

Universitatea POLITEHNICA din Timișoara  
Facultatea de Construcții și Arhitectură  
Departamentul de Construcții Metalice și Mecanica Construcțiilor  
Centrul de Cercetare pentru Mecanica Materialelor și Siguranța Structurilor

STUDIUL SISTEMELOR CONSTRUCTIVE ȘI PERFORMANȚELOR  
STRUCTURALE ALE CADRELOR METALICE  
PENTRU DEPOZITE PALETIZATE

Teză de Doctorat elaborată de

Ing. Iosif Francisc Szabo

în vederea obținerii titlului de Doctor Inginer  
în specialitatea Inginerie Civilă

UNIVERSITATEA  
POLITEHNICA

641.492  
369 B

Conducător științific  
Prof.Dr.Ing. Dan Dubină

Timișoara

2004

---

## Scurt istoric al Facultății de Construcții și Arhitectură

În anul 1941 prin Decretul Lege nr. 3134/11.11.1941 se înființează 'Facultatea de Construcții', cu specializarea 'Construcții Civile și Industriale', în cadrul 'Școlii Politehnice din Timișoara'. De la această dată învățământul de construcții din Timișoara s-a dezvoltat și diversificat prin înființarea de noi secții: 'Catedra de Construcții Metalice' (1948), 'Laboratorul de Geotehnică' și 'Secția de Hidrotehnică' (1949), 'Catedra de Beton Armat și Clădiri' (1954), 'Secția de Drumuri și Poduri' (1963), 'Catedra de Drumuri și Fundații' (1968), 'Secția de Arhitectură' (1970), 'Catedra de Limbi Moderne' (1973), 'Secția de Instalații pentru Construcții' (1977), 'Secțiile de Inginerie Civilă' cu predare în limbile engleză și germană și profilul 'Geodezie' (1991), 'Catedra de Arhitectură' și 'Colegiul de Comunicare Profesională' (1993), 'Colegiul Tehnic de Construcții' și forma de învățământ 'Studii Aprofundate – MASTER' (1994), 'Catedra de Instalații pentru Construcții' (1997) și 'Colegiul de Arhitectură' și 'Colegiul de Drumuri și Poduri' (2000).

Până în anul 2001, când au trecut 20 de ani de la înființare, la diferite secții ale 'Facultății de Construcții și Arhitectură' au absolvit 12480 de specialiști, ingineri, subingineri și arhitecți. În prezent la facultate studiază 1700 de studenți, pregătirea lor fiind asigurată de 138 de cadre didactice titulare, aproximativ 30 de cadre didactice asociate și 63 de persoane din categoria personalului ajutător.

Facultatea a avut, și are în prezent, o activitate intensă în domeniul cercetării științifice și a cooperării internaționale. Din 1973 organizează 'Conferințe Naționale de Construcții Metalice', întotdeauna cu participare internațională. Din anii '70 începe școlarizarea unui număr mare de studenți străini. Colectivele de cadre didactice au participat la realizarea unor proiecte mari de construcții metalice, de exemplu Centrala termică Praga de Nord. În cadrul facultății au fost organizate manifestări științifice prestigioase. A fost găzduită de facultate a treia și a șasea ediție a Colocviului Internațional de Stabilitatea Structurilor Metalice (SDSS), patronat de Structural Stability Research Council (1982 - 1999). Debutează de 3 la Timișoara seria Conferințelor Internaționale de Stabilități Cuplate (CIMS - 1992), urmată de CIMS'96 la Liege și CIMS'2000 la Lisabona. Similar, de la Facultatea de Construcții pornește seria Conferințelor Internaționale pentru Comportarea construcțiilor Metalice în Zone Seismice (STESSA - 1994), urmată de STESSA'97 la Kyoto, STESSA'2000 la Montreal și STESSA'2003 la Neapole.

STUDIUL SISTEMELOR CONSTRUCTIVE ȘI PERFORMANȚELOR  
STRUCTURALE ALE CADRELOR METALICE  
PENTRU DEPOZITE PALETIZATE

Teză de Doctorat elaborată de

Ing. Iosif Francisc Szabo

în cadrul Universității "Politehnica" din Timișoara,  
în vederea obținerii titlului de Doctor Inginer  
în specialitatea Inginerie Civilă

Timișoara

2004

Prof.Dr.Ing. Ion Costescu – Președinte comisie (Decanul Facultății de Construcții și Arhitectură, Universitatea Politehnica din Timișoara)

Prof.Dr.Ing. Dan Dubină – Conducător științific (Universitatea Politehnica din Timișoara)

Prof.Dr.Ing. Miklós Iványi – Referent (Budapest University of Technology and Economics, Profesor Onorific al Universitatea Politehnica din Timișoara)

Prof.Dr.Ing. Șerban Dima – Referent (Universitatea Tehnică de Construcții București)

Prof.Dr.Ing. Victor Gioncu – Referent (Universitatea Politehnica din Timișoara, Membru al Academiei de Științe Tehnice din România)

©2004  
Iosif Francisc Szabo  
TOATE DREPTURILE REZERVATE



## CUPRINS

LISTA FIGURILOR

LISTA TABELELOR

NOTAȚII

CAPITOLUL 1: INTRODUCERE ÎN PROBLEMATICA ABORDATĂ	1
1.1 Generalități	1
1.2 Profilele metalice formate la rece	3
1.2.1 Secțiuni din oțel formate la rece	3
1.2.2 Tehnologii de fabricare	5
1.2.3 Materiale folosite	7
1.2.4 Probleme specifice de comportare și proiectare a profilelor formate la rece	7
1.3 Obiectivele tezei de doctorat	8
1.4 Conținutul tezei de doctorat	8
CAPITOLUL 2: STRUCTURILE DE DEPOZITARE	13
2.1 Introducere	13
2.2 Sisteme de depozitare	14
2.2.1 Sisteme paletizate	16
2.2.2 Sisteme tip raft	18
2.2.3 Sistem tip 'drive-in' și 'drive-through'	20
2.2.4 Sisteme de depozitare tip 'push-back' și cel cu 'flux de depozitare'	22
2.2.5 Sisteme de depozitare tip consolă	24
2.2.6 Sistemul de depozitare tip mezanin	25
2.3 Soluții constructive și elemente componente	25
2.3.1 Definiții și elemente componente	26
2.3.2 Soluții structurale	32
2.3.3 Grinda	33
2.3.4 Stâlpul	35
2.3.5 Îmbinarea grindă - stâlp	38
2.3.6 Observații și recomandări	41
2.4 Norme de proiectare	43
2.4.1 Aspecte generale privind norma de proiectare Europeană FEM10.2.02 (1997)	44
2.4.1.1 Coeficienți de încărcare și de material	45
2.4.1.2 Încărcările de poziționare	45
2.4.1.3 Analiza de ordinul doi a cadrului cu îmbinări semi-rigide	46
2.4.1.4 Filozofia proiectării și încercărilor experimentale	46
2.4.1.5 Proiectarea stâlpilor cu pereți subțiri perforați	48
2.4.1.6 Îmbinarea semi-rigidă	49
2.4.1.7 Folosirea oțelului tratat termic	50
2.4.2 Compararea normei Europene FEM10.2.02 (1997) și cea Americană RMI (1997)	51
2.5 Stadiul actual al cunoștințelor în domeniu pe plan național și internațional	52
2.5.1 Calcul și dimensionarea elementelor componente	53
2.5.1.1 Probleme particulare de instabilitate	53

2.5.1.2	Influența imperfecțiunilor geometrice	55
2.5.2	Evaluarea și optimizarea capacității portante și a rigidității ansamblului structural al cadrelor metalice pentru depozite paletizate	57
2.5.2.1	Investigații efectuate pe plan internațional	58
2.5.2.2	Investigații numerice asupra comportării cadrelor metalice pentru depozite paletizate	60
2.5.3	Acțiuni excepționale și probleme speciale	63
2.6	Concluzii	65

### CAPITOLUL 3: CARACTERISTICI GEOMETRICE EFICACE A PROFILELOR METALICI CU PEREȚI SUBȚIRI PERFORAȚI

		67
3.1	Introducere	67
3.2	Propuneri existente privind evaluarea lățimii eficace netă	69
3.2.1	Metoda lățimii eficace	69
3.2.2	Metoda propusă de YU și Davis (1973)	70
3.2.3	Metoda propusă de Miller și Pekoz (1994)	70
3.2.4	Metoda propusă de Abdel-Rahman și Sivakumaran (1998)	70
3.2.5	Metoda propusă în AISI (2002)	71
3.3	Calibrarea unei formule de lățime eficace netă pentru plăci perforate	71
3.3.1	Determinarea încărcării elastice critice de flambaj netă	72
3.3.2	Formula de calcul al lățimii eficace netă	75
3.4	Metoda grosimii echivalente	75
3.4.1	Metoda propusă de Davies ș.a. (1997)	76
3.4.2	Metoda propusă de Shanmugam ș.a. (1999)	76
3.4.3	Aplicarea metodei grosimii echivalente simplificate	76
3.5	Comparație metode propuse cu rezultate experimentale și numerice	77
3.6	Concluzii	81

### CAPITOLUL 4: ÎNCERCĂRI EXPERIMENTALE ASUPRA PROFILELOR METALICI CU PEREȚI SUBȚIRI PERFORAȚI

		83
4.1	Introducere	83
4.2	Program experimental pentru determinarea rezistenței ultime a profilelor perforate	84
4.3	Măsurători asupra caracteristicilor geometrice și fizice a specimenelor	85
4.3.1	Determinarea dimensiunilor și imperfecțiunilor geometrice	86
4.3.1.1	Măsurarea grosimilor	88
4.3.1.2	Măsurarea imperfecțiunilor geometrice	90
4.3.1.3	Variația imperfecțiunilor secționale pe lungimea profilului	93
4.3.2	Determinarea calității materialului de bază	94
4.3.3	Determinarea modificării caracteristicilor mecanice ale materialului datorate procesului de formare la rece	96
4.3.3.1	Considerarea în calcule a modificării caracteristicilor de material	98
4.3.3.2	Încercări de tracțiune pentru determinarea caracteristicilor de material modificate	100
4.3.4	Determinarea tensiunilor reziduale datorate formării la rece	103
4.3.4.1	Tensiuni reziduale la profile formate la rece	104
4.3.4.2	Măsurarea tensiunilor reziduale	106
4.4	Încercări de compresiune	111
4.4.1	Efectuarea încercărilor și rezultate	111
4.4.1	Simularea numerică a încercărilor experimentale	115

4.4.2	Comparația rezultatelor	118
4.5	Prelucrarea rezultatelor de compresiune	124
4.6	Concluzii	126

## CAPITOLUL 5: FORME DE INSTABILITATE SIMPLE ȘI CUPLATE ALE PROFILELOR CU PEREȚI SUBȚIRI PERFORAȚI

5.1	Introducere	127
5.2	Probleme specifice de stabilitate a profilelor metalice formate la rece	128
5.2.1	Moduri specifice de pierderea stabilității	128
5.2.2	Interacțiunea modurilor de pierderea stabilității	131
5.3	Analiza comportării profilelor metalice perforate folosind metode numerice	135
5.3.1	Descriere încercări experimentale 'Trento'	135
5.3.2	Simulări numerice folosind Metoda Elementului Finit (MEF)	138
5.3.3	Simulări numerice folosind Teoria Grinzii Generalizate (GBT)	141
5.3.3.1	Teoria Grinzii Generalizate (Generalized Beam Theory-GBT)	141
5.3.3.2	Rezultate obținute folosind GBT-ul	142
5.4	Calculul de stabilitate a profilelor cu pereți subțiri perforați pe baza conceptului de grosime echivalentă	145
5.4.1	Voalarea pereților	145
5.4.2	Distorsiunea pereților	145
5.4.3	Flambajul interactiv	151
5.4.3.1	Metoda Eroziunea Încărcării Critice de Bifurcare (ECBL)	151
5.4.3.2	Simularea numerică a flambajului interactiv	153
5.4.3.3	Determinarea factorului de imperfecțiune echivalent	155
5.4.4	Metoda Rezistenței Efective (Direct Strength Method - DSM)	155
5.4.4.1	Descrierea DSM	155
5.4.4.2	Aplicarea metodei DSM folosind grosimea echivalentă	157
5.5	Prelucrarea și discutarea rezultatelor	157
5.6	Concluzii	161

## CAPITOLUL 6: METODOLOGIE DE VERIFICARE PRIN CALCUL A STÂLPILOR STRUCTURILOR DE DEPOZITARE DIN PROFILE PERFORATE FORMATE LA RECE

6.1	Introducere	162
6.2	Procedura de concepere și dimensionare a stâlpilor structurilor de depozitare	162
6.2.1	Încercările de compresiune pe stâlpii cadrelor metalice pentru depozite paltizate	164
6.2.2	Determinarea valorilor caracteristice rezultatelor obținute din încercări experimentale	166
6.2.2.1	Ajustarea rezultatelor experimentale	166
6.2.2.2	Prelucrarea statistică a rezultatelor experimentale	167
6.2.2.3	Prelucrarea rezultatelor încercărilor de compresiune pe tronson scurt	168
6.3	Propunere metodologie de verificare a stâlpilor perforați comprimați	168
6.4	Aplicarea metodei grosimii echivalente pentru proiectarea stâlpilor perforați	170
6.4.1	Secțiunea transversală tip Firma C-1	170
6.4.2	Secțiunea transversală tip Firma C-2	175
6.5	Concluzii	181

## CAPITOLUL 7: REZUMATUL CAPITOLELOR CU CONCLUZII- CONTRIBUȚIILE AUTORULUI

182
-----

7.1	Concluzii pe capitole	182
7.2	Contribuțiile autorului	185
7.3	Valorificarea rezultatelor obținute în cadrul tezei	186
7.3.1	Publicații științifice	186
7.3.2	Contracte de cercetare și proiectare și rapoarte de cercetare	188
7.4	Remarci de final al autorului	189
REFERINȚE BIBLIOGRAFICE		190
ANEXA A: DATE ÎNCERCĂRI EXPERIMENTALE		202
A.1	Specimene încercate	202
A.2	Rezultate măsurători geometrice și fizico-mecanice	213
A.2.1	Aspecte generale privind prelucrarea statistică	213
A.2.1	Dimensiuni și imperfecțiuni geometrice	216
A.2.2	Calitate material de baza	219
A.2.3	Modificarea limitei de curgere datorită formării la rece	219
A.2.4	Tensiuni reziduale	226
A.2.4.1	Metodă de măsurare a tensiunilor reziduale	226
A.2.4.2	Rezultatele măsurătorilor de tensiuni reziduale	228
A.3	Rezultatele încercărilor de compresiune	234
ANEXA B: APLICAȚIE PRACTICĂ – STRUCTURĂ DE TIP CONSOLĂ		251
B.1	Soluția constructivă	251
B.2	Aplicarea normelor românești și internaționale pentru dimensionarea structurii	252
B.2.1	Evaluare încărcărilor specifice	252
B.2.2	Analiza numerică statică și dinamică a structurii	253
B.2.3	Dimensionarea elementelor componente al structurii	254
B.3	Modelarea și detalierea 3D a structurii	255
CURRICULUM		257

## LISTA FIGURILOR

Figura 1: Diversitatea formelor produselor perforate	2
Figura 2: Tipuri de secțiuni transversale formate la rece	4
Figura 3: Table profilate și casete	4
Figura 4: Fazele de lucru pentru laminare în cazul unei secțiuni de tip Z (Hancock 1998)	6
Figura 5: Etapa de pregătire în procesul de laminare la rece	7
Figura 6: Depozitul ca și parte integrantă a procesului de producție (Retrotech 2003)	13
Figura 7: Sistem de depozitare cu control automatizat (Retrotech 2003)	14
Figura 8: Sistem de depozitare tipic cu structură metalică	15
Figura 9: Sistem de depozitare paletizat (McNamee 2003)	16
Figura 10: Sistemul paletizat ajustabil (USP 2003)	17
Figura 11: Sistemul paletizat cu dublă adâncime (USP 2003)	18
Figura 12: Platformă tip plasă de sârmă și montaj platformă (Concept 2003)	18
Figura 13: Exemplu de sistem tip raft	19
Figura 14: Rafturi cu prindere cu clamă și șurub (Concept 2003)	20
Figura 15: Sistem 'drive-in' și 'drive-through' (Awei 2003; USP 2003)	21
Figura 16: Elemente componente sistem 'drive-in' și 'drive-through' (McNamee 2003)	21
Figura 17: Sistem de depozitare tip 'push-back' (McNamee 2003)	22
Figura 18: Detalii sistem depozitare tip 'push-back' (McNamee 2003)	23
Figura 19: Sistemul de depozitare cu 'flux de depozitare' (Steel King 2003)	23
Figura 20: Sistemul de depozitare tip consolă (Jarke 2003)	24
Figura 21: Sistemul de depozitare tip mezanin	25
Figura 22: Elemente componente a sistemelor de depozitare paletizate (Baldassino ș.a. 1998)	26
Figura 23: Definiții elemente componente (AS4084 1993)	28
Figura 24: Apărătoare de stâlp	29
Figura 25: Traversă și bară de legătură	30
Figura 26: Exemple tipice de cadre verticale transversale (FEM10.2.02 1997)	31
Figura 27: Configurația uzuală a unei structuri paletizate necontravântuită (FEM10.2.02 1997)	32
Figura 28: Configurația uzuală a unei structuri paletizate contravântuită (FEM10.2.02 1997)	33
Figura 29: Secțiuni transversale tipice de grindă (Godley 1991)	33
Figura 30: Configurația uzuală a încărcării cu paleti și dimensiuni caracteristice	34
Figura 31: Alte secțiuni transversale de grinda	35
Figura 32: Secțiuni transversale tipice de stâlp (Godley 1991)	35
Figura 33: Dispunerea perforațiilor pe secțiunea stâlpului (FEM10.2.02 1997)	36
Figura 34: Prinderea contravântuirilor (Hancock 1998)	36
Figura 35: Prindere la bază tipică și șuruburi folosite la aceste prinderi (Godley 1991)	37
Figura 36: Alte secțiuni transversale de stâlp	38
Figura 37: Conceptul "lambă și șliț" (Markazi ș.a. 1997)	39
Figura 38: Conceptul "matrițat" și "înfășurare prin matrițare" (Markazi ș.a. 1997)	39
Figura 39: Conceptul „pană de fixare încorporată” și „clema dublă integrată” (Markazi ș.a. 1997)	40
Figura 40: Compozit categoria A și B (Markazi ș.a. 1997)	40
Figura 41: Clasificarea generală a conectorilor de capăt de grindă (Markazi ș.a. 1997)	41
Figura 42: Exemple de îmbinare grindă-stâlp	41

Figura 43: Curba moment-rotire tipică caracteristică îmbinării cu model bilinear (FEM10.2.02 1997)	50
Figura 44: Cazurile de imperfecțiune inițiale considerate în analiza numerică	56
Figura 45: Variantele de calcul a structurilor	61
Figura 46: Caracteristici îmbinare riglă-stâlp și prindere la bază pentru Firma A și Firma B	61
Figura 47: Variația raportului $V_{cr} / V_{sd}$ funcție de varianta de calcul	62
Figura 48: Influența prezentei contravântuirilor pentru Firma A	63
Figura 49: Prezentarea conceptului de lățime eficace	69
Figura 50: Modelele numerice analizate în studiu determinării încărcării critice de voalare a plăcii perforate $P_{cr,n}$	72
Figura 51: Model numeric cu perforație centrală de formă pătrată cu dimensiunea perforației de $d / b_p = 0.05; 0.10; 0.20$	73
Figura 52: Model numeric cu perforație centrală de formă pătrată cu dimensiunea perforației de $d / b_p = 0.30; 0.40; 0.50$	73
Figura 53: Model numeric cu perforație centrală de formă pătrată cu dimensiunea perforației de $d / b_p = 0.60; 0.70; 0.80$	73
Figura 54: Model numeric cu perforație centrală de formă circulară cu dimensiunea perforației de $d / b_p = 0.05; 0.10; 0.20$	73
Figura 55: Model numeric cu perforație centrală de formă circulară cu dimensiunea perforației de $d / b_p = 0.30; 0.40; 0.50$	74
Figura 56: Model numeric cu perforație centrală de formă circulară cu dimensiunea perforației de $d / b_p = 0.60; 0.70; 0.80$	74
Figura 57: Funcția de reducere $f$	75
Figura 58: Specimene analizate de Sivakumaran (1987) și Sivakumaran și Abdel-Rahman (1998)	77
Figura 59: Modele cu elemente finite a speci­meneleor cu perforație circulară și pătrată din Seria I	78
Figura 60: Modele cu elemente finite a speci­meneleor cu perforație pătrată, ovală și neperforată din Seria I	78
Figura 61: Modele cu elemente finite a speci­meneleor cu perforație circulară și pătrată din Seria II	78
Figura 62: Modele cu elemente finite a speci­meneleor cu perforație pătrată, ovală și neperforată din Seria II	78
Figura 63: Modele cu elemente finite a speci­meneleor din Seria A	79
Figura 64: Modele cu elemente finite a speci­meneleor din Seria B	79
Figura 65: Definierea lățime de calcul placă $b_p$	81
Figura 66: Forma și așezarea perforațiilor pe inima respectiv talpa speci­menelor	85
Figura 67: Definierea imperfecțiunilor	86
Figura 68: Definiția tipurilor de imperfecțiuni geometrice (Schafer și Pekoz 1998)	87
Figura 69: Mărimile geometrice măsurate (grosimi și lățimi) și pozițiile în care s-au efectuat acestea	88
Figura 70: Frecvența absolută măsurători de grosime de material	89
Figura 71: Definierea imperfecțiunilor secționale	90
Figura 72: Frecvența absolută măsurători de imperfecțiune secțională	92
Figura 73: Forma și dimensiunile nominale a epruvetei pentru încercarea de tracțiune	94
Figura 74: Presa pentru încercări la tracțiune	95



Figura 75: Imagine cu epruvetele încercate pentru determinarea calității materialului de bază	95
Figura 76: Curbe caracteristice material de bază	96
Figura 77: Efectul formării la rece asupra caracteristicilor mecanice a materialului (Karren și Winter 1967).	97
Figura 78: Efectul ecrusajului și îmbătrânirii materialului (Chajes ș.a 1963)	97
Figura 79: Măsurători efectuate de Grumbach și Prudhomme (1974)	99
Figura 80: Dispunere fâșii pentru încercarea de tracțiune	101
Figura 81: Secțiuni transversale pentru fâșiile de talpă / inima și de colț	101
Figura 82: Modificarea limitei de curgere pe secțiunea transversală, respectiv limita de curgere mediată determinată prin diferite metode	102
Figura 83: Tensiuni reziduale medii pe o secțiune formată la rece (Ingvarsson 1975)	104
Figura 84: Definirea tensiunilor reziduale flexionale și membranare (Schafer și Pekoz 1998).	105
Figura 85: Tensiuni reziduale flexionale procentual față de limita de curgere (Schafer și Pekoz 1998)	106
Figura 86: Dispunere găuri pe fâșii pentru determinare tensiune reziduală	106
Figura 87: Dispunere fâșii pe secțiune transversală pentru determinare tensiune reziduală	107
Figura 88: Distribuția mediată a tensiunilor reziduale flexionale pe secțiunea transversală și vedere superioară a florii reziduale	107
Figura 89: Variația tensiunii reziduale flexionale mediată pe fâșii raportat la limita de curgere a materialului de bază	108
Figura 90: Floare reziduală – vedere de ansamblu	109
Figura 91: Distribuția procentuală a tensiunilor reziduale talpă-colț-inimă față de limita de curgere, pentru fâșii de 150.0 mm și 200.0 mm lungime	109
Figura 92: Distribuția medie procentuală a tensiunilor reziduale talpă-colț-inimă față de limita de curgere	109
Figura 93: Propunere privind distribuția procentuală a tensiunilor reziduale talpă-colț-inimă față de limita de curgere	110
Figura 94: Mașina universală de încercări de materiale UTS 250kN	111
Figura 95: Curbe forță-deplasare seria de specimene UA	112
Figura 96: Curbe forță-deplasare seria de specimene UB	112
Figura 97: Curbe forță-deplasare seria de specimene UC	113
Figura 98: Dimensiuni secțiune transversală (linie mediană) și aplicare imperfecțiune geometrică	116
Figura 99: Modele de material pentru analiza numerică	116
Figura 100: Modele cu elemente finite a seriilor de specimene SWA, SSWA și SLA	117
Figura 101: Modele cu elemente finite a seriilor de specimene CWA, CCWA și CLA	117
Figura 102: Modele cu elemente finite a seriilor de specimene SWCLA, SSWCLA și UA	117
Figura 103: Comparatie rezultate pentru seria de specimene SWA și CWA	118
Figura 104: Comparatie rezultate pentru seria de specimene SWB și CWB	119
Figura 105: Comparatie rezultate pentru seria de specimene SWC și CWC	119
Figura 106: Comparatie rezultate pentru seria de specimene SSWA și CCWA	120
Figura 107: Comparatie rezultate pentru seria de specimene SSWB și CCWB	120
Figura 108: Comparatie rezultate pentru seria de specimene SSWC și CCWC	121
Figura 109: Comparatie rezultate pentru seria de specimene SLA și CLA	121
Figura 110: Comparatie rezultate pentru seria de specimene SLB și CLB	122
Figura 111: Comparatie rezultate pentru seria de specimene SLC și CLC	122
Figura 112: Comparatie rezultate pentru seria de specimene SWCLA și SSWCLA	123
Figura 113: Comparatie rezultate pentru seria de specimene SWCLB și SSWCLB	123

Figura 114: Comparație rezultate pentru seria de specimene SWCLC și SSWCLC	124
Figura 115: Moduri de flambaj funcție de lungimea de semiundă pentru un profil C solicitat la compresiune (Hancock, 1998)	128
Figura 116: Moduri simple de flambaj pentru un profil C format la rece comprimat: a) local ( $L$ ); b) distorsional ( $D$ ); c) încovoiere ( $F$ ); d) torsional ( $T$ ); e) încovoiere-răsucire ( $FT$ )	129
Figura 117: Moduri cuplate (interacțiune) de flambaj pentru un profil C format la rece comprimat: a) $L + D$ ; b) $F + L$ ; c) $F + D$ ; d) $FT + L$ ; e) $FT + D$ ; f) $F + FT$	130
Figura 118: Pierderea stabilității prin bifurcarea echilibrului și fenomenul de eroziune al încărcării critice	131
Figura 119: Eroziunea primară și eroziunea secundară a încărcării critice de bifurcare	132
Figura 120: Model de calcul al eroziunii primare și secundare	133
Figura 121: Instabilități cuplate: a) în mod natural; b) prin proiectare	133
Figura 122: Secțiuni de stâlp pentru structuri de depozitare (Baldassino și Hancock 1999)	136
Figura 123: Cadru încercare și montaj specimen (Baldassino ș.a 1998b).	137
Figura 124: Aplicarea excentrică a forțelor (Baldassino și Hancock 1999)	137
Figura 125: Modele cu elemente finite a încercărilor experimentale de la 'Trento'	138
Figura 126: Forme de imperfecțiuni geometrice inițiale	140
Figura 127: Rezultate simulări numerice pe profilele tip WH (fără perforații)	140
Figura 128: Rezultate simulări numerice pe profilele tip H (cu perforații)	140
Figura 129: Imagine cu modurile de flambaj individuale obținute utilizând GBT-ul	142
Figura 130: Curbe de flambaj pentru excentricități de -2.5 mm	143
Figura 131: Curbe de flambaj pentru excentricități de -5.0 mm	143
Figura 132: Curbe de flambaj pentru excentricități de 0.0 mm	143
Figura 133: Curbe de flambaj pentru excentricități de +2.5 mm	144
Figura 134: Curbe de flambaj pentru excentricități de +5.0 mm	144
Figura 135: Curbe de flambaj pentru excentricități de +7.5 mm	144
Figura 136: Curbe de flambaj pentru excentricități de +10.0 mm	145
Figura 137: Determinarea caracteristicilor secționale a tălpii comprimate (AS/NZS4600 1996)	147
Figura 138: Secțiunile transversale analizate	147
Figura 139: Eforturile critice de flambaj pentru Sect1 neperforat și perforat	148
Figura 140: Eforturile critice de flambaj pentru Sect2 neperforat și perforat	148
Figura 141: Eforturile critice de flambaj pentru Sect3 neperforat și perforat	149
Figura 142: Distorsiunea și interacțiunea modurilor pentru Sect1	150
Figura 143: : Distorsiunea și interacțiunea modurilor pentru Sect2	150
Figura 144: : Distorsiunea și interacțiunea modurilor pentru Sect3	151
Figura 145: Modelul de flambaj interactiv conform teoriei ECBL	152
Figura 146: Aplicarea imperfecțiunii globale flexionale	154
Figura 147: Moduri critice de flambaj și lungimile de semiundă corespunzătoare pentru un profil cu secțiune C solicitat la compresiune (Schafer 2002)	157
Figura 148: Specimenele du perforații de $d = 16.5mm$ cu factorul de imperfecțiune $\alpha$ neafectat	158
Figura 149: Specimenele du perforații de $d = 16.5mm$ cu factorul de imperfecțiune echivalent $\alpha_{eq}$	158
Figura 150: Specimenele du perforații de $d = 33.0mm$ cu factorul de imperfecțiune $\alpha$ neafectat	159
Figura 151: Specimenele du perforații de $d = 33.0mm$ cu factorul de imperfecțiune echivalent $\alpha_{eq}$	159



Figura 152: Specimenele du perforații de $d = 49.5mm$ cu factorul de imperfecțiune $\alpha$ neafectat	160
Figura 153: Specimenele du perforații de $d = 49.5mm$ cu factorul de imperfecțiune echivalent $\alpha_{eq}$	160
Figura 154: Procedura actuală de dimensionarea stâlpilor perforați (Davies ș.a. 1997)	163
Figura 155: Modul de încercare a tronsonului scurt	165
Figura 156: Modul de încercare a cadrului vertical	166
Figura 157: Secțiunea transversală specimene Firma C-1 (MSM 1998b)	170
Figura 158: Configurația specimenelor PP54_KA și PP54_KB (MSM 1998b)	172
Figura 159: Configurația specimenelor PP54_KC și PP54_KD (MSM 1998b)	173
Figura 160: Reprezentarea grafică al raportului $P_t / P_c$ pentru Firma C-1	175
Figura 161: Secțiunea transversală specimene Firma C-2 (MSM 1998b)	176
Figura 162: Configurația specimenelor PP54_LA și PP54_LB (MSM 1998b)	177
Figura 163: Configurația specimenelor PP54_LC, PP54_LD și PP54_LE (MSM 1998b)	177
Figura 164: Reprezentarea grafică al raportului $P_t / P_c$ pentru Firma C-2 (cu $f_{sb}$ )	180
Figura 165 Reprezentarea grafică al raportului $P_t / P_c$ pentru Firma C-2 (cu $f_{sa}$ )	180
Figura 166: Histogramă frecvență relativă, repartiția normală (Gauss) și Gumbel (pentru minime) privind grosimile de material	217
Figura 167: Histogramă frecvență relativă cumulată, funcția de repartiție normală (Gauss) și Gumbel (pentru minime) privind grosimile de material	217
Figura 168: Histogramă frecvență relativă, repartiția normală (Gauss) și Gumbel (pentru maxime) privind imperfecțiunile secționale	218
Figura 169: Histogramă frecvență relativă cumulată, funcția de repartiție normală (Gauss) și Gumbel (pentru maxime) privind imperfecțiunile secționale	218
Figura 170: Fâșii decupate pentru determinarea modificării caracteristicii de material	219
Figura 171: Curbe caracteristice de material pe fâșiile din Profil 2 și Profil 3	223
Figura 172: Curbe caracteristice de material pe fâșiile din Profil 4 și Profil 5	223
Figura 173: Curbe caracteristice de material pe fâșiile din Profil 6 și Profil 7	224
Figura 174: Modificarea limitei de curgere pe secțiunea transversală la Profilul 2, 3, 4 și Profilul 5, 6, 7	226
Figura 175: Dispozitivul de măsurare curburi	227
Figura 176: Profilul 3 și 4 decupate în fâșii pentru determinarea tensiunilor reziduale flexionale	228
Figura 177: Profilul 5 și 6 decupate în fâșii pentru determinarea tensiunilor reziduale flexionale	229
Figura 178: Distribuția tensiunilor reziduale flexionale pe secțiunea transversală a Profilelor 3 și 4 (fâșii de 150.0 mm lungime)	231
Figura 179: Distribuția tensiunilor reziduale flexionale pe secțiunea transversală a Profilelor 5 și 6 (fâșii de 200.0 mm lungime)	232
Figura 180: Variația tensiunii reziduale flexionale raportat la limita de curgere a materialului de bază pentru Profilul 3 și 4 și pentru Profilul 5 și 6	232
Figura 181: Distribuția tensiunilor reziduale flexionale mediată pe secțiunea transversală a Profilelor 3 și 4 și a Profilelor 5 și 6	233
Figura 182: Variația tensiunii reziduale flexionale mediată pe fâșii raportat la limita de curgere a materialului de bază pentru Profilul 3 și 4 și Profilul 5 și 6	233
Figura 183: Floare reziduală – vedere talpă (stânga și dreapta)	233
Figura 184: Floare reziduală – vedere inimă (față și spate)	234
Figura 185: Curbe forță-deplasare seria de specimene SWA01	234
Figura 186: Curbe forță-deplasare seria de specimene SWA03	235

Figura 187: Curbe forță-deplasare seria de specimene SWA05	235
Figura 188: Curbe forță-deplasare seria de specimene SWA08	235
Figura 189: Curbe forță-deplasare seria de specimene SWB	236
Figura 190: Curbe forță-deplasare seria de specimene SWC	236
Figura 191: Curbe forță-deplasare seria de specimene CWA01	236
Figura 192: Curbe forță-deplasare seria de specimene CWA03	237
Figura 193: Curbe forță-deplasare seria de specimene CWA05	237
Figura 194: Curbe forță-deplasare seria de specimene CWA08	237
Figura 195: Curbe forță-deplasare seria de specimene CWB	238
Figura 196: Curbe forță-deplasare seria de specimene CWC	238
Figura 197: Curbe forță-deplasare seria de specimene SSWA01	238
Figura 198: Curbe forță-deplasare seria de specimene SSWA03	239
Figura 199: Curbe forță-deplasare seria de specimene SSWA05	239
Figura 200: Curbe forță-deplasare seria de specimene SSWA08	239
Figura 201: Curbe forță-deplasare seria de specimene SSWB	240
Figura 202: Curbe forță-deplasare seria de specimene SSWC	240
Figura 203: Curbe forță-deplasare seria de specimene CCWA01	240
Figura 204: Curbe forță-deplasare seria de specimene CCWA03	241
Figura 205: Curbe forță-deplasare seria de specimene CCWA05	241
Figura 206: Curbe forță-deplasare seria de specimene CCWA08	241
Figura 207: Curbe forță-deplasare seria de specimene CCWB	242
Figura 208: Curbe forță-deplasare seria de specimene CCWC	242
Figura 209: Curbe forță-deplasare seria de specimene SLA01	242
Figura 210: Curbe forță-deplasare seria de specimene SLA03	243
Figura 211: Curbe forță-deplasare seria de specimene SLA05	243
Figura 212: Curbe forță-deplasare seria de specimene SLA08	243
Figura 213: Curbe forță-deplasare seria de specimene SLB	244
Figura 214: Curbe forță-deplasare seria de specimene SLC	244
Figura 215: Curbe forță-deplasare seria de specimene CLA01	244
Figura 216: Curbe forță-deplasare seria de specimene CLA03	245
Figura 217: Curbe forță-deplasare seria de specimene CLA05	245
Figura 218: Curbe forță-deplasare seria de specimene CLA08	245
Figura 219: Curbe forță-deplasare seria de specimene CLB	246
Figura 220: Curbe forță-deplasare seria de specimene CLC	246
Figura 221: Curbe forță-deplasare seria de specimene SWCLA01	246
Figura 222: Curbe forță-deplasare seria de specimene SWCLA03	247
Figura 223: Curbe forță-deplasare seria de specimene SWCLA05	247
Figura 224: Curbe forță-deplasare seria de specimene SWCLA08	247
Figura 225: Curbe forță-deplasare seria de specimene SWCLB	248
Figura 226: Curbe forță-deplasare seria de specimene SWCLC	248
Figura 227: Curbe forță-deplasare seria de specimene SSWCLA01	248
Figura 228: Curbe forță-deplasare seria de specimene SSWCLA03	249
Figura 229: Curbe forță-deplasare seria de specimene SSWCLA05	249
Figura 230: Curbe forță-deplasare seria de specimene SSWCLA08	249
Figura 231: Curbe forță-deplasare seria de specimene SSWCLB	250
Figura 232: Curbe forță-deplasare seria de specimene SSWCLC	250
Figura 233: Ansamblu spațial structură	252
Figura 234: Deformata corespunzătoare modului I de vibrație	254
Figura 235: Deformata corespunzătoare modului II de vibrație	254
Figura 236: Detaliu șarpantă structură de depozitare modelată	255

Figura 237: Detaliu îmbinare consolă susținere-stâlp pentru structura de depozitare modelată 256

Figura 238: Detaliu îmbinare talpă rezemare-stâlp pentru structura de depozitare modelată 256

## LISTA TABELELOR

Tabel 1: Încercări specificate în norma Europeană FEM10.2.02 (1997) și statutul lor	47
Tabel 2: Forțele ultime obținute funcție de cazul de imperfecțiune [kN]	56
Tabel 3: Lungimile de tronson scurt	56
Tabel 4: Influența imperfecțiunilor asupra rezistenței ultime profilelor tip U	57
Tabel 5: Influența imperfecțiunilor asupra rezistenței ultime profilelor tip C	57
Tabel 6: Validarea modelului numeric prin compararea coeficientului de voalare $k_{\sigma}$	72
Tabel 7: Seria I de specimene	80
Tabel 8: Seria II de specimene	80
Tabel 9: Seria A de specimene	80
Tabel 10: Seria B de specimene	80
Tabel 11: Comparație măsurători de grosime material de bază cu rezultate experimentale și normative de proiectare	88
Tabel 12: Grosimea materialului cu un fractil de 5% probabilitate	89
Tabel 13: Centralizare măsurători de imperfecțiune secțională Tip 2	91
Tabel 14: Magnitudinea maximă a imperfecțiunii secționale de Tip 2 la diferite valori de probabilitate	93
Tabel 15: Comparație între rezultate obținute pentru $d_2/t_d$ respectiv propunere Schafer și Pekoz (1998)	93
Tabel 16: Rezultate încercări experimentale pe epruvetele de tracțiune pentru determinarea calității materialului de bază	96
Tabel 17: Creșterea limitei de curgere și rezistenței ultime a materialului pe secțiunea transversală funcție de procedeul de formare (Rondal 1986)	98
Tabel 18: Comparație între formule de calcul și propuneri pentru limita de curgere de la colț și cea mediată pentru Profile 2, 3 și 4	102
Tabel 19: Comparație între formule de calcul și propuneri pentru limita de curgere de la colț și cea mediată pentru Profile 5, 6 și 7	103
Tabel 20: Creșterea limitei de curgere la fâșiile de colț	103
Tabel 21: Rezultate și propuneri privind distribuția tensiunilor reziduale pe secțiunea transversală	110
Tabel 22: Seturile de specimene și forța ultimă de compresiune obținute	113
Tabel 23: Etape de determinare coeficient parțial de siguranță	125
Tabel 24: Instabilități cuplate la elemente de tip bară	135
Tabel 25: Forțele ultime și modul de distrugere al încercărilor din Trento	138
Tabel 26: Comparație forță ultimă de pierderea stabilității prin distorsiune (kN)	149
Tabel 27: Forțele ultime pentru specimenele cu perforație de $d = 16.5mm$ diametru	154
Tabel 28: Forțele ultime pentru specimenele cu perforație de $d = 33.0mm$ diametru	154
Tabel 29: Forțele ultime pentru specimenele cu perforație de $d = 49.5mm$ diametru	155
Tabel 30: Eroziunea netă și factorul de imperfecțiune echivalent	155
Tabel 31: Determinarea caracteristicilor materialului de bază pentru Firma C-1 (MSM 1998b)	171
Tabel 32: Caracteristicile de material medii pentru Firma C-1	171
Tabel 33: Rezultat încercare pe tronson scurt pentru Firma C-1 (MSM 1998b)	171
Tabel 34: Grosimi echivalente cu grosime măsurată de 1.91 mm pentru Firma C-1	171
Tabel 35: Comparație între rezultate experimentale și teoretice tronson scurt pentru Firma C-1	172
Tabel 36: Rezultate încercări pe tronson lung pentru Firma C-1 (MSM 1998b)	173
Tabel 37: Grosimi echivalente cu grosime măsurată de 1.99 mm pentru Firma C-1	173

Tabel 38: Grosimi echivalente cu grosime măsurată de 2.00 mm pentru Firma C-1	174
Tabel 39: Grosimi echivalente cu grosime măsurată de 2.01 mm pentru Firma C-1	174
Tabel 40: Ariile eficace pentru tronsoanele lungi, Firma C-1	174
Tabel 41: Comparație între rezultate experimentale și teoretice tronson lung pentru Firma C-1	175
Tabel 42: Determinarea caracteristicilor materialului de bază pentru Firma C-2 (MSM 1998b)	176
Tabel 43: Caracteristicile de material medii pentru Firma C-2	176
Tabel 44: Rezultate încercări pe tronson lung pentru Firma C-2 (MSM 1998b)	177
Tabel 45: Grosimi echivalente cu grosime măsurată de 2.50 mm pentru Firma C-2	178
Tabel 46: Grosimi echivalente cu grosime măsurată de 2.51 mm pentru Firma C-2	178
Tabel 47: Grosimi echivalente cu grosime măsurată de 2.52 mm pentru Firma C-2	178
Tabel 48: Grosimi echivalente cu grosime măsurată de 2.53 mm pentru Firma C-2	178
Tabel 49: Ariile eficace pentru tronsoanele scurte, Firma C-2	179
Tabel 50: Comparație între rezultate experimentale și teoretice tronson lung pentru Firma C-2	179
Tabel 51: Comparație între rezultate experimentale și teoretice tronson lung pentru Firma C-2	179
Tabel 52: Măsurători dimensiuni epruvete pentru încercarea de tracțiune	219
Tabel 53: Măsurători dimensiuni fâșii Profilul 2 (valori în mm)	220
Tabel 54: Măsurători dimensiuni fâșii Profilul 3 (valori în mm)	221
Tabel 55: Măsurători dimensiuni fâșii Profilul 4 (valori în mm)	221
Tabel 56: Măsurători dimensiuni fâșii Profilul 5 (valori în mm)	221
Tabel 57: Măsurători dimensiuni fâșii Profilul 6 (valori în mm)	222
Tabel 58: Măsurători dimensiuni fâșii Profilul 7 (valori în mm)	222
Tabel 59: Rezultate încercări de tracțiune pe fâșiile extrase din Profil 2 pentru determinarea modificării caracteristicilor materialului	224
Tabel 60: Rezultate încercări de tracțiune pe fâșiile extrase din Profil 3 pentru determinarea modificării caracteristicilor materialului	224
Tabel 61: Rezultate încercări de tracțiune pe fâșiile extrase din Profil 4 pentru determinarea modificării caracteristicilor materialului	225
Tabel 62: Rezultate încercări de tracțiune pe fâșiile extrase din Profil 5 pentru determinarea modificării caracteristicilor materialului	225
Tabel 63: Rezultate încercări de tracțiune pe fâșiile extrase din Profil 6 pentru determinarea modificării caracteristicilor materialului	225
Tabel 64: Rezultate încercări de tracțiune pe fâșiile extrase din Profil 7 pentru determinarea modificării caracteristicilor materialului	225
Tabel 65: Măsurători pe fâșiile Profil 3 pentru tensiuni reziduale (mm; N/mm <sup>2</sup> )	229
Tabel 66: Măsurători pe fâșiile Profil 4 pentru tensiuni reziduale (mm; N/mm <sup>2</sup> )	230
Tabel 67: Măsurători pe fâșiile Profil 5 pentru tensiuni reziduale (mm; N/mm <sup>2</sup> )	230
Tabel 68: Măsurători pe fâșiile Profil 6 pentru tensiuni reziduale (mm; N/mm <sup>2</sup> )	231
Tabel 69: Valorile perioadelor proprii de vibrație și deplasărilor de nivel	253

