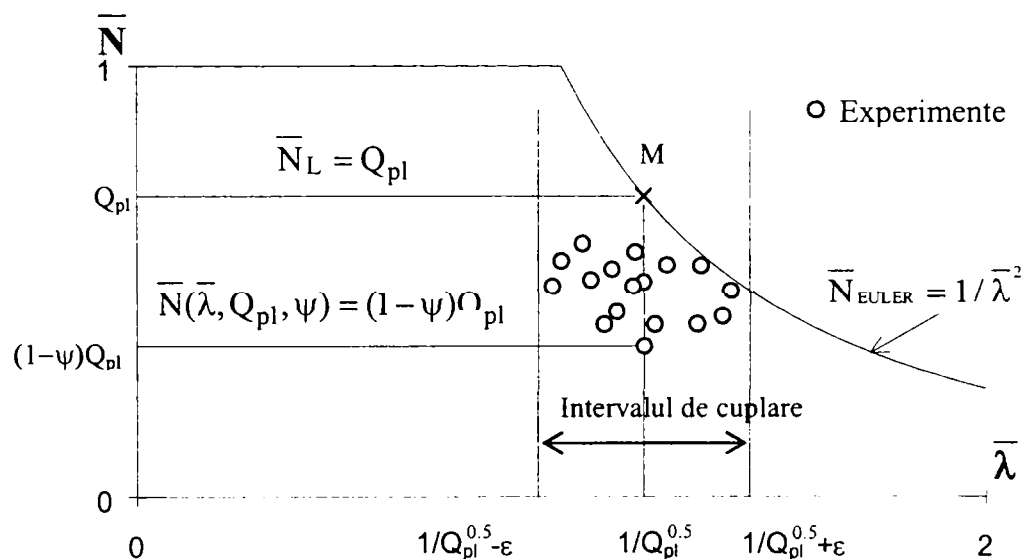


Figura 6.5. Evaluarea coeficientului de eroziune ψ pe baza metodei experimentale

2. Calculul valorii medii a coeficientului de eroziune ψ (ψ_{LT}) pentru toate cele n specimene, caracterizate prin aceeași formă a secțiunii transversale aflate în intervalul de cuplare:

- pentru compresiune $\psi_m = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n (\bar{N}_{L,pl} - \bar{N}_{i,exp})$ (6.12a)

- pentru încovoiere $\psi_{m,LT} = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n (\bar{M}_{L,pl} - \bar{M}_{i,exp})$ (6.12b)

3. Valoarea calibrată a coeficientului de eroziune:

$$\psi_d = \psi_m + 1.64s \quad (6.13)$$

în care s este abaterea medie pătratică raportată la valorile coeficienților ψ_i și ψ_m .

6.3. Determinarea eroziunii și coeficientului imperfecțiunii pentru elemente solicitate la compresiune. Rezultate numerice

Pentru determinarea eroziunii ψ și a coeficientului imperfecțiunii α , pentru elemente solicitate la compresiune, exemplificarea se va face pe încercări experimentale efectuate la Universitatea din Liege de Batista (1986). În acest sens s-a ales un lot de 20 de profile cu secțiunea de tip U și un lot de 31 de profile cu secțiunea de tip C, specimene profilate la rece prin pliere la presa abkant.

Din acest lot de 51 de specimene încercate la flambaj, 20 au fost tronsoane scurte (6 profile cu secțiunea U și 14 profile cu secțiunea C), necesare studiului modului local de instabilitate. Datele primare referitoare la loturile menționate sunt prezentate în Tabelul 6.1 și Tabelul 6.2.

Batista a efectuat măsurători sistematice ale imperfecțiunilor geometrice pe lotul de profile studiat, ajungând la concluzia că imperfecțiunile de bară (f_{\max} / L) se încadrează în limita de 1/1000 stabilită de ECCS.

De asemenea, în urma măsurătorilor de tensiuni reziduale efectuate cu ajutorul timbrelor tensometrice, aplicate pe fețele plane ale profilelor U și C, la interior și respectiv la exterior, se pun în evidență valori slabe ale acestora, de ordinul a 40 N/mm². Nu s-au putut efectua măsurători în zona colturilor secțiunii, unde ca urmare a tehnologiei de fabricație a profilului, nivelul tensiunilor reziduale atinge în mod uzual valori mai mari decât în zonele plane. În dreptul marginilor libere (muchii) profilului, s-au înregistrat valori mai ridicate ale tensiunilor reziduale (cca. 200 N/mm²).

Tabelul 6.1. Dimensiuni principale pentru speciamentele cu secțiune de tip U testate la compresiune la Universitatea din Liege (Batista, 1986)

Secțiune	f_y (N/mm ²)	$h \times b \times t$ (mm)	L (mm)	h/t	b/t	P_{exp} (kN)
U19	397	113×55×2.05	1209	55	27	87
U21	397	113×55×2.05	1814	55	27	81
U22	397	113×55×2.05	298	55	27	107
U30	397	76×60×2.06	1333	37	29	75
U31	397	76×60×2.06	1664	37	29	68
U32	397	76×60×2.06	1999	37	29	63
U33	397	76×60×2.06	399	37	29	109
U41	397	62×62×2.05	1377	30	30	65
U42	397	62×62×2.05	1722	30	30	58
U43	397	62×62×2.05	2065	30	30	48
U44	397	64×62×2.05	413	31	30	97
U18	397	94×47×2.04	250	46	23	100
U27	397	63×51×2.08	1092	30	25	84
U28	397	63×51×2.08	1366	30	25	71
U29	397	63×51×2.08	240	30	25	102
U16	397	94×47×2.04	1002	46	23	97
U17	397	94×47×2.04	1252	46	23	87
U38	397	51×51×2.04	1113	25	25	69
U39	397	51×51×2.04	1391	25	25	53
U40	397	51×51×2.04	224	25	25	93

Tabelul 6.2. Dimensiuni principale pentru speciunile cu secțiuni de tip C testate la compresiune la Universitatea din Liege (Batista, 1986)

Secțiune	f_y (N/mm ²)	$h \times b \times c \times t$ (mm)	L (mm)	h/t	b/t	c/t	P_{exp} (kN)
C7	397	103×36×10×2.02	1129	51	18	5	108
C8	397	103×36×10×2.02	225	51	18	5	115
C9-1	397	106×35×21×2.03	1204	52	17	10	120
C9-2	397	106×35×21×2.03	1204	52	17	10	130
C10-1	397	106×35×21×2.03	241	52	17	10	140
C10-2	397	106×35×21×2.03	241	52	17	10	138
C10-3	397	106×35×21×2.03	242	52	17	10	141
C48	397	103×50×31×2.01	1635	51	25	15	129
C49	397	103×50×31×2.01	246	51	25	15	152
C77	397	89×89×10×2.07	2362	43	43	5	75
C78	397	89×89×10×2.07	355	43	43	5	137
C79-1	397	91×88×18×2.04	2481	45	43	9	98
C79-2	397	91×88×18×2.04	2481	45	43	9	110
C80-1	397	91×88×18×2.04	354	45	43	9	185
C80-2	397	91×88×18×2.04	354	45	43	9	188
C80-3	397	91×88×18×2.04	354	45	43	9	180
C81	397	91×89×27×2.07	2562	44	43	13	123
C82	397	91×89×27×2.07	353	44	43	13	190
C30	376	156×54×30×1.49	1630	105	36	20	82
C31	376	156×54×30×1.49	2040	105	36	20	64
C33	376	156×54×30×1.49	3272	105	36	20	53
C34	376	156×54×30×1.49	352	105	36	20	108
C83	376	98×99×12×1.48	2598	66	67	8	63
C84	376	98×99×12×1.48	3247	66	67	8	58
C84A	376	98×99×12×1.48	3897	66	67	8	45
C84B	376	98×99×12×1.48	343	66	67	8	80
C85	376	100×100×20×1.49	2743	67	67	13	80
C86	376	100×100×20×1.49	3417	67	67	13	67
C86A	376	100×100×20×1.49	4102	67	67	13	50
C86B-3	376	100×100×20×1.49	299	67	67	13	101
C86B-4	376	100×100×20×1.49	397	67	67	13	96

Încercările experimentale efectuate la Universitatea din Liege au fost folosite pentru determinarea eroziunii ψ și coeficientului imperfecțiunii α . Cu acești coeficienți determinați

se pot trasa curbele de flambaj bazate pe metoda ECBL plastic-elastic prezentată în *paragraful 6.2*. Pentru metoda ECBL plastic-elastic, rezistența tronsonului scurt s-a determinat pe baza mecanismelor plastice locale, ce au la bază modelele descrise de Murray & Khoo (1981) și Mahendran (1997), prezentate în *Capitolul 5*. De asemenea, pentru comparație au mai fost folosite rezultatele obținute cu metoda ECBL elastic-elastic, prezentată în detaliu în *Capitolul 3*, cu programul de calcul bazat pe metoda elementului finit ANSYS 5.4, normele EUROCODE 3 – Partea 1.3, AISI-1996 și *metoda rezistenței efective (DSM)*, propusă de Schafer (2001, 2002). Detalii despre metoda propusă de Schafer sunt prezentate în *Capitolul 3*.

Pentru simulările numerice efectuate cu programul ANSYS 5.4, pentru modelare s-au folosit elemente finite de tip SHELL 43, cu 4 noduri, ce permit deformări și alungiri mari în domeniul elasto-plastic. Condițiile de rezemare și de încărcare au fost considerate similar cu cele din încercările experimentale. Din punct de vedere a analizei neliniare au fost introduse în calcul și imperfecțiuni inițiale locale și globale. Pentru a stabili forma imperfecțiunilor geometrice s-a efectuat întâi o analiza de valori proprii, iar prima forma proprie a fost scalată la nivelul imperfecțiunilor inițiale. Mărimea imperfecțiunilor inițiale locale în modelul cu elemente finite a fost stabilită în concordanță cu valorile stabilite de Schafer și Pekoz (1998), și anume s-a considerat pentru inimă o imperfecțiune inițială egală cu $0.006h$, unde h este înălțimea inimii. Pentru tălpi s-a considerat o imperfecțiune egală cu grosimea profilului. Pentru imperfecțiunile globale, s-a considerat o imperfecțiune $f_0 = L/1000$. Comportarea materialului a fost de tip ideal elasto-plastic, cu valoarea limitei de curgere egală cu cea obținută din încercările experimentale.

În Figura 6.6 și Figura 6.7 se prezintă rezultatele comparative obținute cu metodele prezentate mai sus pentru profilele cu secțiune de tip U, iar în Figura 6.8 și Figura 6.9 se prezintă rezultatele comparative obținute cu aceleași metode pentru profilele cu secțiune de tip C. Se face precizarea că rezultatele obținute cu metodele *ECBL plastic-elastic, elastic-elastic* și *EUROCODE 3-Part.1.3* au fost afectate cu coeficientul de siguranță $\gamma_{M1}=1.1$, în timp ce rezultatele obținute cu metodele *AISI-96* și *Direct Strength Method* au fost afectate cu coeficientul de siguranță $\phi = 0.85$.

Se poate observa că rezultatele obținute cu metoda ECBL plastic-elastic sunt foarte apropiate de rezultatele experimentale, în special în intervalul de cuplare $0.4 < \bar{\lambda} < 1.6$.

În Tabelul 6.3 și Tabelul 6.4 se prezintă coeficientul imperfecțiunii α determinat funcție de diferitele metode ce pot fi folosite pentru flambajul interactiv al profilelor cu secțiune de tip U și C.

Tabelul 6.3. Coeficientului imperfecțiunii α determinat pentru flambajul interactiv al profilelor cu secțiune de tip U

Metoda	EUROCODE 3 Partea 1.3	ECBL elastic-elastic		ECBL plastic-elastic	
		Q=0.573	Q=0.598	Q=0.586	Q=0.644
α	0.49	0.172	0.155	0.188	0.214

Tabelul 6.4. Coeficientului imperfecțiunii α determinat pentru flambajul interactiv al profilelor cu secțiune de tip C

Metoda	EUROCODE 3 Partea 1.3	ECBL elastic-elastic		ECBL plastic-elastic	
		Q=0.813	Q=0.589	Q=0.852	Q=0.583
α	0.34	0.130	0.235	0.155	0.194

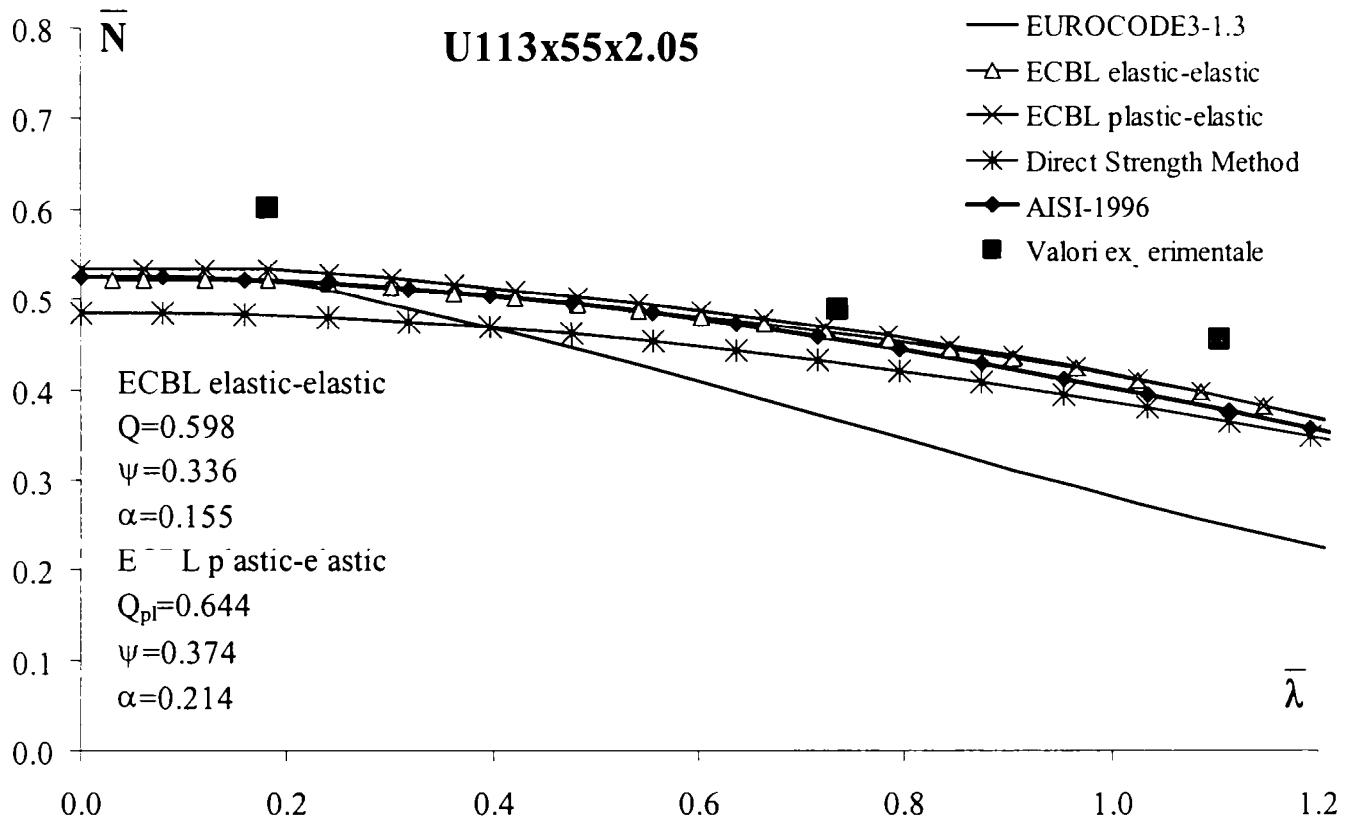


Figura 6.6. Comparația dintre rezultatele experimentale și cele numerice pentru lotul de specimene cu secțiunea *U113x55x2.05* testate la compresiune de Batista (1986)

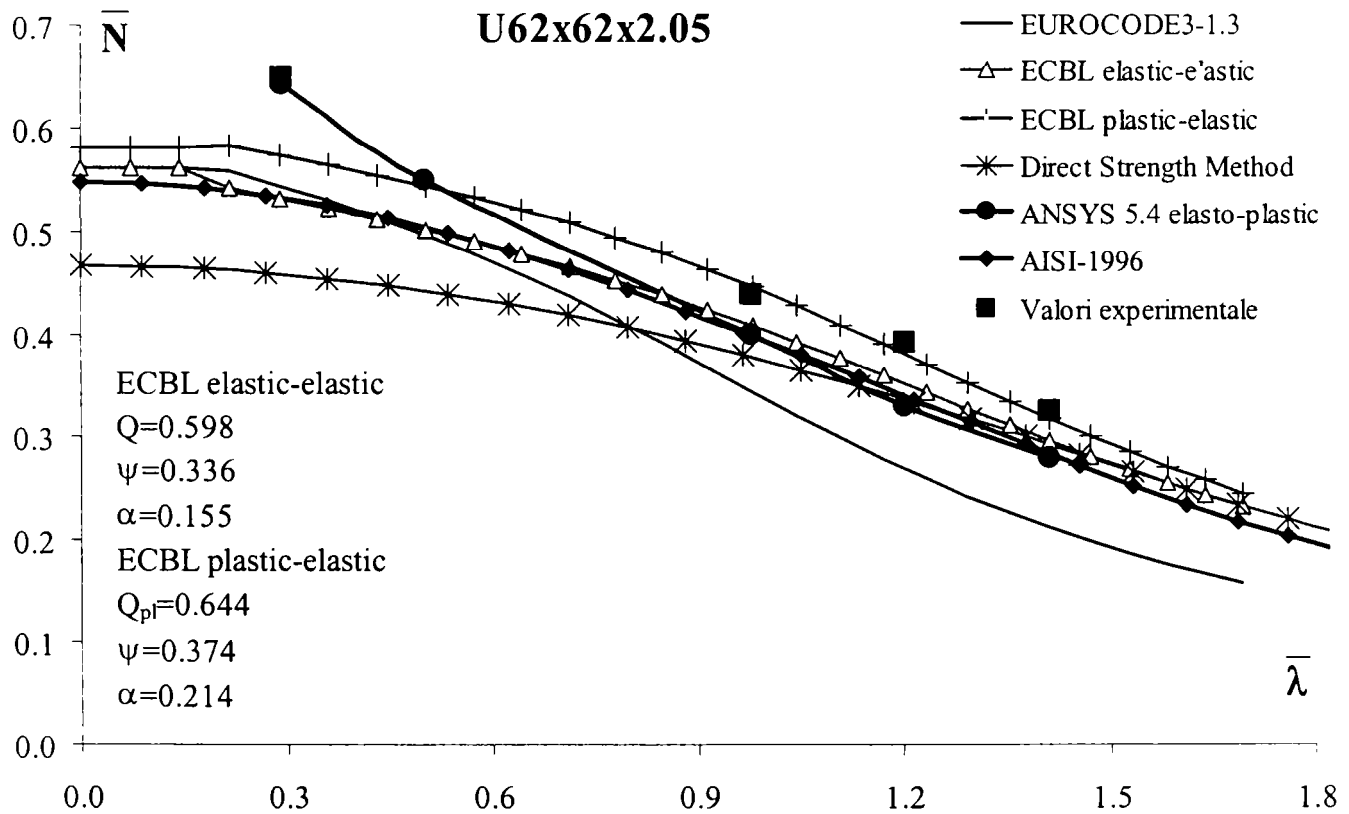


Figura 6.7. Comparația dintre rezultatele experimentale și cele numerice pentru lotul de specimene cu secțiunea *U62x62x2.05* testate la compresiune de Batista (1986)

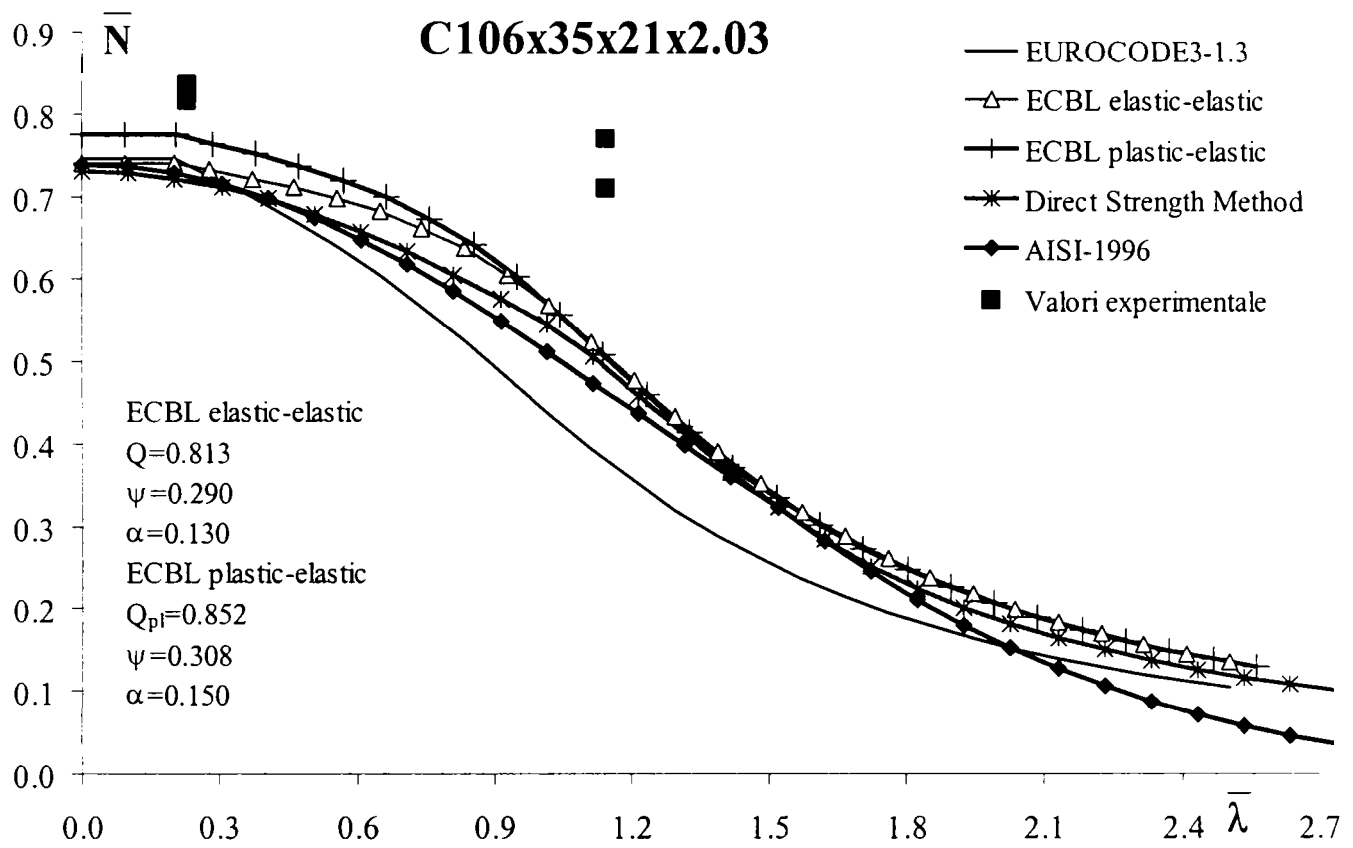


Figura 6.8. Comparația dintre rezultatele experimentale și cele numerice pentru lotul de specimene cu secțiunea C106x35x21x2.03 testate la compresiune de Batista (1986)

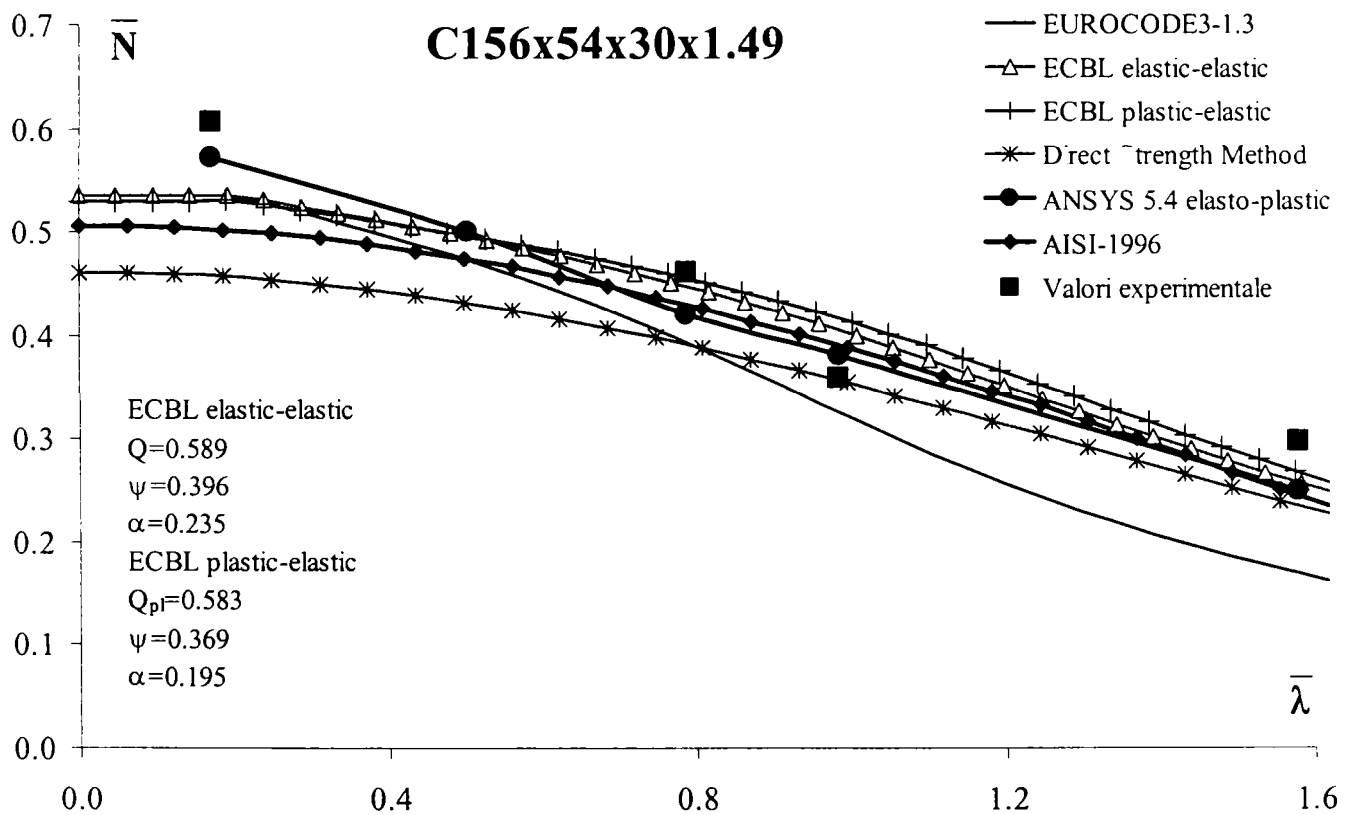


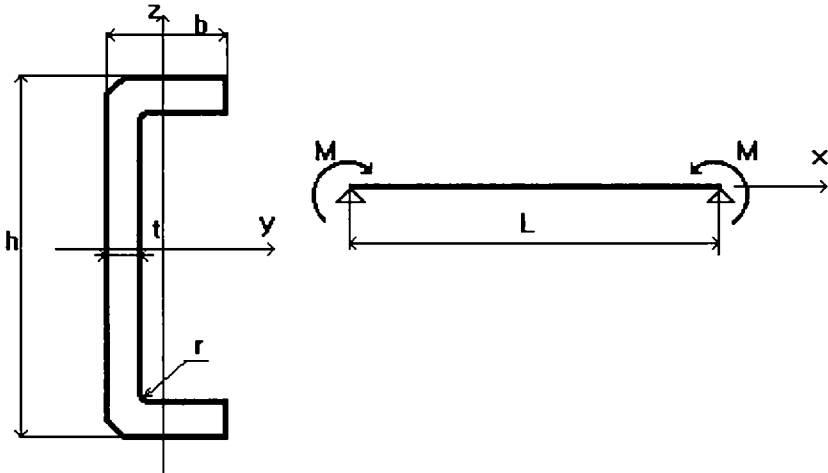
Figura 6.9. Comparația dintre rezultatele experimentale și cele numerice pentru lotul de specimene cu secțiunea C106x35x21x2.03 testate la compresiune de Batista (1986)

6.4. Determinarea eroziunii și coeficientului imperfecțiunii pentru elemente solicitate la încovoiere. Rezultate numerice

În acest paragraf se propune determinarea eroziunii ψ_{LT} și coeficientului imperfecțiunii α_{LT} , pentru elemente solicitate la încovoiere pură. Pentru acest studiu s-au considerat încercări experimentale efectuate de Lovell (1985) la Universitatea din Salford, Marea Britanie.

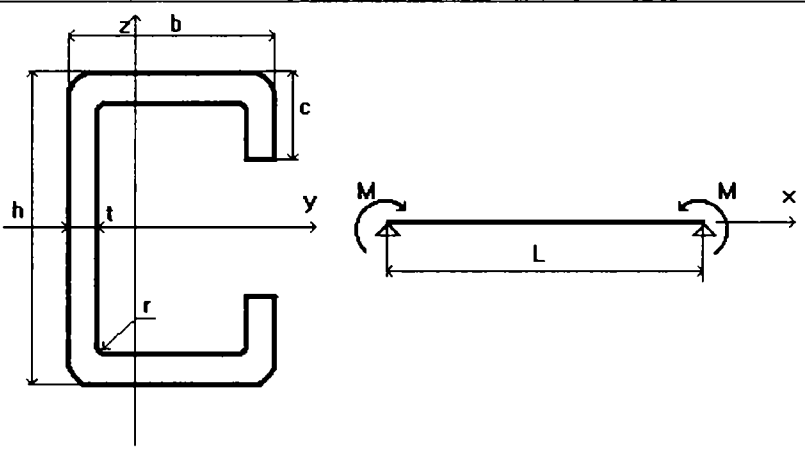
Lovell a efectuat încercările experimentale pe profile cu secțiune de tip U și C, având diverse dimensiuni ale secțiunii transversale și lungimi. În Tabelul 6.5 și Tabelul 6.6 se prezintă caracteristicile secțiunilor transversale, caracteristicile de material, lungimile barelor încercate și momentele ultime obținute experimental.

Tabelul 6.5. Caracteristicile principale ale profilelor cu secțiune U încercate experimental (Lovell, 1985)



Număr identificare	Dimensiunile secțiunii transversale (mm):			Lungimea L (m)	Modulul de elasticitate E (N/mm ²)	f _{yb} (N/mm ²)	M _{ult} (kNm)
	h	b	t				
A3	90	36.03	1.15	0.801	182200	303.2	1.029
A4	90	35.33	1.15	1.120	182200	303.2	1.021
A5	90	35.42	1.15	1.282	182200	303.2	1.052
A6	90	34.82	1.16	1.439	182200	303.2	0.994
A7	90	35.72	1.17	1.599	182200	303.2	0.914
A8	90	34.42	1.16	1.761	182200	303.2	0.934
A9	90	35.23	1.14	1.905	182200	303.2	0.856
A17	90	35.42	1.15	2.368	182200	303.2	0.690
D40	122	35.61	1.17	0.485	179100	297.7	1.495
D39	122	35.72	1.17	0.992	179100	297.7	1.328
D38	122	36.22	1.17	1.393	179100	297.7	1.248
D43	122	36.21	1.18	1.739	179100	297.7	1.239
D37	122	36.22	1.17	2.045	179100	297.7	1.106
D44	122	36.81	1.18	2.246	179100	297.7	1.123
D41	122	36.71	1.18	2.508	179100	297.7	0.868
F64	122	49.62	1.17	0.583	182200	303.2	1.206
F63	122	49.80	1.19	1.003	182200	303.2	1.260
F62	122	49.80	1.19	1.514	182200	303.2	1.029
F61	122	49.71	1.19	2.009	182200	303.2	0.920
F60	122	50.40	1.19	2.507	182200	303.2	0.932

Tabelul 6.6. Caracteristicile principale ale profilelor cu secțiune C încercate experimental (Lovell, 1985)



Număr identificare	Dimensiunile secțiunii transversale (mm):				Lungimea L (m)	Modulul de elasticitate E (N/mm ²)	f _{yb} (N/mm ²)	M _{ult} (kN.m)
	h	b	c	t				
B0	90	49.83	15	1.17	0.927	183900	301.5	2.142
B1	90	50.24	15	1.16	1.319	183900	301.5	2.170
B12	90	50.14	15	1.16	1.520	183900	301.5	2.161
B13	90	50.34	15	1.16	1.720	183900	301.5	2.180
B14	90	50.05	15	1.15	1.922	183900	301.5	2.152
B15	90	49.94	15	1.16	2.119	183900	301.5	2.082
B16	90	50.23	15	1.17	2.320	183900	301.5	2.041
B161	90	49.84	15	0.96	2.904	183900	301.5	1.407
B162	90	50.15	15	0.95	3.399	183900	301.5	1.279
B163	90	50.35	15	0.95	3.926	183900	301.5	1.166
B164	90	49.94	15	0.96	4.372	183900	301.5	1.074
C35	122	24.43	15	1.17	0.514	183900	300.0	1.506
C34	122	24.73	15	1.17	0.810	183900	294.8	1.403
C33	122	25.03	15	1.17	1.123	183900	294.8	1.185
C32	122	24.53	15	1.17	1.817	183900	294.8	0.779
C31	122	24.83	15	1.17	2.217	183900	294.8	0.564
C36	122	24.23	15	1.17	2.533	172000	321.9	0.465
E55	90	49.31	9	1.19	0.604	179100	297.7	3.187
E54	90	49.62	9	1.18	1.090	179100	297.7	3.325
E53	90	49.62	9	1.18	1.408	179100	297.7	3.295
E52	90	49.31	9	1.19	1.885	179100	297.7	3.175
E51	90	49.81	9	1.19	2.487	179100	297.7	2.755
E50	90	49.81	9	1.19	2.502	179100	297.7	2.460
E58	90	49.38	9	1.12	2.925	183900	301.5	1.922
E59	90	49.73	9	1.17	3.337	183900	301.5	1.908
E591	90	49.68	9	1.12	3.924	183900	301.5	1.320
E592	90	49.69	9	1.11	4.421	183900	301.5	1.112

În ceea ce privește condițiile de rezemare, s-a considerat că: deplasarea laterală la capetele profilelor a fost împiedicată, dar s-au permis rotirile verticale și laterale. Răsucirea și deplanarea secțiunii au fost împiedicate. Secțiunea transversală s-a ales astfel încât

flambajul local să se producă doar la talpa comprimată. Lungimile profilelor au fost astfel alese încât să se obțină flambajul lateral al grinzilor și interacțiunea cu flambajul local. În Figura 6.10 se prezintă moduri de interacțiune de tip plastic-elastic obținute în laborator de Lovell (1985).

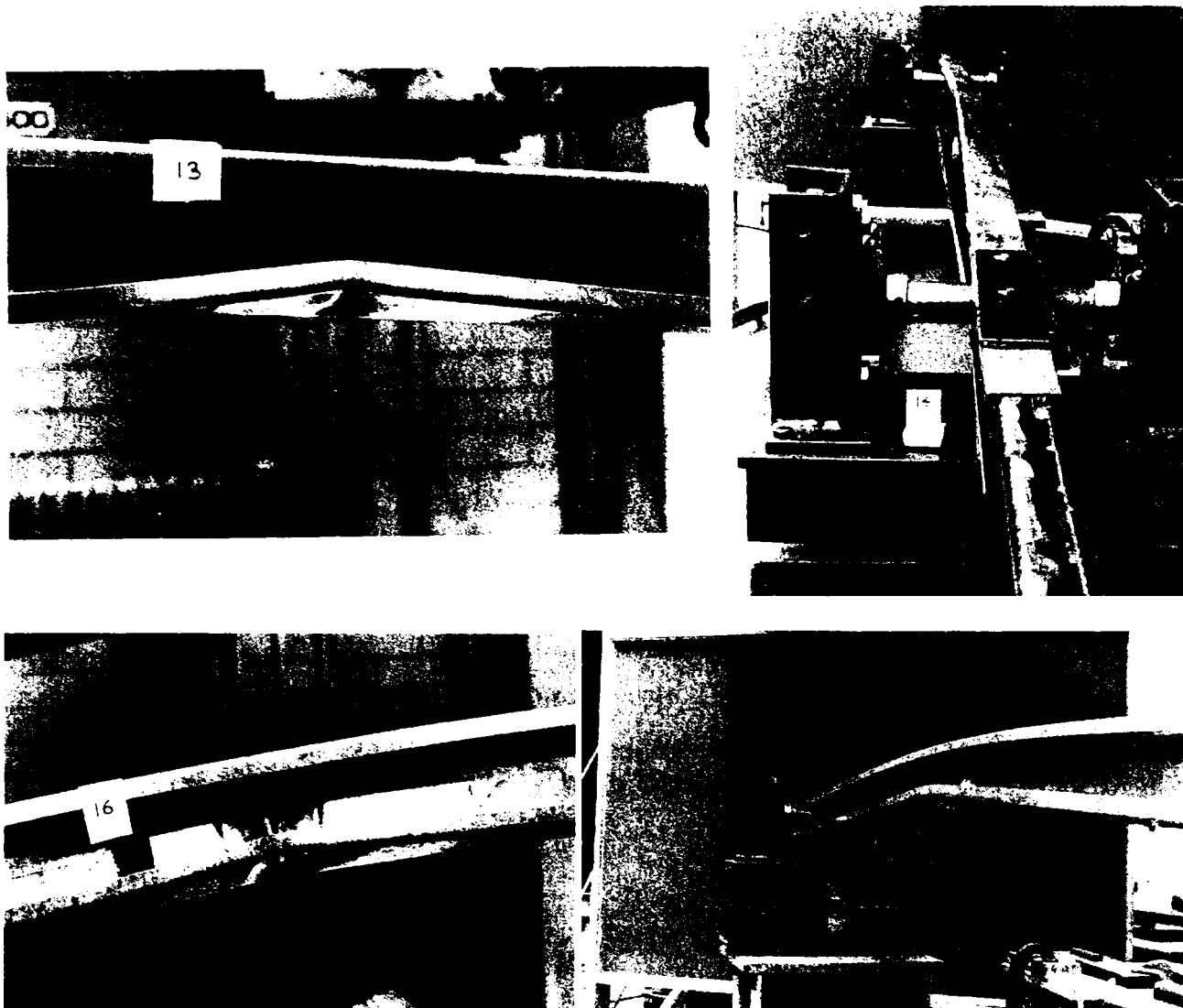


Figura 6.10. Interacțiuni de tip plastic-elastic pentru secțiuni de tip C solicitate la încovoiere (Lovell, 1985)

În urma determinării eroziunii ψ_{LT} și coeficienților imperfecțiunii α_{LT} , se pot trasa curbele de flambaj corespunzătoare metodei ECBL plastic-elastic. La baza metodei ECBL plastic-elastic stă determinarea rezistenței tronsonului scurt a elementelor încovoiate, pe baza mecanismelor plastice locale, ce au la fost prezentate în *paragraful 4.6.3*. De asemenea, pentru comparație au mai fost folosite rezultatele obținute cu și metoda ECBL elastic-elastic, metodele EUROCODE 3 – Partea 1.3, AISI-1996 și propunerea făcută de Mateescu (1994), care a efectuat un studiu numeric pe un lot însemnat de încercări experimentale, pe profile cu secțiune dubul T. Mateescu (1994) a propus modificarea curbelor de flambaj europene pentru încovoiere pură, printr-o exprimare similară cu cea din EUCOROCODE 3-Partea 1.3, dar în care racordarea cu palierul care exprimă comportamentul de bară scurtă să se facă în punctul de abscisă $\bar{\lambda}_{LT} = 0.4$, iar coeficientul imperfecțiunii pentru profile laminate la cald să fie $\alpha_{LT}=0.27$.

În Figurile 6.11 – 6.13 se prezintă rezultatele comparative obținute cu metodele prezentate mai sus pentru profilele cu secțiune de tip C, iar în Figurile 6.14 și 6.15 se prezintă rezultatele comparative obținute cu aceleași metode pentru profilele cu secțiune de tip U. Se face precizarea că rezultatele obținute cu metodele *ECBL plastic-elastic, elastic-elastic,*

EUROCODE 3-Part.1.3 și propunerea Mateescu au fost afectate cu coeficientul de siguranță $\gamma_{M1}=1.1$, în timp ce rezultatele obținute cu metoda AISI-96 și metoda rezistenței efective – DSM au fost afectate cu coeficientul de siguranță $\phi = 0.85$.

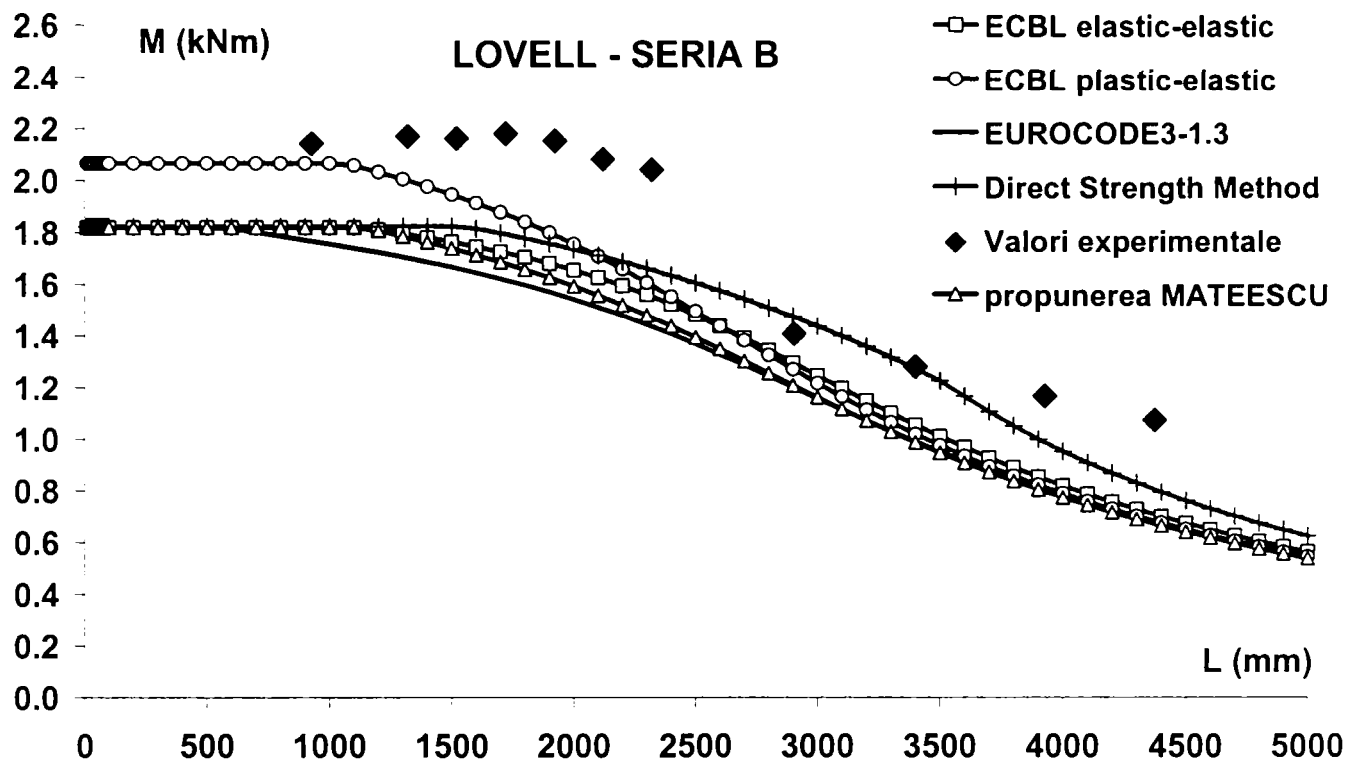


Figura 6.11. Comparația dintre rezultatele experimentale și cele numerice pentru **Seria B**, cu secțiunea de tip C, testate la încovoiere de Lovell (1985)

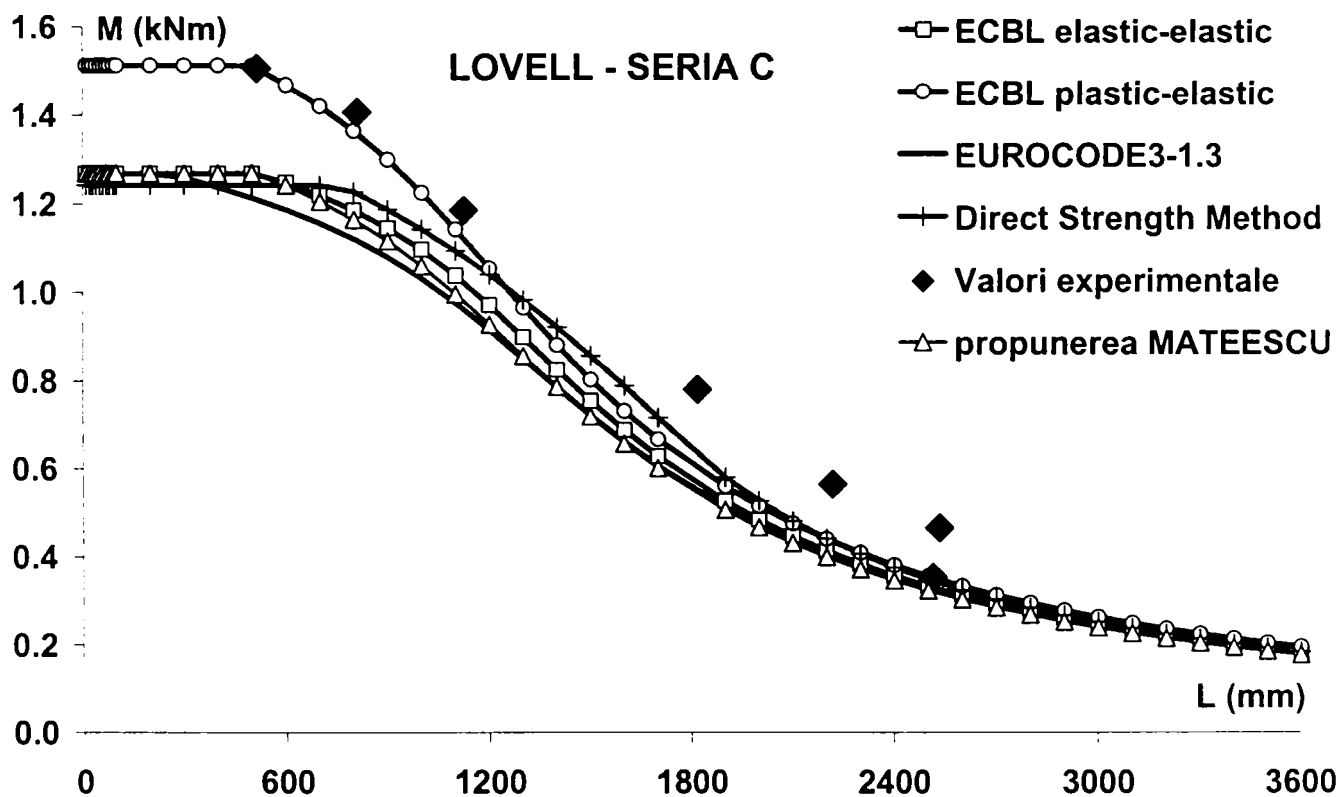


Figura 6.12. Comparația dintre rezultatele experimentale și cele numerice pentru **Seria C**, cu secțiunea de tip C, testate la încovoiere de Lovell (1985)

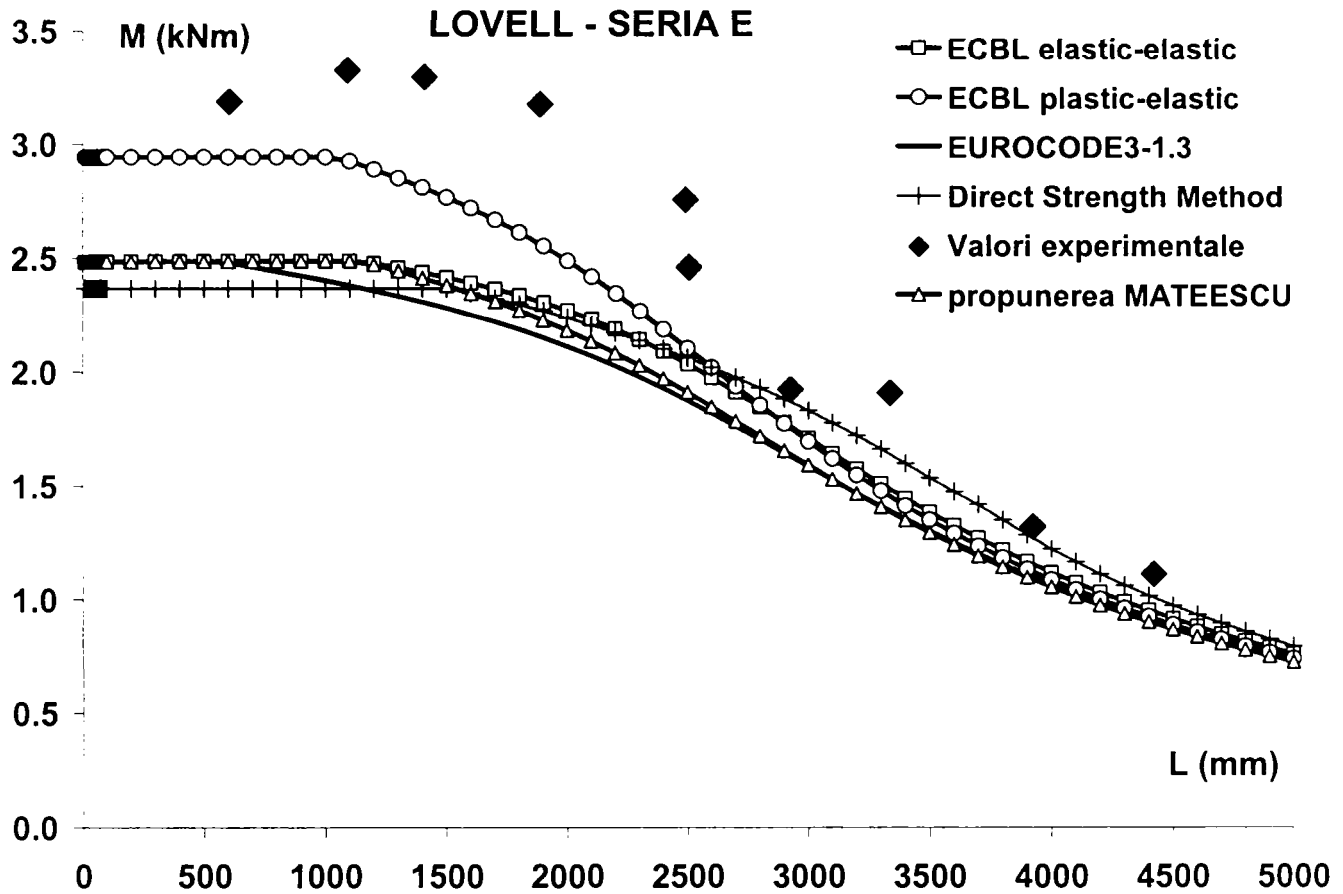


Figura 6.13. Comparația dintre rezultatele experimentale și cele numerice pentru **Seria E**, cu secțiunea de tip C, testate la încovoiere de Lovell (1985)

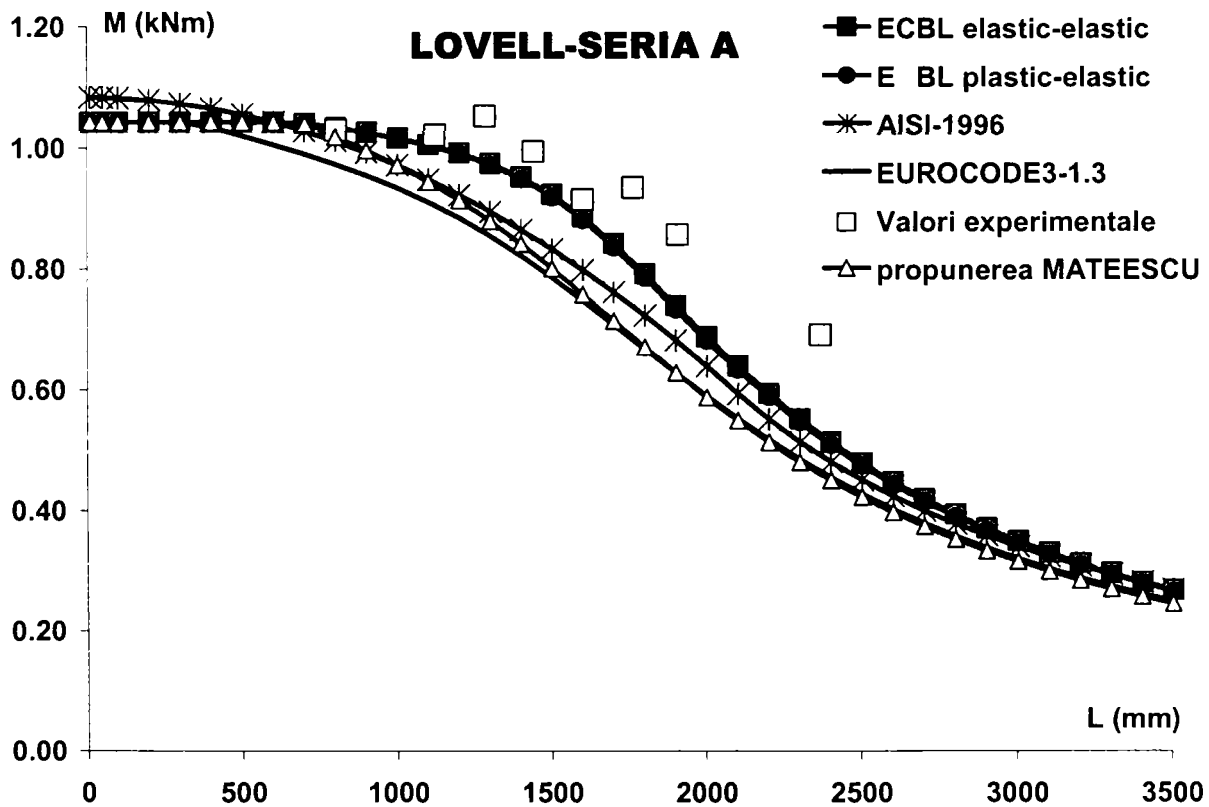


Figura 6.14. Comparația dintre rezultatele experimentale și cele numerice pentru **Seria A**, cu secțiunea de tip U, testate la încovoiere de Lovell (1985)

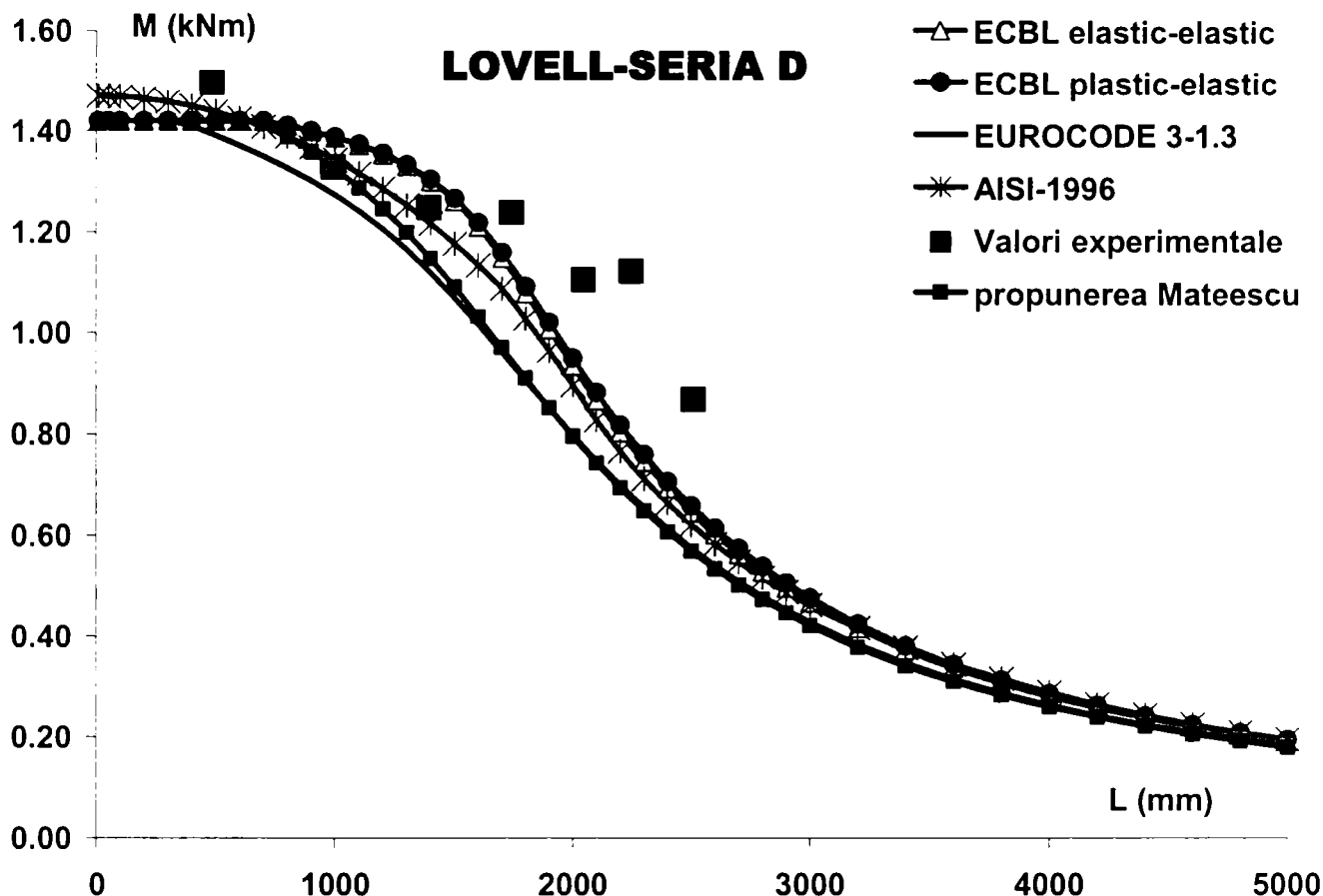


Figura 6.15. Comparația dintre rezultatele experimentale și cele numerice pentru **Seria D**, cu secțiunea de tip U, testate la încovoiere de Lovell (1985)

Din figurile de mai sus se poate observa că toate metodele folosite dau rezultate bune pentru intervalul de cuplare, dar cu ajutorul metodei ECBL plastic-elastic se acoperă bine și domeniul tronsoanelor scurte, în special pentru profilele cu secțiune de tip C. Pentru profilele cu secțiune de tip U curbele obținute cu metodele ECBL plastic-elastic și ECBL elastic-elastic ne oferă cele mai bune rezultate, în special în domeniul de interacțiune.

În Tabelul 6.7 și Tabelul 6.8 se prezintă coeficientul imperfecțiunii α_{LT} determinat cu ajutorul metodelor ECBL plastic-elastic și ECBL elastic-elastic și cel propus de Mateescu (1994) în comparație cu coeficienții din norma EUROCODE 3 – Partea 1.3, pentru diferite secțiuni de tip U și C.

Tabelul 6.7. Valori ale coeficientului de imperfecțiune α_{LT} ce pot fi folosite în flambajul interactiv al grinzilor încovoiate cu secțiuni de tip C

Metoda	EUROCODE 3 Partea 1.3	Propunerea MATEESCU	ECBL elastic-elastic		
			Seria B $Q_{LT}=0.718$	Seria C $Q_{LT}=0.801$	Seria E $Q_{LT}=0.674$
α_{LT}	0.21	0.27	0.184	0.208	0.181
			ECBL plastic-elastic		
			Seria B $Q_{LT}=0.835$	Seria C $Q_{LT}=0.882$	Seria E $Q_{LT}=0.803$
			0.270	0.282	0.262

Tabelul 6.8. Valori ale coeficientului de imperfecțiune α_{LT} ce pot fi folosite în flambajul interactiv al grinzilor încovoiate cu secțiuni de tip U

Metoda	EUROCODE 3 Partea 1.3	Propunerea MATEESCU	ECBL elastic-elastic	
			Seria A $Q_{LT}=0.574$	Seria D $Q_{LT}=0.543$
α_{LT}	0.21	0.27	0.091	0.089
			ECBL plastic-elastic	
			Seria A $Q_{LT}=0.579$	Seria D $Q_{LT}=0.541$
			0.094	0.091

6.5. Concluzii

Instabilitățile cuplate sunt o caracteristică importantă a barelor cu pereți subțiri. Curbele europene de flambaj se bazează pe încercări experimentale efectuate pe profile laminate la cald și adaptate ulterior pentru a acoperi problemele de proiectare pentru barele cu pereți subțiri formate la rece. Totuși, comparate cu profilele laminate la cald, barele cu pereți subțiri sunt guvernate de fenomene specifice (geometria secțiunii, efectele formării la rece, tensiunile reziduale și influența imperfecțiunilor geometrice) care influențează diferit fenomenul instabilităților cuplate.

În *Capitolul 5* s-a obținut rezistența ultimă a barei scurte pe baza mecanismelor plastice locale, și s-a subliniat importanța determinării corecte a rezistenței ultime. În acest capitol s-a propus o **metodă de flambaj interactiv de tip plastic-elastic**, în care comportarea barelor scurte este privită ca o comportare plastică, în timp ce pentru barele lungi comportarea este elastică. Acest model interactiv descrie în mod natural fenomenul flambajului interactiv pentru cazul barelor cu pereți subțiri fiind fundamentat riguros din punct de vedere teoretic.

Pentru realizarea acestui model s-a folosit metoda Eroziunii Încărcării Critice de Bifurcare (ECBL), propusă de Dubină (2001), o metodă practică pentru adaptarea curbelor de flambaj existente pentru cazul barelor cu pereți subțiri. Prin această metodă se conservă relațiile de verificare la stabilitate incluse, în prezent, în norma europeană de calcul pentru profilele formate la rece, cu modificarea doar a coeficientului de imperfecțiune. Astfel, avem avantaje practice deosebite întrucât din punct de vedere al proiectării algoritmul de verificare / dimensionare nu se modifică.

În urma analizelor efectuate, a comparațiilor cu încercări experimentale, se observă că metoda propusă permite o evaluare mai precisă a capacității portante a profilelor cu pereți subțiri solicitate la încovoiere și, respectiv la compresiune, în special pe domeniul de la stânga intervalului de cuplare, penalizat de metodele analitice existente în prezent.

În concluzie, metoda ECBL plastic-elastic, bazată pe teoria eroziunii este riguroasă, ușor de înțeles, și exprimă mult mai corect situația reală decât metodele semi-empirice folosite în codurile de proiectare pentru curbele de flambaj.

7. CODIFICAREA IMPERFEȚIUNILOR PENTRU SIMULAREA NUMERICĂ A COMPORTĂRII PROFILELOR DIN OȚEL CU PEREȚI SUBȚIRI

7.1. Introducere

Datorită fenomenelor de instabilitate locale și distorsionale, cât și datorită cuplării acestora cu modurile de flambaj globale, comportarea post-critică a barelor cu pereți subțiri este o comportare de tip neliniar și este dificil de a fi evaluată prin metode analitice. Analiza neliniară poate fi utilizată cu succes pentru a simula comportarea reală a barelor cu pereți subțiri. Două rapoarte generale prezentate în cadrul conferințelor de instabilități cuplate ce au avut loc la Liege și Lisabona de Rassmussen (1996) și Sridharan (2000) au trecut în revistă simulările numerice și modele de calcul folosite pentru problema instabilităților cuplate. De asemenea, Bakker și Peköz (2003) au prezentat principiile de bază ale analizei cu element finit a barelor cu pereți subțiri. Cu toate acestea, condiția principală pentru a reuși în simularea numerică este de a înțelege starea inițială în care se află elementele studiate și nu formularea teoretică a fenomenelor, tehnica performantă de calcul oferită de pachetele de soft importante pe piața de software, cum sunt de exemplu ANSYS, ABAQUS, NASTRAN, care au fost bine puse la punct până în acest moment. Pentru cazul barelor cu pereți subțiri, o caracterizare corectă a imperfecțiunilor geometrice și a tensiunilor reziduale nu a fost făcută cu exactitate până în momentul de față. De asemenea, distribuția limitei de curgere de-a lungul conturului secțiunii este neuniformă datorită procesului de formare la rece a acestor elemente. O bună înțelegere a acestor factori este absolut necesară pentru a efectua simulări numerice în cazul barelor cu pereți subțiri. Rondal și Dubină (2003a,b) au făcut o trecere în revistă a tuturor acestor factori și implicațiile considerării lor în analiza numerică.

Prezentul capitol urmărește studiul influenței imperfecțiunilor geometrice și a tensiunilor reziduale în cazul barelor cu pereți subțiri formate la rece cu secțiuni de tip "U" și "C". Forma monosimetrică a acestor secțiuni introduce parametri care nu au fost luați în calcul în cazul barelor obținute prin laminare la cald, cum sunt secțiunile de tip dublu T. De exemplu, în cazul unei grinzi solicitate la încovoiere pură, secțiunea eficace, respectiv distorsiunea, transformă secțiunea într-o secțiune asimetrică astfel că aceste grinzi, după o încovoiere într-un plan perpendicular pe axa maximă de inerție, vor fi solicitate la încovoiere după axa minimă de inerție și torsiune. Pe de alta parte, distribuția alungirilor din încovoierea după axa minimă de inerție și din răsucirea împiedicată se datorează rotirilor din torsiune și deplasărilor după axa minimă de inerție, deci rezistența grinzilor cu secțiune monosimetrică nu este influențată doar de mărimea încovoierilor inițiale și a răsucirii, ci și de direcția lor (Put, Pi & Trahair, 1998a,b).

Barele cu pereți subțiri introduc, de asemenea, parametri care nu au fost luați în calcul în cazul barelor obținute prin laminare la cald, și anume:

- curbele σ - ε pentru zonele plane ale secțiunilor și pentru colțurile acestora;
- imperfecțiunile inițiale globale și locale;
- tensiunile reziduale membranare și flexionare;
- rebordul tălpilor.

Când barele cu pereți subțiri au inima foarte zveltă, distorsiunea secțiunii poate reduce foarte mult rezistența elementului. Tipul încărcării și poziția pe element poate influența comportarea elementului (Put, Pi & Trahair, 1998a,b).

În concluzie, tipurile de imperfecțiuni care influențează comportarea barelor cu pereți subțiri sunt: de tip mecanic (modul de introducere a încărcării și condițiile de rezemare), de material (obținute din procesul de formare și tensiunile reziduale) și geometrice (locale, la nivelul secțiunii și globale, la nivelul elementului).

Descrierea lor a fost făcută în *Capitolul 2*, iar în acest capitol se va insista doar asupra modului în care acestea pot fi introduse în simulările numerice, și a modului în care acestea pot fi codificate pentru a deveni **date de intrare** în simulările numerice. Simulările numerice reprezintă o alternativă optimă și comodă a încercărilor experimentale, pentru rezolvarea problemelor de interacțiune.

În continuare, studiul se va concentra asupra imperfecțiunilor geometrice, și anume: a tipurilor de imperfecțiuni geometrice, a codificării acestora, a eroziunii încărcării critice de bifurcare și a factorului de sensibilitate la imperfecțiuni.

7.2. Modelarea comportării materialului

Barele cu pereți subțiri sunt fabricate prin laminare la rece sau prin îndoire la rece. Proprietățile mecanice ale oțelului din barele formate la rece sunt, de multe ori, diferite de cele ale materialului de bază din care acesta a fost fabricat. Acest lucru se datorează faptului că materialul, în timpul formării, trece de limita de curgere, suferind deformații plastice semnificative. Procesele care se petrec în timpul formării la rece s-au prezentat în *paragraful 2.3.1 al Capitolului 2*.