## NOTAȚII

00	cod pentru model fără imperfecțiune inițială;
$A$	coeficient pentru perforație circulară sau pătrată (paragraf 3.2.2);
$A$	aria secțiunii transversală;
$A_c$	aria colturilor din cadrul secțiunii transversale;
$A_g$	aria brută a secțiunii transversală;
$A_n$	aria secțiunii transversală perforate;
$a$	dimensiune secțiune transversală;
$as$	cod pentru imperfecțiune geometrică inițială asimetrică sinusoidală pe lungime;
$B$	cod pentru încovoiere (bending);
$B$	coeficient pentru perforație circulară sau pătrată (paragraf 3.2.2);
$B_c$	parametru care depinde de raportul $f_u / f_{yb}$ ;
${}^k B$	termenul încovoierii din ecuația diferențială de bază al GBT;
$b$	dimensiune secțiune transversală;
$b_{eff}$	lățimea eficace a plăcii;
$b_{eff.un}$	lățimea eficace a plăcii neperforate;
$b_p$	lățime placă;
$b_{p.n}$	lățimea netă a plăcii;
$b_{p.p}$	lățime perforație care este în zona eficace placă neperforată;
$\bar{b}_{(r)}$	corecție valori medii
$C$	cod pentru compresiune;
$C$	raport arie colțuri – arie totală secțiune transversală (paragraf 4.3.3);
$C_1$	coeficient pentru determinarea forței ultime la compresiune;
$C_2$	coeficient pentru determinarea forței ultime la compresiune;
$C_3$	coeficient pentru determinarea forței ultime la compresiune;
${}^k C$	termenul deplanării din ecuația diferențială de bază al GBT;
$(C)$	notație pentru fâșia de colț din secțiunea transversală;
$c$	dimensiune secțiune transversală;
$cl$	cod pentru imperfecțiune geometrică inițială constantă pe lungime;
$D$	notație pentru modul de flambaj prin distorsiune;
$Di$	cod pentru forma de flambaj prin distorsiune 'i';
${}^k D$	termenul răsucirii din ecuația diferențială de bază al GBT;
$d$	dimensiune caracteristică perforație;
$d$	dimensiune secțiune transversală (paragraf 4.3);
$E$	modulul de elasticitate (Young);
$e$	excentricitatea încărcării;
$F$	valoarea caracteristică a efectului unei acțiuni (încărcare)(paragraf 2.4.1.1);
$F$	notație pentru modul de flambaj prin încovoiere;
$F_i$	frecvența relativă cumulată a valorilor variabilei în intervalul $i$ ;
$F_x(x)$	funcția de repartiție a frecvențelor relative cumulate a variabilei aleatoare $X$ ;
$FT$	notație pentru modul de flambaj prin încovoiere cu răsucire;
$f$	funcția de reducere a încărcării critice de voalare a plăcii datorita perforației;



$f_0$	imperfecțiune globală flexională;
$f_i$	frecvența relativă a valorilor variabilei în intervalul $i$ ;
$f_{\max}$	tensiunea maximă din placă;
$f_{od}$	tensiunea critică de pierderea stabilității prin distorsiune;
$f_u$	rezistența ultimă a materialului de bază;
$f_v$	limita de curgere a materialului din zonele ;
$f_{va}$	limita de curgere mediată pe secțiunea transversală;
$f_{vb}$	limita de curgere de a materialului bază;
$f_{vc}$	limita de curgere de a materialului din zona colțurilor secțiunii transversale;
$f_X(x)$	densitatea de repartiție;
$G$	modulul de forfecare;
$H$	cod pentru specimene cu perforații;
$h$	valoare înălțime structură;
$h$	dimensiune caracteristică înălțime perforație dreptunghiulară;
$(I)$	notație pentru fâșia din inima secțiunii transversale;
$I_x$	moment de inerție;
$I_y$	moment de inerție;
$I_{xv}$	moment de inerție centrifugal;
$I_w$	moment de inerție torsional;
$i$	cod pentru modul 'i' de flambaj;
$i$	interval de calcul;
$K$	coeficient de repartiție care depinde de probabilitatea $p$ ;
$k$	coeficient numeric care depinde de procedeul de formare a secțiunii transversale;
$k_{ii}$	valoarea rigidității de rotire a modelului bilinear;
$k_\sigma$	coeficientul de voalare a peretelui plăcii;
$k_{\sigma,A}$	coeficientul de voalare a peretelui plăcii determinată cu programul ANSYS (2001);
$k_{\sigma,T}$	coeficientul de voalare a peretelui plăcii determinată pe cale teoretică;
$L$	valoare lungime element;
$L$	notație pentru modul de pierderea stabilității prin voalare locală (paragraf 5.2.1);
$L$	cod pentru specimen tip L (lipped channel) (paragraf 2.5.1.2);
$Li$	cod pentru forma de flambaj prin voalare locală 'i';
$L_{int}$	lungimea de interacțiune a modurilor de pierderea stabilității;
$L_p$	lungimea perforațiilor.
$M_k$	valoarea caracteristică a momentului încovoietor din îmbinare;
$M_{Rd}$	valoarea de calcul a momentului încovoietor din îmbinare;
$M_{ii}$	valoarea momentului de cedare;
$M_u$	momentul încovoietor ultim;
$m_x$	media variabilei aleatoare $X$ ;
$n$	numărul colțurilor cu $90^\circ$ în secțiunea transversală cu raza interioară $r \leq 5 \cdot t$ ;
$Ox$	axa absciselor;
$P$	cod pentru specimen tip U (plain channel);

$P(X)$	probabilitate;
$P_{cr..A}$	încărcarea critică de voalare determinată cu programul ANSYS (2001);
$P_{cr..n}$	încărcarea critică de voalare a plăcii perforate;
$P_{cr..T}$	încărcarea critică de voalare determinată pe cale teoretică;
$P_u$	forța ultimă de compresiune;
$P_{u..d}$	forța ultimă de compresiune de pierderea stabilității prin distorsiune;
$P_{sq}$	forța ultimă de compresiune a plăcii neperforate;
$q$	coeficient pentru modelul de material tip Power;
$R_k$	valoarea caracteristică a rezistenței aferentă la starea limită;
$r$	rază interioară colț secțiune transversală;
$r_e$	rezultat experimental;
$r_d$	valoare de calcul a rezistenței;
$r_k$	valoare caracteristică rezistență;
$S$	suprafață element component secțiune transversală;
$S_p$	suprafață perforație;
$ss$	cod pentru imperfecțiune geometrică inițială simetrică sinusoidală pe lungime;
$s_\delta$	deviația standard a abaterii;
$T$	grosime medie măsurători material de bază;
$T$	notație pentru modul de pierderea stabilității prin torsiune (paragraf 5.2.1)
$(T)$	notație pentru fâșia din talpa secțiunii transversale;
$t$	grosimea materialului de bază;
$t_1$	măsurătoare de grosime material efectuată pe talpa profilului;
$t_2$	măsurătoare de grosime material efectuată pe inima profilului;
$t_3$	măsurătoare de grosime material efectuată pe talpa profilului;
$t_{eq}$	grosimea echivalentă;
$t_d$	grosime de calcul material de bază;
$u$	parametru al repartiției Gumbel;
$V_{cr}$	forța critică elastică verticală al cadrului;
$V_r$	coeficient de variație;
$V_{sd}$	valoarea de calcul a încărcării verticale pe cadru;
$WH$	cod pentru speciamele fără perforații;
$X$	variabilă aleatoare;
$x_p$	fractilul de probabilitate $p$ al variabilei aleatoare $X$ ;
$\alpha$	parametru al repartiției Gumbel;
$\alpha_{rt}$	coeficient de pondere;
$\alpha_\delta$	coeficient de pondere;
$\sqrt{\beta_1}$	coeficientul de oblicitate al repartiției statistice;
$\gamma_f$	coeficientul parțial de siguranță aferent încărcării;
$\gamma_M$	coeficientul parțial de siguranță aferent materialului;
$\gamma_R$	notație generică coeficient parțial de siguranță;



$\Delta x$	mărimea unui interval $i$ ;
$\delta$	abaterea statistică;
$\bar{\delta}$	abaterea medie statistică;
$\delta_1$	mărime imperfecțiune;
$\delta_2$	mărime imperfecțiune;
$\delta_3$	mărime imperfecțiune;
${}^{ik}\kappa$	termen de ordinul doi din ecuația diferențială de bază al GBT;
$\bar{\lambda}$	zveltețea redusă de bară;
$\bar{\lambda}_p$	zveltețea relativă a peretelui plăcii;
$\theta_{ki}$	valoarea caracteristică a rotirii a modelului bilinear;
$\nu$	raportul lui Poisson;
$\rho$	factorul de reducere lățime eficace;
$\rho$	curbură fâșie (paragraf A.2.4.1);
$\sigma_{cr}$	tensiunea critică de flambaj elastic;
$\sigma_x$	abaterea standard a variabilei aleatoare $X$ .

[pagina albă]

## CAPITOLUL 1: INTRODUCERE ÎN PROBLEMATICA ABORDATĂ

### 1.1 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 în prima jumătate al secolului XX, în SUA și Marea Britanie. Utilizarea pe scară 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 pană 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.

Deasemenea, anual aproape 50000 de tone de oțel este folosit pentru fabricarea și construirea structurilor de depozitare metalice, și din această cauză a rezultat o amplă dezvoltare a studierii acestor construcții, care a fost susținută și de companiile producătoare implicate.

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 1998). 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 1, pentru aplicațiile structurale, pot fi produse prin formare la rece diverse secțiuni transversale perforate, simple sau complexe. Pentru proiectarea acestor secțiuni au fost realizate norme de calcul speciale.

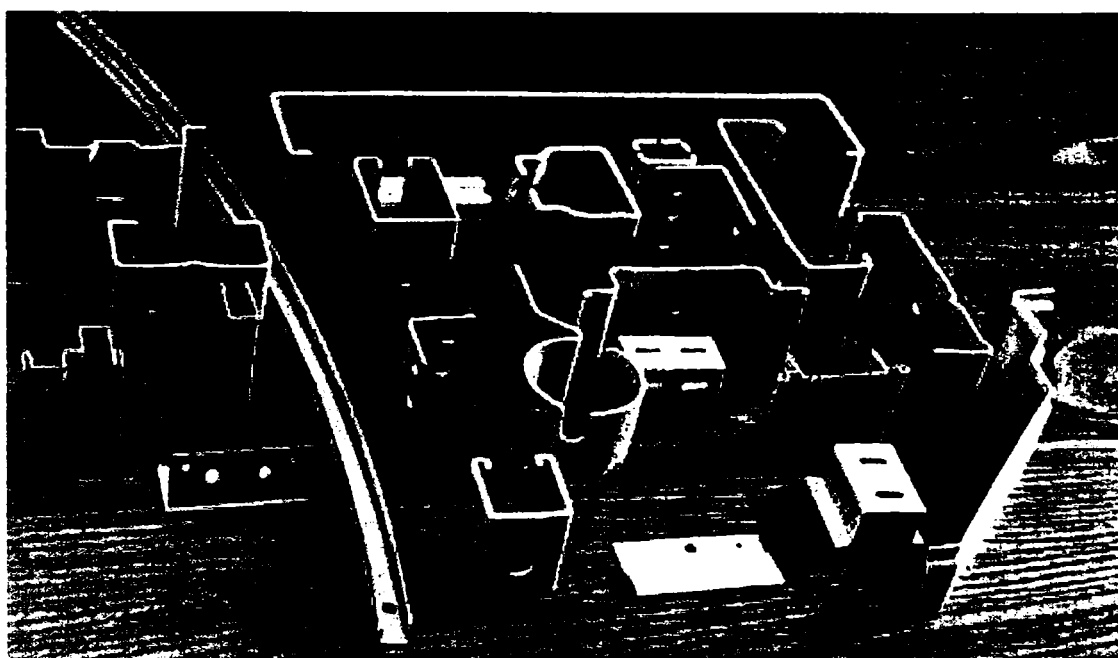


Figura 1: Diversitatea formelor produselor perforate

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. Prima ediție a normei unificate North American Specification (AISI 2002) 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/NZS4600 1996).

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 propusă ca normă Europeană Eurocode 3 - Partea 1.3 (EN1993-1-3 20xx).

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 (NPO12 1997).

## 1.2 Profilele metalice formate la rece

### 1.2.1 Secțiuni 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:

- profile în cadrul structurii de rezistență propriu-zise a clădirii;
- panouri de tablă profilată pentru învelitoare sau planșee.

Prima categorie include, așa cum se arată în Figura 2, secțiuni deschise simple (Figura 2a), secțiuni compuse deschise (Figura 2b) sau secțiuni compuse închise (Figura 2c).

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

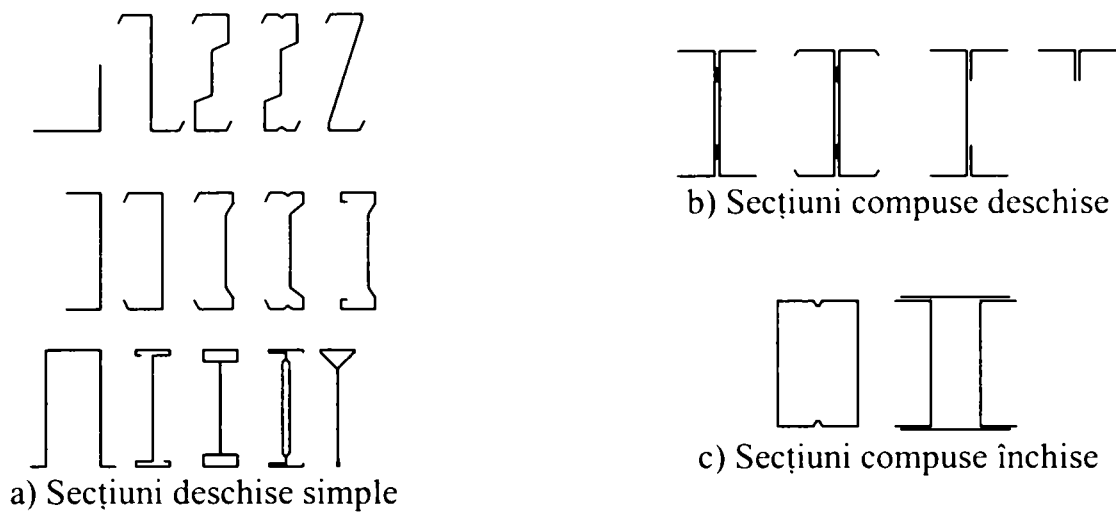


Figura 2: Tipuri de secțiuni transversale formate la rece

Panourile din tablă, realizate din table profilate sau casete sunt arătate în Figura 3. Înălțimea panourilor variază de obicei între 20 și 200 mm, în timp ce grosimile variază între 0.4-1.5 mm.

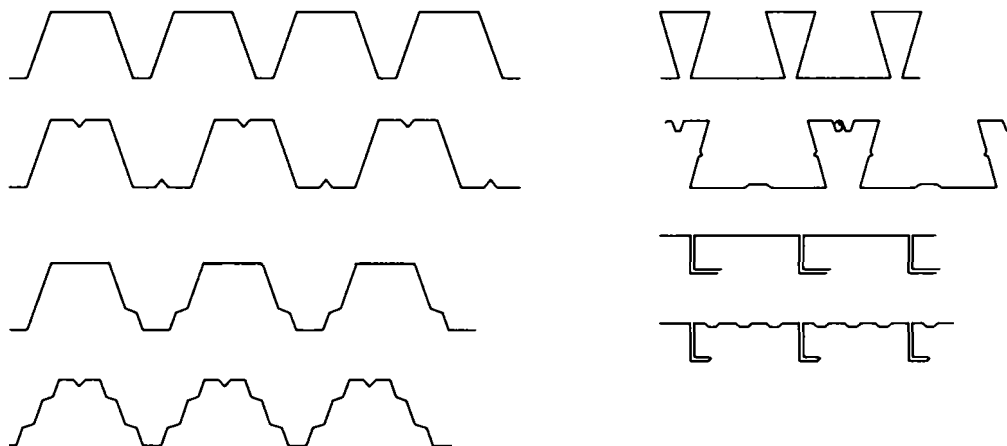


Figura 3: Table profilate și casete

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.

### 1.2.2 Tehnologii de fabricare

Formarea la rece este termenul folosit pentru procedura de fabricare prin prelucrarea materialului la temperatura normală, dintr-o fâșie de tablă cu grosime uniformă. Procedura este de regulă una din următoarele:

- laminare;
- presare;
- îndoire.

Laminarea constă din trecerea printr-o serie de role care deformează plastic secțiunea metalică, progresiv până se obține forma dorită. Luând exemplul unei secțiuni Z, la aceasta întâi se îndoie marginile tablei pentru a forma rebordurile după care se formează tăpile. Fiecare pereche de role este denumită o fază de lucru, vezi Figura 4. De regulă cu cât este mai complexă forma secțiunii transversale cu atât crește și numărul fazelor de lucru. În cazul secțiunilor tubulare formate la rece în prima parte rolele formează o secțiune circulară după

care se sudează marginile tablei între ele, înainte de laminarea finală din care rezultă țevi pătrate sau dreptunghiulare.



Figura 4: Fazele de lucru pentru laminare în cazul unei secțiuni de tip Z (Hancock 1998)

Presarea înseamnă producerea unei cute complete într-o singură etapă pe întreaga lungime a secțiunii. La secțiunile cu mai multe cute (îndoituri) este necesar să se mute tabla metalică de mai multe ori în diferite poziții pentru a repeta procedura de presare.

Îndoirea este cea mai simplă procedură prin care elemente scurte sau cu complexitatea secțiunii redusă, sunt produse dintr-o fâșie de tablă.

Formarea prin laminare este folosită atunci când un mare număr de secțiuni cu forma respectivă sunt necesare. Costul inițial al utilajelor este mare dar costul funcționării sunt reduse. Presarea este de regulă folosită când se produce o cantitate redusă de profile cu o anumită secțiune și costurile utilajelor pentru laminare la rece nu sunt justificate. Pe de altă parte presarea are o limitare și anume că nu se pot produce elemente cu o lungime mai mare de aproximativ 5m. O limitare semnificativă a procedurii de laminare este că schimbarea rolor pentru o nouă secțiune durează destul de mult. Ca urmare se folosesc role ajustabile care permit o schimbare rapidă a dimensiunilor. Formarea prin laminare poate produce o distribuție diferită a tensiunilor reziduale față de îndoirea prin presare, deci capacitatea secțiunii poate fi diferită când interacționează flambajul cu plasticizarea materialului.

În zilele noastre majoritatea laminoarelor cu capacitate mare sunt automatizate și controlate de calculator pentru a asigura acuratețea profilelor și precizia dimensiunilor. În timpul procesului de laminare se pot introduce găuri, crestături sau șlițuri (vezi Figura 5), respectiv se folosește un strat de acoperire pentru a reduce posibilitatea coroziunii cât și a oferi o produs cu estetică plăcută.



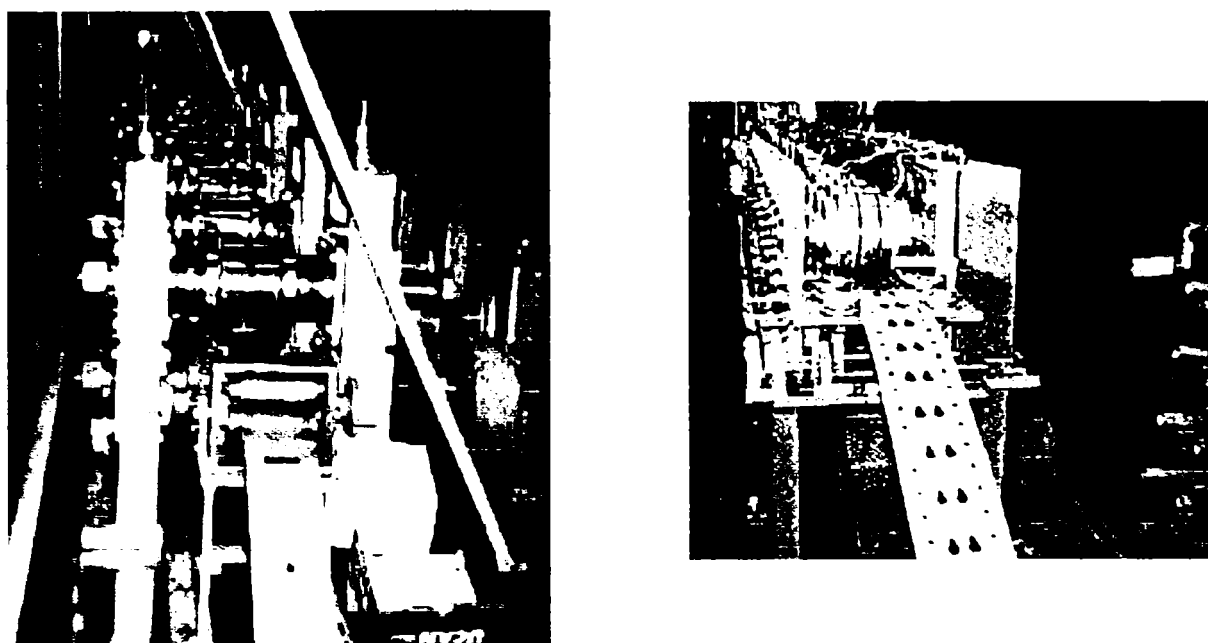


Figura 5: Etapa de pregăurire în procesul de laminare la rece

### 1.2.3 Materiale folosite

Oțelurile trebuie să posede proprietăți care sunt conforme cu caracteristicile necesare pentru formarea la rece, sudare și galvanizare. Acestea trebuie supuse, fie de către producător fie de către cumpărător, unor analize, încercări și alte controale conforme cu procedurile prescrise de standarde. Este deasemenea permisă folosirea oțelurilor cu rezistență și reziliență similară cu oțelurile specificate și corespunzătoare cerințelor FEM10.2.02 (1997).

Oțelurile specificate sunt acelea care au proprietățile și compoziția chimică în conformitate cu standardele în vigoare. Dacă se folosește un oțel neidentificat aceasta nu trebuie să posede imperfecțiuni de suprafață și vor fi folosite doar unde proprietățile fizice particulare și sudabilitatea nu vor afecta capacitatea elementului și exploatarea structurii. Deasemenea se pot folosi alte oțeluri ale căror proprietăți mecanice și compoziție chimică sunt cel puțin echivalente cu oțelurile care sunt prezentate în standarde.

### 1.2.4 Probleme specifice de comportare și proiectare a profilelor 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 și 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 ecrusajului 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 capitolele următoare, deasemenea pentru mai multe detalii se recomandă consultarea Tezei de Doctorat al lui Ungureanu (2003).

### 1.3 Obiectivele tezei de doctorat

Teza de doctorat are următoarele obiective:

- dat fiind noutatea subiectului, crearea unei baze de referință a informațiilor despre structurile de depozitare metalice;
- realizarea unui program experimental propriu pe elemente scurte și lungi solicitate la compresiune pentru compararea rezultatelor experimentale cu cele teoretice obținute pe cale analitică sau numerică;
- determinarea influenței prezenței perforațiilor asupra rezistenței ultime a elementelor cu pereți subțiri perforați din oțel formate la rece;
- propunerea unei metode care să permită determinarea ariei eficace netă a tronsonului scurt pentru profilele cu diverse tipuri și dimensiuni de perforații;
- propunerea modalității de determinare a coeficientului de imperfecțiune echivalent  $\alpha_{eq}$ , pe baza coeficientului de eroziune netă a plăcii profilelor perforate  $e_n$ , care să înglobeze efectele de reducere a rezistenței rezultate datorită prezenței perforațiilor precum și modurilor de instabilitate local, distorsional, global și de cuplare a acestora.
- propunerea unei metodologii de calcul pentru determinarea rezistenței ultime a stâlpilor structurilor de depozitare din profile cu pereți subțiri perforați din oțel formate la rece;
- aplicarea cunoștințelor dobândite pentru proiectare unei structuri de depozitare metalice care să încorporeze profile cu pereți subțiri perforați din oțel formate la rece.

### 1.4 Conținutul tezei de doctorat

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

## Capitolul 1

Se face introducerea în problematica abordată prin prezentarea aplicațiilor profilelor cu pereți subțiri din oțel formate la rece, avantajele și dezavantajele pe care le oferă acestea și normele actuale de proiectare ale acestora. Se mai prezintă un scurt istoric al progresului aplicării acestora în timp, modalitățile de fabricare, materialele folosite, problemele specifice de comportare și proiectare ale acestora.

## Capitolul 2

Acest capitol se concentrează pe una dintre cele mai importante aplicații ale profilelor cu pereți subțiri formate la rece, structurile de depozitare metalice.

Se prezintă sistemele de depozitare existente la ora actuală pe piața de desfacere și aspectele particulare pe care le prezintă acestea. În continuare se insistă mai mult pe structurile de depozitare paletizate, care sunt cele mai răspândite. Soluțiile structurale ale acestora, elementele componente și modalitățile de îmbinare dintre acestea.

Se face o comparație a normelor de proiectare existente la ora actuală și se prezintă stadiul de cunoaștere la ora actuală în domeniul proiectării a structurilor de depozitare. Aici au fost incluse rezultatele a două studii interesante, unul ce privește codificarea imperfecțiunilor geometrice locale și globale pentru simularea numerică a comportării profilelor cu pereți subțiri formate la rece supuse la compresiune și la încovoiere, iar altul care a studiat influența modelării îmbinării grindă-stâlp și prinderii la bază în analiza numerică a cadrelor metalice pentru structurile de depozitare paletizate.

## Capitolul 3

Acest capitol tratează problema evaluării caracteristicilor eficace a profilelor metalici cu pereți subțiri perforați formate la rece. Se prezintă două posibile abordări, unul prin considerarea lățimii eficace netă, iar altul prin considerarea grosimii echivalente. Pentru ambele aceste metode se prezintă propuneri existente, avantajele și limitările acestora.

Pornind de la un studiu numeric parametric care ia în considerare o placă pătrată, cu o perforație circulară sau pătrată centrată pe aceasta, se propune o metodologie de evaluare zvelteții relative netă a plăcii perforate care se folosește pentru calcul lățimii eficace și ariei eficace a plăcii perforate.

Se face o altă propunere pentru determinarea grosimii echivalente a plăcii perforate funcție de suprafața plăcii și suprafața perforației de pe aceasta. Metoda are avantajul că este generală și poate fi aplicată pentru orice formă de perforație.

Se face o comparație a rezultatelor obținute pe baza normativelor aplicate cu ariile eficace calculate folosind propunerile amintite cu rezultatele a mai multe seturi de încercări experimentale. Încercări experimentale vor fi modelate numeric cu ajutorul unui program de calcul bazat pe Metoda Elementelor Finite.

## Capitolul 4

Se prezintă încercările experimentale realizate de autor în cadrul Laboratorului CEMSIG al Facultății de Construcții și Arhitectură din cadrul Universității „Politehnica” din Timișoara. Scopul acestor încercări este de a determina rezistențele ultime ale tronsoanelor scurte perforate, ținând cont de forma, dimensiunea și modul de așezare a perforației pe secțiunea transversală, cât și de validare a modelelor de calcul propuse anterior în Capitolul 3.

De asemenea, pentru determinarea că rezistenței ultime a secțiunilor perforate trebuie cunoscute dimensiunea perforației, limita de curgere a materialului de bază, tensiunile reziduale, cât și mărimea imperfecțiunilor geometrice inițiale. Astfel, se vor efectua un set suplimentar de încercări experimentale pentru determinarea următoarelor caracteristici:

- imperfecțiunile geometrice locale;
- 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 flexionale.

Se va face o comparație a metodelor propuse în Capitolul 3, deasemenea se aplică modelul numeric calibrat. Pe baza rezultatelor experimentale se va determina un factor de siguranță al metodei grosimii echivalente.

## Capitolul 5

Acest capitol tratează problematică formelor de instabilitate locală, de distorsiune, globală, precum și modalitățile de cuplare a acestora la profile cu pereți subțiri perforați.

Această problemă poate fi abordată cu succes folosind metode numerice cum ar fi Metoda Elementului Finit, Metoda Fâșiilor Finite și se vor prezenta câteva rezultate obținute aplicând acestea folosind programele ANSYS și GBT.

Se va studia posibilitatea abordării problemei de pierdere stabilității prin distorsiune folosind metoda grosimii echivalente pentru secțiunile transversale perforate tipice folosite pentru stâlpii structurilor de depozitare.

Pentru luarea în considerare a efectelor perforației se va propune o modalitate de evaluare a coeficientului de imperfecțiune pentru curbele de flambaj. Aceasta se face cu ajutorul Metodei ECBL. De asemenea se va aplica Metoda Rezistenței Directe (DSM) folosind grosimea echivalentă propusă.

## Capitolul 6

În acest capitol se va prezenta modalitatea de proiectare a stâlpilor perforați ai structurilor de depozitare metalice paletizate, procedură recomandată de normativul European. Concluzionând rezultatele din capitolele anterioare se va face o propunere de metodologie de verificare prin calcul a stâlpilor perforați eliminând etapele de încercare experimentală. Metodologia propusă va fi comparată cu rezultatele experimentale obținute pe două tipuri de secțiune transversală.

## Capitolul 7

În acest capitol se va prezenta 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 vor prezenta modalitățile de valorificare a rezultatelor obținute în cadrul tezei de doctorat.

## Anexa A

În această anexă se vor prezenta mai multe detalii privind programul experimental descris în Capitolul 3. Aceste detalii sunt, cum ar fi imagini cu specișenele încercate, aspecte privind prelucrarea statistică, rezultate măsurători geometrice de dimensiune și imperfecțiune, calitate material de bază, variația limitei de curgere pe secțiunea transversală, tensiuni reziduale și curbele caracteristice de forță-deplasare a încercărilor de compresiune.

## Anexa B

În această anexă se vor prezenta foarte pe scurt câteva aspecte privind proiectare unei structuri de depozitare de tip consolă. Proiectarea s-a făcut în colaborare cu firma Britt SRL Timișoara, beneficiar fiind Lindab SRL.

## CAPITOLUL 2: STRUCTURILE DE DEPOZITARE

### 2.1 Introducere

În concepția producției uzinale depozitul nu este altceva decât locul unde materialele de bază și bunurile executate sunt depozitate după fiecare proces de prelucrare, dar această depozitare a materialelor neprelucrate și articolul finisat este o componentă integrală a procesului de fabricație. Depozitul devine locul unde produsele în diferite stadii de prelucrare pot petrece un timp mai scurt sau mai lung, fiind scoase respectiv redepozitate funcție de necesitățile procesului de fabricare sau piața de desfacere (vezi Figura 6).

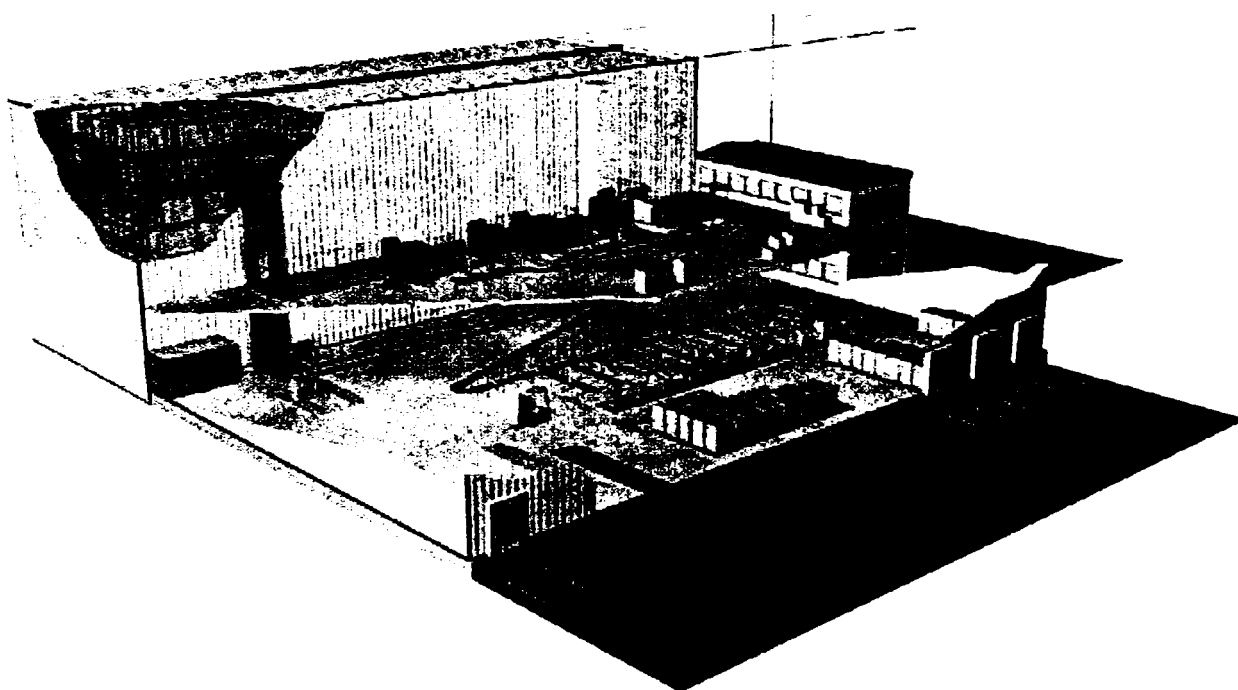


Figura 6: Depozitul ca și parte integrantă a procesului de producție (Retrotech 2003)

Această abordare sofisticată a depozitării a condus la dezvoltarea sistemelor de depozitare complexe în care nu va fi numai produsul sau o componentă a acestuia păstrat până la următoarea etapă a procesului de fabricare, ci sortate respectiv împachetate și chiar pregătite pentru desfacere cumpărătorilor. Pentru a satisface aceste cerințe a procesului de fabricare, depozitul și sistemul său de depozitare trebuie în așa fel organizate încât produsul să fie depozitat eficient respectiv suficient de accesibil. Pentru a satisface criteriile anterioare

sistemele paletizate și cele tip raft au fost concepute pentru a reduce spațiul ocupat la minim, cu un factor de siguranță adecvat față de colapsul structurii respectiv construite cu toleranțe suficient de mici, care permit utilizarea unui echipament de manevrare automat controlat de un calculator. Ca urmare celor prezentate anterior în ultimele decenii au fost concepute diferite tipuri de structuri de depozitare, de la rafturi simple statice care sunt încărcate manual, prin sisteme tip grătar mobile în care grătarele cât și conținutul acestora sunt mutate fizic pentru a permite accesul, până la structuri pentru structuri (rafturi) paletizate cu deschideri mari care pot atinge înălțimi de 30 m, deservite de echipament de manevrare automată controlată de un calculator (vezi Figura 7)(Godley 1991).

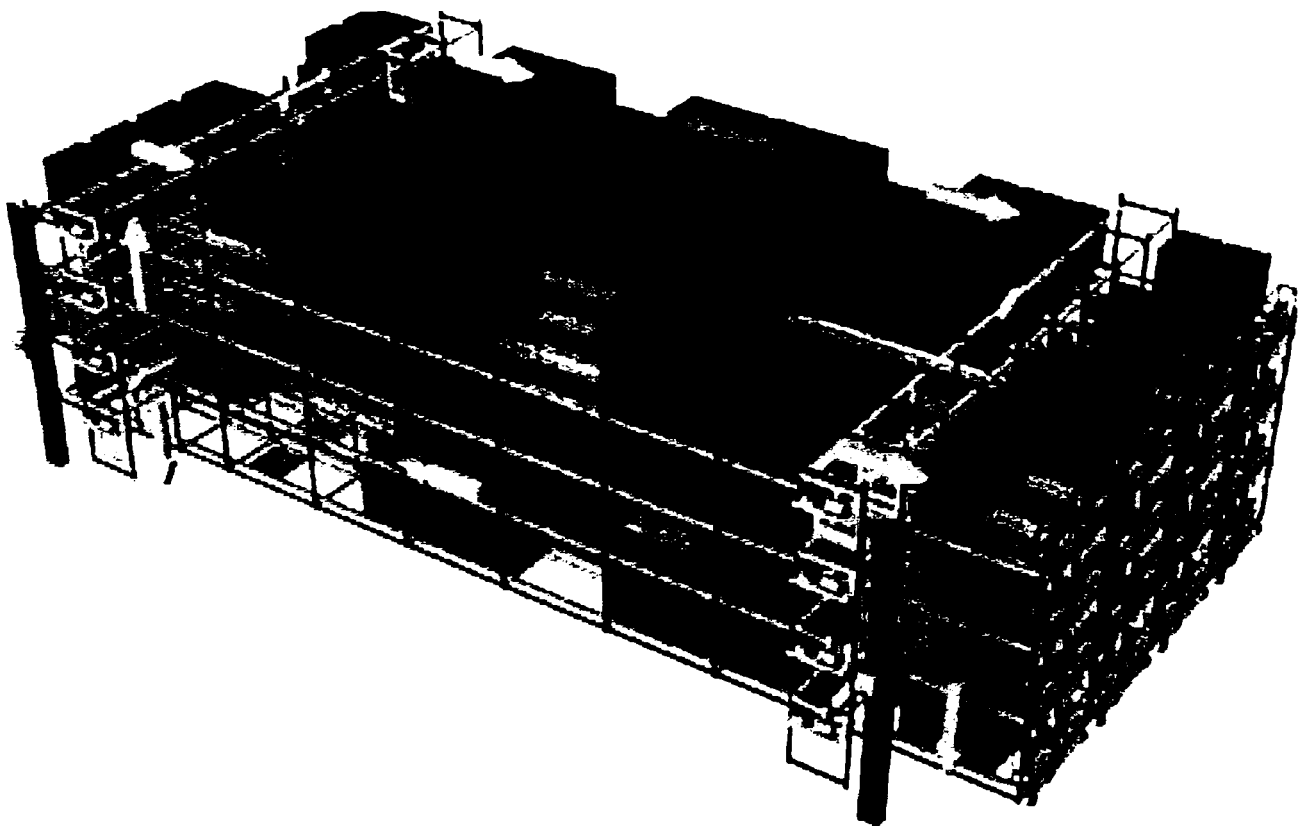


Figura 7: Sistem de depozitare cu control automatizat (Retrotech 2003)

## 2.2 Sisteme de depozitare

Structurile de depozitare ale zilelor noastre își au originile în produsele tip 'slotted angle' (corniere șlițuite) introduse în anii 1930. Aceștia erau simple profile metalice formate la rece, perforate în așa fel încât să se îmbine între ele foarte simplu, permițând o mare flexibilitate proiectantului de a concepe forme și configurații variate. Aceste profile au constituit baza de pornire pentru ingineri și producători în ceea ce privește folosirea profilelor cu pereți subțiri în conceperea de sisteme de depozitare.



Totuși metoda de îmbinare prin șuruburi este destul de anevoioasă și scumpă, respectiv sunt necesare sisteme de contravântuiri pentru a asigura stabilitatea structurii, dat fiind rigiditatea redusă la torsiune a acestor secțiuni. Deasemenea sistemele de depozitare nu necesită o mare flexibilitate, ceea ce este caracteristic construcțiilor care utilizează profile tip 'slotted angle', dar pot fi construite mai economic și mai eficient proiectând riglele și stâlpii, într-o gamă limitată de dimensiuni care permit o varietate adecvată a combinării acestora, pentru a satisface necesitățile. Perforațiile (șlițurile) au fost menținute în stâlpi pentru a permite o ajustabilitate a riglelor la diferite nivele în cadrul structurii, dar riglele trebuie fabricate din profile cu pereți subțiri formate la rece fără perforații. După introducerea conectorilor cu clame (în forma de cârlig), pentru a îmbina rigla și stâlpul, s-au eliminat practic șuruburile și piulițele, ceea ce a condus la o reducere costului de montaj. Acești conectori au fost concepuți cu capacitate de preluare a momentului încovoietor și cu o rigiditate, care conferă stabilitate structurii și permit reducerea sau eliminarea sistemelor de contravântuire (Godley 1991).

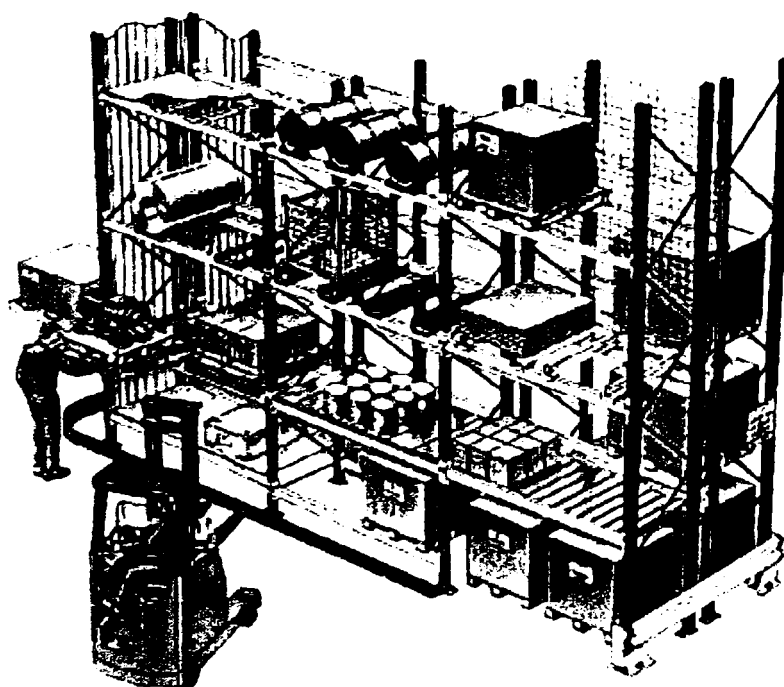


Figura 8: Sistem de depozitare tipic cu structură metalică

Există o gamă foarte largă de sisteme de depozitare care pot fi diferențiate din mai multe puncte de vedere, cum ar fi modalitatea de depozitare, durata de depozitare a produsului, echipamentul de manevrare, etc., dar din punctul nostru de vedere, al inginerilor constructori, este important sistemul de alcătuire structurală a conceptului de depozitare (vezi Figura 8).

În acest paragraf se vor prezenta câteva sisteme de depozitare care se găsesc actualmente pe piața de desfacere, care diferă prin caracteristicile particulare a fiecăruia, specifice companiei producătoare respectiv procedurii de depozitare.

### 2.2.1 Sisteme paletizate

Sistemele de depozitare variază de la rafturi simple statice de câțiva metri înălțime și doua sau trei travei lungime, care sunt încărcate manual cu produse relativ ușoare, până la structuri pentru grătare (rafturi) paletizate cu deschideri mari care pot atinge înălțimi de 30 m, deservite de macarale automate și încărcate cu componente mecanice grele sau materiale voluminoase. Între aceste două extreme sistemele de depozitare paletizate (pallet rack) sunt cel mai des utilizate care pot atinge înălțimi de 6 m, deservite de motostivuitor sau alte utilaje, și cu o capacitate uzuală de 2 tone pe nivel de riglă pe travee. Ca și exemplu vezi Figura 9.

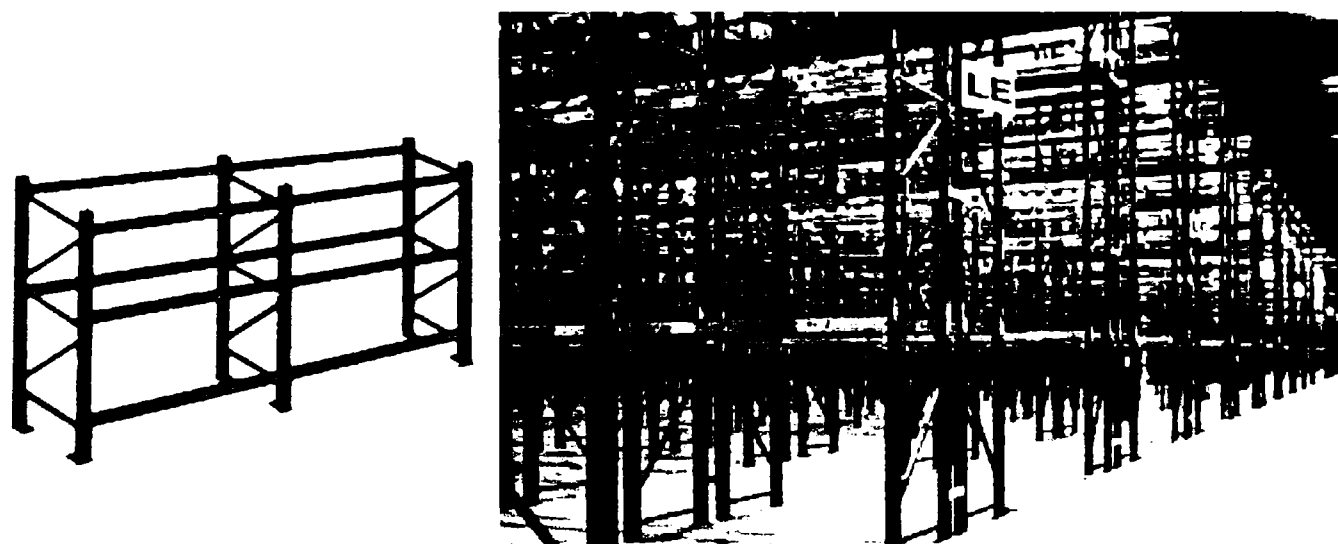


Figura 9: Sistem de depozitare paletizat (McNamee 2003)

La sisteme de acest tip este uzual ca să se plaseze rafturile spate în spate, fiecare din acestea fiind deservite la fețele adiacente. În direcția longitudinală stabilitatea structurii depinde numai de rezistența și rigiditatea îmbinării dintre riglă și stâlp. Pe direcția transversală, stabilitatea este obținută prin introducerea contravântuirilor, care pot fi sudate sau prinse cu șuruburi de stâlpi.

Rezistența structurilor de acest tip poate fi îmbunătățită prin introducerea a așa numitelor contravânturi 'spine bracing' în planul vertical dintre rafturi, când rigiditatea îmbinării dintre riglă și stâlp nu este suficientă pentru a asigura stabilitatea structurii.

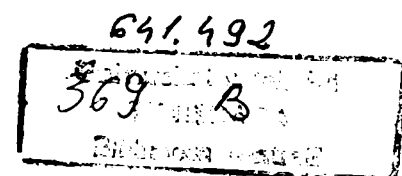
Contravântuirile în plan trebuie introduse la fiecare nivel pentru a controla stâlpii din fața frontală a raftului (Godley 1991).

Sistemul paletizat ajustabil este disponibil într-o gamă de acces de spațiu dintre cadre (aisle) larg, îngust și foarte îngust. Acest sistem paletizat (vezi Figura 10) este cel mai popular și des utilizat pentru depozitare de materiale cu greutate mari. Este ușor de instalat și permite o adaptabilitate mare a structurii păstrând proprietatea de acces direct la fiecare entitate depozitată. Toate tipurile de materiale depozitate paletizat sau nepaletizat pot fi depozitate pe aceste structuri, structura putând fi adaptată funcție de tipul și dimensiunile bunurilor care vor fi depozitate. Alegerea dintre spațiu de acces larg sau îngust se face funcție de mai multe considerații, ca tipul bunurilor depozitate, viteza cu care se dorește extragerea acestora, tipul utilajului de manevrare, dar cel mai important este spațiul disponibil pe care îl avem pentru a instala o asemenea construcție.



Figura 10: Sistemul paletizat ajustabil (USP 2003)

Sistemul paletizate cu dublă adâncime (vezi Figura 11) este ideală în cazul în care rotația produselor depozitate nu este un factor cheie, aceasta oferindu-ne o soluție de reducere de spațiu cu 60-65%. Permite depozitarea a doi paleți în adâncimea structurii, ceea ce mărește capacitatea de depozitare. Utilajele uzuale pot fi îmbunătățite pentru ca să manevreze paleții.



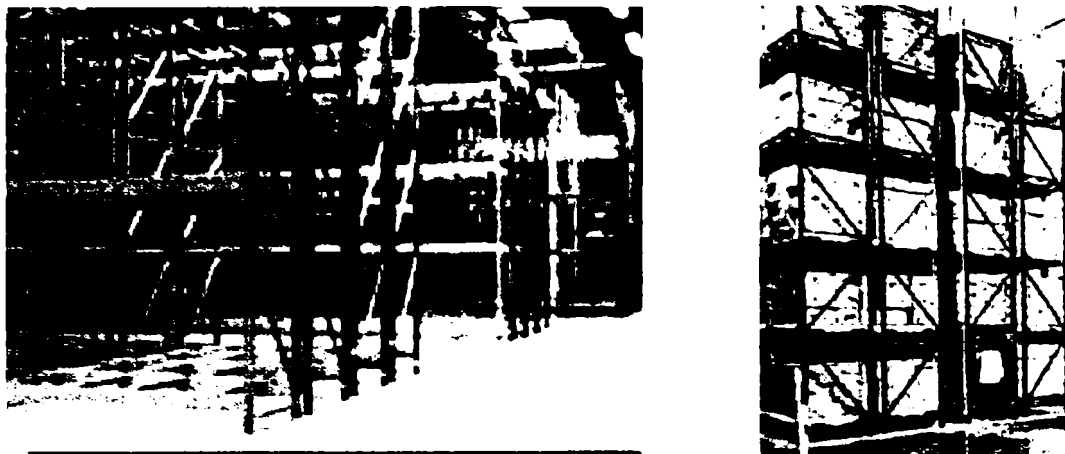


Figura 11: Sistemul paletizat cu dublă adâncime (USP 2003)

Sistemul de depozitare paletizat cu platformă din plasă de sârmă prezintă o alternativă curată și sigură pentru placaje, furnituri, sau alte panouri din plăci fibro lemnoase. Nu este necesară nici o unealtă pentru montajul acestora, fiind foarte ușoară, iar pe de altă parte aceste platforme oferă o soluție ideală din punct de vedere igienic (vezi Figura 12).

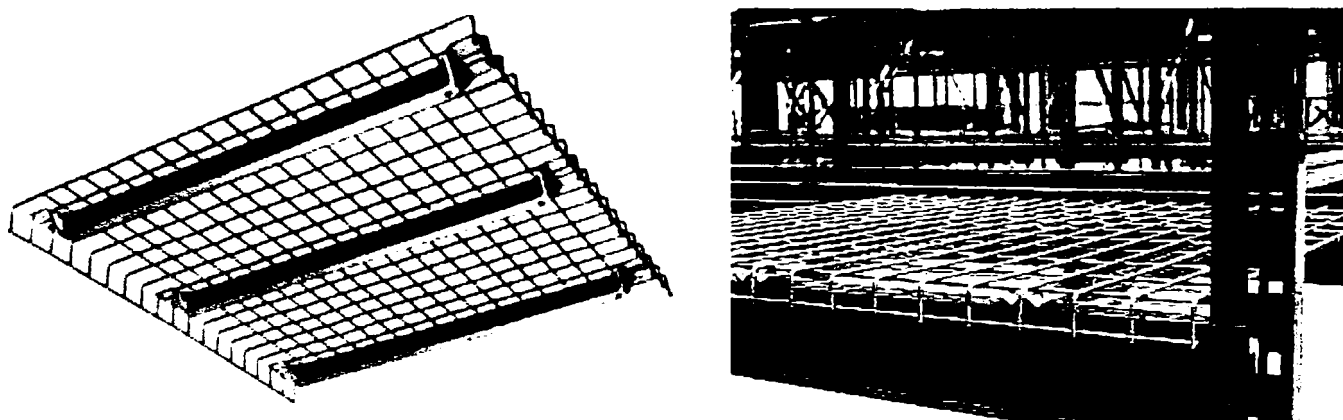


Figura 12: Platformă tip plasă de sârmă și montaj platformă (Concept 2003)

Sistemele paletizate pot fi montate pe baze mobile pentru o creștere ulterioară a capacității de depozitare. Cum este necesar doar o singură față liberă pentru acces, capacitatea de depozitare poate fi crescută cu 50%. Este ideal a se folosi în magazine cu regim frigorific, pentru a reduce volumul la minim, unde viteza de manevrare a produselor nu este importantă.

### 2.2.2 Sisteme tip raft

Sistemele paletizate sunt cele mai utilizate forme a structurilor de depozitare, dar de asemenea sistemele tip raft (shelving system) sunt foarte folosite dat fiind zveltețea acestora cât și în cazul greutateii reduse a produselor acestea manevrându-se cu mâna. Acestea de

regulă cuprind stâlpi perforați, dar elementul de îmbinare cu grătarul este o clamă sau un cârlig care furnizează o prindere mai puțin rigidă sau chiar deloc cu stâlpul, deci stabilitatea globală trebuie realizată cu ajutorul a altor sisteme. Acestea sunt contravântuiri sau o tabla plană protectoare, care sunt prinse cu nituri, șuruburi sau cu ajutorul a niște cleme, în poziția finală. Raftul în acest caz este un component din metal ștanțat (matrițat) în așa fel perforat încât să corespundă cu clamele sau alte elemente de îmbinare cu stâlpul (Godley 1991). Pentru un exemplu caracteristic vezi Figura 13.



Figura 13: Exemplu de sistem tip raft

Rafturile cu prindere tip clamă, prezentate în Figura 14, reduc timpul de instalare cu până la 80%. Rafturile sunt elemente metalice cu capacitate de peste 300 kg per poliță. Acestea pot fi utilizate pentru rafturi multicasetate cu scări de acces sau pasarele. Polițele cu clame pot fi ușor mutate când necesitățile de depozitare se schimbă. Rafturile multicasetate se pot construi de două sau trei nivele sau chiar mai înalte dacă este necesar, respectiv spațiul permite. Depozitarea cu rafturi multietajate este o cale excelentă de utilizare a spațiului pe verticală și o creștere a productivității muncii.



Figura 14: Rafturi cu prindere cu clamă și șurub (Concept 2003)

### 2.2.3 Sistem tip 'drive-in' și 'drive-through'

Sistemele paletizate și cele de tip raft permit o folosire a spațiului destul de eficientă, combinat cu acces direct la fiecare entitate depozitată. Totuși în unele cazuri avantajul de avea acces la fiecare poate fi sacrificat pentru a obține o utilizare a spațiului mai eficientă (vezi Figura 15). Paleții sunt poziționați pe șine care reazemă pe console fixate pe stâlpi de regulă prin îmbinări fără șuruburi. Sistemul poate avea o adâncime de mai mulți paleți și este deservit de un motostivuitoare, care se deplasează în interiorul structurii pentru a plasa respectiv extrage produsele depozitate. La sistemul 'drive-in' motostivuitoare poate avea acces doar dintr-o față, pe când la sistemul 'drive-through' utilajul se poate deplasa de la o față la alta, permițând accesul din ambele capete. Sistemul 'drive-in' își obține stabilitatea prin încadrarea la baza a stâlpului în pardoseală și prin rigiditatea traversei și îmbinarea acestuia de stâlp. Aceasta se mai suplimentează cu efectul stabilizator al contravântuirilor din planul vertical cât și cele de la partea posterioară a structurii. Efectul stabilizator al acestor contravântuiri este transmis stâlpilor de la fața principală a structurii prin contravântuirile orizontale de la partea superioară a structurii, dar pe înălțime eficacitatea acestor contravântuiri este diminuat la fața principală a acestor structuri.



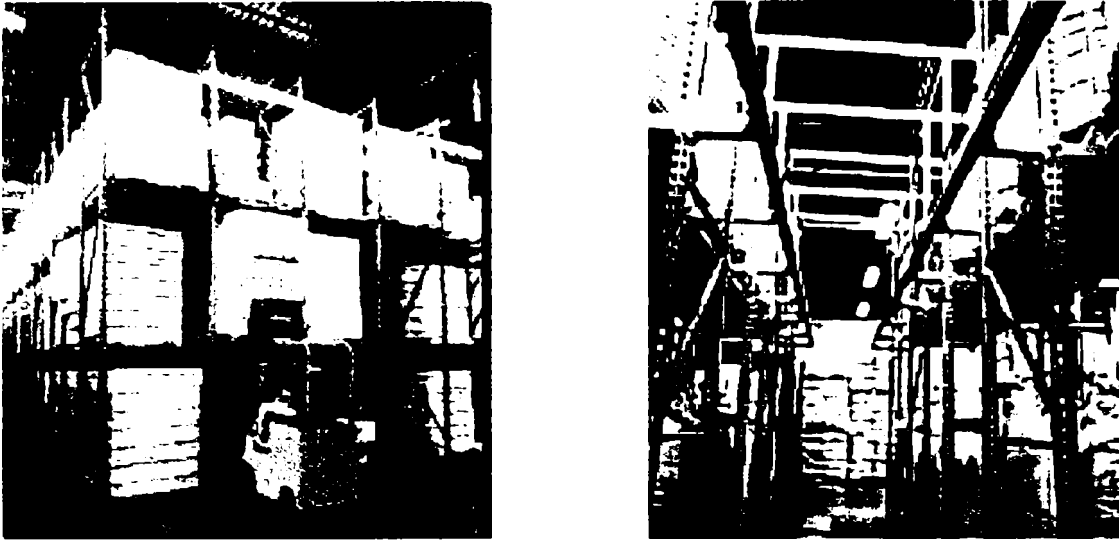


Figura 15: Sistem 'drive-in' și 'drive-through' (Awei 2003; USP 2003)

La structurile tip 'drive-through' nu sunt permise contravânturări de acest gen, fiindcă acestea nu ar permite accesul utilajelor. În aceste cazuri stabilitatea structurii este asigurat doar prin prinderea încastrată la bază a stâlpilor și efectului de cadru (vezi Figura 16).

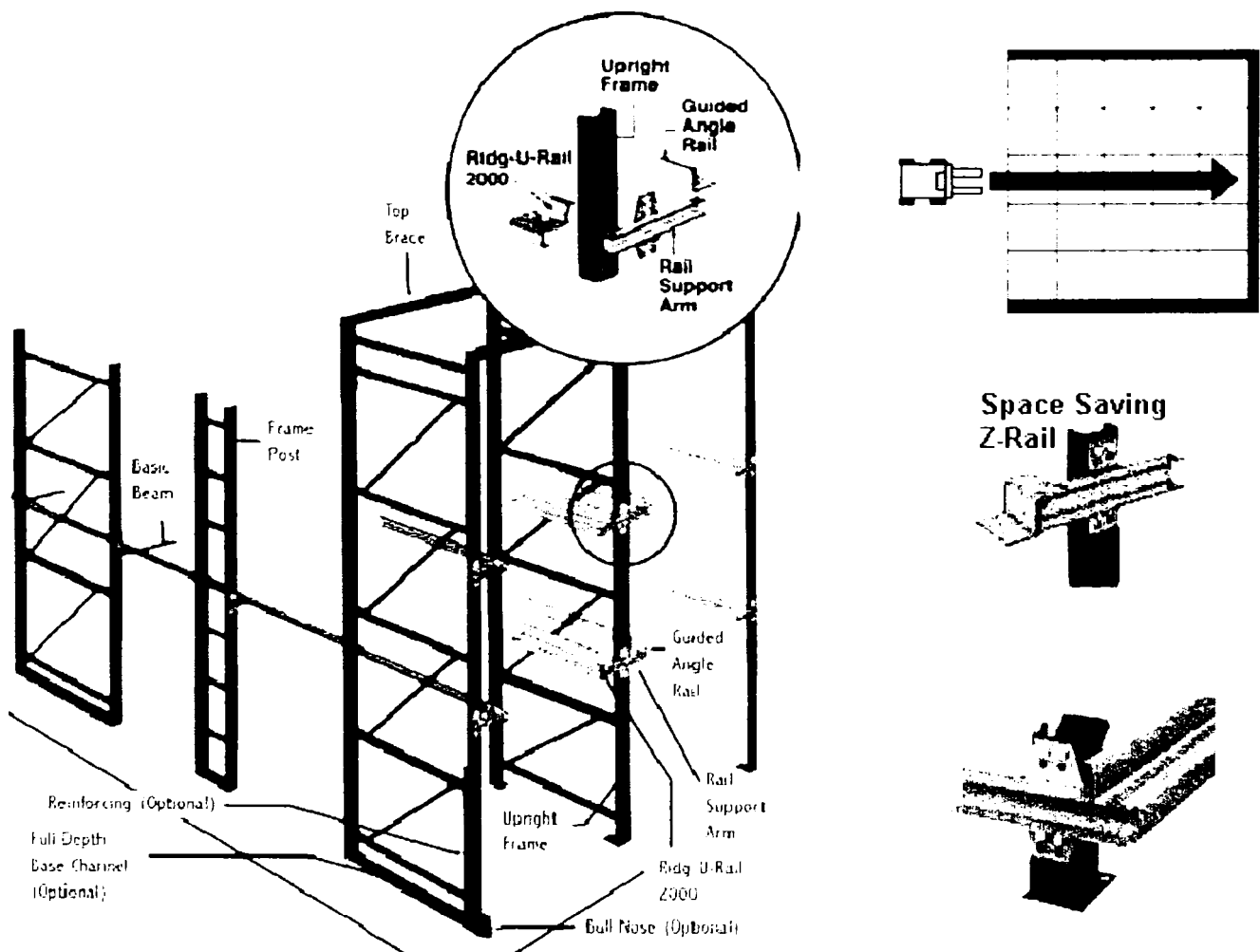


Figura 16: Elemente componente sistem 'drive-in' și 'drive-through' (McNamee 2003)

Acest sistem oferă o metodă foarte eficientă de a depozita o mare cantitate de produse cu caracteristici similare, pentru a permite motostivitorului accesul în interiorul structurii și a așeza încărcarea pe elementele structurale. O diferență semnificativă între acestea este că sistemul 'drive-through' permite o depozitare de primul intrat/primul ridicat, pe când sistemul 'drive-in' permite doar primul intrat/ultimul extras. Paletii sunt depozitați pe "șine" în adâncime și utilajul intră în structură pentru a plasa respectiv a ridica produsul. Sistemul furnizează o creștere de 60-80 % a capacității de depozitare prin reducerea a numărului de spații de acces necesare, și oferă posibilitatea de a utiliza întreaga înălțime utilă a unei construcții.

La proiectarea echipamentelor de acest gen sunt necesare aceleași informații ca și la sistemele standard paletizate. Detalii specifice a utilajului de manevrare sunt necesare pentru ca deschiderea raftului sa permită accesul utilajului cât și a paletilor.

#### 2.2.4 Sisteme de depozitare tip 'push-back' și cel cu 'flux de depozitare'

Sistemul depozitare tip 'push-back' (vezi Figura 17) oferă aceeași densitate de depozitare ca și sistemul 'drive-in' sau 'drive-through' dar o selectivitate mai mare. Permite depozitarea împreună a paletilor de diferite tipuri sau dimensiuni, pe două, trei sau chiar patru straturi de adâncime, cu acces ușor și rapid la acestea. Paletii sunt încărcăți succesiv pe suporturi cu roți sau platforme mobile cu înălțime variabilă, care sunt 'împinse în spate' pe lagăre metalice pentru a utiliza întregul spațiu din adâncime. Toate entitățile sunt depozitate și retrase din aceeași travee. Entitățile din fiecare bandă reazemă pe un cărucior care la rândul ei pe șine, acestea fiind înclinate cu o pantă redusă către fața structurii.

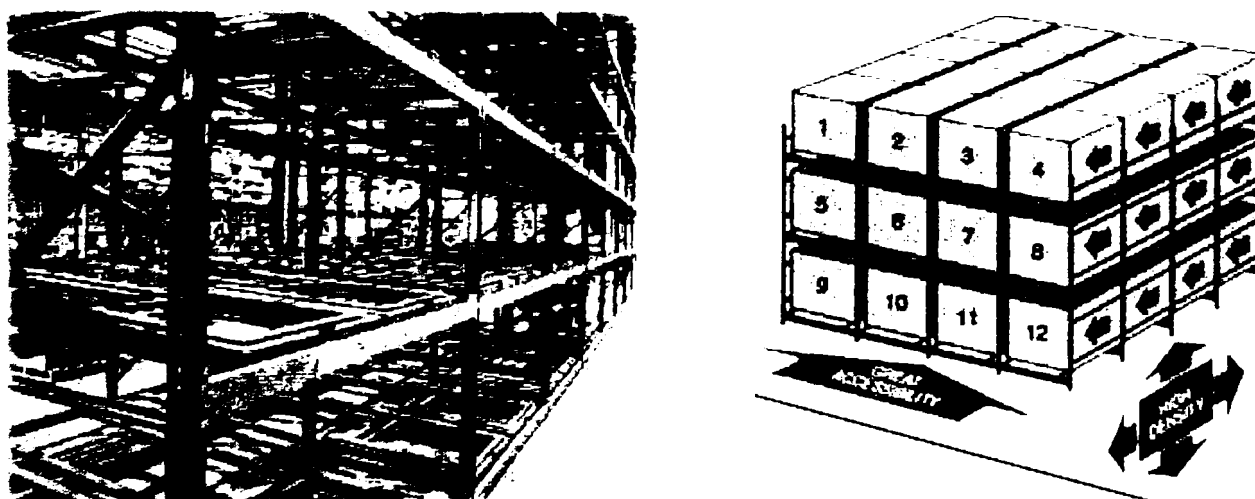


Figura 17: Sistem de depozitare tip 'push-back' (McNamee 2003)



Când o nouă unitate este depozitată în bandă, acesta împinge în adâncime cel din față cât și cele mai din spate (vezi Figura 18). Iar când entitatea este extrasă conținutul întregului 'coridor' se mută încet către fața structurii. Rezultatul este eliminarea distribuției entităților sub forma de fagure sau a celulelor libere. Bineînțeles aplicația ideală pentru sistemul de depozitare tip 'push-back' este acolo unde într-un 'coridor' sunt entități identice și ideea de primul intrat ultimul extras nu este crucială.

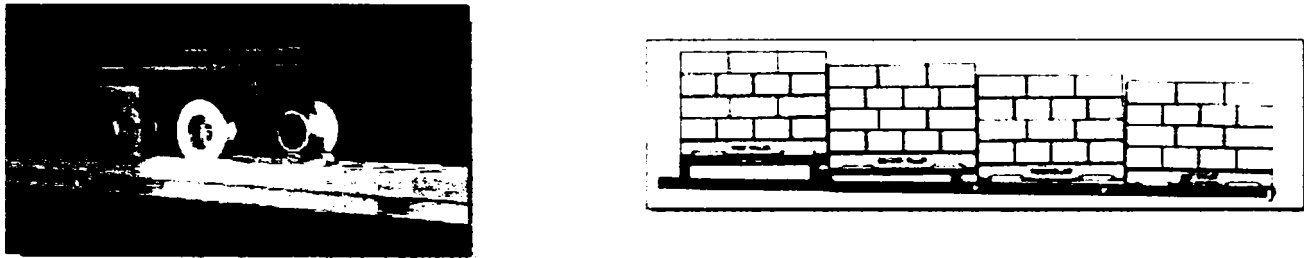


Figura 18: Detalii sistem depozitare tip 'push-back' (McNamee 2003)

Sistemul de depozitare cu 'flux de depozitare' (vezi Figura 19) este similar cu sistemul tip "push-back" exceptând faptul ca entitățile sunt încărcate pe o față, acestea deplasându-se spre cealaltă față de unde vor fi extrase. În multe cazuri acestea sunt un fel de banda rulantă pentru structura respectivă.

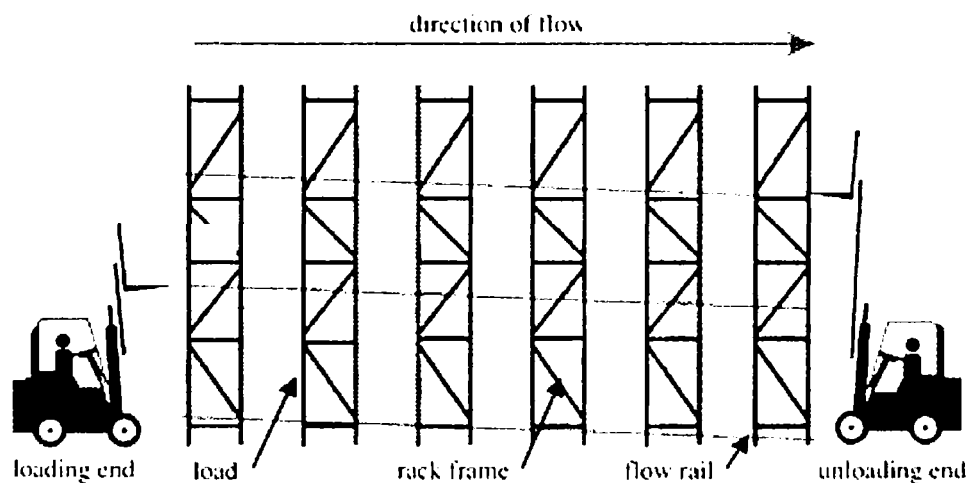


Figura 19: Sistemul de depozitare cu 'flux de depozitare' (Steel King 2003)

Depozitarea cu "flux de depozitare" constă în doua elemente, o structură statică și o 'șină de flux' mobil, sistemul de role fiind înclinate în lungul structurii de depozitare. 'Șina de flux' permite entităților să se miște sub greutatea gravitațională de la fața de încărcare până la fața de extragere. Fiecare bandă cu flux de depozitare conține controlor de viteză automat (frâne) pentru a controla viteza de deplasare din interiorul benzii. Când o entitate este extrasă

entitatea din spatele acestuia se mișcă în față în poziția lăsată neîncărcată. Sistemul cu "flux de depozitare" poate fi folosit atât pentru cutii din carton cât și pentru paletii. Adâncimea, înălțimea respectiv lățimea acestuia este limitat doar de dimensiunile clădirii și posibilitățile utilajului de manevrare.

Prin obținere de densitate mare sistemul cu "flux de depozitare" oferă o excelentă economie chiar și în timp. Deasemenea acestea permit ca muncitorii să fie la o distanță de siguranță minimă de motostivuitoare, când aceasta încarcă sau extrage entități.

### 2.2.5 Sisteme de depozitare tip consolă

Sistemul de depozitare tip consolă nu prezintă obstacole verticale, deci pot fi depozitate elemente lungi. Principalele entități depozitate în acest fel sunt profile metalice, tuburi, țevi, semiprefabricate lemnoase, și alte elemente lungi (vezi Figura 20).

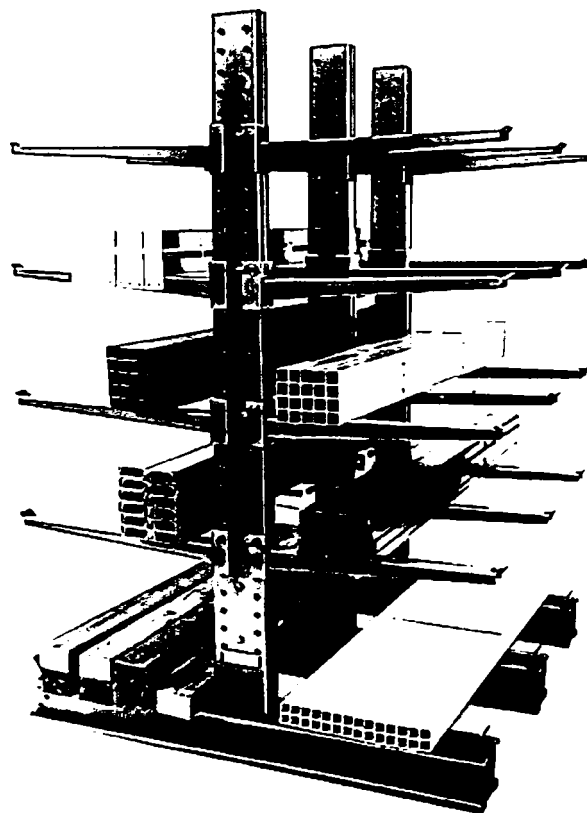


Figura 20: Sistemul de depozitare tip consolă (Jarke 2003)

Inginerii trebuie să proiecteze consolele și stâlpii corespunzător dimensiunii și greutateii entităților de depozitat, respectiv pentru a asigura toleranțe admisibile pentru spațiul liber vertical și alți factori. Deasemenea trebuie să recomande utilizarea șinelor de ghidaj cât și bare de protecție, pentru a proteja echipamentele respectiv produsele.

### 2.2.6 Sistemul de depozitare tip mezanin

Principalul avantaj al sistemului de depozitare tip mezanin este faptul că poate crea spații noi rapid și eficient. Mezaninul ajută la maximizarea volumului total al spațiului de depozitare față de varianta de a construi o nouă clădire (vezi Figura 21).

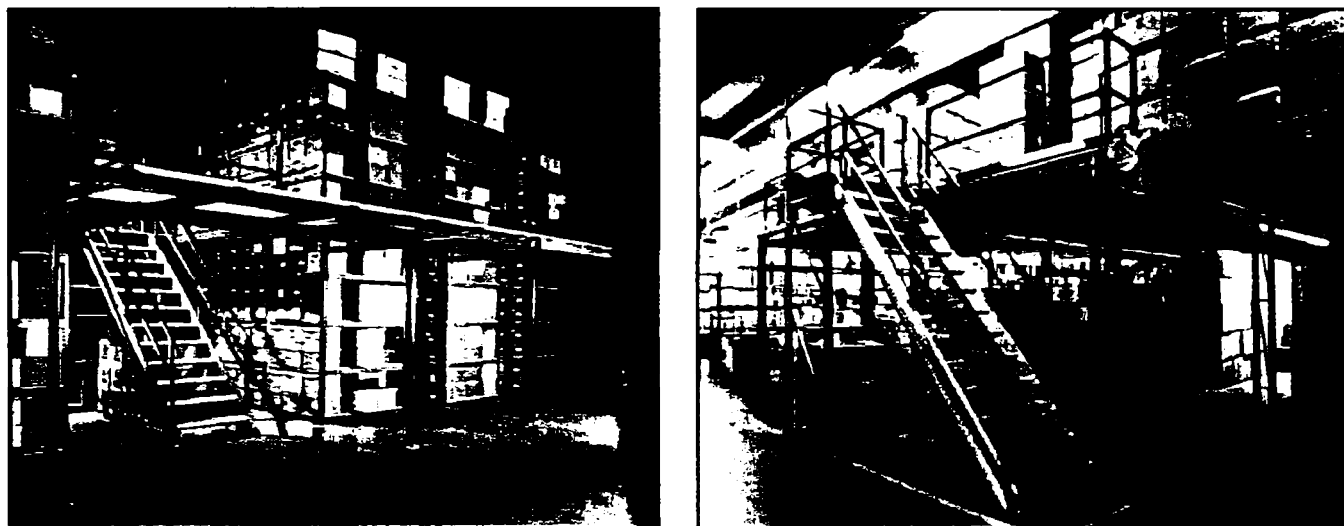


Figura 21: Sistemul de depozitare tip mezanin

Sistemul tip mezanin folosește spațiul vertical, care de altfel nu ar fi fost folosit. Acesta poate fi transpus în spațiu folosit pentru depozitare, fabricare sau de birou pentru o fracțiune din prețul unei noi construcții. De regulă mezaninul este modulat ceea ce înseamnă că poate fi ușor demontat și mutat dacă este necesar. Este important ca mezaninurile să fie proiectate conform standardelor locale în vigoare, pe care un proiectant cu experiența le realizează cu un minim de cost.

### 2.3 Soluții constructive și elemente componente

Structurile de depozitare sunt un important domeniu de folosire profilelor cu pereți subțiri formate la rece, în jur de 20% din total fabricat, iar o mare parte a acestora sunt elemente cu perforații (Rhodes 1991).

Structurile de depozitare paletizate (vezi Figura 22) sunt foarte asemănătoare cu cadrele metalice tradiționale utilizate la clădiri civile sau industriale. De regulă riglele au secțiune transversală chesonată, pe când stâlpii prezintă goluri, perforații pentru a permite clamelor de pe îmbinările de capăt de grindă, prin care se realizează îmbinarea riglei de stâlp fără ca să fie necesară folosirea șuruburilor sau sudurii. Stâlpii structurilor de depozitare metalică sunt fabricați de regulă din profile tip U sau C. În practica din SUA contravântuirile

sunt sudate de stâlpi, deci se folosesc profile simple tip C. Pe de alta parte în Europa și Australia se mai adaugă tălpi adiționale (denumite rear flanges – tălpi posterioare), care se atașează rebordurilor pentru a permite prinderea contravântuirilor cu șuruburi. În unele cazuri reborduri adiționale orientate înspre exterior sunt atașate tălpilor posterioare.

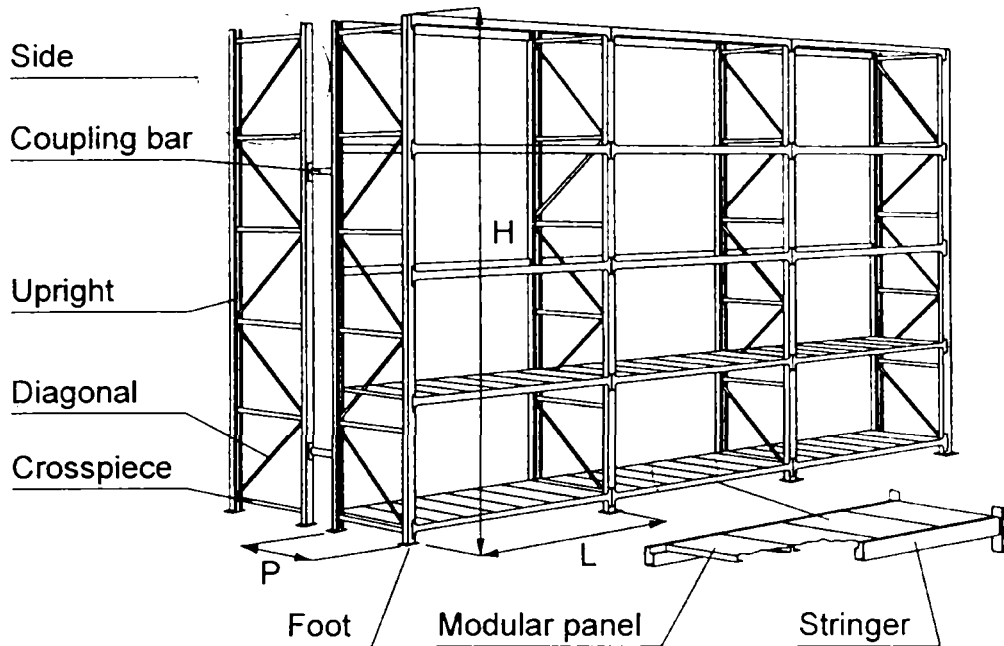


Figura 22: Elemente componente a sistemelor de depozitare paletizate (Baldassino ș.a. 1998)

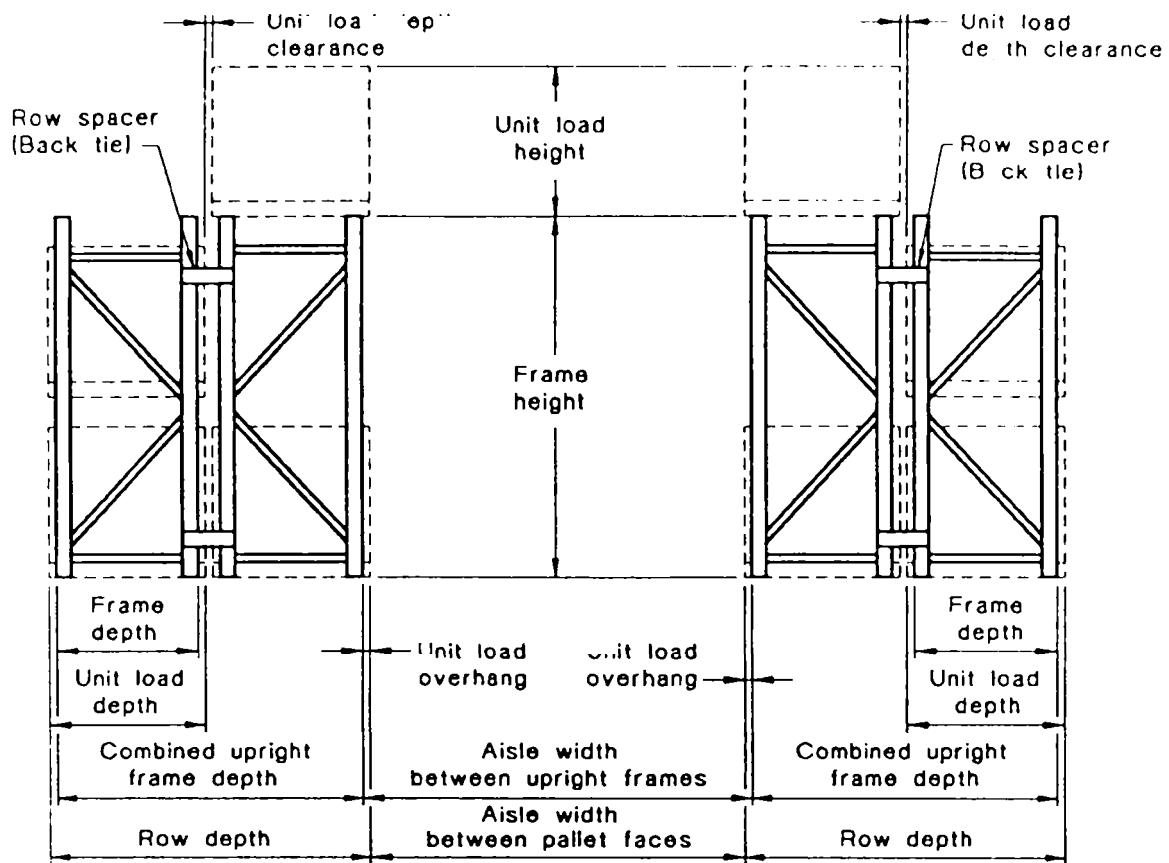
Cum se poate vedea în Figura 22 sistemul de contravântuire este de regulă amplasată în direcție transversală. Datorită necesității de a organiza sistemul în așa fel încât produsele să fie eficient depozitate și suficient de accesibile, se elimină contravântuirile din direcția longitudinală, și stabilitatea structurii este asigurată de rigiditatea îmbinării dintre rigla și stâlp respectiv prinderea la bază (Baldassino ș.a. 1998).