Limita de curgere medie pe secțiune, f_{ya} , poate fi folosită în simulările numerice acolo unde comportarea materialului este apropiată de modelul σ - ε biliniar. Cu toate acestea, dacă există rezultate ale încercărilor experimentale, este mult mai corect de a introduce aceste valori obținute din încercările de tracțiune pe cupoane, decupate din diferite zone ale secțiunii transversale. Dacă nu sunt disponibile aceste date experimentale, atunci legea de comportare a materialului, care este de tip elasto-plastic cu ecrusare poate fi idealizată prin ecuațiile Ramberg-Osgood sau Powell. Totuși, datorită rezistenței post-elastice reduse a barelor cu pereți subțiri, influența curbei neliniare σ - ε , comparativ cu cea biliniară este foarte mică.

Astfel, Dubina, Goina, Zaharia & Ungureanu (1997), folosind încercările experimentale efectuate la Universitatea din Sydney (Young & Rasmussen 1995a,b) au arătat că nu există diferențe semnificative în ceea ce privește forța ultimă dacă comportamentul materialului a fost introdus utilizând o lege Prandtl (ideal elasto-plastică), respectiv o lege Ramberg-Osgood, pentru care parametrul n a fost determinat plecând de la proprietățile măsurate ale materialului: $\sigma_{0.2}=500$ MPa, $\sigma_u=540$ MPa și $\varepsilon_u=12\%$ (vezi Figura 7.1).

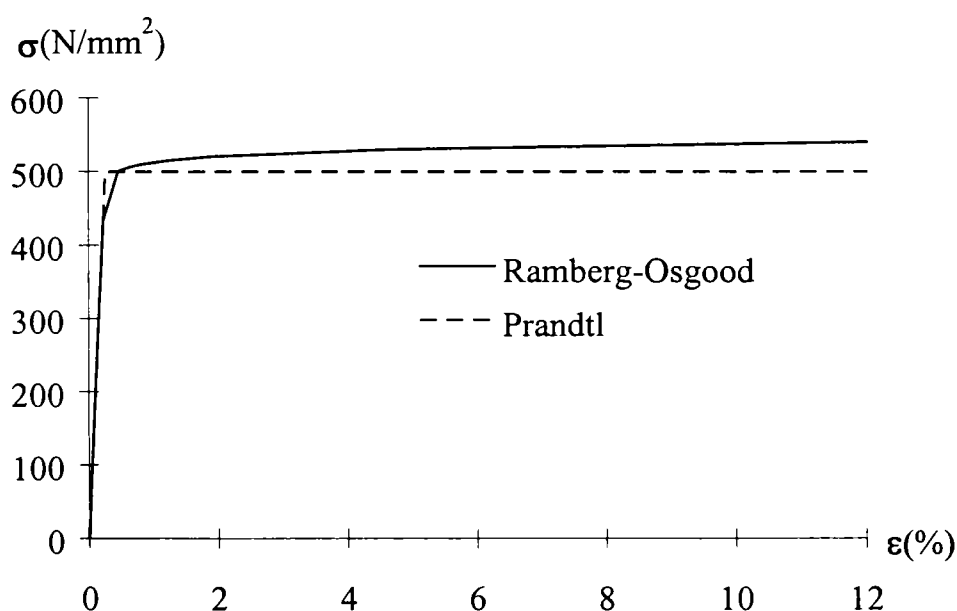


Figura 7.1. Legile de material de tip Prandtl și Ramberg-Osgood utilizate pentru modelul cu elemente finite

Rezultatele numerice obținute printr-o analiză neliniară elasto-plastică cu deformații mari cu programul ANSYS 5.4 sunt prezentate în Tabelul 7.1, funcție de diferite tipuri de legi de comportare a materialului.

În Figura 7.2 sunt prezentate curbele încărcare-deplasare obținute experimental și numeric. Sunt prezentate de asemenea deformatele sub încărcările de cedare obținute prin analiză numerică. Curbele numerice din Figura 7.2 s-au obținut utilizând pentru amplitudinile imperfecțiunilor valorile măsurate.

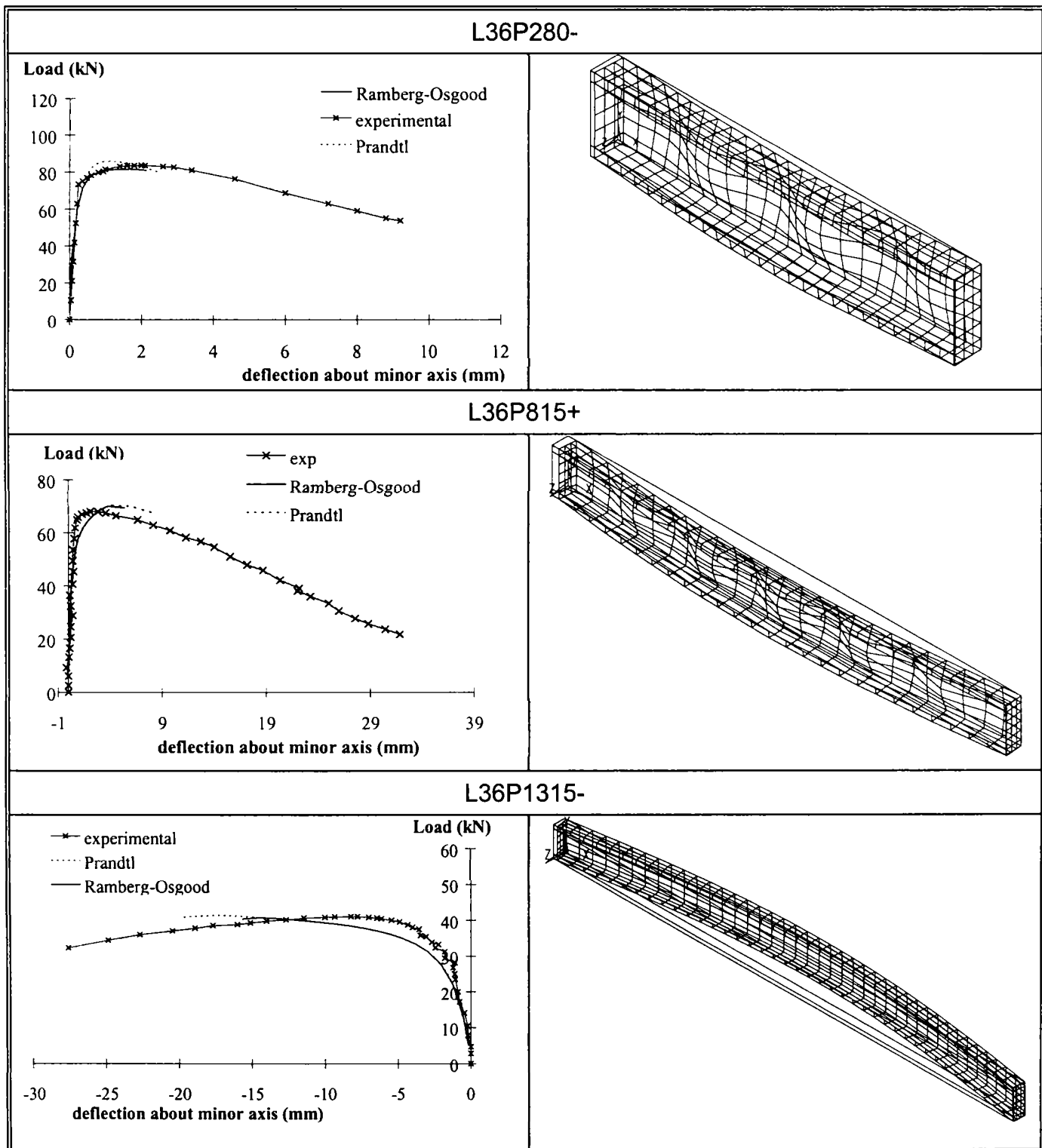


Figura 7.2. Curbe încărcare-deplasare după axa minimă de inerție la jumătatea lungimii barei funcție de diferite tipuri de legi de comportare a materialului

Tabelul 7.1. Valoarea încărcării ultime funcție de cele două legi de comportare a materialului

Bara	Valori experimentale [kN]	ANSYS cu lege de material biliniara (Prandtl) [kN]	ANSYS cu lege de material Ramberg-Osgood [kN]
L36P0280-	83.50	82.63	81.41
L36P0815+	67.90	70.50	69.80
L36P1315-	41.10	41.42	40.75

7.3. Imperfecțiuni geometrice

Imperfecțiunile geometrice pot influența în mod decisiv comportarea și rezistența ultimă a barelor cu pereți subțiri formate la rece. Modelele avansate, cum sunt modelele neliniare bazate pe metoda elementului finit sau fâșiiilor finite, trebuie să includă imperfecțiunile geometrice și tensiunile reziduale pentru a reda cât mai fidel comportarea elementului. Modelarea prin intermediul metodei elementelor finite a barelor cu pereți subțiri poate fi de multe ori o activitate descurajatoare. Când încărcarea crește spre limita ultimă, elementele cu pereți subțiri intră în domeniul elasto-plastic, care este foarte greu de simulat datorită numeroșilor parametri și gradelor de neliniaritate de ordin superior. Secțiunile elementelor, tipul discretizării, condițiile de margine, tipul încărcării, imperfecțiunile geometrice, tensiunile reziduale și modelarea comportării materialului, toate influențează rezultatul final. Un rol foarte important îl joacă imperfecțiunile geometrice și tensiunile reziduale, deoarece ele influențează forța ultimă și modul cum încărcarea este preluată de element. Cu toate că este foarte cunoscută influența acestor parametri, nu există în literatură o procedură care să indice mărimea și distribuția ce ar trebui să o aibă în analiză. Câțiva pași au fost făcuți în acest sens de Schafer & Pekoz (1996, 1997), în clasificarea și codificarea acestor mărimi.

Imperfecțiunile geometrice ale unui element cu pereți subțiri formate la rece se referă la deviații ale elementului real de la geometria "perfectă". Aceste imperfecțiuni pot fi de mai multe tipuri: globale, de încovoiere inițială a elementului, de strâmbare și răsucire inițială a elementului, și imperfecțiuni locale la nivelul secțiunii.

Imperfecțiuni globale de încovoiere după axa minimă de inerție. Abaterile de la forma geometrică a profilelor formate la rece sunt în general limitate prin norme:

- săgețile inițiale acceptate sunt de ordinul a $L/1000$ (unde L este lungimea profilului), reprezentând valoarea limită preconizată de EUROCODE 3-Part.1.3;

Imperfecțiunile de torsiune. Contrar cazurilor abaterilor de la liniaritate (săgeților inițiale) majoritatea normelor actuale nu propun 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 $1^\circ/m$, sarcina critică a profilelor nu este afectată de această imperfecțiune.

Totuși, standardul australian AS4100, propune următoarele formule pentru determinare săgeții inițiale după axa minimă de inerție, u_o , și a rotirii inițiale a secțiunii, ϕ_o , astfel:

$$1000 \cdot f_o / L = 1000 \cdot \phi_o \cdot (M_{cr} / N_{cr} L) = -1 \quad \text{pentru} \quad \bar{\lambda}_{LT} \geq 0.6 \quad (7.1)$$

$$1000 \cdot f_o / L = 1000 \cdot \phi_o \cdot (M_{cr} / N_{cr} L) = -0.001 \quad \text{pentru} \quad \bar{\lambda}_{LT} < 0.6 \quad (7.2)$$

unde:

N_{cr} = valoare forței critice de flambaj după axa minimă de inerție;

M_{cr} = momentul critic al flambajului prin încovoiere laterală cu răsucire a grinzilor;

$\bar{\lambda}_{LT}$ = zveltețea redusă a modului prin încovoiere laterală cu răsucire.

Imperfecțiunile geometrice locale. Un număr mare de cercetători s-au ocupat de investigarea imperfecțiunilor geometrice locale ale barelor cu pereți subțiri formate la rece. Dintre aceștia se menționează: Kwon & Hancock (1992), Bernard (1993), Dat & Pekoz (1980), Lau (1988), Mulligan (1983) și Thomasson (1978). În ciuda tuturor acestor investigații, nu s-a făcut nici o încercare de unificare a imperfecțiunilor geometrice locale. Schafer & Pekoz (1996, 1997) au fost primii cercetători care au încercat o clasificare și o codificare a imperfecțiunilor locale, și au pus în evidență două tipuri distincte de imperfecțiuni pentru elementele solicitate la încovoiere și/sau compresiune care pot fi considerate în simularea numerică:

- (1) imperfecțiuni locale maxime - în cazul elementelor rigidizate (vezi Figura 7.3a);
- (2) deviația maximă de la poziția dreaptă pentru cazul tălpilor slab rigidizate sau nerigidizate (vezi Figura 7.3b).

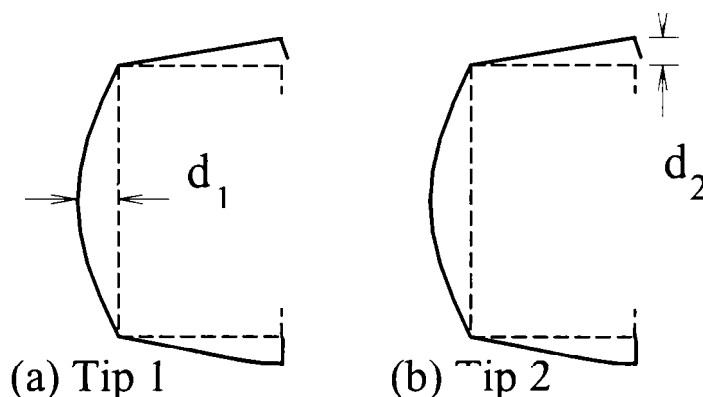


Figura 7.3. Definierea imperfecțiunilor geometrice locale

Imperfecțiunile de **tip 1** sunt caracteristice imperfecțiunilor pentru modul local de flambaj, iar imperfecțiunile de **tip 2** sunt caracteristice imperfecțiunilor pentru modul distorsional de flambaj.

În urma unor prelucrări statistice pe date experimentale culese din literatura de specialitate Schafer & Pekoz (1996, 1997) au obținut pentru **tipul 1** de imperfecțiuni (imperfecțiuni corespunzătoare flambajului local - voalării) următoarele relații pentru a determina imperfecțiunea maximă:

$$d_1 \approx 0.006 \cdot w \quad (7.3)$$

sau

$$d_1 \approx 6 \cdot t \cdot e^{-2t} \quad (d_1 \text{ și } t \text{ se introduc în mm}) \quad (7.4)$$

unde w este înălțimea inimii sau lățimea tălpilor rigidizate (în mm), iar t este grosimea peretelui.

Imperfecțiunea de **tip 2** (corespunzătoare flambajului prin distorsiune) s-a determinat într-o manieră similară. Datorită lipsei de date experimentale, încă nu s-a putut obține o relație care să reprezinte corespunzător aceste imperfecțiuni. Totuși, într-o primă evaluare se poate folosi una din următoarele relații:

$$d_2 = 0.014w/t + 0.5 \quad (7.5)$$

sau

$$d_2 = 1.8 \text{ mm} \quad (7.6)$$

În ceea ce privește frecvența de apariție (periodicitatea) a imperfecțiunilor, Schafer & Pekoz (1996, 1997), folosind transformările Fourier, au determinat frecvența de apariție a așa numitului semnal al imperfecțiunilor. Este important de văzut care este periodicitatea acestor

imperfecțiuni, deoarece modurile proprii ale unui element sunt caracterizate prin lungimile de semiundă (sau frecvențe). Dacă modul critic este identificat folosind o analiză de valori proprii, atunci se estimează frecvența de apariție a imperfecțiunii critice și se poate obține și amplitudinea maximă a acesteia. Această metodă de caracterizare a imperfecțiunilor printr-un spectru de imperfecțiuni poate fi o metodă bună de analiză.

O analiză similară, bazată pe transformări Fourier, a fost efectuată și de Bernard, Coleman & Bridge (1999) pe panouri de tablă cutată. Se poate sublinia o concluzie importantă a acestor cercetători, care au demonstrat pe cale statistică că imperfecțiunile geometrice locale sunt semnificative pentru elementele cu pereți subțiri cu lungimi mici și medii de semiundă, și care conduc la o reducere a capacității portante a elementului. Aceasta înseamnă că modurile de flambaj locale sau distorsionale, simple sau cuplate cu modurile globale, sunt în special afectate.

Rasmussen & Hancock (1988) au propus modele numerice de generare automată a imperfecțiunilor locale. Ideea acestui model constă în extragerea formei imperfecțiunilor geometrice din modurile proprii de flambaj, atât la nivelul secțiunii cât și la nivelul barei. Această tehnică a fost aplicată pe secțiuni de tip U, care pot flamba atât global cât și local. În Figura 7.4 se prezintă moduri de flambaj propuse pentru imperfecțiunile geometrice globale și locale.

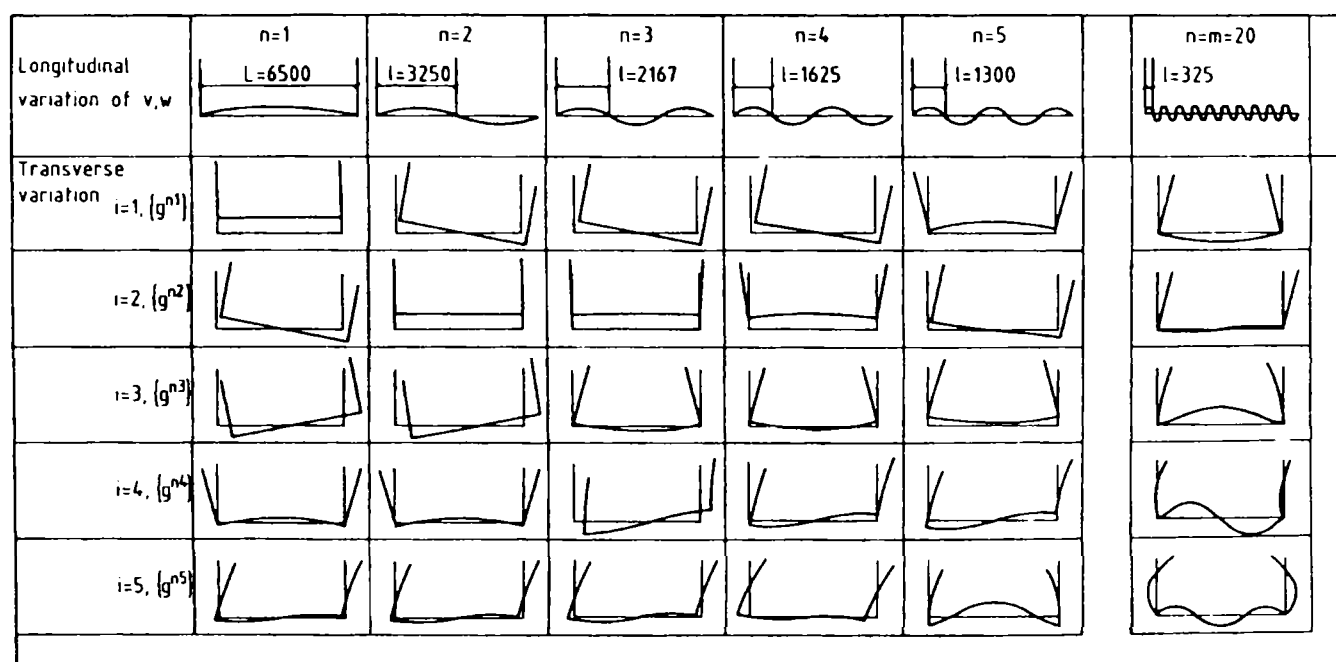


Figura 7.4. Moduri de flambaj propuse pentru imperfecțiunile geometrice globale și locale

7.4. Tensiuni reziduale

Luarea în considerare a tensiunilor reziduale în modelele de calcul este o problemă dificilă. O altă problemă este că nu există suficiente date pentru a determina magnitudinea corespunzătoare acestor tensiuni. De multe ori acestea sunt eliminate din modelul de calcul, sau diagrama $\sigma-\varepsilon$ este modificată pentru a lua în considerare efectul acestor tensiuni reziduale. Elementele cu pereți subțiri formate la rece sunt afectate de tensiuni reziduale de încovoiere, variabile pe grosimea elementului și de tensiunile membranare. Variația pe grosime a tensiunilor reziduale conduce la o atingerea timpurie a limitei de curgere pe una din fețele elementului, iar în cazul elementelor scurte amorsează flambajul local. Acest aspect nu poate fi atins în nici o analiză fără luarea în considerare a tensiunilor reziduale.

Rondal (1986) a subliniat că profilele laminate la cald sunt afectate de tensiuni reziduale care rezultă în principal datorită răcirii după laminare. Aceste tensiuni reziduale sunt de tip

membrantar, în timp ce profilele formate la rece, prin procesul de formare sunt afectate de tensiuni reziduale de încovoiere. În Tabelul 2.2 s-a prezentat o comparație de ordin calitativ între tensiunile reziduale pentru un profil format la rece, funcție de tehnologia de producere.

Un număr mare de cercetători s-au ocupat de investigarea tensiunilor reziduale. Dintre aceștia se menționează: Key & Hancock (1993), Bernard (1993), Dat & Pekoz (1980), Lau (1988), Weng & Pekoz (1990a,b), Batista & Rodrigues (1992), Young & Rasmussen (1995), Popovici, Hancock & Rasmussen (1999), Sivakumaran & Abdel-Rahman (1997, 1998), Ungureanu (2003).

Schafer & Pekoz (1996, 1997) au obținut prin prelucrare statistică a încercărilor experimentale obținute pe elemente realizate prin presare la rece cât și prin laminare la rece o codificare a tensiunilor reziduale. O importanță deosebită o are distribuția tensiunilor reziduale pe secțiune (în colțuri, pe elementele plane, pe reborduri).

Tensiunile reziduale se pot împărți în două categorii: de încovoiere și membranare. În Figura 7.5 sunt prezentate aceste două tipuri de tensiuni reziduale și suprapunerea lor. Valorile tensiunilor reziduale sunt date ca procent din limita de curgere $\%f_y$.

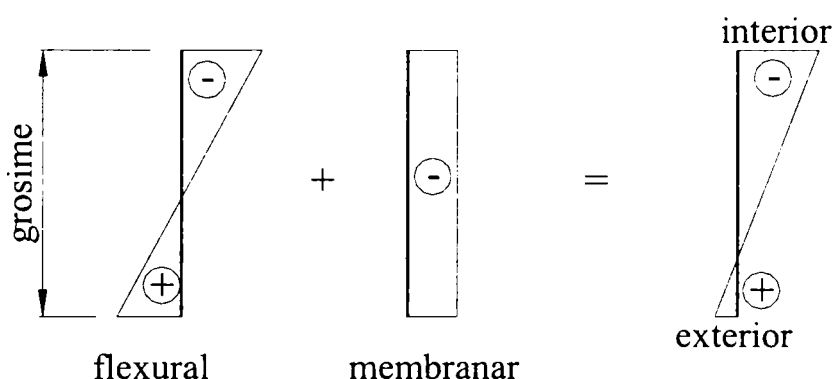


Figura 7.5. Definierea tensiunilor reziduale de încovoiere și membranare

Din analiza statistică a tensiunilor reziduale membranare, Schafer & Pekoz (1996, 1997) au arătat că aceste tensiuni sunt aproape nule. Acestea sunt importante doar pentru elementele de colț și pentru rebordurile elementelor laminate la rece. De asemenea, s-a observat că tensiunile reziduale membranare sunt mai semnificative pentru elementele laminate la rece.

Tensiunile reziduale de încovoiere sunt cea mai importantă componentă a tensiunilor reziduale. Ele se introduc printr-o variație pe grosimea elementelor. Pentru elementele plane ale secțiunii transversale s-a arătat ca ele pot fi prelucrate statistic, dar nu se poate spune același lucru și pentru elementele de colț. Valorile medii ale tensiunilor reziduale de încovoiere pentru cele două tipuri de elemente formate la rece sunt prezentate în Figura 7.6. Din această figură se pot observa diferențele pentru cele două tipuri de elemente, laminate sau îndoite la rece, cât și distribuția și influența tensiunilor reziduale pe secțiune. Se poate observa că tensiunile reziduale sunt mai importante pentru elementele formate prin laminare la rece, decât pentru cele formate prin presare la rece.

De asemenea, Weng & Pekoz (1990a,b), în urma determinării tensiunilor reziduale, au încercat să propună o metodă de introducere în analiză a tensiunilor reziduale. Concluziile studiilor lor sunt următoarele:

- În direcție longitudinală, tensiunile reziduale de compresiune s-au găsit la suprafața interioară a secțiunii, iar cele de întindere pe suprafața exterioară a acesteia;
- Mărima tensiunilor reziduale pe secțiune s-a observat a avea valori cuprinse între (25-70)% din limita de curgere a materialului;

- c) Mărimea tensiunilor reziduale în zonele plane ale secțiunii au fost aproximativ uniforme în lungul perimetrului secțiunii;
- d) În aceeași locație, mărimea tensiunilor reziduale pe suprafața interioară și cea exterioară s-a observat că este aceeași;
- e) Distribuția tensiunilor reziduale pe secțiune a fost aproximativ aceeași pentru toate secțiunile încercate.

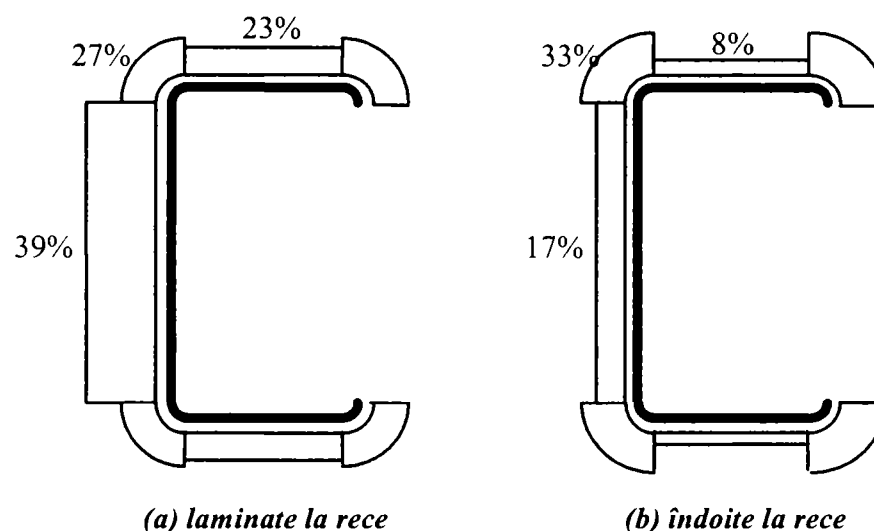


Figura 7.6. Valorile medii ale tensiunilor reziduale de încovoiere exprimate în $\%f_y$ (Schafer & Pekoz, 1996, 1997)

Alte propuneri de codificare a tensiunilor reziduale de încovoiere au fost propuse de Sivakumaran & Abdel-Rahman (1997, 1998), respectiv Ungureanu (2003). Sivakumaran & Abdel-Rahman (1997, 1998) au propus pentru distribuția tensiunilor reziduale pentru secțiuni de tip C obținute prin laminare la rece, o distribuție similară cu cea propusă de Schafer & Pekoz. Ungureanu (2003), în urma încercărilor experimentale efectuate pe elemente cu secțiunea de tip U și Ω , obținute prin îndoire la rece, a propus distribuția tensiunilor reziduale de încovoiere, ca în Figura 7.8.

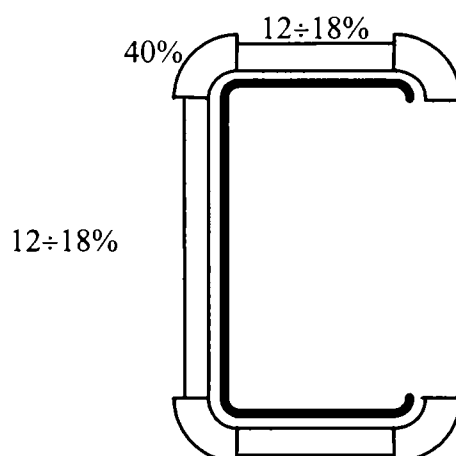


Figura 7.7. Distribuția tensiunilor reziduale de încovoiere în raport cu limita de curgere $\%f_y$ propusă de Sivakumaran & Abdel-Rahman (1997, 1998)

În ceea ce privește analiza numerică a tensiunilor reziduale pe corniere formate la rece, Costa Ferreira & Rondal (1988) au arătat că tensiunile reziduale de încovoiere au o mai mică influență în determinarea forței ultime decât tensiunile membranare, după cum se arată în Figura 7.9 și Figura 7.10. Concluzii similare au fost obținute și de Earls (1999) și de Yiu & Pekoz (2001).

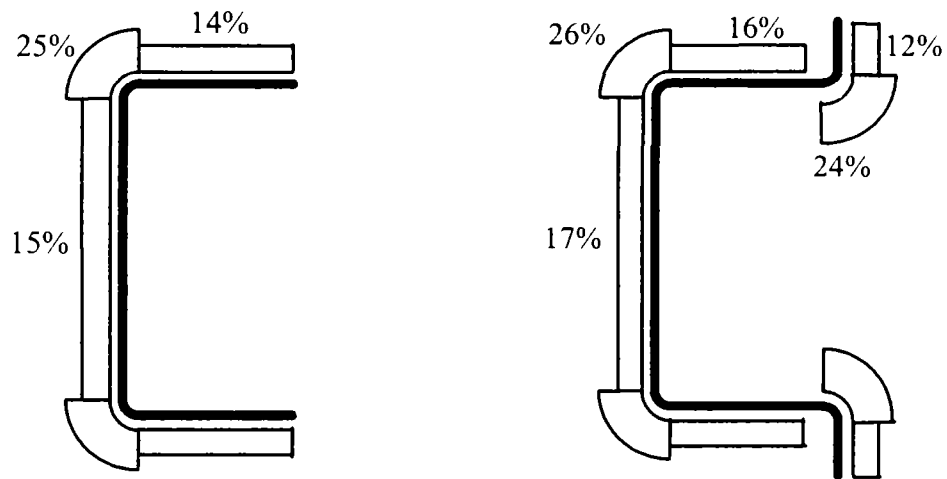


Figura 7.8 Distribuția tensiunilor reziduale de încovoiere în raport cu limita de curgere $\%f_y$ propusă de Ungureanu (2003)

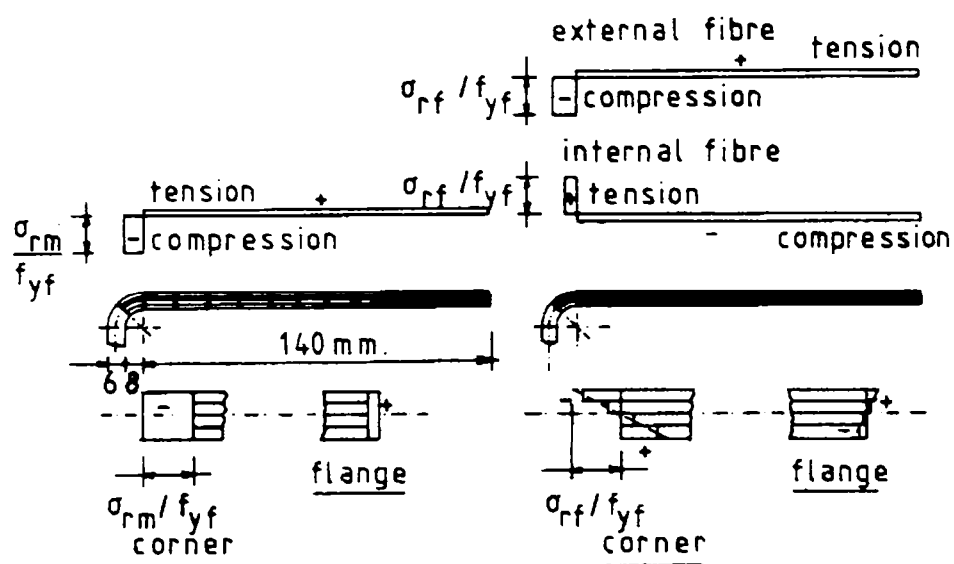


Figura 7.9. Discretizarea unei jumătăți de cornier și distribuția tensiunilor reziduale: (a) tensiuni reziduale membranare; (b) tensiuni reziduale de încovoiere (Costa Ferreira & Rondal, 1988)

Ca o concluzie generală, tensiunile reziduale de încovoiere au influență în special în ceea ce privește stabilitatea locală. Tensiunile reziduale membranare influențează stabilitatea de bară. În cazul barelor cu pereți subțiri tensiunile reziduale membranare sunt foarte mici și se neglijează.

De asemenea, 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 profilelor laminate la cald și sunt compensate de ecruisaj, rezultă că în cazul profilelor formate la rece singurele imperfecțiuni care le afectează comportamentul în mod semnificativ sunt imperfecțiuni geometrice.

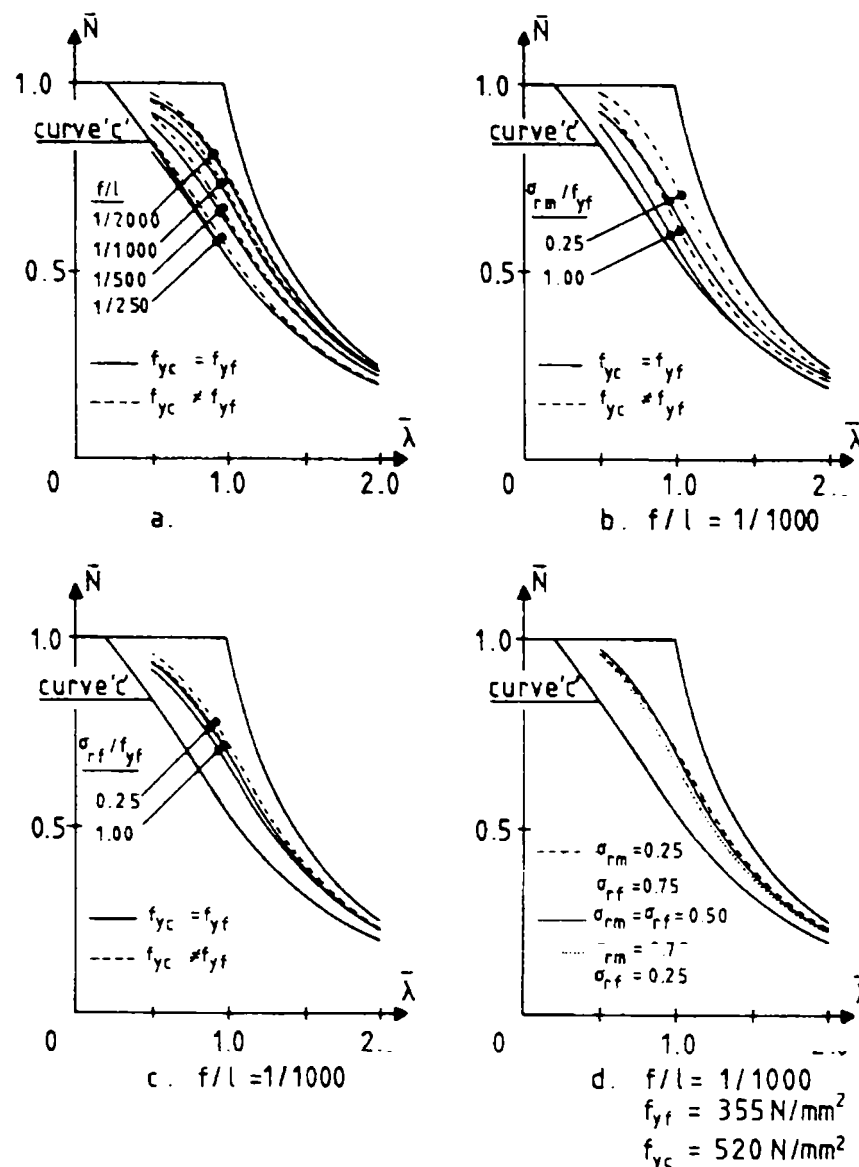


Figura 7.10. Curbe de flambaj: (a) efectul tensiunilor reziduale membranare ; (b) efectul tensiunilor reziduale de încovoiere (Costa Ferreira & Rondal, 1988)

7.5. Pregătirea modelării pentru analiza neliniară elasto-plastică

Dacă metodele simplificate de proiectare nu sunt adecvate sau nu au suficientă acuratețe, atunci se recomandă a se folosi încercări experimentale sau programe avansate de calcul bazate pe metoda elementului finit (MEF). Aceste programe sunt capabile să simuleze comportarea reală a structurii, cu ajutorul atât al neliniarităților geometrice cât și al neliniarităților de material. Structurile se pot modela prin intermediul elementelor rectangulare de tip SHELL sau SOLID. Programele bazate pe metoda fâșiilor finite sunt și ele des folosite, dar nu sunt încă pregătite pentru o utilizare la scara mare. În modelul cu fâșii finite, secțiunea este împărțită în elemente de tip "fâșii lungi" (long strip element).

Dacă atunci când se pornește la efectuarea unei analize neliniare, imperfecțiunile inițiale nu sunt cunoscute, sau sunt greu de implementat în model, atunci se poate proceda astfel: dintr-o analiza de flambaj în domeniul elastic pot fi determinate o serie de moduri posibile de flambaj (eigenmodes) și valorile proprii corespunzătoare (eigenvalue), după cum se arată în Figura 7.11a, pentru determinarea formei imperfecțiunilor. Modul de flambaj cu valoarea proprie cea mai mică reprezintă aproape sigur principalul mod de pierdere a stabilității, dar valoarea proprie nu spune prea multe despre comportarea reală a elementului. Analiza neliniară, bazată pe deformații inițiale date de modurile de flambaj în domeniul elastic (prin scalarea acestora), furnizează rezultate bune (vezi Figura 7.11b), care pot să fie mai mici

sau mai mari decât cea mai mică valoare proprie. De asemenea, rezultatele obținute cu o astfel de analiză nu sunt exacte dacă imperfecțiunile de material și tensiunile reziduale nu sunt modelate corespunzător. Marea dificultate în cazurile practice de proiectare o reprezintă faptul că nu sunt specificații/metodologii corespunzătoare pentru folosirea acestora în analiza neliniară (Talja & Salmi 1994).

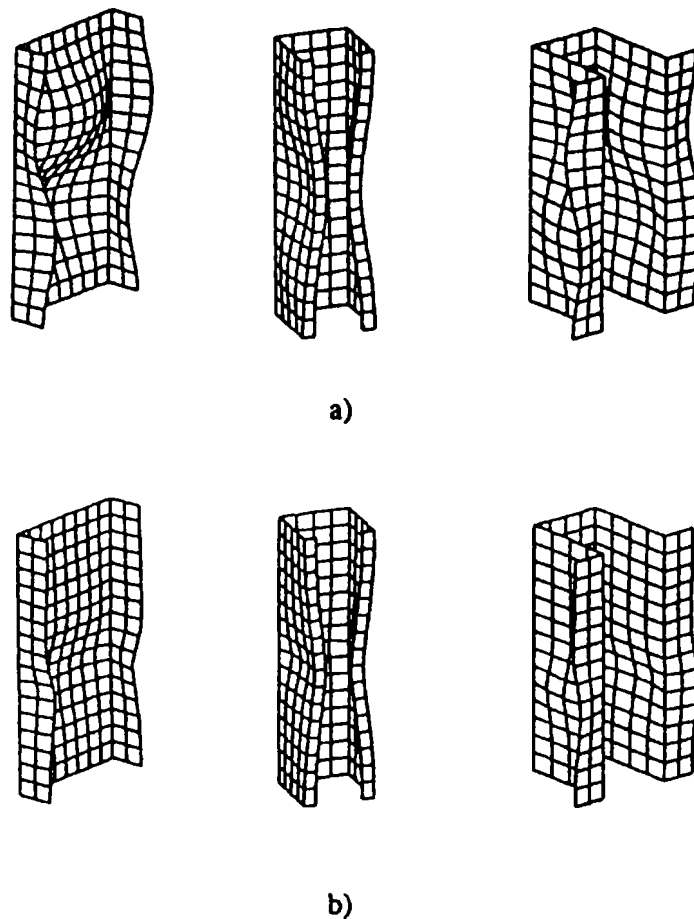


Figura 7.11. Utilizarea MEF în determinarea capacității portante a elementelor supuse la compresiune (Talja & Salmi 1994)

- (a) Valori proprii folosite ca imperfecțiuni inițiale
- (b) Deformații finale rezultate în urma unei analize neliniare elasto-plastice

În continuare, în figurile de mai jos se prezintă diferite moduri de flambaj alese pentru a modela imperfecțiunile inițiale pentru elemente solicitate la compresiune și/sau încovoiere, obținute la Technical Research Centre of Finland de către Talja & Salmi (1992, 1993). După cum s-a subliniat mai sus, imperfecțiunile inițiale folosite pentru a modela neliniaritățile geometrice, se pot obține ca formă dintr-o analiza de flambaj în domeniul elastic. Mărimea acestora poate fi luată conform *Paragrafului 7.3* al acestui capitol.

În Figura 7.12, ca rezultat al unei analize la flambaj în domeniul elastic se prezintă posibilitatea de deformare a elementului solicitat la încovoiere după axa maximă de inerție. Forma corespunzătoare primei valori proprii reprezintă flambajul global, în timp ce a doua valoare reprezintă flambajul local al tălpii superioare solicitate la compresiune. Aceste două moduri pot fi alese pentru a modela imperfecțiunile inițiale locale și globale pentru un element solicitat la încovoiere. Este important de remarcat faptul că vectorul propriu nu conține informații despre direcția deformării elementului.

În cazul elementelor solicitate la compresiune cu încovoiere, în urma unei analize la flambaj în domeniul elastic, a rezultat că primul mod de flambaj este flambajul prin încovoiere-răsucire, iar al doilea mod a fost voalarea tălpilor. Prin considerarea acestor forme pentru

imperfecțiunile inițiale, forma deformată finală, rezultată în urma analizei, este prezentată în Figura 7.13.

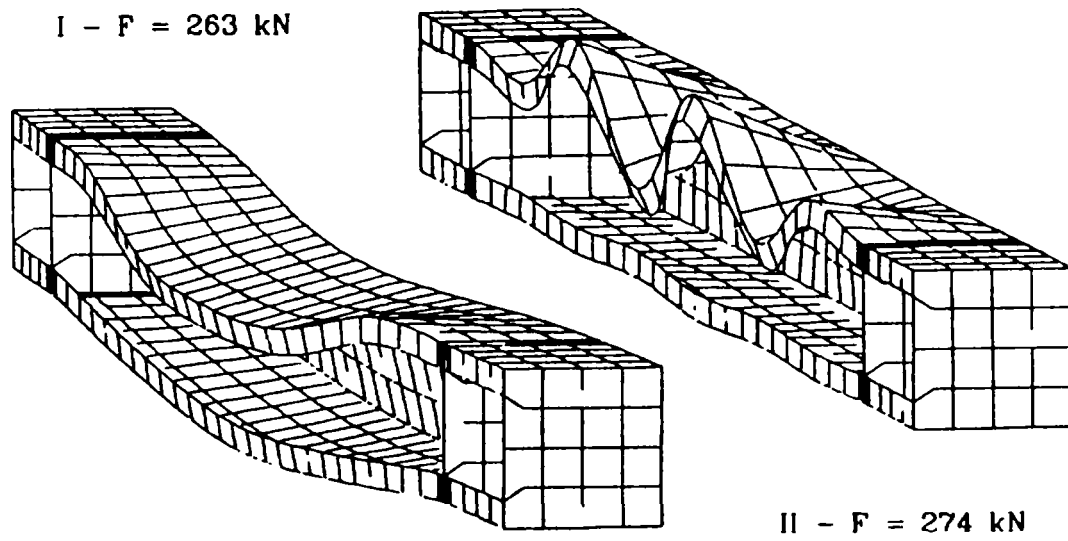


Figura 7.12. Modurile de flambaj folosite ca formă a imperfecțiunilor inițiale pentru o grindă solicitată la încovoiere după axa maximă de inerție

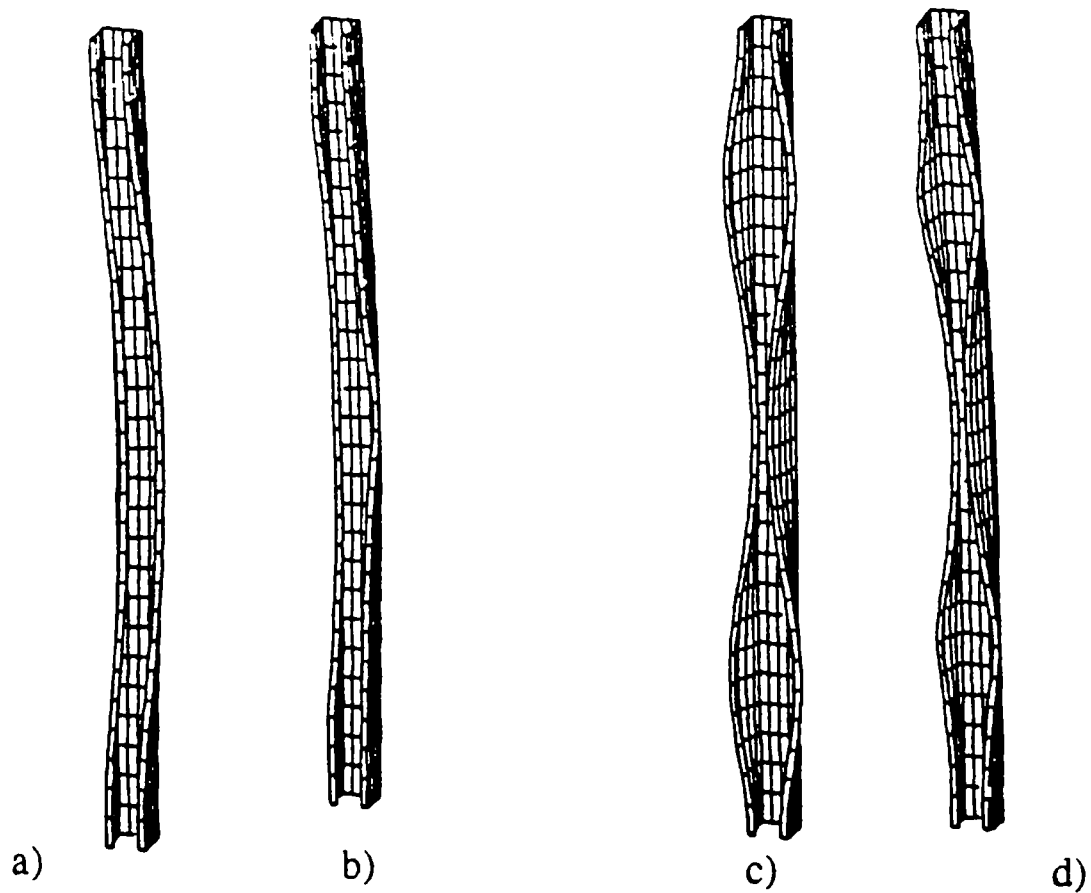


Figura 7.13. Două moduri diferite de deformații inițiale (a-global și c-local) și forma deformată finală corespunzătoare (b și d) pentru o secțiune de tip "C" solicitată la compresiune cu încovoiere

7.6. Influența mărimii și formei imperfecțiunilor geometrice locale și secționale asupra flambajului local/distorsional și a flambajului interactiv pentru elementele din bare cu pereți subțiri formate la rece

În realitate toate structurile sunt imperfecte. Aceste imperfecțiuni, după cum s-a arătat în paragrafele anterioare, se referă atât la geometria secțiunii cât și la bara în ansamblu, la tensiunile reziduale sau la distribuția limitei de curgere pe conturul secțiunii, cât și la condițiile de rezemare a elementelor și la modul de introducere a încărcărilor. Exceptând ultimile două tipuri de imperfecțiuni care sunt de tip mecanic, imperfecțiunile geometrice și de material sunt strâns legate de geometria profilului, de zveltețea acestuia și de procesul de formare a elementelor. Natura diferită a imperfecțiunilor, asociată cu zveltețea pereților componente ai secțiunii transversale, conduc la forme diferite de instabilitate în cazul barelor cu pereți subțiri. Astfel, apare necesitatea determinării unor noi curbe de flambaj, specifice barelor cu pereți subțiri. În prezent, curbele de flambaj pentru barele cu pereți subțiri se bazează pe cele obținute pe profile laminate la cald.

Pentru adaptarea curbelor europene de flambaj actuale pentru cazul barelor cu pereți subțiri, se poate folosi metoda *Eroziunii Încărcării Critice de Bifurcare* (ECBL), propusă de Dubină (2001), care poate fi folosită pentru calibrarea unor noi coeficienți ai imperfecțiunii, α . Cu toate acestea, comportarea reală a barelor cu pereți subțiri este greu de precizat datorită neliniarităților geometrice și de material. Cu ajutorul programelor de calcul bazate pe metoda elementelor finite sau pe metoda fâșiilor finite se poate obține cu suficientă acuratețe încărcarea ultimă corespunzătoare acestor elemente, dacă imperfecțiunile inițiale sunt corespunzător definite. Astfel, sunt necesari doi pași importanți pentru pregătirea analizei:

- Studiul unor baze de date ce conțin înregistrări ale imperfecțiunilor pe clase de elemente;
- Caracterizarea și codificarea imperfecțiunilor pentru analiza numerică.

Din punct de vedere al analizei neliniare cu elemente finite, introducerea imperfecțiunilor geometrice este necesară pentru a obține o anumită formă de pierdere a stabilității. În cazul elementelor cu pereți subțiri este întotdeauna necesară o perturbare (Slami & Talja, 1993). Forma imperfecțiunilor inițiale poate fi determinată printr-o analiză de valori proprii, modurile de flambaj astfel determinate furnizând, prin scalare, câmpurile de deplasări pentru element. O condiție obligatorie este ca forma imperfecțiunilor inițiale astfel determinate, să modeleze corect, modurile de flambaj local, secțional sau global al elementelor. În practica curentă, imperfecțiunile geometrice inițiale, ce se introduc într-o analiză numerică, au formă sinusoidală, cu lungimi de semiundă corespunzătoare modurilor de flambaj studiate.

Amplitudinea maximă a imperfecțiunilor, introdusă printr-o formă sinusoidală, poate fi folosită, în mod conservativ, ca o limită superioară a mărimii imperfecțiunilor. Folosirea acestei limite superioare a nivelului imperfecțiunilor poate fi folosită pentru determinarea limitei inferioare a încărcării ultime (Schafer & Pekoz, 1998). Este evident că acest mod de introducere a datelor este o simplificare. Atâta timp cât în realitate imperfecțiunile maxime nu urmează o lege periodică de-a lungul barei, acest procedeu este conservativ. De asemenea, trebuie remarcat și faptul că Bernard, Coleman & Bridge (1999) au evidențiat pe cale statistică că imperfecțiunile geometrice locale sunt semnificative pentru elementele cu pereți subțiri cu lungimi mici și medii de semiundă, și că acestea conduc la o reducere a capacității portante a elementului. Aceasta înseamnă că modurile de flambaj locale sau distorsionale, simple sau cuplate cu modurile globale sunt în special afectate.

În acest paragraf, printr-o analiză sistematică, bazată pe simulări numerice se studiază influența formei imperfecțiunilor geometrice asupra flambajului local și prin distorsiune. Această analiză se bazează pe studiile efectuate de Dubină, Ungureanu & Szabo (2000,2001,2002). În urma studiului influenței formei imperfecțiunilor locale, se determină eroziunea încărcării critice datorită imperfecțiunilor geometrice și interacțiunii dintre flambajul

local/secțional și flambajul global, în cazul barelor cu pereți subțiri formate la rece solicitate la încovoiere și la compresiune, cu ajutorul metodei *Eroziunii Încărcării Critice de Bifurcare* (ECBL), propuse de Dubină (2001). Astfel se dorește a se demonstra că diferite forme ale imperfecțiunilor locale/secționale au un efect diferit asupra capacității portante ultime a elementului, deci identificarea și selectarea corectă a formei și mărimii imperfecțiunilor este crucială pentru o analiză numerică.

7.6.1. Calibrarea modelului

S-a ales pentru calibrarea modelului cu elemente finite o serie de profile din oțel formate la rece cu secțiuni de tip U și C, testate la Universitatea din Sydney, Australia (Young & Rasmussen, 1995a,b). Se face mențiunea că aceste încercări experimentale au fost foarte exacte fiind recunoscută unanim baza pentru încercări experimentale de care dispune Universitatea din Sydney. Profilele alese pentru calibrare au fost solicitate la compresiune centrică, au secțiunea transversală de tip U, respectiv C, și sunt articulate, respectiv încastrate la capete. Dimensiunile nominale ale secțiunii transversale sunt: grosimea 1.5 mm, lățimea inimii 96 mm, lățimea tălpii 36 mm și lățimea rebordului 12 mm. Profilele au fost realizate prin laminare la rece din tablă de oțel zincată, Grade G 450 (cu limita de curgere nominală de 450 MPa). În Tabelul 7.2 sunt prezentate valorile măsurate ale dimensiunilor profilelor. Proprietățile materialului determinate prin încercări pe cupoane sunt: limita de curgere convențională ($\sigma_{0.2}$), limita de rupere (σ_u) și modulul de elasticitate, și se prezintă în Tabelul 7.3. Pentru elementele articulate la capete se introduc pentru lungime și dimensiunile aparatelor de reazem (articulațiilor), 95 mm la fiecare capăt al specimenului. Rezemarea elementelor articulate permite doar încovoierea după axa de inerție minimă.

Tabelul 7.2. Dimensiuni măsurate ale elementelor, pentru seriile P36 și L36

Profil cu secțiune de tip „U” - seria P36						
Specimen	Talpă B_f (mm)	Inimă B_w (mm)	Grosime t (mm)	Raza internă r_i (mm)	Lungimea L (mm)	
P36P0815-	36.8	97.5	1.48	0.85	814.9	
P36P1315-	37.0	96.6	1.46	0.85	1315.1	
Profil cu secțiune de tip „C” - seria L36						
Specimen	Rebord B_l (mm)	Talpă B_f (mm)	Inimă B_w (mm)	Grosime t (mm)	Raza internă r_i (mm)	Lungimea L (mm)
L36P0815+	12.7	37.0	97.4	1.48	0.85	814.6
L36P1315-	12.4	36.9	97.1	1.47	0.85	1316.4

Tabelul 7.3. Caracteristici de material

Seria	$\sigma_{0.2}$ (N/mm ²)	σ_u (N/mm ²)	E (N/mm ²)
P36	550	570	210000
L36	500	540	195000

Din punct de vedere al analizei neliniare, modelul cu elemente finite calibrat ia în considerare două tipuri de imperfecțiuni geometrice: imperfecțiuni geometrice globale (cu valoarea maximă, u_o , v_o și θ_o , la mijocul deschiderii), și imperfecțiuni geometrice locale (cu amplitudinea d_i). Din punct de vedere a imperfecțiunilor geometrice locale, în analiza cu element finit au fost folosite trei tipuri de distribuții ale acestora, după cum se prezintă în

Figura 7.14, și anume: (a) formă sinusoidală simetrică, corespunzătoare modului 1 de flambaj local, (b) formă sinusoidală asimetrică, corespunzătoare modului 5 de flambaj local, și (c) forma reală măsurată a imperfecțiunilor locale.

În conformitate cu Figura 7.14 (d și e) mărimea și semnul imperfecțiunilor locale și globale, se prezintă în Tabelul 7.4. În acest tabel se prezintă valorile maxime ale imperfecțiunilor locale și globale măsurate.

Tensiunile reziduale membranare și de încovoiere au avut valori cuprinse între 15 MPa și 40 MPa. După cum au subliniat și autorii încercărilor experimentale, tensiunile reziduale au valori foarte mici comparativ cu limita de curgere nominală a materialului, $\sigma_{0.2}=450$ Mpa. În consecință, ele pot fi neglijate în modelul cu elemente finite. De asemenea, se poate observa că aceste valori sunt mult mai mici decât cele preconizate de Schafe și Pekoz (1998) în Figura 7.6.

Tabelul 7.4. Imperfecțiunile locale și globale maxime măsurate

Seria	d_1 (mm)	d_2 (mm)	d_3 (mm)	d_4 (mm)	d_5 (mm)	u_o (mm)	v_o (mm)	θ_o (rad)
P36P0815-	-1.20	0.24	0.13	0.17	0.67	-0.17	0.33	-0.00120
P36P1315-	1.37	-0.57	-0.53	-0.64	1.76	-0.61	1.14	-0.00378
L36P0815+	0.71	0.25	0.25	0.33	-0.94	-0.46	0.25	0.00072
L36P1315-	-1.39	0.38	0.41	0.29	-0.77	-0.51	0.02	0.00292

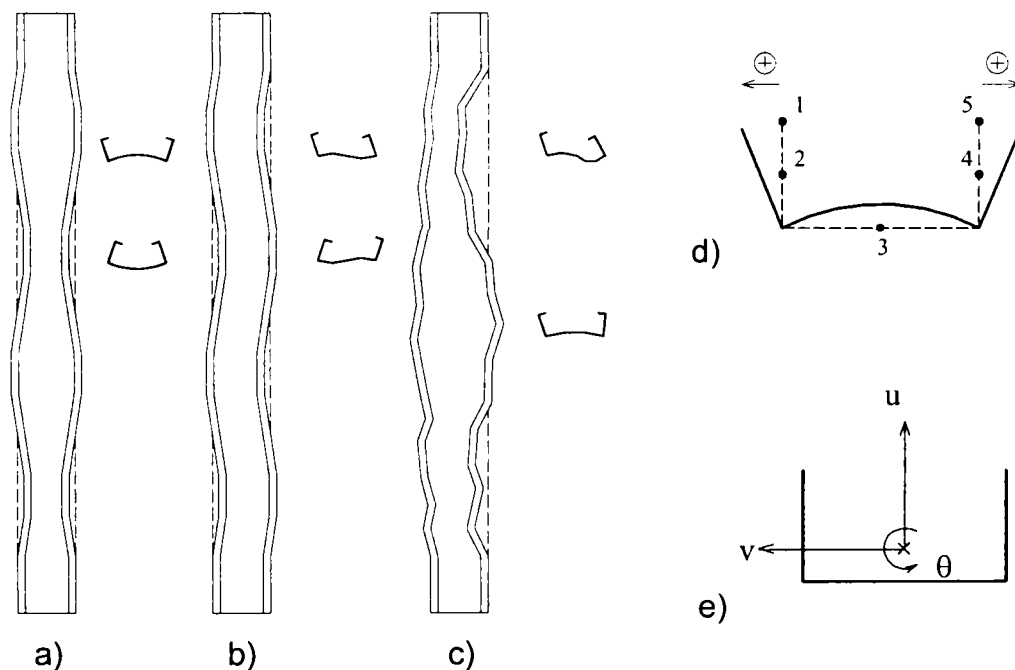


Figura 7.14. Forma și semnul imperfecțiunilor geometrice locale analizate

Analiza numerică a fost făcută cu ajutorul programului de calcul ANSYS 5.4, utilizând elemente de tip SHELL 43. SHELL 43 este un element de placă cu 4 noduri, recomandat pentru o analiză elasto-plastică cu deformații mari.

Condițiile de rezemare și de încărcare au fost astfel modelate încât să corespundă celor reale. Pentru cazul elementelor articulate la capete s-au introdus plăci suplimentare rigide, pentru a simula prezența reazemelor. Discretizarea acestor plăci s-a făcut astfel încât unul dintre noduri să se suprapună peste centrul de greutate al secțiunii.

În ceea ce privește legea de material, s-a folosit modelul MISO (multi-linear model), introducându-se citirile obținute din încercările experimentale. Astfel, pentru cazul profilelor cu secțiune U limita de curgere și cea de rupere au fost $\sigma_{0,2}=550 \text{ N/mm}^2$, $\sigma_u=570 \text{ N/mm}^2$, iar alungirea ultimă $\varepsilon_u=10\%$; pentru profilele cu secțiune de tip C, $\sigma_{0,2}=500 \text{ N/mm}^2$, $\sigma_u=540 \text{ N/mm}^2$ și $\varepsilon_u=12\%$. În Figura 7.15 se prezintă curbele σ - ε măsurate pentru cele două tipuri de secțiuni. În ceea ce privește distribuția limitei de curgere pe secțiune, Young & Rasmussen (1995 a,b) nu oferă date suplimentare.

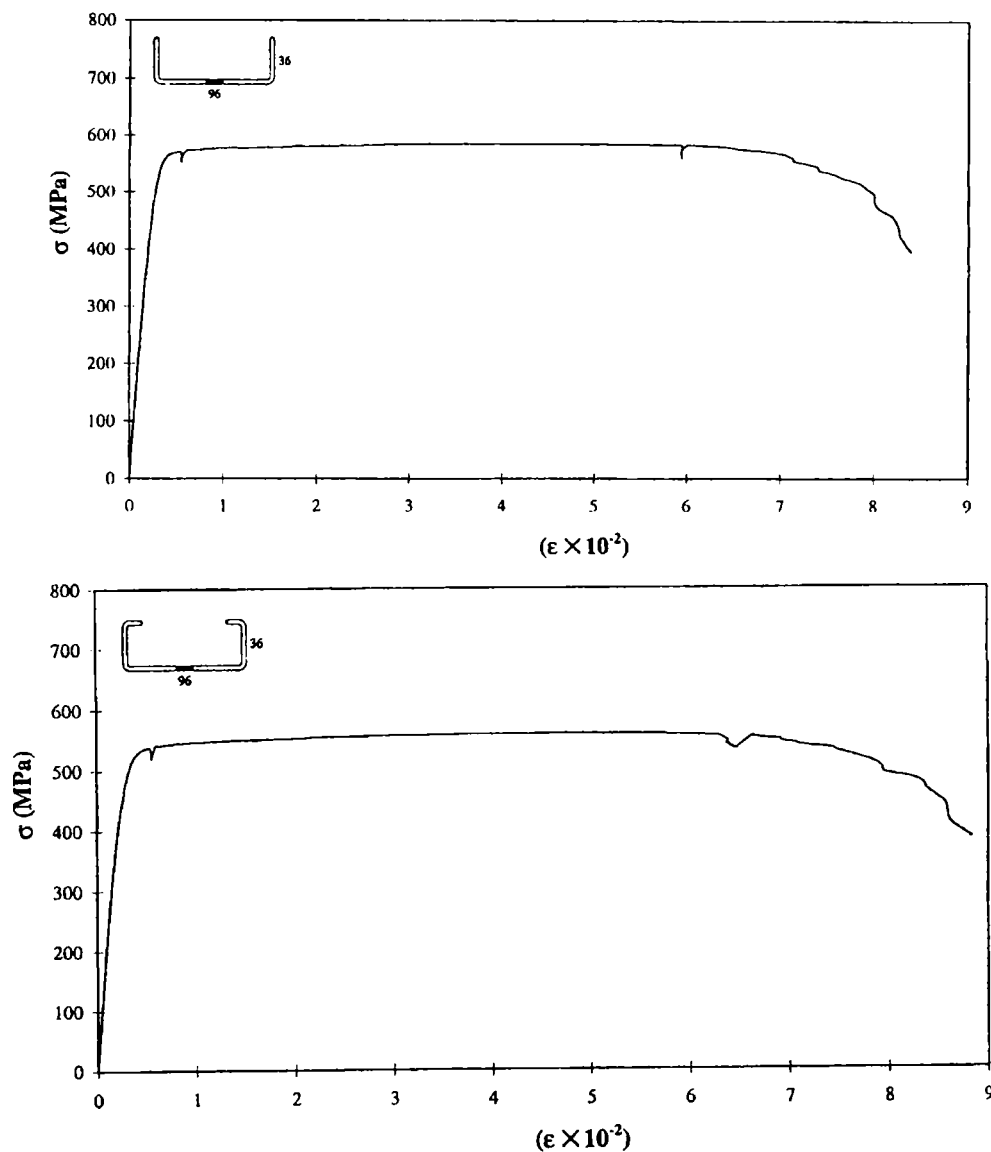


Figura 7.15. Curbele σ - ε măsurate pentru secțiunile de tip U și C analizate

Pentru a introduce imperfecțiunile geometrice de tip (a) și (b) din Figura 7.14, afine cu modurile de flambaj, se realizează o analiza de valori proprii, iar forma deformată este scalată la nivelul maxim al imperfecțiunilor.

Metoda utilizată pentru analiza elasto-plastică cu deformații mari este metoda lungimii de arc (arc-length method). S-a aplicat un pas de încărcare cu 200 subpași; în funcție de numărul acestora se calculează lungimea de arc de referință. Valorarea maximă și minimă a multiplicatorului lungimii de arc este 3, respectiv 0.0001. Numărul de iterații pentru fiecare subpas a fost limitat la 35. Criteriul de convergență folosit a fost criteriul de forță în norma euclidiană L2.

În urma analizelor numerice, în Tabelul 7.5 se prezintă rezultatele obținute pentru cele 3 tipuri de imperfecțiuni geometrice locale. Se poate observa cu ușurință că pentru tipul 1 de

imperfecțiuni valoarea forței ultime este cu 12% mai mică decât valoarea obținută experimental, în timp ce pentru tipul 2 de imperfecțiuni valoarea forței ultime este cu 15% mai mare decât valoarea obținută experimental. Aceste diferențe ridică întrebări în ceea ce privește procedura introducerii sinusoidale a imperfecțiunilor, afine cu modul de flambaj (în special cu modul 1 de flambaj), recomandat pentru analiza neliniară elasto-plastică.

Tabelul 7.5. Forța ultimă în kN

Specimen	Rezultate experimentale	ANSYS 5.4		
		Caz 1 (imperfecțiuni sinusoidale simetrice)	Caz 2 (imperfecțiuni sinusoidale asimetrice)	Caz 3 (imperfecțiuni reale)
P36P0815-	40.9	36.53	45.78	39.72
P36P01315-	27.0	24.54	30.85	26.93
L36P0815+	67.9	64.50	80.22	65.33
L36P1315-	41.1	38.95	43.51	39.39

7.6.2. Eroziunea încărcării critice datorită imperfecțiunilor și flambajului interactiv

ELEMENTE SOLICITATE LA COMPRESIUNE

Rezultatele prezentate în paragraful anterior au arătat că mărimea și forma imperfecțiunilor locale sunt foarte importante, în special în cazul fenomenului de cuplare dintre modurile locale/secționale și cele globale.

Pentru a analiza comportarea barelor scurte solicitate la compresiune având diferite forme ale imperfecțiunilor geometrice locale, în Tabelul 7.6 se propun dimensiunile nominale ale secțiunilor ce vor fi considerate în analiză.

Pentru flambajul local, lungimea tronsonului scurt a fost considerată egală cu 3 lungimi de semiundă (o semiundă = B_w), adică de 3 ori înălțimea inimii profilului, atât pentru profilul cu secțiune „U”, cât și „C”.

Pentru cazul distorsiunii, pentru profilele cu secțiune de tip „U”, lungimea tronsonului scurt, L_{stub} , a fost stabilită în conformitate cu formula propusă de Ungureanu și Dubină (1999), și anume de 3 ori lungimea de semiundă a acestor profile. Lungimea de semiundă pentru un profil cu secțiunea de tip „U” are expresia:

$$L_{stub} = \pi \left(\frac{B_w \cdot B_f}{2.1} + \frac{B_f^2}{3.7} \right)^{0.5} \quad (7.7)$$

Pentru cazul distorsiunii, pentru profilele cu secțiune de tip „C”, lungimea tronsonului scurt, L_{stub} , a fost stabilită în conformitate cu formula propusă de norma australiană AS/NZS 4600:1996, și anume de 3 ori lungimea de semiundă a acestor profile. Lungimea de semiundă pentru un profil cu secțiunea de tip „C” are expresia:

$$L_{stub,D} = 4.80 \cdot \left(\frac{I_{xf} \cdot B_f^2 \cdot B_w}{t^3} \right)^{0.25} \quad (7.8)$$

În urma calculelor, lungimile barelor scurte au rezultat astfel:

- pentru flambajul local, atât pentru profilele cu secțiune „U”, cât și „C”, $L_{\text{stub,L}} = 290\text{mm}$;
- pentru flambajul distorsional, pentru profilele cu secțiune „U”, $L_{\text{stub,D}} = 420\text{mm}$, respectiv pentru profilele cu secțiune „C”, $L_{\text{stub,D}} = 1000\text{mm}$.