### 2.3.1 Definiții și elemente componente

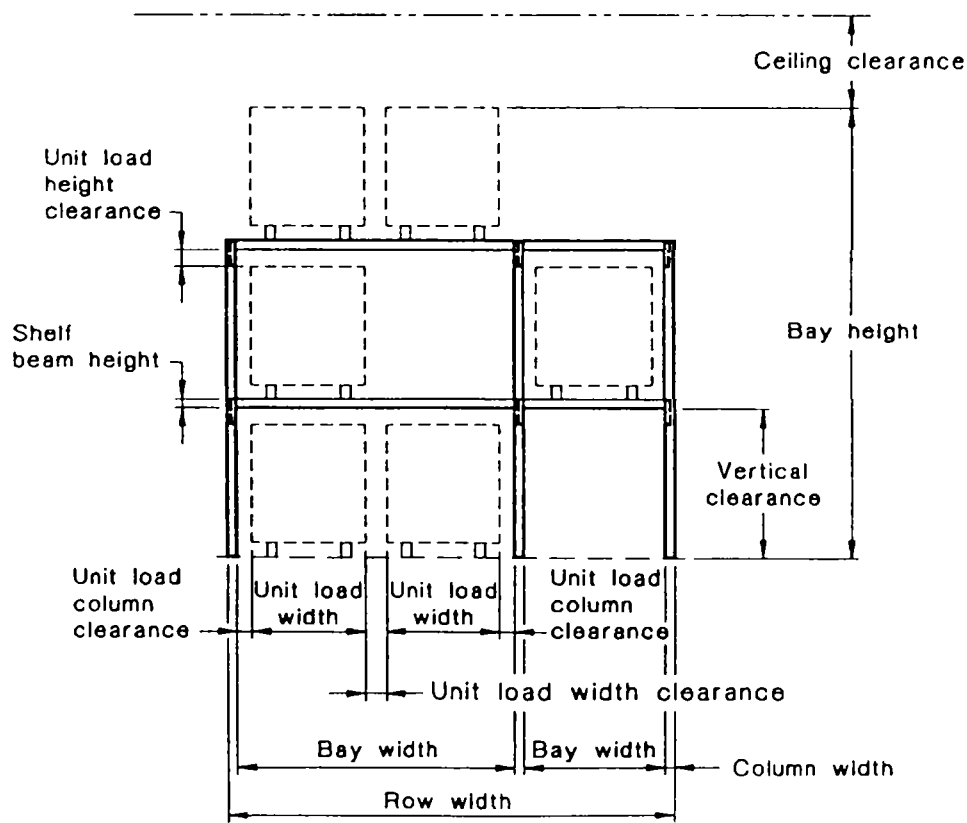
În plus față de termenii consacrați pentru profilele cu pereți subțiri folosiți în AS/NZS4600 (1993) (vezi Figura 23) și EN1993-1-3 (20xx) următoarele definiții particulare sistemelor de depozitare sunt folosite în AS4084 (1993) și FEM10.2.02 (1997):

- depozitare paletizată ajustabilă (adjustable pallet racking) – sistem de depozitare care cuprinde cadre verticale perpendiculare pe deschidere și ajustabile independent, rigle sub formă de raft, care traversează deschiderea dintre cadrele verticale oferind o legătură rigidă acestora, respectiv calculate în așa fel încât să suporte încărcările de unitate;

- deschiderea (aisle width) - spațiu în lungul căreia utilajul de manevrare a încărcării de unitate operează;
- placă de bază (base plate) – placă portantă prinsă la partea inferioară a stâlpului, prin șuruburi sau sudură, pentru a transmite forțele verticale și orizontale pardoselii, respectiv pentru fixarea cadrului vertical de pardoseală;
- material de bază (basic material) – tablă de oțel plană sau fâșie înfășurată din care componentele rafturilor sunt presate sau laminate;
- lot de oțel (batch of steel) – cantitate de oțel procurată de la un furnizor la un moment dat, care au aceleași calități;
- încărcarea de travee (bay load) – suma încărcărilor compartimentelor într-o travee a structurii, exclusiv greutatea bunurilor care se află depozitate pe pardoseală;
- înălțimea traveei (bay height) – distanța verticală maximă de la suprafața pardoselii până la cel mai înalt punct a încărcării de unitate într-o structură de depozitare;
- lățimea traveei (bay width) – vezi definiția lungimea grinzii raft (shelf beam length)
- grinda (beam) – element orizontal care leagă cadre adiacente și poziționată în direcție orizontală paralelă cu deschiderea principală;
- conector de capăt de grindă (beam end connector) – conector, sudat sau în unele cazuri format ca și o parte integrală a grinzii, care are cârlige sau alte mecanisme care să se angreneze în găurile și șlițurile de pe stâlpi;
- spațiu liber până la tavan (ceiling clearance) – distanța verticală minimă dintre partea cea mai înaltă a cadrului vertical sau partea cea mai înaltă a încărcării unitare de pe grinda de raft de la nivelul superior și partea inferioară a tavanului, respectiv structura de susținere a acestuia;
- depozitare cu fața închisă (closed-face racking) – depozitare paletizată ajustabilă unde încărcarea de unitate este susținută de grindă de raft;
- stâlpi (columns) – elemente verticale din cadrele verticale și sunt supuse forțelor de compresiune paralele cu axa lor longitudinală, fiind posibilă prinderea aleatoare a grinzilor de raft;
- lățime de stâlp (column width) – distanța orizontală maximă a unui stâlp de cadru vertical măsurată între tălpi;
- încărcare de compartiment (compartment load) – forța care poate fi încărcată dintr-o direcție într-un compartiment a unei structuri paletizate sau tip raft;



(a) Aisle width and related dimensions



(b) Clearance width and related dimensions

Figura 23: Definiții elemente componente (AS4084 1993)

- apărătoare de stâlp (column protector) – un component din partea frontală a cadrului vertical asigurând fie stâlpul fie pardoseala, sau amândouă, pentru a rezista la forțe de impact minore (vezi Figura 24);

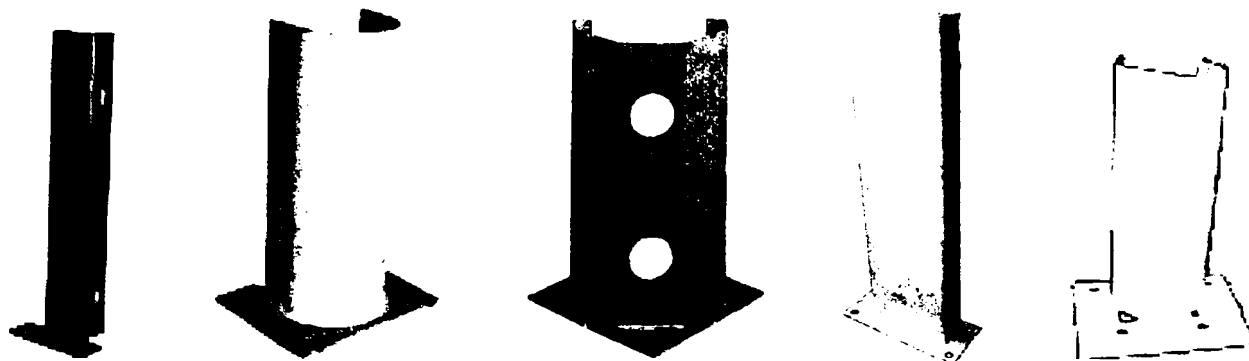


Figura 24: Apărătoare de stâlp

- diagonala (diagonal brace) – membru înclinat din planul vertical pentru a suplimenta legătura dintre stâlpi formând un cadru vertical rigid și stabil;
- toleranța de finisare (finished tolerances) – toleranțele structurii de depozitare după fabricare și montaj, până la încărcarea primară;
- operații total automatizate (fully automatic operation) – operațiile utilajelor controlate în totalitate de roboți fără intervenții manuale;
- montant (horizontal brace) – element orizontal care cuplează doi stâlpi împreună, prin șuruburi sau sudură, formând un cadru vertical;
- operare manuală (manual operation) – dirijarea utilajelor și poziționarea echipamentelor controlată de un operator;
- depozitare cu fața deschisă (open-face racking) – depozitare paletizată ajustabilă unde încărcarea de unitate este susținută de un braț scurt atașat de stâlp;
- spațiu liber de manipulare (operating clearance) – spațiu liber nominal dintre părțile fixe și mobile pentru a asigura desfășurarea operațiilor în siguranță;
- element perforat (perforated member) – element cu multiple găuri dispuse regulat pe lungime;
- lungimea rândului (row length) – lungimea maximă orizontală a traveelor conectate continuu într-o structură de depozitare, și este suma lățimii stâlpilor plus lățimea traveelor;
- traversă (row spacer - bracktie) – elemente orizontale, de regulă prinse prin șuruburi de cadrele verticale pentru a menține distanța dintre cadre din structuri care au organizare cu încărcare din două direcții (vezi Figura 25);



Figura 25: Traversă și bară de legătură

- grinda raftului (shelf beam) – elemente orizontale îmbinate cu cadrele verticale prin intermediul conectorilor și proiectate să suporte încărcările verticale respectiv cele orizontale;
- conector de grindă (shelf beam connector) – dispozitiv sudat pe capătul grinzii, îmbinat cu stâlpi prin cleme sau șuruburi și concepute să transmită forțele la cadrele verticale și să furnizeze stabilitatea structurii;
- săgeata grinzii (shelf beam deflection) – distanța maximă pe verticală măsurată de la capătul grinzii până la cel mai de jos punct al unei grinzi încărcate
- înălțimea grinzii (shelf beam height) – distanța pe verticală de la partea superioară până la cea inferioară a grinzii;
- lungimea grindei (shelf beam length) – distanța pe orizontală dintre fețele interioare a stâlpilor cadrelor verticale adiacente (această dimensiune este necesară pentru manevrarea paleților într-o travee, luând în considerare lățimea încărcării unitare și spațiul liber minim);
- dispozitiv de siguranță a grinzii (shelf beam safety device) – de regulă dispozitiv de fixare patentat, care asigură ca grinda raftului să nu fie dislocată din cadrul vertical când este supusă forțelor de smulgere;
- contravântuire posterioară (spine bracing) – contravântuire în cruce în planul vertical paralel cu traveea raftului, legând două cadre adiacente;
- revenire (spring back) – tendința unei secțiuni formate la rece de a se distorsiona spontan când este tăiată dintr-un element lung;
- toleranța (tolerance) – variație pozitivă sau negativă permisă de la dimensiunile nominale sau poziție rezultat din timpul execuției sau a montajului;
- încărcarea unitară (unit loads) – a) un palet încărcat sau o încărcare echivalentă; b) greutatea unei entități depozitate, cum ar fi un palet, o cutie sau un pachet, pe sistemul de raft;
- spațiul liber a încărcării unitare (unit load clearance) – distanța dintre încărcarea unitară și un element component al structurii de depozitare;



- spațiul liber până la stâlp (unit load column clearance) -- distanța maximă orizontală de la fața interioară a stâlpului până la cel mai apropiat punct al încărcării unitare;
- adâncimea încărcării unitare (unit load depth) -- dimensiunea orizontală a încărcării unitare măsurată perpendicular pe lățimea acestuia;
- spațiu liber în adâncime (unit load depth clearance) – distanța orizontală minimă dintre încărcări unitare adiacente în cazul unei structuri de depozitare cu dublă adâncime;
- înălțimea încărcării unitare (unit load height) – distanța maximă măsurată de la partea inferioară a paletului până la cel mai de sus punct al încărcării unitare;
- spațiu liber pe înălțime (unit load height clearance) – distanța minimă pe verticală dintre cel mai de sus punct al încărcării unitare și de partea inferioară al grinzi raftului;
- stâlp (upright) – element vertical (stâlp) al cadrului vertical;
- cadru vertical transversal (upright frame) – a) ansamblu compus din stâlpi și contravântuiri pentru a suporta încărcările transmise prin grinzi de raft și echipamentul de manevrare; b) două profile, de regulă perforate, legate între ele printr-un sistem de contravântuiri sau un panou. Cadrele verticale sunt așezate în plan vertical, transversal pe direcția deschiderii principale a structurii. Exemple tipice sunt prezentate în Figura 26;

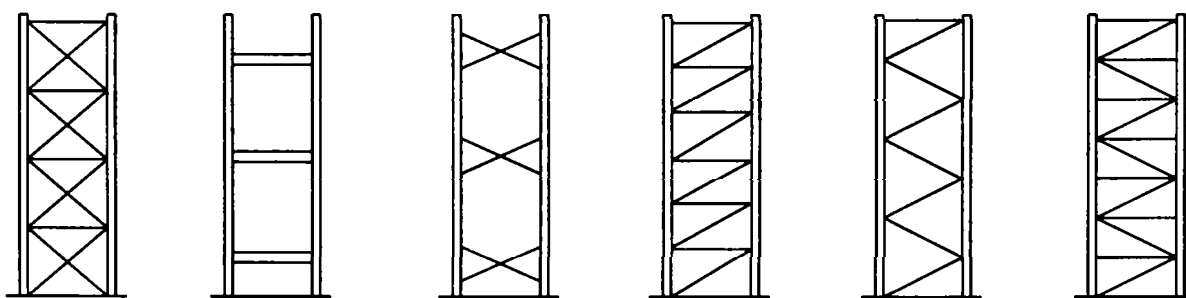


Figura 26: Exemple tipice de cadre verticale transversale (FEM10.2.02 1997)

- înălțimea cadrului vertical (upright frame height) – înălțimea maximă a ansamblului vertical incluzând și plăcile de bază;
- eclisa de joantă (upright splice) – element vertical folosit pentru a îmbina cap la cap doi stâlpi pentru a forma un singur element care să suporte încărcările verticale și să reziste solicitărilor orizontale;
- spațiu liber vertical (vertical clearance) – distanța minimă pe verticală de la pardoseală până la partea inferioară a celei mai de jos grindă de raft; sau distanța minimă dintre

partea superioara a unei rigle și partea inferioară a unei rigle de la nivelul deasupra acestuia;

- bară de legătura cu perete (wall tie) – element orizontal sau vertical care conectează stâlpul de un perete pentru a oferi un efect stabilizator acestuia, respectiv de a reduce momentul de răsturnare (vezi Figura 25).

### 2.3.2 Soluții structurale

Configurația tipică a unei structuri paletizate necontravântuite este prezentată în Figura 27, în care stabilitatea pe direcția deschiderii principale este asigurată doar de rigiditatea conectorilor de capăt de grindă. Pe direcția transversală stabilitatea este asigurată de contravântuirile din cadrul vertical, care în cazul structurilor cu dublă intrare trebuie legate împreună pe înălțime cu bare de distanțare.

Pentru structurile contravântuite, prezentate în Figura 28, stabilitatea pe deschiderea principală este asigurată de contravântuirile în cruce de la partea posterioară a structurii. Efectul stabilizator al contravântuirii în cruce este transmis stâlpilor de la fața principală prin intermediul contravântuirilor plane, de la nivelul grinzilor. Structura poate fi contravântuită doar pe o anumită lungime, și nu pe toată înălțimea structurii, dar în acest caz sunt necesare calcule speciale (FEM10.2.02 1997).

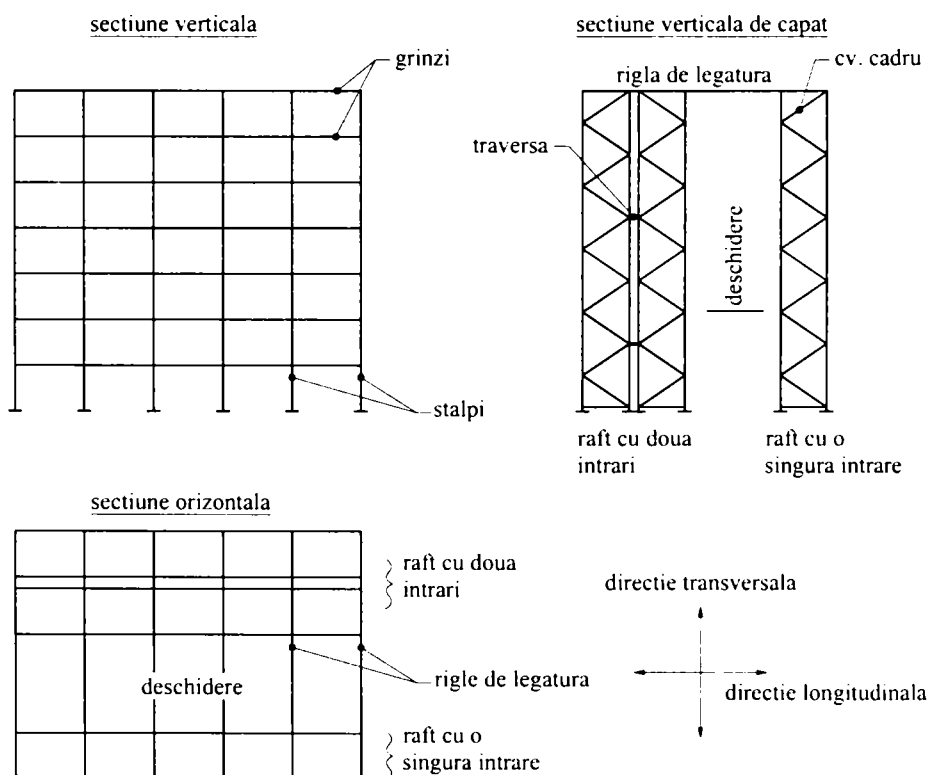


Figura 27: Configurația uzuală a unei structuri paletizate necontravântuită (FEM10.2.02 1997)

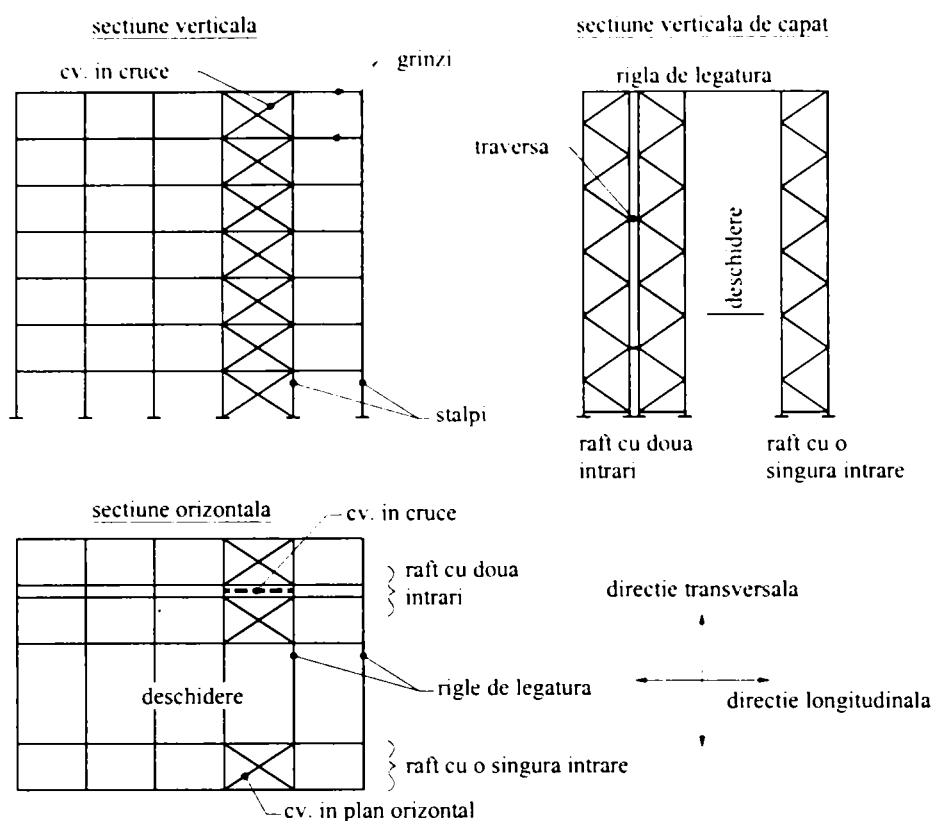


Figura 28: Configurația uzuală a unei structuri paletizate contravântuită (FEM10.2.02 1997)

### 2.3.3 Grinda

Cele mai uzuale forme a secțiunii transversale a grinzilor pentru structurile de depozitare sunt cea chesonată și cea deschisă (vezi Figura 29). Secțiunea chesonată este construită din doua secțiuni tip C, care au la capete conectori de capăt de grindă.

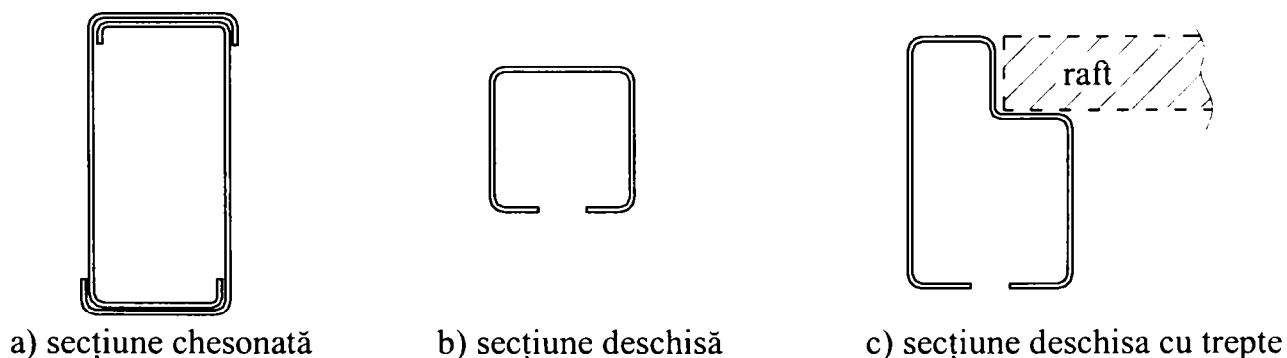


Figura 29: Secțiuni transversale tipice de grindă (Godley 1991)

Deci grinda este compusă din doua secțiuni deschise care nu sunt simetrice după axa verticală, respectiv acestea au o capacitate redusă la încovoiere cu torsiune sub încărcările verticale, și prin compunerea a doua elemente rezultă un element cu capacitatea unei secțiuni chesonate care se comportă bine sub acțiunea încărcărilor verticale. Pentru deschiderile uzuale

dimensiunea grinzii este limitată de capacitatea de încovoiere acestuia, colapsul acesteia se produce prin distrugerea locală a tălpii comprimate a unui profil tip C. În practică aceasta se produce doar în locurile unde nu acționează direct încărcarea ca să evite dezvoltarea flambajului local. Configurația cea mai uzuală a încărcării pe grindă este cea prezentată în Figura 30 cu doi paletți în deschidere. Flambajul local a grinzii este posibilă doar între paletți.

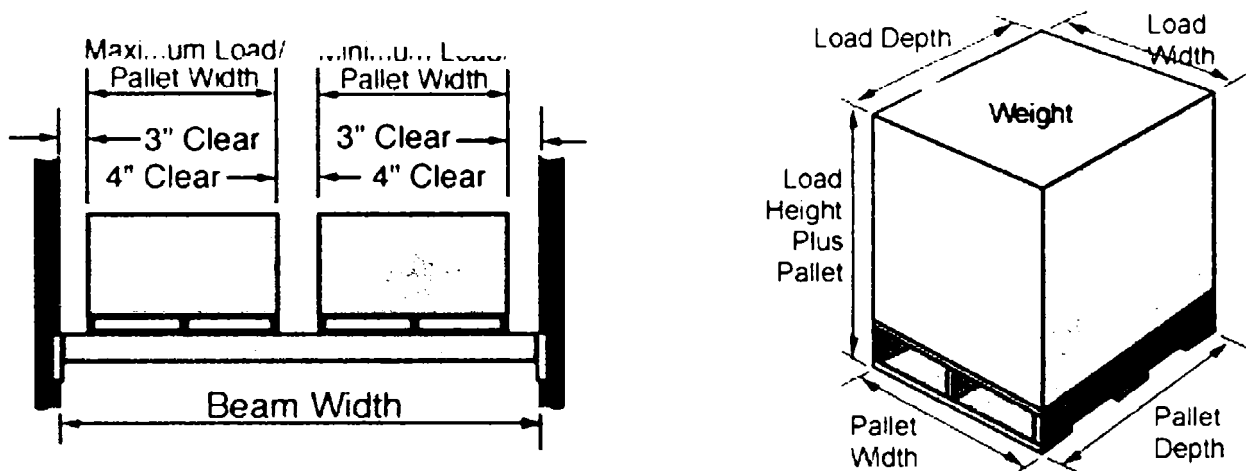


Figura 30: Configurația uzuală a încărcării cu paletți și dimensiuni caracteristice

De regulă grinda chesonată (vezi Figura 29a) este mult mai eficientă din punct de vedere al materialului utilizat decât grinda cu secțiune deschisă (vezi Figura 29b) fiindcă se concentrează mai mult material în tălpi, unde de altfel e și nevoie. Totuși în unele cazuri când entitățile depozitate sunt mai ușoare, secțiunile deschise devin economice, deși au capacități mai reduse dar costul de ansamblu al acestora fiind mai mic. Pe de altă parte acestea pot fi prevăzute cu o treaptă (vezi Figura 29c) pentru a prevedea spațiu pentru așezarea rafturilor sau alte componente ale sistemului.

Stabilitatea laterală a grinzii chesonate de regulă nu este un factor hotărâtor din punct de vedere al proiectării elementului, dar în cazul altor secțiuni, cum ar fi cele deschise cu treaptă, se poate produce răsucirea grinzii sub încărcări, de aceea pentru deschideri mai mari se introduc traverse între rigle pentru a reduce acest efect. Unii producători folosesc secțiuni laminate la cald (Godley 1991).

În Figura 31 se prezintă câteva secțiuni, cu forma particulară firmei producătoare, care se găsesc pe piața de desfacere.

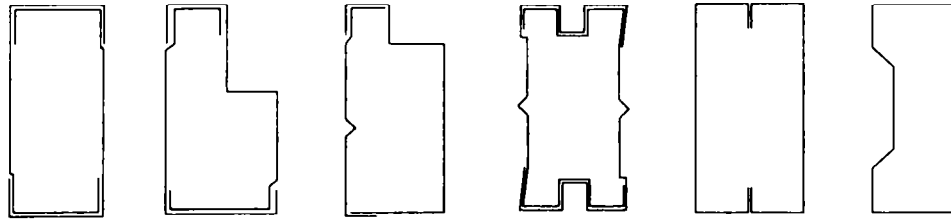


Figura 31: Alte secțiuni transversale de grinda

#### 2.3.4 Stâlpul

La începutul dezvoltării sistemelor de depozitare paletizate stâlpii aveau secțiunea, în mai toate cazurile, profil tip C. Această secțiune a fost fabricată de către producătorii de profile laminate la rece într-o gamă largă de dimensiuni, și datorită numărului redus de colțuri fabricarea acestuia a fost relativ ușoară.

Totuși, dezvoltarea industriei a atras atenția asupra faptului că la evaluarea costului și eficienței trebuie să se țină seama de întregul ansamblu al cadrului și nu numai de stâlp ca și un element izolat. Fabricarea profilul tip C ca și element este ieftin și eficient ca element structural, dar forma acestuia nu a permis realizarea unor îmbinări ușoare și rapide cu sistemul de contravântuiri.

Când s-au folosit profile laminate la cald îmbinarea prin sudură s-a dovedit cea mai eficientă, dar fabricanții care foloseau profile formate la rece au adoptat varianta de îmbinări cu șuruburi. Aceasta implica evitarea folosirii rebordurilor, care la rândul lor au redus eficacitatea contravântuirilor, respectiv nu s-a îmbunătățit aspectul produselor fiindcă, cu timpul piața de cumpărare a devenit mai sofisticată.

Ca urmare au fost concepute noi tipuri de secțiuni, vezi Figura 32, care aveau tălpi suplimentare pentru a permite o prindere simplă cu șuruburi a contravântuirilor. Forma destul de complexă a acestor secțiuni a fost determinată din două considerații, și anume asamblare ușoară și rapidă, respectiv eficiența din punct de vedere structural.

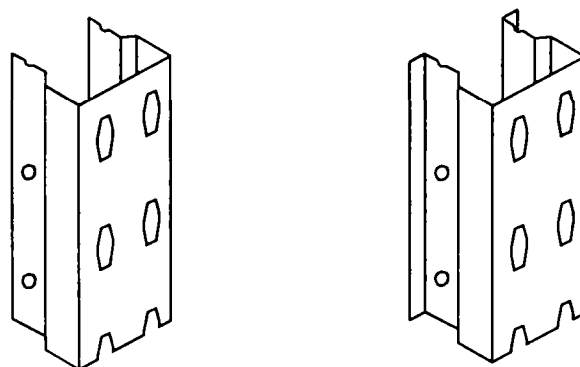


Figura 32: Secțiuni transversale tipice de stâlp (Godley 1991)

La structurile paletizate stâlpii sunt perforați pentru a accepta clemele conectorilor de capăt de grindă, care sunt practic inima structurii. Aceste perforații sunt dispuse de regulă în două rânduri paralele pentru a accepta conectorii din ambele părți a stâlpului, (vezi Figura 33), dar în cazul sistemelor cu capacitate mai mică, se dispune doar rând care acceptă conectorii de pe ambele fețe. Pe lângă asta sunt dispuse perforații și la partea posterioară a secțiunii, pentru a permite îmbinarea cu contravântuirile.

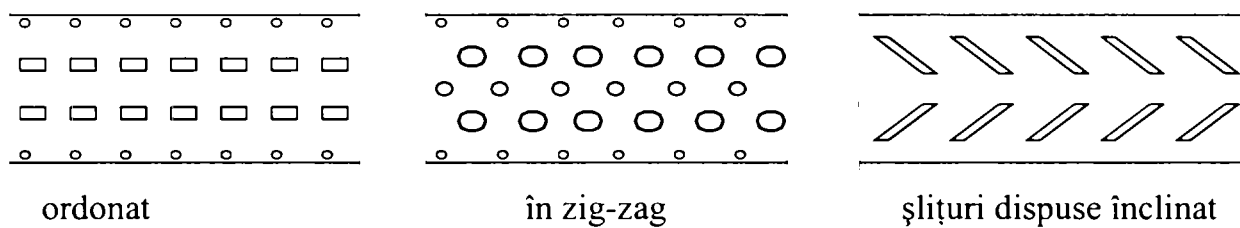


Figura 33: Dispunerea perforațiilor pe secțiunea stâlpului (FEM10.2.02 1997)

Contravântuirile sunt de regulă profile tip C sau corniere. Îmbinarea prin sudură cu stâlpii a rămas o alternativă destul de uzuală față de cea cu șuruburi. Cadrele îmbinate cu șuruburi se pot asambla în fabrică, dar se pot livra și sub formă demontată, montajul făcându-se la fața locului, care poate oferi o economie de cost (vezi Figura 34).

Sistemul de contravântuire este de regulă amplasat în direcție transversală, aceasta datorită necesității de a organiza sistemul în așa fel încât produsele să fie eficient depozitate și suficient de accesibile, de aceea se elimină contravântuirile din direcția longitudinală, și stabilitatea structurii este asigurată de rigiditatea îmbinării dintre riglă și stâlp respectiv prinderea la bază.

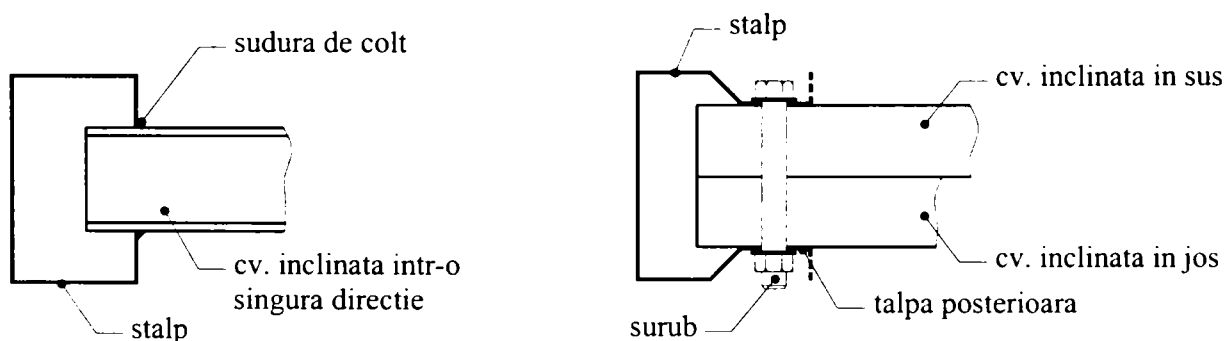


Figura 34: Prinderea contravântuirilor (Hancock 1998)

Sistemele de depozitare ușoare nu sunt fixate de pardoseala depozitului, uzinei sau biroului. Plăcile de baza sunt de regulă plăci subțiri presate, exceptând structurile de depozitare de capacitate mare, și fixate cel puțin stâlpii din partea frontală a structurii, cu câte

un șurub. Dacă crește sarcina utilă se mărește frecvența dispunerii ancorajelor și plăci de bază cu grosime mai mare. Figura 35 prezintă fixarea la bază a unei structuri paletizate de capacitate normală.

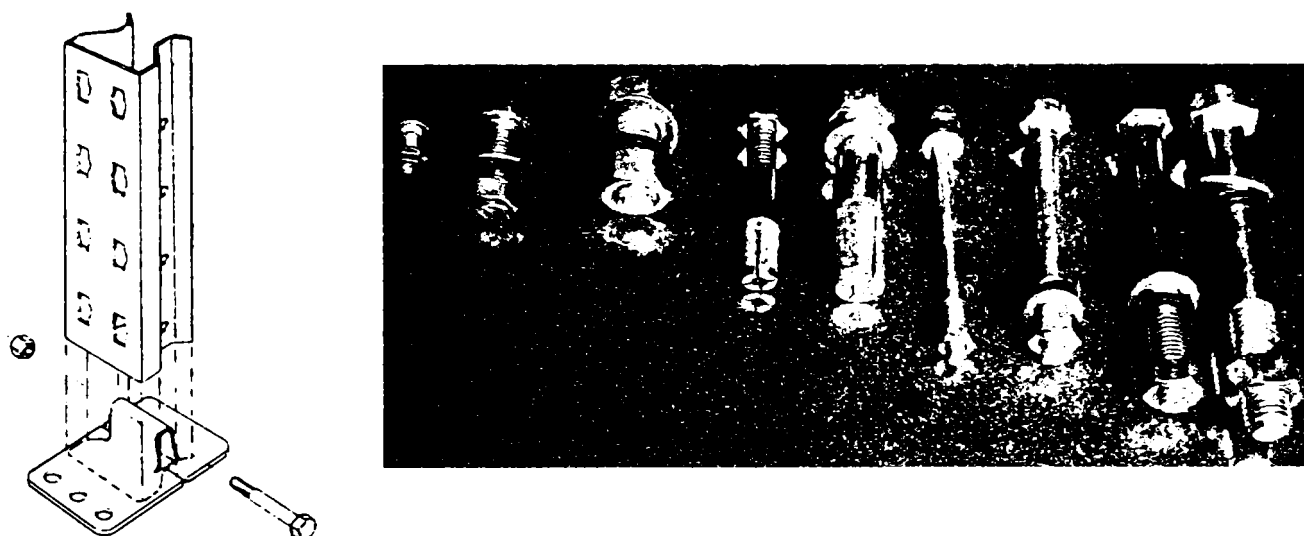


Figura 35: Prindere la bază tipică și șuruburi folosite la aceste prinderi (Godley 1991)

Placa de bază este montată pe stâlp pentru a distribui încărcarea în pardoseală. De regulă acestea sunt plăci plane subțiri, cu grosime în jur de 3 mm, care sunt prinse cu șurub de stâlp respectiv de pardoseala. De regulă nu se aplică mortar de poză, poziționarea la cotă a stâlpului se realizează prin introducerea sub placa de bază a unor plăcuțe de nivelare sau pane de fixare. Fixarea în pardoseală se face de regulă printr-un singur șurub de ancoraj, care să poseze și rezistență la smulgere. Totuși pentru majoritatea instalațiilor de depozitare paletizat obișnuite nu s-a încercat îmbunătățirea fixării la bază, cum ar fi mai multe șuruburi de ancorare sau placă de bază mai groasă.

Cele prezentate anterior sunt valabile pentru sistemele paletizate ajustabile obișnuite. Dar pentru sistemele de depozitare cu înălțimi mai mari se folosesc sisteme de fixare îmbunătățite, respectiv în cazul sistemelor “drive-in” și “drive-trough” acestea sunt absolut necesare, fiindcă la aceste sisteme stabilitatea întregii structuri depinde de rigiditatea legăturii de la partea superioară a cadrelor și modul de prindere la baza a stâlpului. În asemenea cazuri pentru a prevedea capacitate de preluare de moment, se sudează pe stâlp o placă de bază mai groasă care se fixează cu cel puțin două șuruburi de ancoraj dispuse la ambele fețe a stâlpului (Godley 1991).

În Figura 36 se prezintă câteva secțiuni, cu formă particulară firmei producătoare, care sunt accesibile pe piața de desfacere.

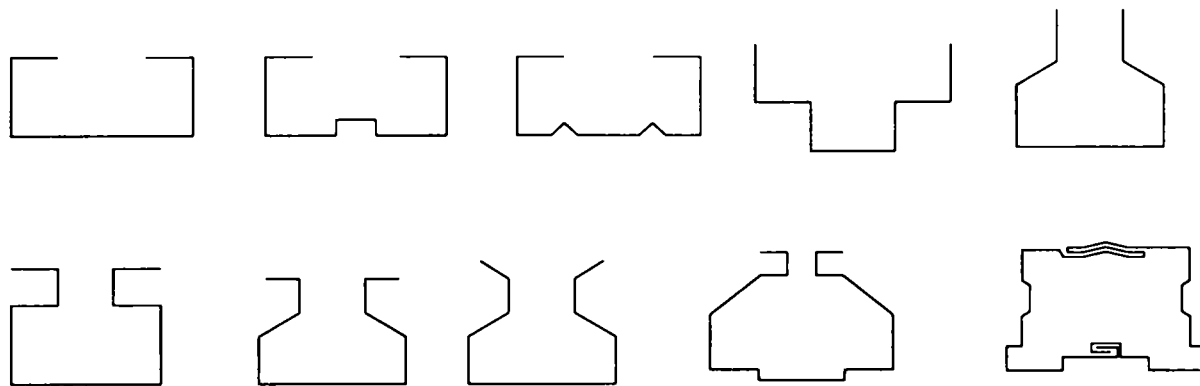


Figura 36: Alte secțiuni transversale de stâlp

### 2.3.5 Îmbinarea grindă - stâlp

Îmbinarea dintre grindă și stâlp se poate clasifica în încastrată, articulată sau semi-rigidă. O îmbinare semi-rigidă are o anumită elasticitate și de regulă se realizează prin șuruburi sau sudură. În industria sistemelor de depozitare se folosesc îmbinări semi-rigide fără șuruburi, practic cu ajutorul unor conectori sub formă de cleme. Aceste cleme se introduc în perforațiile de pe stâlpul format la rece, la înălțimea determinată de distribuția perforațiilor. Clemele pot fi o parte componentă (integrală) a conectorului de capăt de grindă sau independente de acestea, caz în care sunt denumite pană de fixare.

Îmbinarea semi-rigidă cu conector de capăt de grindă, fără șuruburi, poate fi considerată analoagă cu o îmbinare cu șuruburi cu plăci de capăt folosit uzual la structurile grele. Cleva sau pana de fixare prin care se realizează întrepătrundere, are aceleași funcțiuni ca și un șurub la un nod semi-rigid de structură. Plăcile de capăt sunt solicitate la aceleași condiții de încărcare ca și la o oricare îmbinare de structură.

Dacă dorim să facem o categorisire a îmbinărilor grindă-stâlp accesibile pe piața de desfacere, conform Markazi ș.a. (1997) acestea pot fi după cum urmează:

- categoria A: conceptul “lambă și șliț”. Termenul “lambă” se referă la limba lăsată în consolă care este formată și decupată din manșon de pe capătul de grindă. În acest caz putem vorbi despre clevă în planul manșonului. În timpul folosinței conectorul de capăt de grindă este în contact direct cu inima și talpa stâlpului (vezi Figura 37);
- categoria B: conceptul “matrițat”. Prin operația de matrițare se produc clemele care, funcție de conceptul de realizare al stâlpului, se fixează paralel sau perpendicular pe inima stâlpului (vezi Figura 38);
- categoria C: conceptul “pană de fixare incorporată”. Prezența găurilor ștanțate pe manșonul grindei permite introducerea în acestea prin presare a panelor de fixare, de



unde rezultă termenul de clemă în afara planului manșonului. Pana de fixare înlocuiește clema de la conceptul "lambă și șliț". Și în acest caz în timpul folosinței conectorul de capăt de grindă este în contact direct cu inima și talpa stâlpului (vezi Figura 39);

- categoria D: conceptul "clemă dublă integrată". Clemele sunt formate și ștanțate din manșonul conectorului astfel încât ele rămân legate de manșon doar în două puncte, dealtfel mai fiind denumite și 'integrată în manșon'. Acest tip particular de conector de capăt de grindă are doar un set de clemă care intră în contact cu inima și talpa stâlpului (vezi Figura 39).

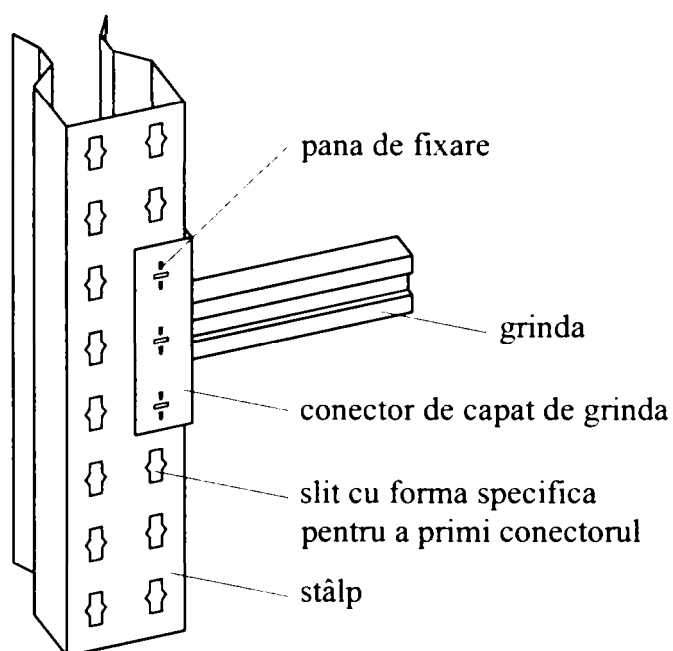


Figura 37: Conceptul "lambă și șliț" (Markazi ș.a. 1997)

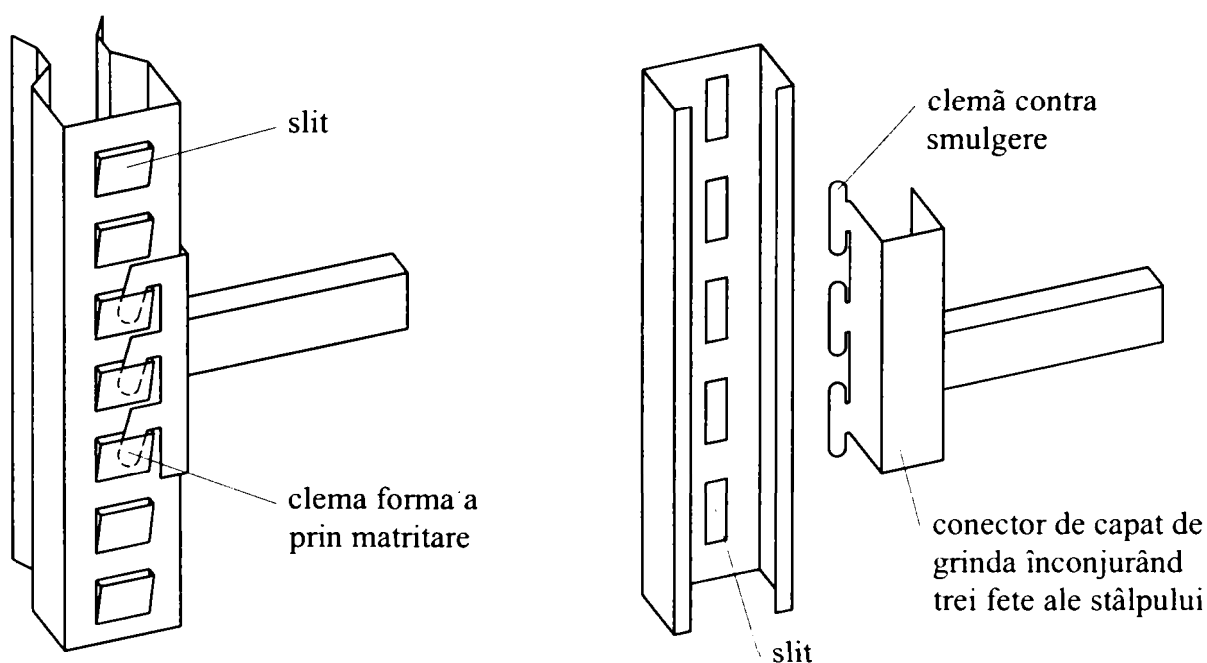


Figura 38: Conceptul "matrițat" și "înfășurare prin matrițare" (Markazi ș.a. 1997)

Se pot combina caracteristicile diferitelor categorii pentru a obține un conector de capăt de grindă compozit. De exemplu Figura 40 prezintă un conector de capăt de grindă cu două seturi de cleme, producându-le prin ștanțare și formare, iar celalalt prin matrițare. În acest caz conectorul de capăt de grindă are trei plane de contact, și anume pe inimă, pe talpa și pe rigidizarea intermediară.

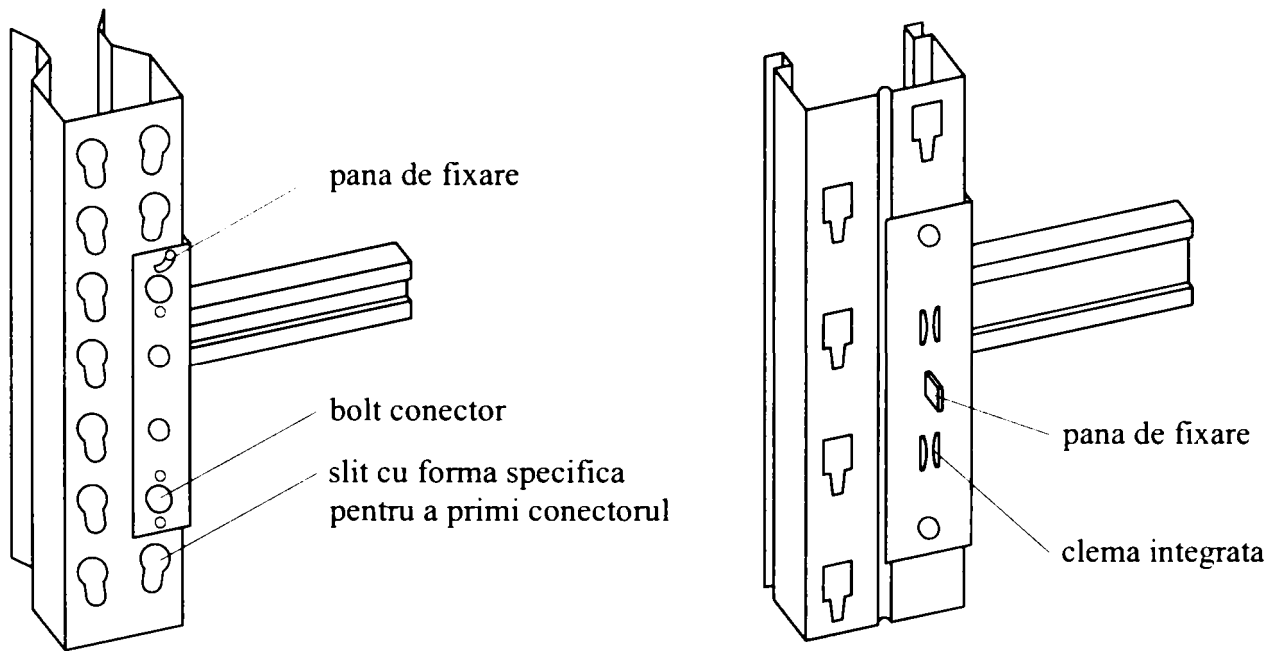


Figura 39: Conceptul „pană de fixare încorporată” și „clema dublă integrată” (Markazi ș.a. 1997)

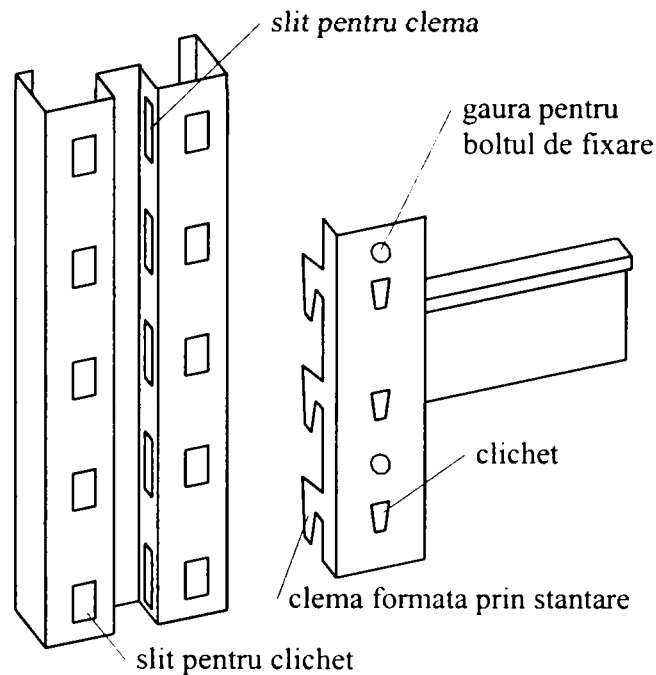


Figura 40: Compozit categoria A și B (Markazi ș.a. 1997)

Toate tipurile de conector de capăt de grindă sunt prevăzute cu mecanisme de blocare pentru a le asigura contra smulgerii accidentale. Ca și alternativă pentru aceasta în unele cazuri se folosesc cleme extinse în sus. În Figura 37 ÷ Figura 40 sunt prezentate și bolțuri de siguranță, iar în Figura 41 se prezintă un rezumat al clasificării generale a conectorilor de capăt de grindă disponibile pe piața de desfacere.

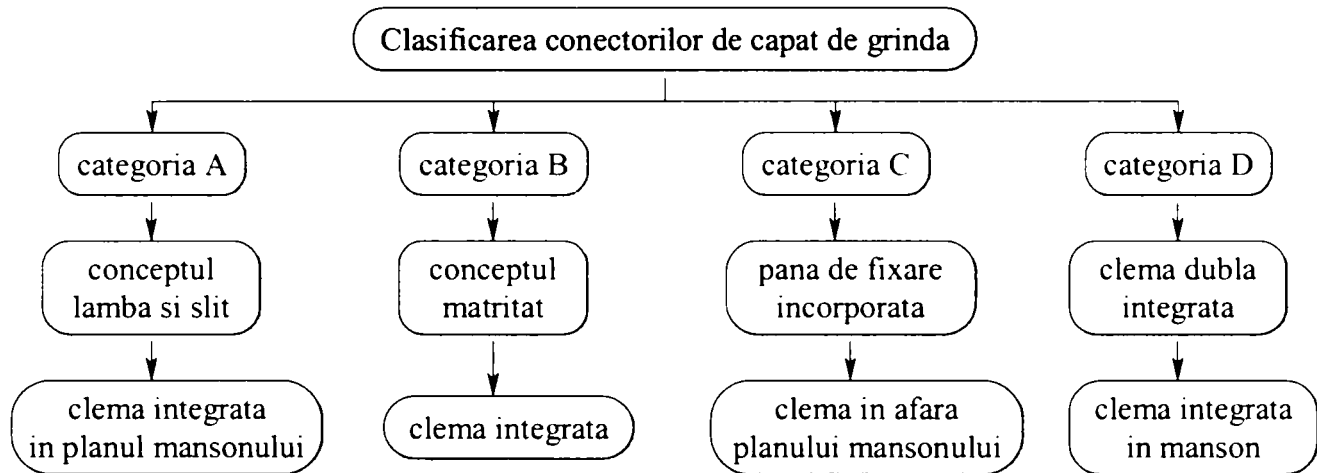


Figura 41: Clasificarea generală a conectorilor de capăt de grindă (Markazi ș.a. 1997)

Forma clemelor determină geometria perforațiilor de pe stâlpul însoțitor. Șlițurile facilitează angrenarea în stâlp a conectorului de capăt de grindă, prin intermediul clemelor, cu toleranțe mici, aceasta pentru obținerea efectului de împănare necesare unei comportări adecvate sub încărcări. Totuși toleranțele strânse sunt un compromis între a avea cea mai mică slăbire posibilă, dar pe de altă parte să permită o instalare rapidă și ușoară. În Figura 42 se prezintă câteva exemple de îmbinări grindă-stâlp, caracteristice soluției oferite de către firma producătoare.

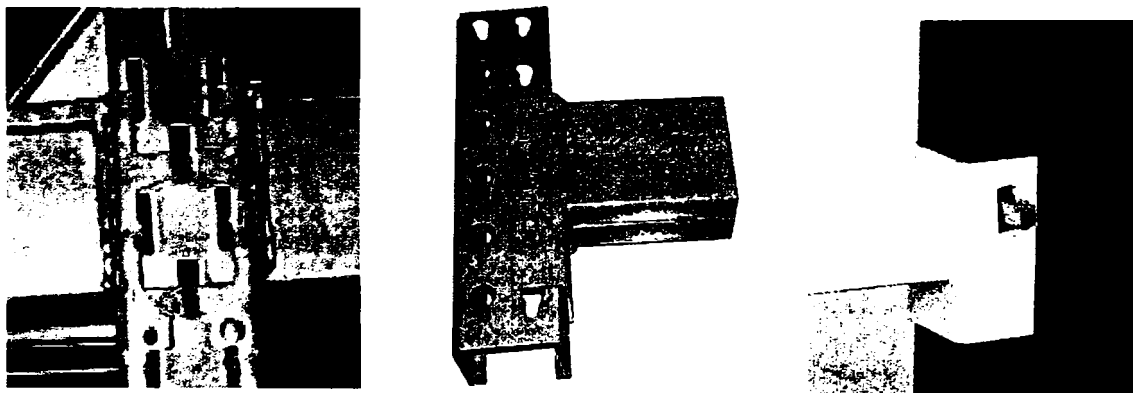


Figura 42: Exemple de îmbinare grindă-stâlp

### 2.3.6 Observații și recomandări

În ceea ce urmează se vor prezenta câteva observații și recomandări făcute de Godley (1991) pentru concepția structurilor de depozitare paletizate.

Perforațiile fiind de regulă dispuse cu pas de 75 mm, grindă poate fi montat în orice poziție pe înălțimea stâlpului, fapt ce ne oferă o mare flexibilitate a configurației structurii. În practică poziția grinzilor nu se schimbă foarte des de cea a montajului inițial, dar oricum prin îmbinarea ușoară a grindei cu stâlpul se beneficiază de reducere de timp din timpul primului montaj. În multe cazuri singura sursă de stabilitate a structurii pe direcția deschiderii principale este îmbinarea grindă-stâlp, rezultă că modificarea dispunerii riglelor poate avea efect catastrofal de aceea producătorii recomandă ca aceste modificări să se execute doar după ce s-au consultat cu specialiști în domeniu.

Conectorii de capăt de grindă sunt fabricate din materiale formate la rece, care sunt selectate funcție de proprietățile de prelucrare precum și performanțele structurale, iar pe lângă acestea trebuie să fie sudabile. Comportarea conectorului de capăt de grindă este vitală pentru comportarea întregului ansamblu. Rolul acestuia este de a furniza reazem pentru grindă, respectiv datorită rigidității acestuia, rezemări intermediare pentru stâlp. Conectorul de capăt de grindă ne oferă o îmbinare semi-rigidă dintre grindă și stâlp. Comportamentul conectorului nu poate fi prezis prin aproximări sau modelări, de aceea se folosesc încercările experimentale pentru a stabili performanțele acestuia. Comportamentul conectorului de capăt de grindă este influențat nu numai de concepția clemelor sau a manșonului, ci și de dimensiunile grindei de care este sudat aceasta și de poziția grindei pe manșon. Conectorii pot avea două, trei sau patru cleme, funcție de performanțele dorite. Cu mai multe cleme se obține o rigiditate și rezistență mai mare. Totuși în cazul în care clema este îndepărtată de zona de îmbinare dintre manșon și rigla nu va prelua solicitări semnificative, și ca atare se poate spune că nu lucrează eficient. Conectorul de capăt de grindă este montat de regula la nivelul tălpii superioare a grindei, dar se poate monta și într-o poziție intermediară. În ultimul caz se poate arată o creștere de rigiditate și de rezistență a conectorului datorită unei distribuții mai bune a încărcărilor la cleme. Un alt aspect al performanței conectorului de capăt de grinda care poate avea efecte semnificative asupra capacității portante a întregii structuri este slăbirea. Structurile necontravântuite au asigurată stabilitatea pe direcția deschiderii principale datorită rigidității și rezistenței conectorului de capăt de grindă. Un conector de capăt de grindă care este slăbit înainte de faza de lucru, permite o înclinare înainte ca să dezvolte rezistența la încovoiere, ce poate permite montajul structurii înclinat față de verticală. O asemenea imperfecțiune în aliniament poate introduce momente încovoietoare pe întreaga structură similară ca cea cauzată de o încărcare laterală egală cu produsul dintre încărcarea verticală și

eroarea unghiulară față de verticală. Consecința acestuia este o reducere de capacitate portantă a sistemului.

Conectorul de capăt de grindă trebuie să reziste nu numai solicitărilor îndreptate în jos ci și celor îndreptate în sus, care pot să apară accidental aplicată de utilajul de manevrare. Dacă conectorul de capăt de grindă nu are rezistență la încărcările orientate în sus, există posibilitate ca conducătorul motostivuitorului să aprecieze greșit poziția paletului și ridicând aceasta să disloce grinda sau grinzile deasupra paletului. Aceasta rezistență se poate obține prin integrarea în conector a unei cleme orientate în sus, sau printr-un mecanism, cum ar fi un bolț de siguranță care rezistă la forța tăietoare orientată în sus. Pe de altă parte datorită forțelor transversale apare o forță tăietoare orientată în sus pe capătul unei grinzi neîncărcate, ce poate conduce la dislocarea conectorilor dacă acestea nu sunt fixate. În majoritate aproximărilor teoretice a stabilității sistemelor de depozitare se consideră că conectorul de capăt de grindă are aceeași rigiditate fie ea încovoiată în orice direcție.

## 2.4 Norme de proiectare

Din multe puncte de vedere structura de depozitare paletizată reprezintă una din cele mai mari provocări pentru un inginer proiectant de structuri. O structură paletizată poate fi privită ca și o clădire multietajată foarte zveltă în care stâlpii și grinzile sunt profile formate la rece. Proiectarea acestora este un proces destul de delicat fiindcă este destul de incertă valoarea încărcării maxime, și pe de altă parte nu se obține un beneficiu din partea elementelor structurale suplimentare, cum ar fi elementele de învelire și compartimentare. Ca urmare a acestuia principiile generale recunoscute și metodele de proiectare și încercare a structurilor metalice trebuie modificate și suplimentate conform aspectelor particulare a structurilor de depozitare, combinat cu experiența inginerească. De aceea în zilele noastre câteva organizații profesionale ca Federation Europeenne de la Manutention; Storage Equipment Manufacturing Association; Rack Manufacturers Institute; German Institute for Quality Assurance and Marketing; Australian Standards, au dezvoltat și publicat normative și recomandări de proiectare, cum ar fi FEM10.2.02 (1997); Specification for the design, testing and utilisation of industrial steel storage racks (RMI 1997); AS4084 (1993); RAL-RG 614 (1990). La ora actuală în țara noastră există normativul Normativ de Proiectare a Depozitelor Paletizate. Indicativ C-164-79 (C-164 1980) dar în acesta se tratează mai mult din punct de vedere organizatoric și funcțional structurile de depozitare paletizate.

Totuși, principalul țel trebuie să fie totdeauna proiectarea unui sistem de depozitare economic raportat la toate componentele (clădire, echipament de manevrare, rafturi, etc.), dar un sistem stabil și de încredere.

În ceea ce urmează se prezintă o trecere în revistă de către Davies și Godley (1998) a normei de proiectare europeană a structurilor paletizate, respectiv o comparație între norma FEM și norma RMI.

#### 2.4.1 Aspecte generale privind norma de proiectare Europeană FEM10.2.02 (1997)

Încercarea de a dezvolta o normă Europeană de proiectare a structurilor paletizate a început în urmă cu mai mult de 25 de ani. La început au fost întâmpinate multe dificultăți. Este de menționat lipsa unei corelări a concepției de siguranță dintre țările din Europa și existența unor proceduri de fabricare care pentru producători sunt avantajoase dar în ansamblu structura poate deveni nesigură. Deasemenea a prezentat o mare dificultate standardizarea procedurilor de încercări experimentale.

Apariția normativului EN 1993, și în special Partea 1.3 care tratează profilele formate la rece, a impulsionat această muncă fiindcă aceasta a oferit baza necesară pentru o normă de calcul. Ca urmare comisia Section X a organizației Federation Europeenne de la Manutention (FEM10.2.02 1997) a însărcinat experți tehnici cu obiectivul de a redacta o schiță de o nouă normă de proiectare. S-a precizat ca pe cât posibil acest cod să fie compatibil cu EN 1993. O primă redactare a fost terminată la mijlocul anului 1996, după care a fost oferită companiilor membre a FEM pentru a le utiliza respectiv să formuleze eventualele observații sau comentarii legate de conținutul acestuia. În mai 1997 a avut loc o întâlnire între reprezentanții FEM și RMI, Prof. J.M. Davies și Prof. T. Pekoz, cu intenția de a compara cele două norme, respectiv studierea posibilității de armonizare pe viitor a celor două norme.

S-a pus problema ca două standarde care se ocupă de concepția și proiectarea a acelorași elemente structurale pot să fie diferite? S-a concluzionat că din punct de vedere tehnic nu există nici motiv ca cele două norme să nu poată să conveargă către un document comun, iar între timp ambele părți pot să învețe din experiențele celuilalt. Ca urmare, în faza actuală de evoluție a normei europene, s-au introdus un număr de modificări semnificative, modificări care s-au făcut acolo unde s-a considerat ca să fie mai avantajos ca norma europeană să fie compatibilă cu norma RMI, fără ca să fie afectată rigurozitatea tehnică a acestuia.

Până nu de mult norma cea mai bine dezvoltată a fost cea al lui RMI din SUA. Acest cod este legat direct de AISI Specification, ambele fiind revizuite regulat. În ultimii ani FEM a ales opțiunea de a pregăti norma Europeană de proiectare a structurilor de depozitare paletizată și tip raft în legătură directă cu EN 1993. Aceasta este mult mai complet și mai detaliat, conținând chiar și unele caracteristici speciale, față de perechea americană. În ceea ce urmează se prezintă câteva aspecte mai importante de reținut.

#### 2.4.1.1 Coeficienți de încărcare și de material

Toate normele europene folosesc metoda Starea Limită Ultimă de Rezistență, nici aceasta ne fiind o excepție. Aceasta înseamnă ca ecuația fundamentală de proiectare poate fi scrisă:

$$\sum \gamma_f \cdot F \leq \frac{R_k}{\gamma_M} \quad (1)$$

Valorile coeficienților de încărcare și de material de mai sus sunt cruciale din punct de vedere al siguranței și economiei proiectării, și ca atare au fost subiectul a multor discuții și dezbateri. Principalul subiect a acestor discuții a fost problema variabilității statistice a încărcărilor paletilor, fiind diferita de încărcarea din vânt, zăpadă sau utilă pe pardoseală, care sunt principalele încărcări considerate în EN 1993. O altă necunoscută importantă a fost solicitările care apar din interacțiunea dintre structură și echipamentul de manevrare a bunurilor depozitate. S-a considerat că este mai corect să se incorporeze acest efect în categoria solicitărilor accidentale și de poziționare, decât în coeficienții de încărcare și de material.

Valorile de calcul a încărcărilor trebuie combinate folosind regulile descrise în FEM10.2.02 (1997) astfel încât să se obțină solicitarea maximă din combinația cea mai defavorabilă.

Coeficientul de siguranță al materialului  $\gamma_M$  pentru verificările la starea limită ultimă și starea limită de serviciu sunt diferite funcție de clasa secțiunii și element sau îmbinare.

#### 2.4.1.2 Încărcările de poziționare

Față de norma Americană, norma Europeană include încărcări de poziționare pe ambele direcții, și anume pe cea transversală și pe deschiderea principală. Nu se intenționează reprezentarea lor ca și o încărcare de impact datorită utilizării necorespunzătoare a raftului.



Acestea sunt încărcări care reflectă rezultatul probabil a bunei practici de poziționare sau retragere a încărcării din sistem. Actualmente se tinde ca aceste încărcări să aibe o influență semnificativă în proiectare.

Valorile cruciale sunt în cazul în care bunurile sunt plasate cu echipamente mecanice cu control manual (motostivuator).

#### 2.4.1.3 Analiza de ordinul doi a cadrului cu îmbinări semi-rigide

Structurile de depozitare sunt probabil unice fiindcă sunt proiectate în așa fel încât starea limită ultimă să fie apropiată de forța critică elastică. Aceasta face ca să fie necesare considerații speciale pentru tratarea efectului de ordinul doi, pentru aceasta fiind dezvoltate noi proceduri, care de altfel corespund cu filozofia de bază a lui EN 1993.

Este crucială la tratarea efectelor de ordinul doi determinarea corectă a forței critice elastice  $V_{cr}$  a structurii pentru o distrugere printr-un mod cu noduri deplasabile. Pentru stabilitatea transversală avem două metode alternative, iar o metodă pentru stabilitatea în direcția principală. Clasificarea structurilor este bazată pe raportul  $V_{sd}/V_{cr}$  unde  $V_{sd}$  este valoarea de calcul a încărcării verticale pe cadru.

Funcție de valoarea acestui raport  $V_{sd}/V_{cr}$  efectele de ordinul doi sunt neglijate, tratate aproximativ sau sunt tratate direct.

Notă: Limita la care o analiză de ordinul doi devine hotărâtoare este mult mai mare decât cel din EN 1993. Aceasta fiindcă structurile paletizate au îmbinări semi-rigide și de obicei au o construcție mult mai regulată. Ca urmare corespondența dintre metoda exactă și cea aproximativă este mult îmbunătățită, rezultă ca gama de aplicare a acestora poate fi mărită.

#### 2.4.1.4 Filozofia proiectării și încercărilor experimentale

Norma Europeană de proiectare se bazează pe ideea de analiza rațională asistată de încercare. Pe piața produselor de depozitare există o mare competiție, iar structurile paletizate sunt foarte competitive și eficiente din punct de vedere al performanțelor structurale. Aceasta se obține ușor făcând încercări pe componentele principale analiza cărora este dificilă sau a căror analiză se bazează pe presupuneri acoperitoare pentru a corespunde standardelor de siguranță. De aceea obiectul principal al încercărilor este ca să furnizeze proiectantului



informații reale despre performanțele, de regulă rezistență și rigiditate, elementelor componente a structurii.

Pe de altă parte încercările mai sunt folosite pentru asigurarea calității din timpul producției, iar pentru aceasta sunt prevăzute două încercări specifice. Acestea fiind vitale din punct de vedere de menținerea calității în producție. Performanța structurală a structurii paletizate este foarte dependentă de comportarea îmbinării dintre grindă și stâlp, în practica Europeană denumită conector de capăt de grindă (beam end connector). Acesta este adevărată în special la structurile necontravântuite, care de altfel este tipică pentru majoritatea sistemelor de depozitare. De aceea este necesar ca producătorii să includă încercări pe aceste îmbinări, efectuate conform unor reguli de bază, ca o parte a asigurării calității. Uzura utilajelor, variație a proprietății materialelor și schimbarea detaliilor de proiectare, toate acestea pot fi privite ca și cauze potențiale pentru schimbarea semnificativa a performanțelor mecanice a conectorilor de capăt de grindă, de aceea acestea trebuie urmărite cu regularitate.

A doua încercare de asigurare a calității se referă doar la acei producători care folosesc materiale cu proprietăți îmbunătățite obținute prin călirea tablei de oțel, înainte de perforare și de laminare la rece. Este bine știut că prin călire se poate mări semnificativ limita de curgere a oțelului carbon, dar aceasta îmbunătățire costă reducerea ductilității la un nivel care poate fi mai jos decât cele obișnuite specificate în standarde recunoscute. Pentru a dovedi ca materialul respectiv este potrivit pentru fabricarea componentelor structurilor de depozitare se folosește încercarea de întindere, pentru determinarea limitei de curgere, acompaniată de încercarea de încovoiere, cu obiectivul de a dovedi că ductilitatea materialului călit a rămas adecvat.

Pe lângă aceste încercări de asigurarea calității norma Europeană prezintă un număr total de 13 încercări care pot fi utilizate pentru proiectarea structurilor de depozitare. Sunt obligatoriu, în parte sau în totalitate, 9 din acestea. În Tabel 1 se prezintă lista acestor încercări, respectiv condițiile în care acestea pot fi hotărâtoare, iar în Capitolul 5 sunt descrise câteva dintre acestea.

Tabel 1: Încercări specificate în norma Europeană FEM10.2.02 (1997) și statutul lor

Nr. încercare	Denumire	Statut
1	Încercare de material	Obligatori*
2	Încercare de compresiune pe tronson scurt (stub column)	Obligatori**
3	Încercarea de compresiune pe stâlp	Facultativ
4	Verificare de flambaj prin distorsiune	Obligatori
5	Încercare de încovoiere a conectorului de capăt de grindă	Obligatori

Tabel 1 (continuare)

6	Încercare de slăbire a conectorului (looseness)	Obligatoriu***
7	Încercare la forfecare a conectorului de capăt de grindă	Obligatoriu
8	Încercare pe prinderea la bază	Facultativ
9	Încercarea de rigiditate la forfecare a cadrului	Obligatoriu
10	Încercare de încovoiere a stâlpului	Obligatoriu
11	Încercare de încovoiere a grindei	Obligatoriu****
12	Încercare pe contravântuirile cadrului	Facultativ
13	Încercare de impact	Facultativ

\* Obligatoriu doar pentru oțeluri cu proprietăți mecanice necunoscute.  
\*\* Obligatoriu doar pentru secțiunile perforate.  
\*\*\* Obligatoriu doar dacă încercarea de încovoiere a conectorului de capăt de grindă se face folosind cadru portal, deci slăbirea va fi inclusă în relația moment-rotire.  
\*\*\*\* Obligatoriu doar în cazul când grinda are secțiunea transversala deschisa nesimetrică după axa verticală.

#### 2.4.1.5 Proiectarea stâlpilor cu pereți subțiri perforați

Proiectarea stâlpilor din structurile paletizate prezintă probleme speciale. Aceste elemente sunt de regulă profile cu secțiune deschisă și suportă momente de încovoiere după cele doua axe cât și încărcări axiale semnificative. În EN 1993 sunt prezentate proceduri bine dezvoltate pentru a trata această situație dar pe de altă parte condițiile de rezemare a cadrelor verticale nu sunt foarte bine definite, ca și la structurile uzual folosite. Principala problemă o reprezintă perforațiile dispuse după o rețea ordonată, care de regulă sunt încorporate în timpul fabricării pentru a permite grinzilor să fie prinse în poziție la nivele care nu trebuie predeterminate.

Până nu de mult s-a considerat ca singura posibilitate de abordare a acestei probleme este obținerea curbei experimentale a stâlpului și procedurile sunt descrise în ambele norme. Rhodes și Macdonald (1996) a prezentat încercări pe profile comprimate care aveau dispuse o rețea regulată de perforații și au arătat cum pot fi luate acestea în calcul. În contextul normei europene de proiectare Coles (1997) a extins această aproximare și l-a calibrat din nou cu o serie largă de încercări pe profile de rafturi. Ca o consecință a acestuia se consideră că se pot folosi încercări pe tronsoane scurte ca și bază pentru dezvoltarea teoretică a curbei de calcul al stâlpului. Totuși trebuie menționat faptul că s-a considerat necesitatea efectuării unei verificări separate pentru a se asigura ca flambajul prin distorsiune nu este semnificativă.

Procedura care va fi folosită de regulă pentru calculul stâlpilor cuprinde în primul rând efectuarea unui set de încercări pe tronsoane scurte după care separat o verificare la efectul flambajului prin distorsiune.

### 2.4.1.6 Îmbinarea semi-rigidă

Calculul structurilor paletizate sau a sistemelor de rafturi este de regulă dominată de considerațiile legate de îmbinările destul de flexibile ale acestora, care în mare măsură sunt folosite în Europa. Performanțele acestor îmbinări trebuie determinate prin încercări, respectiv trebuie considerat separat slăbirea inițială cât și rigiditatea. Markazi (1997) a prezentat un studiu detaliat a unui număr de sisteme de îmbinări caracteristice, și a discutat parametri și configurațiile care oferă sporirea eficienței calculului conectorului de capăt de grindă. Godley (1997) a studiat influența rigidității conectorului asupra calculului grindei.

Norma Europeană permite folosirea a doua alternative de încercare pentru determinarea momentului rotirii, și anume varianta de încercare prin consolă și varianta de încercare cu cadru portal.

La calculul momentului și rotirii medie din conector se consideră că toate componentele, mai puțin conectorul, se comportă liniar elastic.

Momentul de calcul pentru îmbinare  $M_{Rd}$ , este determinat din momentul caracteristic  $M_k$ , prin relația:

$$M_{Rd} = \frac{M_k}{\gamma_M} \quad (2)$$

$M_{Rd}$  poate avea orice valoare până la o valoare maximă permisă pentru a optimiza rigiditatea îmbinării când se adoptă în calcul o caracteristică biliniară.

O curbă tipică de moment-rotire este prezentată în Figura 43, cu modelul bilinear suprapusă peste aceasta. Rigiditate îmbinării este definită ca înclinarea linei, care produce același lucru mecanic până când curba reală sau modelul bilinear urmează să cedeze. Se poate vedea din imagine ca în cazul în care Momentul de calcul  $M_{Rd}$  este redus sub valoarea maximă de pe curba reală, rigiditatea conectorului va crește.

Unele îmbinări prezintă o comportare neliniară accentuată. În asemenea cazuri rotirea la cedare poate avea valoarea cu mult mai mare decât cea rezultată din modelul bilinear. Pentru a evita această situație rotirea de la cedare considerată în modelul bilinear nu poate avea valoare mai mică cu mai mult de 15% decât rotirea indicată de curba experimentală. Toate curbele de moment-rotire rezultate din încercări sunt analizate în acest fel, iar valoarea medie a rigidității va fi considerată valoare de calcul.

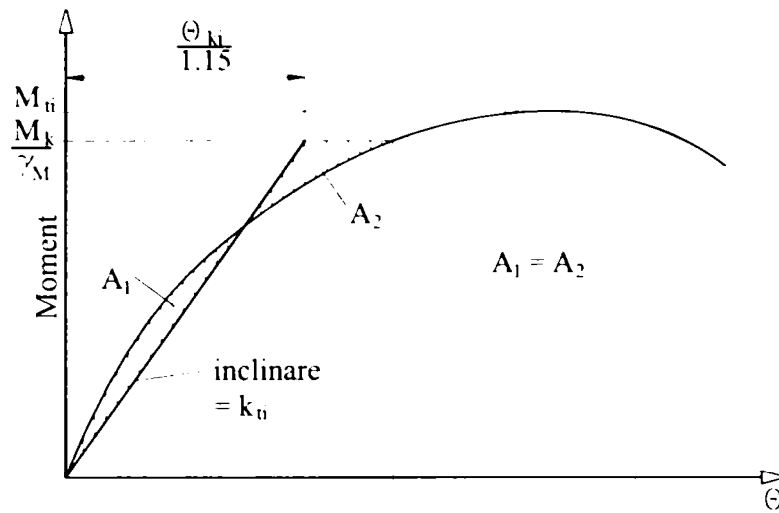


Figura 43: Curba moment-rotire tipică caracteristică îmbinării cu model bilinear (FEM10.2.02 1997)

Unde este permisă utilizarea unei curbe multiliniare pentru îmbinare, momentul de calcul pentru îmbinare este calculată în același fel. Așadar este calculată o curbă medie pentru îmbinare din toate rezultatele experimentale prin trasarea rotirii pentru valori ale momentului, care cresc până la momentul de calcul. Modelul multiliniar este definit de o serie de linii secante care descriu curba medie de moment-rotire.

În cazul încercării cu aranjament de consolă se măsoară separat și slăbirea. Efectul slăbirii poate fi luată în considerare fie prin creșterea imperfecțiunilor de cadru, prin suplimentarea componentelor de deplasare, fie prin introducerea slăbirii sub formă de palier, orizontal sau aproape orizontal, la originea modelului moment-rotire. În cazul încercării pe cadru portal slăbirea nu poate fi determinată separat. Aceasta este încorporată în curba moment-rotire măsurată în timpul încercării, care poate să fie mai neregulată decât cea obținută din încercarea tip consolă, respectiv prezintă o rigiditate mai redusă.

#### 2.4.1.7 Folosirea oțelului tratat termic

O parte din producătorii Europeni tratează termic materialul de bază înainte de a le folosi pentru fabricarea componentelor. Prin aceasta se obține o creștere a limitei de curgere dar în același timp se reduce ductilitatea acestuia. Este bine știut că reducerea ductilității se resimte în special la îmbinări și în particular în cazul îmbinărilor cu conectori. De aceea s-au efectuat o serie de încercări pentru ambele componente, pentru a compara performanțele componentelor fabricate din oțel uzual sau oțel călit. S-a ajuns la concluzia ca procesul de călire nu are efecte cruciale asupra performanțelor îmbinărilor.

#### 2.4.2 Compararea normei Europene FEM10.2.02 (1997) și cea Americană RMI (1997)

Chiar dacă acceptăm faptul că pentru calculul elementelor specificările RMI dau referință la norma AISI, pe când specificările FEM conțin în totalitate clauzele respective din EN 1993; Partea 1.3, putem afirma că norma FEM este mai detaliată și cu mai multe recomandări. Norma FEM descrie câteva detalii pentru analiza globală, pe când în RMI sunt folosite numai procedurile AISI. Norma FEM are mai multe cazuri de încărcare și cerințe de încercare mult mai sensibile. Pe de altă parte RMI cuprinde clauze seismice bine dezvoltate în secțiune 2.7. Pentru norma FEM aceasta acum se pregătește.

În această etapă nu este posibilă o comparație între consecințele economice a folosirii a celor două norme. Norma RMI folosește factori de siguranță mai mari, deasemenea și forțele rezultate din imperfecțiuni sunt mai mari. Totuși aceasta poate fi compensată prin considerații ca includerea forțelor de poziționare, o tratare mai riguroasă a stabilității și prelucrarea statistică a rezultatelor din norma FEM. Singura posibilitate de a rezolva aceasta este printr-o comparație punctuală a celor două norme, iar exemplele de calcul din cele două norme se potrivesc perfect pentru aceasta.

În ceea ce urmează se prezintă o scurtă comparație între aceste două:

- ambele norme neglijează greutatea proprie a structurii;
- încărcarea de poziționare - în FEM are un efect semnificativ, pe când în RMI nu există;
- limita săgeții grinzii pe verticală (în condiții de serviciu, exclusiv forța de impact) - are valori comparabile și anume  $L/180$  în RMI (1997) respectiv  $L/200$  în FEM10.2.02 (1997);
- limita săgeată de balans (sway deflection) - RMI (1997) nu îl ia considera iar FEM10.2.02 (1997) recomandă  $h/200$ ;
- încărcarea model (pattern loading) - în RMI (1997) nu este specificată dar în practică se folosește similar cu cel specificat în FEM10.2.02 (1997);
- calculul elementelor - există diferențe majore între prezentările celor două norme, cu două excepții (încovoierea după direcția transversală și flambajul prin distorsiune), dar probabil că aceste două să conducă la rezultate similare. RMI (1997) apelează doar la norma AISI (2002) și include pentru ambele stâlpul solicitat axial și elementele încovoiate o modificare corespunzătoare efectului perforațiilor. FEM10.2.02 (1997) preia paragrafele respective din EN1993-1-3 (20xx). Aceasta include o posibilă abordare a stâlpilor perforați solicitați axial dar pentru determinarea comportamentului

de încovoiere a elementelor perforate trebuie făcute încercări experimentale. Ambele norme combină comportamentul la solicitare axială și de încovoiere a stâlpului printr-o relație de interacțiune;

- procedurile de proiectare a elementelor - diferențe semnificative, cum ar fi considerarea sau nu a încovoierii după direcția transversală, flambajul prin distorsiune, sporirea momentului datorită efectelor de ordinul doi;
- analiza globală structură - în norma RMI (1997) cerințele analizei globale sunt cele din AISI (2002). În FEM10.2.02 (1997) acestea sunt specifice. Cu o singură excepție rezultatele finale trebuie să fie similare. Excepția rezultă din clasificarea cadrelor (clauza 4.3.3.1) din FEM10.2.02 (1997). RMI (1997) permite folosirea unei încărcări a paleților medii pentru analiza de stabilitate laterală;

Notă: Condițiile încărcării laterale pentru analiza laterală sunt puțin diferite în cele două norme.

- caracteristici de moment rotire - acesta este un aspect hotărâtor la calculul structurilor paletizate, iar aici există diferențe semnificative între cele două abordări, cum ar fi folosirea încercărilor pentru determinarea capacității de preluare de moment încovoiator și/sau determinare relație de legătură moment rotire, considerarea sau nu separat a slăbirii inițiale, precum și prelucrarea statistică a rezultatelor experimentale.

FEM10.2.02 (1997) conține următoarele încercări obligatorii care de altfel nu fac parte din cerințele RMI (1997):

- determinare a slăbirii din conector - clauza 5.6;
- forfecare pe conectorul de capăt de grindă - clauza 5.7;
- rigiditatea la forfecare al cadrului vertical - clauza 5.9;
- încovoierea stâlpului – clauza 5.10;
- încovoierea grindei - clauza 5.11 (se limitează răsucirea);
- încercare pe joante de stâlp - clauza 5.15.

## 2.5 Stadiul actual al cunoștințelor în domeniu pe plan național și internațional

Ca și majoritatea structurilor civile, structurile de depozitare sunt compuse din elemente structurale care sub acțiunea încărcărilor lucrează separat, respectiv interacționează

între ele, cu alte structuri, dacă sunt legate între ele, sau cu terenul pe care sunt amplasate, prin intermediul rezemărilor și prinderilor la bază.

În momentul dimensionării și verificării elementelor componente, grinda și stâlp, trebuie luate toate acțiunile posibile care pot să acționeze direct pe acestea, respectiv rezultate din interacțiunea acestora datorită comportării spațiale a structurii. Deasemenea, acțiunile excepționale de genul acțiunea seismică în general, respectiv impactul cu utilajul de manevrare a bunurilor sau incendiul din spațiul unde este amplasată structura de depozitare în particular, trebuie luate în considerare.

În ceea ce urmează se vor prezenta puțin defalcate aceste aspecte prin prisma studiilor efectuate de alți cercetători, sau firme producătoare, pe plan național și internațional.

### 2.5.1 Calcul și dimensionarea elementelor componente

Elementele componente principale sunt grinda și stâlpul. Pe lângă acestea sunt prezente elemente suplimentare de genul diagonală, contravântuire, traversă și bara de legătură. Acestea de regulă au secțiuni de clasa 4, rezultă deci că acestea trebuie abordate corespunzător specificului lor în momentul dimensionării.

Dimensionarea riglelor nu prezintă o problemă deosebită, dat fiind secțiunile transversale tipice (vezi Figura 29 și Figura 31) respectiv tipurile solicitări nu foarte complexe. O abordare interesantă de dimensionare a grindei a fost prezentată de către Godley (1997). Acesta a propus ecuații pentru dimensionarea grindei în funcție de ductilitatea îmbinării grindă-stâlp, care la rândul ei depinde de capacitatea ultimă și deschiderea grinzii, respectiv capacitatea ultimă a îmbinării.

Dimpotrivă, dimensionarea stâlpilor prezintă foarte multe probleme datorită faptului ca acestea de regulă sunt supuse la solicitări de compresiune și încovoiere. Problemele de instabilitate locală și globală sunt suplimentate de prezența perforațiilor. În ceea ce urmează se vor prezenta câteva aspecte privind problemele particulare de pierderea stabilității care apar la stâlpii structurilor de depozitare, precum și importanța imperfecțiunilor geometrice asupra comportării și rezistenței ultime a acestor profile. Mai multe detalii privind influența perforațiilor asupra secțiunii eficiente de calcul sunt prezentate în subparagraful 2.5.1.2, iar privind alte aplicații ale Teoriei Grinzii Generalizate (GBT) în paragraful 5.3.3.

#### 2.5.1.1 Probleme particulare de instabilitate



Probabil printre primele cercetări a problemelor de instabilitate particulare stâlpilor cu sau fără perforații pentru structuri de depozitare au fost făcute de Hancock (1985). Acesta a elaborat un set de grafice de dimensionare pentru secțiuni cu talpă posterioară pentru determinarea tensiunii critice de flambaj prin distorsiune și lungimile de semiundă corespunzătoare unei game de secțiuni transversale. La majoritatea secțiunilor studiate flambajul prin distorsiune a rezultat la o tensiune mai mică decât cea corespunzătoare voalării locale. Acest studiu a fost extins de către Lau și Hancock (1987) elaborând expresii analitice pentru determinarea tensiunii critice de distorsiune pentru profile cu pereți subțiri cu secțiune transversală generală.

Lau și Hancock (1988a, b) a efectuat încercări de compresie pe un set de profile cu pereți subțiri cu diferite forme de secțiune transversală, grosime și calitate de material. Lungimile specimenelor au variat de la stâlpi scurți la lungime intermediară și lungime mare, astfel încât să cuprindă toate posibilele moduri de pierdere a stabilității, și anume voalare locală inelastică, flambaj inelastic prin distorsiune, respectiv flambaj prin încovoiere cu torsiune elastică și inelastică. Pornind de la aceste încercări Davies și Jiang (1996) au investigat posibila aplicare a metodelor numerice Metoda Elementului Finit, Teoria Generalizată de Grinda (GBT) și Metoda Fâșiilor Finite. S-a dovedit ca aplicând GBT-ul printr-o analiză de flambaj neliniară dă foarte bune rezultate folosind o procedura numerică relativ simplă și un minim de resurse.