Tabelul 7.6. Dimensiunile nominale și proprietățile de material pentru seriile P36 și L36





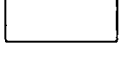
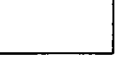
Profil cu secțiune de tip „U” - seria P36							
Talpă B_f (mm)	Inimă B_w (mm)	Grosimea t (mm)	Raza interioară r_i (mm)	$\sigma_{0.2}$ (N/mm ²)	σ_u (N/mm ²)	E (N/mm ²)	
36.8	96.9	1.47	0.85	550	570	210000	
Profil cu secțiune de tip „C” - seria L36							
Rebord B_l (mm)	Talpă B_f (mm)	Inimă B_w (mm)	Grosimea t (mm)	Raza interioară r_i (mm)	$\sigma_{0.2}$ (N/mm ²)	σ_u (N/mm ²)	E (N/mm ²)
12.5	37.0	97.3	1.48	0.85	500	540	195000

Pentru analiza numerică, în cazul flambajului local/secțional, mărimea imperfecțiunilor geometrice inițiale a fost aleasă conform propunerii de codificare făcută de Schafer & Pekoz (1998), și anume $d_3 \approx 0.006 B_w$ pentru inimă și $d_1 = d_5 \approx 1.8\text{mm}$ pentru tălpi. Mărimile d_1 , d_2 și d_5 sunt explicate în Figura 7.14d.

Diferitele forme de imperfecțiuni locale/secționale selectate pentru analiză și valorile corespunzătoare ale forței ultime, $N_{u,L}$, obținute cu programul ANSYS 5.4 printr-o analiză elasto-plastică sunt prezentate în Tabelul 7.7. Trebuie menționat că tipul D1 de imperfecțiune poate apărea foarte des în practică.

Tabelul 7.7. Forma imperfecțiunilor de tip local/secțional pentru elemente comprimate

Caz Nr.	Profil cu secțiune de tip „U”		N_L (kN)	Profil cu secțiune de tip „C”		N_L (kN)
L1		- flambajul local PL1 (forma sinusoidală simetrică)	44.97		- flambajul local LL1 (forma sinusoidală simetrică)	91.34
L2		- flambajul local PL2 (forma sinusoidală asimetrică)	46.15		- flambajul local LL2 (forma sinusoidală asimetrică)	91.81
L0		- flambajul local PL3 (tronson scurt fără imperfecțiuni)	74.70		- flambajul local LL3 (tronson scurt fără imperfecțiuni)	91.91
D1		- flambajul distorsional PD1 (imperfecțiunea este constantă pe întreaga lungime)	66.73		- flambajul distorsional LD1 (imperfecțiunea este constantă pe întreaga lungime)	80.33
D2		- flambajul distorsional PD2 (imperfecțiunea este constantă pe întreaga lungime)	66.43		- flambajul distorsional LD2 (imperfecțiunea este constantă pe întreaga lungime)	94.81
D3		- flambajul distorsional PD3 (forma sinusoidală simetrică)	41.04		- flambajul distorsional LD3 (forma sinusoidală simetrică)	76.63

D4		- flambajul distorsional PD4 (forma sinusoidală asimetrică)	39.29		- flambajul distorsional LD4 (forma sinusoidală asimetrică)	61.70
D5		- flambajul distorsional PD5 (imperfecțiunea este constantă pe întreaga lungime)	73.02		- flambajul distorsional PD5 (imperfecțiunea este constantă pe întreaga lungime)	74.52
D0		- flambajul distorsional PD6 (tronsoan scurt fără imperfecțiuni)	74.38		- flambajul distorsional LD6 (tronsoan scurt fără imperfecțiuni)	95.12

Acesta a fost primul pas al analizei. În cel de-al doilea pas, se va efectua analiza pe elemente de lungime medie, aflate în zona de cuplare dintre flambajul local și cel global, elemente care sunt afectate de imperfecțiuni globale de încovoiere după axa minimă de inerție ($L/1000$). Componentele caracteristice ale imperfecțiunilor globale sunt u_0 , v_0 și θ_0 . Mărimile u_0 , v_0 și θ_0 sunt explicate în Figura 7.14e. Pentru cazul analizei de față, a fost considerat în calcul doar cazul imperfecțiunii $-u_0 = -L/1000$.

Lungimea interactivă a elementelor, L_{int} , corespunzătoare cuplării dintre modul local/secțional și cel global a fost stabilită cu ajutorul metodei ECBL (Dubină 2001), adică s-a considerat că în punctul de cuplare se întâlnește modul de flambaj local/secțional și cel global. Din egalarea zvelteților reduse corespunzătoare celor două moduri de flambaj, poate fi obținută cu ușurință lungimea interactivă a elementelor, L_{int} . În Tabelul 7.8 se prezintă lungimea interactivă a elementelor, L_{int} , și valorile corespunzătoare ale forței ultime obținute cu programul ANSYS 5.4, printr-o analiză elasto-plastică.

Tabelul 7.8. Rezultatele flambajului interactiv pentru cazul compresiunii

Profil tip „U”	L_{int} (mm)	N (kN)	Profil tip „C”	L_{int} (mm)	N (kN)
PL1	2079	13.63	LL1	1360	50.31
PL2	2026	14.83	LL2	1358	50.86
PL0	1252	35.86	LL0	1367	43.46
PD1	1402	28.04	LD1	1554	40.81
PD2	1407	27.69	LD2	1317	53.79
PD3	2278	11.25	LD3	2023	23.63
PD4	2379	10.58	LD4	1675	36.38
PD5	1280	33.55	LD5	1629	38.18
PD0	1257	33.15	LD0	1312	53.22

În al treilea pas al analizei, se va determina eroziunea încărcării critice datorită atât imperfecțiunilor geometrice cât și datorită cuplării. Pentru determinarea eroziunii, se va folosi metoda ECBL (Dubină 2001). Metoda este prezentată în detaliu în *Capitolul 3*. Dacă se consideră că două moduri teoretice de flambaj se cuplează, și anume modul de instabilitate de tip Eulerian (flambajul de bară), $\bar{N}_E = I / \lambda^2$, și modul de instabilitate local/secțional, $\bar{N}_{L,th}$, coeficientul de eroziune este maxim în punctul de cuplare și poate fi calculat pentru 4 situații diferite, după cum se vede în Figura 7.16, și anume:

$e_{c,th}$ = eroziunea teoretică datorită fenomenului de cuplare;

- e_L = eroziunea datorită imperfecțiunilor locale;
 e_c = eroziunea datorită fenomenului de cuplare și imperfecțiunilor globale;
 e = eroziunea totală datorită atât cuplării cât și imperfecțiunilor.

În Figura 7.16 se folosesc următoarele notații:

$\bar{N} = N / N_{pl}$ unde N este forța ultimă a elementului; $N_{pl} = f_y \cdot xA$ reprezintă rezistența plastică totală;

$\bar{N}_{L,th} = N_{L,th} / N_{pl}$ unde $N_{L,th}$ este rezistența ultimă teoretică a tronsonului scurt (element fără imperfecțiuni inițiale);

$\bar{N}_L = N_L / N_{pl}$ N_L este rezistența ultimă a tronsonului scurt afectat de imperfecțiuni;

$\bar{\lambda} = \sqrt{N_L / N_{cr}}$ zveltețea redusă a elementului.

În metoda ECBL originală (Dubină 2001), valoarea $\bar{N}_{L,th}$ este calculată cu ajutorul lățimii eficace a pereților componente ai secțiunii transversale. În acest caz, în locul valorii obținute cu ajutorul procedurii bazate pe lățimea eficace, $\bar{N}_{L,th}$ se obține pe baza unei analize neliniare, fără luarea în considerare a imperfecțiunilor geometrice, adică valorile corespunzătoare cazurilor L0 și D0 din Tabelul 7.7, care conduc la valori ale rezistenței ultime teoretice $N_{L,th}$, cu 10% mai mari decât cele obținute cu metoda bazată pe lățimea eficace. Astfel, chiar dacă $N_{L,th}$, nu este modul de flambaj teoretic, similar cu modul de flambaj global de tip Eulerian, totuși se va folosi pentru uniformitatea analize, ca o mărime a modului teoretic de flambaj local pentru a calcula lungimea interactivă a elementului și pentru a evalua eroziunea totală. Eroziunea maximă e , calculată în punctul teoretic de interacțiune $M(\bar{\lambda}_{int} = 1 / \sqrt{\bar{N}_{L,th}})$ este definit astfel:

$$e = \bar{N}_{L,th} - \bar{N}(\bar{\lambda} = 1 / \sqrt{\bar{N}_L}) \quad (7.9)$$

Pe baza metodei ECBL, eroziunea totală poate fi asociată coeficientului imperfecțiunii α , folosit în curbele europene de flambaj:

$$\alpha = \frac{e^2}{1-e} \cdot \frac{\sqrt{\bar{N}_L}}{1-0.2\sqrt{\bar{N}_L}} \quad (7.10)$$

Astfel valorile \bar{N} pot fi calculate pentru bare fără imperfecțiuni inițiale și pentru cele afectate de acestea atât pentru profile cu secțiune „U”, cât și pentru profile cu secțiune „C”. Astfel se poate determina eroziunea „e” pentru diferitele cazuri de imperfecțiuni prezentate în Tabelul 7.7. Dacă nu se consideră în analiză imperfecțiunile inițiale atunci rezultă doar eroziunea din efectul cuplării modurilor de flambaj.

În Tabelul 7.9 se prezintă valoarea eroziunii „e” funcție de diferitele cazuri de imperfecțiuni inițiale considerate în calcul. De asemenea, în tabel se prezintă coeficientul imperfecțiunii „ α ” calculat funcție de coeficienții imperfecțiunii „e”.

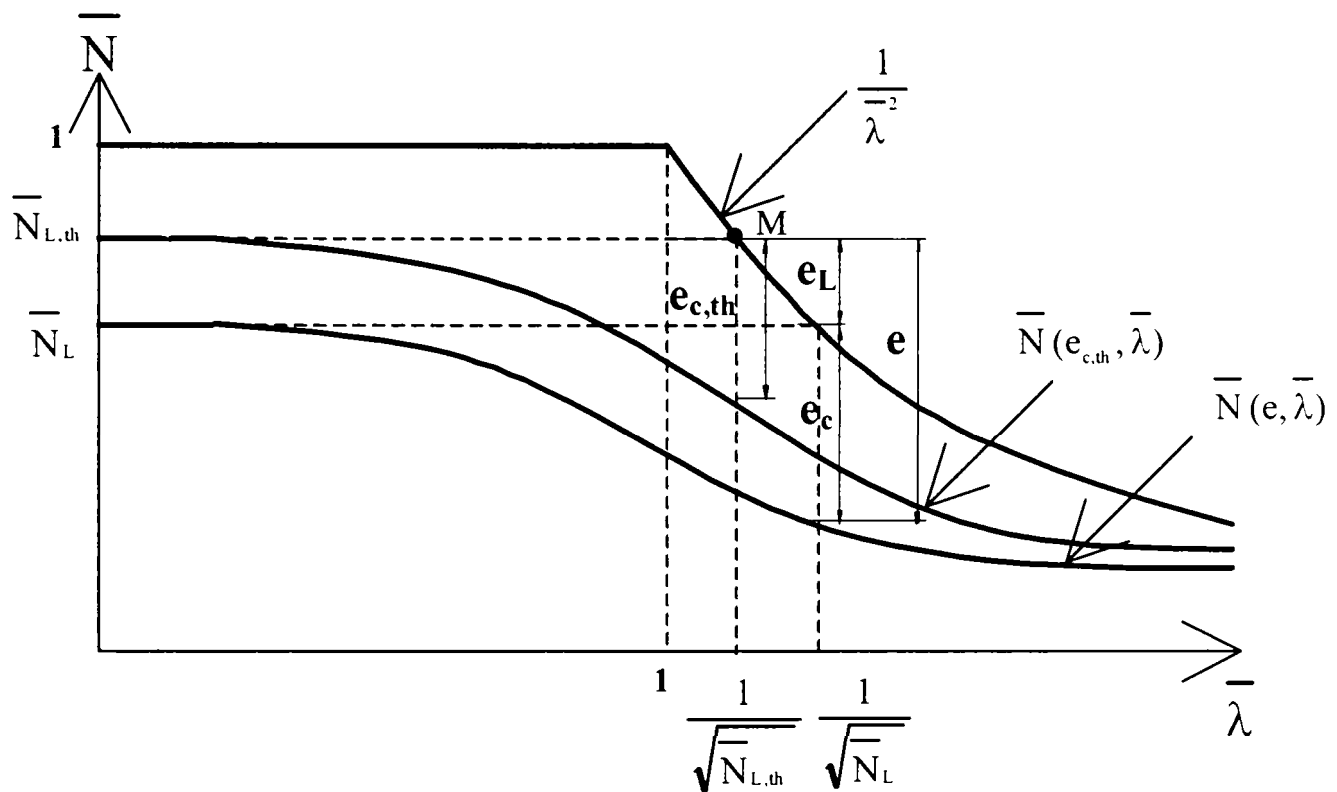


Figura 7.16. Modelul flambajului interactiv bazat pe metoda ECBL pentru compresiune

Tabelul 7.9. Valorile coeficientului de eroziune "e" și a coeficientului imperfecțiunii "α"

Profil cu secțiunea de tip „U” 96x36x1.5						
	$\bar{N}_{L,th}$	\bar{N}	e	α	$e_{c,th}$	e_c
PL1	0.551	0.101	0.450	0.322	0.287	0.231
PL2	0.551	0.109	0.442	0.304	0.287	0.231
PD1	0.549	0.207	0.342	0.155	0.304	0.286
PD2	0.549	0.204	0.345	0.158	0.304	0.286
PD3	0.549	0.083	0.466	0.354	0.304	0.220
PD4	0.549	0.078	0.471	0.365	0.304	0.212
PD5	0.549	0.248	0.301	0.113	0.304	0.291
Profil cu secțiunea de tip „C” 96x36x12x1.5						
	$\bar{N}_{L,th}$	\bar{N}	e	α	$e_{c,th}$	e_c
LL1	0.633	0.347	0.286	0.109	0.333	0.283
LL2	0.633	0.350	0.283	0.105	0.333	0.283
LD1	0.655	0.281	0.374	0.215	0.289	0.272
LD2	0.655	0.371	0.284	0.109	0.289	0.283
LD3	0.655	0.163	0.492	0.461	0.289	0.262
LD4	0.655	0.251	0.404	0.265	0.289	0.263
LD5	0.655	0.263	0.392	0.244	0.289	0.265

ELEMENTE SOLICITATE LA ÎNCOVOIERE

Urmărind aceeași procedură ca în cazul elementelor solicitate la compresiune, analiza se poate aplica și elementelor încovoiate, dar în loc de compresiunea N se folosește încovoierea M , iar toți coeficienții prezentați mai sus vor fi afectați de indicele inferior L_T pentru a marca flambajul prin încovoiere laterală cu răsucire a grinzilor.

Studiul se efectuează pentru aceleași secțiuni transversale prezentate în Tabelul 7.6, dar cu mențiunea că în acest caz analiza se va conduce pe încovoiere.

Pentru cazul distorsiunii, pentru profilele cu secțiune de tip „U”, lungimea tronsonului scurt la încovoiere, L_{shob} , a fost stabilită în conformitate cu formula propusă de Ungureanu și Dubină (1999), și anume de 3 ori lungimea de semiundă a acestor profile. Lungimea de semiundă pentru un profil cu secțiunea de tip „U” are expresia:

$$L_{stub} = \pi \left(\frac{B_w \cdot B_f}{3.7} + \frac{B_f^2}{4.24} \right)^{0.5} \quad (7.11)$$

Pentru cazul distorsiunii, pentru profilele cu secțiune de tip „C”, lungimea tronsonului scurt la încovoiere, L_{shob} , a fost stabilită în conformitate cu formula propusă de AS/NZS 4600:1996 Standard, și anume de 3 ori lungimea de semiundă a acestor profile. Lungimea de semiundă pentru un profil cu secțiunea de tip „C” are expresia:

$$L_{stub.D} = 4.80 \cdot \left(\frac{I_{xf} \cdot B_f^2 \cdot B_w}{2t^3} \right)^{0.25} \quad (7.12)$$

În urma calculelor aceste lungimi ale tronsoanelor scurte au rezultat astfel:

- pentru flambajul distorsional, pentru profilele cu secțiune „U”, $L_{stub.D} = 321\text{mm}$, iar pentru profilele cu secțiune „C”, $L_{stub.D} = 854\text{mm}$.

Din analiza de flambaj elastic, s-a observat ca pentru cazul particular al acestor tipuri de secțiuni nu se produce flambajul local, deci în analiză s-a considerat doar flambajul prin distorsiunea secțiunii.

Pentru analiza numerică, în cazul flambajului prin distorsiune, mărimea imperfecțiunilor geometrice inițiale a fost aleasă conform propunerii de codificare făcută de Schafer & Pekoz (1998), și anume $d_3 \approx 0.006 B_w$ pentru inimă și $d_1 = d_5 \approx 1.5\text{mm}$ pentru tălpi. Mărimile d_1 , d_2 și d_5 sunt explicate în Figura 7.14d.

Forma imperfecțiunilor locale selectate pentru analiza elementelor solicitate la încovoiere se prezintă în Tabelul 7.10, împreună cu valoarea corespunzătoare a momentului încovoietor ultim, $M_{u,L}$, obținut printr-o analiză neliniară elasto-plastică cu programul ANSYS 5.4.

În ceea ce privește imperfecțiunile de bară, s-au luat în considerare atât imperfecțiuni de încovoiere inițială, cât și de torsiune inițială pentru cazul flambajului prin încovoiere laterală cu răsucire a barelor cu pereți subțiri. Singura normă care prevede valori inițiale ale încovoierii și torsiunii elementelor este norma australiană Australian Standard AS4100, în care încovoierea inițială u_o , și torsiunea inițială ϕ_o , sunt calculate cu relațiile de mai jos:

$$1000 \cdot f_o / L = 1000 \cdot \phi_o \cdot (M_{cr} / N_{cr} L) = -1 \text{ pentru } \bar{\lambda}_{LT} \geq 0.6 \quad (7.13)$$

$$1000 \cdot f_o / L = 1000 \cdot \phi_o \cdot (M_{cr} / N_{cr} L) = -0.001 \text{ pentru } \bar{\lambda}_{LT} < 0.6 \quad (7.14)$$

unde:

N_{cr} = valoare forței critice de flambaj după axa minimă de inerție;

M_{cr} = momentul critic al flambajului prin încovoiere laterală cu răsucire a grinzilor;

$\bar{\lambda}_{LT}$ = zveltețea redusă a modului de flambaj prin încovoiere laterală cu răsucire.

Aceste tipuri de imperfecțiuni au fost folosite în analizele lor și de Put, Pi, & Trahair (1998a,b). Pentru prezenta analiză, doar situația corespunzătoare valorilor $-u_o$ și ϕ_o a fost considerată ca fiind semnificativă. Acest fapt a fost semnalat și de cercetătorii australieni Put, Pi, & Trahair (1998a,b) în studiile lor.

Tabelul 7.10. Forma imperfecțiunilor de tip local/secțional pentru elemente încovoiate

Caz Nr.	Profil cu secțiune de tip „U”	M_L (kNm)	Profil cu secțiune de tip „C”	M_L (kNm)
D0	- flambajul distorsional PD1 (tronsonul de grindă scurt fără imperfecțiuni)	2.396	- flambajul distorsional LD6 (tronsonul de grindă scurt fără imperfecțiuni)	4.518
D1	- flambajul distorsional PD2 (imperfecțiunea constantă pe întreaga lungime a elementului)	2.332	- flambajul distorsional LD1 (imperfecțiunea constantă pe întreaga lungime a elementului)	4.484
D2	- flambajul distorsional PD3 (imperfecțiunea constantă pe întreaga lungime a elementului)	2.323	- flambajul distorsional LD2 (imperfecțiunea constantă pe întreaga lungime a elementului)	4.463
D3	- distorsional buckling PD4 (imperfecțiunea constantă pe întreaga lungime a elementului)	2.355	- flambajul distorsional LD5 (imperfecțiunea constantă pe întreaga lungime a elementului)	4.513
D4	- flambajul distorsional PD5 (imperfecțiunea constantă pe întreaga lungime a elementului)	2.304	- flambajul distorsional LD7 (imperfecțiunea constantă pe întreaga lungime a elementului)	4.420
D5	- flambajul distorsional PD6 (forma sinusoidală simetrică)	2.386	- flambajul distorsional LD3 (forma sinusoidală simetrică)	4.493
D6	- flambajul distorsional PD7 (forma sinusoidală asimetrică)	2.383	- flambajul distorsional LD4 (forma sinusoidală asimetrică)	4.388

Ca și în cazul compresiunii, lungimea interactivă a elementelor, L_{int} , corespunzătoare cuplării dintre modul local/secțional și cel global a fost stabilită cu ajutorul metodei ECBL (Dubină 2001). Din egalarea zvelteților reduse corespunzătoare celor două moduri de flambaj, poate fi obținută lungimea interactivă a elementelor, L_{int} . În Tabelul 7.11 se prezintă lungimea interactivă a elementelor, L_{int} , și valorile corespunzătoare ale momentului ultim obținute cu programul ANSYS 5.4, printr-o analiză elasto-plastică.

Tabelul 7.11. Rezultatele flambajului interactiv pentru cazul încovoierii

Profil cu secțiune de tip „U”	L_{int} (mm)	M_{LT} (kNm)	Profil cu secțiune de tip „C”	L_{int} (mm)	M_{LT} (kNm)
PD0	2118	1.006	LD0	1598	2.752
PD1	2180	0.957	LD1	1611	2.711
PD2	2189	0.990	LD2	1619	2.746
PD3	2157	0.984	LD3	1600	2.779
PD4	2209	0.961	LD4 <td 1635	2.661	
PD5	2127	0.977	LD5	1608	2.499
PD6	2130	0.954	LD6	1647	2.425

În al treilea pas al analizei, similar cu procedura pentru compresione se va determina eroziunea încărcării critice datorită atât imperfecțiunilor geometrice cât și datorită cuplării. Figura 7.16 poate fi folosită și în acest caz, folosind în locul compresionii N , momentul încovoietor M (vezi Figura 7.17).

Astfel pot fi calculați coeficienții de imperfecțiune „ α_{LT} ” funcție de eroziunea „ e_{LT} ”. În Tabelul 7.12 se prezintă valorile obținute pentru acești coeficienți.

În acest caz coeficientul imperfecțiunii „ α_{LT} ”, conform metodei ECBL este prezentat în relația (7.15):

$$\alpha_{LT} = \frac{e_{LT}^2}{1 - e_{LT}} \cdot \frac{\sqrt{M_L}}{1 - 0.4\sqrt{M_L}} \quad (7.15)$$

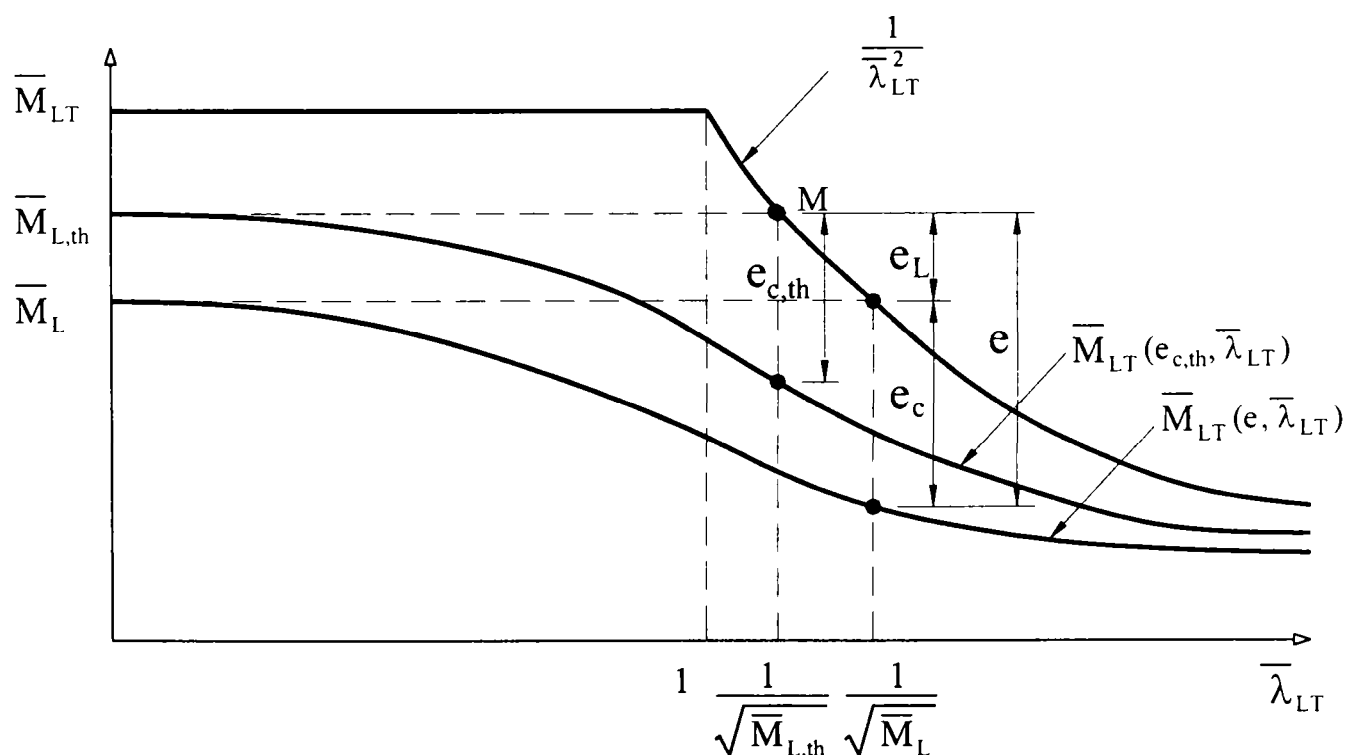


Figura 7.17. Modelul flambajului interactiv bazat pe metoda ECBL pentru încovoierie

Tabelul 7.12 Valorile coeficientului de eroziune " e_{LT} " și a coeficientului imperfecțiunii " α_{LT} "

Profil cu secțiunea de tip „U” 96x36x1.5						
	$\overline{M}_{L,th}$	\overline{M}	e_{LT}	α_{LT}	$e_{c,th}$	e_c
PD1	0.518	0.207	0.311	0.140	0.301	0.297
PD2	0.518	0.214	0.304	0.132	0.301	0.288
PD3	0.518	0.213	0.305	0.134	0.301	0.297
PD4	0.518	0.208	0.310	0.137	0.301	0.290
PD5	0.518	0.211	0.307	0.137	0.301	0.305
PD6	0.518	0.206	0.312	0.142	0.301	0.309
Profil cu secțiunea de tip „C” 96x36x12x1.5						
	$\overline{M}_{L,th}$	\overline{M}	e_{LT}	α_{LT}	$e_{c,th}$	e_c
LD1	0.886	0.532	0.355	0.292	0.347	0.348
LD2	0.886	0.539	0.348	0.277	0.347	0.337
LD3	0.886	0.545	0.341	0.267	0.347	0.340
LD4	0.886	0.522	0.364	0.310	0.347	0.345
LD5	0.886	0.490	0.396	0.391	0.347	0.391
LD6	0.886	0.476	0.411	0.422	0.347	0.385

7.7. Concluzii

În acest capitol au fost analizați parametrii care influențează comportarea barelor cu pereți subțiri, și anume: comportarea materialului, imperfecțiunile inițiale globale și locale și tensiunile reziduale membranare și flexionare.

Se poate sublinia faptul că tensiunile reziduale de încovoiere au influență în special în ceea ce privește stabilitatea locală. Tensiunile reziduale membranare influențează stabilitatea de bară. În cazul barelor cu pereți subțiri tensiunile reziduale membranare sunt foarte mici și se neglijează. În ceea ce privește considerarea în calcul a tensiunilor reziduale, se poate spune că acest lucru este foarte complicat. Prin simulările numerice efectuate de numeroși cercetători cât și datorită efectului invers produs de creșterea limitei de curgere pe secțiune, în general, efectul tensiunilor reziduale poate fi neglijat în analiza numerică. Rezultă că, în cazul profilelor formate la rece singurele imperfecțiuni care le afectează comportamentul în mod semnificativ sunt imperfecțiuni geometrice.

În urma rezultatelor prezentate, următoarele concluzii pot fi subliniate:

1. Forma diferită a imperfecțiunilor locale / secționale considerate în analiză au un efect diferit asupra rezistenței ultime. Trebuie subliniat că forma sinusoidală a imperfecțiunilor inițiale nu reprezintă întotdeauna cel mai corect mod de introducere în analiza neliniară a imperfecțiunilor.
2. Se confirmă faptul că flambajului interactiv de tip distorsional - global este sensibil la imperfecțiunile de tip secțional. Acest lucru se explică prin rezerva post-critică scăzută a elementelor care flambează prin distorsiune, comparativ cu cele care voalează.
3. În cazul elementelor solicitate la încovoiere, influența imperfecțiunilor locale / secționale este scăzută, în timp ce imperfecțiunile globale de răsucire, combinate cu imperfecțiunile inițiale de încovoiere după axa minimă de inerție afectează considerabil rezistența ultimă a acestor elemente.
4. Cu toate că rezultatele analizei sunt optimiste, un studiu experimental și numeric sistematic este necesar pentru a identifica toate imperfecțiunile critice. În acest sens,

metode de introducere a imperfecțiunilor geometrice în analiza numerică, similare cu cele propuse de Schafer & Pekoz (1996, 1997) sunt binevenite. Un alt scop al studiilor sistematice este de a realiza instrucțiuni pentru fabricare, pentru îmbunătățirea tehnologiei prin reducerea toleranțelor, pentru a elimina imperfecțiunile geometrice critice. În concluzie, este necesară o codificare atât a mărimii, cât și a formei imperfecțiunilor.

5. În ceea ce privește metoda ECBL, propusă de Dubină (2001), aceasta este o metodă coerentă pentru evaluarea influenței imperfecțiunilor, în special pentru estimarea factorilor de sensibilitate la imperfecțiune. De asemenea, prin această metodă se conservă relațiile de verificare la stabilitate incluse în prezent în normele de calcul pentru profilele laminate la rece, cu modificarea doar a coeficientului de imperfecțiune. Astfel, avem avantaje practice deosebite întrucât din punct de vedere al proiectării algoritmul de verificare / dimensionare nu se modifică.

8. CONCLUZII. CONTRIBUȚIILE AUTORULUI

8.1. Concluzii

Capitolul 1

Acest capitol prezintă stadiul actual al cunoașterii în domeniu în ceea ce privește stabilitatea barelor din oțel cu pereți subțiri formate la rece, precum și elementele concrete de interes care justifică cercetarea efectuată în cadrul tezei de doctorat. De asemenea, sunt enunțate obiectivele tezei de doctorat.

Capitolul 2

În acest capitol se analizează problemele specifice ale comportării profilelor din oțel cu pereți subțiri formate la rece. Se prezintă efectele procesului de fabricație asupra caracteristicilor geometrice și mecanice ale profilelor. Se analizează problema imperfecțiunilor geometrice, a ecrusajului produs ca efect al tehnologiei de formare, efectul Bauschinger, respectiv tensiunile reziduale specifice acestor profile. De asemenea, este analizată influența supleții pereților asupra rezistenței și stabilității elementelor din oțel cu pereți subțiri formate la rece. Se prezintă fenomenul de eroziune al modurilor teoretice ca urmare a naturii diferite a imperfecțiunilor și a efectului de cuplare a modurilor de instabilitate.

Capitolul 3

În acest capitol se face o trecere în revistă a principalelor metode pentru calculul barelor cu pereți subțiri formate la rece, atât pentru flambajul individual (secțional și global), cât și pentru flambajul interactiv. Se prezintă în special metoda Eroziunii Încărcării Critice de Bifurcare – ECBL, care stă la baza cercetărilor din această teză de doctorat, și care deschide cele două direcții de cercetare, și anume:

- **Studiul flambajului interactiv de tip plastic-elastic** prezentat în Capitolul 6;
- **Codificarea imperfecțiunilor pentru simularea numerică a comportării profilelor din oțel cu pereți subțiri formate la rece.** Forma diferită a imperfecțiunilor locale / secționale considerate în analiză au un efect diferit asupra forței ultime. Prin metoda ECBL, se pot identifica imperfecțiunile critice care influențează comportarea profilelor cu pereți subțiri.

Se subliniază faptul că, având în vedere fundamentul teoretic al metodei ECBL, ea oferă o alternativă convenabilă pentru analiza stabilității barelor cu pereți subțiri, fiind capabilă să modeleze în mod adecvat flambajul interactiv atât în cazul barelor comprimate cât și în cazul celor încovoiate. Această metodă prezintă marele avantaj că poate fi ușor de utilizat în practica proiectării, menținând forma relațiilor de calcul pentru flambajul interactiv utilizate în prezent în norma europeană și modificând doar coeficientul imperfecțiunilor în așa fel încât să țină seama atât de natura diferită a imperfecțiunilor, de dimensiunile secțiunii transversale și de efectul cuplării modurilor de pierdere a stabilității.

Capitolul 4

În cadrul Laboratorului CEMSIG al Facultății de Construcții și Arhitectură autorul a efectuat încercări experimentale pe două serii de profile cu pereți subțiri formate la rece, solicitate la compresiune centrică. S-au efectuat încercări experimentale pe 42 de profile formate la rece cu secțiuni de tip „U” și de tip „Ω”. Profilele au fost obținute prin îndoire la rece la presa abkant, din tablă plană cu grosimea nominală de 2mm.

Scopul încercărilor experimentale a fost de a determina rezistențele ultime ale tronsoanelor scurte, a modului de formare a mecanismelor plastice locale, ținând cont de jocul zvelteților

pereților componenți ai secțiunii transversale, și de validare a modelelor de calcul propuse anterior efectuării încercărilor experimentale pentru mecanismele plastice utilizate pentru determinarea rezistenței ultime a tronsonului scurt.

De asemenea, pentru interpretarea corectă a rezistenței ultime a tronsonului scurt s-a efectuat un set suplimentar de încercări experimentale pentru determinarea următoarelor caracteristici:

1. Limita de curgere și rezistența ultimă a materialului de bază;
2. Distribuția limitei de curgere și rezistenței ultime pe perimetrul secțiunii transversale, inclusiv a colțurilor secțiunii;
3. Tensiunile reziduale de încovoiere;
4. Imperfecțiunile geometrice locale.

La încercările de compresiune, pentru profilele cu secțiune de tip U, mecanismul plastic dominant pe inima profilului a fost cel de tip acoperiș (roof), în timp ce pentru tălpi s-a format un mecanism plastic de *Tip 3*. Pentru profilele cu secțiune de tip Ω , funcție de mărimea rebordului, apar pe inimă două tipuri de mecanisme plastice. Pentru profilele care au reborduri mici (în special cele cu dimensiunea de 10mm) este caracteristic mecanismul de tip disc (flip-disc), în timp ce pentru profilele care au reborduri puternice (în special cele cu dimensiunea de 25mm) este caracteristic mecanismul de tip acoperiș (roof). De asemenea, se remarcă deformarea plastică a colțurilor, care trebuie luată în considerare în descrierea mecanismelor plastice.

Capitolul 5

Prezentul capitol s-a ocupat de problema mecanismelor plastice locale ale barelor cu pereți subțiri formate la rece, solicitate la compresiune sau încovoiere. S-a efectuat un studiu bibliografic prin care s-au prezentat cele mai importante cercetări legate de acest subiect. Au fost trecute în revistă, pe rând, liniile de curgere și metodele de calcul aferente, studii experimentale și numerice pentru elemente solicitate la compresiune și încovoiere efectuate de diverși autori. În natură se pot obține o mare varietate de mecanisme plastice, și astfel s-a discutat și despre parametrii care le influențează.

În partea a doua a capitolului s-au propus modelele de calcul ale mecanismelor plastice locale necesare determinării rezistenței ultime a elementelor comprimate și încovoiate cu secțiuni de tip „U” și „C”. Mecanismele plastice locale descriu corespunzător comportarea barelor scurte. Aceste **modele** corespund fenomenului real și **sunt confirmate** prin încercări experimentale și simulări numerice.

După elaborarea modelelor de calcul a mecanismelor plastice locale, au fost efectuate studii comparative pentru compresiune și încovoiere folosind ca referință rezultate experimentale proprii și din literatura de specialitate, respectiv simulări numerice. S-au efectuat comparații cu încercări experimentale realizate de Batista (1986) pentru compresiune și de Lovell (1985) pentru încovoiere. Pentru validarea mecanismelor plastice locale de compresiune s-au utilizat și rezultatele experimentale realizate de autor și prezentate în Capitolul 4, care au fost realizate cu scop de validare a modelelor analitice. De asemenea, s-au mai efectuat comparații cu normele moderne de calcul, EUROCODE 3 și AISI-1996 și metoda rezistenței efective - DSM (Schafer, 2001,2002), respectiv cu procedura propusă de Mateescu (1994).

Metodologia propusă este validată în toate cazurile studiate.

Se subliniază importanța determinării corecte a rezistenței ultime a tronsonului scurt și efectul acesteia în cazul flambajului interactiv. Metoda de calcul bazată pe mecanisme plastice locale are o bază teoretică riguroasă în comparație cu metoda lățimii eficace, care este de natură semiempirică.

Capitolul 6

Instabilitățile cuplate sunt o caracteristică importantă a barelor cu pereți subțiri. Curbele europene de flambaj se bazează pe încercări experimentale efectuate pe profile laminate la cald și adaptate ulterior pentru a acoperi problemele de proiectare pentru barele cu pereți subțiri formate la rece. Totuși, comparate cu profilele laminate la cald, barele cu pereți subțiri sunt guvernate de fenomene specifice (geometria secțiunii, efectele formării la rece, tensiunile reziduale și influența imperfecțiunilor geometrice) care influențează diferit fenomenul instabilităților cuplate.

În Capitolul 5 s-a determinat rezistența ultimă a tronsonului scurt pe baza mecanismelor plastice locale, și s-a subliniat importanța determinării corecte a rezistenței ultime a acestuia. În acest capitol s-a propus o **metodă de flambaj interactiv de tip plastic-elastic**, în care comportarea barelor scurte este privită ca o comportare de tip plastic, în timp ce barele lungi au o comportare de tip elastic. Acest model interactiv descrie în mod natural fenomenul flambajului interactiv pentru cazul barelor cu pereți subțiri fiind fundamentat riguros din punct de vedere teoretic.

Pentru realizarea acestui model s-a folosit metoda Eroziunii Încărcării Critice de Bifurcare (ECBL), propusă de Dublină (2001), o metodă practică pentru adaptarea curbelor de flambaj existente pentru cazul barelor cu pereți subțiri. Prin această metodă se conservă relațiile de verificare la stabilitate incluse, în prezent, în normele de calcul pentru profilele laminate la rece, cu modificarea doar a coeficientului de imperfecțiune. Astfel, avem avantaje practice deosebite întrucât din punct de vedere al proiectării algoritmul de verificare / dimensionare nu se modifică.

În urma analizelor efectuate, a comparațiilor cu încercări experimentale, se observă că metoda propusă permite o evaluare mai precisă a capacității portante a profilelor cu pereți subțiri solicitate la încovoiere și, respectiv la compresiune, în special pe domeniul de la stânga intervalului de cuplare, penalizat de metodele analitice existente în prezent.

În concluzie, metoda ECBL plastic-elastic, bazată pe teoria eroziunii este o metodă riguroasă, ușor de înțeles, și exprimă mult mai corect situația reală decât metodele semi-empirice folosite în normele de proiectare.

Capitolul 7

În acest capitol au fost analizați parametrii care influențează comportarea barelor cu pereți subțiri, și anume: comportarea materialului, imperfecțiunile inițiale globale și locale și tensiunile reziduale membranare și flexionare.

Se poate sublinia faptul că tensiunile reziduale de încovoiere au influență în special în ceea ce privește stabilitatea locală. Tensiunile reziduale membranare influențează stabilitatea de bară. În cazul barelor cu pereți subțiri tensiunile reziduale membranare sunt foarte mici și se neglijează. În ceea ce privește considerarea în calcul a tensiunilor reziduale, se poate spune că acest lucru este foarte complicat. Prin simulările numerice efectuate de numeroși cercetători cât și datorită efectului invers produs de creșterea limitei de curgere pe secțiune, în general, efectul tensiunilor reziduale poate fi neglijat în analiza numerică. Rezultă că, în cazul profilelor formate la rece singurele imperfecțiuni care le afectează comportamentul în mod semnificativ sunt imperfecțiuni geometrice.

În urma rezultatelor prezentate, următoarele concluzii pot fi subliniate:

1. Forma diferită a imperfecțiunilor locale / secționale considerate în analiză au un efect diferit asupra rezistenței ultime. Trebuie subliniat că forma sinusoidală a imperfecțiunilor

inițiale nu reprezintă întotdeauna cel mai corect mod de introducere în analiza neliniară a imperfecțiunilor.

2. Se confirmă faptul că flambajului interactiv de tip distorsional - global este sensibil la imperfecțiunile de tip secțional. Acest lucru se explică prin rezerva post-critică scăzută a elementelor care flambează prin distorsiune, comparativ cu cele care voalează.
3. În cazul elementelor solicitate la încovoiere, influența imperfecțiunilor locale / secționale este scăzută, în timp ce imperfecțiunile globale de răsucire, combinate cu imperfecțiunile inițiale de încovoiere după axa minimă de inerție afectează considerabil rezistența ultimă a acestor elemente.
4. Cu toate că rezultatele analizei sunt optimiste, un studiu experimental și numeric sistematic este necesar pentru a identifica toate imperfecțiunile critice. În acest sens, metode de introducere a imperfecțiunilor geometrice în analiza numerică, similare cu cele propuse de Schafer & Pekoz (1996, 1997) sunt binevenite. Un alt scop al studiilor sistematice este de a realiza instrucțiuni pentru fabricare, pentru îmbunătățirea tehnologiei prin reducerea toleranțelor, pentru a elimina imperfecțiunile geometrice critice. În concluzie, este necesară o codificare atât a mărimii, cât și a formei imperfecțiunilor.
5. În ceea ce privește metoda ECBL, propusă de Dubină (2001), aceasta este o metodă coerentă pentru evaluarea influenței imperfecțiunilor, în special pentru estimarea factorilor de sensibilitate la imperfecțiune. De asemenea, prin această metodă se conservă relațiile de verificare la stabilitate incluse în prezent în normele de calcul pentru profilele laminate la rece, cu modificarea doar a coeficientului de imperfecțiune. Astfel, avem avantaje practice deosebite întrucât din punct de vedere al proiectării algoritmul de verificare / dimensionare nu se modifică.

8.2. Contribuțiile autorului

Cu privire la tema studiată în cadrul tezei de doctorat, pe baza studiilor întreprinse de către autor, a rezultatelor obținute, se pot evidenția următoarele contribuții:

- (a) Sinteza cunoștințelor acumulate în literatura de specialitate pe plan mondial cu privire la comportarea barelor cu pereți subțiri, respectiv analiza metodelor de calcul disponibile până în prezent în acest domeniu;
- (b) Conceperea și realizarea unui program experimental propriu pentru studiul comportării barelor scurte cu pereți subțiri solicitate la compresiune;
- (c) Interpretarea rezultatelor experimentale, evidențierea mecanismelor plastice de cedare și validarea modelelor pentru calculul mecanismelor plastice;
- (d) Determinarea tensiunilor reziduale de încovoiere folosind metoda curburilor;
- (e) Realizarea modelelor de calcul pentru determinarea rezistenței barelor scurte pe baza mecanismelor plastice locale, atât pentru solicitarea de compresiune cât și pentru cea de încovoiere;
- (f) Validarea modelelor de calcul propuse prin intermediul simulărilor numerice cu element finit cu programul ANSYS;
- (g) Implementarea modelului de flambaj interactiv de tip plastic-elastic, și propunerea de noi coeficienți ai imperfecțiunii (α) pentru compresiune și încovoiere;
- (h) Propunerea unui model de calcul pentru flambajul interactiv riguros fundamentat teoretic care folosește teoria mecanismelor locale plastice pentru caracterizarea

rezistenței secționale a profilelor cu pereți subțiri și conceptul de eroziune pentru evaluarea factorului de imperfecțiune în ecuația Ayrton-Perry;

- (i) Calibrarea și validarea unor modele elasto-plastice cu element finit, cu programul ANSYS, pentru simularea comportării barelor cu pereți subțiri utilizând încercări experimentale de o mare acuratețe;
- (j) Evaluarea eroziunii încărcării teoretice de cuplare a modurilor de flambaj ca urmare a efectului imperfecțiunilor și determinarea factorilor de sensibilitate la imperfecțiuni;
- (k) Codificarea imperfecțiunilor pentru simularea numerică a comportării profilelor din oțel cu pereți subțiri formate la rece.

8.3. Valorificarea rezultatelor obținute în cadrul tezei

Rezultatele cercetării cuprinse în teza de doctorat s-au materializat prin publicarea de către autor a 43 de articole științifice (singur autor și în colaborare), precum și prin realizarea a 7 contracte de cercetare cu Uniunea Europeană (acțiunea COST C12), CNCSIS, Academia Română, MLPAT și MEN, în calitate de director de grant sau colaborator. Lista articolelor și contractelor de cercetare este prezentată în continuare.

Publicații științifice

Cărți

1. Capitolul: *Members subject to bending* (M. Georgescu, **V. Ungureanu**), în volumul: *Seminar on Eurocode 3-Part. 1.3: Cold-formed gauge members and sheeting*, TEMPUS JEP 4502, Timișoara, 03.07.1995, Editura Klidarithmos C. Books, Editori D. Dubina, I. Vayas, ISBN 960-332-038-2 (în limba engleză), p 111-142.
2. Capitolul 7: *Elemente cu pereți subțiri solicitate la încovoiere (Thin-walled beams)*, în volumul: *Calculul structurilor metalice; EUROCODE 3-Exemple de calcul (Design of Steel Structures; EUROCODE 3-Worked Examples)*, Editori D. Dubina, J. Rondal & I. Vayas; 1997, ISBN 963-04-8383-1, (editie bilingvă), p. 137-165.
3. *NPO12/97 - Normativ pentru calculul elementelor din oțel cu pereți subțiri formate la rece* (aliniat la EUROCODE 3 - Partea 1.3), Buletinul Construcțiilor Nr. 15/1998.

Articole în reviste din străinătate (jurnale)

1. **V. Ungureanu**, D. Dubină (2004). *Recent research advances on ECBL approach. Part I: Plastic-elastic interactive buckling of cold-formed steel sections*. *Thin Walled Structures*, 42(2), p. 177-194.
2. D. Dubina, **V. Ungureanu**: Effect of imperfections on numerical simulation of instability behaviour of cold-formed steel members, *Thin-Walled Structures*, 40 (2002)239-262.
3. D. Dubina, D. Goina, M. Georgescu, **V. Ungureanu**, R. Zaharia: *Recent Research on Stability Analysis of Thin-walled Cold-formed Steel Members*, *Journal of Constructional Steel Research*, Vol.46/1998, No. 1-3, Special Issue of the 2nd World Conference on Steel in Construction, San Sebastian, Spain, 11-13 May, 1998, p. 172-173.

Articole în reviste din România

1. D. Dubina, **V. Ungureanu**: *Lateral-Torsional and Local Interactive Buckling of Thin-Walled Cold-Formed Beams*, *Revue Roumain des Sciences Techniques, Mécanique Appliquée*, Tome 42, No. 5-6, p. 467-481, Bucharest, 1997.
2. **V. Ungureanu**: *Application with GBT Programme; Interaction of Buckling Modes in Cold-formed Steel Members*, *Buletinul Stiintific al U.P. Timisoara, Tom 42 (56), Fascicola 1; Constructii*, 1998, p. 59-68.

3. D. Dubina, D. Goina, **V. Ungureanu**, M. Georgescu: *Interactive Buckling of Cold-Formed Thin-Walled Columns and Beams*, Buletinul Stiintific al U.T. Timisoara, Tom 40 (54), Fascicola 1-2; Constructii, 1995, p. 15.

Articole în volumele unor conferințe internaționale (37 de articole – se prezintă cele mai semnificative)

1. D. Dubina, M. Georgescu, D. Goina, **V. Ungureanu**, E. Iorgovan: *Cold-Formed Steel Sections Experimental Data Base*. În: Proceedings of The Thirteenth International Speciality Conference on Cold-formed Steel Structures, St. Louis, Missouri, USA, 17-18 October 1996, p. 665.
2. **V. Ungureanu**: *Coupled Instabilities in Thin-walled Steel Beams*. În: Proceedings of The Ph.D. Symposium, Budapest, Hungary, 29-30 May 1996, p. 118.
3. D. Dubina, D. Goina, R. Zaharia, **V. Ungureanu**: *Numerical Modelling of Instability Phenomena of Thin-walled Steel Members*. În: Proceedings of The 5th International Colloquium on Stability and Ductility of Steel Structures, SDSS'97, Nagoya, Japan, 29-31 July 1997, vol. 2, p.755.
4. J. M. Davies, C. Jiang, **V. Ungureanu**: *Buckling Mode Interaction in Cold-Formed Steel Columns and Beams*. În: Proceedings of The 14th International Speciality Conference on Cold-Formed Steel Structures, St. Louis, Missouri, USA, 15-16 October 1998, p. 53-67.
5. D. Dubina, **V. Ungureanu**: *Coupled Instability of Thin-Walled Members*. 1998 Annual Technical Session & Meeting, 21-23 September 1998, Atlanta, Georgia, USA., Published by the Structural Stability Research Council – SSRC, p. 121-130.
6. **V. Ungureanu**, D. Dubina: *Sectional buckling modes of unstiffened thin-walled steel section*. În: Proceedings of The 2nd European Conference on Steel Structures, Prague, Czech Republic, May 26-29, 1999, vol.1, p. 91-95.
7. **V. Ungureanu**, D. Dubina: *Single and interactive buckling modes for unstiffened thin-walled steel sections in compression*. În: Proceedings of The Stability and Ductility of Steel Structures - SDSS'99, Timișoara, Romania, 9-11 September 1999, p. 543-550.
8. D. Dubina, **V. Ungureanu**: *Elastic-Plastic Interactive Buckling of Thin-Walled Steel Compression Members*. În: Proceedings of The 15th International Speciality Conference on Cold-Formed Steel Structures, 19-20 October 2000, St. Louis, Missouri, USA, p. 223-237.
9. D. Dubina, **V. Ungureanu**, I. Szabo: *Codification of Imperfections for Advanced Finite Analysis of Cold-Formed Steel Members*. În: Proceedings of The 3rd International Conference on Thin-Walled Structures "Advances and Developments", 5-7 June 2001, Cracow, Poland, p. 179-186.
10. D. Dubina, **V. Ungureanu**, I. Szabo: *Calibration and codification of geometrical imperfections of cold-formed steel members for numerical analysis and design*. În: Proceedings of the 9th Nordic Steel Construction Conference – NSCC2001, Helsinki, Finland, 18-20 June 2001, p. 349-356.
11. **V. Ungureanu**, D. Dubina: *Local-overall and distortional-overall interactive buckling of thin-walled members*. În: Proceedings of The 3rd European Conference on Steel Structures - Eurosteel 2002, 19-20 September 2002, Coimbra, Portugalia, Vol. I, p. 743-752.
12. **V. Ungureanu**: *Sectional ultimate strength of cold-formed steel members. An elastic or a plastic property?* În: Proceedings of the Stability and Ductility of Steel Structures – SDSS 2002, Budapesta, Hungary, 26-28 September 2002, p. 379-386.
13. D. Dubina, **V. Ungureanu**: *Plastic strength of thin-walled members*. În: Proceedings of The 16th International Specialty Conference on Cold-Formed Steel Structures 2002, 17-18 October 2002, Orlando, Florida, USA, p. 324-339.
14. **V. Ungureanu**, D. Dubina: *Plastic strength capacity and interactive buckling of cold-formed steel members*. În: Proceedings of The International Conference – Constructions 2003, Cluj-Napoca, Romania, 16-17 May 2003, Vol. 2, p. 441-448.

15. D. Dubina, **V. Ungureanu**, I.F. Szabo: *Interactive buckling of thin-walled cold-formed members*. În: Proceedings of The International Conference on Advances in Structures – ASSCCA'03, Sydney, Australia, 22-25 June 2003, Vol. 1, p. 317-324.
16. D. Dubina, **V. Ungureanu**: *Post-critical behaviour and ductility of cold-formed steel sections*. În: Proceedings of Steel Structures and Bridges 2003 - The 20th Czech and Slovak National Conference, Praga, Cehia, 17-20 September 2003, p. 529-534.

Contracte și programe de cercetare de cercetare

a) cu Uniunea Europeană (COST-C12)

COST C12 “Improving buildings structural quality by new technologies”, WG-1 “Mixed Building Technology” cu următoarele contribuții (articole / publicații):

1. D. Dubina, **V. Ungureanu**, L. Fulop, M. Georgescu: *Restructuring of existing RC or masonry buildings with light gauge steel framed additional storey*. Volos, Grecia, 14.06.2002.
2. **V. Ungureanu**: Capitolele: 3.1.8 *Single story office building (Residential apartments and Office Buildings)* și 3.2.1 *Over-cladding for Alcatel-Datetim (3.2 Industrial constructions)* în volumul *Structural Behaviour in Mixed Buildings*, Lisabona, Portugalia, 20.04.2002.

b) naționale

Director de proiect:

Ductilitatea structurilor din profile de oțel formate la rece. Faza unică 4.1/2003: Definierea pe cale matematică a tipurilor de mecanisme plastice caracteristice elementelor solicitate la încovoiere având secțiuni monosimetrice. Contractul nr. 33958 / 08.07.2003, Tema 4, Cod CNCSIS 222, Beneficiar Ministerul Educației și Cercetării.

Studiul fenomenelor de instabilitate cuplată la bare din oțel cu pereți subțiri solicitate la compresiune și încovoiere. Fază unică 4.1/2002: Încercări experimentale. Definierea tipurilor de mecanisme plastice pe cale matematică. Interacțiunea dintre tronsonul scurt și tronsonul lung de bară - interacțiune de tip plastic-elastic. Comparatie cu Metoda Elementului Finit (MEF). Contract nr. 33470/17.07.2002, Tema 4, Cod CNCSIS 52. Beneficiar Ministerul Educației și Cercetării.

Simularea numerică a fenomenului de instabilitate cuplată a elementelor solicitate la compresiune centrică și excentrică. Faza unică 3.1/1998: Încercări experimentale pentru verificarea modelului cu elemente finite și calibrarea unor relații pentru verificarea la flambaj interactiv. Contract 3013/02.12.1997, Act adițional 4046/1998, Tema A3, Beneficiar Ministerul Cercetării și Tehnologiei.

Colaborator la:

Calibrarea curbilor de flambaj pentru grinzi: aplicație pentru proiectul EN-1993 al Normei Europene EUROCODE 3. Contract GAR 82/2001/AR, Beneficiar Academia Română, Director grant Acad. Dan Mateescu.

Metodă și algoritm de calcul pentru evaluarea coeficienților de imperfecțiune ai curbilor de flambaj pentru bare din oțel încovoiate. Contract GAR 63/2000/AR, Beneficiar Academia Română, Director grant Acad. Dan Mateescu.

Modele de calcul pentru studiul comportării critice și postcritice a barelor comprimate și/sau încovoiate din profile de oțel formate la rece. Contract 2060GR/1996, Tema 4B, Beneficiar Ministerul Cercetării și Tehnologiei. Director grant Prof. Dr. Ing. Dan Dubina.

Bază de date și sistem expert pentru verificarea comportării la stabilitate a elementelor structurale din oțel formate la rece. Contract 4004/1995 și 5004/334/1996, Tema 16b, Beneficiar Ministerul Învățământului. Director grant Prof. Dr. Ing. Dan Dubina.

Simularea numerică a fenomenului de instabilitate cuplată a elementelor solificate la compresiune centrică și excentrică. Faza unică 3.1/1997: Modelarea cu elemente finite a comportării critice și postcritice a profilelor cu pereți subțiri formate la rece (PPSFR) solificate la compresiune. Contract 3013/02.12.1997, Tema A3, Beneficiar Ministerul Cercetării și Tehnologiei. Director grant Ing. Dorina Goina.

Ghid de proiectare pentru elemente din oțel cu pereți subțiri formate la rece; Contract 72/1996 (231/96 INCERC). Beneficiar MLPAT/INCERC. Director grant Prof. Dr. Ing. Dan Dubina.

Normativ pentru calculul elementelor din oțel cu pereți subțiri formate la rece. Contract 72/1995 (129/1995 INCERC), Revizuire STAS 10108/2-93. Beneficiar MLPAT/INCERC. Director grant Prof. Dr. Ing. Dan Dubina.

Studiul cuplării formelor de instabilitate: Comportarea structurilor din bare cu pereți subțiri formate la rece. Propunere pentru redactarea I-a a STAS 10108/2/EC3. Contract 3004/B-1994. Beneficiar Ministerul Învățământului. Director grant Prof. Dr. Ing. Dan Dubina.

8.4. Direcții ulterioare de dezvoltare a cercetării

Ca direcții viitoare de dezvoltare a cercetării se menționează:

(a) Perfecționarea și diversificarea mecanismelor plastice locale.

(b) Extinderea cercetărilor în ceea ce privește ductilitatea barelor cu pereți subțiri formate la rece. Este cunoscut faptul că structurile din bare cu pereți subțiri sunt nedisipative sau slab disipative. Barele cu pereți subțiri sunt caracterizate printr-o rezistență post-elastică și o ductilitate redusă. Cu toate că ele nu pot forma articulații plastice, acestea pot dezvolta mecanisme plastice locale. Există numeroase studii efectuate care atestă că aceste structuri pot fi caracterizate de un factor de comportare la acțiuni seismice $q=1/\psi = 1.5-2$. De asemenea Eurocode 8 propune un factor $q=1.5$.

(c) Extinderea cercetărilor în ceea ce privește procesul sistematic de codificare a imperfecțiunilor geometrice.

CP3 Ing. Daniel-Viorel UNGUREANU
03 noiembrie 2003
Timișoara

BIBLIOGRAFIE

A) Documente normative

- AISI–American Iron and Steel Institute (1996). *Cold-Formed Steel Design Manual*, Washington, D.C., 1996.
- AISI–American Iron and Steel Institute (1999). *Specification for the Design of Cold-Formed Steel Structural Members with Commentary, Supplement No. 1*, Washington, D.C., 1999.
- AISI–American Iron and Steel Institute (2001). *North American Specification for the Design of Cold-Formed Steel Structural Members with Commentary*, Washington, D.C., 2001.
- Australian Standard AS4100-1990: *Steel Structures*, Homebush, Australia.
- AS/NZS 4600–Australian Standards/New Zealand Standards (1996). *Cold-formed Steel Structures*, Sydney, Australia.
- AS/NZS–Australian Standards/New Zealand Standards (1998). *Cold-formed Steel Structures–Commentary* (Supplement 1 to AS/NZS 4600:1996), Sydney.
- Deutsches Institut für Normung e.v. DIN 18800 Teil 2-Stahlbauten, *Stabilitätsfälle*, Knicken von Stäben und Stabwerken, November, 1990.
- E.C.C.S. (1978). *European Recommendations for Steel Construction*. European Convention for Constructional Steelwork, EG 77-2E, March.
- ECCS–European Convention for Constructional Steelwork (1987). *European recommendations for design of light gauge steel members*, ECCS Technical Committee 7, Brussels.
- ENV1998 (1994): EUROCODE 8 – *Design provisions for earthquake resistant structures*. CEN, European Committee for Standardisation, Brussels.
- E.N.V. 1993-1-1. Eurocode 3: *Design of Steel Structures. Part. 1.1: General rules and rules for buildings*.
- EUROCODE 3–Annex Z: *Determination of Design Resistance from Tests*. ENV 1993-1-1. EC3 Editorial Group, July 1994.
- ENV 1993-1-3 EUROCODE 3 (1996). *Design of Steel Structures, Part 1.3: General Rules, Supplementary Rules for Cold-Formed Thin-Gauge Members and Sheeting*. CEN/TC 250/SC3 – European Committee for Standardisation, Brussels.
- NPO 12-1997 (1997). *Normativ pentru calculul elementelor din oțel formate la rece*, Buletinul Construcțiilor, Vol. 15, 1998.
- P100-92: *Romanian Code for the seismic design of residential, social cultural, agricultural and industrial buildings*, 1992.
- SR EN 10002-1; *Materiale Metalice. Încercarea la Tracțiune. Partea 1: Metodă de Încercare (la Temperatură Ambientă)*, Institutul Român de Standardizare;

B) Lucrări științifice, cărți

- Abdel-Rahman, N. și Sivakumaran, K.S. (1997). *Material properties models for analysis of cold-formed steel members*. Journal of Structural Engineering, Vol. 123, No. 9, p. 1135-1143.
- Bakker, M.C. (1990). *Yield line analysis of post-collapse behaviour of thin-walled steel members*. Heron, 35(3), p. 1-50.
- Bakker, M.C.M. și Pekoz, T. (2003). *The Finite Element Method for Thin-walled Members – Basic Principles*. Thin Walled Structures, Vol. 41, Nos. 2-3, 2003, p. 179-190.
- Batista, E.M. (1986) *Essais de profils C et U en acier pliées a froid*. Laboratoire de Stabilité des Constructions. Université de Liege, Rapport Nr. 157, Septembre 1986.

- Batista, E., Costa Ferreira, C. și Rondal, J. (1987). *Stub-column strength of thin-walled profiles*. ECCS Colloquium on Stability of Plates and Shell Structures, Gent, Belgium, 6-8 April 1987, p. 219-224.
- Batista, E. de M. și Rodrigues, F.C. (1992). *Residual stress measurements on cold-formed profiles*. *Experimental Techniques*, 16(5), 25-29.
- Beer, H. și Schulz, G. (1970). *Bases théoriques des courbes européennes de flambement*. *Construction Métallique*, no. 3.
- Bernard, E.S. (1993). *Flexural Behavior of Cold-Formed Profiled Steel Decking*. Ph.D. Thesis, University of Sydney, Australia.
- Bernard, E.S., Coleman, R. și Bridge, R.Q. (1999). *Measurement and assessment of geometric imperfections in thin-walled panels*, *Thin-Walled Structures*; 33(2):103-126.
- Bivolaru, D. (1993). *Numerical methods and technical experimentation in determination of residual stresses in cold-formed profiles*. University of Liege, Final work.
- Brune, B. (1998). *Die dreiseitig gelagerte Platte in der Methode der wirksamen Breiten*. *Stahlbau*, 67(1998), Heft 11, p. 851-863.
- Brune, B. (1999). *Wirksame Breiten für druck- und biegebeanspruchte Stahlbleche im plastischen Zustand*. *Stahlbau*, 68(1999), Heft 12, p. 1044-1057.
- Camotim, D., Dubina, D. și Rondal, J. (editori). *Coupled Instabilities in Metal Structures—CISM'2000*. Proceedings of the 3rd International Conference. Imperial College Press, 2000.
- Chajes, A., Britvec, S.J. și Winter, G. (1963). *Effects of cold-straining on structural sheet steels*. *Journal of the Structural Division, ASCE*, Vol. 89, ST2, April, p. 1-32.
- Climenhaga, J.J. și Johnson, R.P. (1971). *Moment-rotation curves for locally buckling I-beams and composite beams*. University of Cambridge, Technical Report CUED/C-Struct/TR20, September 1971.
- Climenhaga, J.J. și Johnson, R.P. (1972). *Moment-rotation curves for locally buckling beams*. *Journal of the Structural Division*, Vol. 98, No. ST6.
- Costa Ferreira, C.M. și Rondal, J. (1985). *Etude expérimentale de la stabilité des cornières à parois minces profilées à froid*. Université de Liege, Laboratoire de Stabilité des Constructions, Rapport Nr. 149, Janvier.
- Costa Ferreira, C.M. (1986). *Essais de cornières en acier pliées à froid*. Université de Liege, Laboratoire de Stabilité des Constructions, Rapport Nr. 155, Septembre 1986.
- Costa Ferreira, C.M. și Rondal, J. (1986). *Influence of flexural residual stresses on the stability of compressed angles*. *Journal of Constructional Steel Research*, 9(1988), p. 169-177.
- Costa Ferreira, C. M. și Rondal, J. (1987). *Effet des imperfections sur les phénomènes d'instabilité des structures en acier*. *Annales de l'Institut Technique du Bâtiment et des Travaux Publics*, no. 451.
- CUFSM_{2.5}: Elastic Buckling Analysis of Thin-Walled Members Using the Classical Finite Strip Method, version 2.5* (Software, User's manual and Tutorials), Ben Schafer, www.ce.jhu.edu/bschafer.
- Dat, D.T. și Peköz, T.P. (1980). *The Strength of Cold-Formed Steel Columns*. Department of Structural Engineering, School of Civil and Environmental Engineering, Cornell University, Report No. 80-4, Ithaca, New York.
- Davies, J. M. și Leach P. (1994). *First-Order Generalised Beam Theory*, *J. Construct. Steel Research*, 31(1994), p. 187-220.
- Davies, J. M. și Leach P. (1994). *Second-Order Generalised Beam Theory*, *J. Construct. Steel Research*, 31(1994), p. 221-241.

- Davies, J.M. și Jiang, C. (1996). *Design of Thin-Walled Columns for Distortional Buckling*, În: Coupled Instabilities of Metal Structures, Imperial College Press, London, p. 165-172.
- Dubina, D. (1990). *A new Approach to the Interaction of Local and Overall Buckling in Thin-Walled Cold-Formed Compression Members*. În: Proc. of The 4th International Colloquium on Stability of Steel Structures, 25-27 April, Budapest, Hungary.
- Dubina, D. și Georgescu, M. (1992). *Recent research advances on coupled instabilities in thin-walled compression members*. În: Proc. of. SSRC Annual Technical Session, Pittsburg, USA, 6-7 April, p. 159-169.
- Dubina, D. (1993). *Coupled Instabilities in Thin-Walled Structures; Erosion Coefficient Approach in Overall-Local Buckling Interaction*, Research Report Ref. ERB 3510PL922443, Commission of the European Communities for Co-operation in Science and Technology with Central and Eastern European Countries, Liege, October 1993.
- Dubina, D. și Georgescu, M. (1994). *Interactive Buckling Curves for Thin-Walled Sections*. Thin-Walled Structures. Vol. 20, Nos. 1-4, p. 189-201.
- Dubina, D. (1996). *Coupled instabilities în bar members, General Report*. În: Coupled Instabilities în Metal Structures – CISM'96 (Rondal J., Dubina D. & Gioncu V., Editori) Imperial College Press, London, p. 119-132.
- Dubina, D. (2000). *Recent research advances and trends on coupled instability of bar members, General Report – Session 3: Bar Members*. În: Coupled Instabilities în Metal Structures - CIMS'2000 (Camotin D., Dubina D. And Rondal J., Editori), Imperial Colleague Press, Lisbon, London, p. 131-144.
- Dubina, D. (2001). *The ECBL approach for interactive buckling of thin-walled steel members*, Steel & Composite Structures 2001, 1(1), p. 75-96.
- Earls, C.J. (1999). *Effects of material property stratification and residual stresses on single angle flexural ductility*. Journal of Constructional Steel Research, 51(1999), p. 147-175.
- Feldman, M. (1994). *Zur Rotations Kapazität von I-Profilen statisch und dynamisch belastung Trager*. PhD Thesis, RWTH Universitat Aachen.
- Georgescu, M. (1998). *Probleme de instabilitate la bare cu pereți subțiri*. Teza de doctorat. Universitatea „Politehnica” din Timișoara, decembrie 1998.
- Georgescu, M. și Dubina, D. (1999). *ECBL and EUROCODE 3 Annex Z based calibration procedure for buckling curves of compression steel members*, În: Proc. of the 6th International Colloquium on Stability and Ductility of Steel Structures - SDSS'99, Timișoara, 9-11 September, p. 501-508.
- Gioncu, V. (1994). *General Theory of Coupled Instabilities - General Report*. Thin-Walled Structures, 19(1-4), p. 81-127.
- Gioncu, V. , Mateescu, G. și Iuhas, A. (1994). *Contributions to the study of plastic rotational capacity of I-steel sections*. În: Behaviour of Steel Structures in Seismic Areas, STESSA'94, Timisoara, 26 June – 1 July 1994, ed. F.M. Mazzolani and V. Gioncu, E&FN Spon, London, 1995, p. 169-181.
- Gioncu, V., Târcă, L. și Petcu, D. (1996). *Rotation capacity of rectangular hollow section beams*. În: Proc. Of the 7th International Symposium on Tubular Structures, Miskolc, Hungary, 28-30 August 1996, p. 387-395.
- Gioncu, V. și Petcu, D. (1997a). *Available rotation capacity of wide-flange beams and beam-columns. Part. 1: Theoretical Approaches*. J. Construct. Steel Res., 43(1-3), p. 161-217.
- Gioncu, V. și Petcu, D. (1997b). *Available rotation capacity of wide-flange beams and beam-columns. Part. 1: Experimental and numerical tests*. J. Construct. Steel Res., 43(1-3), p. 219-244.