O altă aplicare a GBT-ului a fost prezentată de către Davies ș.a. (1997) prin introducerea imperfecțiunilor geometrice inițiale în analiza numerică. Aceasta a furnizat rezultate suficient de acurate pentru curbele de dimensionare a profilelor perforate astfel încât să considere atât voalarea locală și flambajul prin distorsiune, precum și flambajul global. Aceste rezultate permit deasemenea înlocuirea parțială (reducerea numărului) încercărilor experimentale costisitoare.

Batista ș.a. (1998) au efectuat un studiu parametric pe profile cu pereți subțiri pentru determinarea tensiunii critice de distorsiune prin variația lungimii specimenelor, precum și grosimii de material a acestora. În particular investigația s-a orientat spre identificarea secțiunilor transversale care sunt susceptibile la instabilitate prin distorsiune. Pornind de la aceste rezultate au demarat un studiu experimental pentru observarea și caracterizarea fenomenului de instabilitate prin distorsiune, estimarea rezervei post-critice a acestui mod, precum și determinarea rezistenței ultime a acestor specimene.

Kesti și Davies (1999) au propus o modificare a procedurii din EN1993-1-3 (20xx) determinând tensiunea critică de distorsiune folosind GBT-ul, luând în considerare lungimea



reală a elementului precum și condițiile de rezemare de la capete. Silvestre ș.a. (2002) au determinat pe cale analitică, având la baza GBT-ul, și propus o formulă de determinarea tensiunii critice de flambaj prin distorsiune a profilelor metalice cu pereți subțiri în general, și profile folosite la structurile de depozitare cu rigidizări înclinate, în particular.

Baldassino și Hancock (1999) au făcut o comparație de aplicare a normelor de calcul folosind aria eficace și aria netă a secțiunii transversale. Studiul lor a avut ca și punct de plecare încercările efectuate la Universitatea din Trento (Baldassino ș.a. 1998a; b) care avut obiectul de determinarea influenței lungimii și prezenței perforațiilor asupra modului de pierdere a stabilității. Pornind de la aceleași încercări experimentale amintite anterior, Szabo (2002a) investigat posibilitatea de a determina modul de pierdere stabilității, prin voalare locală, distorsiune sau flambaj prin încovoiere și răsucire, folosind GBT-ul. Mai multe detalii despre acest studiu sunt prezentate în paragraful 5.3.3.2.

#### 2.5.1.2 Influența imperfecțiunilor geometrice

Importanța imperfecțiunilor geometrice inițiale asupra comportării și rezistenței ultime a profilelor cu pereți subțiri au fost dovedite de mai multe cercetări experimentale și numerice. Schafer și Pekoz (1996; 1998) analizând măsurătorile de imperfecțiuni existente la ora respectivă au ordonat și supus la o prelucrare probabilistică acestea. În final au reușit să identifice formele de imperfecțiune geometrică tipice a secțiunii transversale, ordinul de mărime a acestora și au făcut recomandări cum să fie acestea implementate în analizele numerice avansate.

Deasemenea Dubina ș.a. (2000; 2001a, b), Dubina și Ungureanu (2002) și Ungureanu (2003) a analizat influența formelor de imperfecțiune locală și de secțiune asupra formelor de pierdere stabilității și interacțiunea modurilor de instabilitate la profilele cu pereți subțiri. La aceste studii numerice a participat și autorul acestei teze și se vor prezenta câteva aspecte interesante găsite ca urmare a rezultatelor obținute.

Un studiu numeric sistematic folosind programul avansat ANSYS (2001) a fost efectuat pentru determinarea influenței formei imperfecțiunilor. Calibrarea modelului numeric s-a făcut pe modelarea încercărilor efectuate de către Young și Rasmussen (1995a; b). Modelul de rezemare, și cel de material au fost cele corespunzătoare încercărilor. Trei cazuri de formă de imperfecțiuni au fost analizate (vezi Figura 44): cazul 1 cu forma simetrică, afină cu modul 1 de flambaj, cazul 2 cu forma asimetrică, afină cu modul 5 de flambaj, și cazul 3 forma reală, adică care se bazează pe măsurători.

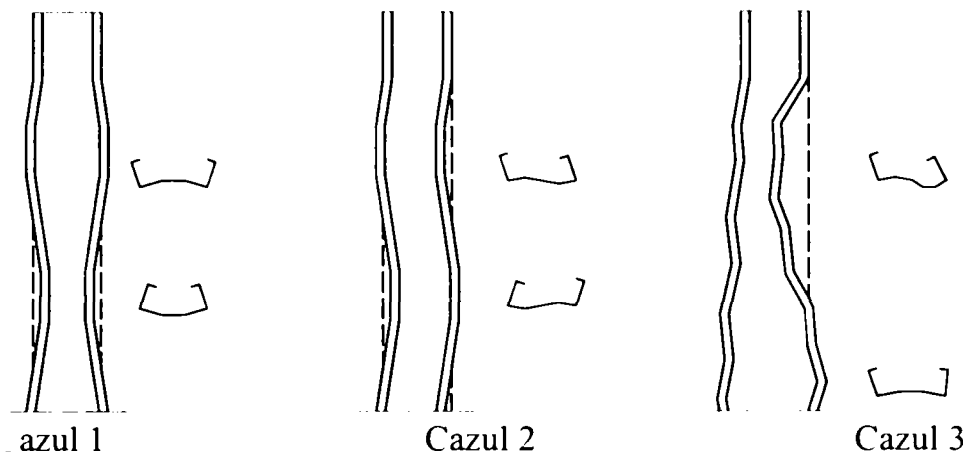


Figura 44: Cazurile de imperfecțiune inițiale considerate în analiza numerică

Rezultate analizelor numerice sunt prezentate în Tabel 2. Din rezultatele obținute se poate vedea ce importanță are forma imperfecțiunii geometrice inițiale.

Tabel 2: Forțele ultime obținute funcție de cazul de imperfecțiune [kN]

















Specimen	Experimental	Numeric scalat la imperfecțiune măsurată		
		Cazul 1 (forma simetrică)	Cazul 2 (forma asimetrică)	Cazul 3 (forma reală)
P36P0815-	40.9	36.53	45.78	39.72
P36P1315-	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

Pornind de la aceste considerente s-au efectuat simulări numerice pe specimene de tip tronson scurt cu secțiune transversală de tipul P36 și L36 cu dimensiuni caracteristice nominale. Lungimile de tronson scurt au fost determinate corespunzător pentru flambajul prin voalare locală și prin distorsiune, acestea fiind prezentate în Tabel 3. Imperfecțiunile au fost scalate conform celor recomandate de Schafer și Pekoz (1996; 1998), schema statică a fost considerată articulată la capete după direcția minimă, iar solicitările au fost de tipul compresiune și încovoiere. Forțele de compresiune și moment încovoiator ultime funcție de diferita formă de imperfecțiune sunt prezentate în Tabel 4 pentru profile de tip U, și Tabel 5 pentru profile de tip C.

















Tabel 3: Lungimile de tronson scurt

Secțiunea transversală tip	Lungimile de tronson scurt (mm)	
	Voalare locală	Distorsiune
P36	290.0	420.0
L36	290.0	1000.0

Tabel 4: Influența imperfecțiunilor asupra rezistenței ultime profilelor tip U

Compresiune			Încovoiere		
Cod	Forma	$P_u$ (kN)	Cod	Forma	$M_u$ (kN)
PCD00		74.38	PBD00		2.396
PCD1cl		66.73	PBD1cl		2.332
PCD2cl		66.43	PBD2cl		2.323
PCD3cl		73.02	PBD3cl		2.355
PCD4ss		41.04	PBD4cl		2.304
PCD5as		39.29	PBD5ss		2.386
PCL00		74.70	PBD6as		2.383
PCL1ss		44.97			
PCL2as		46.15			

Tabel 5: Influența imperfecțiunilor asupra rezistenței ultime profilelor tip C

Compresiune			Încovoiere		
Cod	Forma	$P_u$ (kN)	Cod	Forma	$M_u$ (kN)
LCD00		74.38	LBD00		2.396
LCD1cl		66.73	LBD1cl		2.332
LCD2cl		66.43	LBD2cl		2.323
LCD3cl		73.02	LBD3cl		2.355
LCD4ss		41.04	LBD4cl		2.304
LCD5as		39.29	LBD5ss		2.386
LCL00		74.70	LBD6as		2.383
LCL1ss		44.97			
LCL2as		46.15			

Studiul a fost extins pentru profile cu lungime de interacțiune  $L_{int}$  determinat cu ajutorul Metodei Eroziunea Încărcării Critice de Bifurcare (ECBL), dezvoltată de către Dubina (2001). În ultimul pas a fost examinată eroziunea tensiunii teoretice de pierderea stabilității datorită atât imperfecțiunilor cât și efectelor interacțiunii, și s-a putut concluziona că interacțiunea dintre modul de pierderea stabilității prin distorsiune și cel global conduce la eroziunea maximă a tensiunii de pierderea stabilității teoretice. Deasemenea, s-a mai putut observa faptul că forma imperfecțiunii geometrice locale-secționale este mult mai importantă decât mărimea acestuia.

#### 2.5.2 Evaluarea și optimizarea capacității portante și a rigidității ansamblului structural al cadrelor metalice pentru depozite paletizate

Cum s-a amintit în paragraful anterior dimensionarea simplă a elementelor componente nu este suficientă fiindcă acestea interacționează între ele, cu structurile învecinate sau cu terenul pe care sunt amplasate. Drept urmare trebuie acordată o deosebită atenție analizei de ansamblu al structurii de depozitare. Evaluarea corectă a modului de comportare a îmbinărilor grindă-stâlp și prinderilor de reazem prezintă cele mai importante aspecte care influențează comportarea de ansamblu a structurii.

#### 2.5.2.1 Investigații efectuate pe plan internațional

Probabil printre primele studii privind concepția și proiectarea structurilor au fost prezentate de către Lewis (1979), care a subliniat importanța și necesitatea creerii unei norme de proiectare care să prezinte și să urmărească aspecte importante în momentul proiectării unei structuri de depozitare. Pekoz (1979) a prezentat mai multe studii analitice, care au avut la bază un program experimental vast, privind proiectarea elementelor, subasamblajelor, și întregii structuri în ansamblu. Stark și Tilburgs (1979) prezintă un model de calcul a structurilor de depozitare, luând în considerare semi-rigiditatea prinderilor de reazem. Aceasta se bazează pe încercări experimentale pe cadre cu scară unu la unu și a încercat să evalueze prin aceasta rigiditatea cadrului pe direcția longitudinală.

Lewis (1991) a încercat să găsească o metodă simplificată de proiectare pentru calculul de stabilitate a structurilor de depozitare, precum și influența formei curbei caracteristice moment-rotire asupra modului de pierdere a stabilității a acestor structuri. A mai efectuat un mic studiu asupra modului în care afectează imperfecțiunile geometrice capacitatea ultimă a structurilor de depozitare, studiu care de altfel a fost extins (Lewis 1997) și în care a demonstrat că reducerea capacității este proporțională cu radicalul imperfecțiunii geometrice inițiale.

Davies și Cowen (1994) au studiat efectul influenței folosirii oțelului tratat termic, care prezintă o ductilitate redusă față de oțelurile uzuale, asupra capacității și comportării structurilor executate din elemente care au fost confecționate din oțel tratat termic. Concluzia încercărilor scara unu la unu pe structuri de depozitare au arătat că folosirea oțelului tratat termic la confecționarea elementelor componente nu afectează performanțele structurale a acestora.

Markazi ș.a. (1997) și-a propus să determine parametrii care guvernează proiectarea unei îmbinări grindă-stâlp optime. A inclus o prezentare a tipurilor de îmbinări existente pe piața de desfacere la ora actuală și a încercat o categorisire a acestora. A efectuat o serie de

încercări experimentale pe diferite tipuri de îmbinări grindă-stâlp și a comparat caracteristicile lor de moment-rotire, precum și modurile de deformare a acestora. Deasemenea a mai efectuat un studiu teoretic pentru determinarea influenței flexibilității grindei sau stâlpului asupra rigidității îmbinării grindă-stâlp.

Baldassino ș.a. (1998a; b) și Zandonini ș.a. (1998) au prezentat rezultatele unui vast program de încercare asupra determinării comportării îmbinărilor grindă-stâlp. Pornind de la rezultatele experimentale au demarat un studiu numeric pentru determinarea influenței modelării îmbinării grindă-stâlp asupra stabilității cadrelor metalice pentru depozitare. Ca urmare a acestui studiu au prezentat un model simplificat de comportare a îmbinării grindă-stâlp. Ca și o continuare a acestor studii a fost făcută de către Baldassino ș.a. (2001) în care s-a studiat influența contravântuirilor în planul vertical-longitudinal asupra stabilității globale a structurilor de depozitare. Ca și avantaj a prezenței contravântuirilor au prezentat următoarele: reducerea influenței efectelor de ordinul doi, crește semnificativ capacitatea ultimă la starea limită de serviciu, și o mai realistă evaluare a zvelteții stâlpilor. Aceste studii au subliniat deasemenea importanța evaluării comportării reale a prinderilor la bază a acestor structuri, ce au condus la demararea unui studiu experimental având subiectul sus amintit (Baldassino și Zandonini 2001).

Godley ș.a. (1998) au prezentat o procedura experimentală pentru determinarea experimentală a rigidității de rotire și curbei moment-rotire a prinderilor la bază semi-rigide a structurilor de depozitare. Au mai determinat influența modului de reacție al fundației asupra performanței plăcii de capăt al stâlpului. Din rezultate au concluzionat că momentul încovoietor ultim al prinderii la bază semi-rigidă depinde de forța axială cu care este încărcată, iar pornind de la această concluzie Beale și Godley (2001) au studiat și identificat posibila apariție din combinațiile de calcul a unor solicitări de forță axială redusă că prinderea la bază nu rezistă, chiar dacă pentru forțe axiale mai mari acestea s-au dovedit a fi satisfăcătoare. Continuarea a acestor studii a reprezentat investigația privind efectului semi-rigidității prinderilor la bază asupra capacității ultime a stâlpilor structurilor de depozitare (Lau ș.a. 2003).

Godley ș.a. (2000) au elaborat o metodă efectivă pentru analiza computerizată și calculul structurilor de depozitare cu îmbinare grindă-stâlp și prindere la bază semi-rigidă. Această procedură a fost extinsă de Beale și Godley (2002a) și pentru calculul structurilor de depozitare care au în componență stâlpi cu eclise de continuizare. În acest studiu s-a mai demonstrat și influența poziției acestor eclise de continuizare asupra stabilității structurii.

Având la bază aceste studii Beale și Godley (2002b) au conceput și prezentat un program de calcul numeric care determină forța critică de flambaj, forțele axiale, tăietoare și momentul încovoietor, permite combinarea încărcărilor de calcul și face verificările elementelor componente conform FEM10.2.02 (1997). Un program de calcul asemănător a fost dezvoltat de către Andrew T. Sarawit denumit 'Cornell University-Semi-Rigid Frame Analysis. Computer Program' (CU-SRF 2003).

Rezultatele ultimelor cercetări efectuate la Universitatea Cornell sunt prezentate de către Pekoz și Rao (2001) și Sarawit și Pekoz (2002). Aceste investigații experimentale și numerice avansate includ problema îmbinării riglă-stâlp și prinderea la bază semi-rigidă, influența perforațiilor asupra comportării elementelor comprimate, evaluarea acestor caracteristici precum și aplicarea acestora în analizele numerice de ansamblu și calculele analitice. Propuneri simplificate au fost prezentate și recomandate pentru evaluarea performanțelor structurale ale cadrelor structurilor de depozitare.

Godley (2002) descrie comportarea de ansamblu a structurilor de depozitare tip 'drive-in'. Propune câteva modele plane simplificate pentru analiza a asemenea structuri, modele care sunt conservative și iau în considerare comportarea neliniară a acestor structuri.

Iar în final, probabil una din cele mai recente publicații, prezintă investigațiile experimentale care sunt curent în derulare la Universitatea din Sydney și au ca scop evaluarea influenței îmbinării grindă-stâlp asupra stabilității laterale a cadrelor structurilor de depozitare (Harris și Hancock 2002).

#### 2.5.2.2 Investigații numerice asupra comportării cadrelor metalice pentru depozite paletizate

Pentru o mai bună înțelegere a comportării cadrelor metalice folosind îmbinări grindă-stâlp și prindere la bază semi-rigide autorul tezei a efectuat un studiu numeric folosind programul de calcul PEPMicro (1992). În ceea ce urmează se vor prezenta câteva aspecte mai importante din etapa de analiză numerică precum și rezultatele obținute. Mai multe detalii privind acest studiu sunt prezentate în Szabo (2000a).

Studiul numeric a reprezentat analiză elastică de ordinul întâi, elastic de ordinul doi cu imperfecțiuni și analiză de stabilitate. Au fost considerate produsele a două companii de specialitate Firma A și Firma B ca și structuri necontravântuite și contravântuite cu diferite variante de modelare a îmbinării grindă-stâlp și prindere la bază. Variantele de modelare au fost următoarele (vezi deasemenea și Figura 45):

- Varianta 1: îmbinare grindă-stâlp rigidă și prindere la bază rigidă;

- Varianta 2: îmbinare grindă-stâlp semi-rigidă și prindere la bază rigidă;
- Varianta 3: îmbinare grindă-stâlp semi-rigidă și prindere la bază semi-rigidă;
- Varianta 4: îmbinare grindă-stâlp semi-rigidă și prindere la bază articulată.

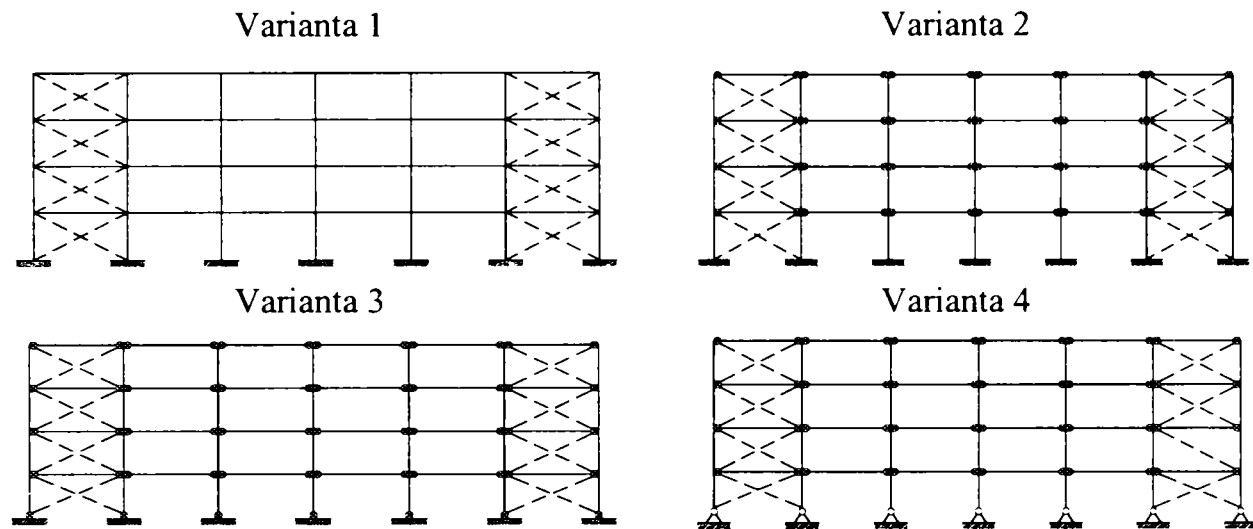


Figura 45: Variantele de calcul a structurilor

În ce privește caracteristicile de comportare a îmbinării grindă-stâlp și prinderea la bază, acestea au fost determinate pe cale experimentală conform recomandărilor normativului european FEM10.2.02 (1997) de către Laboratorul MSM al Universității din Liege. Curbele caracteristice au fost construite ca și curbe multiliniare pe baza celor prezentate în MSM (1998a) pentru Firma A și MSM (1997) pentru Firma B (vezi Figura 46).

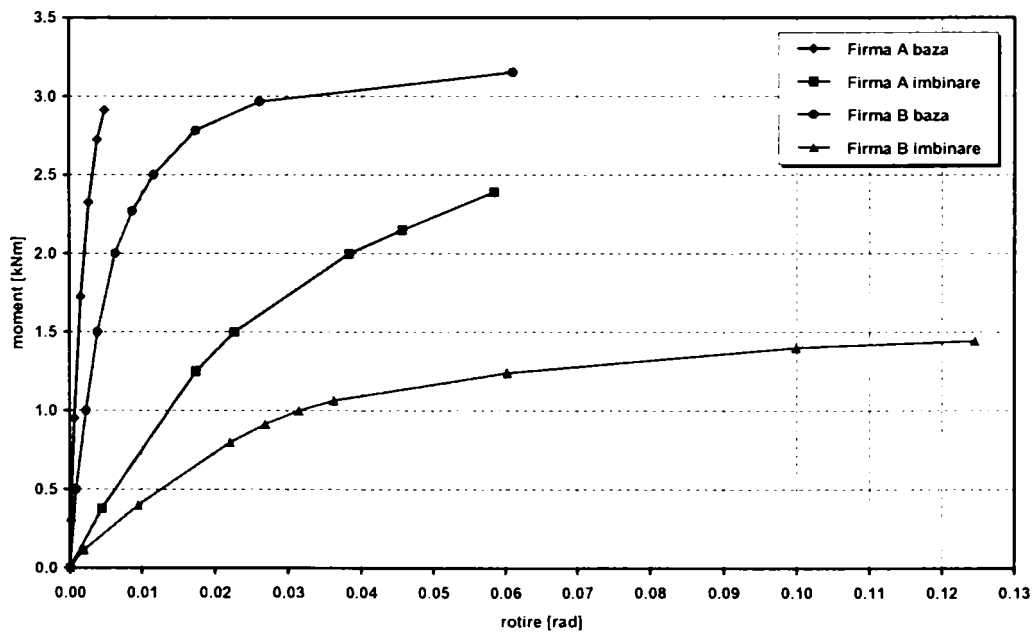


Figura 46: Caracteristici îmbinare riglă-stâlp și prindere la bază pentru Firma A și Firma B



Caracteristicile de material al elementelor componente s-au introdus conform celor rezultate din încercări experimentale. La calculul imperfecțiunilor geometrice inițiale s-a luat în considerare și slăbirea inițială (looseness) determinate deasemenea pe cale experimentală. Din încercarea de capacitate portantă a grinzii a rezultat încărcarea maximă care se poate aplica pe grindă, valoare care a fost considerată ca și încărcare de calcul de bază. Mărimea deschiderii grinzii a fost considerată cea reală, dar înălțimea unui etaj neavând date certe a fost considerată de 1400.0 mm la ambele companii (Firma A și Firma B).

În Figura 47 se prezintă variația raportului  $V_{cr} / V_{Sd}$  funcție de varianta de calcul pentru cele două companii, Firma A și Firma B. Se poate observa că între varianta 2 și 3 nu este diferență, ce ar însemna că considerația de rezemare încastrată este mai fidelă realității decât rezemarea articulată, aceasta bineînțeles doar pentru determinarea forței ultime. Dar în același timp considerarea legăturii grindă-stâlp ca și încastrare poate conduce la supraevaluarea din punct de vedere al stabilității structurii.

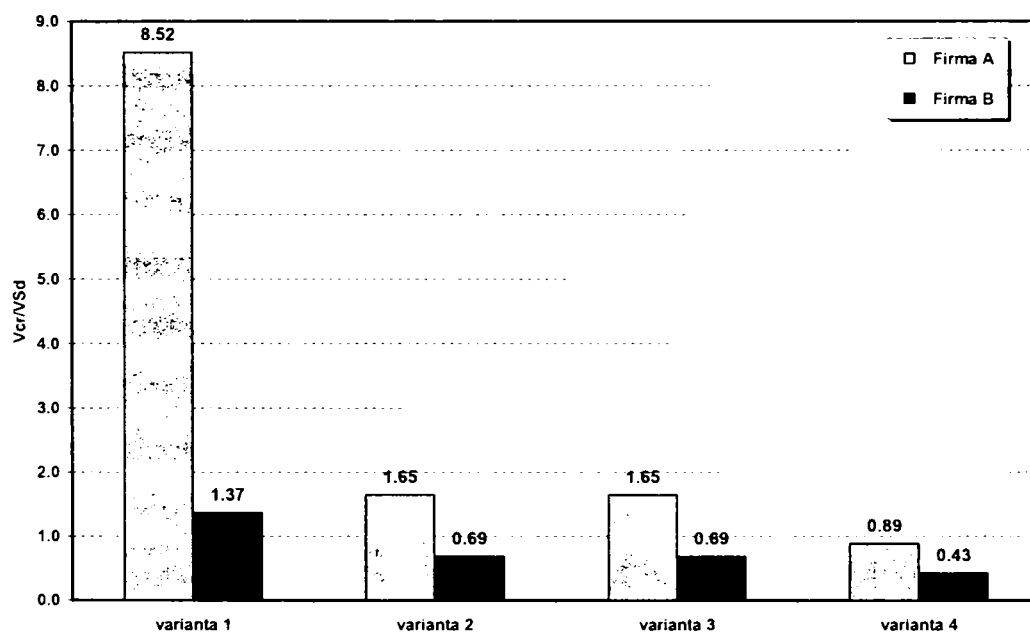


Figura 47: Variația raportului  $V_{cr} / V_{Sd}$  funcție de varianta de calcul

Pentru cadrul cu elemente componente de la Firma A s-a analizat și posibila introducere unor contravântuiri în planul longitudinal-vertical, care se pot dispune între două rânduri de structuri amplasate spate în spate. În Figura 48 se prezintă influența prezenței contravântuirilor dispuse în prima și ultima travee, conform celor prezentate în Figura 45. Se poate observa o îmbunătățire semnificativă a stabilității structurii cu toate variantele de modelare a legăturilor, ceea ce permite o mai bună folosire a capacității elementelor componente.



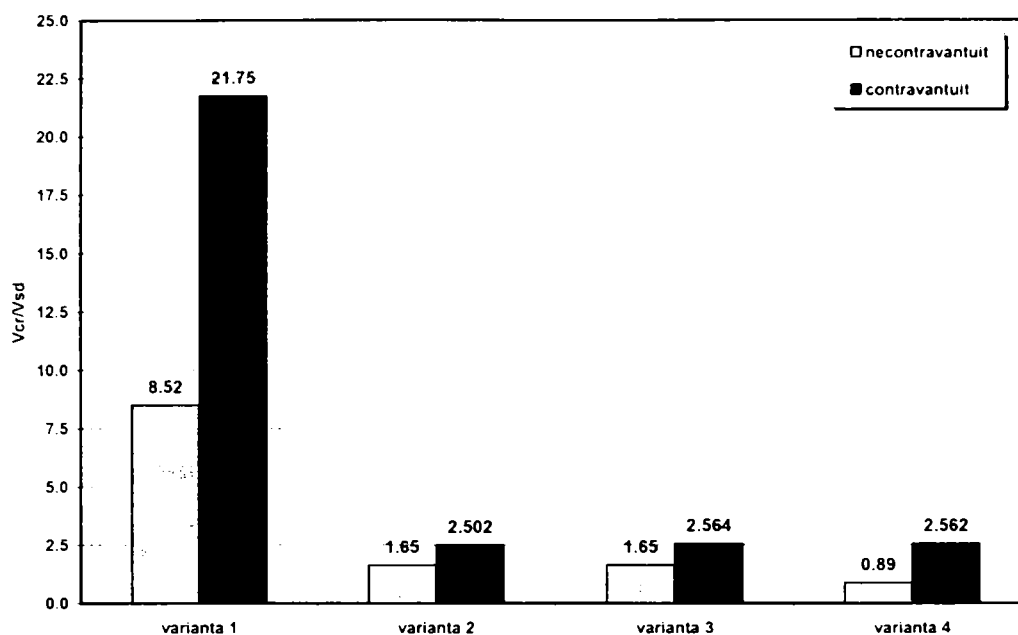


Figura 48: Influența prezentei contravântuirilor pentru Firma A

### 2.5.3 Acțiuni excepționale și probleme speciale

Unul dintre acțiunile excepționale care afectează siguranța structurilor de depozitare este impactul utilajului de manevrare a bunurilor cu stâlpii structurii care conduc la distrugerea elementului și locală a structurii. Pierderea stabilității poate fi izolată astfel încât să nu afecteze decât elementul respectiv și bunurile depozitate local, sau fenomenul poate deveni o instabilitate progresivă care să conducă la colapsul întregii structuri. Pornind de la rezultate experimentale la scară unu la unu și analize numerice McConnel și Kelly (1983) au propus o formulă simplificată pentru determinarea rezistenței de smulgere al îmbinării riglă-stâlp, factor care determină ca instabilitatea să fie locală sau progresivă.

Olsson și Sandberg (1998), Olsson ș.a. (1999) și Sandberg și Olsson (1999) au efectuat un studiu parametric pentru determinarea influenței deteriorărilor asupra capacității portante a stâlpilor. Încercările experimentale precum și studiile numerice au arătat că, chiar și deteriorări de dimensiuni reduse produc o reducere semnificativă a capacității portante. Au continuat acest studiu investigând comportarea ansamblului de structură care are incorporat un stâlp deteriorat, precum și îmbinări grindă-stâlp deteriorate. În final au studiat efectele asupra structurii în cazul în care o grinda, sau un nivel întreg, este demontată intenționat sau deteriorată accidental.

Unul dintre primele dar oricum cel mai vast studiu experimental la data respectivă a fost descris în URS (1980), care a urmărit dezvoltarea unei proceduri de calcul a structurilor metalice de depozitare amplasate în zone seismice. Patru tipuri de structuri la scară unu la unu au fost supuse unei încercări dinamice, precum și încercări statice pe structură și subansamble

de structură, pentru determinarea comportării reale a acestora. Rezultatele experimentale au fost comparate cu rezultate obținute utilizând modele matematice liniare și neliniare. Acest studiu a fost însă criticat de Parker și Lamontagne (2002) afirmând că structurile studiate sunt destul de diferite de structurile existente pe piața de desfacere, drept urmare aplicabilitatea rezultatelor este destul de restrânsă, precum și faptul că nu s-a investigat comportarea inelastică a structurii.

Ballio ș.a. (1999), Bernuzzi și Castiglioni (2001) au subliniat importanța necesității recomandărilor specifice pentru calculul structurilor de depozitare supuse la acțiuni excepționale de tipul celor seismice. Au prezentat rezultatele studiilor experimentale ciclice asupra îmbinărilor grindă-stâlp, precum au demarat calibrarea unui model numeric care se bazează pe încercări experimentale la scară unu la unu efectuate pe mase oscilante.

Baldassino ș.a. (2000) au prezentat rezultatele încercărilor experimentale efectuate pe diferite tipuri de îmbinări grindă-stâlp supuse la acțiuni statice monotone și ciclice. Chiar dacă rezultatele încercărilor monotone au dovedit o flexibilitate mare a îmbinărilor acestea au un aport important în rigiditatea laterală a cadrului structurii de depozitare, și se recomandă folosirea semi-rigidității în analizele de optimizare a acestor structuri. Analizând curbele ciclice s-au găsit o importantă diferență de comportare a îmbinărilor grindă stâlp supuse la acțiuni ciclice, spre exemplu cele datorate mișcărilor seismice, decât îmbinările existente la structurile ingineresti clasice, concluzie de altfel la care au ajuns și Bernuzzi și Castiglioni (2001) și Agatino ș.a. (2001). Drept urmare au recomandat suplimentarea normelor de proiectare actuale cu recomandări specifice analizelor structurilor amplasate în zone cu un potențial seismic ridicat.

Continuând acest fir descris până acum, Castiglioni (2003) a prezentat rezultatele unor încercări dinamice efectuate pe structuri scară unu la unu amplasate pe mase oscilante. Specimenele au fost supuse unor cicluri de excitații conforme cu recomandările normelor Europene, și anume funcție de accelerația la bază pentru zone cu seismicitate redusă, medie sau mare. Din observațiile încercărilor s-a putut trage concluzia ca de la cazul de încercare conformă cu seismicitate medie paleții au prezentat un grad de libertate mare de alunecare, adică au căzut de pe grinzile structurii, aspect important fiindcă paleții prin mișcarea lor pot produce pagube materiale, afecta siguranța personalului uman, precum și deteriorarea structurii de depozitare. În același timp însă a caracterizat aceste structuri ca și 'structuri inteligente' fiindcă prin reducerea masei existente pe structura se reduce și frecvența de oscilare a structurii. După părerea acestuia, ca o și o posibilă cale de îmbunătățire a siguranței

la acțiunile seismice ar fi introducerea unor dispozitive de izolare la bază a structurilor de depozitare.

O altă acțiune excepțională care afectează semnificativ reducerea capacității elementelor componente, și direct stabilitatea structurii, este incendiul în spațiul în care este amplasată structura de depozitare. Ingason (1998; 2001) și Ingason și de Ris (1998) au prezentat rezultatele experimentale asupra cadrelor la scara unu la unu și la scară redusă, investigând diferite scenarii de incendiu. Deasemenea, au comparat analizele teoretice cu cele experimentale și au rezultat o corelație rezonabilă între acestea.

Chiar dacă structuristul depune toate eforturile pentru a proiecta o structură eficientă dar în același timp sigură, există din păcate și cazuri când nu pot fi luate în calcul toate incertitudinile ingineresti, sau în unele cazuri nu sunt evaluate corect acestea. Tide și Calabrese (1998) au investigat cauzele colapsului a unor structuri de depozitare, deasemenea au identificat și prezentat cele mai frecvente greșeli de evaluare a comportării sunt făcute în practica inginerească.

## 2.6 Concluzii

În acest capitol s-au prezentat sistemele de depozitare existente la ora actuală pe piața de desfacere și aspectele particulare pe care le prezintă acestea. În continuare s-a insistat mai mult pe structurile de depozitare paletizate, care sunt cele mai răspândite. Soluțiile structurale ale acestora, elementele componente și modalitățile de îmbinare dintre acestea. Se face o comparație a normelor de proiectare existente actualmente și se prezintă stadiul de cunoaștere la ora actuală în domeniul proiectării a structurilor de depozitare.

S-au prezentat pe scurt rezultatele unui studiu numeric parametric privind 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.

Deasemenea, s-au prezentat rezultatele unui studiu numeric asupra analizei stabilității globale a cadrelor metalice pentru structurile de depozitare paletizate luând în considerare modelarea legăturii dintre grindă-stâlp cât și prinderii la bază. Ca și o remarcă generală, trebuie să admitem ca deși în unele cazuri îmbinările trebuiesc modelate ca și articulații, răspunsul real al conectorilor de capăt de grindă de regulă furnizează o rigiditate laterală a structurii semnificativă. Ca urmare se recomandă folosirea modelelor de calcul a cadrelor cu

noduri semi-rigide pentru a putea obține rezultate optime. Totuși se poate observa că modelarea legăturii dintre elemente este mai puțin importantă decât capacitățile portante ale acestora, respectiv alcătuirea generală a structurii.

## CAPITOLUL 3: CARACTERISTICI GEOMETRICE EFICACE A PROFILELOR METALICI CU PEREȚI SUBȚIRI PERFORAȚI

### 3.1 Introducere

Primii care au studiat modificarea comportării elementelor structurale datorită prezentei perforațiilor și golurilor din acestea au fost cercetătorii și inginerii care lucrează în domeniul aeronauticii. Abia în ultimele trei decenii au apărut într-un număr mai mare articole și propuneri de proiectare din partea inginerilor constructori. Shanmugam și Dhanalakshmi (2001b) au prezentat o vastă colecție de referințe de studii efectuate asupra comportării profilelor metalice perforate.

Pierderea stabilității și rezistența post-elastică a plăcilor perforate a fost studiată de către Vann (1971), Ritchie and Rhodes (1975), Sabir și Chow (1983) și Azizian și Roberts (1983). Narayan și Chow (1984) a propus o relație aproximativă pentru distribuția tensiunilor post-elastice prin pereții plăcilor perforate solicițate la compresiune. Bazându-se pe cele prezentate de Thevendran ș.a. (1998), Shanmugam ș.a. (1999) au efectuat un studiu numeric folosind Metoda Elementelor Finite și pornind de la rezultatele numerice au dezvoltat o formulă analitică pentru prezicerea capacității ultime a plăcilor perforate.

Flambajul elastic al plăcilor perforate supuse la forțe uniaxiale, biaxiale, tăietoare și momente încovoietoare a fost studiată de Brown ș.a. (1987). Studiu continuat de Brown și Yettram (2000) dar pe plăci ortotrope, concluzionând ca forma, dimensiunea și poziția perforației influențează semnificativ forța critică elastică, dar și modulul de forfecare are o influență importantă. Deasemenea o problemă interesantă a prezentat și Shimizu și Yoshida (1991), și anume voalarea plăcilor perforate supuse la forțe de întindere. Cum au arătat, din distribuția tensiunilor pe secțiune, datorită perforațiilor apar solicițări de compresiune în imediata vecinătate a perforațiilor.

Shanmugam ș.a. (1986) au studiat comportarea sub încărcări a plăcilor perforate cu rigidizări longitudinale. Au demonstrat pe cale experimentală că pierderea stabilității se poate produce prin voalarea plăcii perforate, flambajul rigidizării sau flambajul întregului panou rigidizat. Mahendran ș.a. (1994) au continuat acest studiu propunând o formulă simplificată pentru evaluarea rezistenței ultime a acestor plăci perforate rigidizate.

Pentru determinarea capacității ultime a secțiunilor și elementelor scurte perforate Yu și Davis (1971; 1973) a propus o ecuație modificată a lățimii eficiente. Cu același scop Ortiz-Colberg (1981) a propus o ecuație mai simplă care a fost adoptată în Normativul American de calcul AISI (2002). Pornind de la rezultate experimentale Loov (1983) a dezvoltat o ecuație pentru determinarea lățimii eficiente a pereților adiacente perforațiilor. Miller și Pekoz (1994) a propus un concept simplificat pentru determinarea lățimii eficiente funcție de dimensiunea perforației raportată la zona ne-eficace din placă. Rhoades și Schneider (1994) a prezentat trei propuneri de a considera distribuția tensiunilor prin secțiunea transversală perforată. Studiu extins de Rhodes și MacDonald (1996) pentru investigația influenței lungimii perforației asupra rezistenței ultime a profilelor cu multiple perforații. Davies ș.a. (1997) propune o modalitate analitică de calcul bazată pe Teoria Generalizată a Grinzii (GBT) pentru determinarea capacității ultime a elementelor comprimate și încovoiate. Bazându-se pe un studiu parametric Abdel-Rahman și Sivakumaran (1998) a dezvoltat o relație de calcul pentru determinarea lățimii eficiente a plăcilor cu perforații pătrate și alungite. Pu ș.a. (1999) consideră cazul simplificat de perforație dublă pe inimă ca și separarea acestuia în două elemente rezemate doar pe o margine și un stâlp central, iar pentru rezistența ultimă a stâlpului central propune o modificare a formulei Perry-Robertson. O ultimă propunere prezentată de către Shanmugam și Dhanalakshmi (2001a) care constă printr-o relație de calcul pentru determinarea capacității ultime a elementelor scurte comprimate care conțin simple sau multiple perforații, precum și cea prezentată de Dhanalakshmi și Shanmugam (2001). În final dar nu în ultimul rând, modalitatea de calcul a capacității ultime a elementelor perforate propusă de autorul acestei teze (Szabo 2002b; Szabo și Dubina 2002, 2003, 2004; Dubina ș.a. 2003).

Deși după cum se poate observa din referințele date sunt foarte multe propuneri făcute de către cercetători majoritatea normativelor și standardelor de calcul nu includ recomandări pentru calculul capacității ultime a elementelor care conțin perforații. Normativul European de calcul EN1993-1-3 (20xx) și Standardul Australian AS/NZS 4600 (1996) nu conține nici o precizare specifică calculului elementelor perforate. Se recomandă ca acestea să fie considerate elemente atipice, speciale, pentru care evaluarea capacității ultime se face folosind rezultatele încercărilor experimentale. Totuși există unele standarde care înglobează detalii pentru calculul elementelor perforate. Unul dintre acestea este Normativul American de calcul a elementelor cu pereți subțiri AISI (2002), care conține recomandări bazate pe încercările experimentale efectuate de Ortiz-Colberg (1981), dar aplicabilitatea acestuia este limitată de anumiți factori, cum ar fi forma și dimensiunea perforației precum și distanța dintre acestea.

Un altul este Standardul Canadian CSA S136 (1994) care propune o modalitate de calcul conservativă pentru elemente perforate care fac parte din ansamble de pereți, dar această relație nu poate fi aplicată pentru elemente singulare supuse la compresiune.

### 3.2 Propuneri existente privind evaluarea lățimii eficace netă

#### 3.2.1 Metoda lățimii eficace

Pornind de la observațiile experimentale s-a găsit că elementele comprimate dispun de o rezistență post-critică după ce elementul a atins tensiunea de voalare. Pentru cuantificarea acestei rezistențe post-critice a fost introdusă conceptul lățimii eficace.

În ceea ce urmează să considerăm o placă neperforată simplu rezemată pe contur. Lățimea eficace  $b_{eff}$  se determină considerând egale cele două arii hașurate din Figura 49.

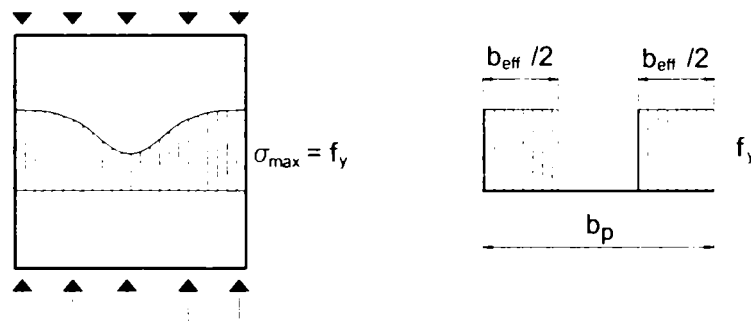


Figura 49: Prezentarea conceptului de lățime eficace

Lățimea eficace în EN1993-1-3 (20xx) este definită ca:

$$b_{eff} = \rho \cdot b_p \quad (3)$$

Factorul de reducere  $\rho$  este determinată pornind de la zveltețea relativă a peretelui plăcii  $\bar{\lambda}_p$ , după cum urmează:

$$\rho = 1.0 \text{ dacă } \bar{\lambda}_p \leq 0.673 \quad (4)$$

$$\rho = \frac{1}{\bar{\lambda}_p} \cdot \left( 1 - \frac{0.22}{\bar{\lambda}_p} \right) \text{ dacă } \bar{\lambda}_p > 0.673, \quad (5)$$

în care zveltețea relativă a peretelui plăcii este dată de relația:

$$\bar{\lambda}_p = \sqrt{\frac{f_{yb}}{\sigma_{cr}}} \equiv \frac{b_p}{t} \sqrt{\frac{12 \cdot (1 - \nu^2)}{\pi^2 \cdot E \cdot k_\sigma}} \quad (6)$$

### 3.2.2 Metoda propusă de YU și Davis (1973)

Pornind de la încercări experimentale Yu și Davis (1973) au propus o formulă de calcul pentru lățimea eficace a plăcilor cu perforație circulară sau pătrată. Acesta este de forma:

$$b_{eff} = 0.95 \cdot t \cdot \sqrt{\frac{k_{\sigma} \cdot E}{f_{max}}} \cdot \left(1 - A \cdot \frac{d}{b_p}\right) \cdot \left[1 - 0.208 \cdot \left(\frac{t}{b_p - d}\right) \cdot \sqrt{\frac{k_{\sigma} \cdot E}{f_{max}}} \cdot \left(1 - B \cdot \frac{d}{b_p}\right)\right] \quad (7)$$

Constantele  $A$  și  $B$  s-au determinat pe cale experimentală pentru ambele tipuri de perforație. Această ecuație a fost limitată la  $d/b_p \leq 0.7$  pentru perforații circulare, și  $d/b_p \leq 0.5$  pentru perforații pătrate. Dat fiind faptul ca această ecuație implică multe constante determinate pe cale experimentală, respectiv are o formă relativ complicată nu se prea folosește.