- Gioncu, V. și Mazzolani, F.M. (2002). *Ductility of seismic resistant steel structures*. Spon Press, London - New York, 2002.
- Grumbach, M. și Prudhomme, M., *Proprietes des profiles a froid, Construction Metallique*, No. 1, 1974.
- Hancock, G.J, Kwon, Y.B. și Bernard, E.S. (1994). *Strength Design Curves for Thin-Walled Sections undergoing Distortional Buckling*. Journal of Constructional Steel Research, ASCE, 1994, 31(2,3), p. 169-186.
- Hancock, G. J. (1995). *Design for Distortional Buckling of Flexural Members*. În: Proc. of the 3rd International Conference on Steel and Aluminium Structures, Istanbul, Turkey, 24-26 May 1995.
- Hancock, G.J. (1997). *Light Gauge Construction*. Progress în Structural Engineering and Materials, Vol. I (I), p. 25-30.
- Hancock, G.J. (1998). *Design of Cold-formed Steel Structures*. 3rd Edition, Australian Institute of Steel Construction, Sydney.
- Horne, M.R. (1971). *Plastic theory of structures* (1st edition). Thomas Nelson and Sons Ltd.
- Ingvarsson, L. (1977). *Cold-forming residual stresses and box columns built up by two cold-formed channel sections welded together*. Bulletin No. 121, The Royal Institute of Technology, Stockholm, Sweden.
- Ivanyi, M. (1979a). *Yield mechanism curves for local buckling of axially compresses members*. Periodica Polytechnica, Civil Engineering, Budapest, 23(3-4), p. 203-216.
- Ivanyi, M. (1979b). *Moment-rotation characteristics of locally buckling beams*. Periodica Polytechnica, Civil Engineering, Budapest, 23(3-4), p. 219-230.
- Ivanyi, M. (1985). *The model of the „interactive plastic hinge”*. Periodica Polytechnica, Civil Engineering, Budapest, 29(3-4), p. 124-146.
- Karren, K.W. (1967). *Corner properties of cold-formed steel shapes*. ASCE, Journal of the Structural Division, Vol. 89, ST2, p. 401-432.
- Karren, K.W. și Winter, G. (1967). *Effects of cold-forming on light-gage steel members*. ASCE, Journal of the Structural Division, Vol. 93, ST1, p. 433-469.
- Kecman, D. (1983). *Bending collapse of rectangular and square section tubes*. Int. J. Mech. Sci., 25(9-10), p. 623-636.
- Key, P.W. și Hancock, G.J. (1986). *Plastic collapse mechanisms for cold-formed square hollow columns*. Research Report No. R526, School of Civil Engineering and Mining Engineering. University of Sydney, Australia.
- Key, P.W., Hasan, S.W. și Hancock, G.J. (1988). *Column behaviour of cold-formed hollow sections*. Journal of Structural engineering, 114(2), p. 390-407.
- Khoo, P.S. (1979). *Plastic local buckling of thin-walled structures*. Ph.D. Thesis, Monash University, Australia.
- Kolakowski, Z. și Kotelko, M. (2000). *Coupled instability related collapse behaviour of channel-section beam-column*. În: Proc. of 3rd Int. Conf. on Coupled Instabilities in Metal Structures – CIMS'2000, September 21-23, Lisbon, Portugal, p. 205-212.
- Korol, R.M. și Sherbourne, A.N. (1972). *Strength prediction of plates in uniaxial compression*. Journal of Structural Division, Vol. 98, ST 9, p. 1965-1986.
- Kotelko, M. și Krolak M. (1993). *Collapse behaviour of triangular cross-section girders subject to pure bending*. Thin-Walled Structures, 15(2), p. 127-141.
- Kotelko, M. (1996a). *Ultimate load and postfailure behaviour of box-section beams under pure bending*. Engineering Transactions, 44(2), p. 229-251.

- Kotelko, M. (1996b). *Selected problems of collapse behaviour analysis of structural members built from strain-hardening material*. În: Proc. of Conference on Thin-Walled Structures, 2-4 Decembre 1996, Glasgow.
- Kotelko, M., Lim, T.H. și Rhodes, J. (2000). *Post-failure of box sections beams under pure bending (an experimental study)*. Thin-Walled Structures, 38(2000), p. 179-194.
- Kotelko, M. (2003) *Load-capacity estimation and collapse analysis of thin-walled beams and columns – recent advances*. Thin Walled Structures, 42(1), (în curs de tiparire).
- Kragerup, J. (1982). *Five notes on plate buckling*. Technical University of Denmark, Department of Structural Engineering, Series R, No. 143.
- Kwon, Y.B. și Hancock, G.J. (1992). *Strength Tests of Cold-formed Channel Sections Undergoing Local and Distortional Buckling*. ASCE Journal of Structural Engineering, 118(7).
- Lau, S.C.W. și Hancock, G.J. (1987). *Distortional Buckling Formulas for Channel Columns*, Journal of Structural Engineering, ASCE, Vol. 113, No. 5, p 1063-1078.
- Lau, S.C.W. (1988). *Distortional Buckling of Thin-Walled Columns*. Ph.D. Thesis, University of Sydney, Australia.
- Lau, S.C.W. și Hancock, G.J. (1988). *Strength tests and design methods for cold-formed channel columns undergoing distortional buckling*. Research Report No. R579, The University of Sydney, School of Civil and Mining Engineering.
- Lind, N.C. și Schroff, D.K. (1975). *Utilization of cold work in cold-formed steel*. Journal of the Structural Division, Vol. 101, ST1, p. 67-78.
- Lovell, H. M. (1985). *Lateral buckling of light gauge steel beams*. MSc Thesis, University of Salford, UK.
- Mahendran, M. și Murray, N.W. (1991). *Effect of initial imperfections on local plastic mechanisms in thin steel plates with in-plane compression*. În: Proc. of Int. Conf. on Steel and Aluminium Structures – ICSAS 91, Singapore, 22-24 May, 1991.
- Mahendran, M. (1997). *Local plastic mechanisms in thin steel plates under in-plane compression*. Thin-Walled Structures, 27(3), p. 245-261.
- Maquoi, R. și Rondal, J. (1978). *Mise en equation des nouvelles courbes europeennes de flambement*. Construction Metallique, N° 1, 1978.
- Mateescu, D. (1994). *Considerations on the value of the reduction factor for lateral-torsional buckling of beams in bending*. Thin-Walled Structures, 20(1994), p. 265-277.
- Moldovan, A., Petcu, D. și Gioncu, V. (1999). *Ductility of thin-walled members*. În: Proc. of the 6th International Colloquium on Stability and Ductility of Steel Structures - SDSS'99, Timisoara, September 9-11, p. 299-308.
- Mouty, J. (1976). *Calculul des charges ultimes des assemblages soudés de profils creux carres et rectangulaires*. Construction Metallique, 2 (1976), p. 37-58.
- Moy, S.S.J. (1985): *Plastic methods for steel and concrete structures*. McMillan, London.
- Mulligan, G.P. (1983). *The Influence of Local Buckling on the Structural Behavior of Singly Symmetric Cold-Formed Steel Columns*. Ph.D. Thesis, Cornell University, Ithaca, New York.
- Murray, N.W. (1973). *Das aufnehmbare Moment in einem zur Richtung der Normalkraft Schragliegenden plastischen Gelenk*. Die Bautechnik, 50(2), p. 57-68.
- Murray, N.W. și Khoo, P.S. (1981). *Some basic plastic mechanisms in the local buckling of thin-walled steel structures*. Int. J. Mech. Sci., 23(12), p. 703-713.
- Murray, N.W. (1984). *Introduction to the theory of thin-walled structures*, Oxford University Press, Oxford, 1984.

- Murray, N.W. (1986). *Recent research into the behaviour of thin-walled steel structures*. Steel structures recent research advances and their applications to design. Elsevier Science Ltd., pp. 171-191.
- Park, M.S. și Lee, B.C. (1996). *Prediction of bending collapse behaviours of thin-walled open section beams*. *Thin-Walled Structures*, 25(3), p. 185-206.
- Petcu, D. și Gioncu, V. (2003). *Computer program for available ductility analysis of steel structures*. *Computers and Structures*, 81(2003), p. 2149-2164.
- Popovic, D., Hancock, G.J. și Rasmussen, K.J.R. (1999). *Axial compression tests of cold-formed angles*. *Journal of Structural Engineering, ASCE*, Vol. 125, No. 5, p. 515-523.
- Put, B.M., Pi, Y.-L. și Trahair, N.S. (1998a). *Lateral buckling tests on cold-formed channels beams*, Research Report No. 767, University of Sydney, April 1998.
- Put, B.M., Pi, Y.-L. și Trahair, N.S. (1998b). *Lateral buckling tests on cold-formed Z-beams*, Research Report No. 775, University of Sydney, November 1998.
- Rasmussen, K.J. (1996). *General Report on Numerical Simulation and Computational Models*. Coupled Instabilities in Metal Structures – CISM'96, Imperial College Press, London, 1996, p. 45-60.
- Rasmussen, K.J.R. și Hancock, G.J. (1988). *Geometric imperfections in plated structures subject to interaction between buckling modes*. *Thin-Walled Structures*, 6(1988), p. 433-452.
- Rondal, J. și Maquoi, R. (1979). *Formulations d'Ayrton-Perry pour le flambement des barres métalliques*. *Construction Métallique*, no. 4.
- Rondal, J. și Maquoi, R. (1985). *Stub-column strength of thin-walled square and rectangular hollow sections*. *Thin-Walled Structures*, 3(1985), p. 15-34.
- Rondal, J. (1986). *Thin-walled structures, General Report*, În: *Stability of Steel Structures* (Ed. Ivanyi M.), Akademiai Kiado, Budapest, Vol. 2, p. 849-866.
- Rondal, J. (1992). *Determination theoretique des contraintes residuelles dans les elements en acier profiles a froid*. Ce travail a recu le prix N.V. BEKAERT S.A. 1992, octroye par le Fonds National de la Recherche Scientifique.
- Rondal, J. și Dubina, D. (1993). *Profils a parois minces - Curs didactic utilizat în comun la Universitatea din Liege și Universitatea „Politehnica” din Timișoara*.
- Rondal, J., Boeraeve, Ph., Sedlacek, G., Stranghoner, N. și D'Hernoncourt, A. (1994). *Rotation capacity of hollow beam sections*. Final Report/CIDECT Research Project No. 2P.
- Rondal, J., Dubina, D. și Gioncu, V. (editori). *Coupled Instabilities in Metal Structures*. *Thin-Walled Structures: Part I, Part II*. Elsevier Applied Science, Vol. 19, Nos. 2-4 and Vol. 20, Nos. 1-4, 1994.
- Rondal, J., Dubina, D. și Gioncu, V. (editori). *Coupled Instabilities in Metal Structures – CISM'96*. Proceedings of the 2nd International Conference. Imperial College Press, 1996.
- Rondal, J. și Dubină, D. (2003a). *Computational modelling and analysis of cold-formed steel members*. În: *Proc. of Steel Structures and Bridges 2003, The 20th Czech and Slovak National Conference*, Praga, p. 535-540.
- Rondal, J. și Dubină, D. (2003b). *Material properties and codification of imperfections for numerical analysis of cold-formed steel members*. În: *Proc. of The 10th International Conference on Metal Structures - ICMS2003, Timișoara, România, 16-17 October 2003*, p. 148-156.
- Rusch, A și Lindner, J. (2001). *Amwendumg der Fließlinientheorie auf dreiseitig gelagerte Platten*, *Stahlbau*, 70(2001), Heft 1, p. 38-52.

- Salmi, P. și Talja, A. (1993). *Design of cold-formed HSS channels for bending and eccentric compression (Bending about the axis of symmetry)*. Technical Research Centre of Finland, VTT-TIED-1505.
- Schafer, B. și Peköz, T. (1996). *Geometric imperfections and residual stresses members*. În: Proc. of The 13th International Speciality Conference on Cold-Formed Steel Structures, St. Louis, Missouri, USA, 17-18 October, p. 649-664.
- Schafer, B. și Peköz, T. (1997). *Geometric imperfections and residual stresses for use in the analytical modeling of cold-formed steel members*. În: Proc. of Experimental Model Research and Testing of Thin-Walled Structures, Prague, Czech Republic, 22-24 September 1997, p. 287-302.
- Schafer, B.W. și Pekoz, T. (1998). *Computational modelling of cold-formed steel characterising geometric imperfections and residual stresses*. Journal of Constructional Steel Research, 47, p. 193-210.
- Schafer, B. și Peköz, T. (1999). *Laterally Braced Cold-formed Steel with Edge Stiffened Flanges*, Journal of Structural Engineering, ASCE, Vol. 125, No. 2, p. 118-127.
- Schafer, B. (2000). *Distortional buckling of cold-formed steel columns*. Research Report, John Hopkins University, USA.
- Schafer, B. (2001). *Direct Strength Prediction of Thin-Walled Beams an Columns*, Research Report, John Hopkins University, USA.
- Schafer, B.W. (2001). *Thin-walled column design considering local, distortional and Euler Buckling*. Structural Stability Research Council, Annual Technical Session and Meeting, May 9-12, 2001, Ft. Lauderdale, Florida, p. 419-438.
- Schafer, B.W. (2002). *Local, Distortional and Euler Buckling of Thin-walled Columns*. Journal of Structural Engineering, Vol. 128, No. 3, March 2002, p. 289-299.
- Schafer, B. (2002). *Progress on Direct Strength Method*. În: Proc. of The 16th International Specialty Conference on Cold-Formed Steel Structures, Orlando, Florida, USA, 17-18 October, p. 647-662.
- Schardt, R. (1989). *Verallgemeinerte Technische Biegetheorie (Generalised Beam Theory)*. Springer Verlag.
- Sedlacek, G., Dahl, W., Rondal, J., Boeraeve, Ph., Stranghoner, N. și Kalinowski, B. (1995). *Investigation of the rotation behaviour of hollow section beams*. RWTH Aachen și MSM Liege Report.
- Sfintesco, D. (1970). *Fondement expérimental des courbes européennes de flambement*. Construction Métallique, no. 3.
- Sherbourne, A.N. și Korol, R.M. (1972). *Post-buckling of axially compressed plates*. Journal of Structural Division, Vol. 98, ST 10, p. 2223-2234.
- Sin, K.W. (1985). *The collapse behaviour of thin-walled sections*. PhD Thesis, Dept. Of Mech. Engng., University of Strathclyde, Glasgow, UK.
- Sivakumaran, K.S. și Abdel-Rahman, N. (1998). *A finite element analysis model for the behavior of cold-formed steel members*. Thin-Walled Structures, 31(1998), p. 305-324.
- Sridharan, S. (2000). *General Report on Numerical Simulation and Computational Models for Coupled Instabilities*. În: Coupled Instabilities in Metal Structures – CISM'2000, Imperial College Press, London, 2000, p. 61-72.
- Stranghoner, N. (1995). *Untersuchungen zum Rotationsverhalten von Tragern aus Hohlprofilen*. PhD Thesis, Aachen University.
- Szabo, I. *Studiul sistemelor constructive si performantelor structurale ale cadrelor metalice pentru depozite paletizate*. Teză de doctorat. Universitatea „Politehnica” din Timișoara (în curs de finalizare, susținerea ianuarie 2004).

- Talja, A. (1992). *Design of cold-formed HSS channels for bending and eccentric compression (Bending in the plane of symmetry)*. Technical Research Centre of Finland, VTT-TIED-1403.
- Talja, A. și Salmi, P. (1994). *Simplified design expression for cold-formed channel sections*. VTT Publications, No. 201, Technical Research Centre of Finland, Espoo.
- Timoshenko, S.P. și Gere, J.M. (1961). *Theory of elastic stability*, McGraw-Hill, New York.
- Thomasson, P. (1978). *Thin-Walled C-Shaped Panels in Axial Compression*. Swedish Council for Building Research, D1:1978.
- Trebilcock, P.J. (1994). *Building Design Using Cold-formed Steel Sections. An Architect's Guide*. SCI Publication P130. The Steel Construction Institute.
- Weng, C.C. și Pekoz, T. (1990). *Residual stresses in cold-formed steel members*. Journal of Structural Engineering, 116(6), p. 1611-1625.
- Weng, C.C. și Pekoz, T. (1990). *Compression tests of cold-formed steel columns*. ASCE, Journal of Structural Engineering, 116(5), p. 1230-1246.
- Wilkinson, T. și Hancock, G.J. (1998). *Tests to examine compact web slenderness of cold-formed RHS*. Journal of Structural Engineering, Vol. 124, No. 10, p. 1166-1174.
- Yiu, F. și Pekoz, T. (2001). *Design of cold-formed steel plain channels*. Research Report. Cornell University, Ithaca, USA.
- Young, B. și Rasmussen, K.J.R. (1995a). *Compression tests of fixed-ended and pin-ended cold-formed lipped channels*. Research Report R715, School of Civil and Mining Engineering, University of Sydney, NSW 2006, Australia, 1995.
- Young, B. și Rasmussen, K.J.R. (1995b). *Compression tests of fixed-ended and pin-ended cold-formed plain channels*. Research Report R714, School of Civil and Mining Engineering, University of Sydney, NSW 2006, Australia, 1995.
- Yu, Wei-Wen (2000). *Cold-formed Steel Design (3rd Edition)*, John Willey & Sons, New York.
- Zhao, X.L. și Hancock, G.J (1993a). *A theoretical analysis of the plastic moment capacity of an inclined yield line under axial force*. Thin-Walled Structures, 15(3), p. 185-207.
- Zhao, X.L. și Hancock, G.J (1993b). *Experimental verification of the theory of plastic-moment capacity of a inclined yield line under axial force*. Thin-Walled Structures, 15(3), p. 209-233.
- Zhao, X.L. și Grzebieta, R. (2002a). *Strength and ductility of concrete filled double skin (SHS inner and SHS outer) tubes*. Thin-Walled Structures, 40(2002), p. 199-213.
- Zhao, X.L., Han, B. și Grzebieta, R. (2002b). *Plastic mechanism analysis of concrete-filled double-skin (SHS inner and SHS outer) stub columns*. Thin-Walled Structures, 40(2002), p. 815-833.

C) Lucrării cu participarea autorului tezei

- Ungureanu, V.** (1996). *Coupled Instabilities in Thin-walled Steel Beams*. În: Proceedings of The Ph.D. Symposium, Budapest, Hungary, 29-30 May 1996, p. 118-123.
- Davies, J. M., Dubină, D., Jiang, C. și **Ungureanu, V.** (1996). *Recent Interactive Buckling Approaches for Cold-formed Thin-walled Steel Members*, În: Proc. of CIMS'96-The Second Conference on Coupled Instabilities in Metal Structures, Liege, Belgium, September 5-7 1996, p. 173-180.
- Mazzolani, F.M., Dubina, D., Landolfo, R., Goina, D., **Ungureanu, V.** (1996). *Coupled Instability of Thin-walled Cold-Formed Beams*, CIMS'96-The Second Conference on Coupled Instabilities in Metal Structures, Liege, Belgium, September 5-7, p. 263-272.
- Dubina, D., Georgescu, M., Goina, D., **Ungureanu, V.** și Iorgovan, E. (1996). *Cold-Formed Steel Sections Experimental Data Base*. În: Proc. Of The 13th International Speciality

Conference on Cold-formed Steel Structures, St. Louis, Missouri, USA, 17-18 October 1996, p. 665-677.

- Dubina, D., Goina, D., Zaharia, R. și **Ungureanu, V.** (1997). *Numerical Modelling of Instability Phenomena of Thin-walled Steel Members*, În: Proc. Of The 5th International Colloquium on Stability and Ductility of Steel Structures, SDSS'97 (ed. T. Usami), Nagoya, Japan, 29-31 July 1997, vol. 2, p.755-764.
- Dubina, D. și **Ungureanu, V.** (1997). *Lateral-Torsional and Local Interactive Buckling of Thin-Walled Cold-Formed Beams*. Revue Roumain des Sciences Techniques, Mécanique Appliquée, Tome 42, No. 5-6, p. 467-481, Bucharest.
- Dubina, D., Goina, D., Georgescu, M., **Ungureanu, V.** și Zaharia, R. (1998). *Recent Research on Stability Analysis of Thin-walled Cold-formed Steel Members*, Journal of Constructional Steel Research, Vol.46/1998, No. 1-3, Special Issue of the 2nd World Conference on Steel in Construction, San Sebastian, Spain, 11-13 May, p. 172-173.
- Dubina, D. și **Ungureanu, V.** (1998). *Coupled Instability of Thin-Walled Members*. 1998 Annual Technical Session & Meeting, 21-23 September 1998, Atlanta, Georgia, USA., Published by the Structural Stability Research Council – SSRC, p. 121-130.
- Davies, J. M., Jiang, C. și **Ungureanu, V.** (1998). *Buckling Mode Interaction in Cold-Formed Steel Columns and Beams*. În: Proceedings of The 14th International Speciality Conference on Cold-Formed Steel Structures, St. Louis, Missouri, USA, 15-16 October 1998, p. 53-67.
- Ungureanu, V.** (1998). *Application with GBT Programme; Interaction of Buckling Modes in Cold-formed Steel Members*, Buletinul Stiintific al U.P. Timisoara, Tom 42 (56), Fascicola 1; Constructii, p. 59-68.
- Ungureanu, V.** (1998). *Studiul interacțiunii dintre deversare și voalare la grinzile metalice cu pereți subțiri solicitate la încovoiere*. Referatul Nr. 1 în vederea elaborării tezei de doctorat. Universitatea „Politehnica” din Timișoara.
- Ungureanu, V.** și Dubina, D. (1999). *Sectional buckling modes of unstiffened thin-walled steel section*. În: Proceedings of The 2nd European Conference on Steel Structures, Prague, Czech Republic, May 26-29, 1999, vol.1, p. 91-95.
- Ungureanu, V.** și Dubina, D. (1999). *Single and interactive buckling modes for unstiffened thin-walled steel sections in compression*, În: Proc. of the 6th International Colloquium on Stability and Ductility of Steel Structures - SDSS'99, Timisoara, 9-11 September 1999, p. 543-550.
- Dubina, D., **Ungureanu, V.** și Szabo, I. (2000). *Influence of local and sectional geometrical imperfections on the distortional and interactive-overall buckling modes of cold-formed members*. În: Proc. of the 3rd International Conference on Coupled Instabilities in Metal Structures CIMS'2000, Lisbon, Portugal, 21-23 September 2000, p. 179-188.
- Dubina, D. și **Ungureanu, V.** (2000). *Elastic-plastic interactive buckling of thin-walled steel compression members*. În: Proc. of the 15th International Specialty Conference on Cold-Formed Steel Structures, 19-20 October, St. Louis, Missouri, USA, p. 223-237.
- Dubina, D., **Ungureanu, V.**, Szabo, I. (2001). *Codification of Imperfections for Advanced Finite Analysis of Cold-Formed Steel Members*. În: Proceedings of The 3rd International Conference on Thin-Walled Structures “Advances and Developments”, 5-7 June 2001, Cracow, Poland, p. 179-186.
- Dubina, D., **Ungureanu, V.** și Szabo, I. (2001). *Calibration and codification of geometrical imperfections of cold-formed steel members for numerical analysis and design*. În: Proc. of 9th Nordic Steel Construction Conference, Helsinki, Finland, 18-20 June 2001, p. 349-356.
- Dubina, D. și **Ungureanu, V.** (2002). *Effect of imperfections on numerical simulation of instability of cold-formed steel members*. Thin-Walled Structures, 20(2002), p. 239-262.

- Ungureanu, V.** și Dubina, D. (2002). *Local-overall and distortional-overall interactive buckling of thin-walled members*. În: Proceedings of The 3rd European Conference on Steel Structures - Eurosteel 2002, 19-20 September 2002, Coimbra, Portugalia, Vol. I, p. 743-752.
- Ungureanu, V.** (2002). *Sectional ultimate strength of cold-formed steel members. An elastic or a plastic property?*. In: Proc. of Stability and Ductility of Steel Structures-SDSS'2002, Budapesta, 26-28 September 2002, p. 379-386.
- Dubina, D. și **Ungureanu, V.** (2002). *Plastic Strength of Thin-Walled Members*. În: Proc. of the 16th Int. Specialty Conference on Cold-Formed Steel Structures, 17-18 October 2002, Orlando, Florida, USA, p. 324-338.
- Ungureanu, V.** (2003). *Raport experimental privind încercarea tronsoanelor scurte cu secțiuni de tip UC și HC, solicitate la compresiune*. Laboratorul CEMSIG, Facultatea de Construcții și Arhitectură, Universitatea „Politehnică” Timișoara.
- Ungureanu, V.** și Dubina, D. (2003). *Plastic strength capacity and interactive buckling of cold-formed steel members*. În: Proceedings of The International Conference – Constructions 2003, Cluj-Napoca, Romania, 16-17 May 2003, Vol. 2, p. 441-448.
- Dubina, D., **Ungureanu, V.** și Szabo, I.F. (2003). *Interactive buckling of thin-walled cold-formed members*. În: Proceedings of The International Conference on Advances in Structures – ASSCCA'03, Sydney, Australia, 22-25 June 2003, Vol. 1, p. 317-324.
- Dubina, D. și **Ungureanu, V.** (2003). *Post-critical behaviour and ductility of cold-formed steel sections*. În: Proc. of Steel Structures and Bridges 2003, The 20th Czech and Slovak National Conference, Praga, 17-20 September 2003, p. 529-534.
- Dubina, D. și **Ungureanu, V.** (2003). *Post-elastic capacity of cold-formed steel sections*. În: Proc. of The 10th International Conference on Metal Structures – ICMS2003, Timisoara, România, 16-17 octombrie 2003, p. 99-108.
- Ungureanu, V.** și Dubină, D. (2004). *Recent research advances on ECBL approach. Part I: Plastic-elastic interactive buckling of cold-formed steel sections*. Thin Walled Structures, 42(2), p. 177-194.
- Ungureanu, V.** și Dubină, D. (2004). *Post-elastic strength and ductility of cold-formed steel sections*. Fourth International Conference on Thin-Walled Structures - ICTWS 2004, 22-24 June 2004, Loughborough Leicestershire, UK (trimisă spre publicare).

D) Contracte de cercetare

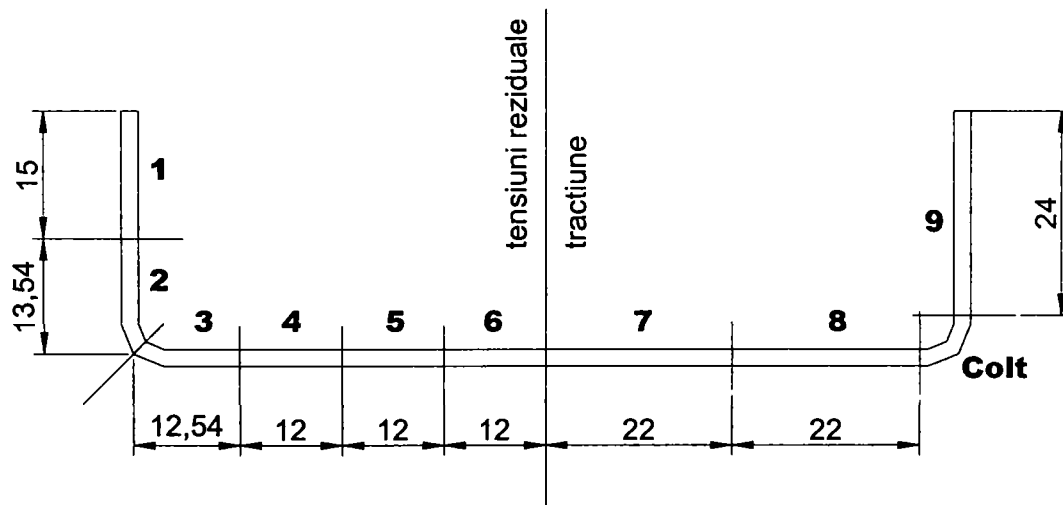
- Ductilitatea structurilor din profile de oțel formate la rece*. Contractul nr. 33958 / 08.07.2003, Tema 4, Cod CNCSIS 222, Beneficiar Ministerul Educației și Cercetării. Director grant CP3 Ing. Viorel Ungureanu.
- Studiul fenomenelor de instabilitate cuplată la bare din oțel cu pereți subțiri solicitate la compresiune și încovoiere*. Contract nr. 33470/17.07.2002, Tema 4, Cod CNCSIS 52. Beneficiar Ministerul Educației și Cercetării. Director grant CP3 Ing. Viorel Ungureanu.
- Simularea numerică a fenomenului de instabilitate cuplată a elementelor solicitate la compresiune centrică și excentrică*. Contract 3013/02.12.1997, Act adițional 4046/1998, Tema A3, Beneficiar Ministerul Cercetării și Tehnologiei. Director grant CP3 Ing. Viorel Ungureanu.
- Calibrarea curbilor de flambaj pentru grinzi: aplicație pentru proiectul EN-1993 al Normei Europene EUROCODE 3*. Contract GAR 82/2001/AR, Beneficiar Academia Română, Director grant Acad. Dan Mateescu.
- Metodă și algoritm de calcul pentru evaluarea coeficienților de imperfecțiune ai curbilor de flambaj pentru bare din oțel încovoiate*. Contract GAR 63/2000/AR, Beneficiar Academia Română, Director grant Acad. Dan Mateescu.

- Modele de calcul pentru studiul comportării critice și postcritice a barelor comprimate și/sau încovoiate din profile de oțel formate la rece.* Contract 2060GR/1996, Tema 4B, Beneficiar Ministerul Cercetării și Tehnologiei. Director grant Prof. Dr. Ing. Dan Dubina.
- Bază de date și sistem expert pentru verificarea comportării la stabilitate a elementelor structurale din oțel formate la rece.* Contract 4004/1995 și 5004/334/1996, Tema 16b, Beneficiar Ministerul Învățământului. Director grant Prof. Dr. Ing. Dan Dubina.
- Simularea numerică a fenomenului de instabilitate cuplată a elementelor solificate la compresiune centrică și excentrică.* Contract 3013/02.12.1997, Tema A3, Beneficiar Ministerul Cercetării și Tehnologiei. Director grant Ing. Dorina Goina.
- Ghid de proiectare pentru elemente din oțel cu pereți subțiri formate la rece;* Contract 72/1996 (231/96 INCERC). Beneficiar MLPAT/INCERC. Director grant Prof. Dr. Ing. Dan Dubina.
- Normativ pentru calculul elementelor din oțel cu pereți subțiri formate la rece.* Contract 72/1995 (129/1995 INCERC), Revizuire STAS 10108/2-93. Beneficiar MLPAT/INCERC. Director grant Prof. Dr. Ing. Dan Dubina.
- Studiul cuplării formelor de instabilitate: Comportarea structurilor din bare cu pereți subțiri formate la rece. Propunere pentru redactarea I-a a STAS 10108/2/EC3.* Contract 3004/B-1994. Beneficiar Ministerul Învățământului. Director grant Prof. Dr. Ing. Dan Dubina.
- COST C12 **“Improving buildings structural quality by new technologies”, WG-1 “Mixed Building Technology”** cu următoarele contribuții (articole / publicații): (1) D. Dubina, V. Ungureanu, L. Fulop, M. Georgescu: *Restructuring of existing RC or masonry buildings with light gauge steel framed additional storey.* Volos, Grecia, 14.06.2002; (2) V. Ungureanu: Capitolele: 3.1.8 *Single story office building (Residential apartments and Office Buildings)* și 3.2.1 *Over-cladding for Alcatel-Datatim (3.2 Industrial constructions)* în volumul *Structural Behaviour in Mixed Buildings*, Lisabona, Portugalia, 20.04.2002.

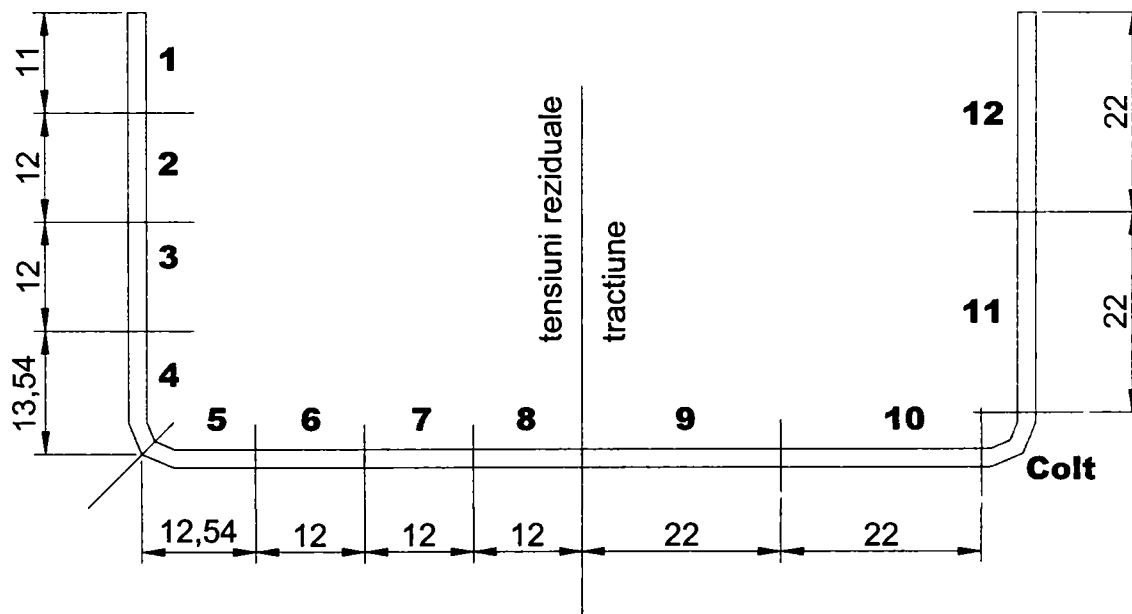
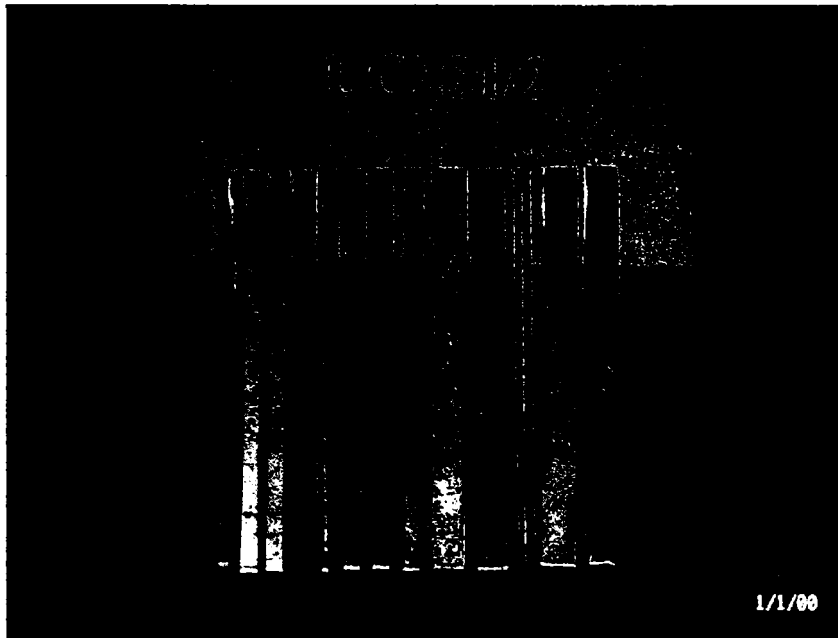
ANEXA A

Pregătirea pe fâșii pentru încercarea de tracțiune și măsurarea tensiunilor reziduale de încovoiere pentru secțiunile de tip 'UC' și 'HC'

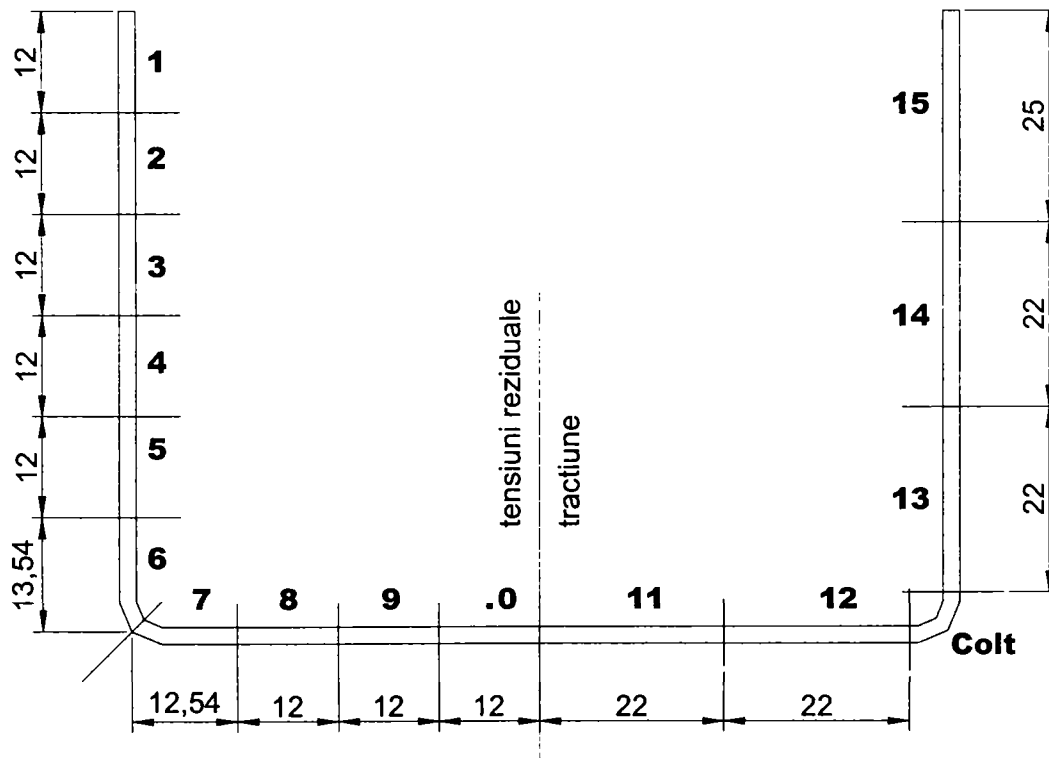
Secțiunea 'UC1S1/2'



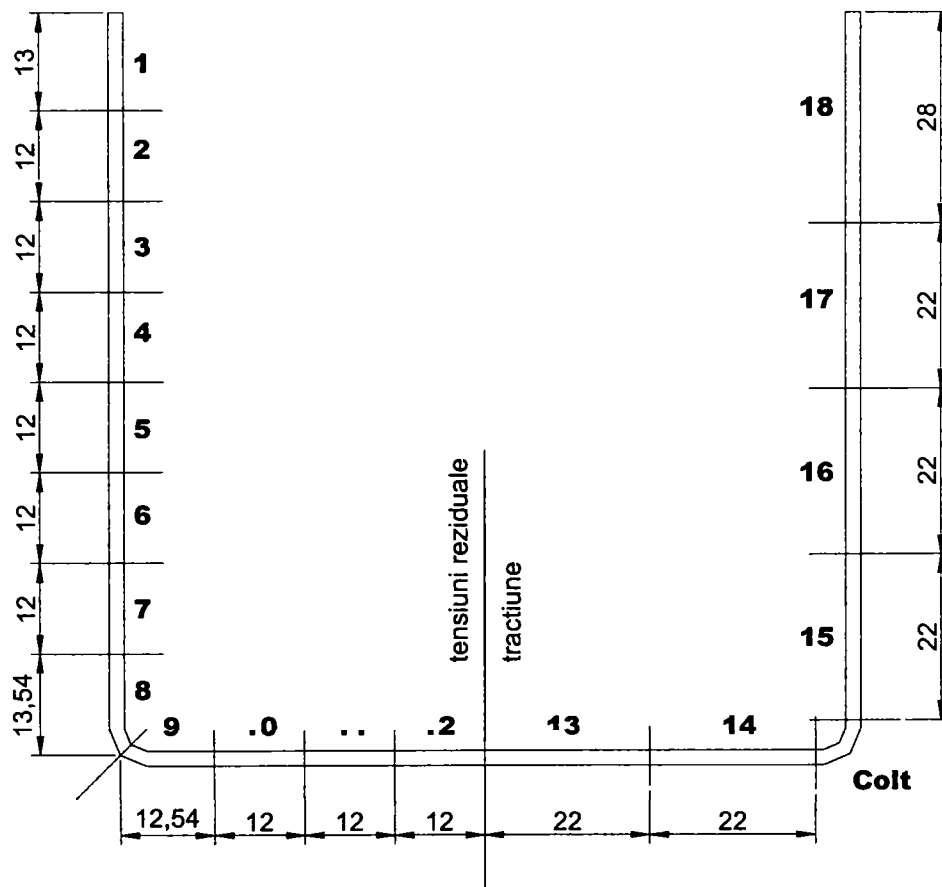
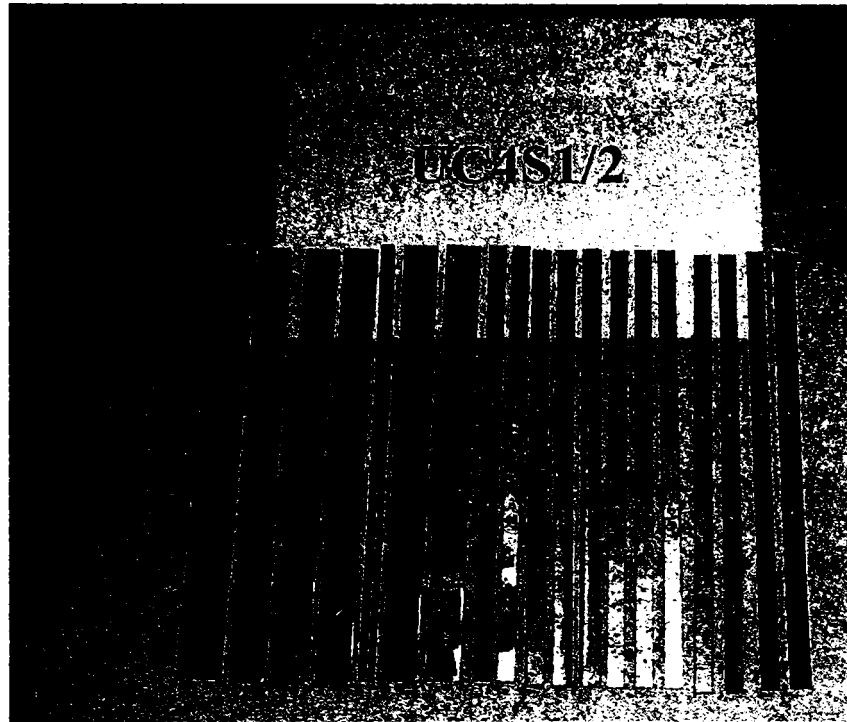
Secțiunea 'UC2S1/2'



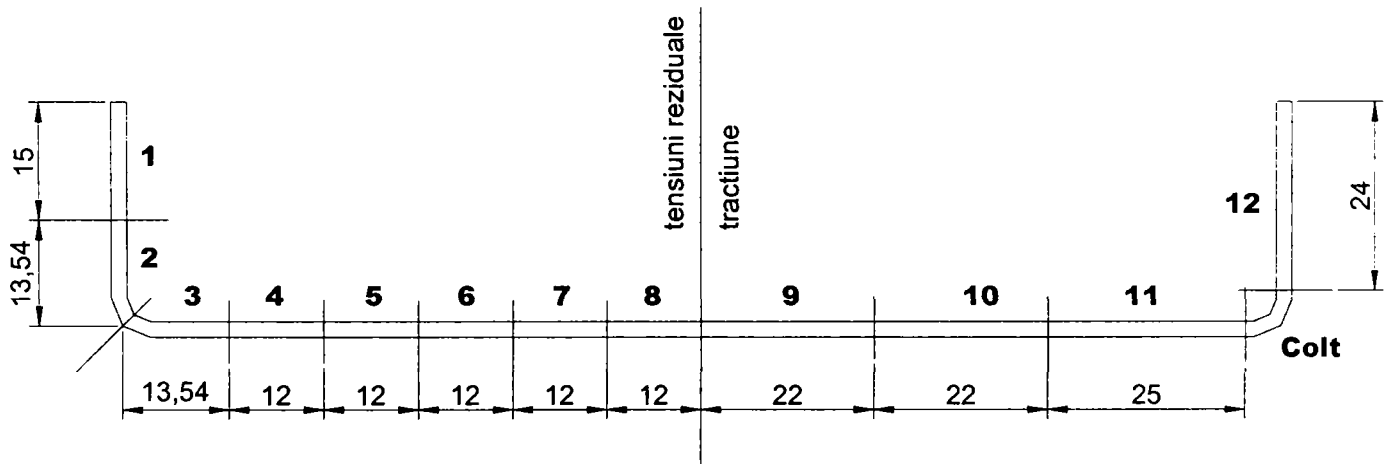
Secțiunea 'UC3S1/2'



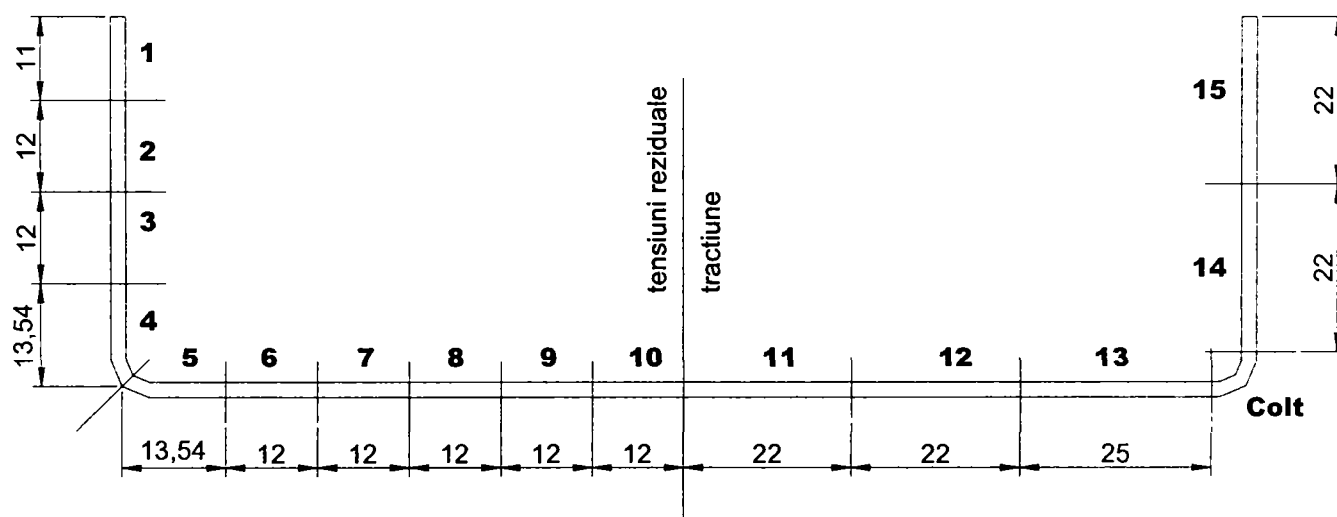
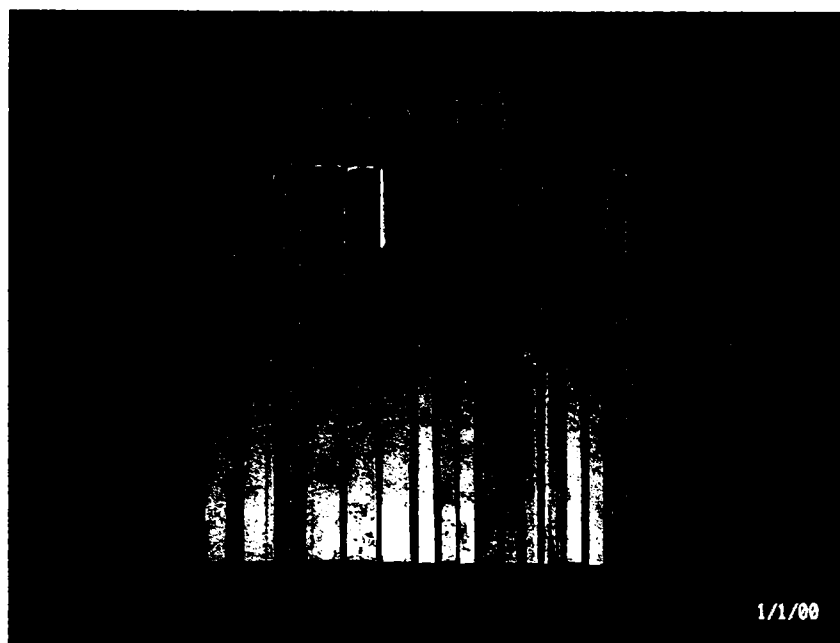
Secțiunea 'UC4S1/2'



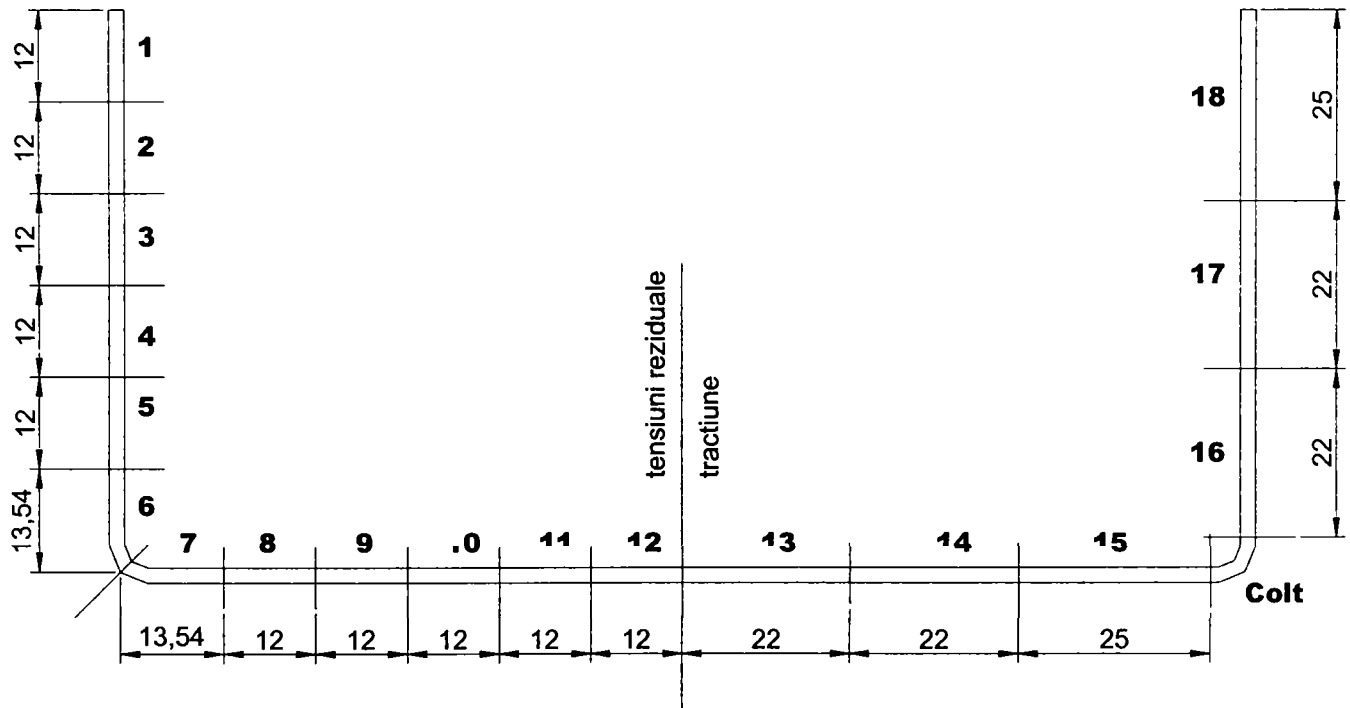
Secțiunea 'UC5S1/2'



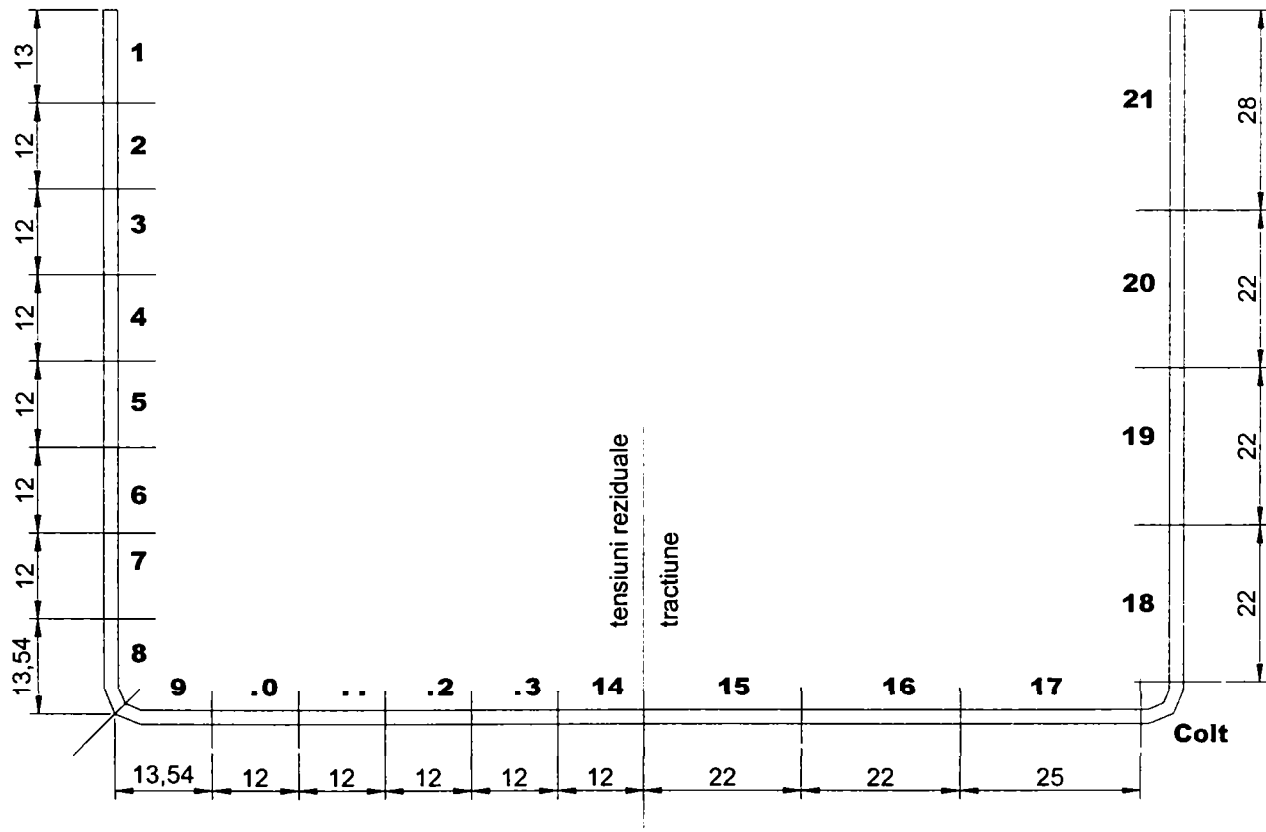
Secțiunea 'UC6S1/2'



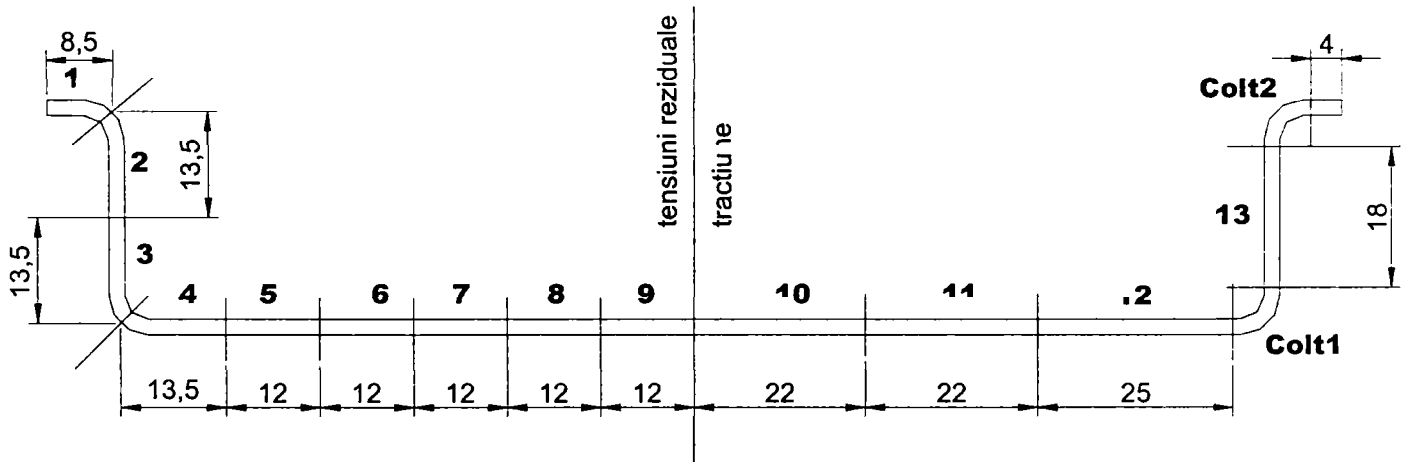
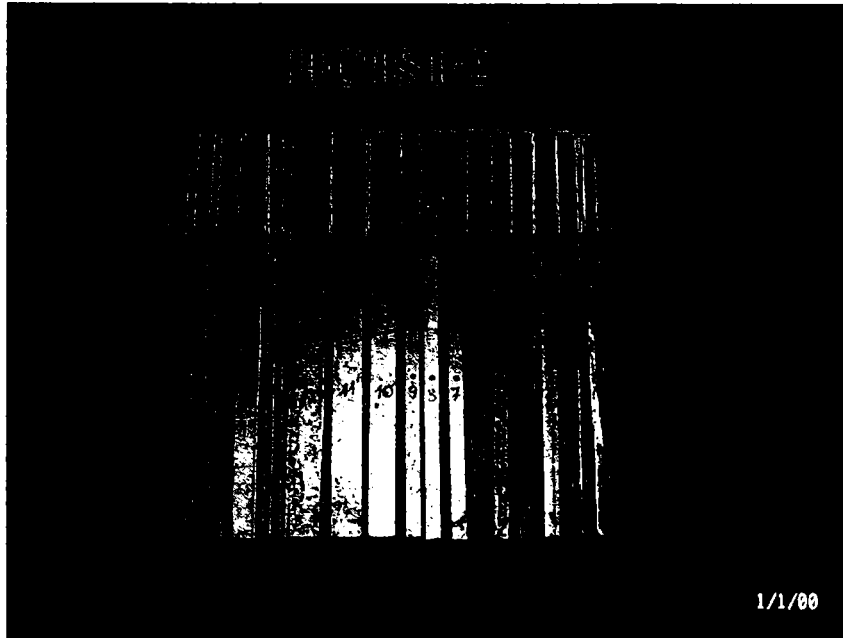
Secțiunea 'UC7S1/2'



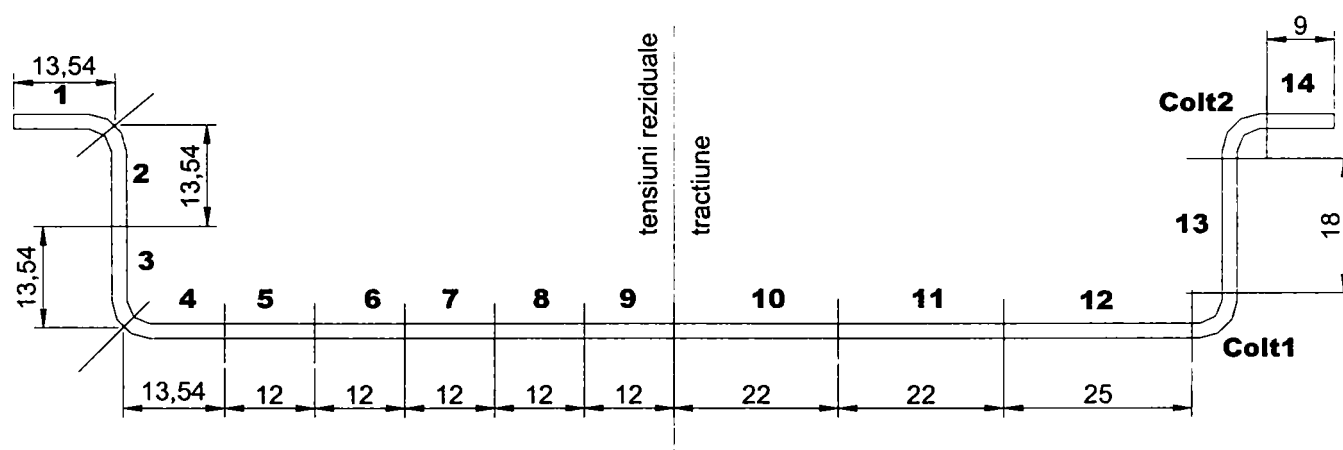
Secțiunea 'UC8S1/2'



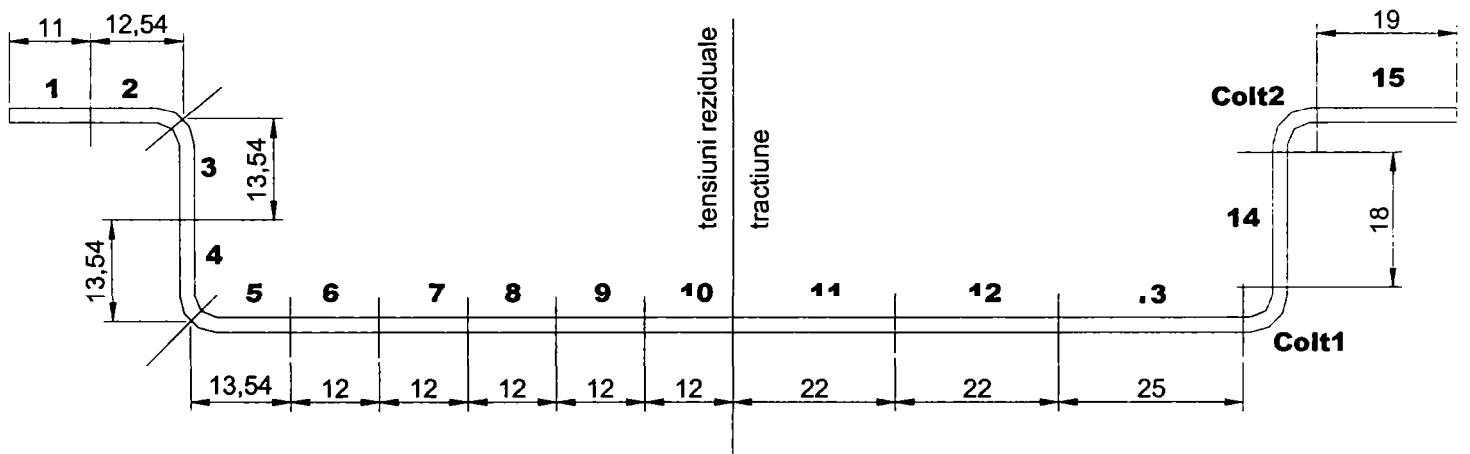
Secțiunea 'HC1S1/2'



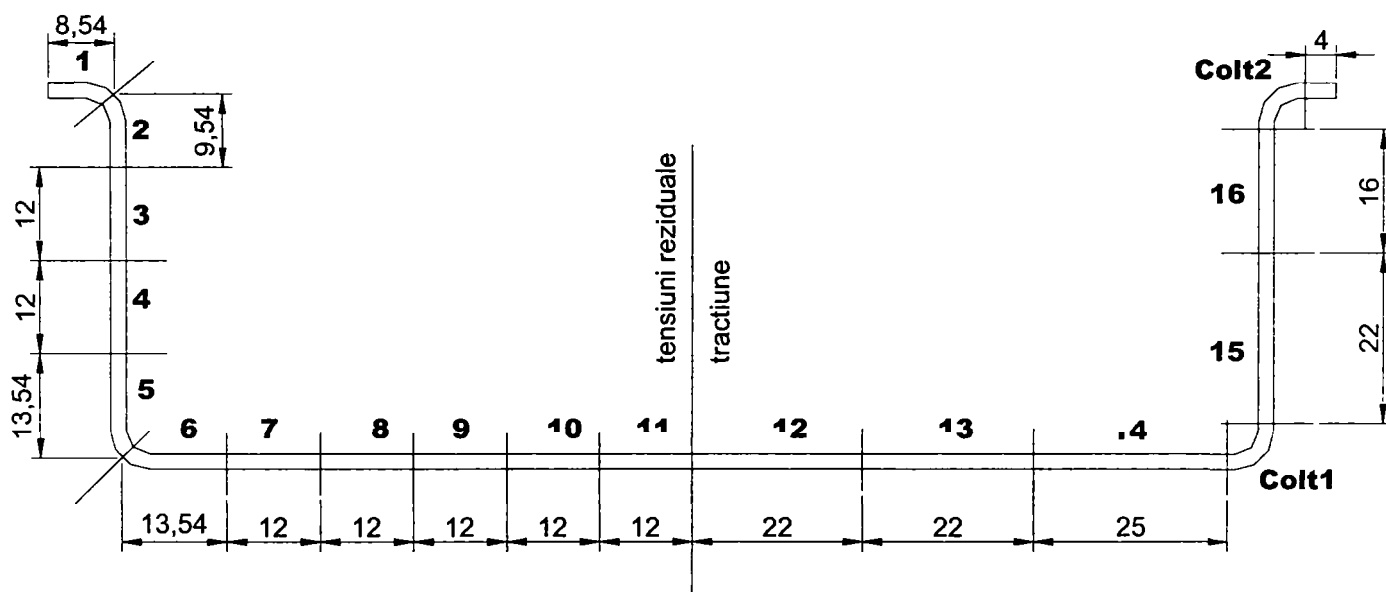
Secțiunea 'HC2S1/2'



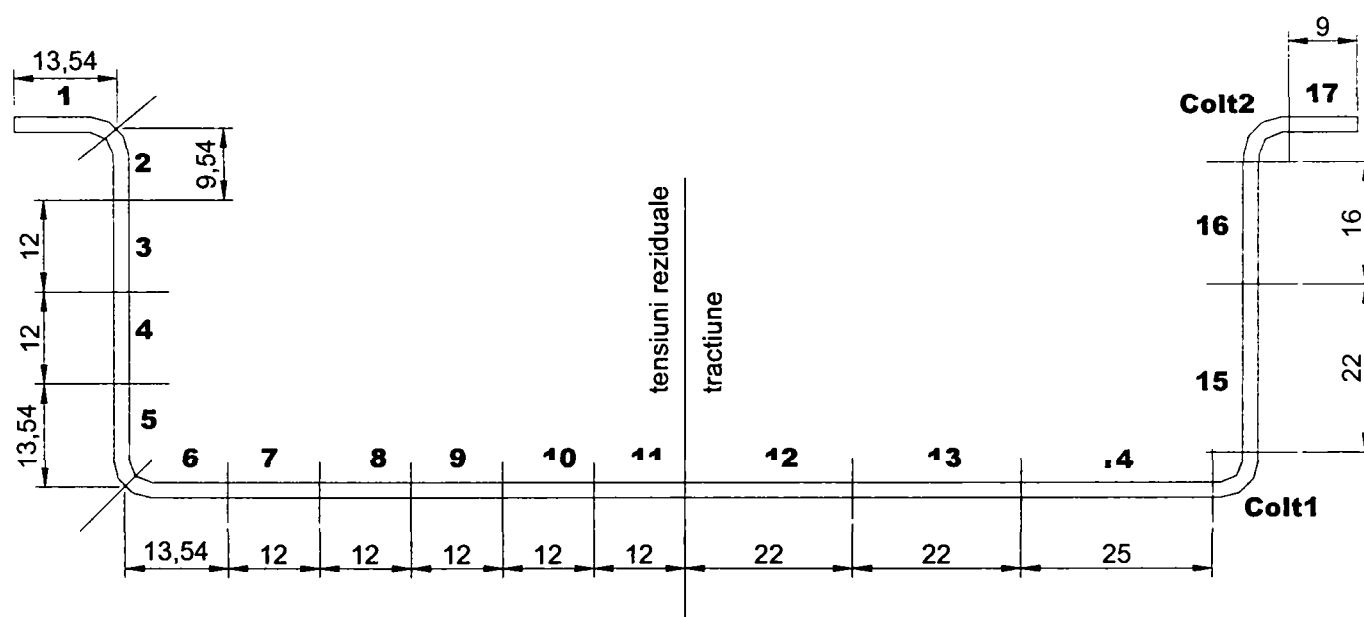
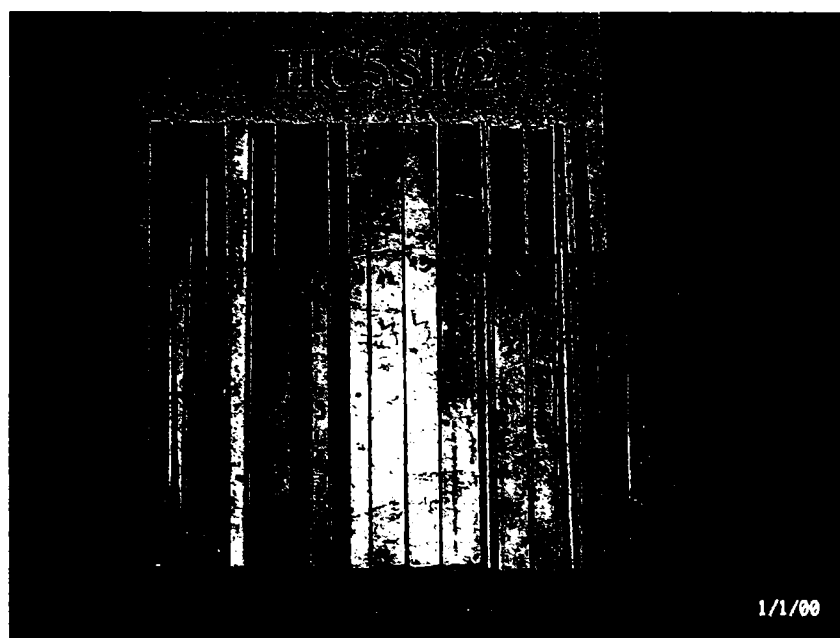
Secțiunea 'HC3S1/2'



Secțiunea 'HC4S1/2'



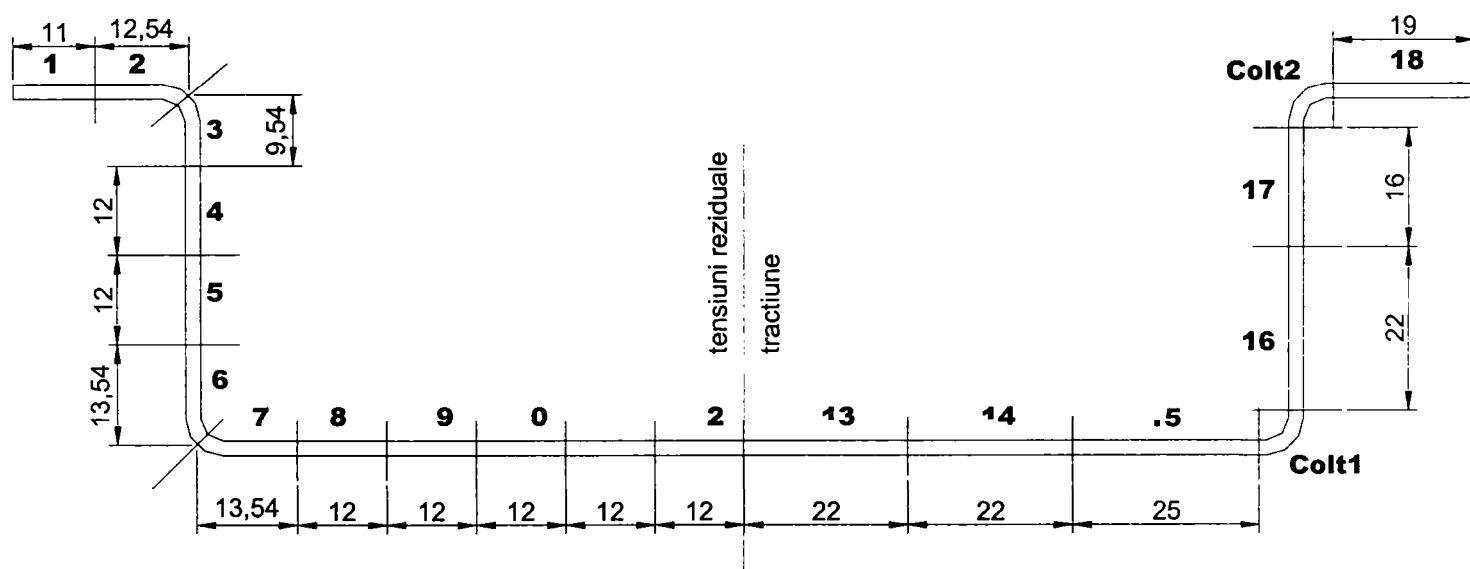
Secțiunea 'HC5S1/2'



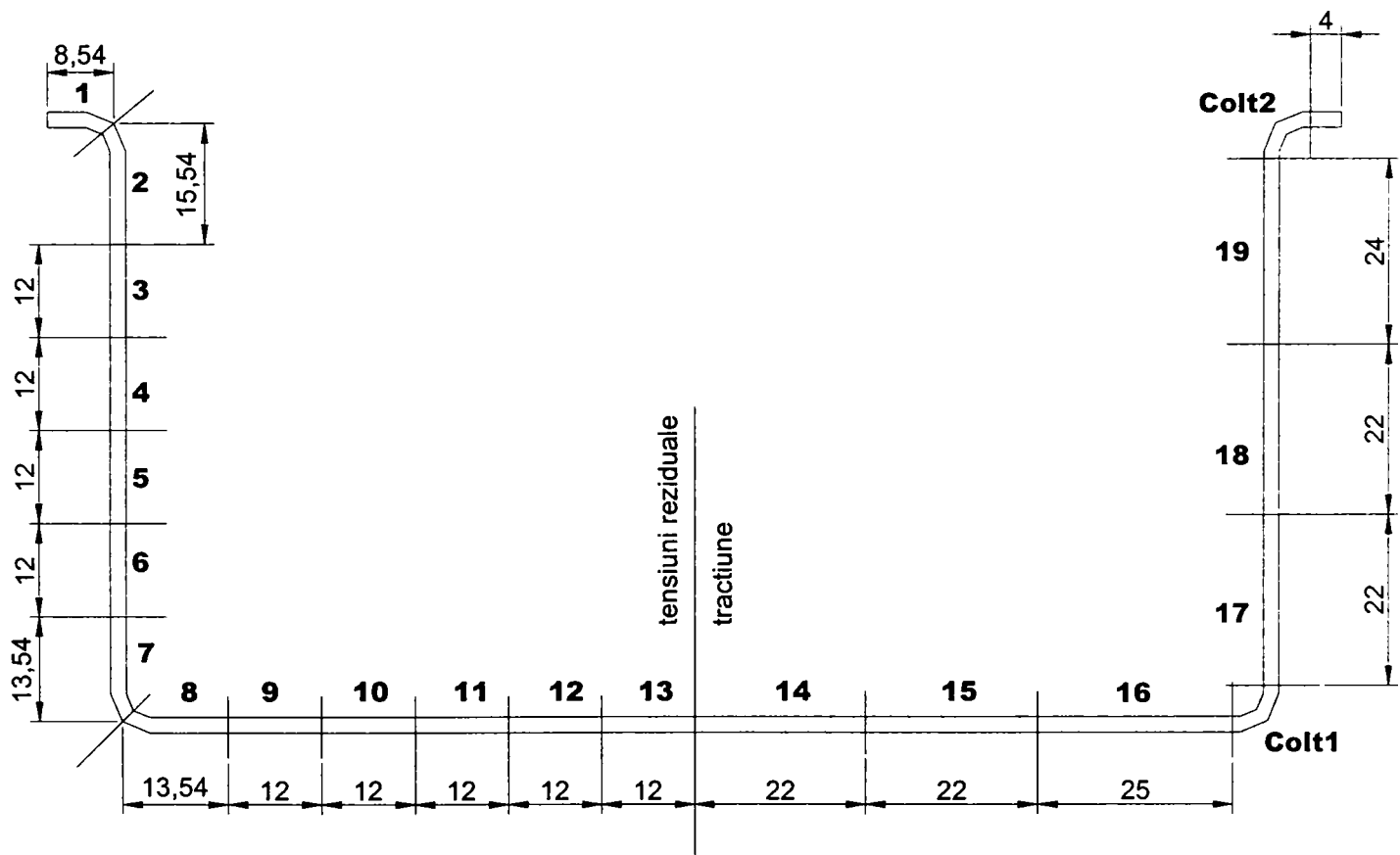
Secțiunea 'HC6S1/2'



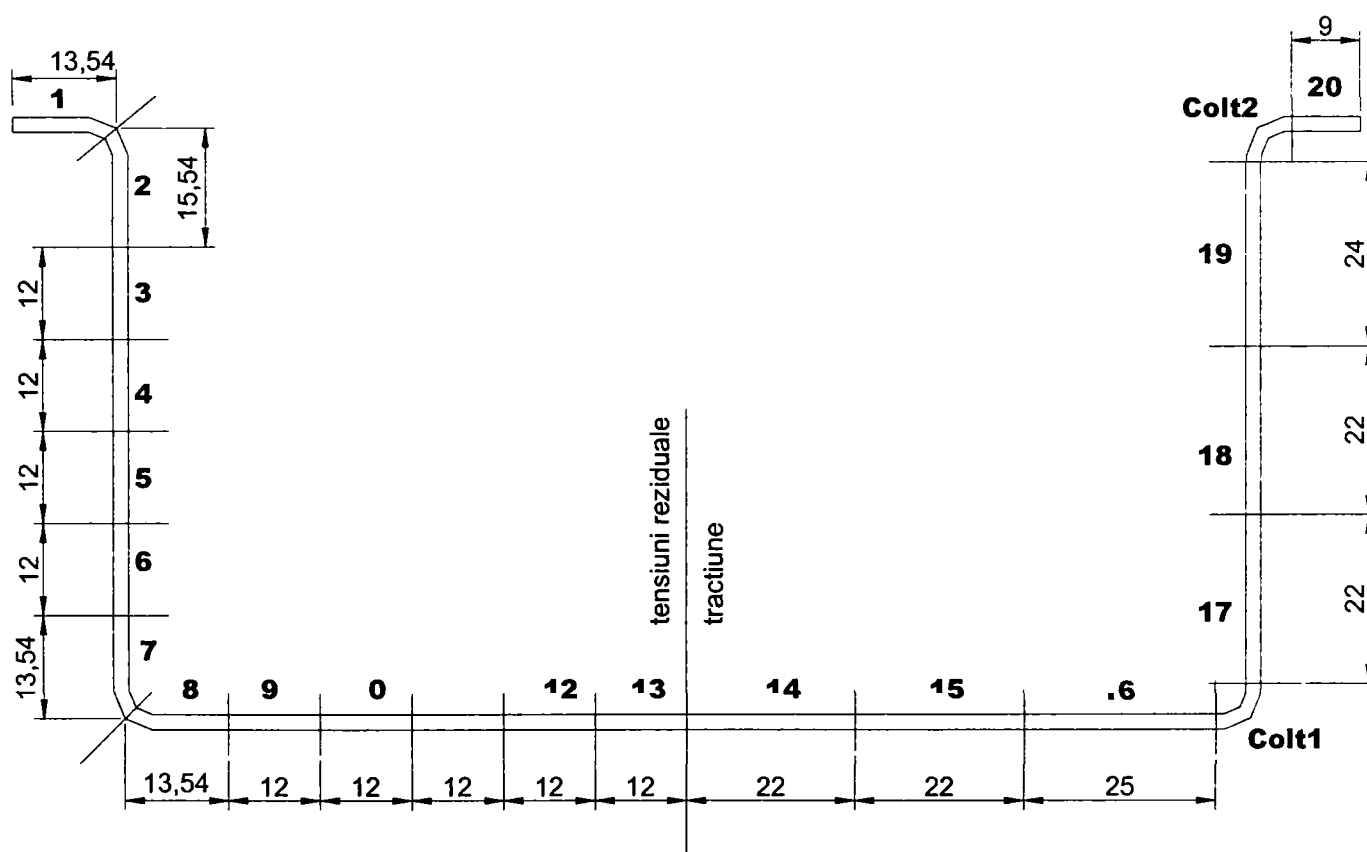
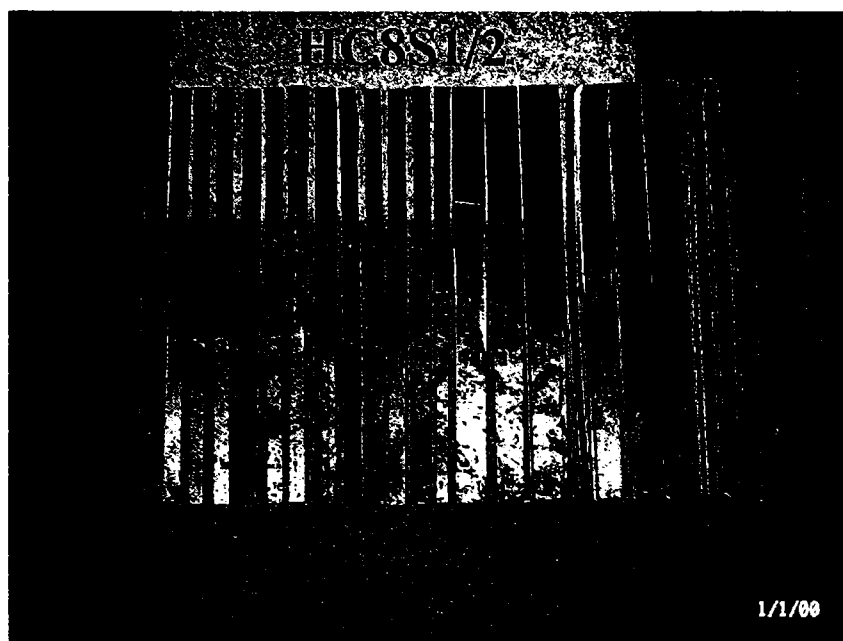
1/1/00



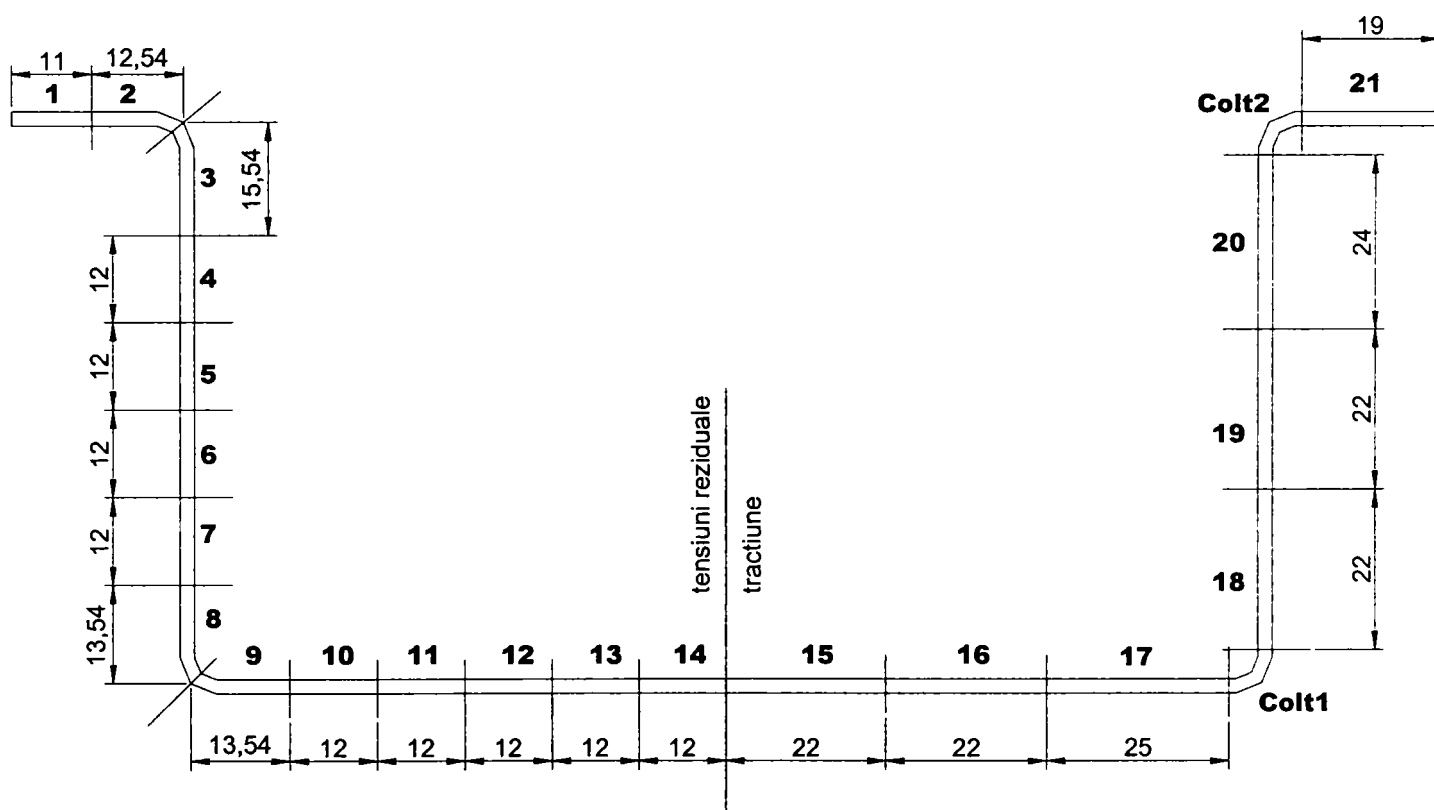
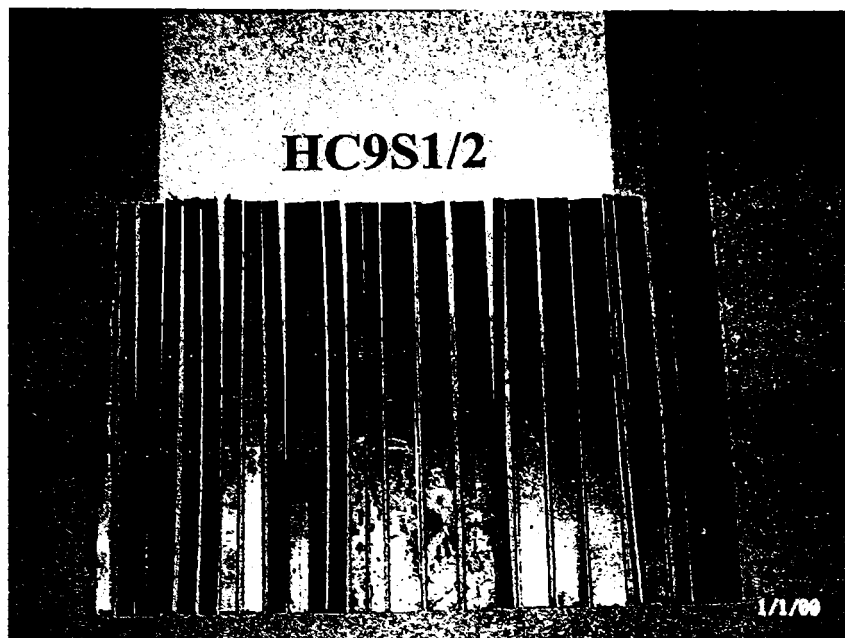
Secțiunea 'HC7S1/2'



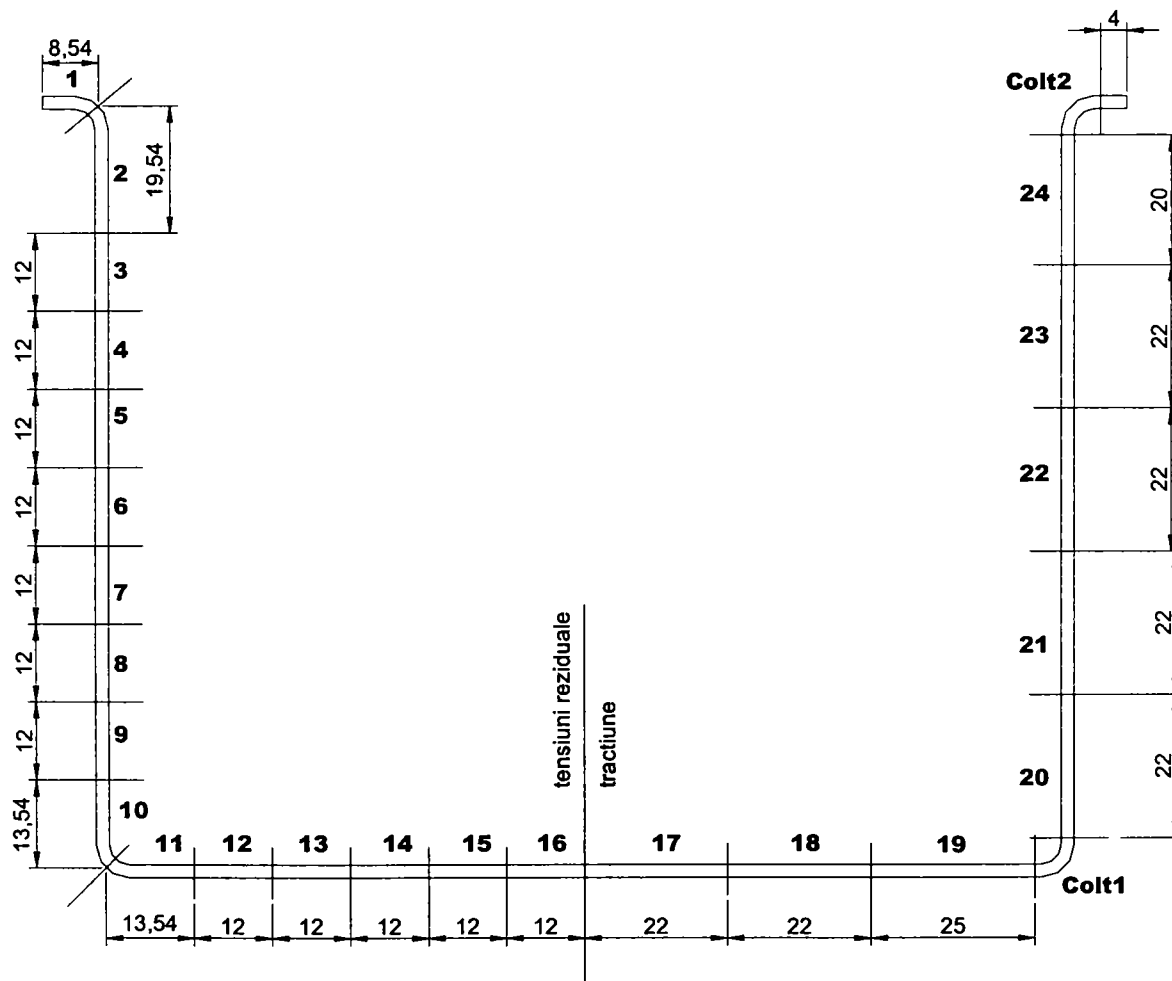
Secțiunea 'HC8S1/2'



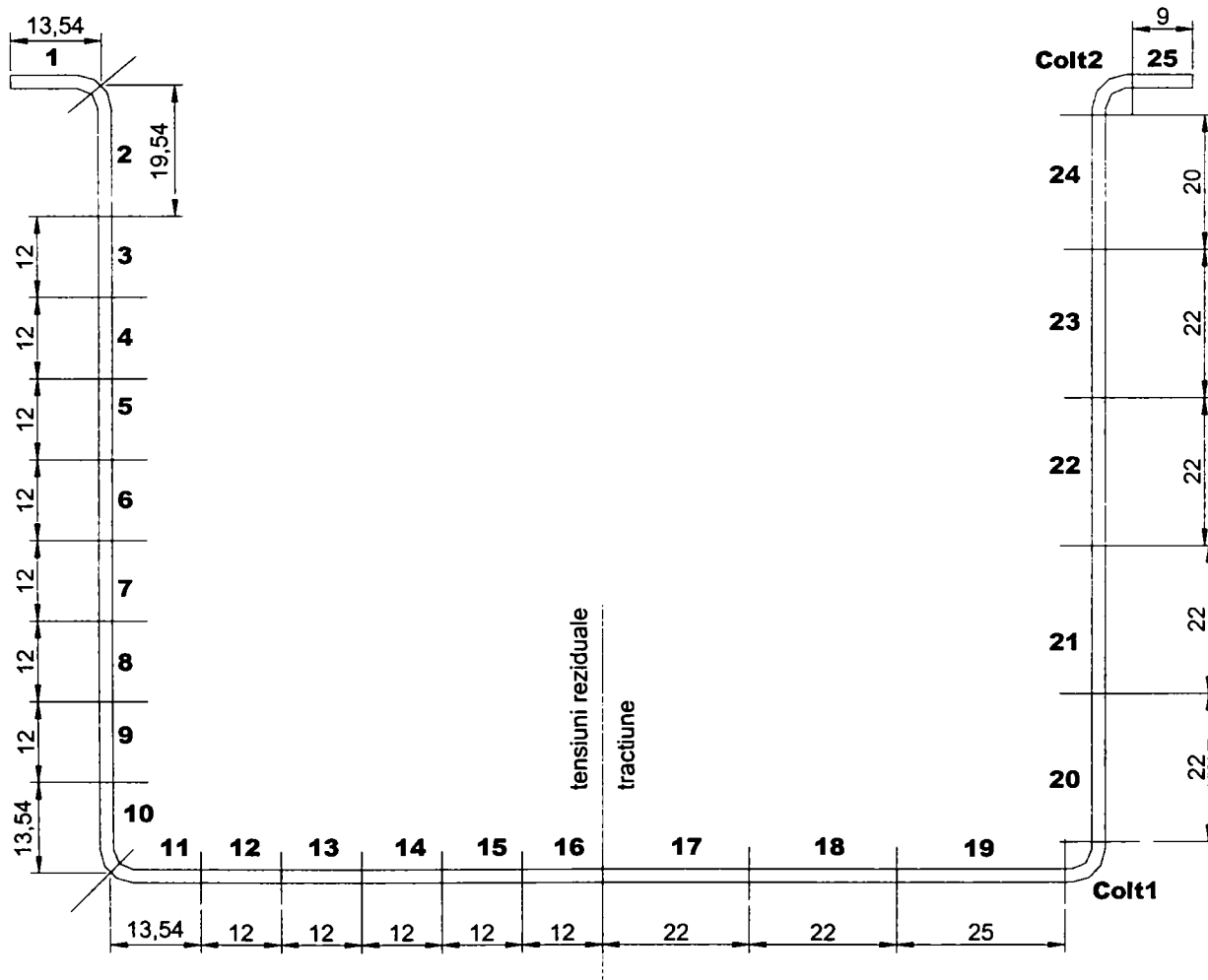
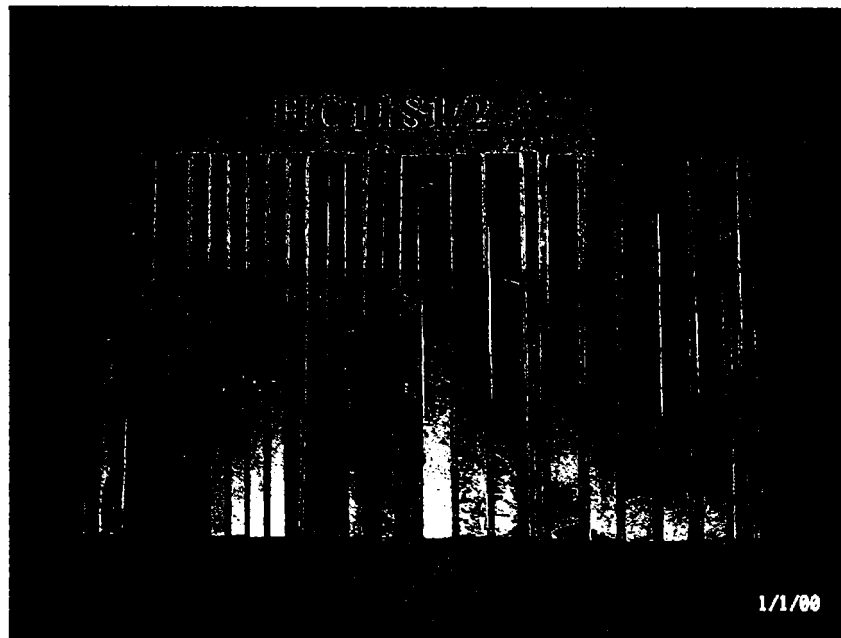
Secțiunea 'HC9S1/2'



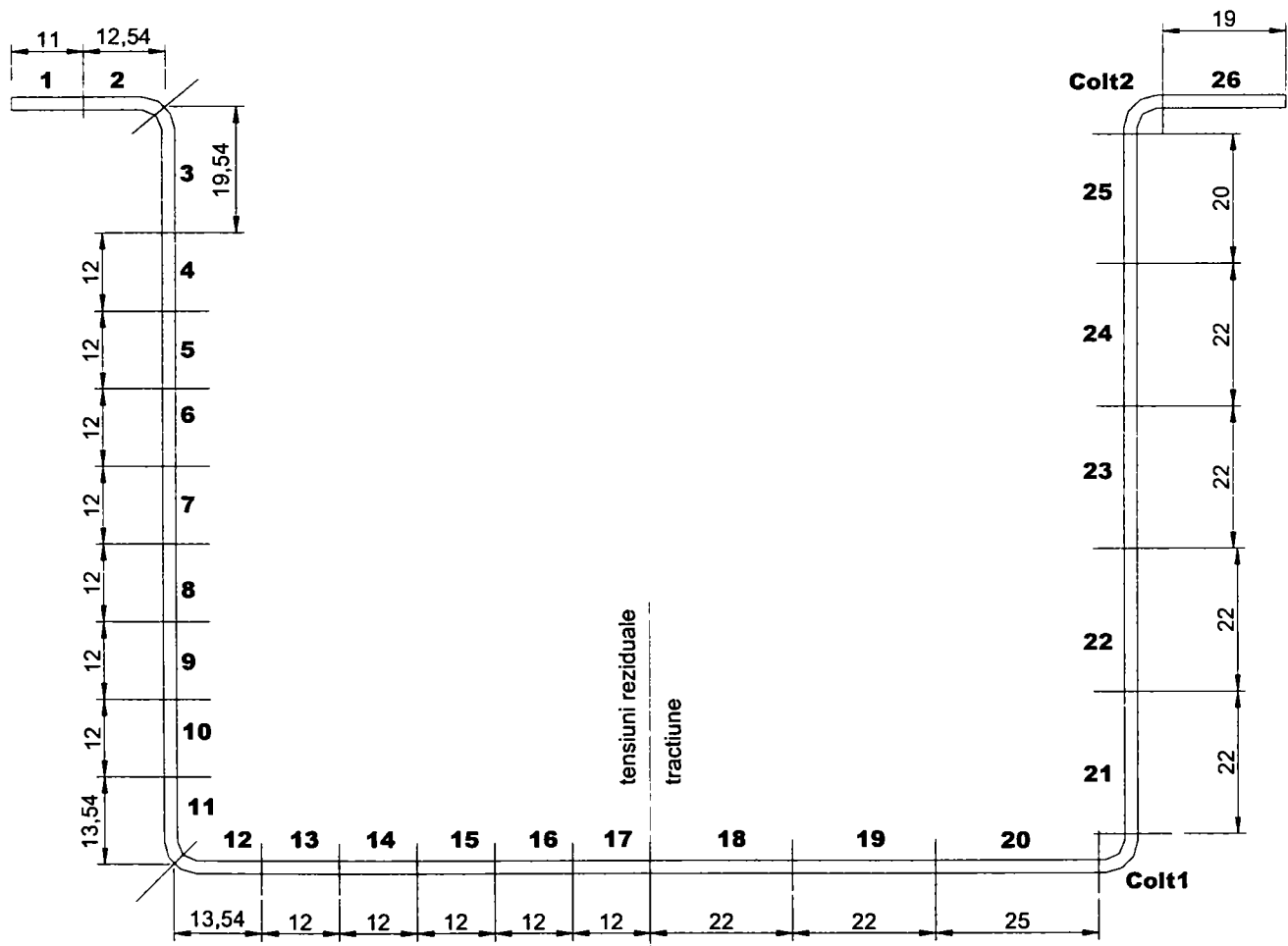
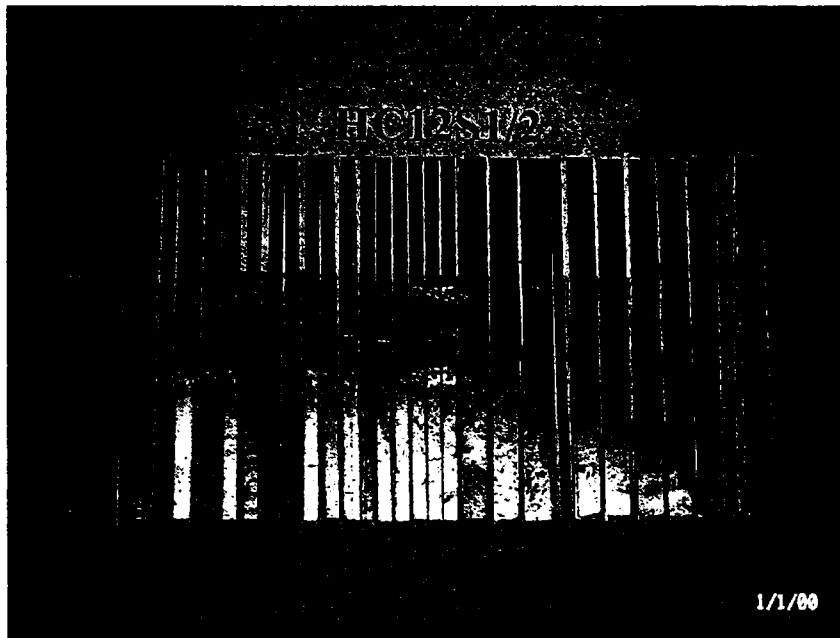
Secțiunea 'HC10S1/2'



Secțiunea 'HC11S1/2'



Secțiunea 'HC12S1/2'

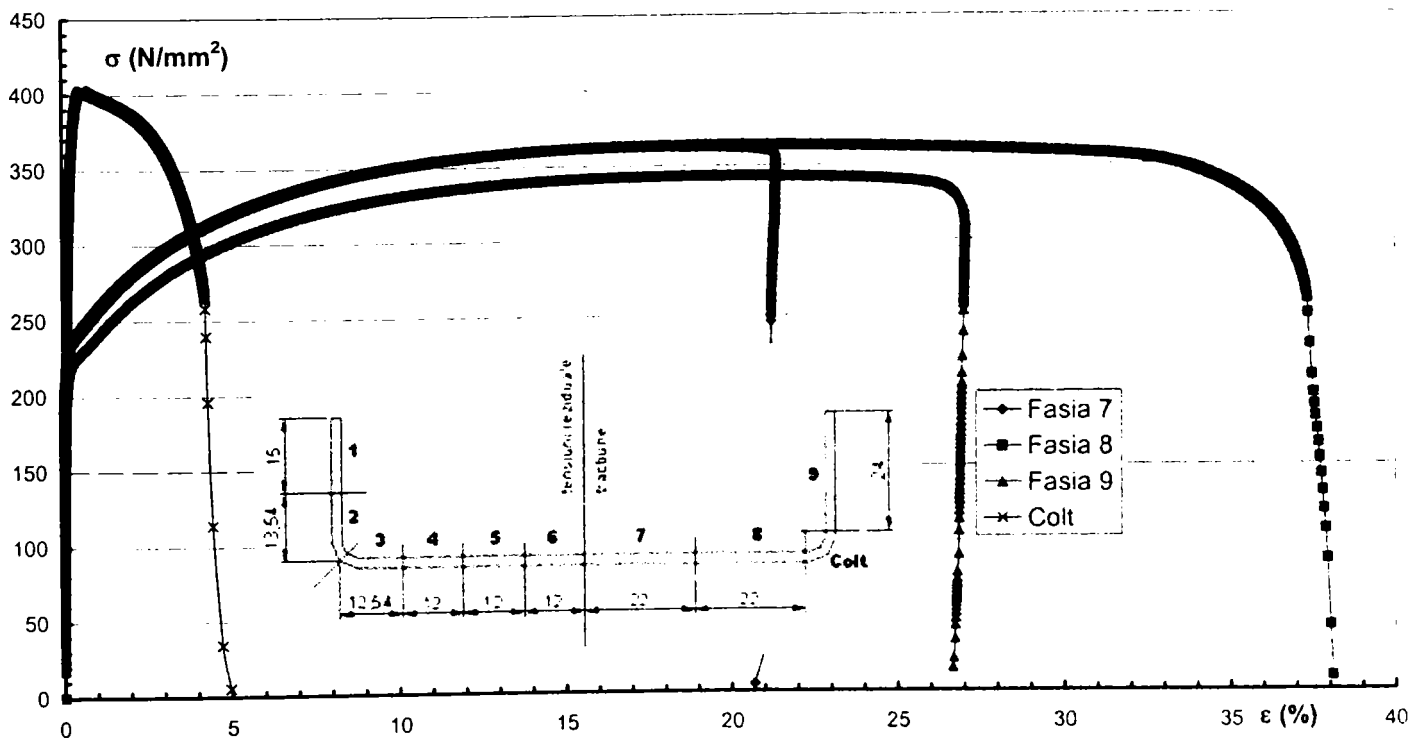
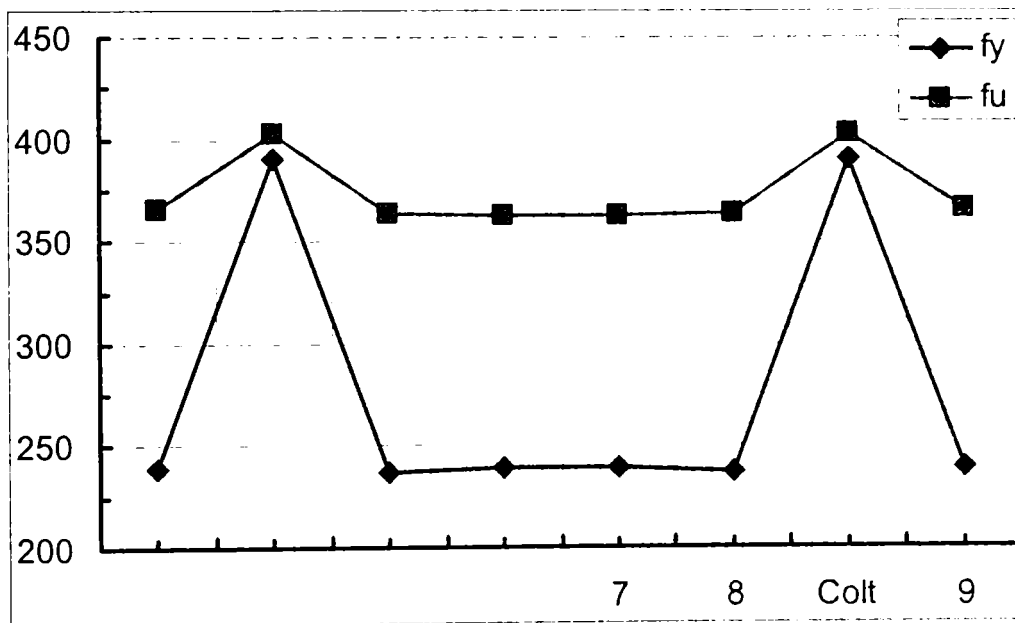


ANEXA B
**Rezultatele încercării de tracțiune pentru secțiunile de
tip 'UC' și 'HC'**

Secțiunea 'UC1S1/2'

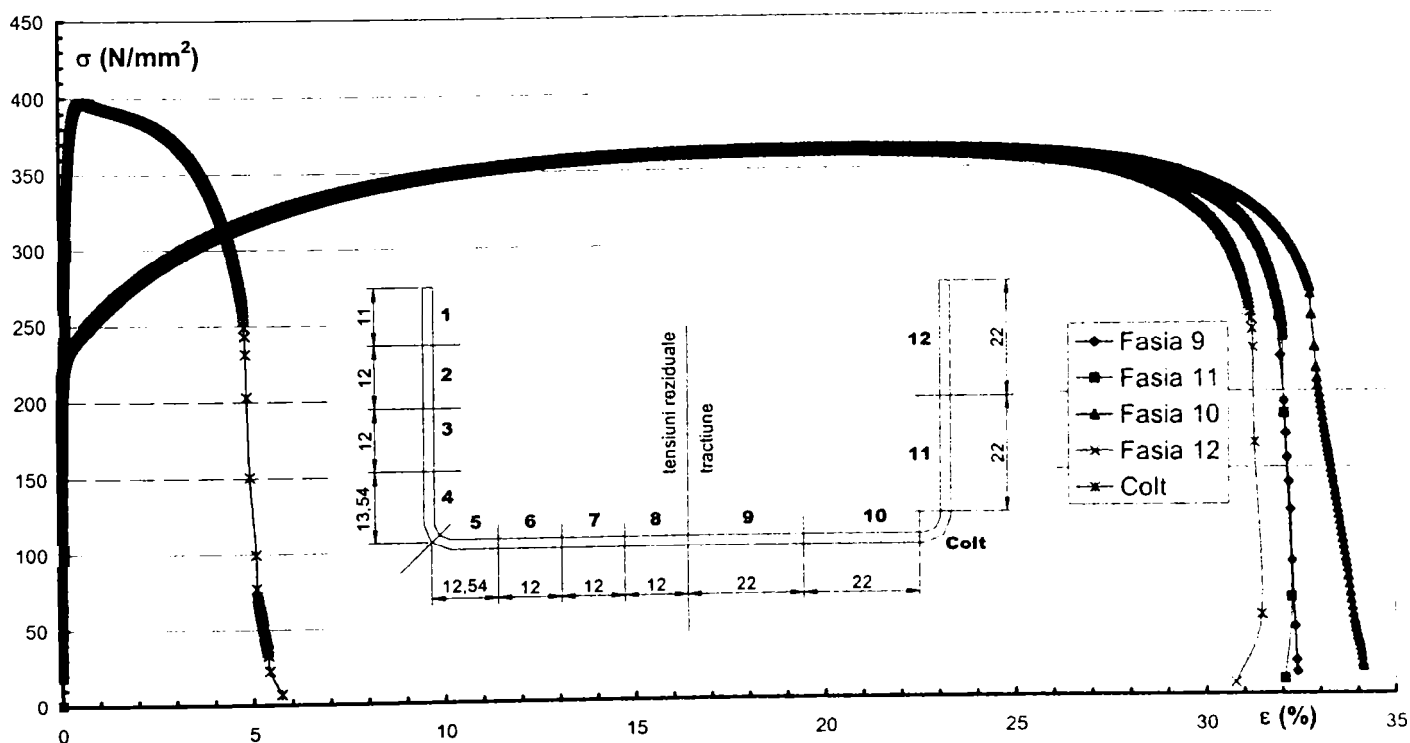
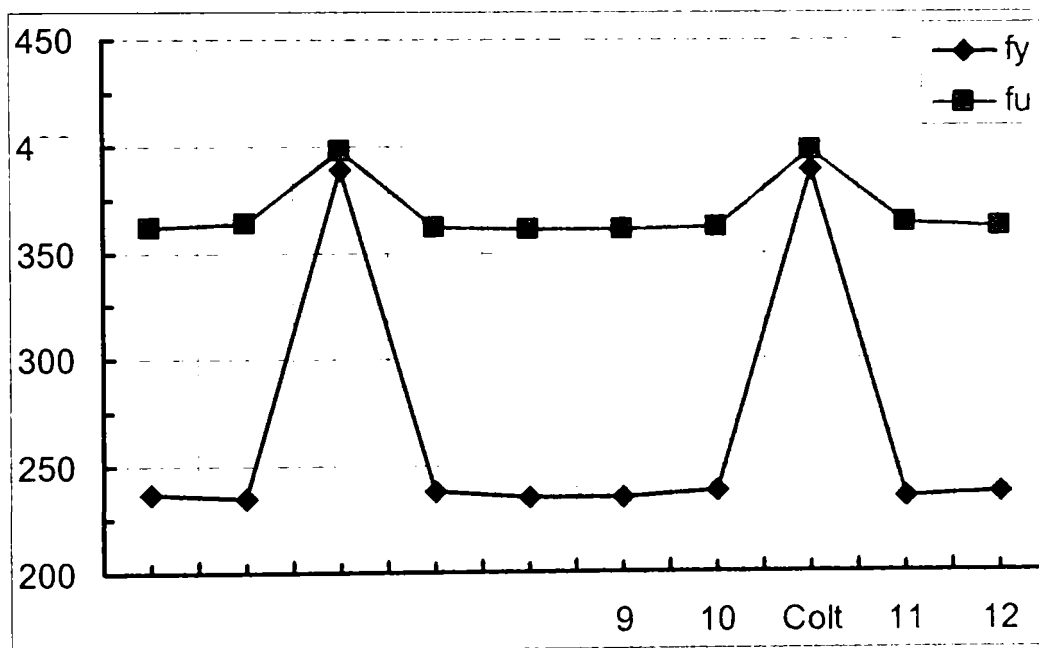
PROFIL UC1S1/2				
Fâșia	7	8	Colț	9
b	19.49	20.17	7.01	22.24
t	2.01	2.02	2.00	2.01
F_y (N/mm ²)	238.88	237.53	390.54	238.83
F_u (N/mm ²)	362.87	363.57	403.17	366.15
Alungire %	21.25	37.83	4.26	26.88
F_u / F_y	1.52	1.53	1.03	1.53
$F_y / F_{y.flat}$	1.04	1.04	1.71	1.04
$F_u / F_{u.flat}$	0.99	0.99	1.10	1.00

Notă: $F_{y.flat}$ reprezintă limita de curgere a materialului de bază



Secțiunea 'UC2S1/2'

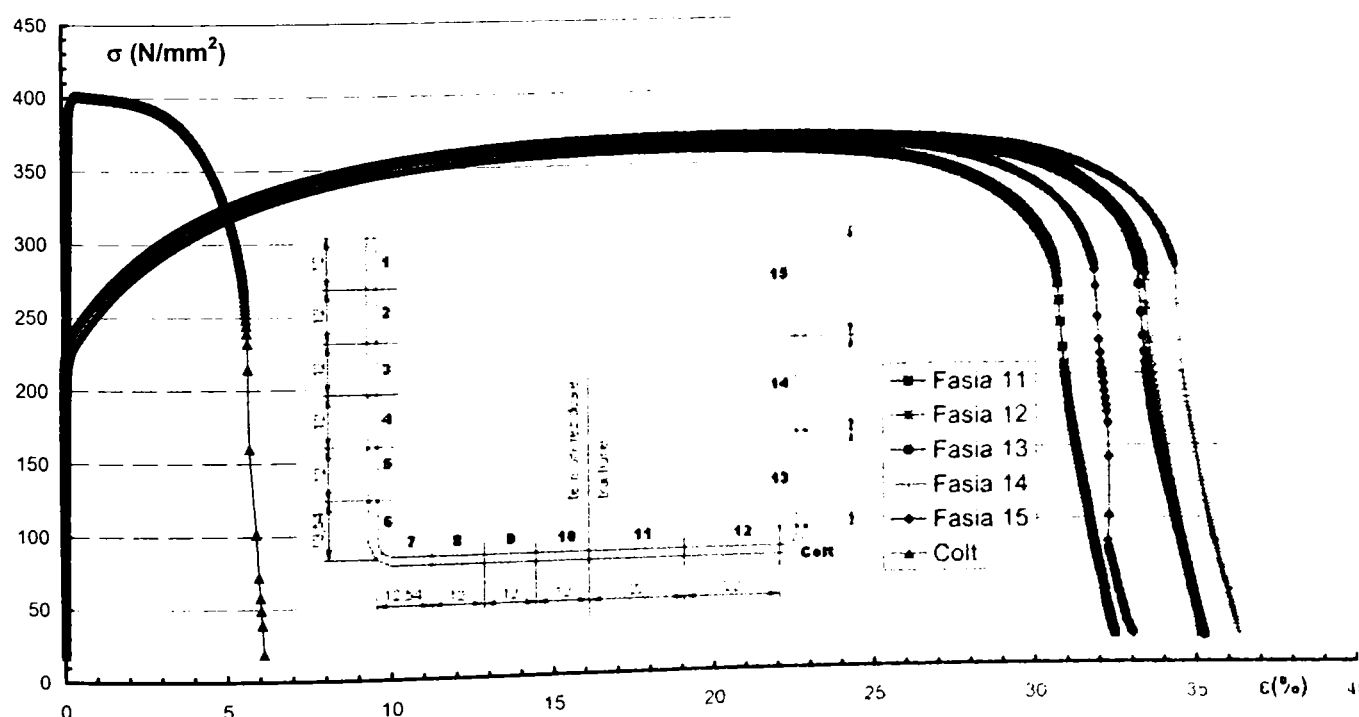
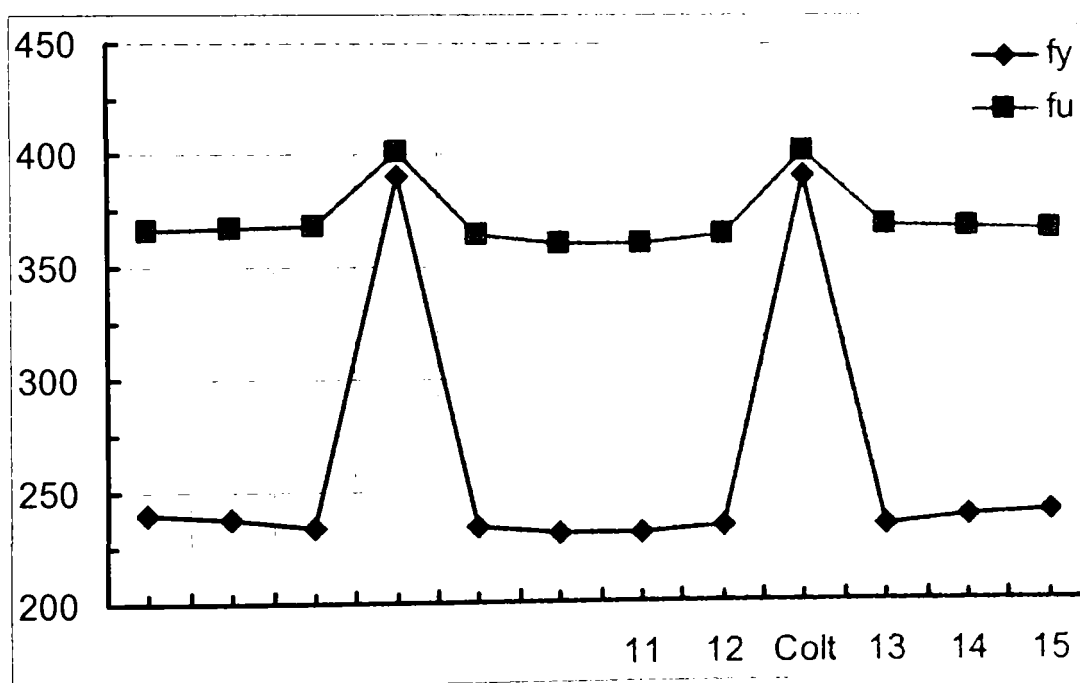
PROFIL UC2S1/2					
Fâșia	9	10	Colț	11	12
b	19.75	19.88	7.75	20.02	19.55
t	2.03	2.02	2.00	2.01	2.02
F_y (N/mm²)	234.89	238.04	388.74	235.50	237.06
F_u (N/mm²)	361.02	362.00	397.50	363.26	361.26
Alungire %	32.18	33.68	5.35	32.02	31.23
F_u / F_y	1.54	1.52	1.02	1.54	1.52
F_y / F_{y.flat}	1.03	1.04	1.70	1.03	1.04
F_u / F_{u.flat}	0.99	0.99	1.09	0.99	0.99



Secțiunea 'UC3S1/2'

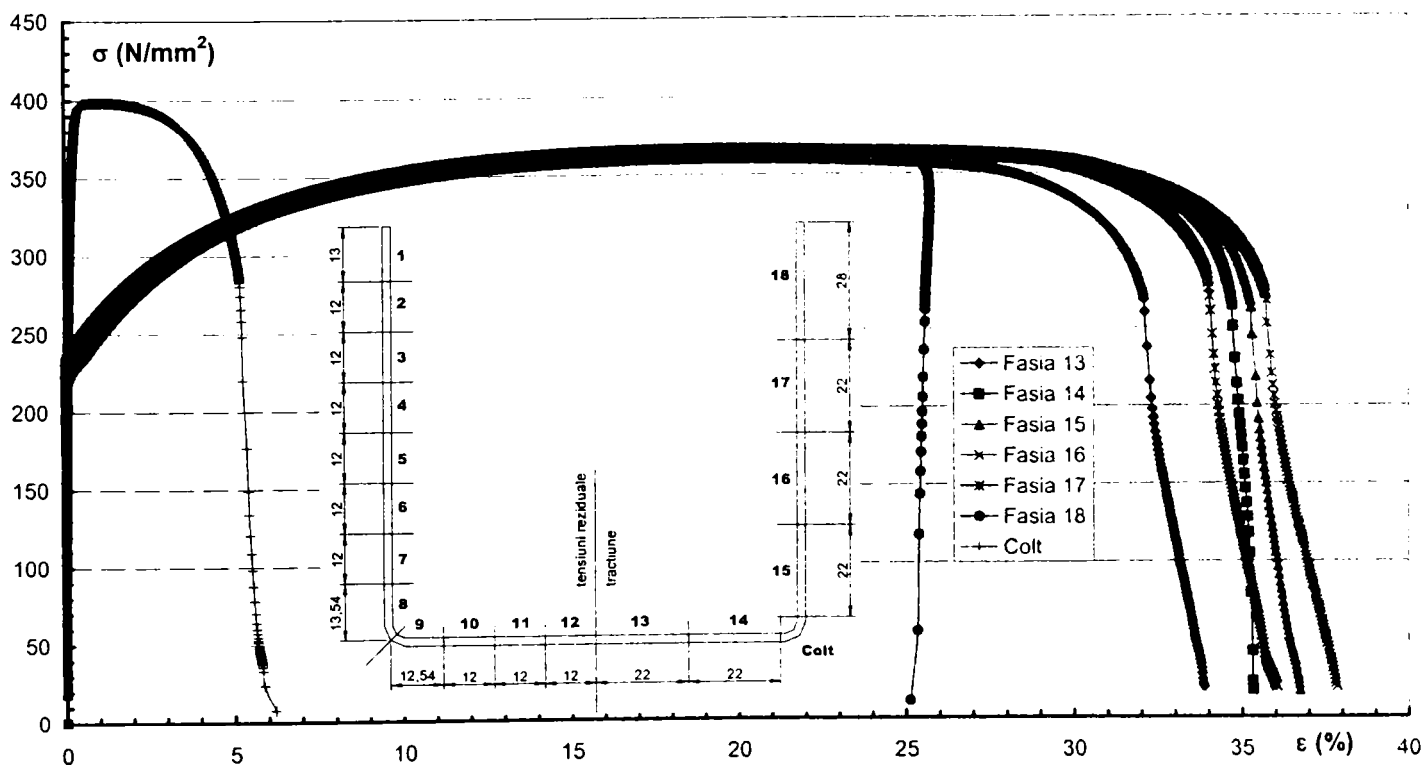
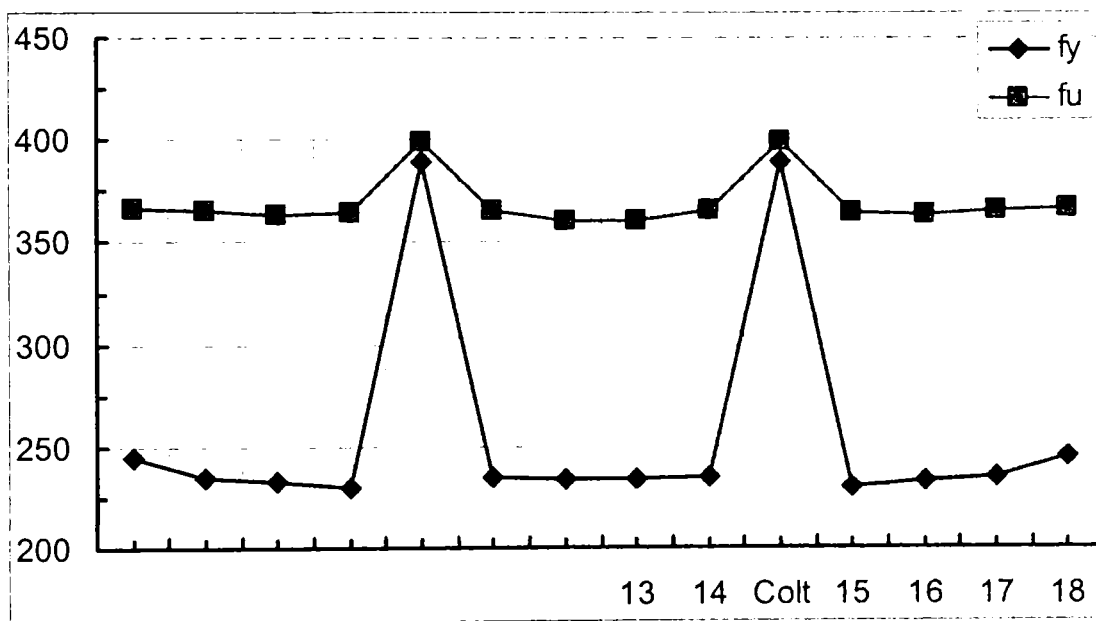
PROFIL UC3S1/2

Fâșia	11	12	Colț	13	14	15
b	19.41	20.07	8.41	20.06	20.09	22.55
t	2.02	2.00	2.00	1.97	1.98	2.01
F_y (N/mm ²)	231.22	234.27	389.60	233.90	237.59	239.80
F_u (N/mm ²)	360.48	363.78	401.29	368.15	366.65	365.85
Alungire %	32.04	35.04	5.89	34.77	36.20	32.74
F_u / F_y	1.56	1.55	1.03	1.57	1.54	1.53
$F_y / F_{y.flat}$	1.01	1.02	1.70	1.02	1.04	1.05
$F_u / F_{u.flat}$	0.99	0.99	1.10	1.01	1.00	1.00



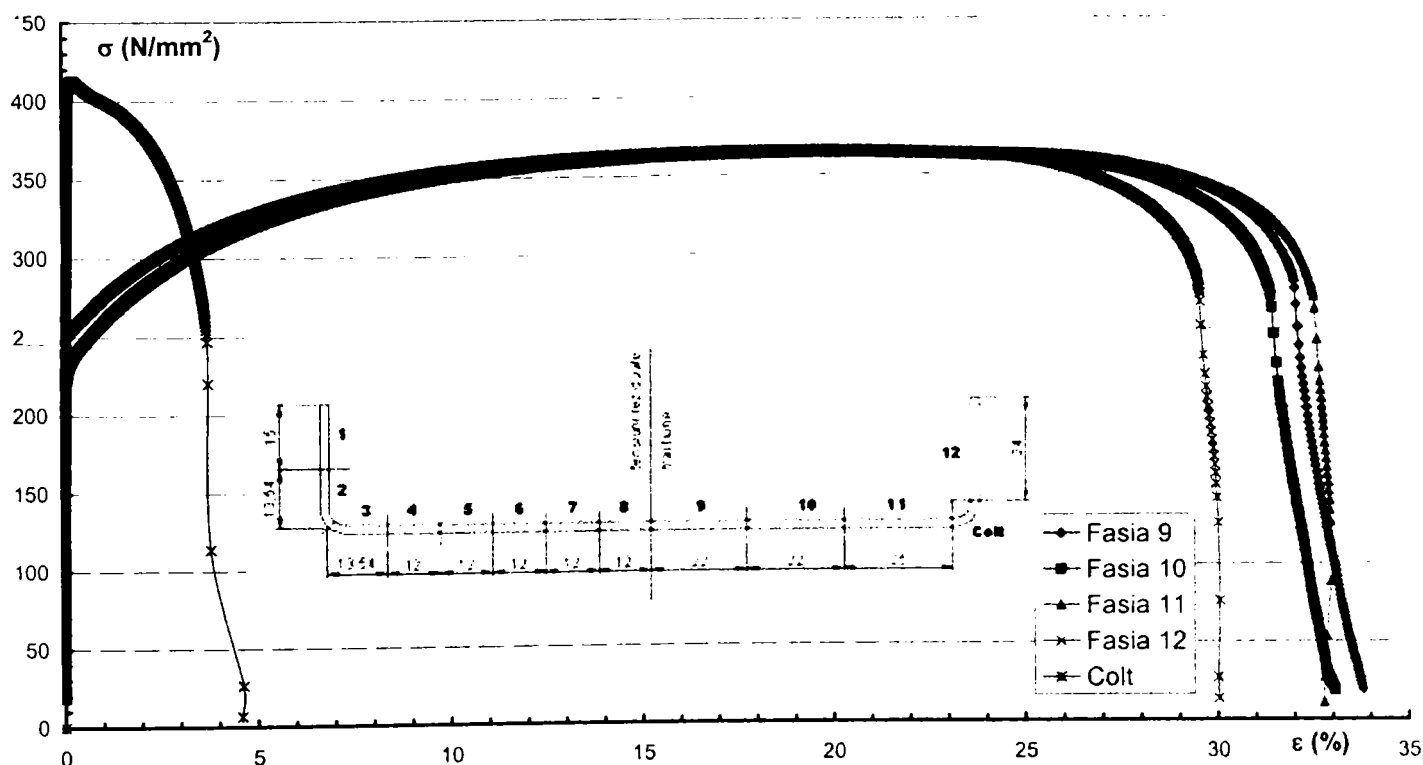
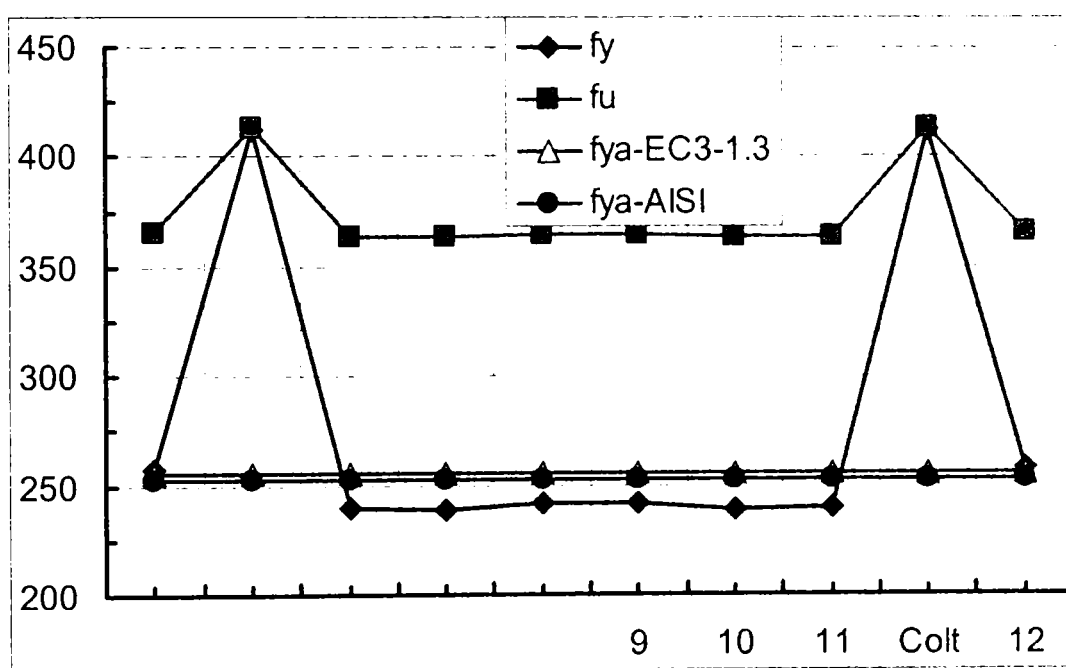
Secțiunea 'UC4S1/2'

PROFIL UC4S1/2							
Fâșia	13	14	Colț	15	16	17	18
b	19.70	20.03	8.61	20.21	20.12	19.76	25.03
t	2.01	1.99	2.00	2.00	2.00	2.01	2.01
F_y (N/mm ²)	233.95	234.42	389.55	230.23	233.02	235.28	244.87
F_u (N/mm ²)	360.31	365.49	398.72	364.04	362.96	365.77	366.5
Alungire %	33.77	35.20	5.82	36.14	37.67	35.63	25.61
F_u / F_y	1.54	1.56	1.02	1.58	1.56	1.55	1.50
$F_y / F_{y.flat}$	1.02	1.03	1.70	1.01	1.02	1.03	1.07
$F_u / F_{u.flat}$	0.98	1.00	1.09	0.99	0.99	1.00	1.00