### 3.2.3 Metoda propusă de Miller și Pekoz (1994)

Miller și Pekoz (1994) a prezentat o formulă simplificată pentru abordarea plăcilor cu orice tip de perforație. Lățimea eficace de calcul  $b_{eff}$  în acest caz este definită după cum urmează:

$$b_{eff} = b_{eff.un} \text{ pentru } b_p - b_{eff.un} > d, \quad (8)$$

$$\text{și } b_{eff} = b_p - d \text{ pentru } b_p - b_{eff.un} < d. \quad (9)$$

În această formulă lățimea eficace depinde de dimensiunea perforației raportată la porțiunea ineficace a plăcii. Practic aceasta înseamnă că în cazul în care perforația nu se extinde în zona eficace a plăcii (calculată ignorând prezența plăcii) atunci lățimea eficace a plăcii perforate este egală cu lățimea eficace a plăcii neperforate. Totuși în cazul în care aceasta se extinde și în zona eficace atunci lățimea eficace se consideră egală cu lățimea netă a plăcii în dreptul perforației.

### 3.2.4 Metoda propusă de Abdel-Rahman și Sivakumaran (1998)

Abdel-Rahman și Sivakumaran (1998) a propus o ecuație de lățime eficace pentru determinarea rezistenței ultime a profilelor perforate cu pereți subțiri. Bazându-se pe un model numeric calibrat pe rezultate experimentale au efectuat un studiu numeric parametric cu diferite zvelteți de placă, raport dimensiune perforație lățime placă, și raport lățime și



înălțime perforație. Formula propusă pentru cazul general de placă simplu rezemată pe contur cu perforație dreptunghiulară cu lățimea  $d$  și înălțimea  $h$  are următoarea formă:

$$b_{eff} = 0.95 \cdot t \cdot \sqrt{\frac{k_{\sigma} \cdot E}{f_{max}}} \cdot \left[ 1 - 0.208 \cdot \frac{t}{b_p} \cdot \sqrt{\frac{k_{\sigma} \cdot E}{f_{max}}} - 0.58 \cdot \frac{d}{b_p} - 0.0015 \left( \frac{h-d}{t} \right) \right], \quad (10)$$

și lățimea eficace rezultată trebuie să fie mai mică decât  $b_{eff} \leq b_p - a$ .

Considerând cazul particular când perforația este pătrată, adică  $d = h$  formula devine:

$$b_{eff} = 0.95 \cdot t \cdot \sqrt{\frac{k_{\sigma} \cdot E}{f_{max}}} \cdot \left( 1 - 0.208 \cdot \frac{t}{b_p} \cdot \sqrt{\frac{k_{\sigma} \cdot E}{f_{max}}} - 0.58 \cdot \frac{d}{b_p} \right), \quad (11)$$

iar dacă considerăm că nu există perforație, adică  $d = 0.0$ , atunci formula devine:

$$b_{eff} = 0.95 \cdot t \cdot \sqrt{\frac{k_{\sigma} \cdot E}{f_{max}}} \cdot \left( 1 - 0.208 \cdot \frac{t}{b_p} \cdot \sqrt{\frac{k_{\sigma} \cdot E}{f_{max}}} \right), \quad (12)$$

formula care este formula bază a Ecuației (3).

### 3.2.5 Metoda propusă în AISI (2002)

Procedura de calcul prezentată în AISI (2002) a lățimii eficace a plăcii perforate simplu rezemate cu perforație circulară se bazează pe încercările experimentale al lui Ortiz-Colberg (1981). Formula a fost transpusă în forma Ecuației (12) și modificată corespunzător, devenind:

$$b_{eff} = b_p - d \text{ pentru } \frac{b_p}{t} \leq \left( \frac{b_p}{t} \right)_{lim}, \quad (13)$$

$$b_{eff} = 0.95 \cdot t \cdot \sqrt{\frac{k_{\sigma} \cdot E}{f_{max}}} \cdot \left( 1 - 0.208 \cdot \frac{t}{b_p} \cdot \sqrt{\frac{k_{\sigma} \cdot E}{f_{max}}} - 0.8 \cdot \frac{d}{b_p} \right) \text{ pentru } \frac{b_p}{t} > \left( \frac{b_p}{t} \right)_{lim}, \quad (14)$$

unde

$$\left( \frac{b_p}{t} \right)_{lim} = 0.644 \cdot \sqrt{\frac{k_{\sigma} \cdot E}{f_{max}}}. \quad (15)$$

Ecuațiile (13) și (14) sunt aplicabile numai pentru cazul plăcilor simplu rezemate supuse la compresiune uniformă, cu zveltețea plăcii de  $b_p/t \leq 70$ , și perforații circulare cu dimensiunea de  $d/b_p \leq 0.5$ .

### 3.3 Calibrarea unei formule de lățime eficace netă pentru plăci perforate

### 3.3.1 Determinarea încărcării elastice critice de flambaj netă

O investigație numerică a fost efectuată pentru a evalua forța critică de flambaj  $P_{cr,n}$  al unei plăci simplu rezemată pe contur cu diferite forme și dimensiuni de perforații. Modelul cu Elemente Finite a fost validat pe o placă neperforată, prezentată în Figura 50, comparând coeficientul de voalare  $k_\sigma$  rezultate cu cele teoretice din Tabel 6. Pentru analizele numerice s-a folosit programul de calcul ANSYS (2001), și elemente finite de tip placă elastică denumite SHELL63

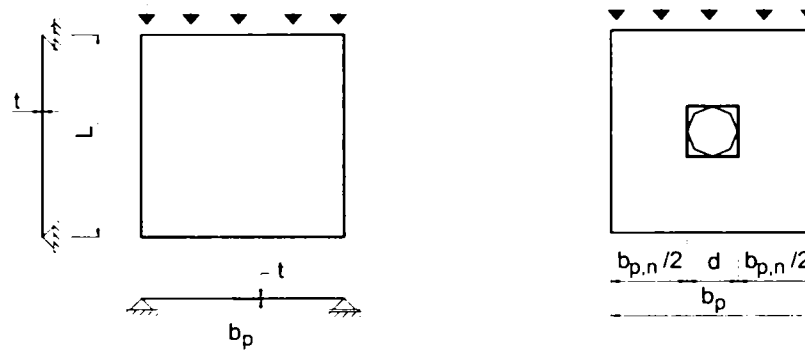


Figura 50: Modelele numerice analizate în studiu determinării încărcării critice de voalare a plăcii perforate  $P_{cr,n}$

Tabel 6: Validarea modelului numeric prin compararea coeficientului de voalare  $k_\sigma$

Schema statică	Lungime	$P_{cr,A}$	$k_{\sigma,A}$	$k_{\sigma,T}$	$k_{\sigma,A} / k_{\sigma,T}$
	$L = b_p$	60.647	3.994	4.000	0.999
	$L = 2 \cdot b_p$	60.647	3.994	4.000	0.999
	$L = 3 \cdot b_p$	60.647	3.994	4.000	0.999

Pornind de la modelul numeric calibrat prezentat anterior s-a trecut la evaluarea forței critice de flambaj netă  $P_{cr,n}$  al plăcilor cu perforații pătrate și circulare dispuse centrat pe

placă. Dimensiunea perforației a fost de  $\frac{d}{b_p} = 0.05; 0.10; 0.20; 0.30; 0.40; 0.50; 0.60; 0.70; 0.80$

raportat la lățimea plăcii. Imagini cu modele cu Elemente finite cu perforații pătrate sunt prezentate în Figura 51 ÷ Figura 53, iar cu perforații circulare în Figura 54 ÷ Figura 56.

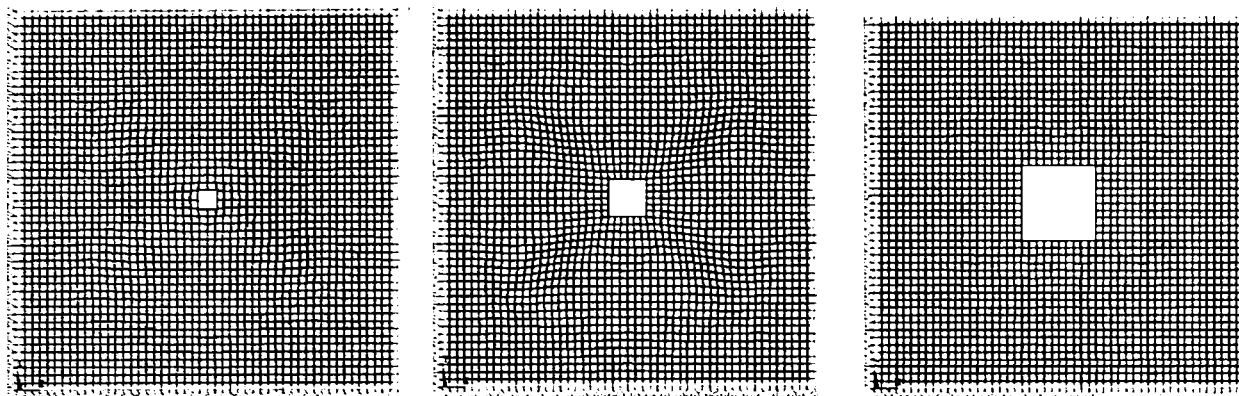


Figura 51: Model numeric cu perforație centrală de formă pătrată cu dimensiunea perforației de  $d/b_p = 0.05; 0.10; 0.20$

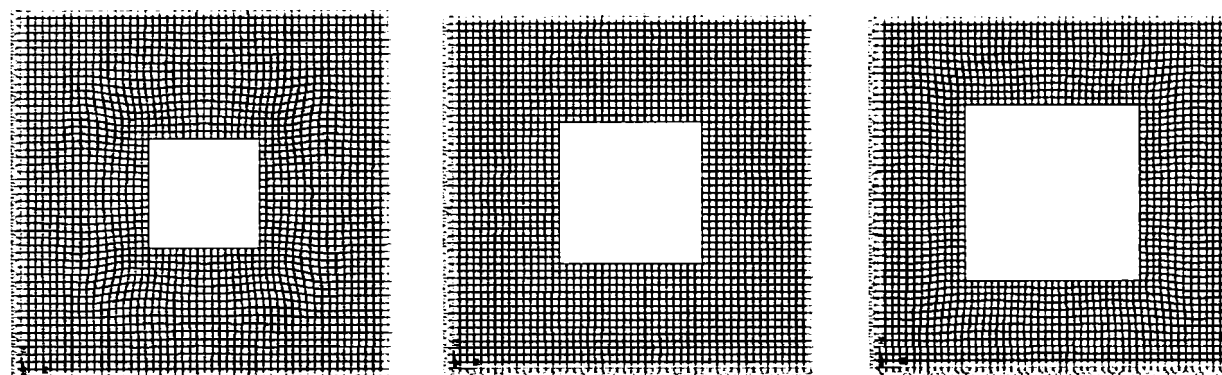


Figura 52: Model numeric cu perforație centrală de formă pătrată cu dimensiunea perforației de  $d/b_p = 0.30; 0.40; 0.50$

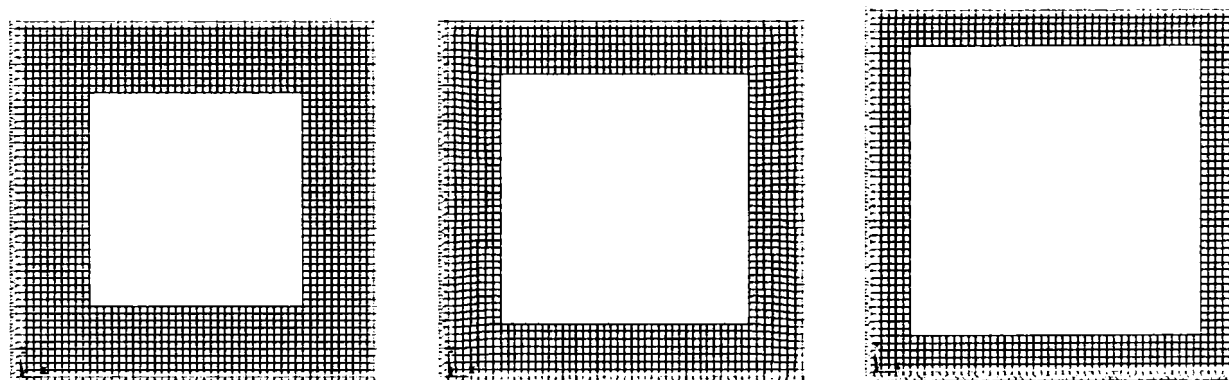


Figura 53: Model numeric cu perforație centrală de formă pătrată cu dimensiunea perforației de  $d/b_p = 0.60; 0.70; 0.80$

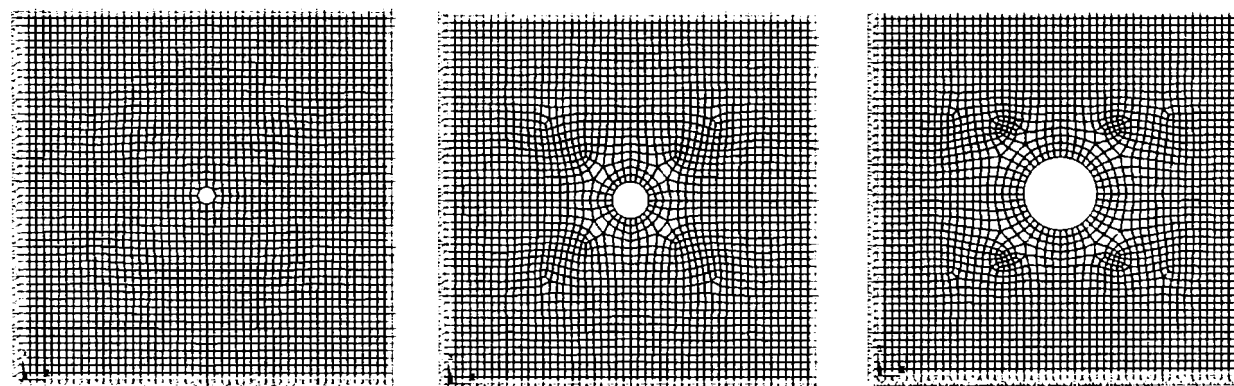


Figura 54: Model numeric cu perforație centrală de formă circulară cu dimensiunea perforației de  $d/b_p = 0.05; 0.10; 0.20$

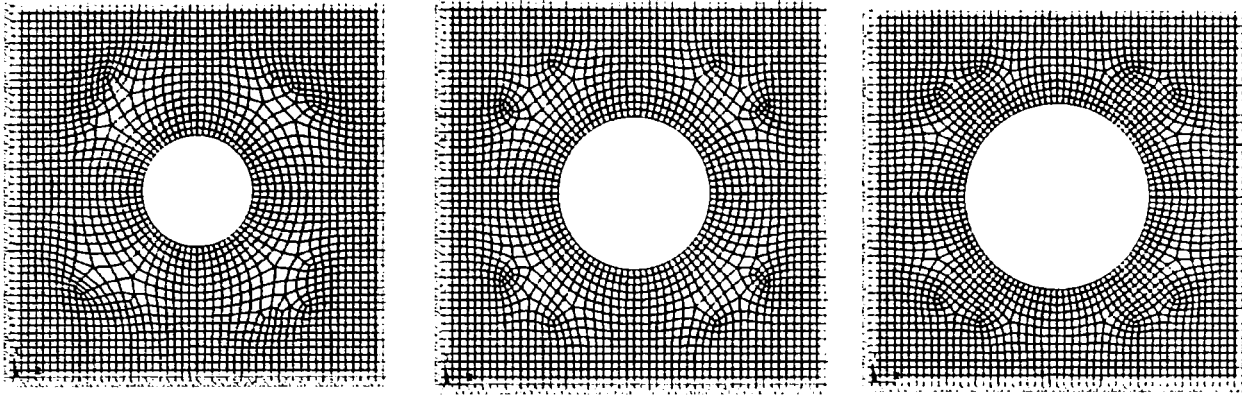


Figura 55: Model numeric cu perforație centrală de formă circulară cu dimensiunea perforației de  $d/b_p = 0.30; 0.40; 0.50$

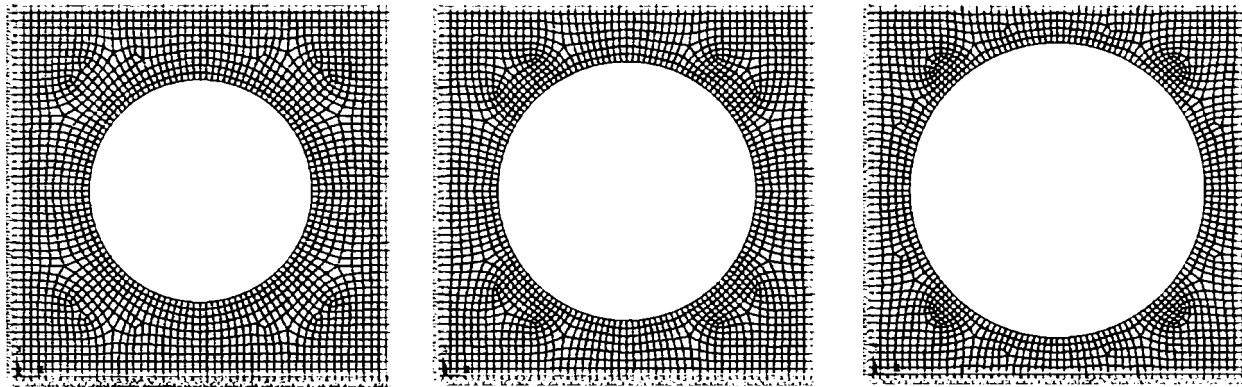


Figura 56: Model numeric cu perforație centrală de formă circulară cu dimensiunea perforației de  $d/b_p = 0.60; 0.70; 0.80$

Bazându-ne pe rezultatele analizelor numerice se poate descrie o funcție de reducere  $f$  a forței critice de flambaj a unei plăci perforate. Această funcție depinde de raportul dintre lățimea netă a plăcii, adică  $b_{p,n}$ , și lățimea plăcii neperforată,  $b_p$ , și este prezentată în Figura 57.

Funcția de reducere  $f$  este definită ca:

$$\frac{P_{cr,n}}{P_{cr}} = f\left(\frac{b_{p,n}}{b_p}\right), \quad (16)$$

și ecuațiile propriu-zise sunt următoarele:

- pentru perforația pătrată

$$f = -17.741 \cdot x^6 + 49.523 \cdot x^5 - 52.055 \cdot x^4 + 27.497 \cdot x^3 - 9.0957 \cdot x^2 + 2.5799 \cdot x + 0.2919 \quad (17)$$

- pentru perforația circulară

$$f = 0.3225 \cdot x^6 - 13.455 \cdot x^5 + 34.058 \cdot x^4 - 31.18 \cdot x^3 + 11.66 \cdot x^2 - 0.8216 \cdot x + 0.416. \quad (18)$$

Deși la prima vedere par ecuații complicat de a fi aplicate, dar cu tehnica de calcul disponibilă la ora actuală acestea pot fi introduse foarte ușor într-un program de calcul.

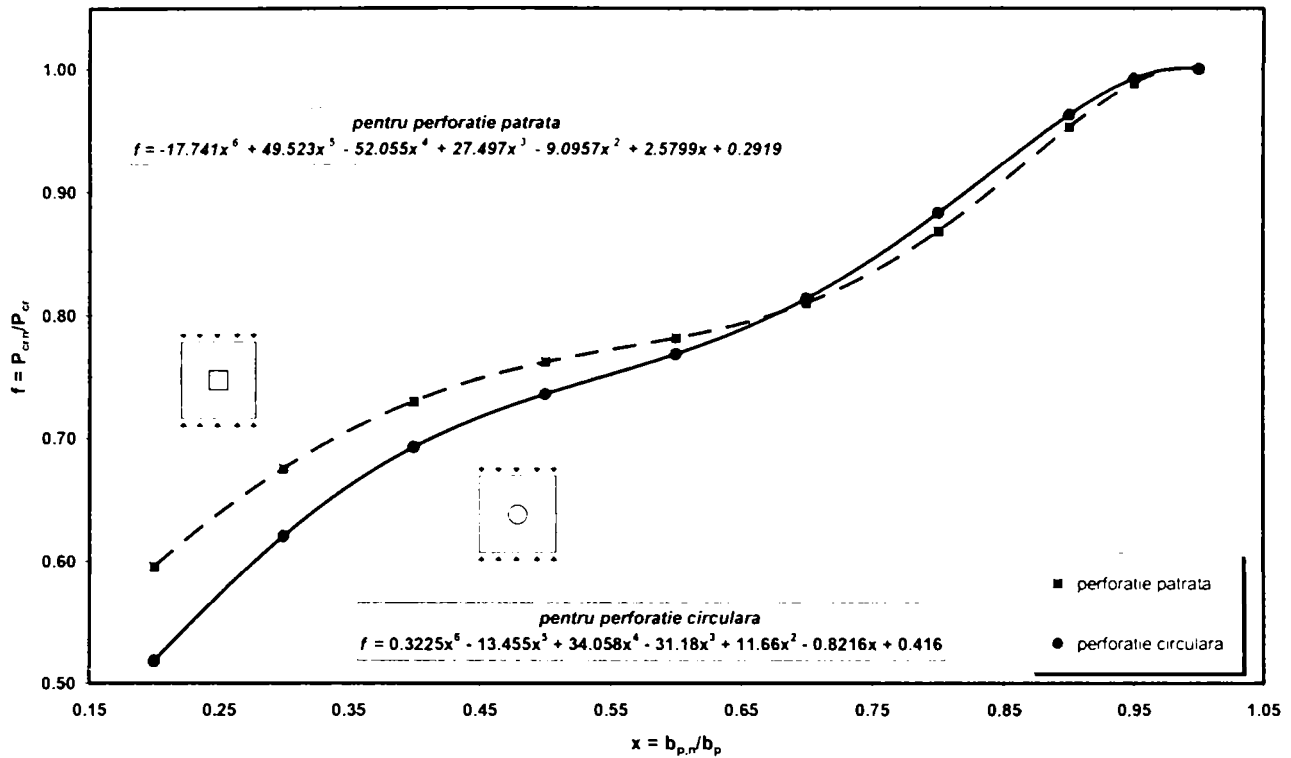


Figura 57: Funcția de reducere  $f$

### 3.3.2 Formula de calcul al lățimii eficace netă

Înlocuind forțele critice de flambaj cu tensiunile critice de flambaj a plăcii perforate și neperforate, respectiv după efectuarea a câteva operații matematice în Ecuația **Error! Reference source not found.**, se poate defini zveltețea relativă netă a plăcii perforate  $\bar{\lambda}_{p,n}$  după cum urmează:

$$\bar{\lambda}_{p,n} = \frac{\bar{\lambda}_p}{\Delta}, \quad (19)$$

unde  $\Delta$  este data de formula:

$$\Delta = \sqrt{f \left( \frac{b_{p,n}}{b_p} \right) \cdot \frac{b_p}{b_{p,n}}} \quad (20)$$

Lățimea eficace netă  $b_{eff,n}$  este definită ca:

$$b_{eff,n} = \rho_n \cdot b_p, \quad (21)$$

unde factorul net de reducere  $\rho_n$  este calculat folosind zveltețea relativă netă de placă  $\bar{\lambda}_{p,n}$ , descrisă în Ecuația (19).

### 3.4 Metoda grosimii echivalente

### 3.4.1 Metoda propusă de Davies ș.a. (1997)

O metodă empirică a fost aplicată de către Davies ș.a. (1997) pentru considerarea perforațiilor în programul GBT. Aceasta presupunea folosirea unei grosimi echivalente, care înseamnă considerarea plăcii perforate ca și o placă neperforată cu o grosime echivalentă, ceea ce conduce la același comportament a profilului.

Formula de grosime echivalentă este prezentată în Ecuația (22) și se bazează pe raportul dintre lățimea eficace și eficace netă a plăcii. Acesta la rândul ei este afectată de raportul lungimii perforației față de lungimea totală a plăcii.

$$t_{eq} = \left[ \frac{L_p}{L} \cdot \frac{b_{eff.n}}{b_{eff}} + \left( 1 - \frac{L_p}{L} \right) \cdot \frac{b_{eff}}{b_p} \right] \cdot t. \quad (22)$$

Lățimea eficace netă  $b_{eff.n}$  a fost calculată folosind recomandările lui Rhodes și Schneider (1994) în care propun considerarea lățimii eficace pe lățimea netă cu o distribuție constantă a tensiunilor (vezi Ecuația (23))

$$b_{eff.n} = b_{eff} - b_{p.p}. \quad (23)$$

### 3.4.2 Metoda propusă de Shanmugam ș.a. (1999)

Shanmugam ș.a. (1999) au propus o formulă simplificată care determină raportul forța ultimă a plăcii perforate și forța ultimă a plăcii neperforate funcție de raportul suprafeței perforației și suprafața totală a peretelui. Formula este prezentată în Ecuația (24)

$$\frac{P_{ult}}{P_{sq}} = C_1 \cdot \left( \frac{S_p}{S} \right) + C_2 \cdot \sqrt{\frac{S_p}{S}} + C_3 \quad (24)$$

în care  $C_1$ ,  $C_2$  și  $C_3$  sunt coeficienți care depind de modul de rezemare, forma perforației și modul de solicitare a plăcii.

### 3.4.3 Aplicarea metodei grosimii echivalente simplificate

În investigațiile efectuate asupra determinării rezistenței ultime a plăcilor perforate și profilelor care conțin perforații Szabo și Dubina (2004) au propus o metodă alternativă de determinare a unei grosimi echivalente de placă, care la rândul ei să fie folosită în procedurile actuale de determinare a rezistenței ultime a profilelor metalice cu pereți subțiri. Formula pentru grosimea echivalentă  $t_{eq}$  este de următoarea formă:



$$t_{cq} = \frac{S - S_p}{S} \cdot t \quad (25)$$

### 3.5 Comparație metode propuse cu rezultate experimentale și numerice

Pentru a evalua acuratețea ambelor metode propuse acestea s-au comparat cu rezultatele încercărilor experimentale prezentate de Sivakumaran (1987) și Sivakumaran și Abdel-Rahman (1998). Patru serii de specimene cu secțiune transversală tip C au fost investigate, cum ar fi Seria I (C90-39.7-11.9/1.6), Seria II (C151.15-40.05-12.025/1.29), Seria A (C201.1-39.7-12.1/1.88) și seria B (C100.25-40.35-12.575/1.27). Perforațiile erau prevăzute pe inima profilelor, ele fiind de patru tipuri cu diferite dimensiuni (vezi Figura 58).

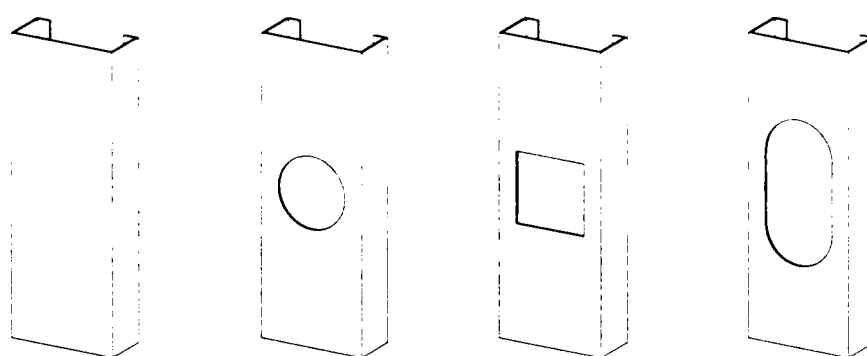


Figura 58: Specimene analizate de Sivakumaran (1987) și Sivakumaran și Abdel-Rahman (1998)

Datorită lipsei rezultatelor experimentale pe profile zvelte aceste încercări experimentale pe profile perforate au fost simulate numeric pentru a calibra un model numeric. Pentru aceasta s-a folosit programul ANSYS (2001), cu Elemente Finite de tip placă plastică denumită SHELL43. Au fost introduse imperfecțiuni geometrice locale similare cu primul mod de flambaj și scalate conform celor descrise de Schafer și Pekoz (1998). Materialul considerat a fost cel de tipul bilinear perfect elasto-plastic bazat pe limita de curgere experimentală.

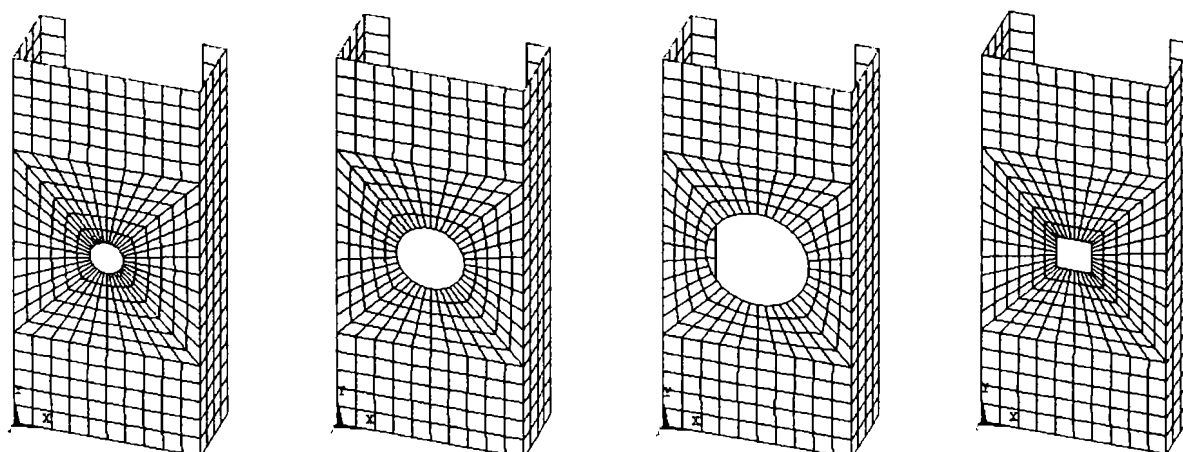


Figura 59: Modele cu elemente finite a speciemenelor cu perforație circulară și pătrată din Seria I

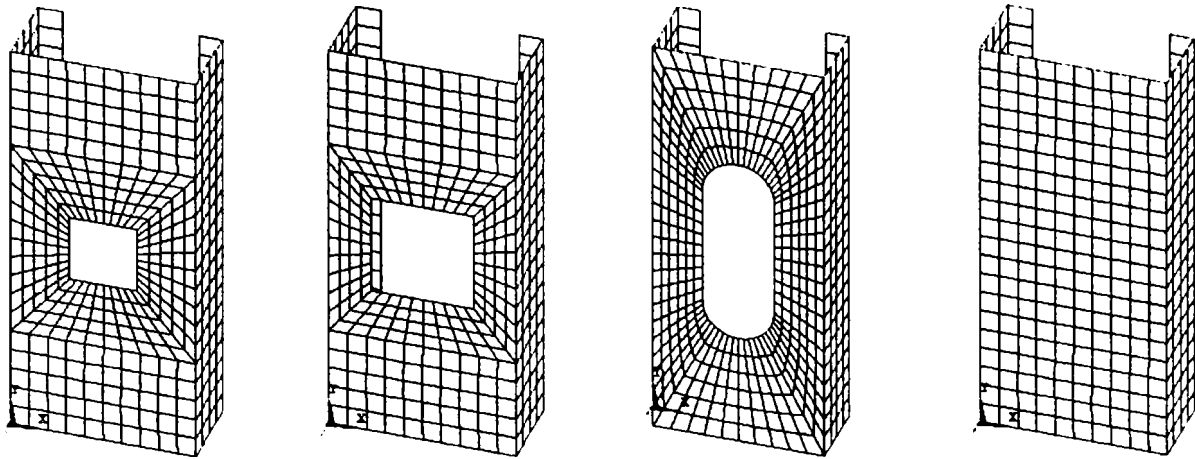


Figura 60: Modele cu elemente finite a speciemenelor cu perforație pătrată, ovală și neperforată din Seria I

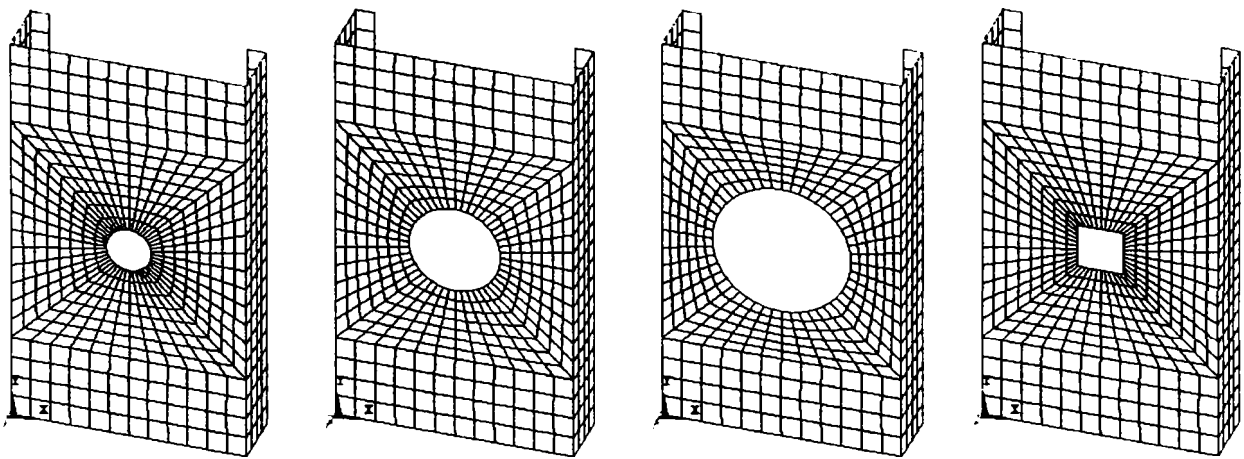


Figura 61: Modele cu elemente finite a speciemenelor cu perforație circulară și pătrată din Seria II

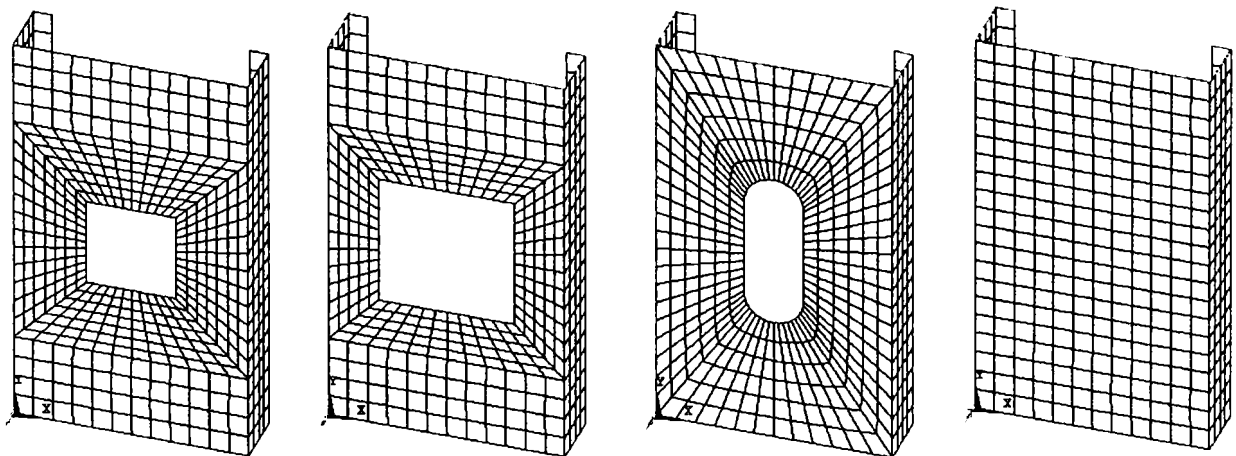


Figura 62: Modele cu elemente finite a speciemenelor cu perforație pătrată, ovală și neperforată din Seria II



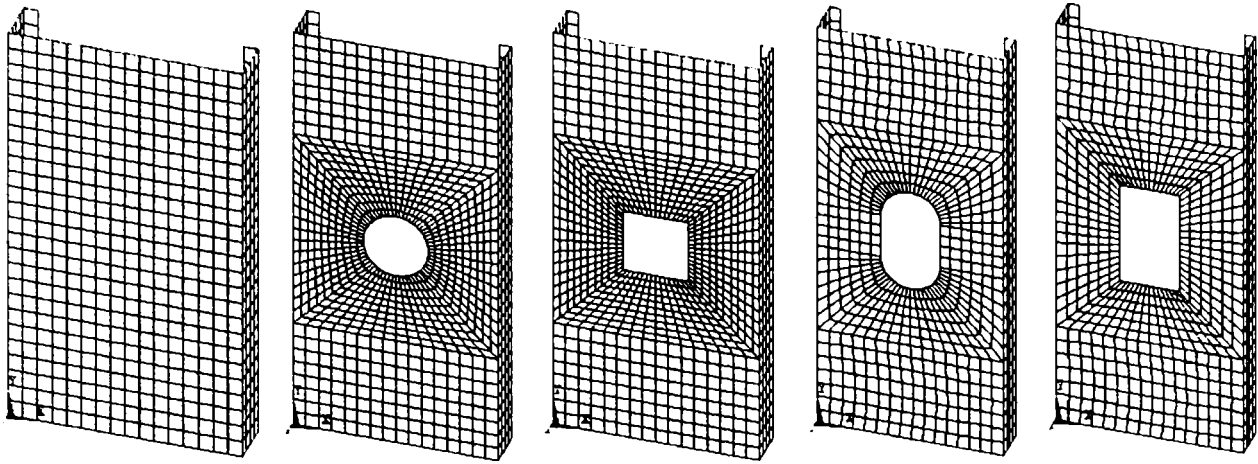


Figura 63: Modele cu elemente finite a speciemenelor din Seria A

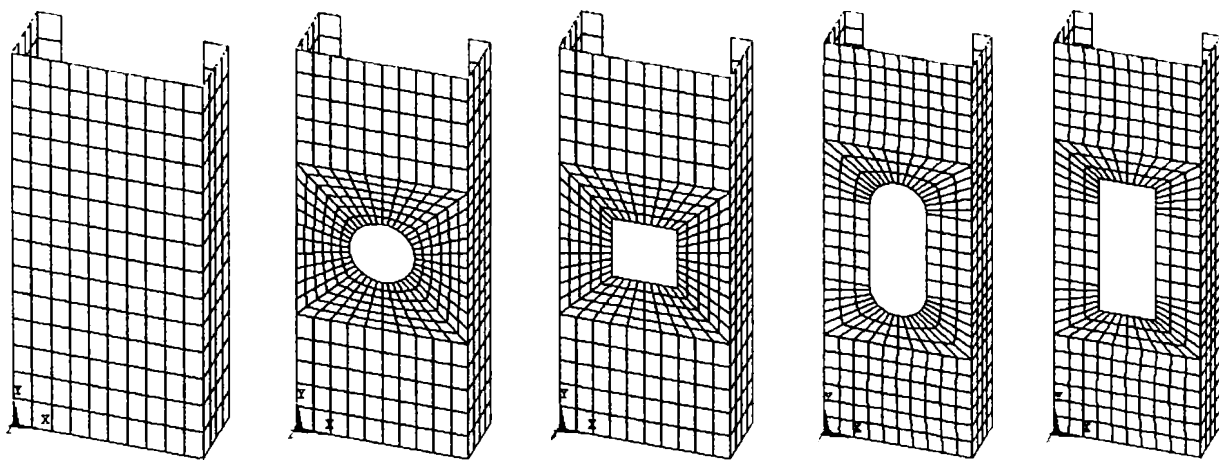


Figura 64: Modele cu elemente finite a speciemenelor din Seria B

În Tabel 7, Tabel 8, Tabel 9 și Tabel 10 se prezintă comparațiile făcute între rezultatele experimentale, simulări numerice și valorile calculate folosind normativele EN1993-1-3 (20xx) și AISI (2002). Normativele au fost aplicate folosind lățimea eficace netă și grosimea echivalentă propusă anterior. Coloanele EN'93\* și AISI\* reprezintă rezultatele obținute folosind lățimea eficace netă  $b_{eff,n}$  propusă în Ecuația (21), și coloana EN'93\*\* reprezintă rezultatele obținute folosind grosimea echivalentă  $t_{eq}$  propusă în Ecuația (25). Diferența majoră între cele două normative, EN1993-1-3 (20xx) și AISI (2002), constă în considerarea diferită a lățimii de calcul a plăcii  $b_p$ , și anume vezi Figura 65. Aria secțiunii transversale se calculează cu formulele  $A = \sum (b_{p,i} \cdot t)$  în cazul normativului European EN1993-1-3 (20xx), respectiv  $A = \sum (b_{p,i} \cdot t) + A_c$  în cazul normativului American AISI (2002).