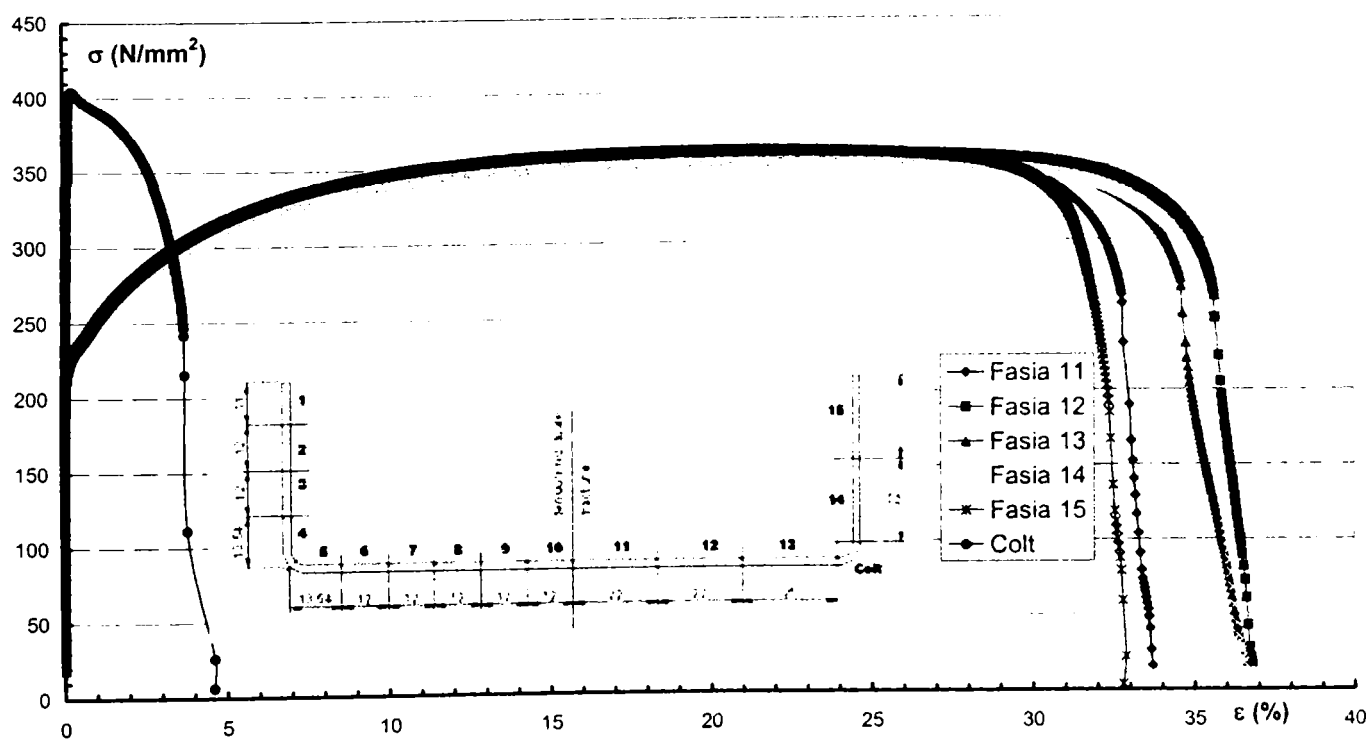
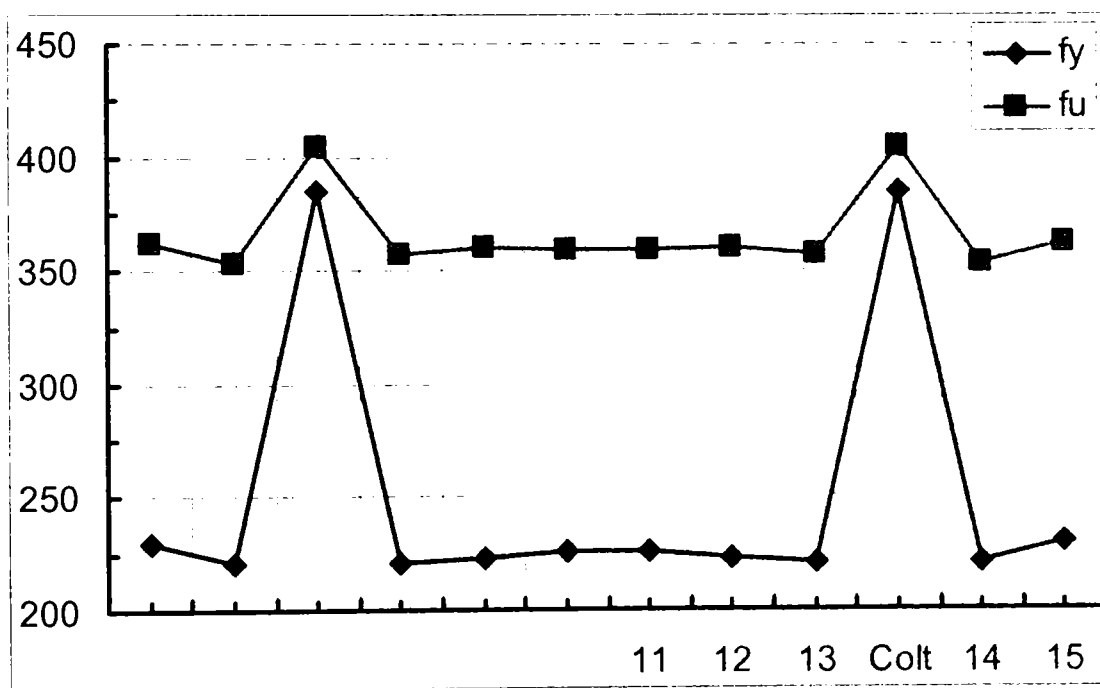
Secțiunea 'UC5S1/2'

PROFIL UC5S1/2					
Fasia	9	10	11	Colt	12
b	20.08	20.11	23.11	12.74	21.71
t	2.03	2.03	2.02	2.00	2.04
F_y (N/mm²)	241.41	239.11	239.83	412.15	257.83
F_u (N/mm²)	364.96	364.17	364.03	413.22	366.17
Alungire %	33.29	32.73	32.93	3.72	29.96
F_u / F_y	1.51	1.52	1.52	1.00	1.42
F_y / F_{y.flat}	1.06	1.05	1.05	1.80	1.13
F_u / F_{u.flat}	1.00	1.00	0.99	1.13	1.00



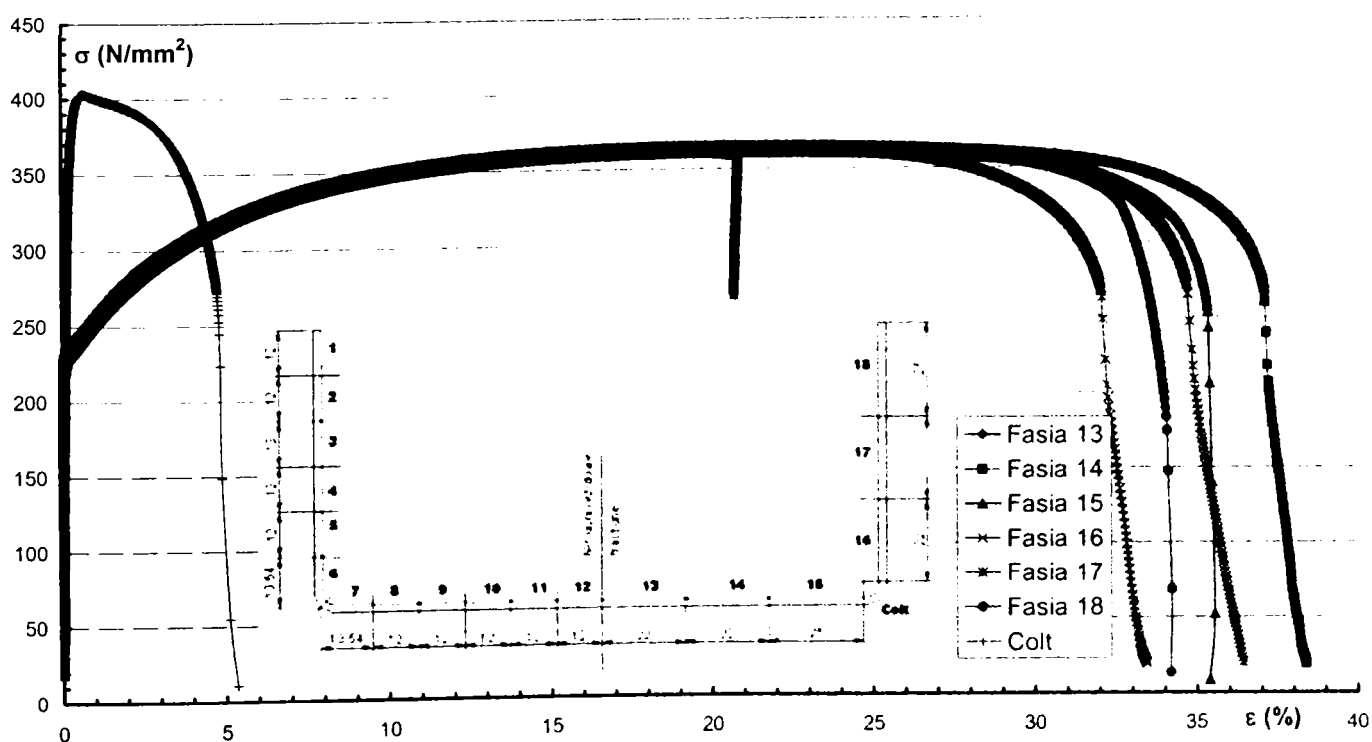
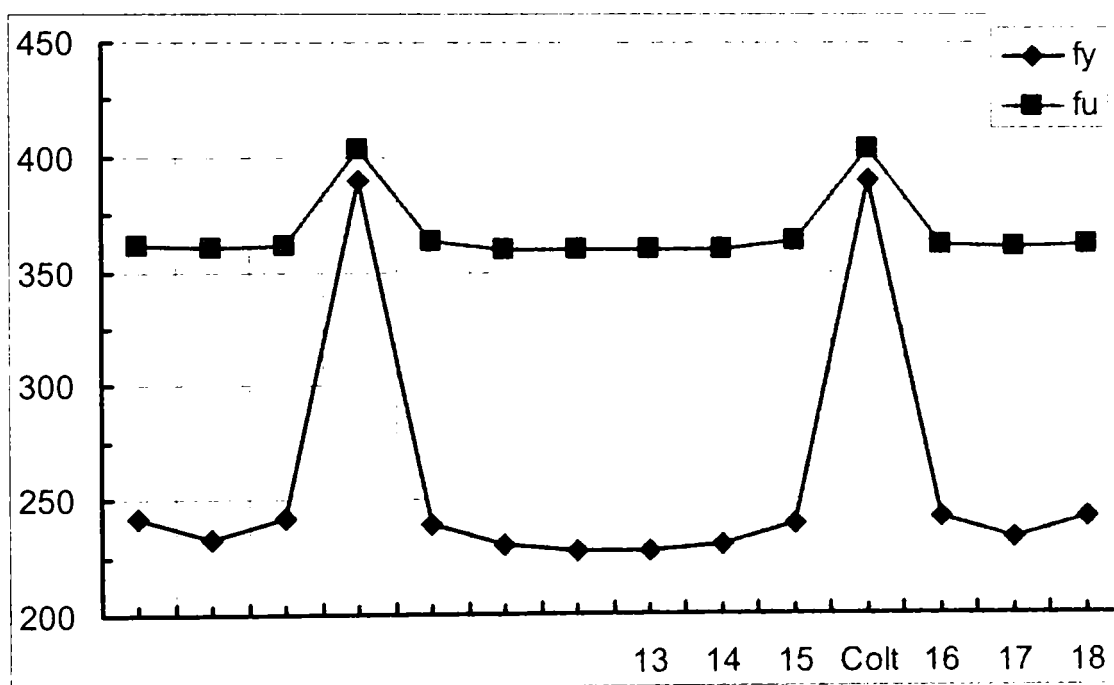
Secțiunea 'UC6S1/2'

PROFIL UC6S1/2						
Fâșia	11	12	13	Colț	14	15
b	19.54	20.02	23.15	8.08	20.19	19.48
t	2.01	2.00	2.01	2.00	2.04	2.00
F_y (N/mm ²)	225.61	223.15	220.35	384.93	220.46	229.71
F_u (N/mm ²)	359.24	360.18	357.31	404.18	353.57	361.57
Alungire %	32.77	36.52	36.06	3.73	36.15	32.69
F_u / F_y	1.59	1.61	1.62	1.05	1.60	1.57
$F_y / F_{y.flat}$	0.99	0.98	0.96	1.68	0.96	1.00
$F_u / F_{u.flat}$	0.98	0.98	0.98	1.10	0.97	0.99



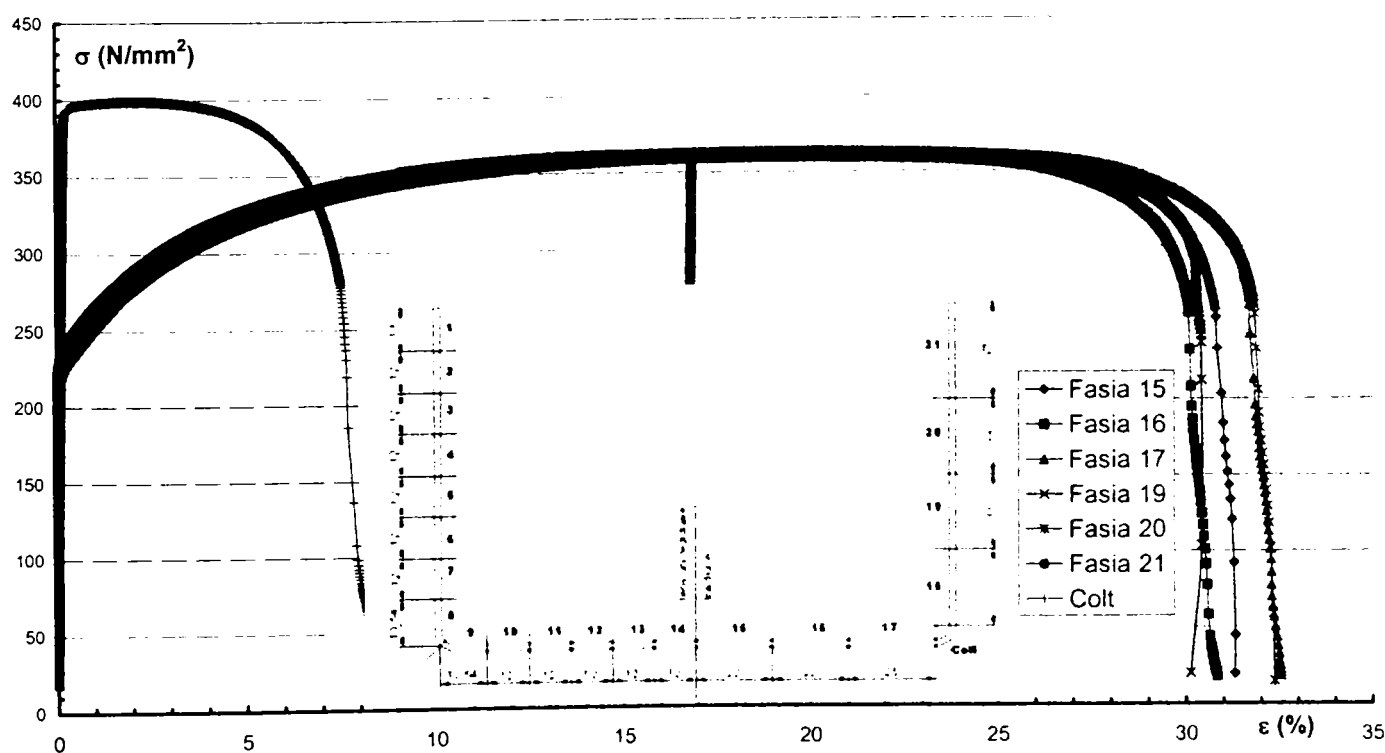
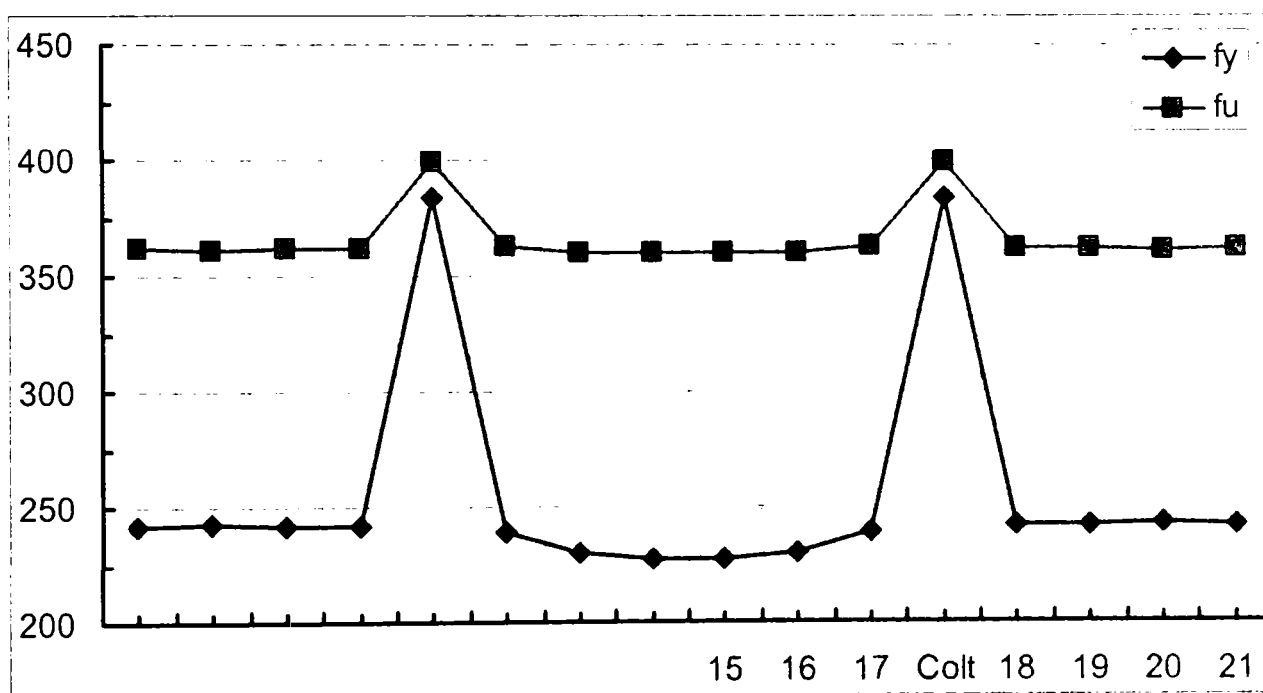
Secțiunea 'UC7S1/2'

PROFIL UC7S1/2							
Fâșia	13	14	15	Colt	16	17	18
b	20.25	20.00	22.89	7.62	19.65	19.99	19.69
t	2.02	2.01	2.01	2.00	2.01	2.01	2.04
F_y (N/mm ²)	234.72	234.42	232.31	389.68	237.58	233.31	231.74
F_u (N/mm ²)	361.01	365.11	364.03	403.29	363.65	364.53	360.45
Alungire %	20.53	38.15	35.36	36.14	33.00	36.31	34.05
F_u / F_y	1.54	1.56	1.57	4.83	1.53	1.56	1.56
$F_y / F_{y.flat}$	1.03	1.03	1.02	1.70	1.04	1.02	1.01
$F_u / F_{u.flat}$	0.99	1.00	0.99	1.10	0.99	1.00	0.99



Secțiunea 'UC8S1/2'

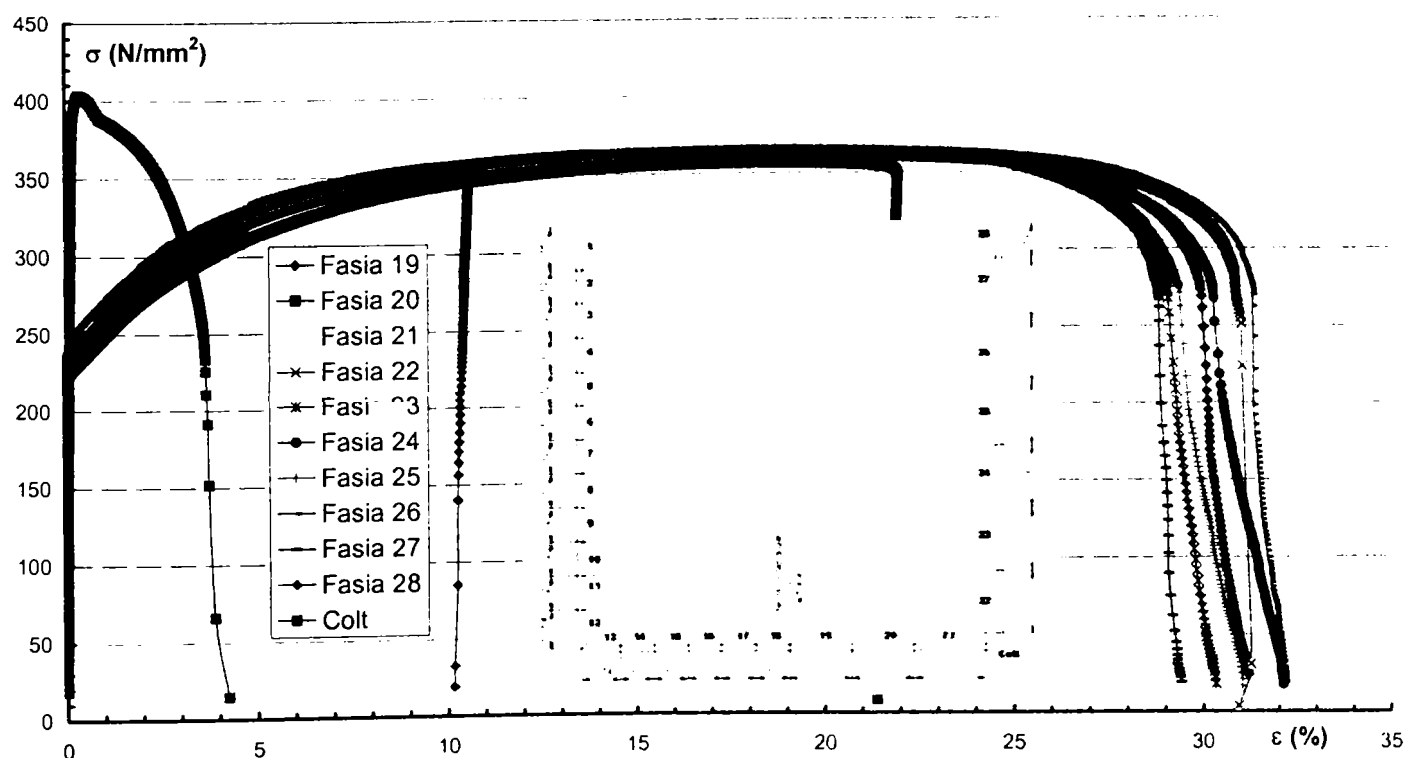
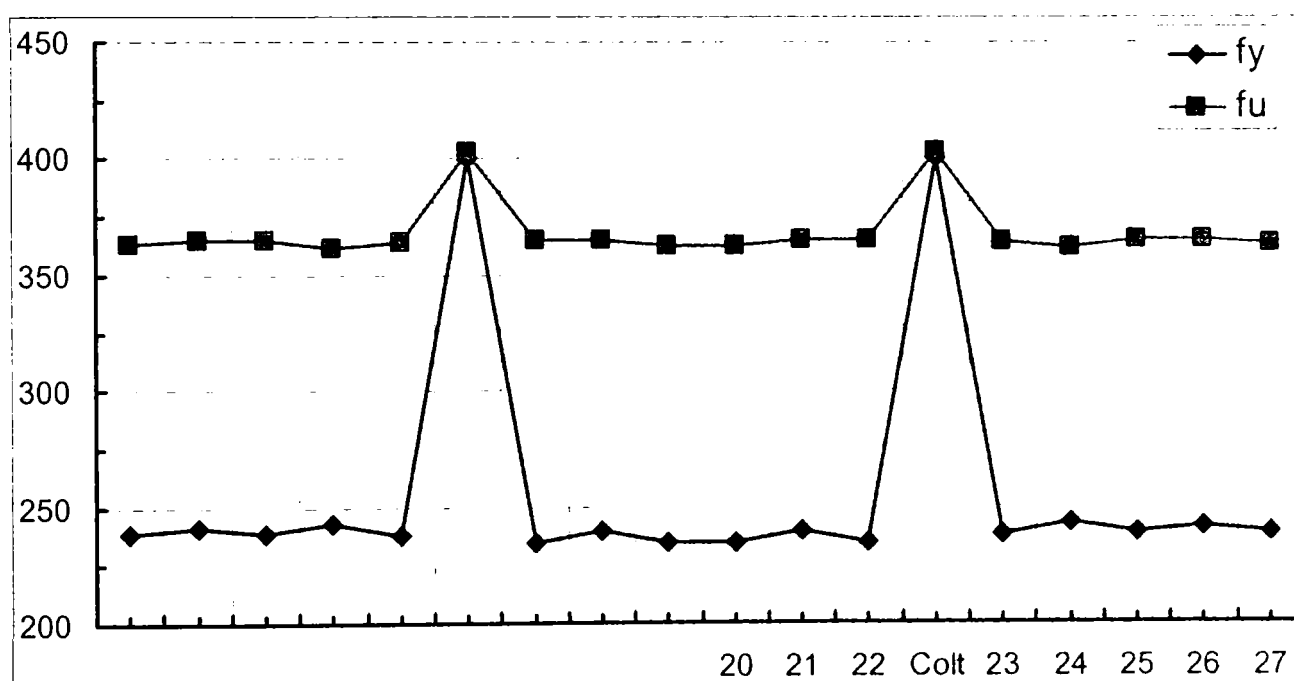
PROFIL UC8S1/2							
Fâșia	15	16	17	Colt	19	20	21
b	19.92	20.65	19.90	10.29	19.99	20.01	25.35
t	2.02	2.02	2.01	2.00	2.01	2.02	2.02
F_y (N/mm ²)	227.66	230.26	239.06	383.68	241.84	232.96	241.63
F_u (N/mm ²)	359.71	359.95	363.10	399.03	361.74	360.55	361.58
Alungire %	31.16	30.49	32.48	8.34	30.39	32.16	16.8
F_u / F_y	1.58	1.56	1.52	1.04	1.50	1.55	1.50
$F_y / F_{y.flat}$	1.00	1.01	1.05	1.68	1.06	1.02	1.06
$F_u / F_{u.flat}$	0.98	0.98	0.99	1.09	0.99	0.99	0.99



Secțiunea 'UC9S1/2'

PROFIL UC9S1/2

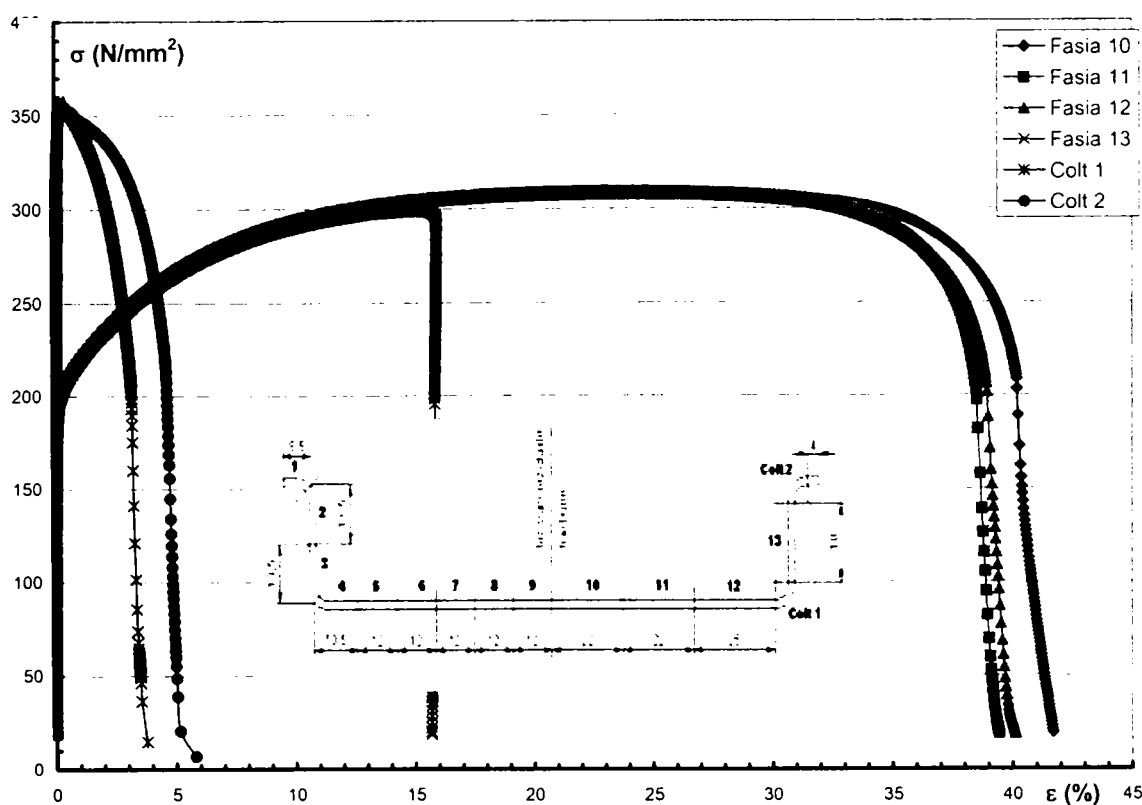
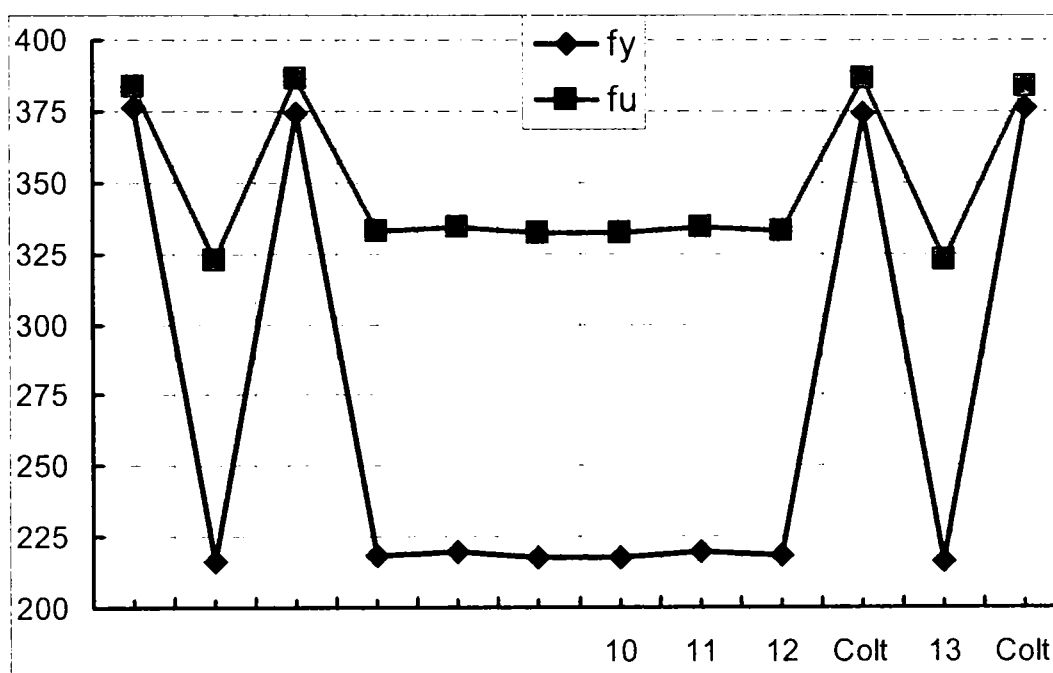
Fâșia	20	21	22	Colț	23	24	25	26	27
b	19.55	23.01	19.93	6.61	19.90	20.12	19.95	20.03	20.07
t	2.01	2.01	2.01	2.00	2.00	2.01	2.01	2.01	2.01
F_y (N/mm^2)*	234.56	239.47	234.54	400.58	238.02	242.71	238.81	241.22	238.76
F_u (N/mm^2)	362.14	364.95	364.61	402.98	364.56	361.59	365.13	365.36	363.14
Alungire %	21.81	31.00	31.32	4.24	29.79	32.07	30.98	32.06	29.08
F_u / F_y	1.54	1.52	1.55	1.01	1.53	1.49	1.53	1.51	1.52
$F_y / F_{y.flat}$	1.03	1.05	1.03	1.75	1.04	1.06	1.04	1.06	1.04
$F_u / F_{u.flat}$	0.99	1.00	1.00	1.10	1.00	0.99	1.00	1.00	0.99



Secțiunea 'HC1S1/2'

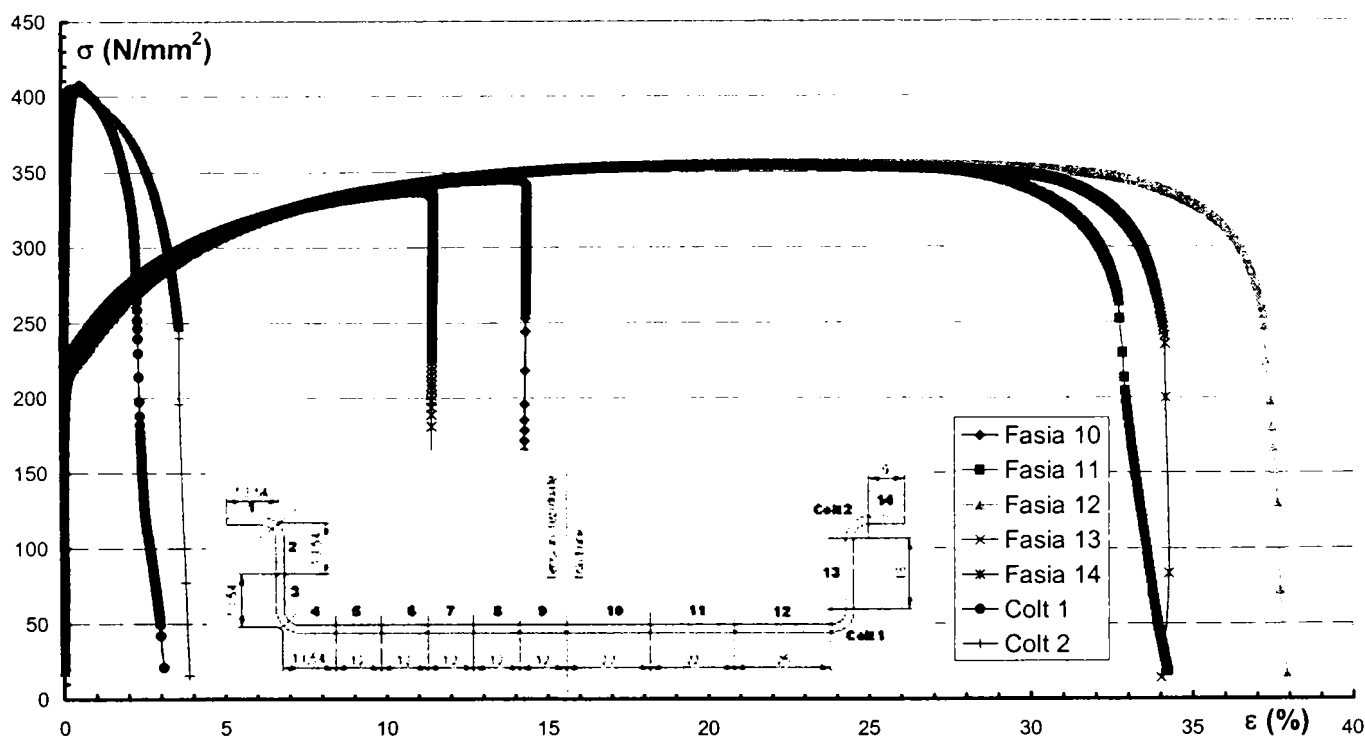
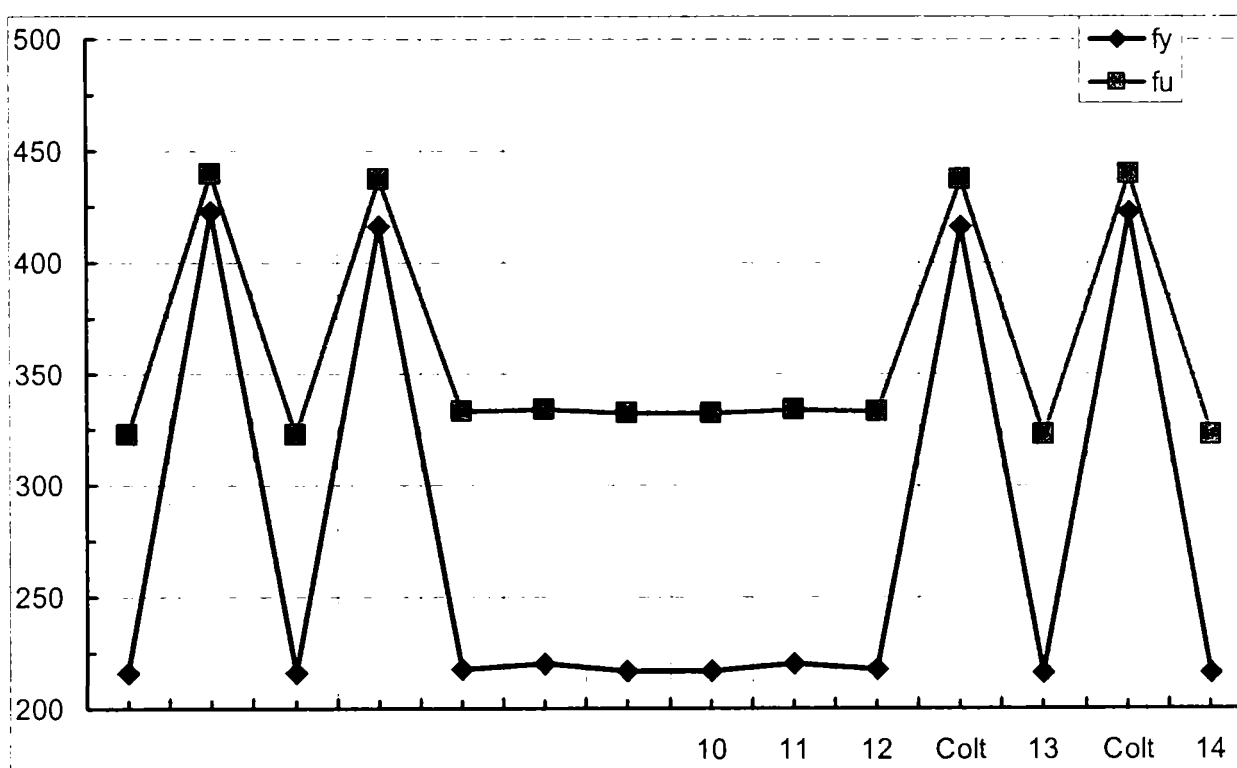
PROFIL HC1S1/2						
Fâșia	10	11	12	Colț	13	Colț
b	17.99	20.12	23.19	6.35	15.91	7.35
t	2.01	2.01	2.01	2.00	2.02	2.00
F_y (N/mm²)	201.20	203.64	201.84	346.24	200.26	348.59
F_u (N/mm²)	307.29	309.18	308.25	358.01	299.00	355.56
Alungire %	41.24	38.81	39.47	3.51	15.72	5.02
F_u / F_y	1.53	1.52	1.53	1.03	1.49	1.02
F_y / F_{y.flat}	0.88	0.89	0.88	1.51	0.88	1.52
F_u / F_{u.flat}	0.84	0.84	0.84	0.98	0.82	0.97

Notă: F_{y.flat} reprezintă limita de curgere a materialului de bază



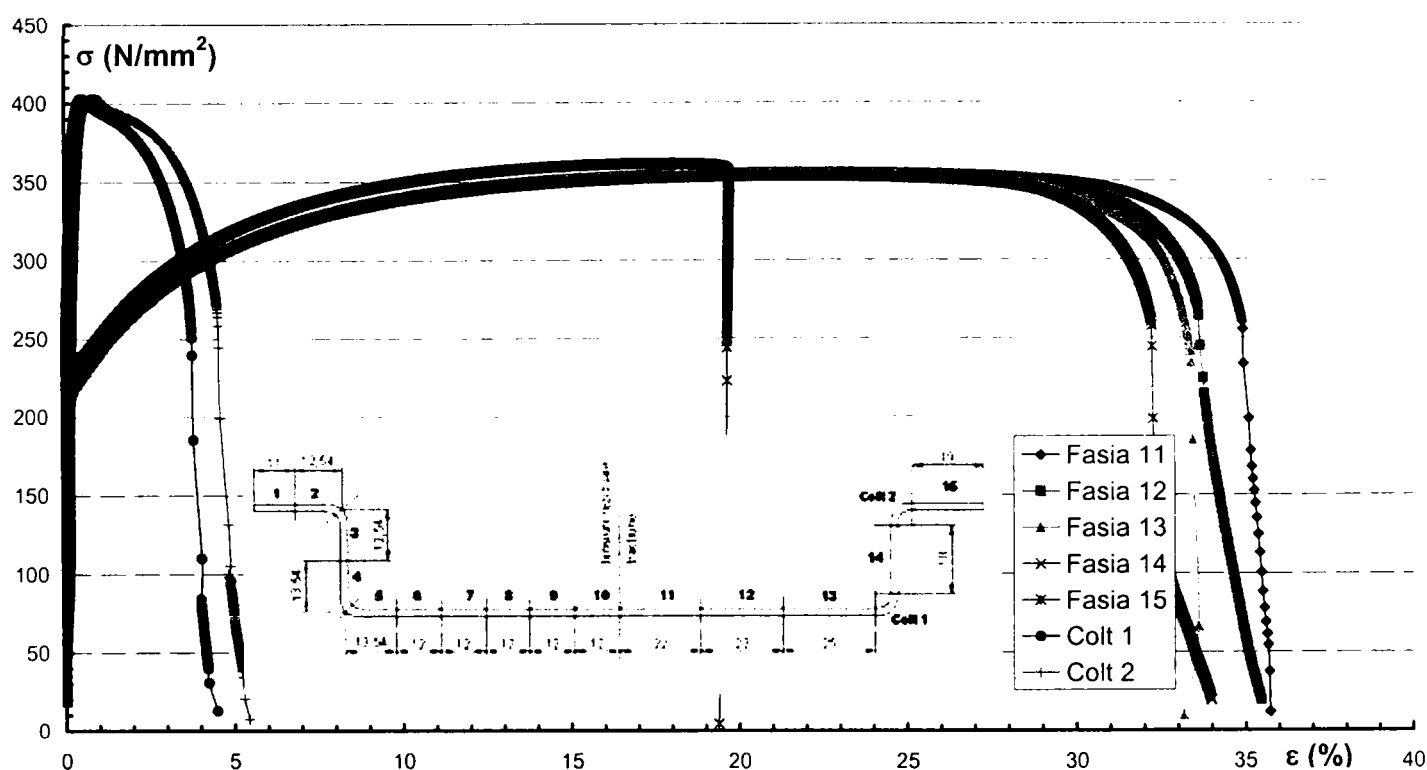
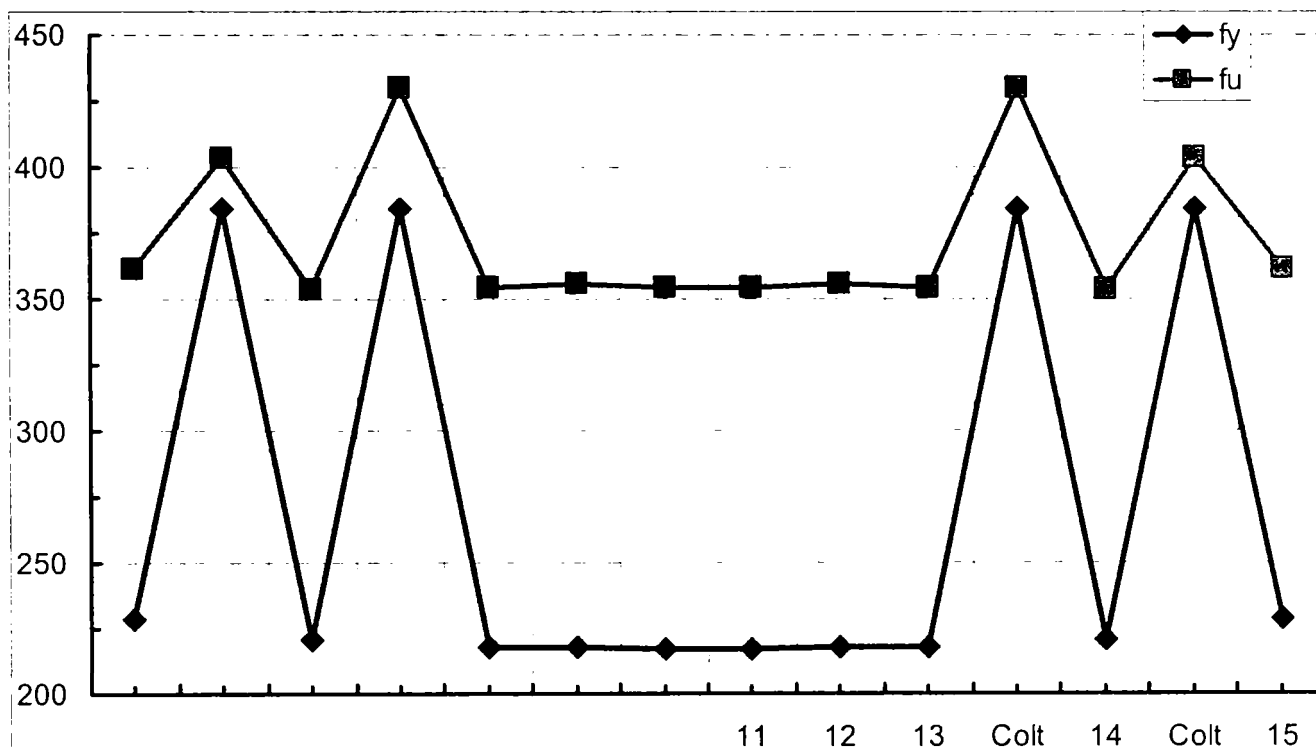
Secțiunea 'HC2S1/2'

PROFIL HC2S1/2							
Fâșia	10	11	12	Colț	13	Colț**	14
b	17.99	20.12	23.19	6.86	15.91	5.39	15.91
t	2.01	2.01	2.01	2.00	2.02	2.00	2.02
F_y (N/mm ²)	201.20	203.64	201.84	385.48	200.26	391.62	200.26
F_u (N/mm ²)	307.29	309.18	308.25	404.75	299.00	407.28	299.00
Alungire %	41.24	38.81	39.47	2.80	15.72	3.61	15.72
F_u / F_y	1.53	1.52	1.53	1.05	1.49	1.04	1.49
$F_y / F_{y.flat}$	0.88	0.89	0.88	1.69	0.88	1.71	0.88
$F_u / F_{u.flat}$	0.84	0.84	0.84	1.11	0.82	1.11	0.82



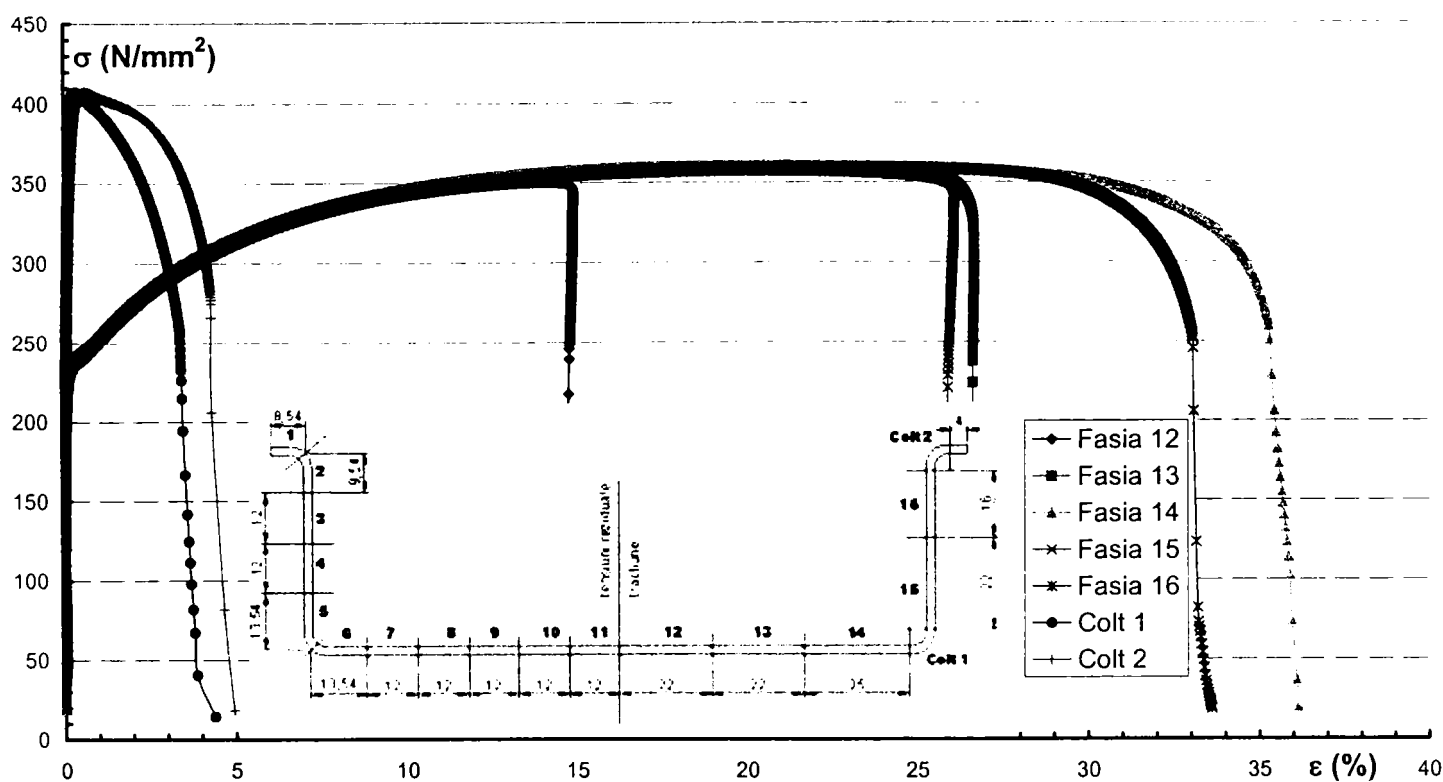
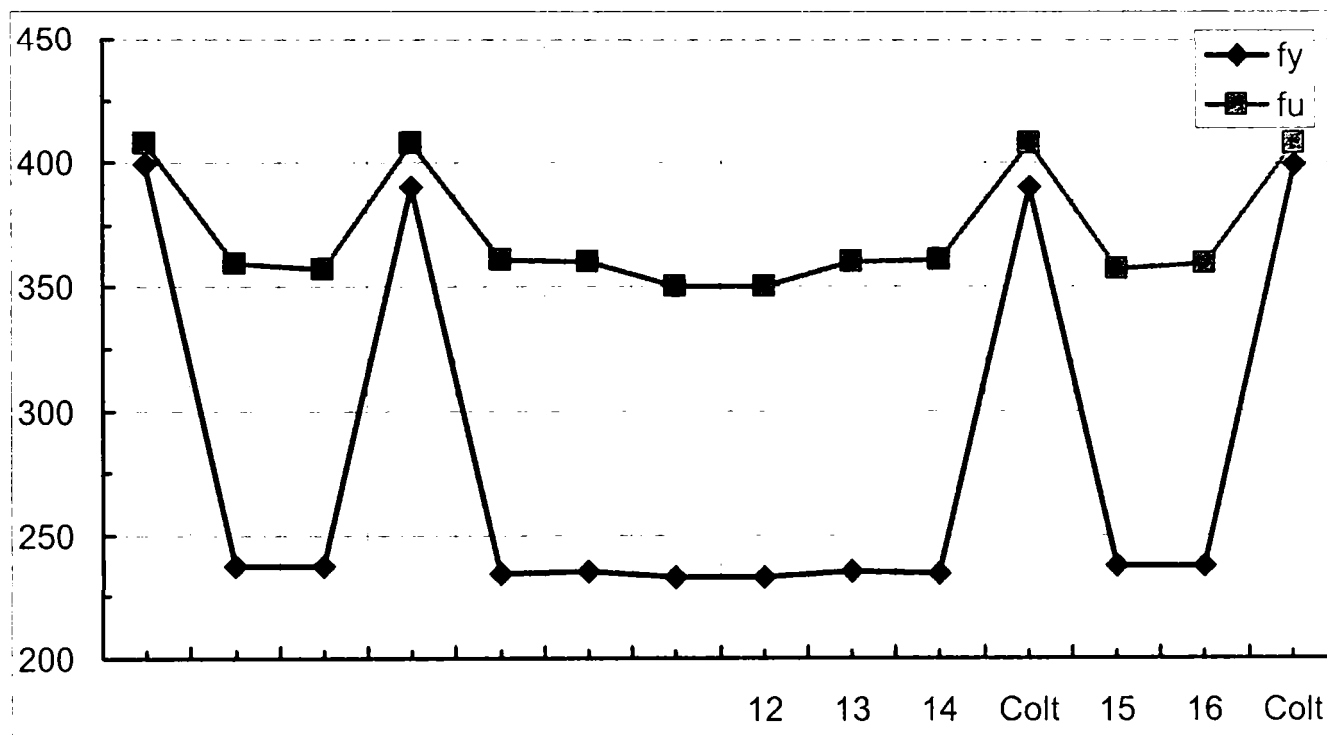
Secțiunea 'HC3S1/2'

PROFIL HC3S1/2							
Fâșia	11	12	13	Colț	14	Colț	15
b	19.88	19.83	22.97	6.83	15.18	7.59	16.50
t	2.01	2.01	2.01	2.00	2.01	2.00	2.00
F_y (N/mm ²)*	217.10	218.00	218.00	384.29	220.63	384.40	228.31
F_u (N/mm ²)	354.52	355.39	354.55	403.10	353.55	403.22	361.50
Alungire %	34.88	35.01	33.36	4.20	33.84	5.22	19.66
F_u / F_y	1.63	1.63	1.63	1.05	1.60	1.05	1.58
$F_y / F_{y.flat}$	0.95	0.95	0.95	1.68	0.97	1.68	1.00
$F_u / F_{u.flat}$	0.97	0.97	0.97	1.10	0.97	1.10	0.99



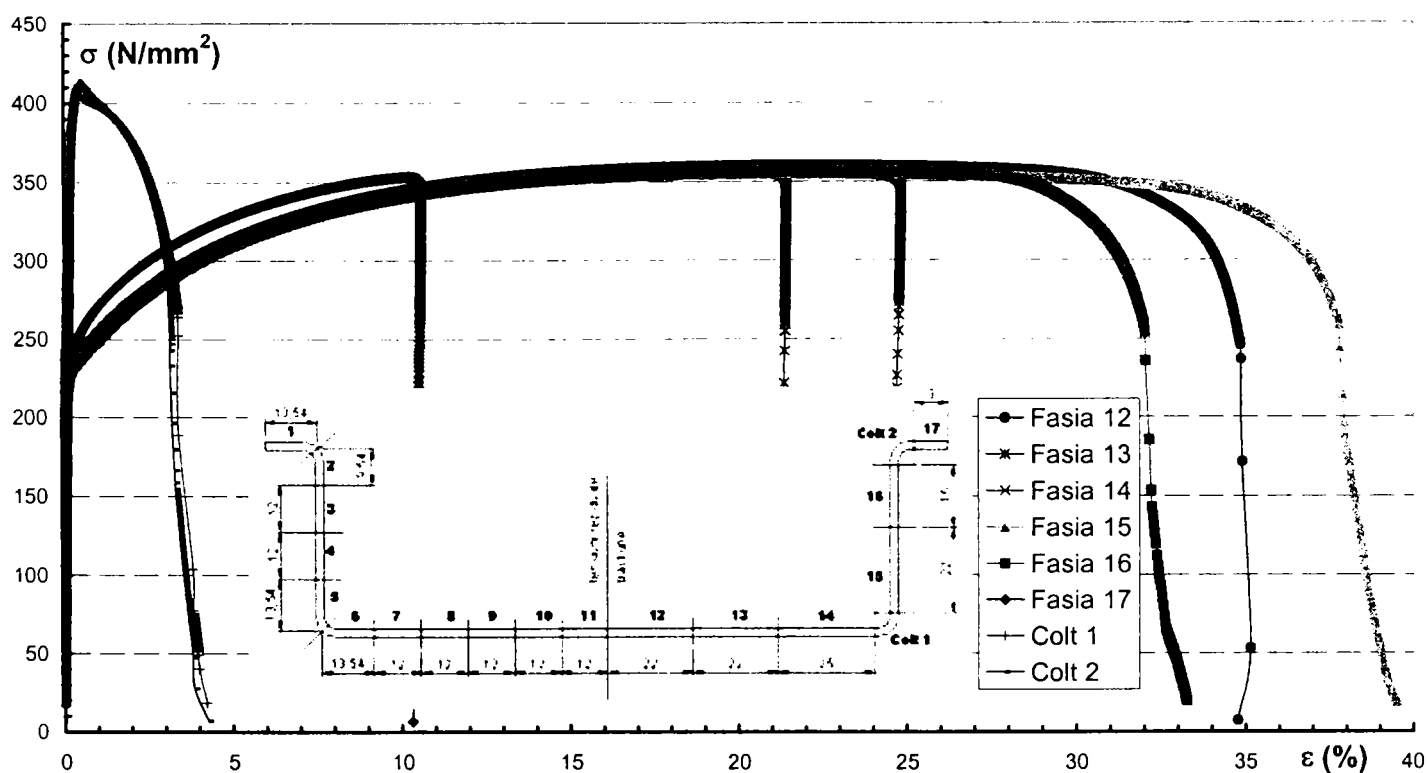
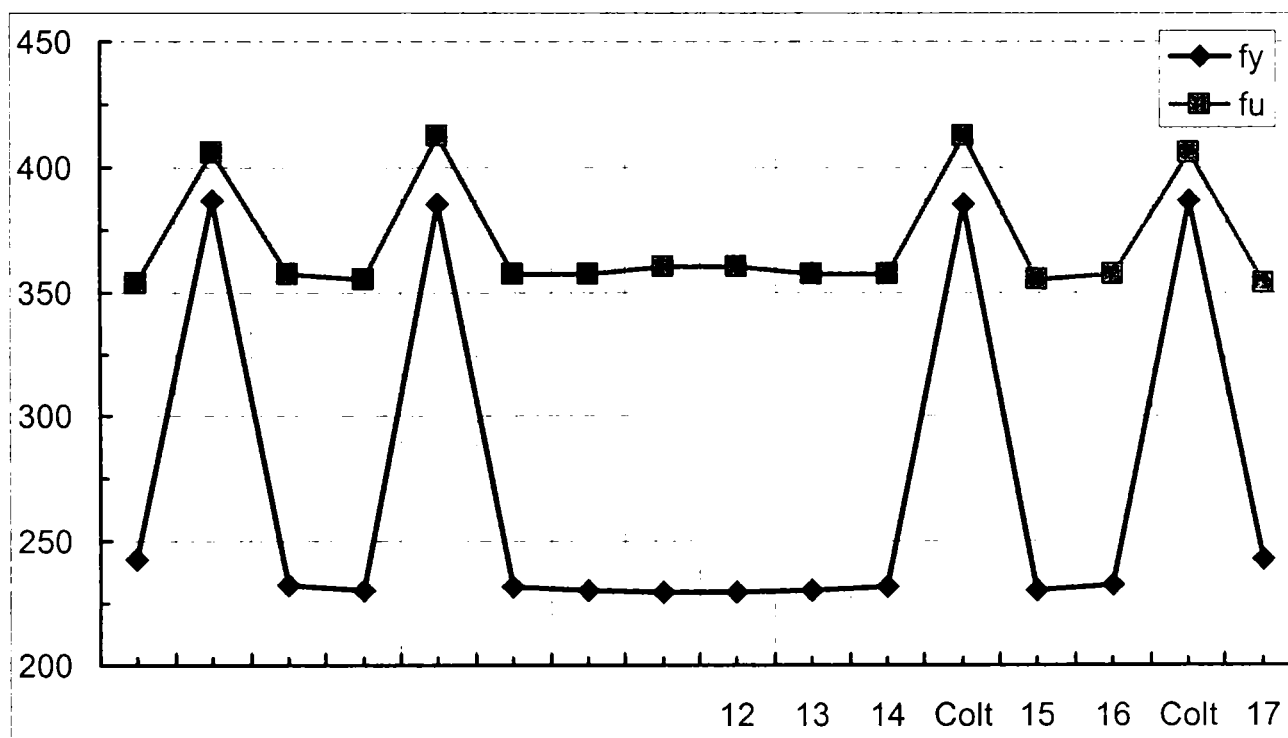
Secțiunea 'HC4S1/2'

PROFIL HC4S1/2							
Fasia	12	13	14	Colț	15	16	Colț
b	19.37	19.77	22.65	5.14	19.70	13.86	6.86
t	2.00	2.00	2.00	2.00	2.02	2.00	2.00
F_y (N/mm ²)	232.87	235.62	234.51	390.03	237.94	237.28	399.54
F_u (N/mm ²)	350.41	360.63	360.74	407.58	357.34	359.57	407.53
Alungire %	14.77	26.64	35.85	4.29	25.95	33.05	4.38
F_u / F_y	1.50	1.53	1.54	1.05	1.50	1.52	1.02
$F_y / F_{y.flat}$	1.02	1.03	1.03	1.71	1.04	1.04	1.75
$F_u / F_{u.flat}$	0.96	0.99	0.99	1.11	0.98	0.98	1.11



Secțiunea 'HC5S1/2'

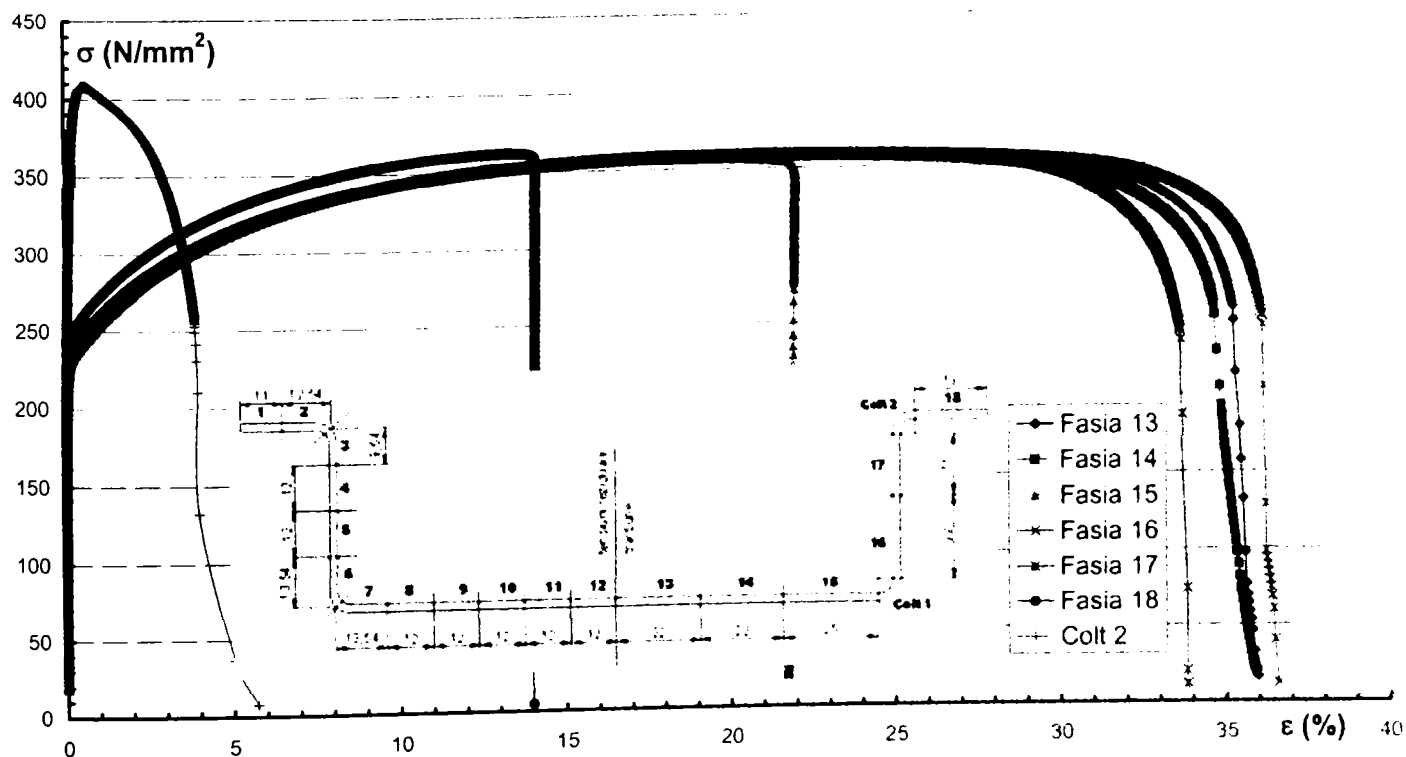
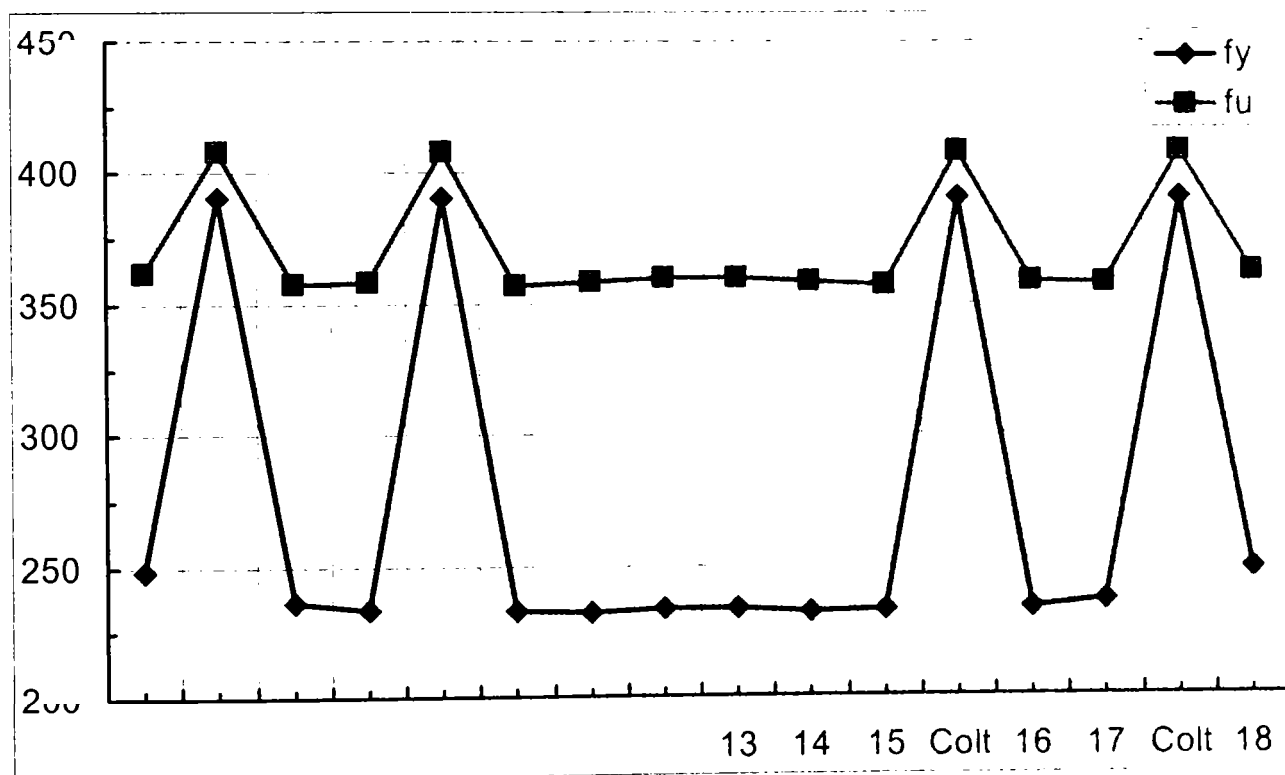
PROFIL HC5S1/2								
Fâșia	12	13	14	Colț	15	16	Colț	17
b	19.79	19.52	22.25	5.88	19.18	14.03	6.12	8.79
t	2.00	2.00	2.00	2.00	2.00	2.00	2.00	2.01
F_y (N/mm ²)	229.65	230.59	231.40	385.14	229.99	232.45	386.78	243.05
F_u (N/mm ²)	360.35	357.09	356.98	412.10	355.15	357.20	406.12	353.35
Alungire %	34.84	21.39	24.53	4.22	38.99	33.19	4.26	10.53
F_u / F_y	1.57	1.55	1.54	1.07	1.54	1.54	1.05	1.45
$F_y / F_{y.flat}$	1.00	1.01	1.01	1.68	1.01	1.02	1.69	1.06
$F_u / F_{u.flat}$	0.98	0.98	0.98	1.13	0.97	0.98	1.11	0.97



Secțiunea 'HC6S1/2'

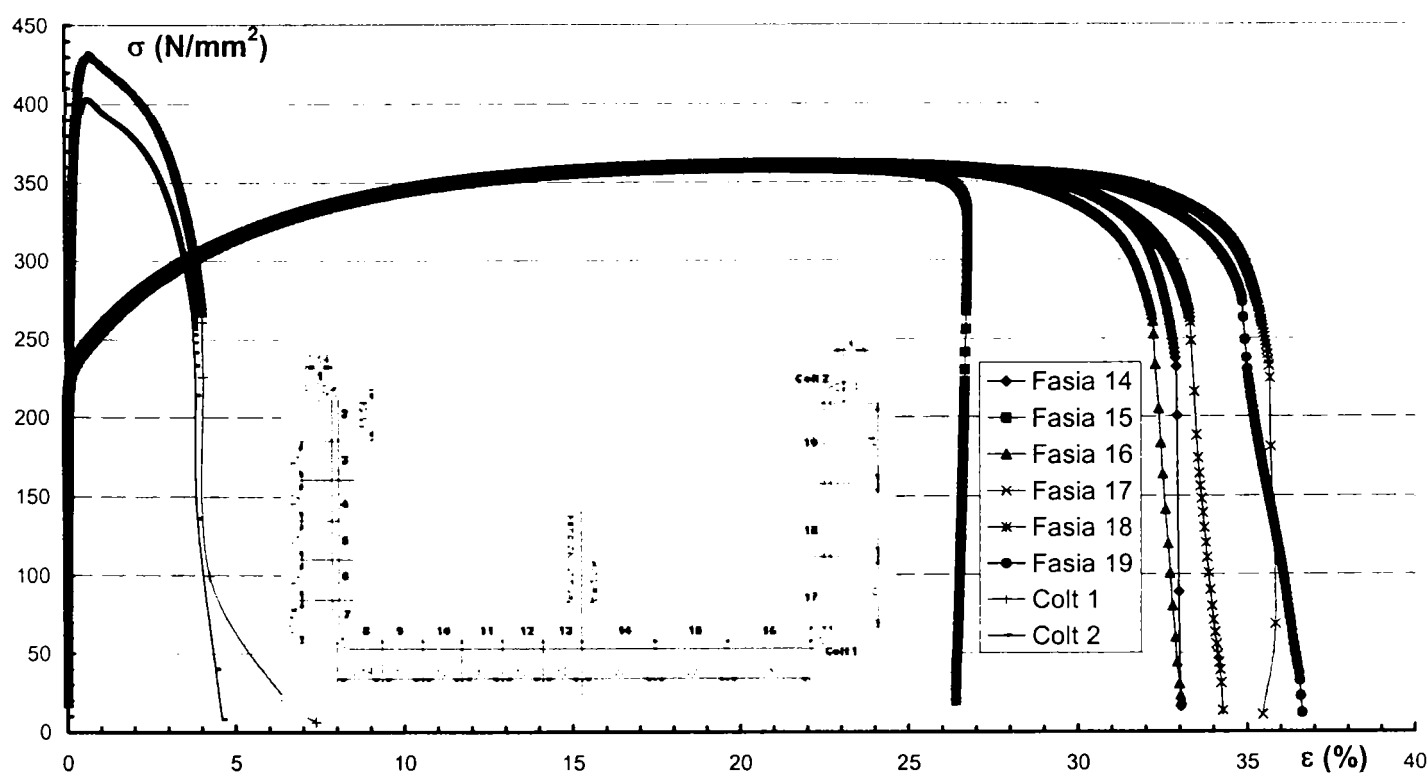
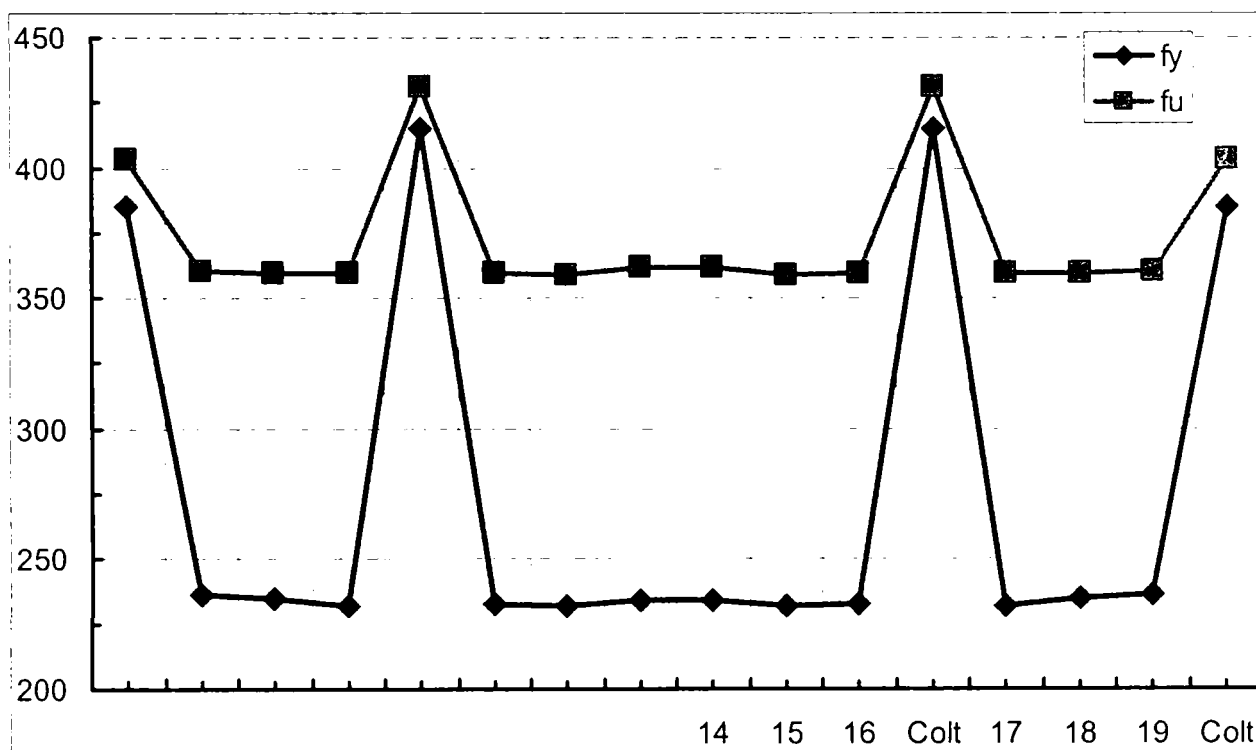
PROFIL HC6S1/2

Fâșia	13	14	15	Colț	16	17	Colț	18
b	19.84	19.81	22.61	3.92	20.33	15.48	6.12	17.88
t	2.00	2.00	2.00	2.00	2.00	2.00	2.00	1.98
F_y (N/mm ²)	233.53	232.31	233.04	390.71	233.59	236.31	-	248.48
F_u (N/mm ²)	359.33	357.93	356.80	408.29	358.39	357.70	-	362.09
Alungire %	35.21	35.27	21.76	3.97	36.13	33.66	-	14.08
F_u / F_y	1.54	1.54	1.53	1.05	1.53	1.51	-	1.46
$F_y / F_{y.flat}$	1.02	1.02	1.02	1.71	1.02	1.03	-	1.09
$F_u / F_{u.flat}$	0.98	0.98	0.98	1.12	0.98	0.98	-	0.99



Secțiunea 'HC7S1/2'

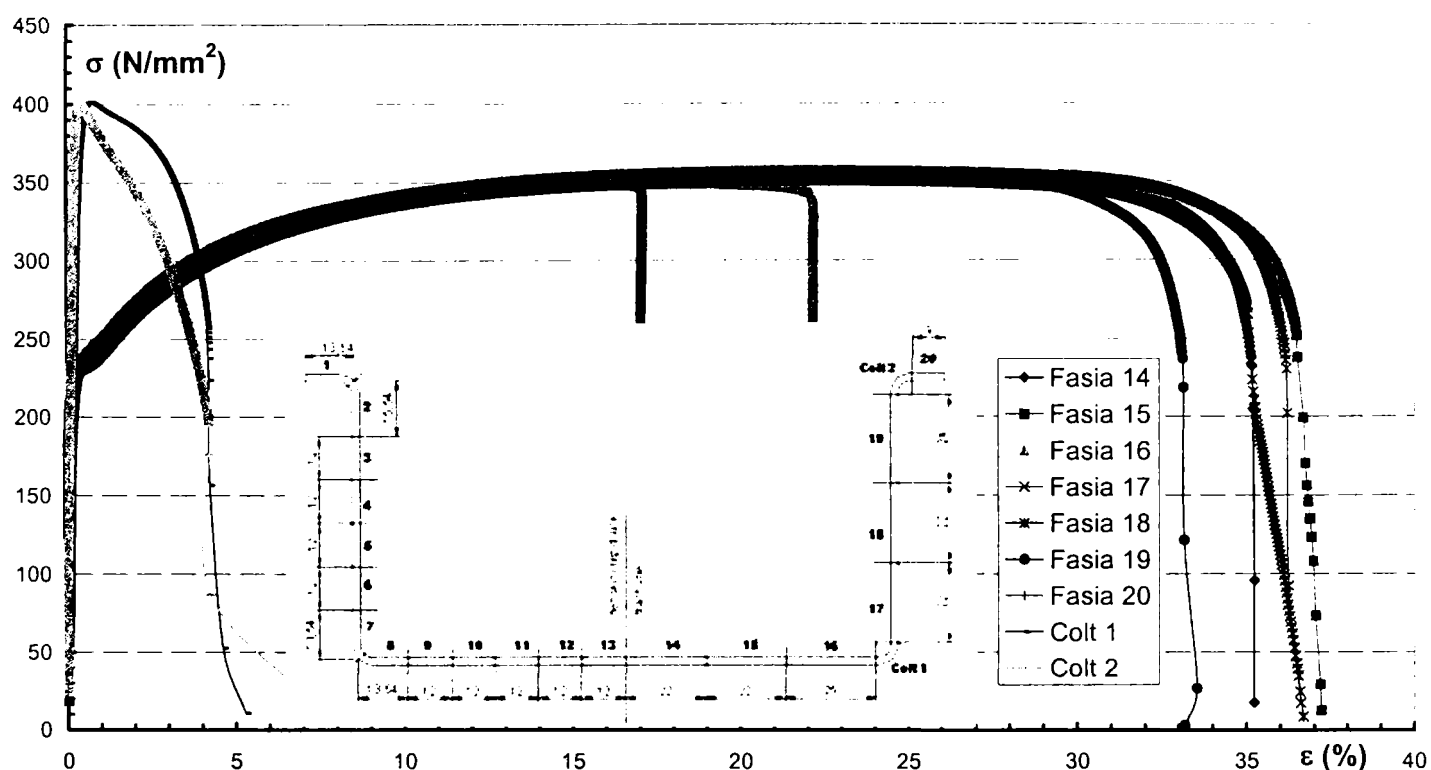
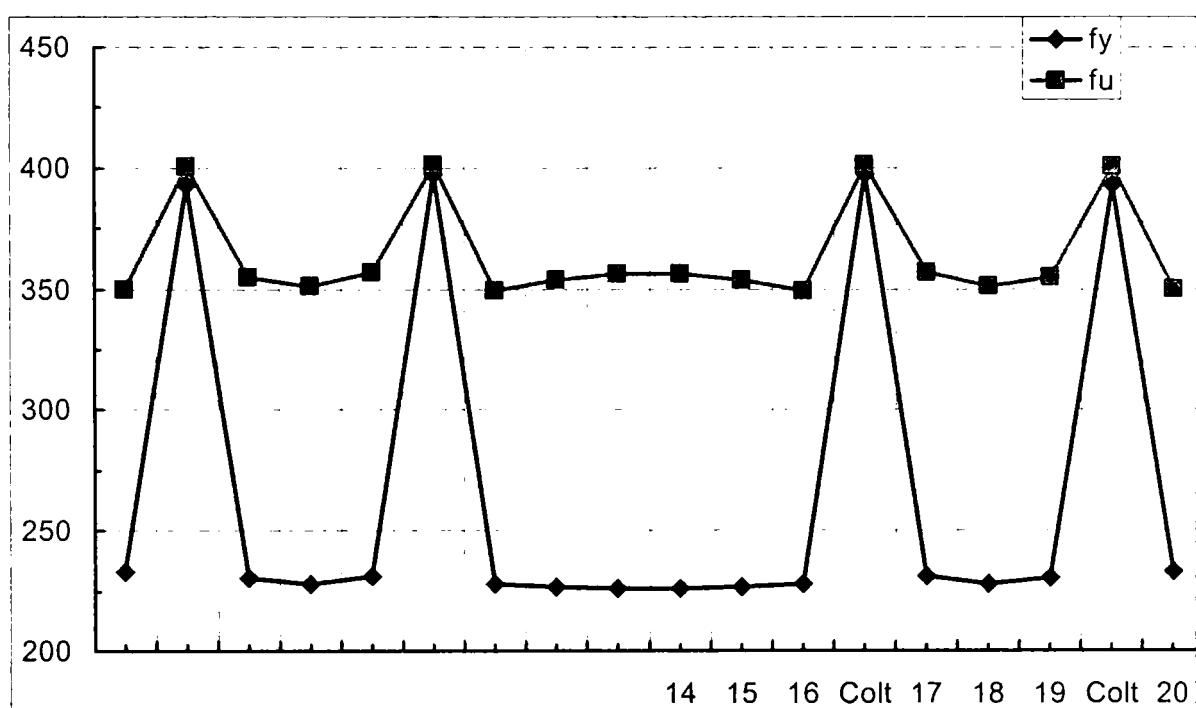
PROFIL HC7S1/2								
Fâșia	14	15	16	Colț	17	18	19	Colț
b	19.77	19.67	22.51	5.90	19.67	19.85	21.84	6.61
t	2.00	2.00	1.99	2.00	1.99	2.00	2.00	2.00
F_y (N/mm ²)	234.36	232.28	232.73	415.12	231.86	234.83	236.25	385.33
F_u (N/mm ²)	361.71	358.95	359.78	430.99	359.38	359.83	360.01	403.56
Alungire %	32.88	26.42	32.21	4.04	35.65	33.32	36.51	3.84
F_u / F_y	1.54	1.55	1.55	1.04	1.55	1.53	1.52	1.05
$F_y / F_{y.flat}$	1.03	1.02	1.02	1.82	1.01	1.03	1.03	1.69
$F_u / F_{u.flat}$	0.99	0.98	0.98	1.18	0.98	0.98	0.98	1.10



Secțiunea 'HC8S1/2'

PROFIL HC8S1/2

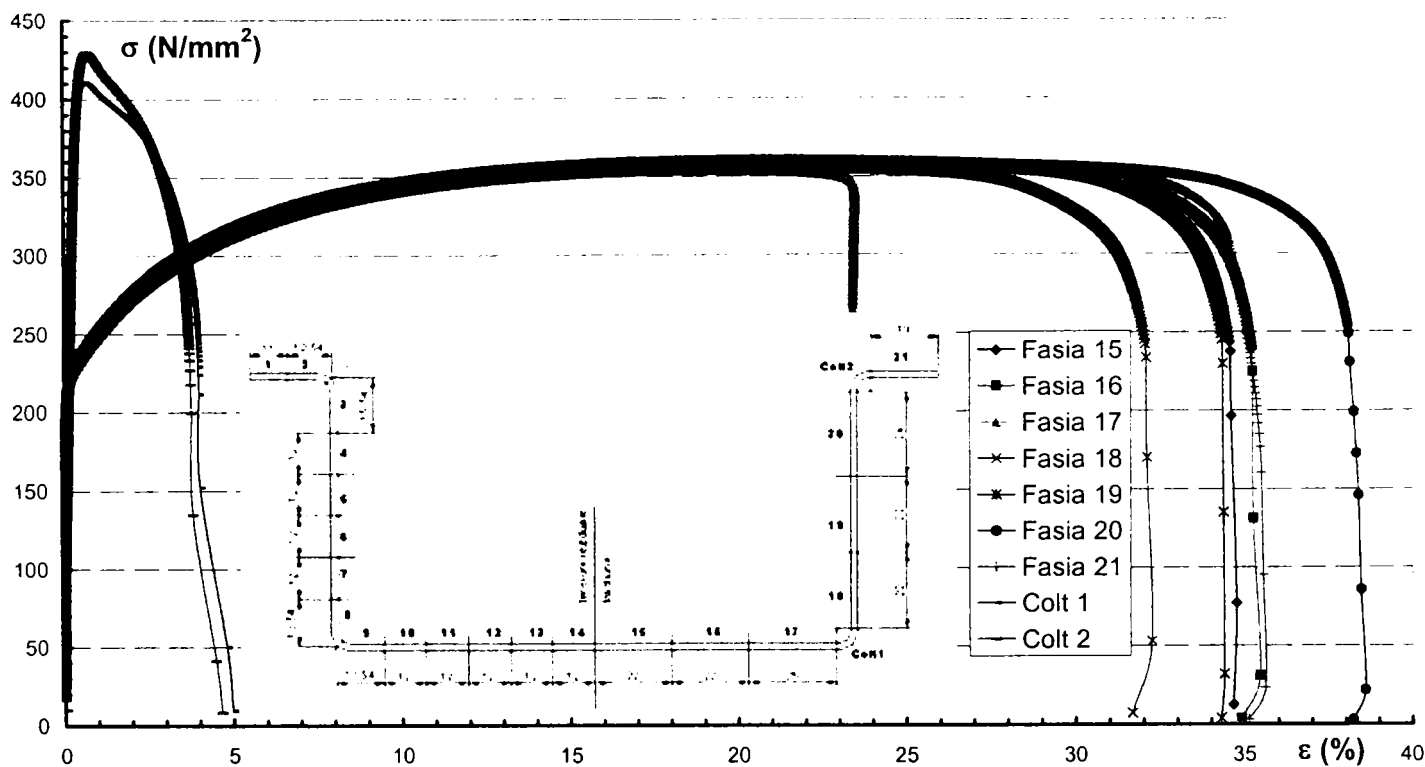
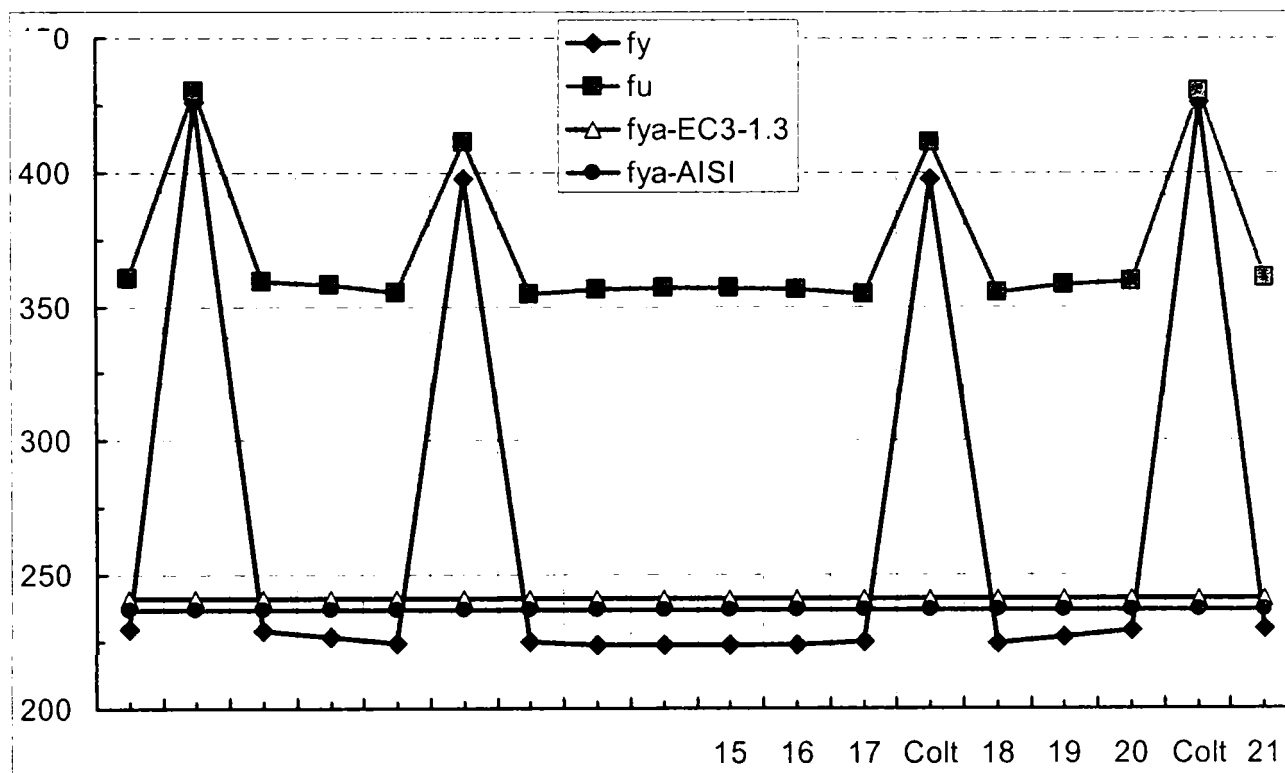
Fâșia	14	15	16	Colț	17	18	19	Colț	20
b	19.94	20.57	24.23	6.83	20.02	20.17	21.43	4.18	8.13
t	2.00	1.99	2.00	2.00	1.99	2.00	1.98	2.00	2.00
F_y (N/mm ²)	225.85	226.77	228.02	397.40	230.87	227.84	230.19	392.96	233.31
F_u (N/mm ²)	356.18	353.73	348.94	401.37	356.88	351.03	355.10	400.82	349.59
Alungire %	35.14	36.91	22.15	4.23	36.15	36.49	33.10	4.22	17.00
F_u / F_y	1.58	1.56	1.53	1.01	1.55	1.54	1.54	1.02	1.50
$F_y / F_{y.flat}$	0.99	0.99	1.00	1.74	1.01	1.00	1.01	1.72	1.02
$F_u / F_{u.flat}$	0.97	0.97	0.95	1.10	0.98	0.96	0.97	1.10	0.96



Secțiunea 'HC9S1/2'

PROFIL HC9S1/2

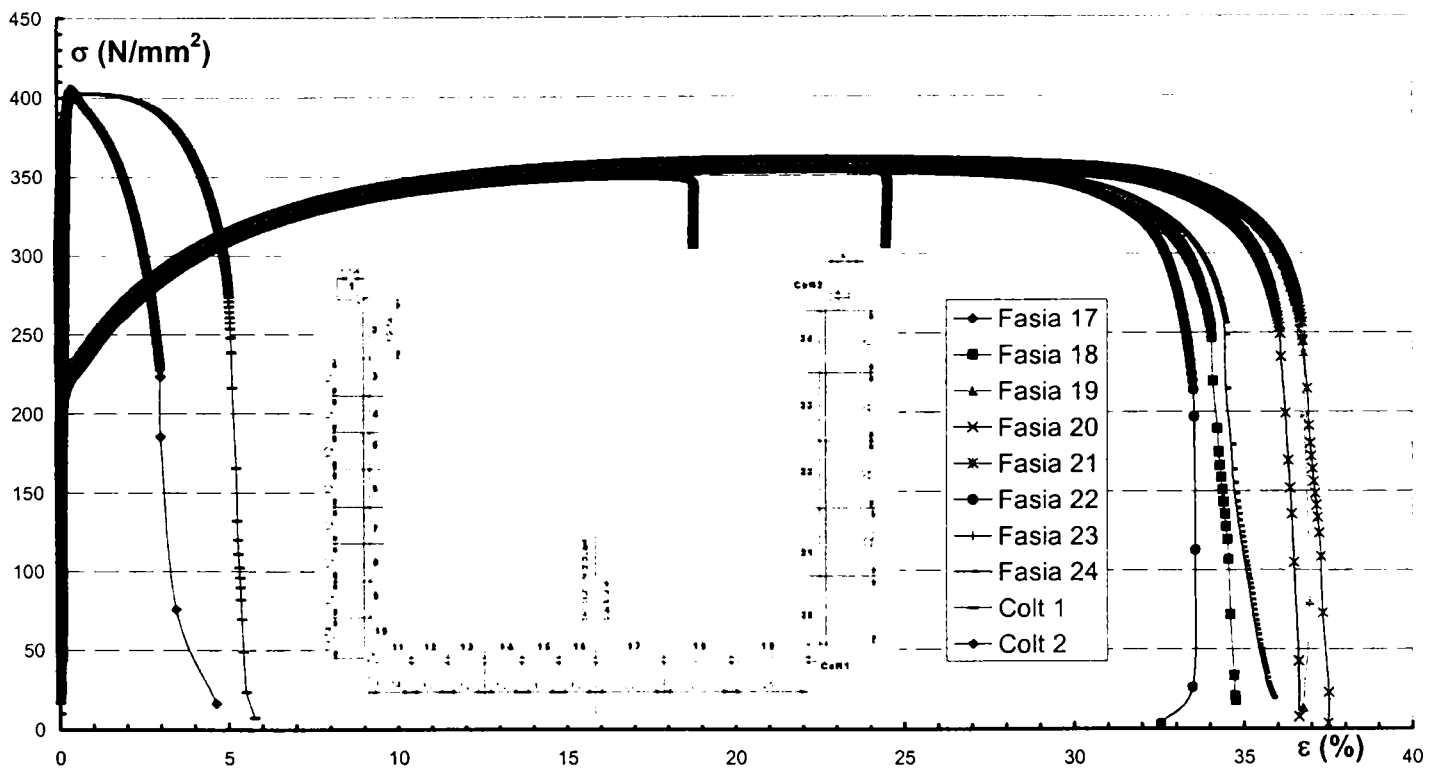
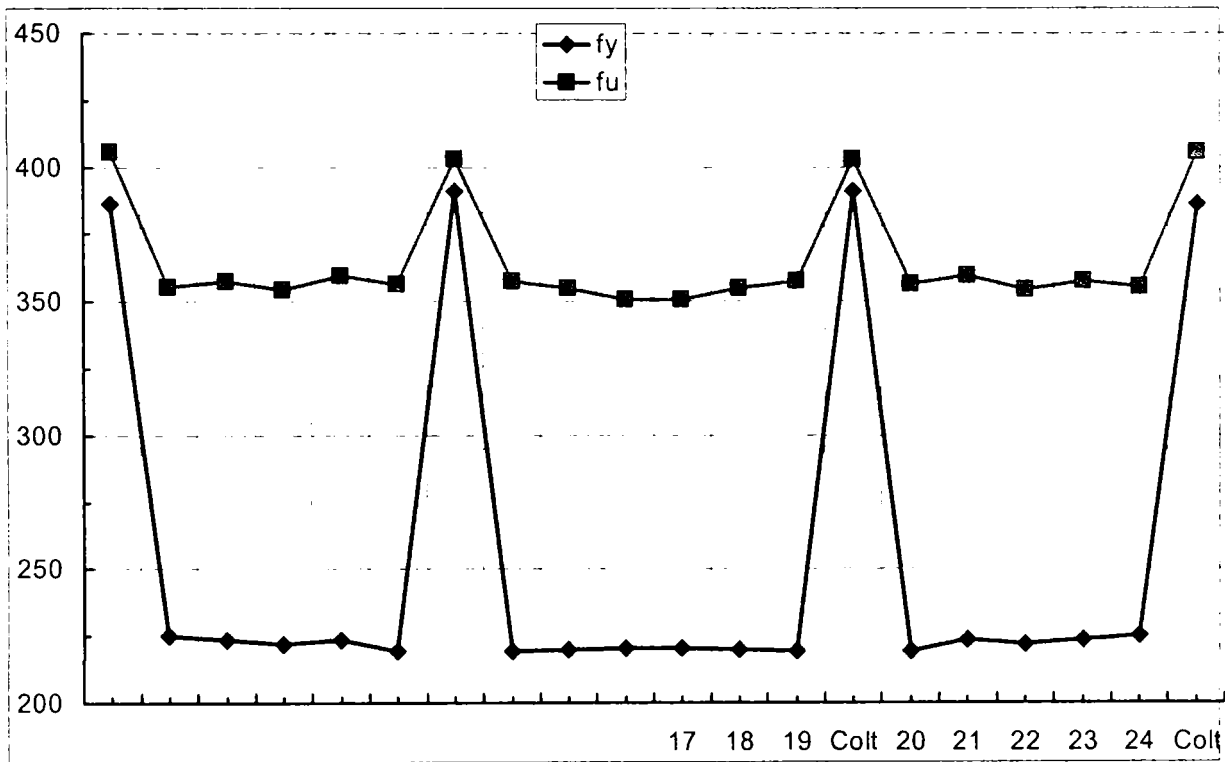
Fasia	15	16	17	Colț	18	19	20	Colț	21
b	20.01	20.01	22.42	6.61	20.30	19.90	22.11	5.88	18.09
t	2.01	2.01	2.02	2.00	2.01	2.00	2.00	2.00	2.01
F_y (N/mm ²)	223.80	223.71	225.06	397.65	224.19	227.08	229.47	425.95	230.01
F_u (N/mm ²)	357.06	356.58	354.28	410.99	355.31	358.31	359.40	430.10	360.41
Alungire %	34.54	35.20	23.26	3.99	32.05	34.31	38.24	3.76	35.46
F_u / F_y	1.60	1.59	1.57	1.03	1.58	1.58	1.57	1.01	1.57
$F_y / F_{y.flat}$	0.98	0.98	0.98	1.74	0.98	0.99	1.00	1.86	1.01
$F_u / F_{u.flat}$	0.98	0.97	0.97	1.12	0.97	0.98	0.98	1.18	0.98



Sectiunea 'HC10S1/2'

PROFIL HC10S1/2

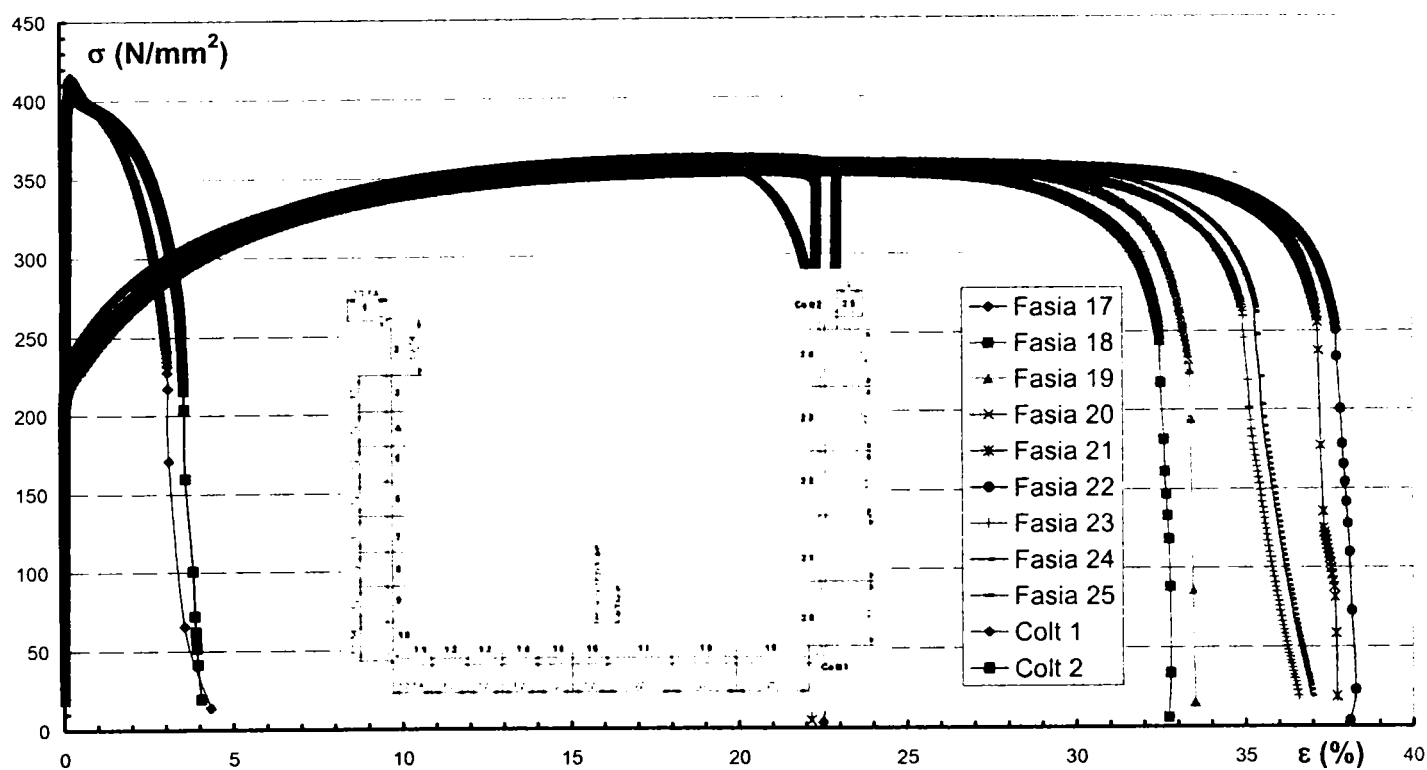
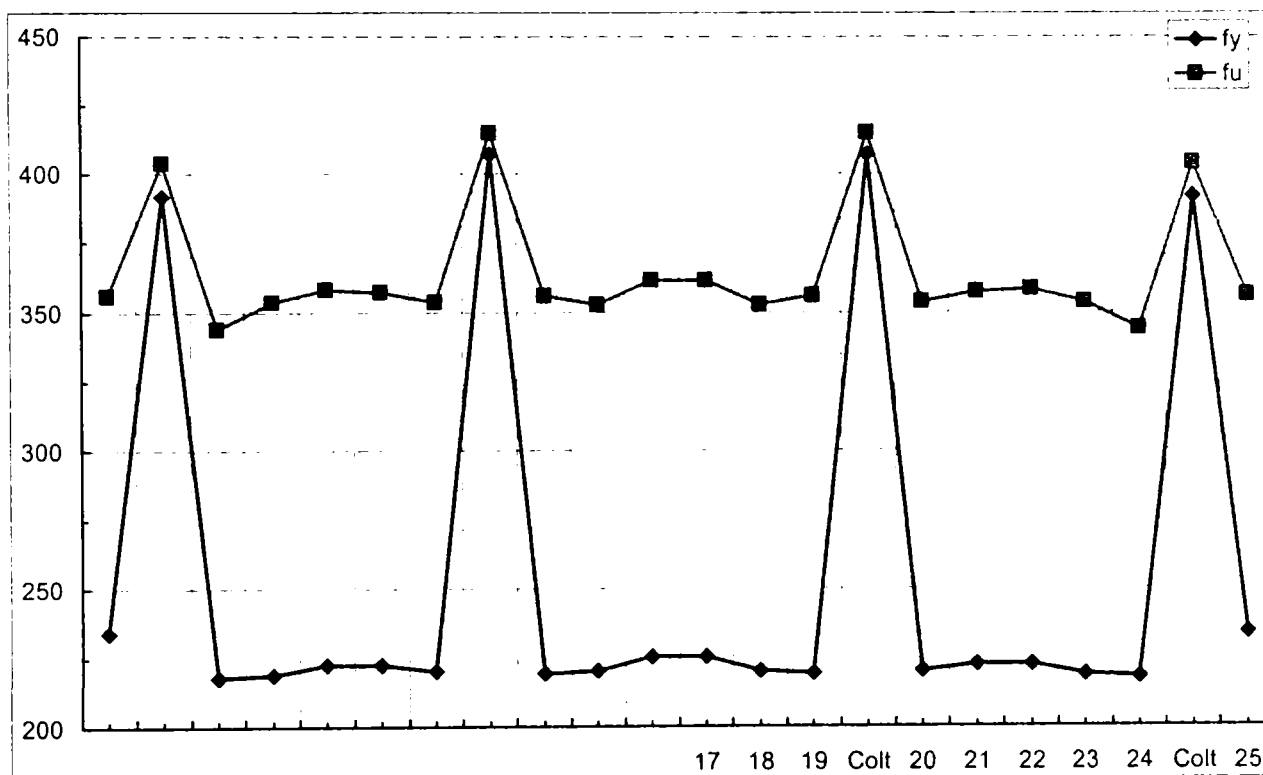
Fâșia	17	18	19	Colț	20	21	22	23	24	Colț
b	19.71	20.03	23.11	9.06	20.22	19.89	19.68	19.99	18.23	4.67
t	2.02	2.01	2.01	2.00	2.01	2.01	2.02	2.01	2.02	2.00
F_y (N/mm ²)	220.35	219.93	219.27	391.13	219.61	223.66	222.21	223.60	225.19	386.19
F_u (N/mm ²)	350.57	354.59	357.28	402.86	356.26	359.62	354.53	357.46	355.46	405.50
Alungire %	18.74	34.50	36.73	5.44	36.36	37.22	33.51	24.40	35.31	3.02
F_u / F_y	1.59	1.61	1.63	1.03	1.62	1.61	1.60	1.60	1.58	1.05
$F_y / F_{y.flat}$	0.96	0.96	0.96	1.71	0.96	0.98	0.97	0.98	0.99	1.69
$F_u / F_{u.flat}$	0.96	0.97	0.98	1.10	0.97	0.98	0.97	0.98	0.97	1.11



Secțiunea 'HC11S1/2'

PROFIL HC11S1/2

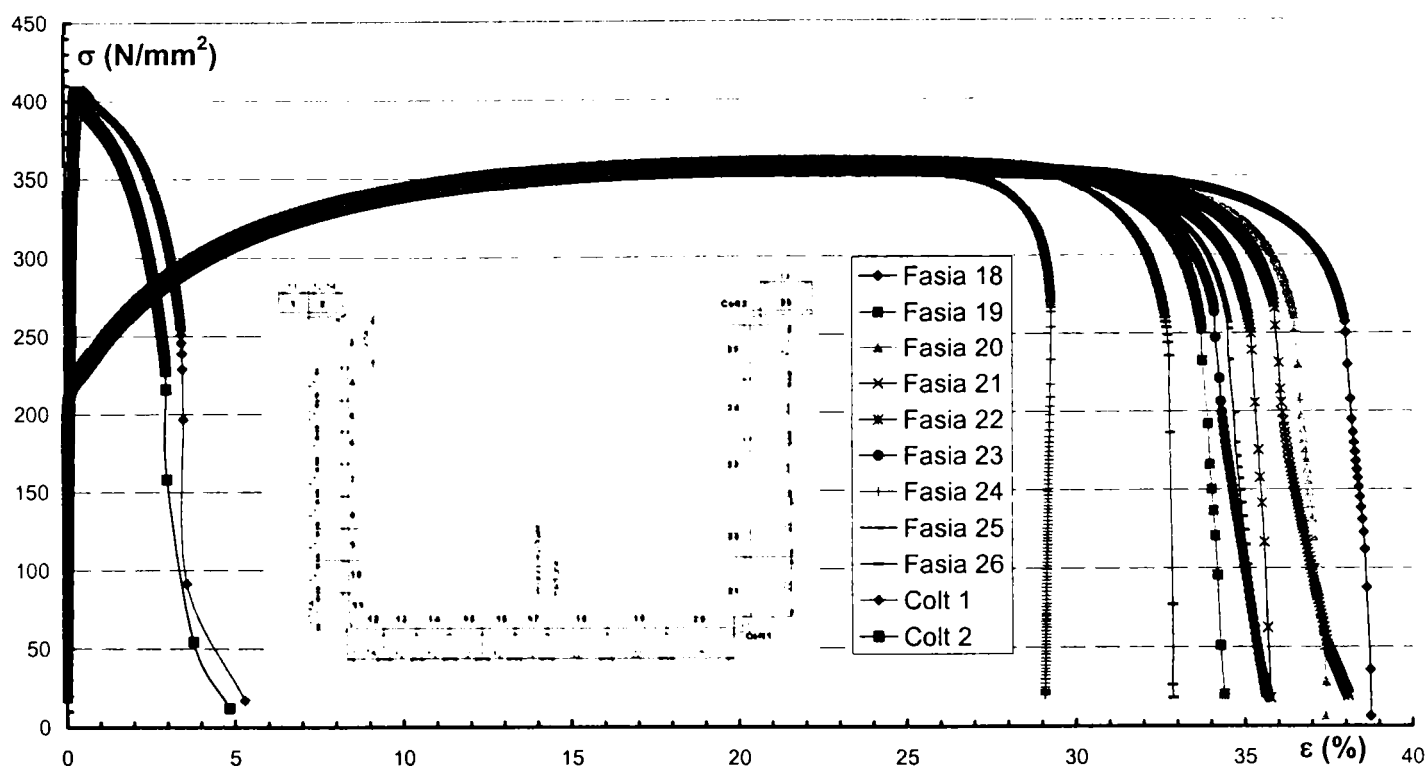
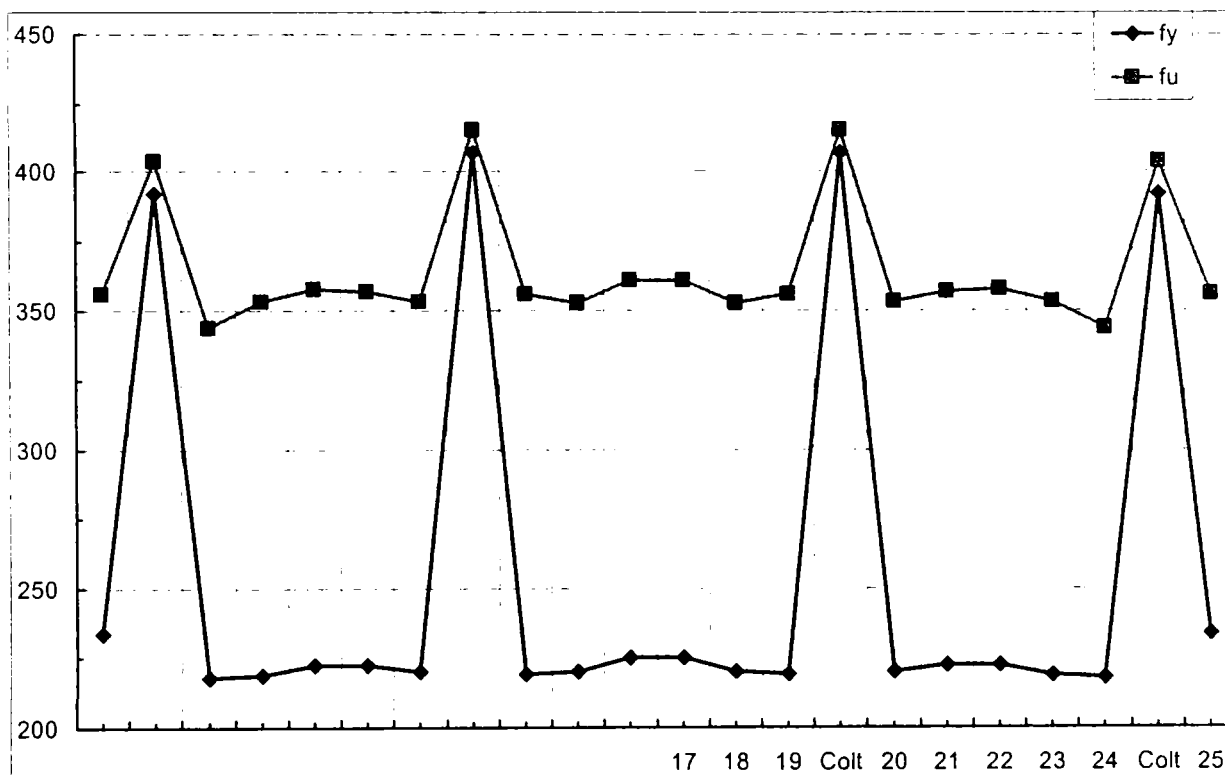
Fâșia	17	18	19	Colț	20	21	22	23	24	Colț	25
b	20.46	20.31	22.55	5.39	20.44	20.05	20.11	19.49	17.88	7.32	7.71
t	2.01	2.01	2.01	2.00	2.02	2.01	2.01	2.02	2.02	2.00	2.03
F_y (N/mm ²)*	225.36	220.07	219.42	406.62	220.31	222.37	222.42	218.90	218.04	391.84	233.94
F_u (N/mm ²)	361.08	352.71	355.93	414.75	353.45	357.10	357.86	353.49	343.70	403.60	356.02
Alungire %	22.91	32.70	33.33	3.12	22.26	37.14	38.06	36.01	13.90	3.83	22.43
F_u / F_y	1.60	1.60	1.62	1.02	1.60	1.61	1.61	1.61	1.58	1.03	1.52
$F_y / F_{y.flat}$	0.99	0.96	0.96	1.78	0.96	0.97	0.97	0.96	0.95	1.71	1.02
$F_u / F_{u.flat}$	0.99	0.96	0.97	1.13	0.97	0.98	0.98	0.97	0.94	1.10	0.97



Secțiunea 'HC12S1/2'

PROFIL HC12S1/2

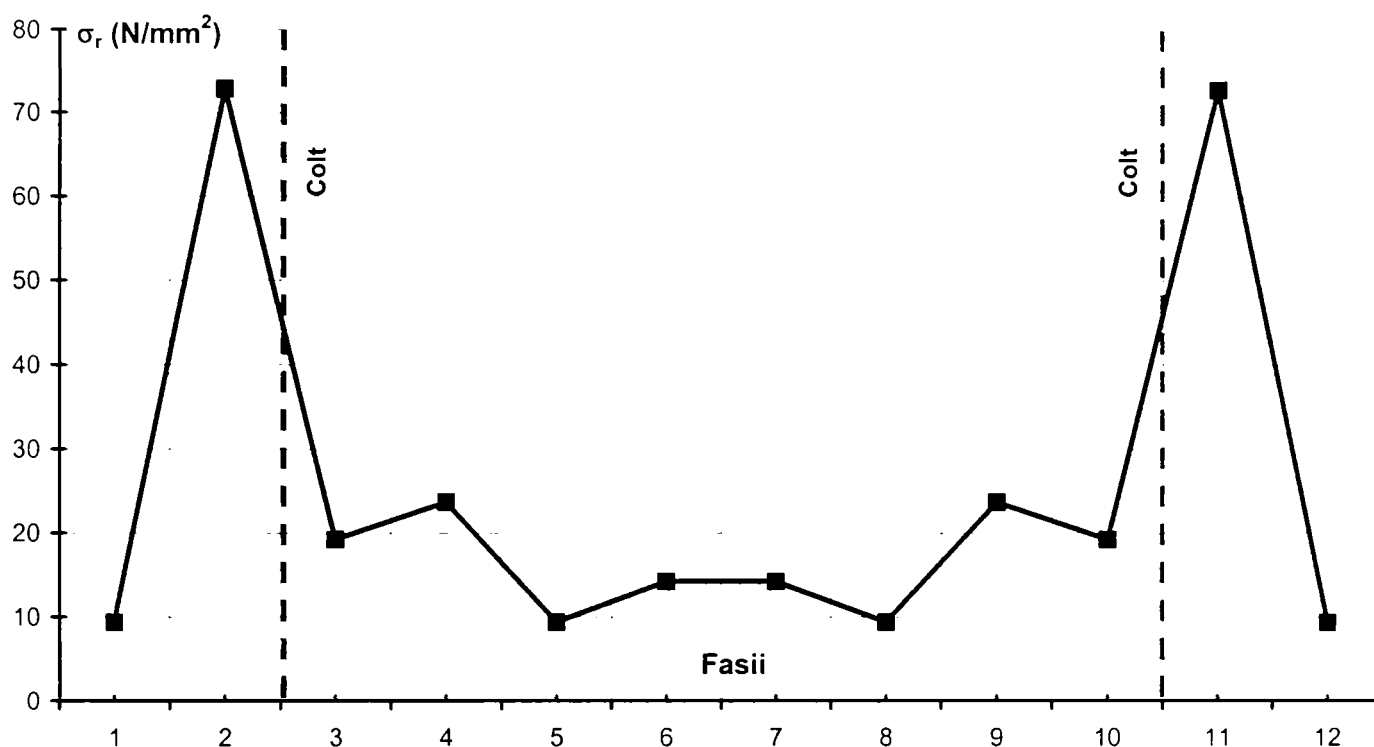
Fâșia	18	19	20	Colț	21	22	23	24	25	Colț	26
b	20.61	19.51	22.72	6.12	19.81	19.71	19.75	19.81	19.12	4.65	17.28
t	2.01	2.01	2.01	2.00	2.01	2.01	2.01	2.01	2.07	2.00	2.01
F_y (N/mm²)	217.42	220.30	219.79	400.72	219.88	218.38	219.26	218.22	222.27	394.90	225.71
F_u (N/mm²)	353.99	360.57	356.69	407.06	355.78	357.30	357.23	356.06	343.60	406.75	360.11
Alungire %	38.54	34.07	36.46	3.47	35.46	37.70	35.18	29.12	34.48	3.77	32.77
F_u / F_y	1.63	1.64	1.62	1.02	1.62	1.64	1.63	1.63	1.55	1.03	1.60
F_y / F_{y.flat}	0.95	0.96	0.96	1.75	0.96	0.96	0.96	0.95	0.97	1.73	0.99
F_u / F_{u.flat}	0.97	0.99	0.97	1.11	0.97	0.98	0.98	0.97	0.94	1.11	0.98



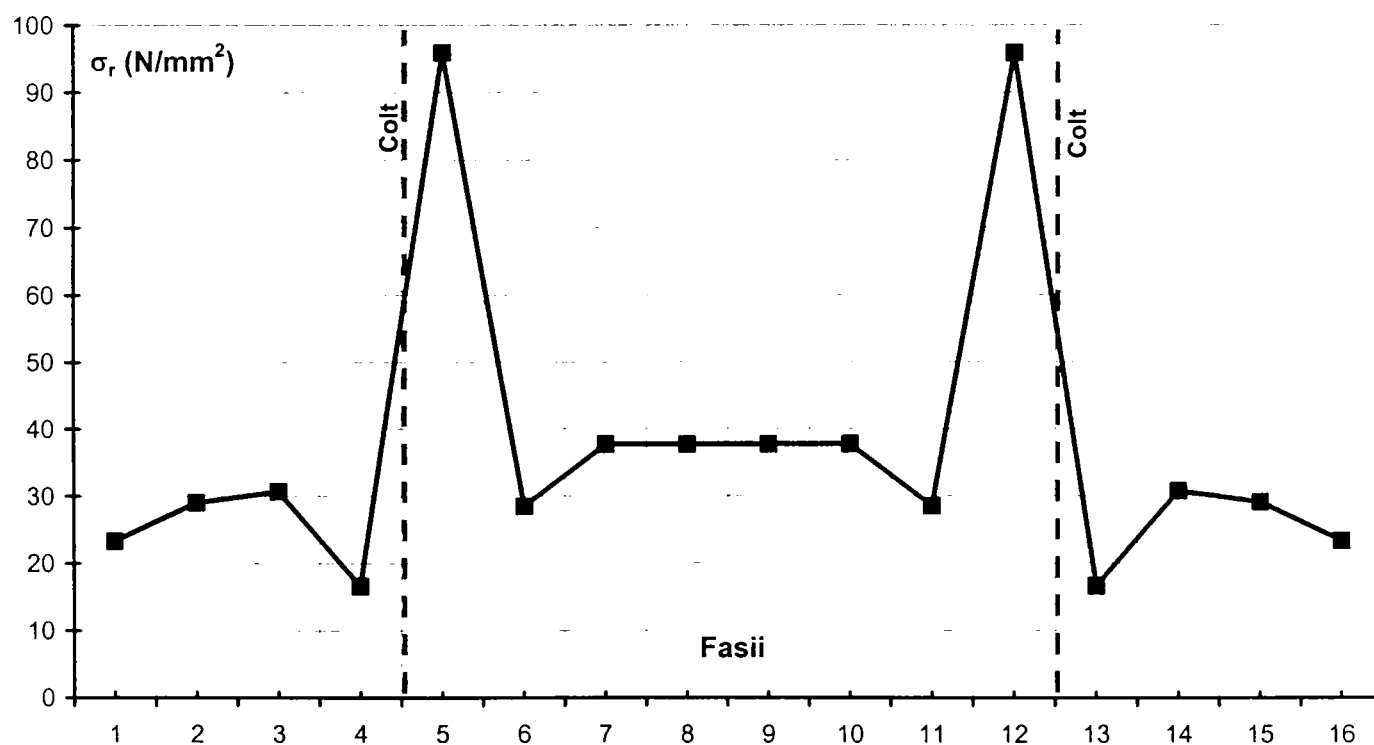
ANEXA C

Rezultatele măsurării tensiunilor reziduale de încovoiere pentru secțiunile de tip 'UC' și 'HC'

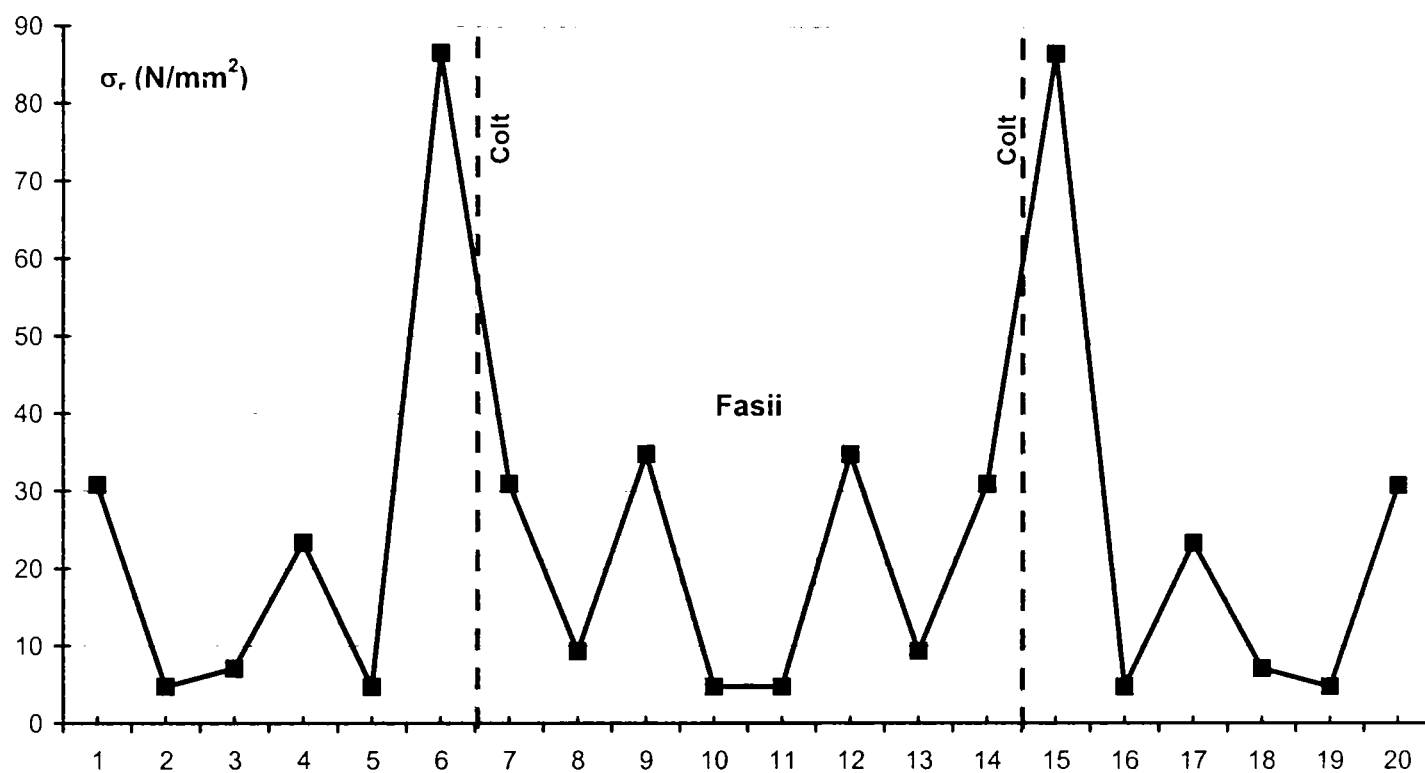
Secțiunea 'UC1S1/2'



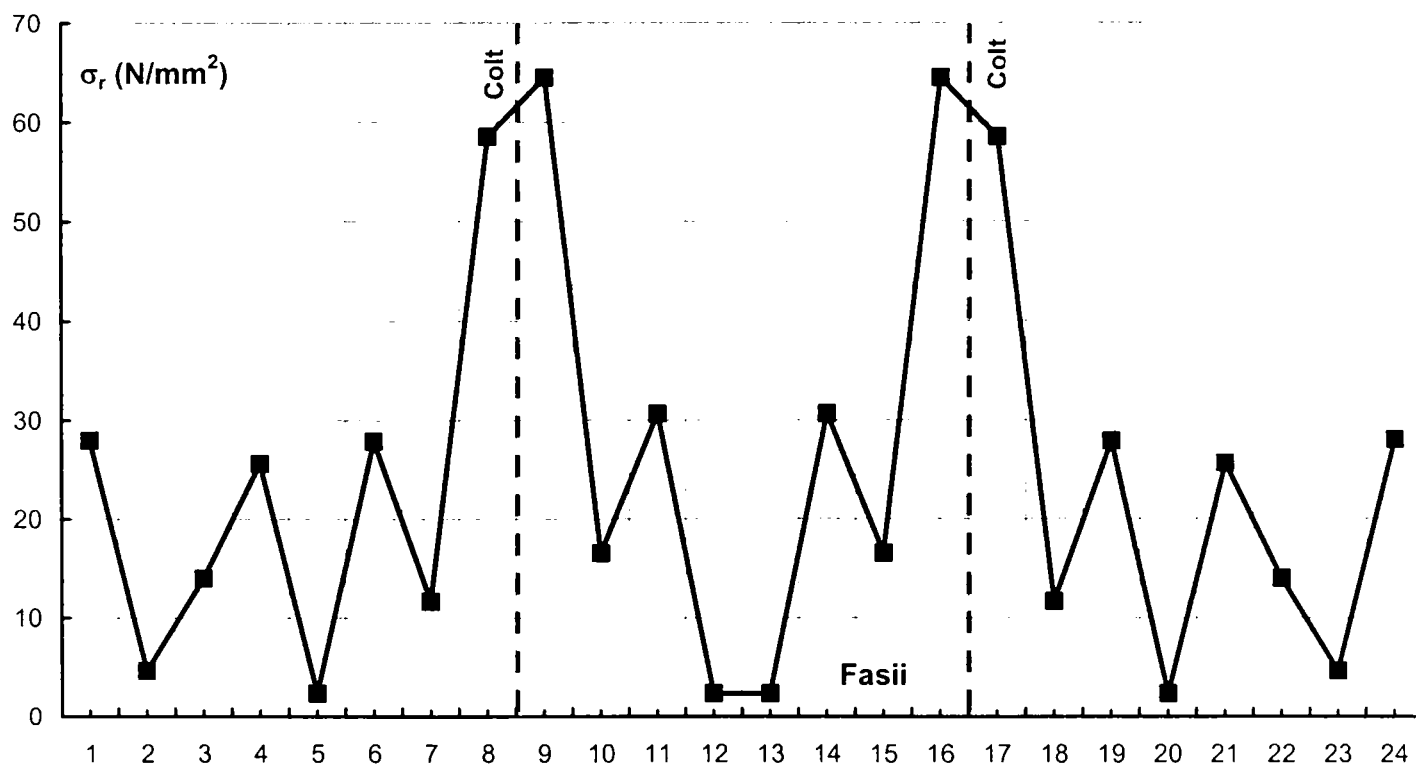
Secțiunea 'UC2S1/2'



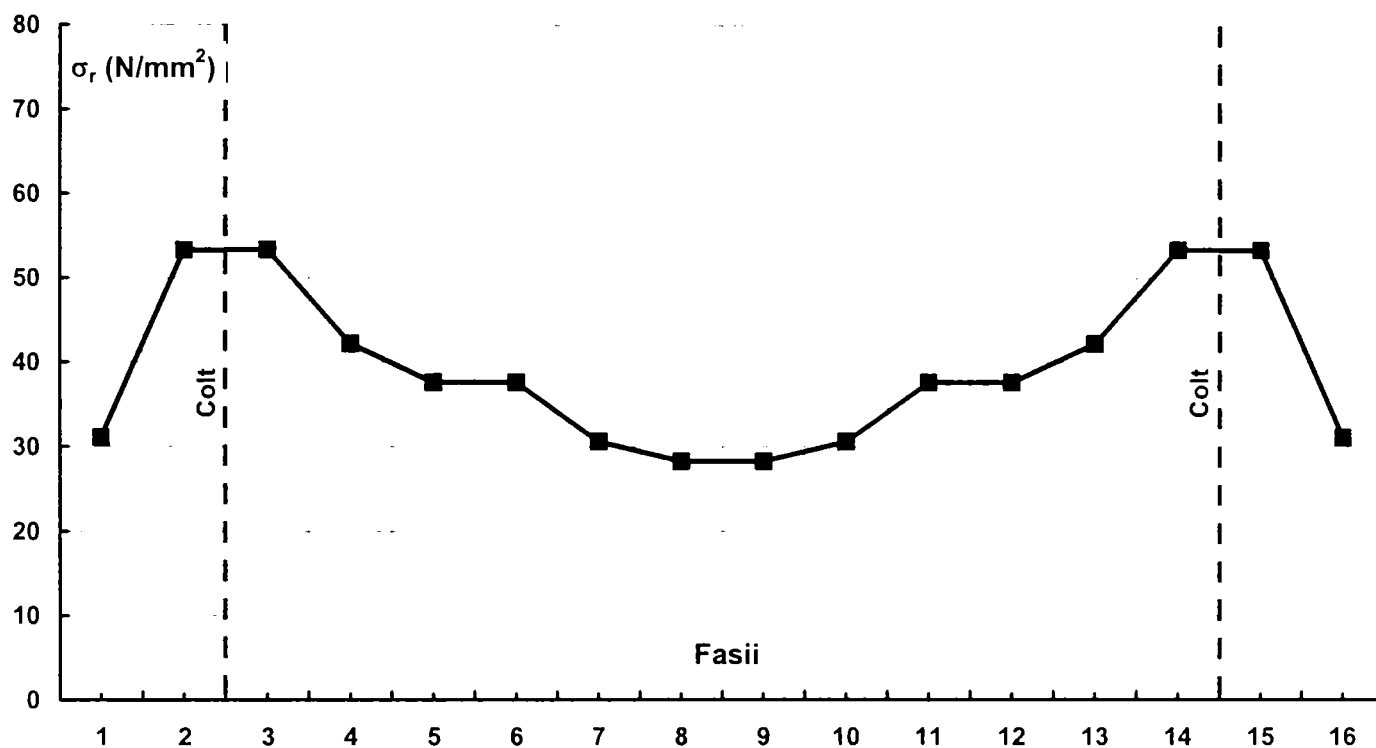
Secțiunea 'UC3S1/2'



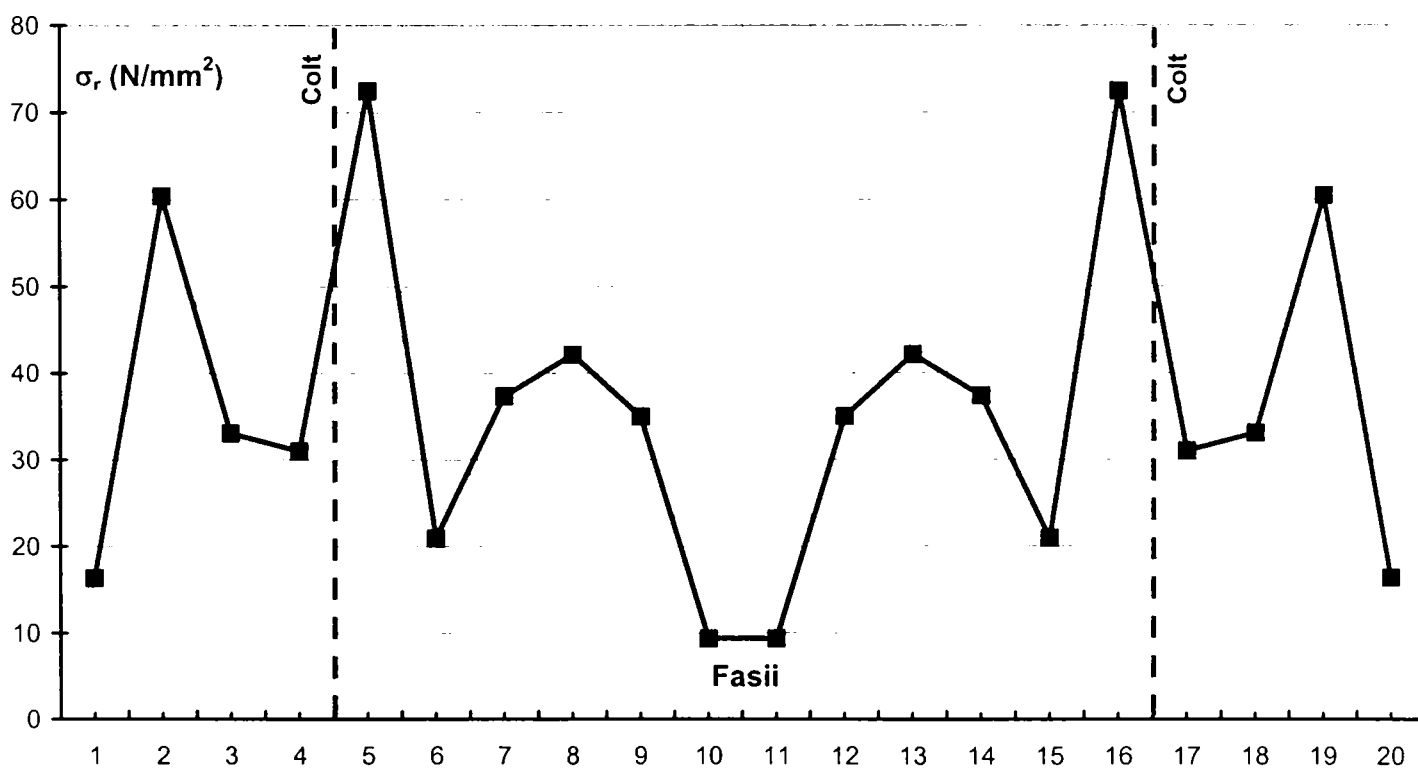
Secțiunea 'UC4S1/2'



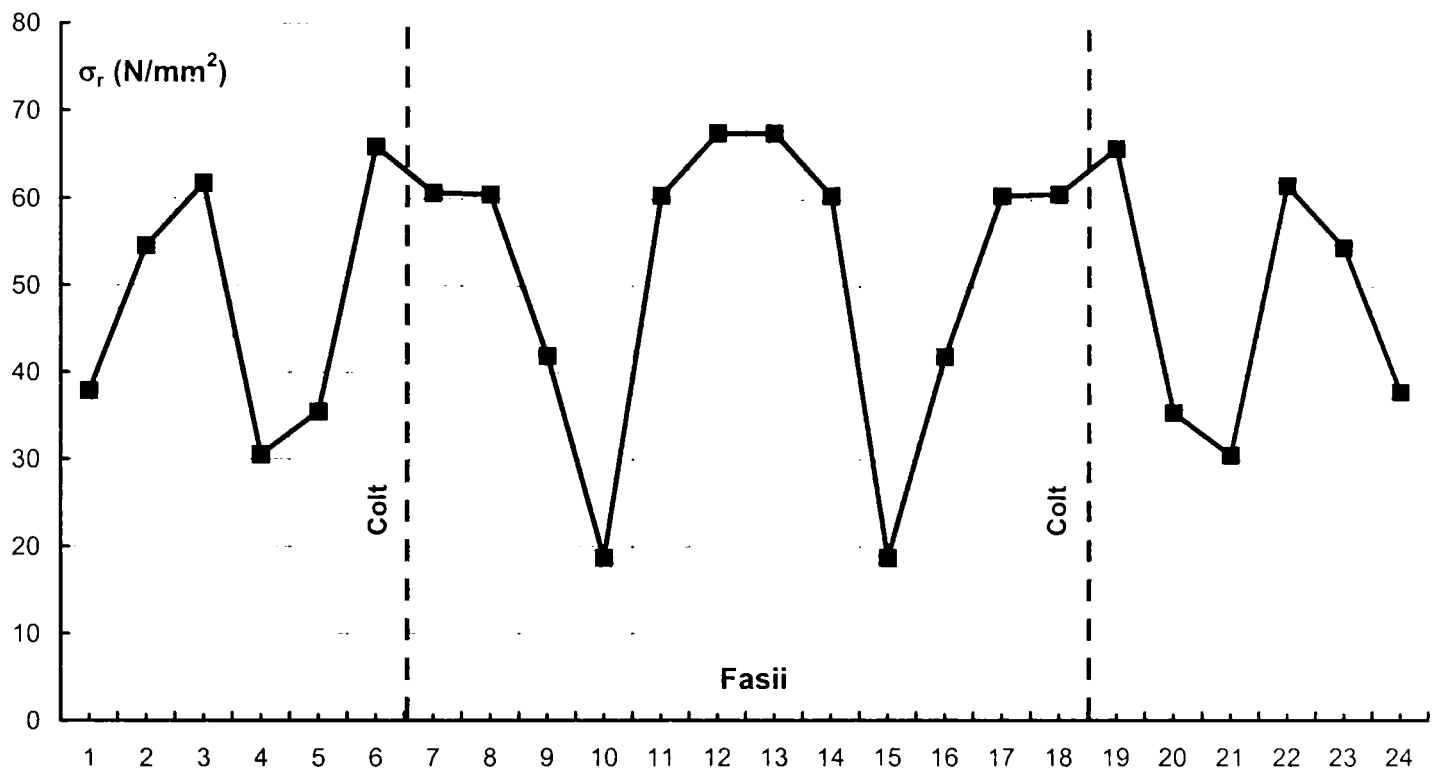
Secțiunea 'UC5S1/2'



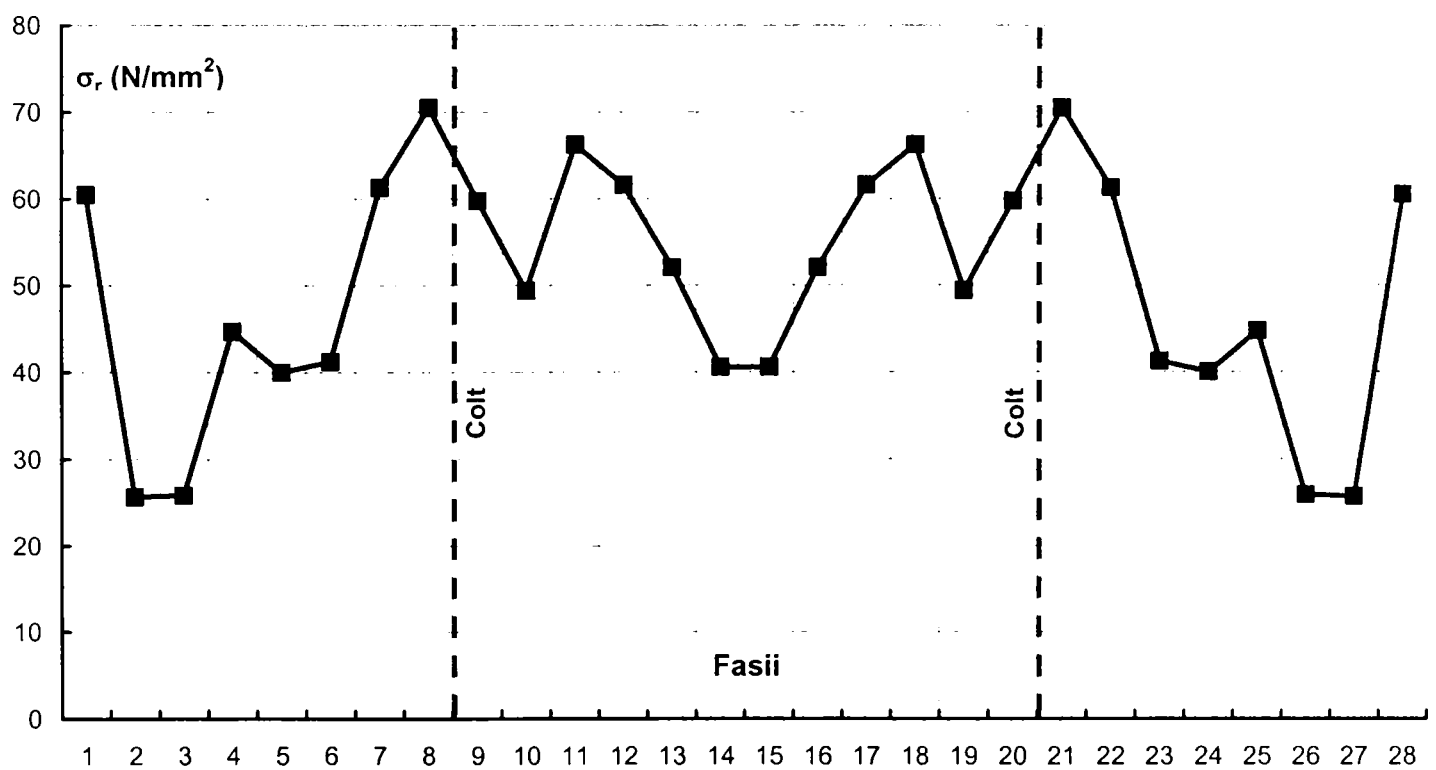
Secțiunea 'UC6S1/2'



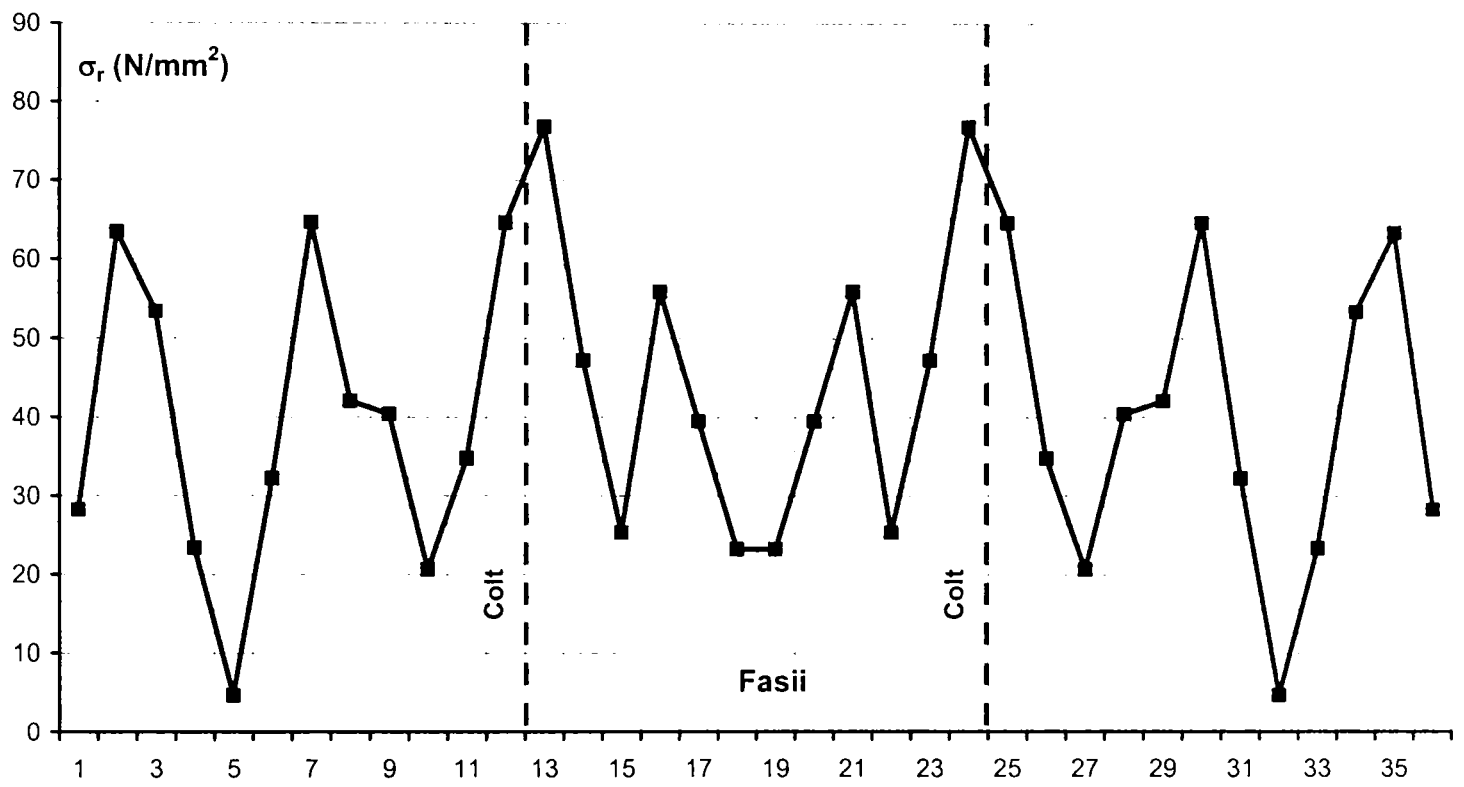
Secțiunea 'UC7S1/2'



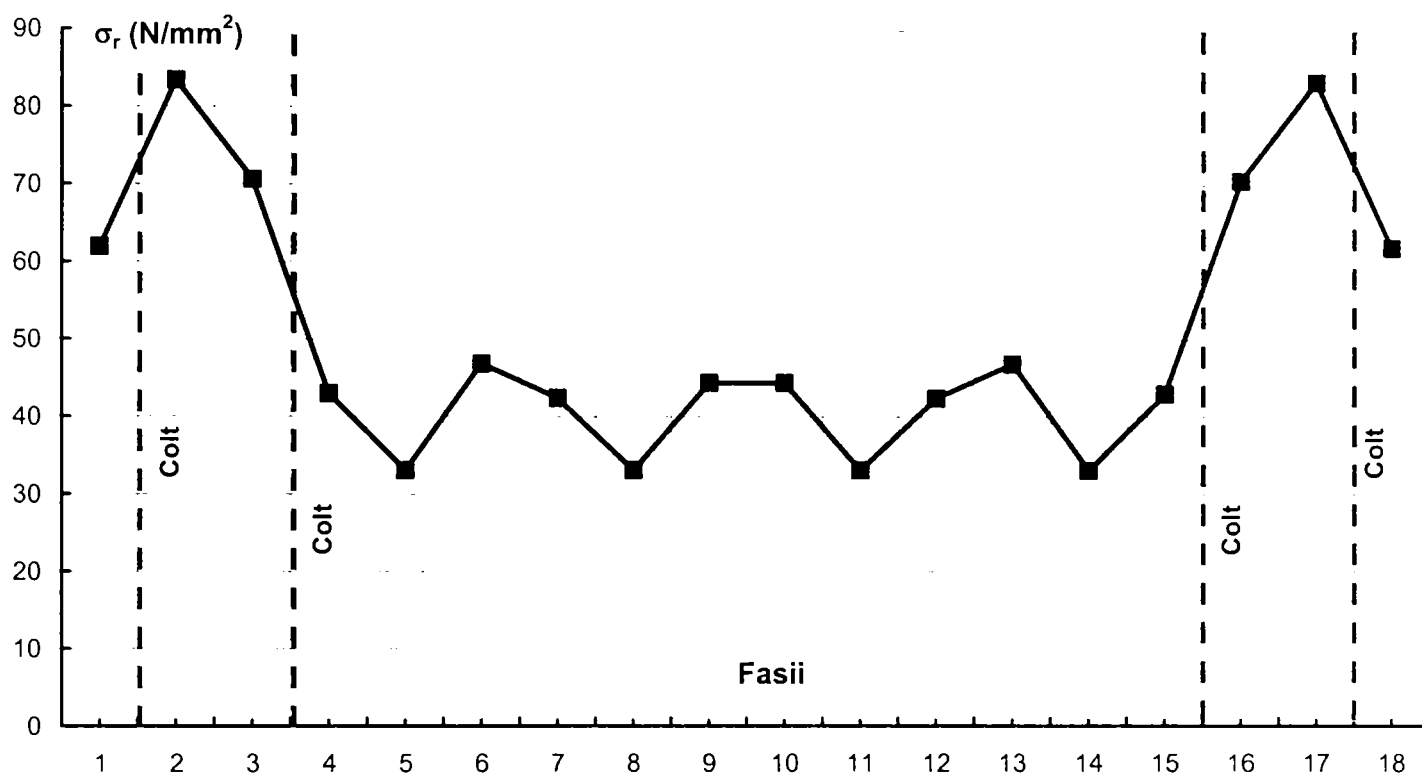
Secțiunea 'UC8S1/2'



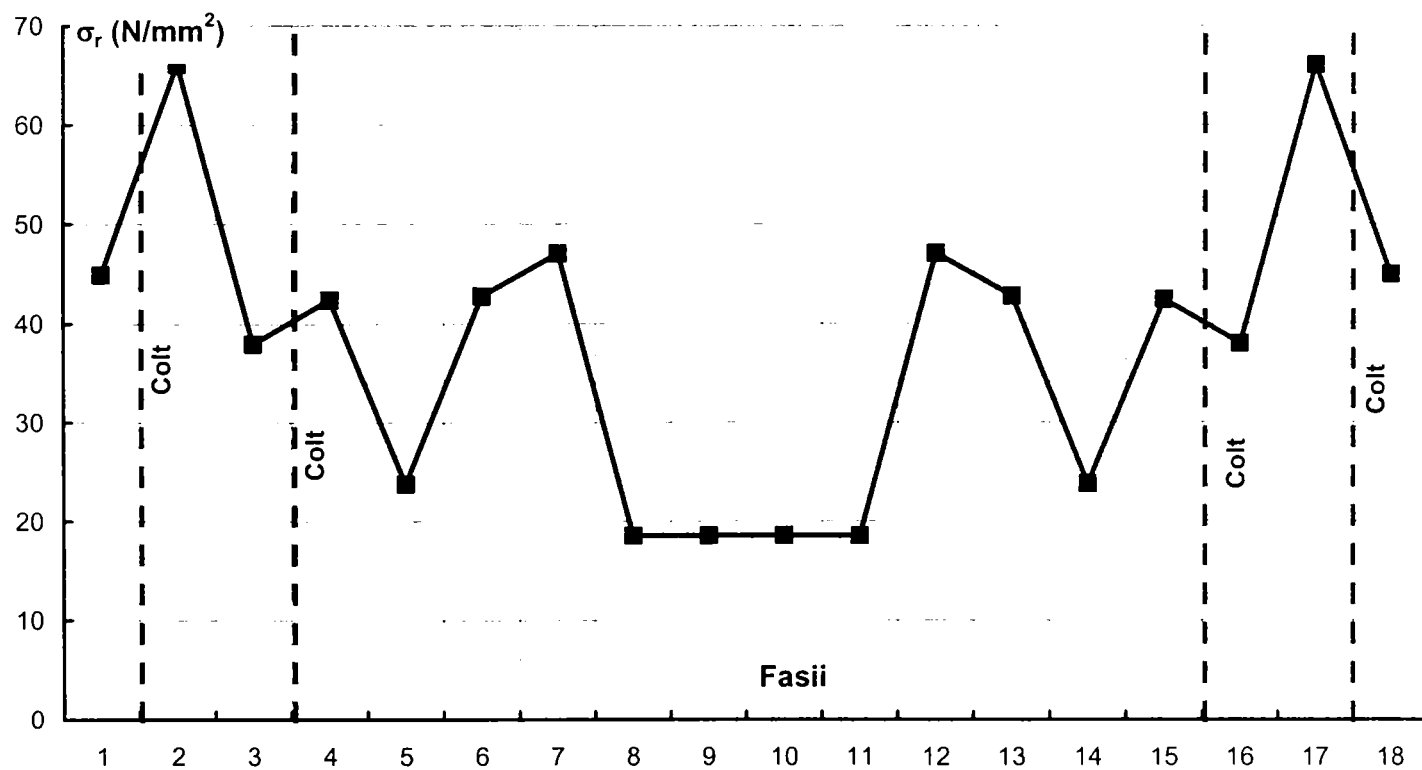
Secțiunea 'UC9S1/2'



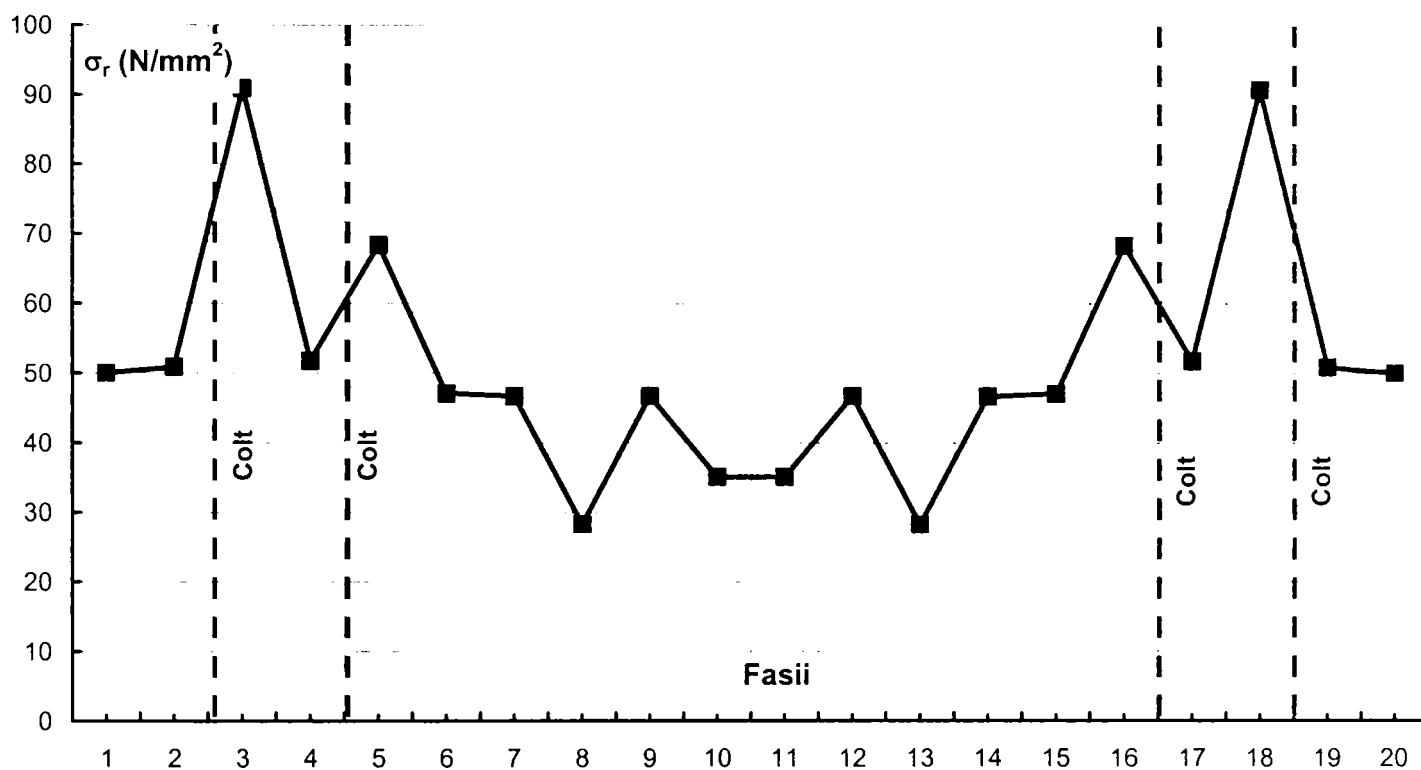
Secțiunea 'HC1S1/2'



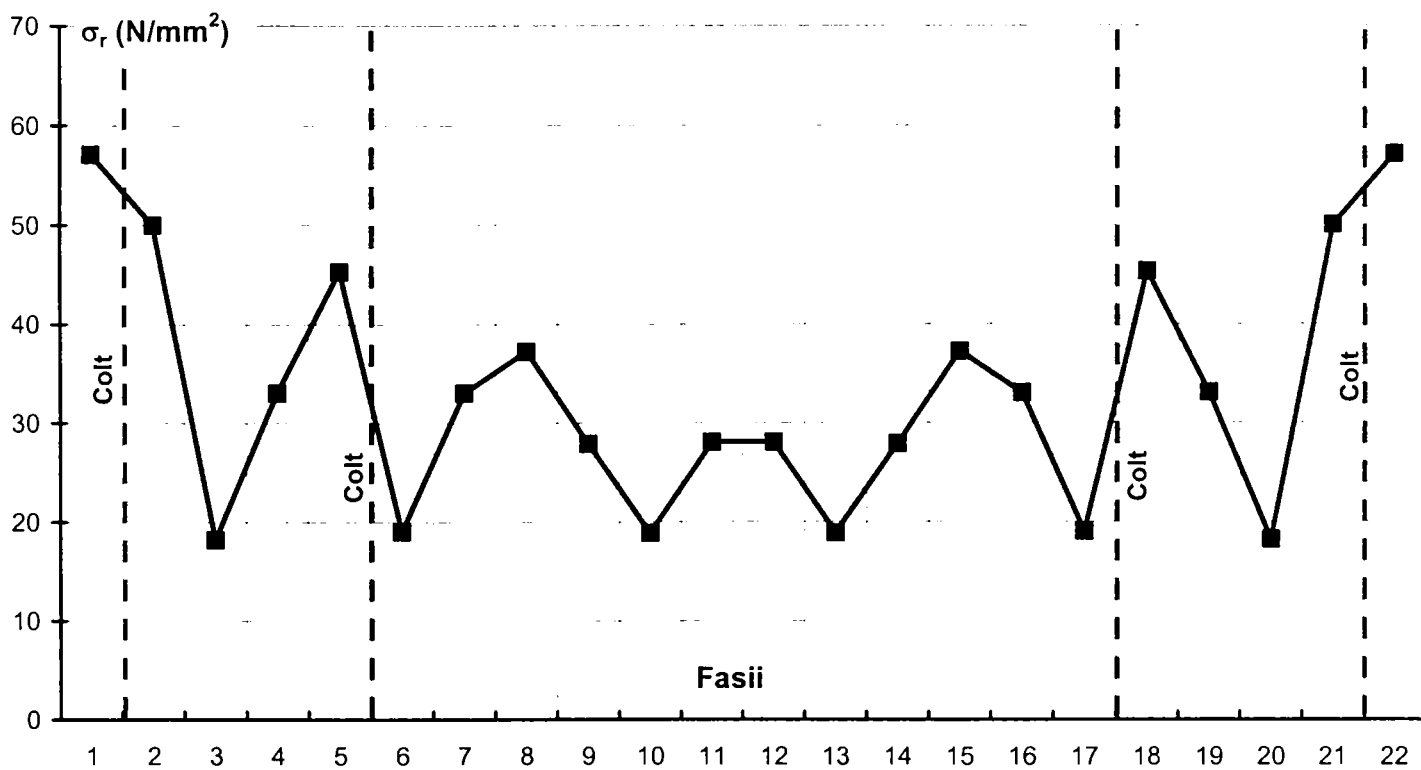
Secțiunea 'HC2S1/2'



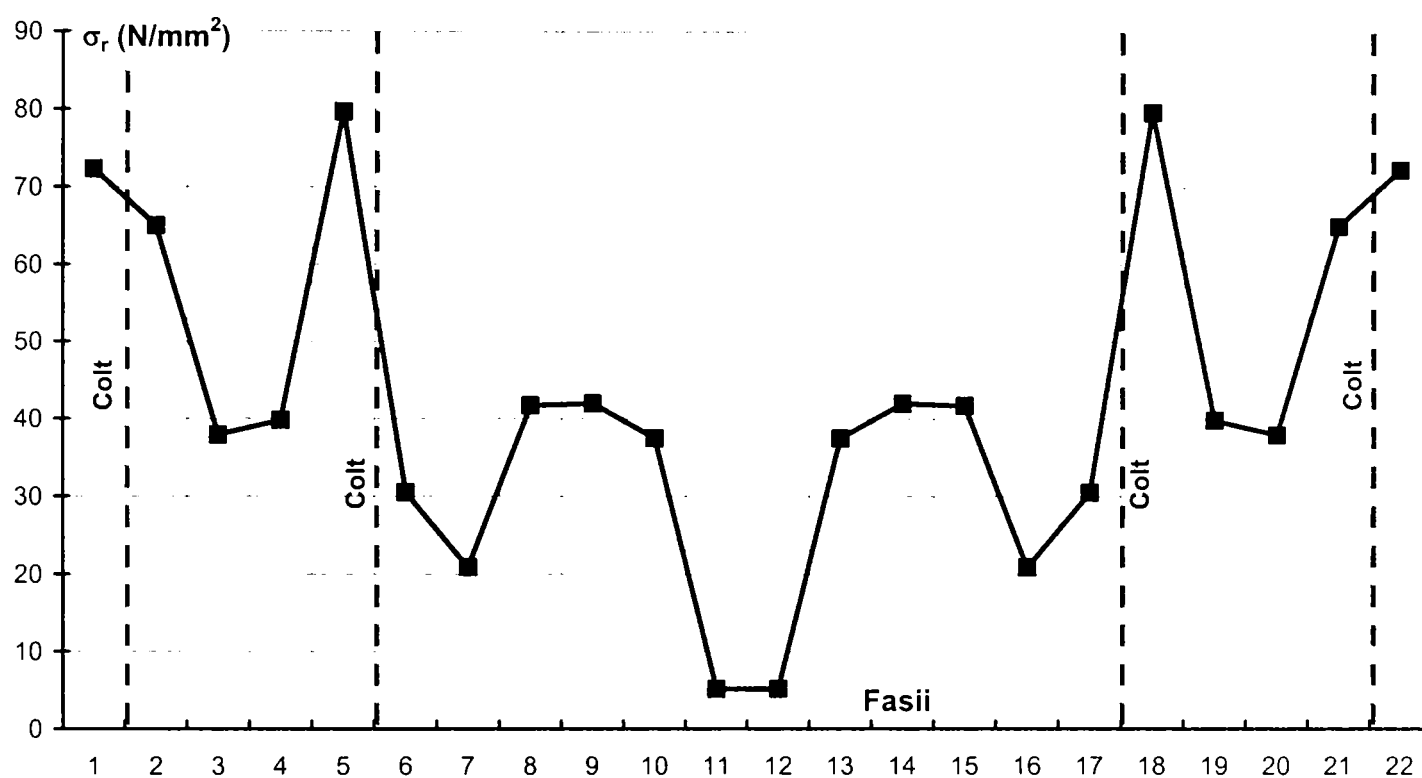
Secțiunea 'HC3S1/2'



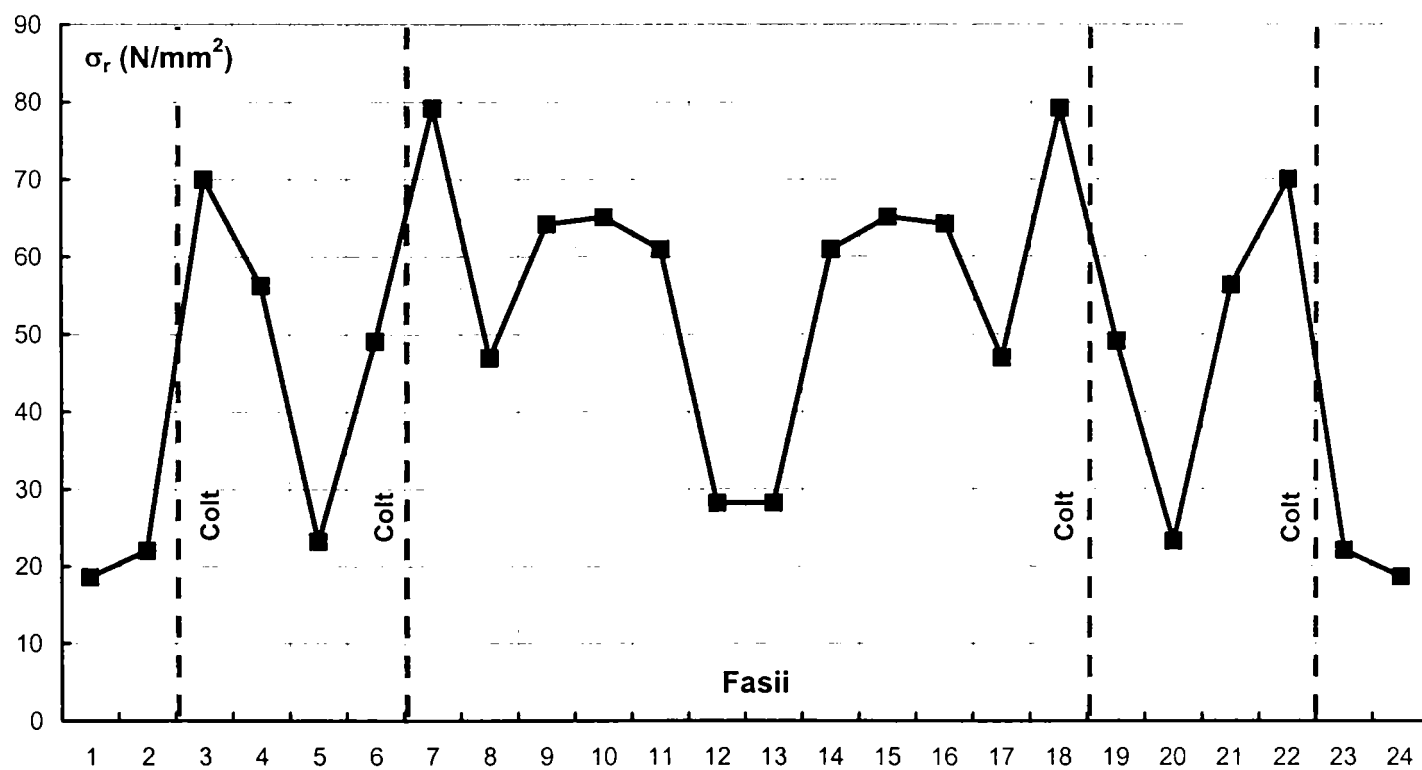
Secțiunea 'HC4S1/2'



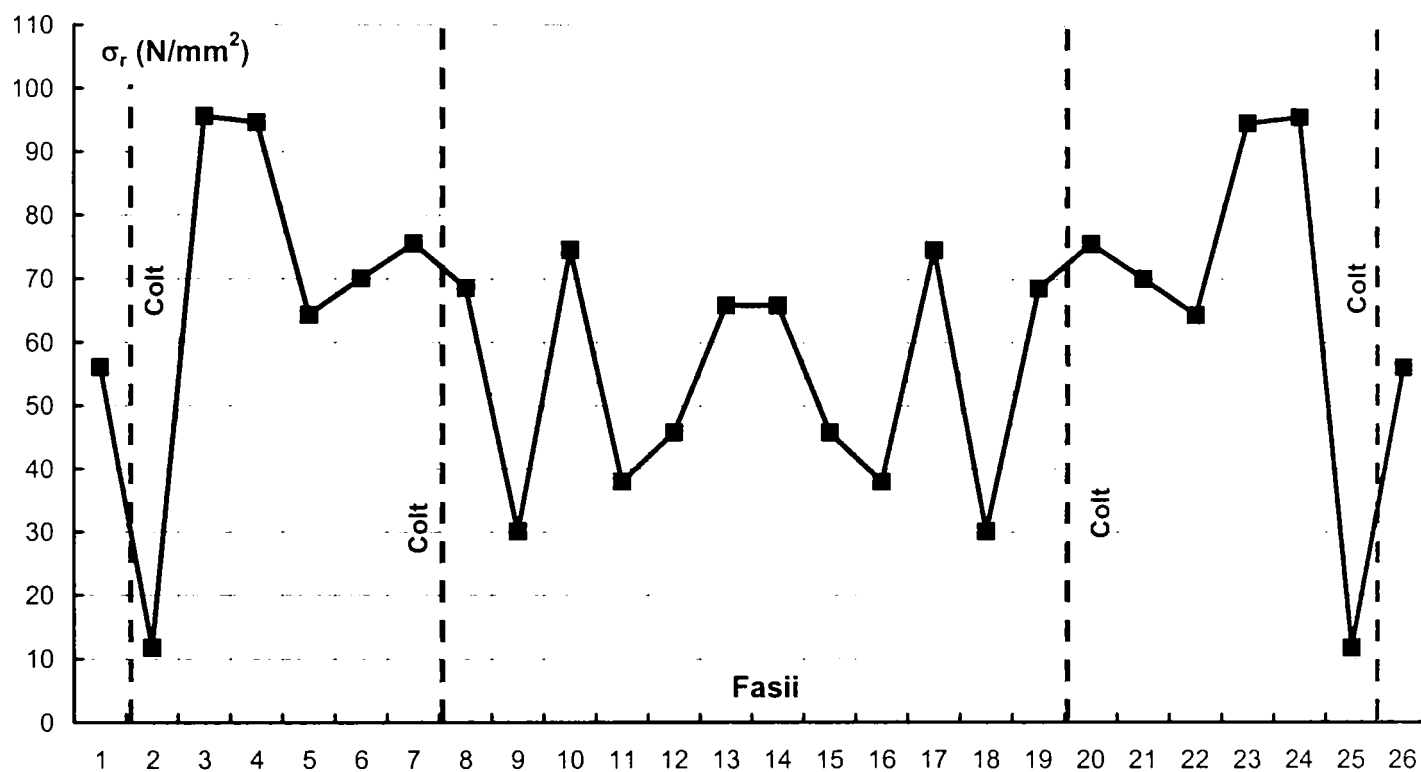
Secțiunea 'HC5S1/2'



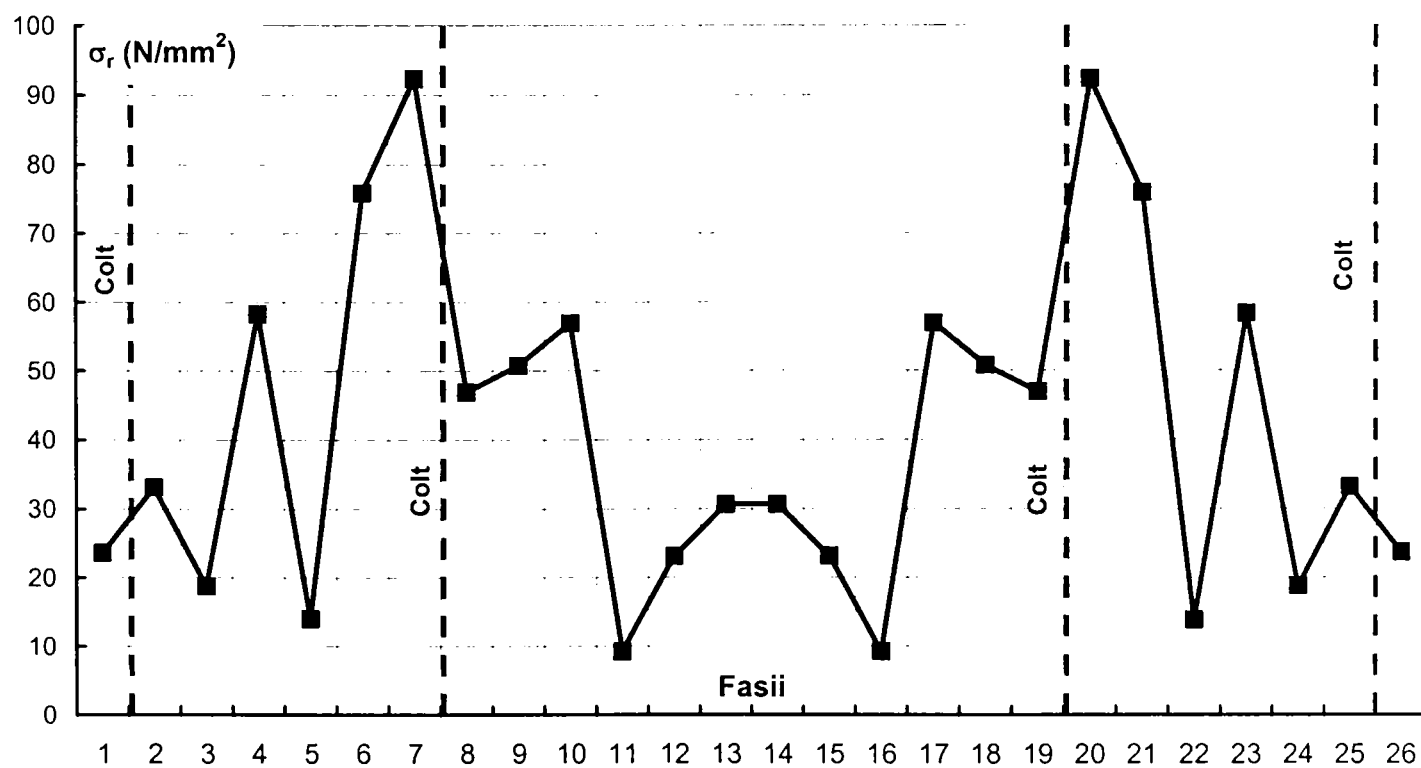
Secțiunea 'HC6S1/2'



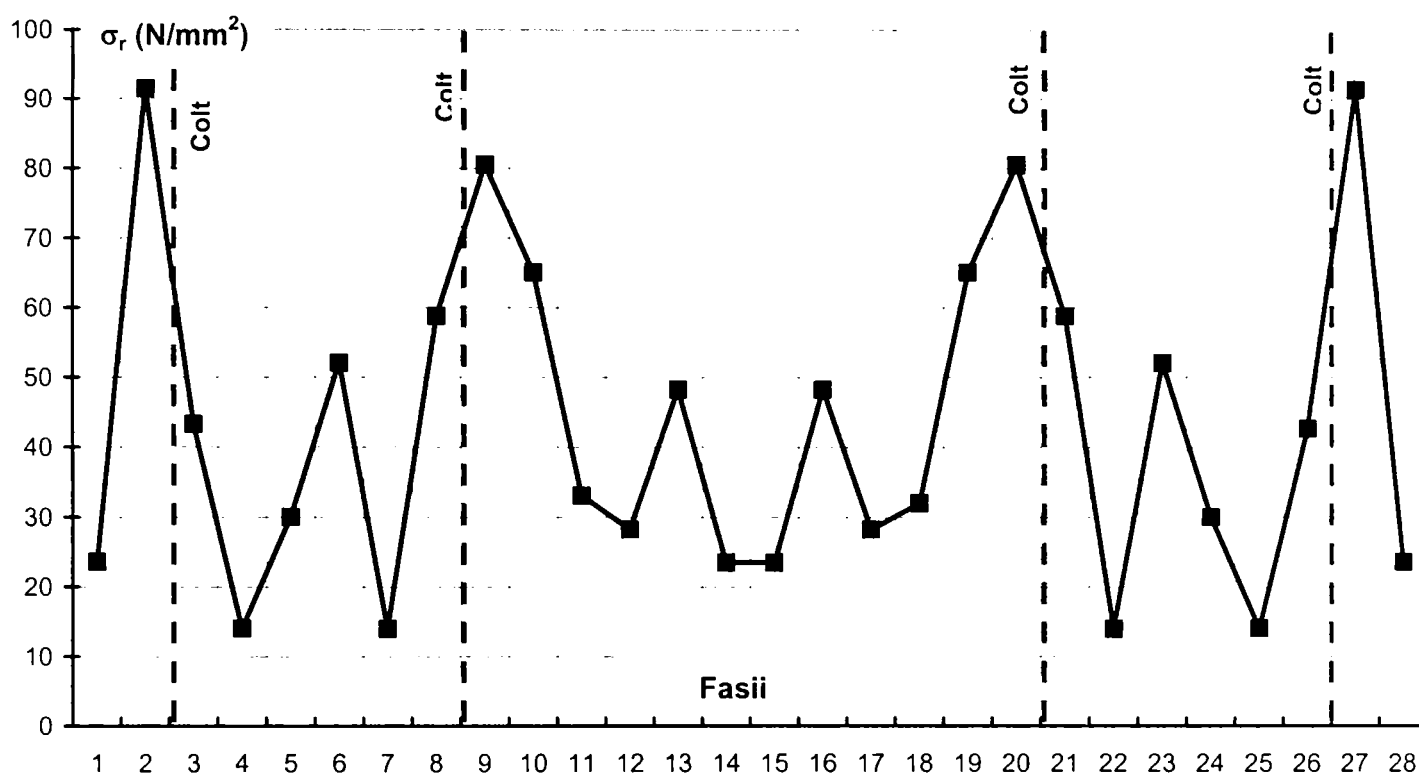
Secțiunea 'HC7S1/2'



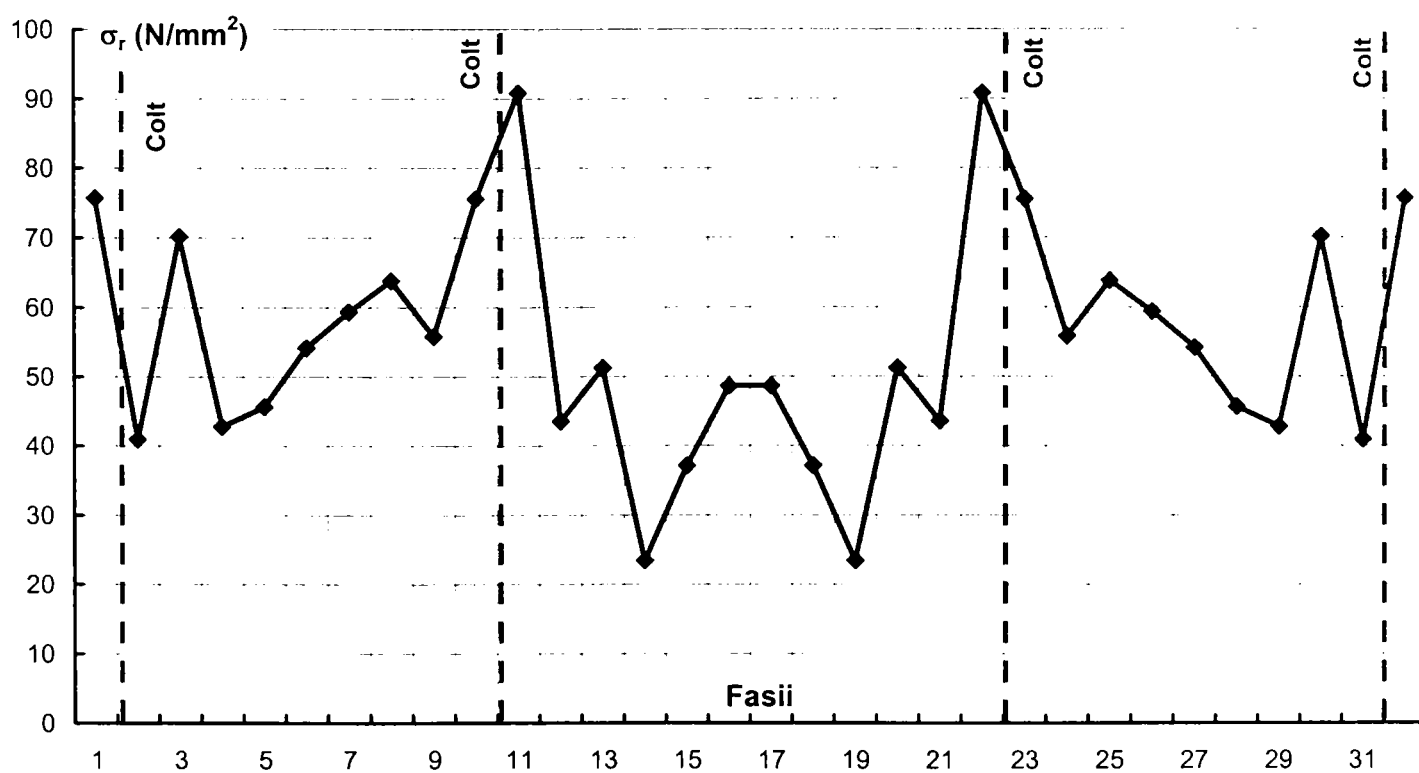
Secțiunea 'HC8S1/2'



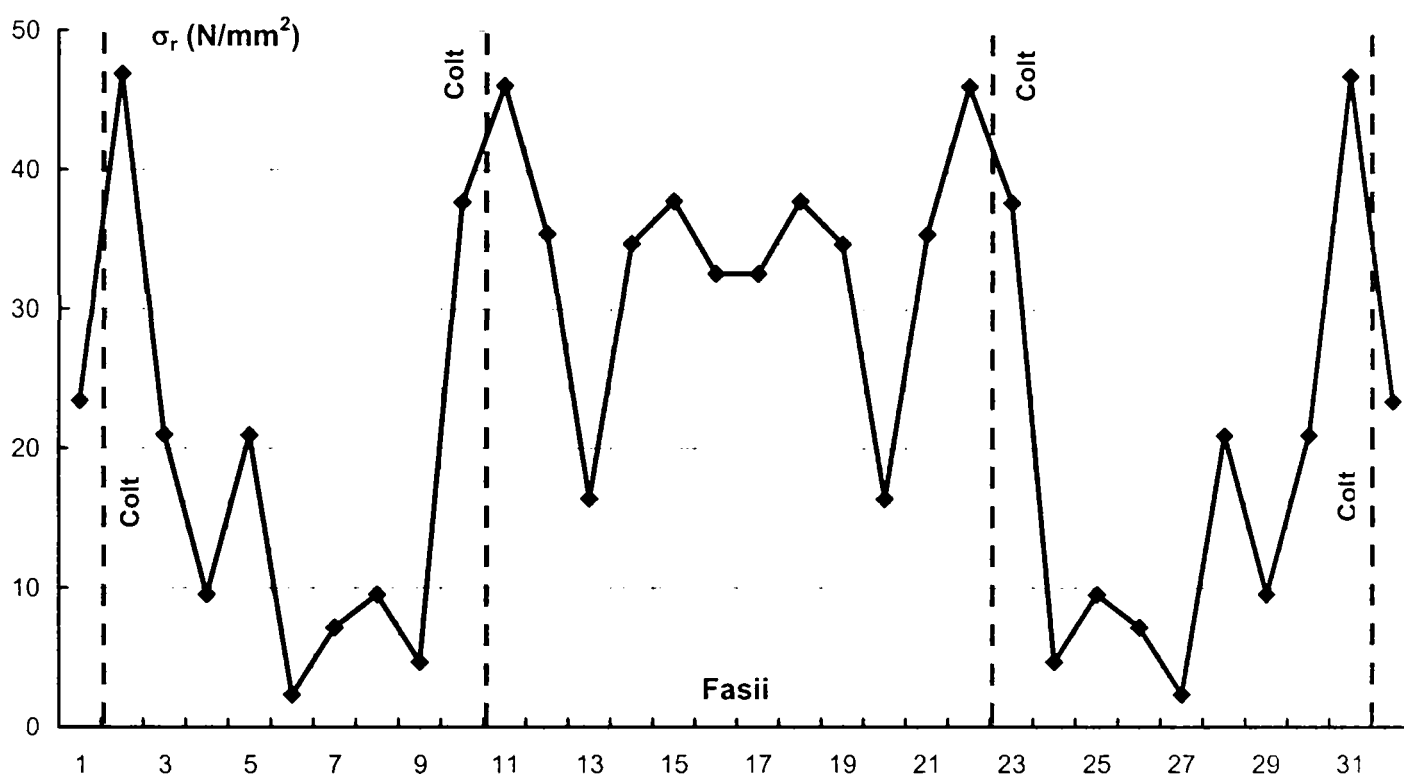
Secțiunea 'HC9S1/2'



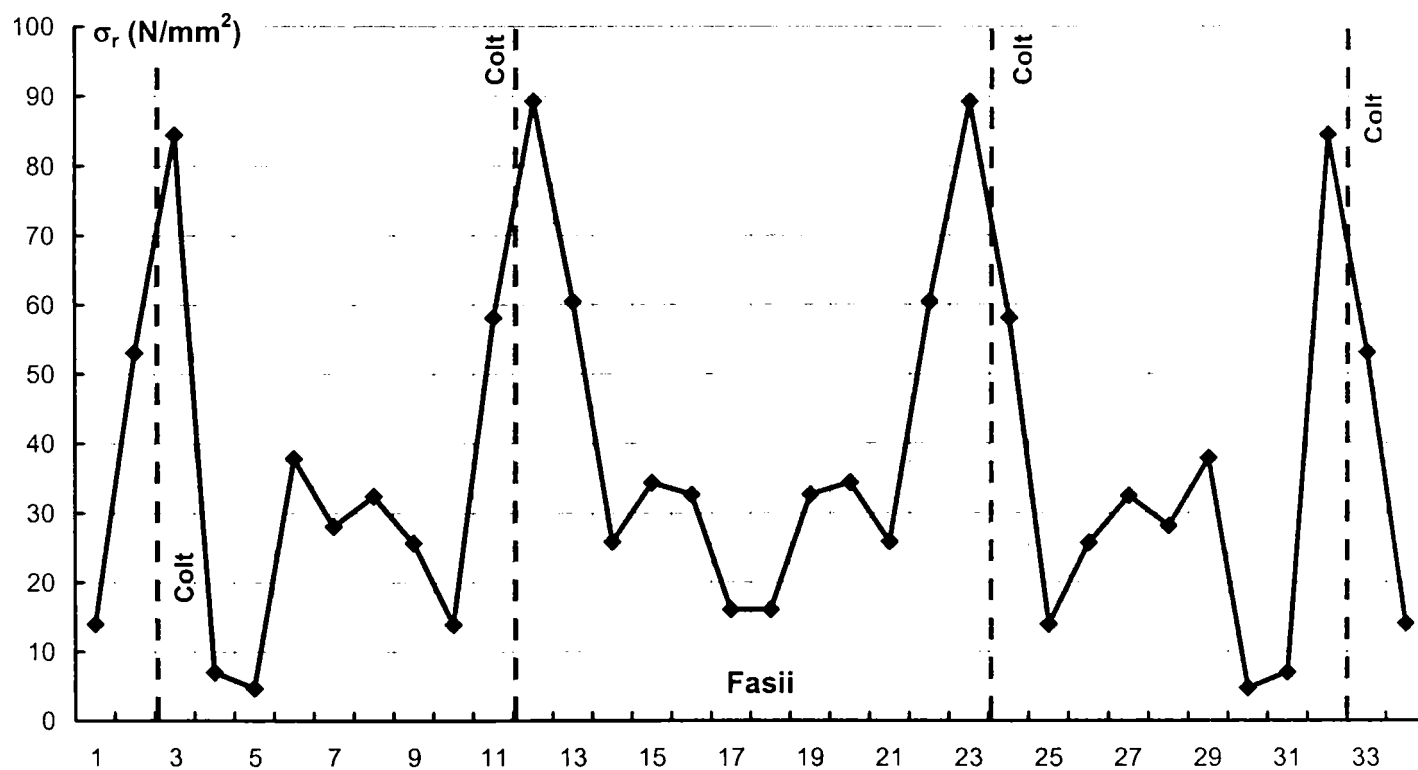
Secțiunea 'HC10S1/2'



Secțiunea 'HC11S1/2'



Secțiunea 'HC12S1/2'



ANEXA D

**Curbe $M(\theta)$ - θ realizate în programul *MathCad* pentru
mecanismele plastice locale de încovoiere**

Curbe moment incovoietor-rotire pentru mecanismul plastic al unei sectiuni U

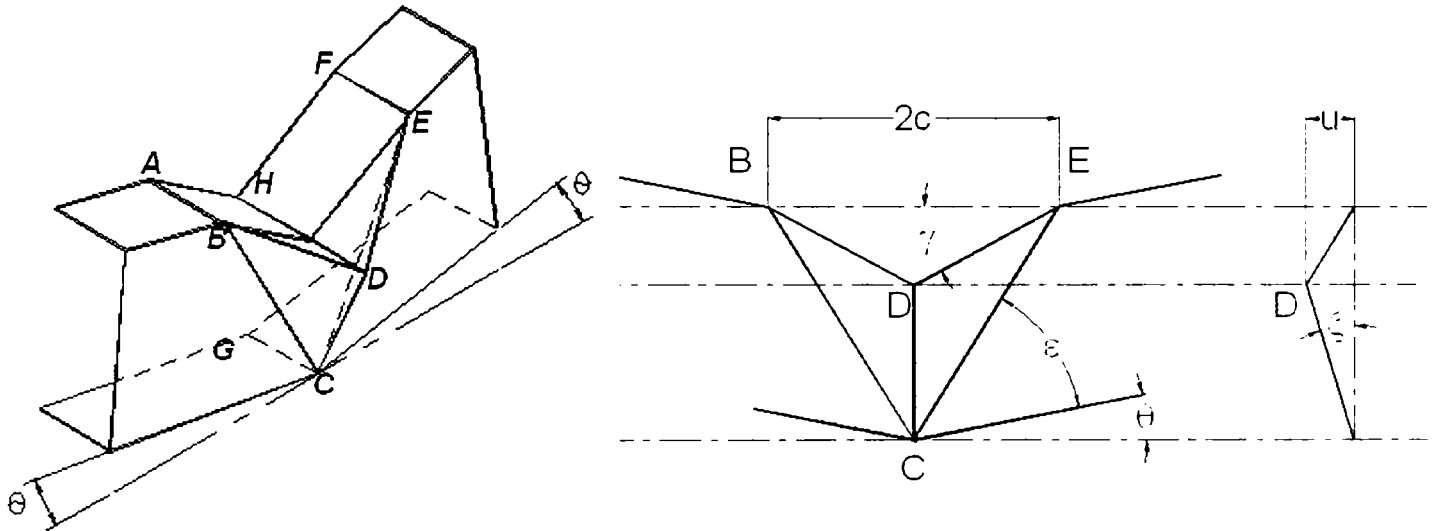
Caracteristicile sectiunii transversale

$$a := 36.2\text{mm} \quad f_y := 297.7 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2} \quad t := 1.17\text{mm}$$

$$b := 122.6\text{mm}$$

$$c := 0.82 \cdot b \quad c = 100.532\text{mm}$$

$$\theta := 0, 0.005 \dots \theta_j \quad \theta_j := \text{atan}\left(\frac{c}{b}\right) \quad \theta_j = 0.687$$



$$R := \sqrt{b^2 + c^2}$$

$$\gamma(\theta) := \text{acos}\left(\cos(\theta) - \frac{b}{c} \cdot \sin(\theta)\right)$$

$$l(\theta) := \sqrt{b^2 + (c \cdot \sin(\gamma(\theta)))^2} - c \cdot \sin(\gamma(\theta))$$

$$H(\theta) := \sqrt{b^2 + (c \cdot \sin(\gamma(\theta)))^2}$$

$$u(\theta) := \frac{b^2 - l(\theta)^2}{2 \cdot b}$$

$$A_1(\theta) := \frac{-1}{2} \cdot a \cdot c \cdot \sin(\gamma(\theta)) - u(\theta) \cdot H(\theta)$$

$$B_1(\theta) := \left(u(\theta) + \frac{a}{2}\right) \cdot c \cdot \cos(\gamma(\theta))$$

$$C_1(\theta) := -H(\theta) \cdot c \cdot \cos(\gamma(\theta)) + c^2 \cdot \cos(\gamma(\theta)) \cdot \sin(\gamma(\theta))$$

$$A_2(\theta) := \frac{1}{2} a \cdot c \cdot \sin(\theta)$$

$$B_2(\theta) := \frac{-1}{2} a \cdot c \cdot \cos(\theta)$$

$$C_2(\theta) := H(\theta) \cdot c \cdot \cos(\theta) - c^2 \cdot \cos(\gamma(\theta)) \cdot \sin(\theta)$$

$$\eta(\theta) := \arccos \left(\frac{A_1(\theta) \cdot A_2(\theta) + B_1(\theta) \cdot B_2(\theta) + C_1(\theta) \cdot C_2(\theta)}{\sqrt{A_1(\theta)^2 + B_1(\theta)^2 + C_1(\theta)^2} \cdot \sqrt{A_2(\theta)^2 + B_2(\theta)^2 + C_2(\theta)^2}} \right)$$

$$m_p := \frac{f_y \cdot t^2}{4}$$

$$r(\theta) := c \cdot \left(0.07 - \frac{\theta}{35} \right)$$

Energia de deformare:

$$W_1(\theta) := [(a + u(\theta)) \cdot 2 \cdot \gamma(\theta) + (\gamma(\theta) - \theta) \cdot 2 \cdot a + 2 \cdot a \cdot \theta + c \cdot \pi] \cdot m_p$$

$$W_2(\theta) := R \cdot (\pi - \eta(\theta)) \cdot 2 \cdot m_p$$

$$W_3(\theta) := \frac{2}{3} \cdot \frac{u(\theta) \cdot (b - u(\theta))}{r(\theta)} \cdot m_p$$

$$W_4(\theta) := 2 \cdot c \cdot \frac{u(\theta)}{r(\theta)} \cdot m_p$$

$$\frac{d}{d\theta} W_1(\theta) = \quad \frac{d}{d\theta} W_2(\theta) = \quad \frac{d}{d\theta} W_3(\theta) = \quad \frac{d}{d\theta} W_4(\theta) =$$

0 J
207.341
157.619
135.049
121.311
111.761
104.594
98.94
94.32
90.446
87.13
84.247
81.708
79.448
77.418
75.58

0 J
507.494
353.098
284.27
243.028
214.762
193.823
177.501
164.313
153.369
144.098
136.114
129.146
122.997
117.52
112.603

0 J
916.345
559.581
408.997
323.121
266.913
227.043
197.222
174.057
155.548
140.428
127.856
117.251
108.195
100.383
93.583

0 J
2.7 · 10 ³
1.774 · 10 ³
1.371 · 10 ³
1.134 · 10 ³
974.631
858.745
769.957
699.39
641.746
593.649
552.83
517.704
487.127
460.247
436.418

$$M(\theta) := \frac{d}{d\theta} W_1(\theta) + \frac{d}{d\theta} W_2(\theta) + \frac{d}{d\theta} W_3(\theta) + \frac{d}{d\theta} W_4(\theta)$$

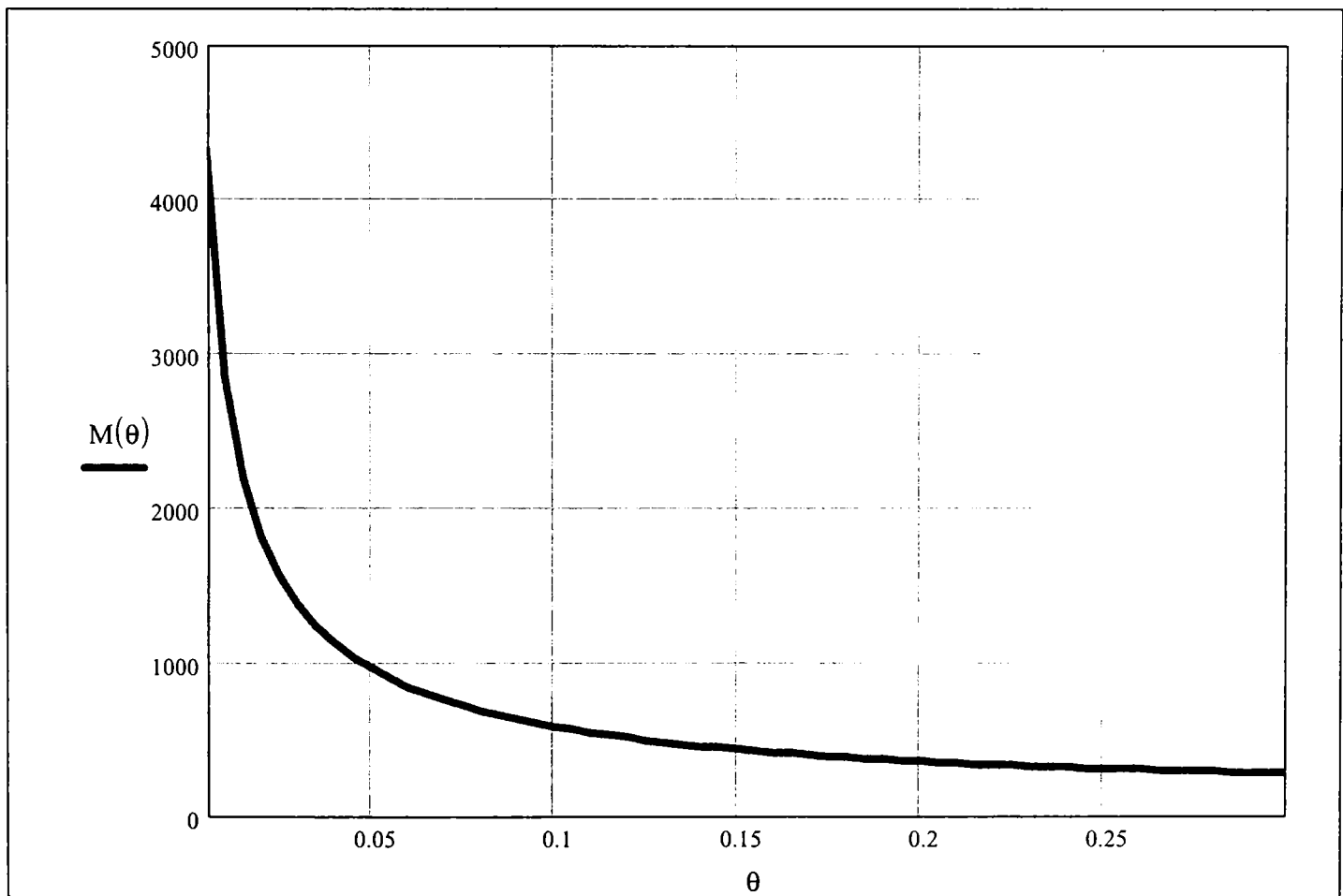
$M(\theta) =$

0
$4.331 \cdot 10^6$
$2.845 \cdot 10^6$
$2.199 \cdot 10^6$
$1.821 \cdot 10^6$
$1.568 \cdot 10^6$
$1.384 \cdot 10^6$
$1.244 \cdot 10^6$
$1.132 \cdot 10^6$
$1.041 \cdot 10^6$
$9.653 \cdot 10^5$
$9.01 \cdot 10^5$
$8.458 \cdot 10^5$
$7.978 \cdot 10^5$
$7.556 \cdot 10^5$
$7.182 \cdot 10^5$

N·mm

$\theta =$

0
$5 \cdot 10^{-3}$
0.01
0.015
0.02
0.025
0.03
0.035
0.04
0.045
0.05
0.055
0.06
0.065
0.07
0.075



Curbe moment incovoiator-rotire pentru mecanismul plastic al unei sectiuni C

Caracteristicile sectiunii transversale

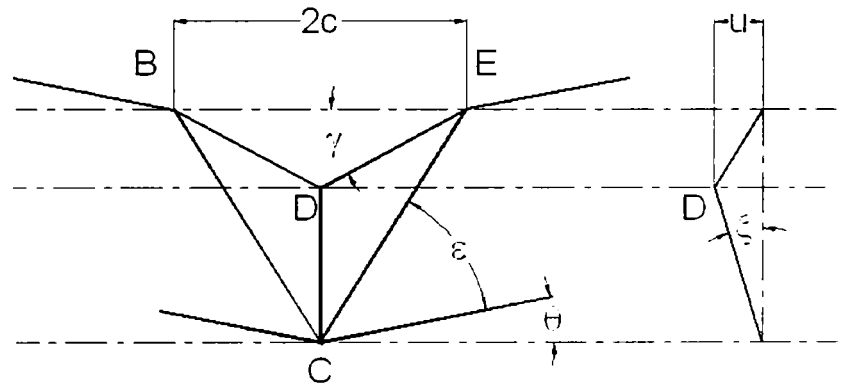
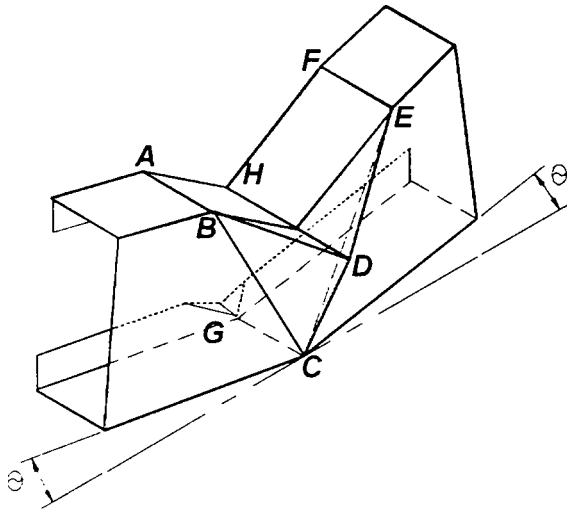
$$a := 36.2\text{mm} \quad f_y := 297.7 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2} \quad t := 1.17\text{mm}$$

$$b := 122.6\text{mm}$$

$$d := 12\text{mm}$$

$$c := 0.82 \cdot b \quad c = 100.532\text{mm}$$

$$\theta := 0, 0.005 \dots \theta_j \quad \theta_j := \text{atan}\left(\frac{c}{b}\right) \quad \theta_j = 0.687$$



$$R := \sqrt{b^2 + c^2}$$

$$\gamma(\theta) := \text{acos}\left(\cos(\theta) - \frac{b}{c} \cdot \sin(\theta)\right)$$

$$l(\theta) := \sqrt{b^2 + (c \cdot \sin(\gamma(\theta)))^2} - c \cdot \sin(\gamma(\theta))$$

$$H(\theta) := \sqrt{b^2 + (c \cdot \sin(\gamma(\theta)))^2}$$

$$u(\theta) := \frac{b^2 - l(\theta)^2}{2 \cdot b}$$

$$A_1(\theta) := \frac{-1}{2} \cdot a \cdot c \cdot \sin(\gamma(\theta)) - u(\theta) \cdot H(\theta)$$

$$B_1(\theta) := \left(u(\theta) + \frac{a}{2}\right) \cdot c \cdot \cos(\gamma(\theta))$$

$$C_1(\theta) := -H(\theta) \cdot c \cdot \cos(\gamma(\theta)) + c^2 \cdot \cos(\gamma(\theta)) \cdot \sin(\gamma(\theta))$$

$$A_2(\theta) := \frac{1}{2} a \cdot c \cdot \sin(\theta)$$

$$B_2(\theta) := \frac{-1}{2} a \cdot c \cdot \cos(\theta)$$

$$C_2(\theta) := H(\theta) \cdot c \cdot \cos(\theta) - c^2 \cdot \cos(\gamma(\theta)) \cdot \sin(\theta)$$

$$\eta(\theta) := \arccos \left(\frac{A_1(\theta) \cdot A_2(\theta) + B_1(\theta) \cdot B_2(\theta) + C_1(\theta) \cdot C_2(\theta)}{\sqrt{A_1(\theta)^2 + B_1(\theta)^2 + C_1(\theta)^2} \cdot \sqrt{A_2(\theta)^2 + B_2(\theta)^2 + C_2(\theta)^2}} \right)$$

$$m_p := \frac{f_y \cdot t^2}{4}$$

$$r(\theta) := c \cdot \left(0.07 - \frac{\theta}{35} \right)$$

Energia de deformare:

$$W_1(\theta) := [(a + u(\theta) + d) \cdot 2 \cdot \gamma(\theta) + (\gamma(\theta) - \theta) \cdot 2 \cdot a + 2 \cdot a \cdot \theta + 2c \cdot \pi] \cdot m_p$$

$$W_2(\theta) := R \cdot (\pi - \eta(\theta)) \cdot 2 \cdot m_p + 8 \cdot d \cdot (\pi - \eta(\theta)) \cdot m_p + d \cdot (\pi - 2 \cdot \eta(\theta)) \cdot m_p$$

$$W_3(\theta) := \frac{2}{3} \cdot \frac{u(\theta) \cdot (b - u(\theta))}{r(\theta)} \cdot m_p$$

$$W_4(\theta) := 2 \cdot c \cdot \frac{u(\theta)}{r(\theta)} \cdot m_p + 2 \cdot c \cdot \frac{d}{r(\theta)} \cdot m_p$$

$$\frac{d}{d\theta} W_1(\theta) = \quad \frac{d}{d\theta} W_2(\theta) = \quad \frac{d}{d\theta} W_3(\theta) = \quad \frac{d}{d\theta} W_4(\theta) =$$

0 J
234.467
176.888
150.853
135.06
124.114
115.921
109.474
104.217
99.818
96.06
92.799
89.932
87.383
85.097
83.031

0 J
699.547
486.723
391.847
334.998
296.036
267.172
244.674
226.495
211.41
198.63
187.625
178.02
169.544
161.994
155.215

0 J
916.345
559.581
408.997
323.121
266.913
227.043
197.222
174.057
155.548
140.428
127.856
117.251
108.195
100.383
93.583

0 J
2.714 · 10 ³
1.789 · 10 ³
1.385 · 10 ³
1.148 · 10 ³
989.184
873.358
784.631
714.124
656.542
608.507
567.75
532.687
502.172
475.355
451.59

$$M(\theta) := \frac{d}{d\theta} W_1(\theta) + \frac{d}{d\theta} W_2(\theta) + \frac{d}{d\theta} W_3(\theta) + \frac{d}{d\theta} W_4(\theta)$$

$M(\theta) =$

0
$4.564 \cdot 10^6$
$3.012 \cdot 10^6$
$2.337 \cdot 10^6$
$1.942 \cdot 10^6$
$1.676 \cdot 10^6$
$1.483 \cdot 10^6$
$1.336 \cdot 10^6$
$1.219 \cdot 10^6$
$1.123 \cdot 10^6$
$1.044 \cdot 10^6$
$9.76 \cdot 10^5$
$9.179 \cdot 10^5$
$8.673 \cdot 10^5$
$8.228 \cdot 10^5$
$7.834 \cdot 10^5$

N·mm

$\theta =$

0
$5 \cdot 10^{-3}$
0.01
0.015
0.02
0.025
0.03
0.035
0.04
0.045
0.05
0.055
0.06
0.065
0.07
0.075