Tabel 7: Seria I de specimene

Nr. test	Forma perforației	Media experim. (kN)	ANSYS / Exper.	AISI / Exper.	EN'93* / Exper.	AISI* / Exper.	EN'93** /Exper.
01-03	circulară	85.750	1.015	0.967	0.901	0.978	0.952
04-06	circulară	81.700	1.019	0.935	0.881	0.958	0.974
07-09	circulară	78.130	0.986	0.895	0.857	0.929	0.976
10-12	pătrată	84.700	1.025	0.979	0.908	0.987	0.962
13-15	pătrată	81.517	1.006	0.937	0.883	0.961	0.967
16-18	pătrată	77.550	0.992	0.901	0.867	0.940	0.962
19-21	ovală	72.583	1.088	0.884	0.856	0.923	1.023
22-24	neperforat	85.333	1.030	1.043	0.965	1.043	0.965
Media teoretic / experimental			1.020	0.943	0.890	0.966	0.973

Tabel 8: Seria II de specimene

Nr. test	Forma perforației	Media experim. (kN)	ANSYS / Exper.	AISI / Exper.	EN'93* / Exper.	AISI* / Exper.	EN'93** /Exper.
25-27	circulară	53.950	1.048	0.978	0.894	0.983	0.938
28-30	circulară	53.367	1.033	0.918	0.864	0.929	0.936
31-33	circulară	47.100	1.087	0.961	0.937	0.979	1.039
34-36	pătrată	53.217	1.060	0.992	0.900	0.993	0.950
37-39	pătrată	50.967	1.065	0.962	0.900	0.974	0.976
40-42	pătrată	47.000	1.055	0.963	0.939	0.987	1.031
43-45	ovală	51.567	1.087	0.935	0.828	0.951	0.937
46-48	neperforat	53.983	1.077	1.040	0.925	1.047	0.925
Media teoretic / experimental			1.064	0.970	0.898	0.980	0.967

Tabel 9: Seria A de specimene

Nr. test	Forma perforației	Media experim. (kN)	ANSYS / Exper.	AISI / Exper.	EN'93* / Exper.	AISI* / Exper.	EN'93** /Exper.
A-D1(2)	neperforat	128.55	1.001	1.009	0.904	1.009	0.904
A-C1(2)	circulară	117.90	1.066	0.967	0.863	0.974	0.954
A-S1(2)	pătrată	119.05	1.044	0.958	0.854	0.964	0.936
A-O1(2)	ovală	118.15	1.044	0.965	0.862	0.972	0.920
A-R1(2)	dreptungh.	114.55	1.065	0.995	0.887	1.002	0.948
Media teoretic / experimental			1.044	0.979	0.874	0.984	0.932

Tabel 10: Seria B de specimene

Nr. test	Forma perforației	Media experim. (kN)	ANSYS / Exper.	AISI / Exper.	EN'93* / Exper.	AISI* / Exper.	EN'93** /Exper.
B-D1(2)	neperforat	65.25	0.977	0.987	0.875	0.987	0.875
B-C1(2)	circulară	56.70	1.064	0.995	0.887	1.009	0.976

Tabel 10 (continuare)							
B-S1(2)	pătrată	56.40	1.066	1.000	0.892	1.016	0.972
B-O1(2)	ovală	56.10	1.065	1.005	0.896	1.020	0.959
B-R1(2)	dreptungh.	56.90	1.049	0.991	0.884	1.007	0.919
Media teoretic / experimental			1.044	0.996	0.887	1.008	0.940

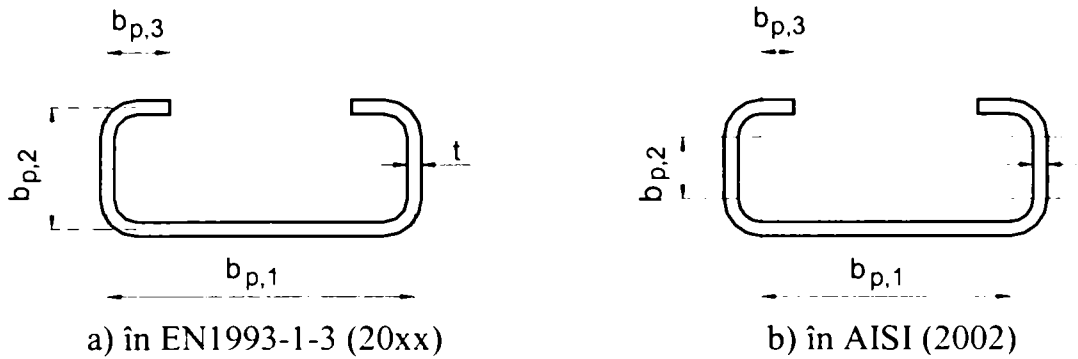


Figura 65: Definierea lăţime de calcul placă  $b_p$

Se poate observa ca metoda AISI\*, adică metoda de calcul Americană a secţiunii împreună cu lăţimea eficace netă propusă, dă cele mai bune rezultate, iar EN'93\*\*, adică metoda de calcul Europeană a secţiunii împreună cu grosimea echivalentă propusă, furnizează valori comparabile cu rezultatele furnizate de AISI\*.

### 3.6 Concluzii

Acest capitol tratează problema evaluării caracteristicilor eficace a profilelor metalici cu pereţi subţiri perforaţi formate la rece. Se prezintă două posibile abordări, unul prin considerarea lăţimii eficace netă, iar altul prin considerarea grosimii echivalente. Pentru ambele aceste metode se prezintă propuneri existente, avantajele şi limitările acestora.

Pornind de la un studiu numeric parametric care ia în considerare o placă pătrată, cu o perforaţie circulară sau pătrată centrată pe aceasta, se propune o metodologie de evaluarea zvelteţii relative netă a plăcii perforate care se foloseşte pentru calcul lăţimii eficace şi ariei eficace a plăcii perforate.

Se face o altă propunere pentru determinarea grosimii echivalente a plăcii perforate funcţie de suprafaţa plăcii şi perforaţie de pe aceasta. Aceasta are avantajul că este generală şi poate fi aplicată pentru orice formă de perforaţie.

Se face o comparaţie a rezultatelor obţinute pe baza normativelor aplicate cu ariile eficace calculate folosind propunerile amintite cu rezultatele a mai multe seturi de încercări

experimentale. Încercările experimentale au fost modelate numeric cu succes calibrând un model numeric care să permită generarea altor rezultate.

## CAPITOLUL 4: ÎNCERCĂRI EXPERIMENTALE ASUPRA PROFILELOR METALICI CU PEREȚI SUBȚIRI PERFOTAȚI

### 4.1 Introducere

În proiectarea aplicațiilor cu profile cu pereți subțiri formate la rece se folosesc multe recomandări care pot furniza soluții neeconomice, și ca urmare în multe cazuri se apeleză la proiectarea asistată de încercări.

Anexa A din EN1993-1-3 (20xx) recomandă câteva proceduri de încercare experimentală standardizate pentru a avea o bază comună viitoarelor încercări experimentale. Aceste recomandări ar fi:

- încercări pe table profilate și casete;
- încercări pe profile formate la rece;
- încercări pe structuri sau pe substructuri;
- încercări pe grinzi constrâse a se răsuci datorită legături cu tabla profilată;
- evaluarea încercărilor pentru determinarea valorilor de calcul.

Normativul American AISI (2002) în Capitolul F definește trei tipuri de încercări pentru cazuri speciale, și anume:

- încercări pentru determinarea performanțelor;
- încercări pentru confirmarea performanțelor structurale;
- încercări pentru determinarea proprietăților mecanice.

Conform unei note din subparagraful 5.1.3 al EN1993-1-3 (20xx) nu se poate da o regulă de proiectare a elementelor continuu perforate fiindcă capacitatea secțiunii este influențată de forma și dispunerea perforațiilor. Se avansează ideea consultării normativului FEM10.2.02 (1997) care la rândul ei recomandă efectuarea încercărilor experimentale pentru determinarea capacității portante a secțiunilor cu perforații. Mai multe detalii despre modalitatea prin care acest normativ tratează încercările experimentale a fost prezentat în subparagraful 2.4.1.4, respectiv se vor descrie pe scurt în Capitolul 6 aspecte particulare a încercărilor de compresiune pe tronsonul scurt și încercarea de compresiune al stâlpului.

Importanța folosirii unor proceduri standardizate de încercare experimentală a fost subliniată și de către Klippstein (1988), care deasemenea a prezentat și câteva recomandări privind îmbunătățire a acestora.

Un studiu experimental de mare acuratețe privind influența perforațiilor asupra capacității secțiunilor perforate a fost efectuat de către Sivakumaran (1988) și Sivakumaran și Abdel-Rahman (1998) în care au arătat importanța respectării unor proceduri de încercare, precum și analiza tuturor variabilelor care intervin, cum ar fi calitate material, tensiuni reziduale și condiții de rezemare realiste.

#### 4.2 Program experimental pentru determinarea rezistenței ultime a profilelor perforate

În cadrul Laboratorului CEMSIG al Facultății de Construcții și Arhitectură din cadrul Universității „Politehnica” din Timișoara s-au efectuat încercări experimentale pe 27 de serii de profile cu pereți subțiri formate la rece perforate, solicitate la compresiune centrică. Secțiunile profilelor au fost de tip „U” cu dimensiuni caracteristice nominale ale secțiunii transversale de 150.0 mm înălțime și 50.0 mm lățimea tălpii, iar în ce privește lungimiile specimenelor au fost considerate trei lungimi caracteristice, și anume de 210.0 mm, 420.0 mm și 630.0 mm. După cum se poate observa lungimiile reprezintă una, două sau trei pași de perforație. Profilele au fost obținute prin îndoire la rece la abkant, din tablă plană cu grosimea nominală de 2.0 mm, cu o rază interioară  $r = 3.0\text{mm}$  (Szabo 2003).

Scopul încercărilor experimentale a fost de a determina rezistențele ultime ale tronsoanelor scurte perforate, ținând cont de forma, dimensiunea și modul de așezare a perforației pe secțiunea transversală, cât și de validare a modelelor de calcul propuse anterior în Capitolul 3.

Analizând bibliografia existentă și studiile altor cercetători s-au considerat patru tipuri de perforații dispuse pe inima secțiunii transversale, pătrată, circulară, dublă dreptunghiulară și dublă circulară. Pe talpa secțiunii transversale s-a considerat fie perforație pătrată, fie circulară (vezi Figura 66). Dimensiunea perforațiilor au fost raportate la lățimea inimii sau tălpii, și anume  $\frac{d}{c} = 0.10; 0.30; 0.50; 0.80$ , unde  $c$  reprezintă lățimea inimii a profilului U (vezi Figura 69). Reducerea lățimii inimii se poate defini prin raportul dintre lățimea de calcul netă a inimii și lățimea de calcul de bază a inimii, și are valorile de  $\frac{b_{p.n}}{b_p} = 0.90; 0.70; 0.50; 0.20$ .

În ce privește dispunerea perforațiilor pe secțiunea transversală, s-au considerat trei variante, numai pe inimă, numai pe talpa și atât pe inimă cât și pe talpa profilului tip U. În toate cazurile perforațiile au fost centrate pe elementul respectiv.

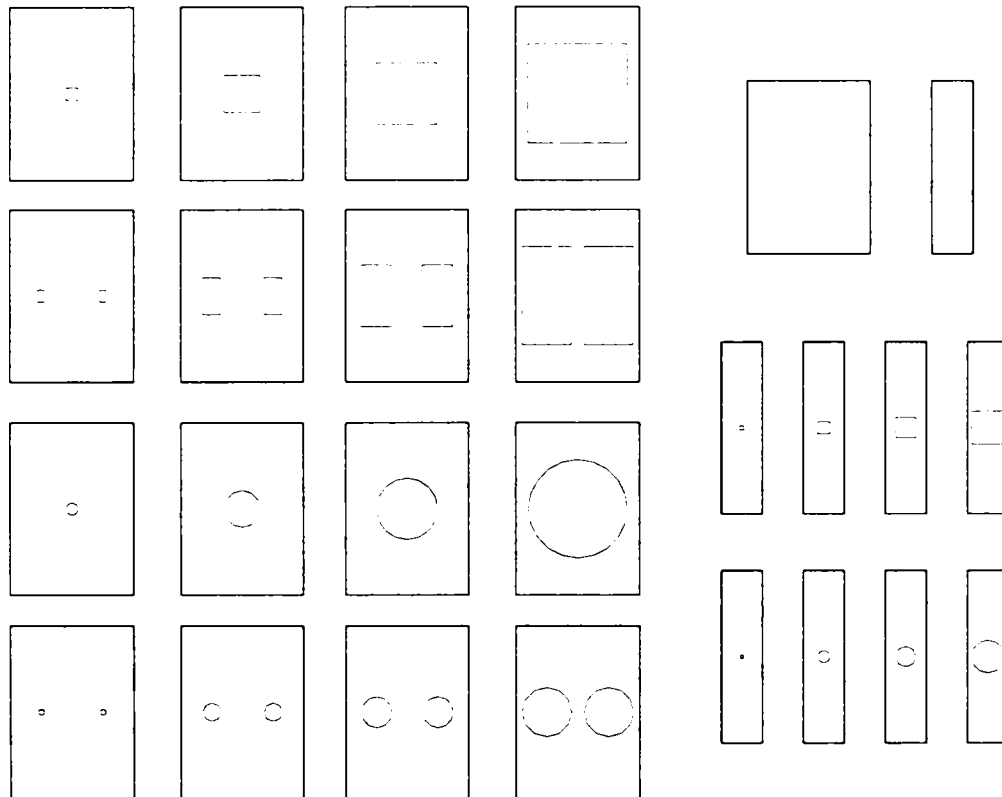


Figura 66: Forma și așezarea perforațiilor pe inimă respectiv talpa specimenelor

Este cunoscut faptul că rezistența ultimă a secțiunilor perforate depinde de dimensiunea perforației, de limita de curgere a materialului de bază, de tensiunile reziduale, cât și de mărimea imperfecțiunilor geometrice inițiale. În acest sens, pentru determinarea rezistenței ultime a tronsonului scurt perforat, 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:

- Imperfecțiunile geometrice locale;
- 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 flexionale.

#### 4.3 Măsurători asupra caracteristicilor geometrice și fizice a specimenelor



Multe aspecte influențează capacitatea ultimă a profilelor cu pereți subțiri formate la rece. Acestea pot fi denumite imperfecțiuni în general și pot fi în principiu de trei tipuri cum se prezintă și în Figura 67.

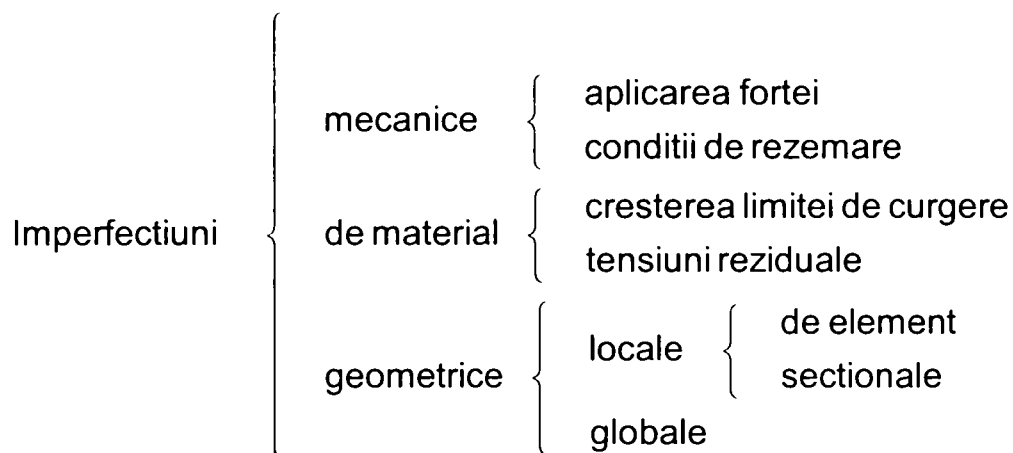


Figura 67: Definirea imperfecțiunilor

Deci imperfecțiunile pot fi de tipul mecanice, de material și geometrice. Cele de tip mecanice sunt cele care depind de modul de punere în opera a profilului. Cele de tip de material sunt cele care depind de modul de fabricare și de complexitatea secțiunii transversale. Imperfecțiunile geometrice se pot împărți în două categorii locale și globale. Cele locale se pot subîmpărți în imperfecțiuni geometrice de element, cum ar fi „urme de lovituri”, voalare locală sau ondulări de placă, și imperfecțiuni geometrice secționale, cum ar fi deviații de la planeitate a tălpilor și rebordurilor. Iar în final cele globale sunt de tipul curbare, deplanare și/sau răsucirea profilului.

Schafer ș.a. (1998) calculează caracteristicile statistice (media și variația) a rezistenței ultime a plăcilor formate la rece supuse la solicitări de tipul compresiune și încovoiere pură și le compară cu recomandările de calcul din normativul AISI (2002). Practic trei variabile, grosimea materialului, mărimea tensiunii reziduale flexională longitudinală și mărimea primului mod de imperfecțiune sunt tratate ca și variabile aleatoare, și determinate bazându-se pe valori experimentale existente.

#### 4.3.1 Determinarea dimensiunilor și imperfecțiunilor geometrice

În analizele numerice este necesară introducerea unor perturbații, imperfecțiuni geometrice, care reprezintă deviațiile formei reale a elementului de la geometria perfect teoretică. Importanța acestora asupra capacității portante a elementelor prin forma și

dimensiunile imperfecțiunilor au fost prezentate în mai multe articole de către Dubină ș.a. (2000; 2001, b), Dubină și Ungureanu (2002) și Ungureanu (2003). Aceste studii numerice s-au bazat pe observațiile și remarcile făcute de către Schafer ș.a. (1998) și Schafer și Pekoz (1998).

Schafer și Pekoz (1998) au prezentat un set de recomandări privind mărimile imperfecțiunilor geometrice și tensiunilor reziduale, respectiv distribuția acestora atât pe secțiunea transversală cât și pe lungimea profilului. Colectând și prelucrând măsurători de imperfecțiuni geometrice efectuate de alți cercetători au împărțit acestea în două categorii (vezi Figura 68), și anume Tipul 1 cu imperfecțiunea locală maximă pe un element dublu rezemat, și Tipul 2 cu deviația de la planeitate maximă a tălpii cu sau fără rebord.

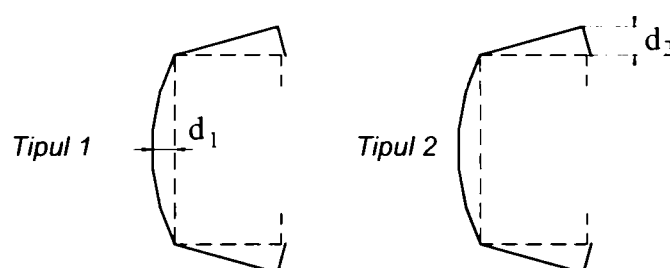


Figura 68: Definiția tipurilor de imperfecțiuni geometrice (Schafer și Pekoz 1998)

Puține informații există la ora actuală privind distribuția și variația mărimii imperfecțiunii geometrice pe lungimea profilului, dar se pot folosi analize conservative folosind magnitudinea maximă a imperfecțiunii suprapusă pe o formă de flambaj de rang inferior.

Pornind de la aceste considerente s-au efectuat măsurători geometrice de dimensiune și de imperfecțiuni ale specimenelor procurate. Practic aceste măsurători s-au efectuat în punctele precizate din Figura 69, și au inclus grosimea materialului din care au fost confecționate speciamentele, respectiv lățimile laturilor secțiunii transversale.

Numărul total al specimenelor măsurate este de 270 bucăți cu lungime de 210.0, 420.0 și 630.0 mm, acestea având aceeași secțiune transversală, dar diferă forma și dimensiunile perforațiilor executate pe inimă și/sau talpa profilului. S-au efectuat măsurători la diferite valori ale lungimii profilului. Practic pe profilul de 210.0 mm lungime s-au efectuat în trei locații, la profilul de 420.0 mm în cinci, iar la profilul de 630.0 mm în șapte locații. În Figura 69 aceste locații sunt prezentate sub formă de linii întrerupte.

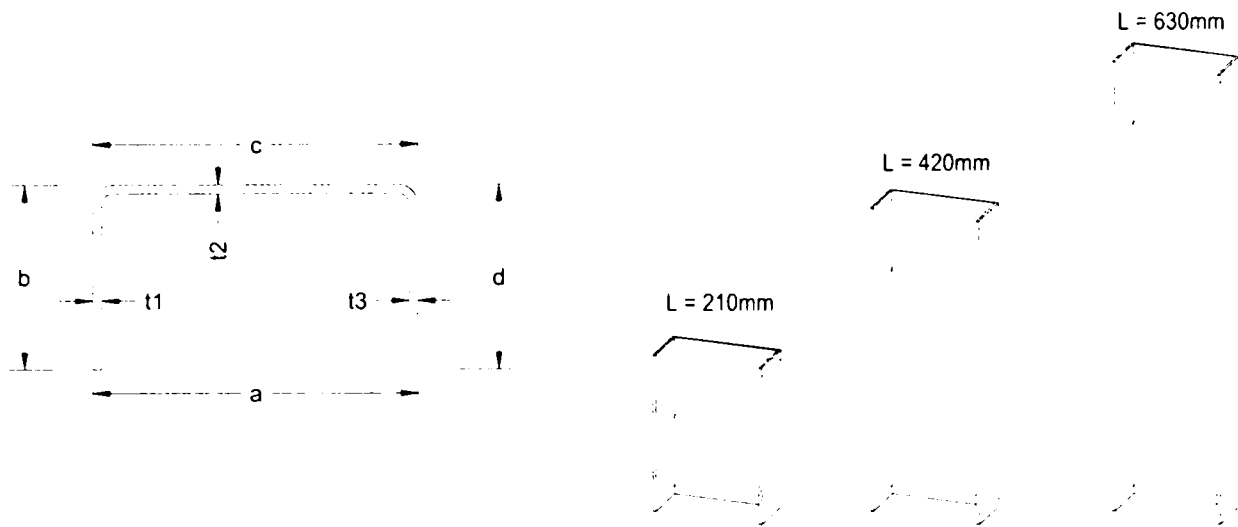


Figura 69: Mărimile geometrice măsurate (grosimi și lățimi) și pozițiile în care s-au efectuat acestea

#### 4.3.1.1 Măsurarea grosimilor

Acest subparagraf tratează măsurătorile și rezultatele prelucrării măsurătorilor de grosime efectuate conform celor descrise anterior. Practic măsurătorile de grosime  $t_1$ ,  $t_2$  și  $t_3$  s-au efectuat cu ajutorul unui micrometru cu precizie de 0.01mm. Materialul de bază nu a fost zincat sau vopsit, respectiv a fost curățat de impurități înainte de efectuarea măsurătorilor. Numărul de măsurători a totalizat 2598 valori.

Cum am descris în paragraful anterior, Schafer ș.a (1998) efectuând o evaluare statistică a rezistenței ultime considerând grosimea materialului o mărime variabilă cu distribuție normală. Această distribuție normală a fost concepută cu ajutorul unei mărimi de abatere standard determinată de către Galambos ș.a. (1979). Pentru a ne compara cu rezultatele experimentale furnizate de către Galambos ș.a. (1979), respectiv cu mărimile minime acceptate de către normative cum ar fi AISI (2002) și ISO 4997-(E) (1978), se va compara raportul dintre grosime medie obținută  $T$  și grosime de calcul  $t_d$ , respectiv coeficientul de variație a acestui raport (vezi Tabel 11). Coeficientul de variație este definit ca și raportul dintre abaterea standard și media aritmetică a valorilor măsurate.

Tabel 11: Comparatie măsurători de grosime material de bază cu rezultate experimentale și normative de proiectare

	Galambos ș.a. (1979)	Măsurători	AISI (2002)	ISO 4997-(E) (1978)
$T/t_d$	1.060	0.992	0.95	0.92
Coef. de variație	0.053	0.018	-	-

Nota:  $t_d$ , adică grosimea nominală de calcul, a fost considerată de 2.00mm.

Pentru a înțelege mai bine modalitatea prin care s-au făcut prelucrările statistice se vor prezenta în Anexa A câteva definiții citate din Lungu și Ghiocel (1982) și Georgescu și Zaharia (1999). Frecvența absolută a valorilor variabilei în intervalul  $i$  se definește ca numărul de valori măsurate în intervalul  $i$  (vezi Figura 70).

În ceea ce urmează se vor compara rezultatele obținute cu cele două metode de prelucrare statistică. Se poate observa că repartiția Gumbel pentru minime prezintă o mai bună concordanță cu frecvența relativă de măsurători aceasta fiind o repartiție asimetrică. Facem observația ca coeficientul de oblicitate pentru repartiția normală este de  $\sqrt{\beta_1} = 0.0$  fiind o repartiție simetrică, pe când pentru repartiția Gumbel  $\sqrt{\beta_1} = -1.139$ , valoare  $< 0$  care indică poziția deplasată spre dreapta a „cocoșei” densității de repartiție. În Figura 166 se prezintă curbele funcțiilor de repartiție normală și Gumbel.

Pentru a determina o valoare statistică a grosimii materialului în ceea ce urmează se va determina și compara fractilul de 5% a celor două repartiții.

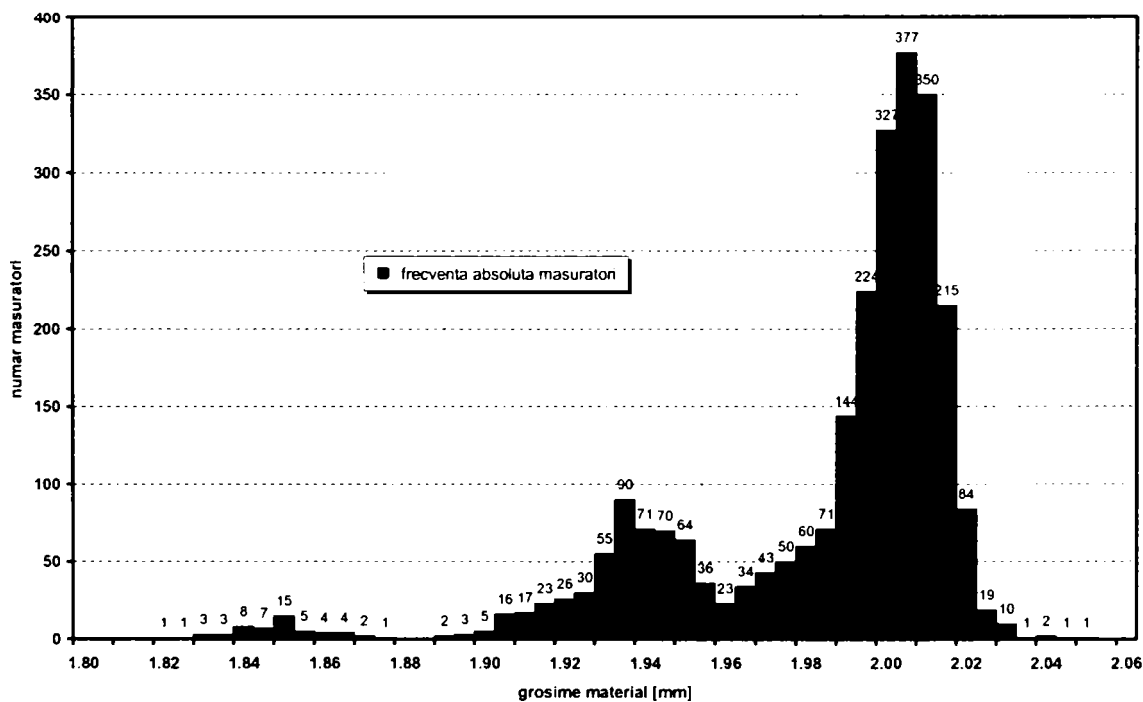


Figura 70: Frecvența absolută măsurători de grosime de material

Tabel 12: Grosimea materialului cu un fractil de 5% probabilitate

	Rep. Normală	Rep. Gumbel	AISI (2002)	ISO 4997 (E) (1978)
$t_{0.05}$	1.927	1.919	-	-
$t_{0.05} / t_d$	0.963	0.959	0.950	0.920

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

Se poate observa ca ambele repartiții au furnizat valori care satisfac condițiile descrise în normativele AISI (2002) și ISO 4997 (E) (1978). Totuși facem observația ca rezultatul obținut cu repartiția Gumbel este mai realist datorită asimetriei frecvenței măsurătorilor.

#### 4.3.1.2 Măsurarea imperfecțiunilor geometrice

Acest subparagraf tratează măsurătorile și rezultatele prelucrării măsurătorilor dimensiune locală și generală, precum și imperfecțiune. Practic măsurătorile de dimensiune  $a$ ,  $b$ ,  $c$ ,  $d$  (vezi Figura 69) s-au efectuat cu ajutorul unui șubler cu precizie de 1/50mm. Profilul a fost curățat de impurități, pe secțiunea transversală cât și pe lungime, înainte de efectuarea măsurătorilor. Numărul de măsurători a totalizat 1030.

Pornind de la recomandările lui Schafer și Pekoz (1998) privind mărimile imperfecțiunilor geometrice, respectiv analizând posibilitățile de măsurare a profilelor existente, din punct de vedere al dispozitivelor și tehnologiei disponibile, s-a ajuns la concluzia ca se vor lua în considerare numai imperfecțiunile Tipul 2 (vezi Figura 68) care prezintă deviația de la planeitate maximă a tălpii fără rebord. Aceasta valoare a fost notată cu  $d_2$ , conform notației folosite de către Schafer și Pekoz în [06], și se definește prin

$$d_2 = \frac{a - c}{2}. \quad (26)$$

Pentru semnificația notațiilor  $a$  și  $c$  vezi Figura 69. Prin aceasta s-a considerat că această deviație de la planeitate a tălpii este simetrică, adică de aceeași mărime  $d_2$  pe secțiunea transversală. Analizând valorile obținute pentru  $d_2$  imperfecțiunea geometrică secțională de Tipul 2 s-a subîmpărțit la rândul lor, și anume

$$\text{daca } \begin{cases} d_2 < 0 \rightarrow \text{inchidere} \\ d_2 = 0 \rightarrow \text{perfect} \\ d_2 > 0 \rightarrow \text{cascare} \end{cases}, \quad (27)$$

deasemenea prezentate și în Figura 71.

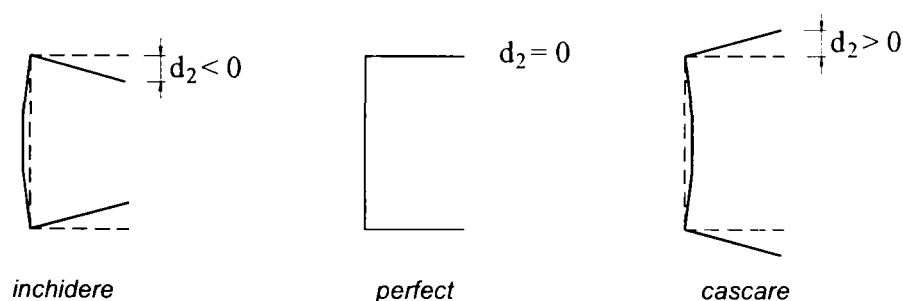


Figura 71: Definierea imperfecțiunilor secționale

În ceea ce urmează se vor prelucra statistic și analiza rezultatele măsurătorilor de imperfecțiune cu model folosit de Schafer ș.a. (1998) pentru evaluarea probabilistică a rezistenței ultime a profilelor formate la rece, respectiv cu propunerile făcute de Schafer și Pekoz (1998) pentru magnitudinea maximă a imperfecțiunilor secționale de Tipul 2.

În Tabel 13 se centralizează minimele și maximele (închidere și deschidere) valorilor  $d_2$  măsurate pe seturile de lungimi de 210.0, 420.0 și 630.0 mm, dar și media respectiv abaterea standard a valorilor măsurate în mărime absolută.

Schafer ș.a (1998) au folosit modul întâi de flambaj pentru forma imperfecțiunii inițiale secționale, cu valori aleatoare considerând o distribuție lognormală cu o medie de 0.73 mm și abaterea standard de 0.0424 mm. Se poate observa că media obținută în măsurători este aproximativ jumate din cel folosit de Schafer ș.a (1998), dar abaterea standard rezultată din măsurători este mult mai mare. Comparând magnitudinea maximă a măsurătorilor obținute cu recomandarea făcută de către Schafer și Pekoz (1998) pentru magnitudinea maximă a imperfecțiunilor secționale de Tipul 2 acestea sunt comparabile, totuși se va apela la o repartiție statistică pentru determinarea de fractili cu o probabilitate de 95%.

Tabel 13: Centralizare măsurători de imperfecțiune secționale Tip 2

Lungime profil	$d_2 \approx t_d$ [mm] (Schafer și Pekoz. 1998)	Minim [mm] (închidere)	Maxim [mm] (căscare)	Medie (valori absolute)	Abatere standard (valori absolute)
210 mm	2.0	-1.30	1.25	0.336	0.250
420 mm	2.0	-1.05	0.75	0.282	0.214
630 mm	2.0	-2.30	1.23	0.622	0.490
global	2.0	-2.30	1.25	0.394	0.344

Nota:  $t_d$ , adică grosimea de calcul, a fost considerată de 2.00mm.

În continuare se vor lucra cu mărimile absolute a valorilor măsurate ale imperfecțiunilor secționale  $d_2$ . Numărul de măsurători obținute pentru intervalele valorilor măsurate  $d_2$  sunt prezentate în Figura 72.

Din experiențele altor cercetători, dar și din rezultatele anterioare al prezentului studiu, se poate observa o importantă variație a valorilor maxime ale măsurătorilor de imperfecțiune. În ceea ce urmează se vor considera valorile măsurate ca și o variabilă aleatoare și se vor prelucra statistic. Având experiența prelucrării grosimilor de material, dar și pentru a avea un ordin de comparație, se vor folosi repartiția normală (Gauss) și Gumbel pentru maxime.

Aspectele generale ale repartiției normale (Gauss) și Gumbel sunt prezentate în Lungu și Ghiocel (1982), respectiv descrise în Anexa A.

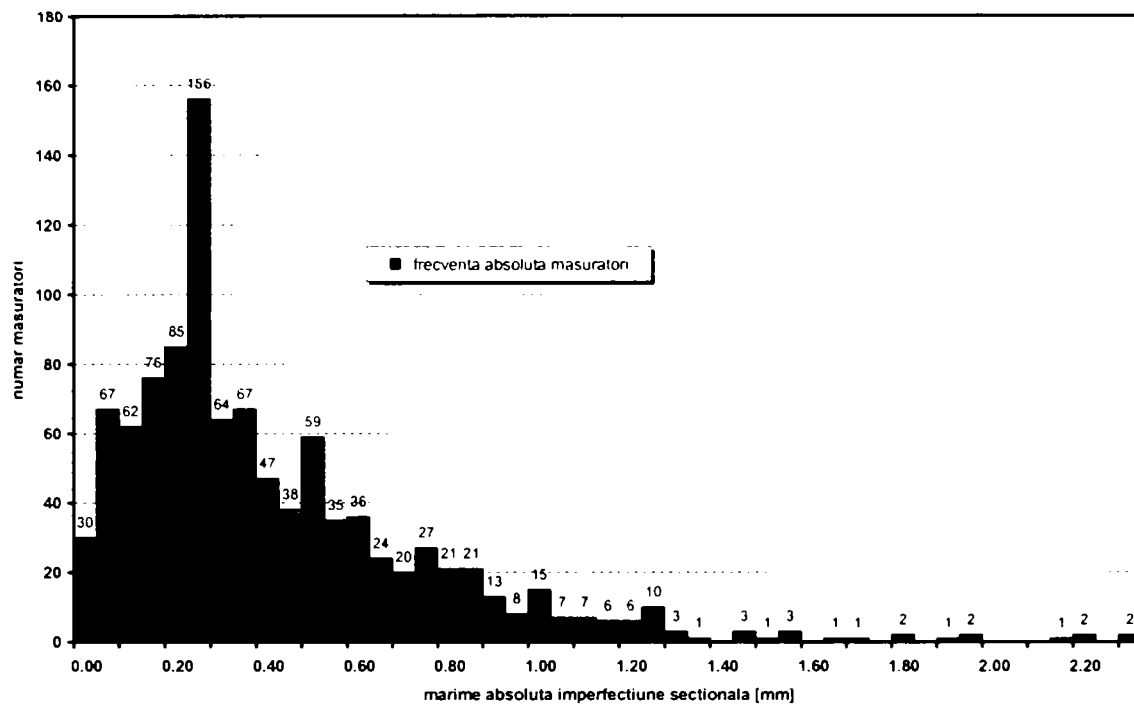


Figura 72: Frecvența absolută măsurători de imperfecțiune secțională

Având experiența prelucrării grosimilor de material, dar și pentru a avea un ordin de comparație, se vor folosi repartiția normală (Gauss) și Gumbel pentru maxime. Aspectele generale ale repartiției normale (Gauss) și Gumbel sunt prezentate în Lungu și Ghiocel (1982), respectiv descrise în Anexa A.

În Tabel 14 se prezintă fractiliile de probabilitate de 25%, 50%, 75%, 95% și 99% ale celor două repartiții, respectiv se compară cu cele obținute de către Schafer și Pekoz (1998) prelucrând rezultatele a mai multor cercetători. Pentru a da un caracter mai general acestea au fost raportate la grosimea nominală de calcul  $t_d$ . Se poate observa că rezultatele obținute pentru  $d_2/t_d$  sunt mult mai reduse de cât cele descrise Schafer și Pekoz (1998). Acest lucru poate să fie rezultatul grosimii destul de mari a grosimii materialului de bază.

În Tabel 15 se prezintă comparația între rezultatele obținute pentru raportul  $d_2/t_d$  respectiv propunerea lui Schafer și Pekoz (1998). Se poate observa ca sunt diferențe semnificative între valorile obținute pentru medie respectiv abaterea standard, dar cea mai bună măsură de comparație este coeficientul de variație care a rezultat de același ordin de mărime, și anume 87.3% din măsurători, respectiv 82.9% din prelucrările prezentate de Schafer și Pekoz (1998).



Tabel 14: Magnitudinea maximă a imperfecțiunii secționale de Tip 2 la diferite valori de probabilitate

Probabilitate	Măsurători $d_2$ [mm]		$d_2/t_d$		Schafer și Pekoz (1998)
	Rep. Gauss	Rep. Gumbel	Rep. Gauss	Rep. Gumbel	
0.25	0.159	0.152	0.080	0.076	0.64
0.50	0.394	0.337	0.197	0.169	0.94
0.75	0.628	0.573	0.314	0.286	1.55
0.95	0.959	1.035	0.479	0.518	3.44
0.99	1.193	1.472	0.596	0.736	4.44

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

Tabel 15: Comparație între rezultate obținute pentru  $d_2/t_d$  respectiv propunere Schafer și Pekoz (1998)

$d_2/t_d$	Măsurători	Schafer și Pekoz (1998)
Media	0.197	1.290
Abatere standard	0.172	1.070
Coefficientul de variație	0.873	0.829

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

#### 4.3.1.3 Variația imperfecțiunilor secționale pe lungimea profilului

O altă necunoscută foarte importantă pe lângă magnitudinea imperfecțiunilor secționale este cea de variația imperfecțiunilor secționale pe lungimea profilului.

Puține informații există la ora actuală privind distribuția și variația mărimii imperfecțiunii geometrice pe lungimea profilului, dar cum bine știm rezistența ultimă a profilelor formate la rece este semnificativ influențată de prezența unei imperfecțiuni geometrice afine cu unul dintre modurile de flambaj al profilului. Drept urmare într-o analiză conservativă se poate folosi magnitudinea maximă a imperfecțiunii suprapusă pe o formă de flambaj de rang inferior ca și imperfecțiune geometrică inițială.

După o analiză detaliată a datelor obținute s-a constatat ca este aproape imposibilă găsirea unei aproximări fie el geometric sau numeric, care să caracterizeze forma sau variația imperfecțiunilor secționale pe lungimea profilului. Dar pornind de la recomandările amintite mai sus, precum și de la experiența modelării numerice cu elemente finite Dubina ș.a. (2000; 2001a, b), se recomandă pentru analizele numerice implementarea primului mod de flambaj, care pentru acest tip de secțiune este de tipul distorsiune (repetare succesivă de închideri și

deschideri ale secțiunii transversale), scalându-se cu magnitudinea de imperfecțiune secțională descrisă în subparagraful anterior.

#### 4.3.2 Determinarea calității materialului de bază

Forma și dimensiunile epruvetelor au fost alese conform SR EN 10002-1 (1990) funcție de grosimea materialului, și s-a considerat epruveta neproportională tip 2 cu prelucrare. Forma și dimensiunile nominale sunt prezentate în Figura 73.

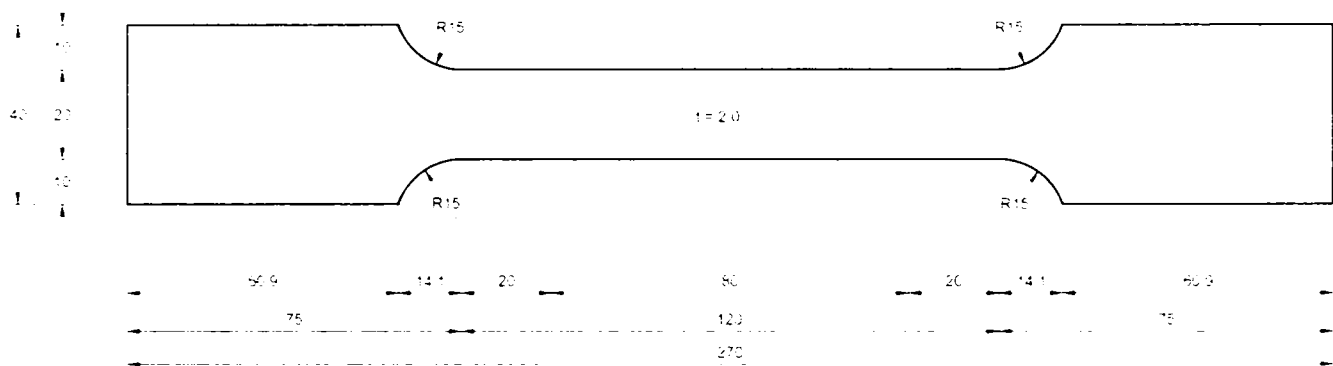


Figura 73: Forma și dimensiunile nominale a epruvetei pentru încercarea de tracțiune

După prelevarea epruvetelor s-au efectuat măsurători privind dimensiunile geometrice a acestora. Dimensiunile obținute sunt prezentate în Tabel 52. Practic aceasta 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  $a_1$ ,  $a_2$  și  $a_3$ .

Temperatura ambiantă sa încadrat în limitele prescrise de către SR EN 10002-1, și anume între 10 °C și 35 °C. Mașina de încercat folosit pentru încercări este o mașină universală de încercări UTS cu capacitate maximă de 250 kN, echipat cu captori de deplasare externi pe post de extensometru (vezi Figura 74). Acest ansamblu este verificat și atestat cu Certificat BRML numărul RO 224i/01.

Viteza mașinii s-a considerat cu o viteză constantă de 20 N/mm<sup>2</sup>/s, valoare intermediară între 6 și 30 N/mm<sup>2</sup>/s pentru materiale cu modulul de elasticitate de  $\geq 150\,000$  N/mm<sup>2</sup>. Prinderea epruvetelor s-a făcut prin mijloace adecvate, adică bacuri, după cum se poate vedea din Figura 74.

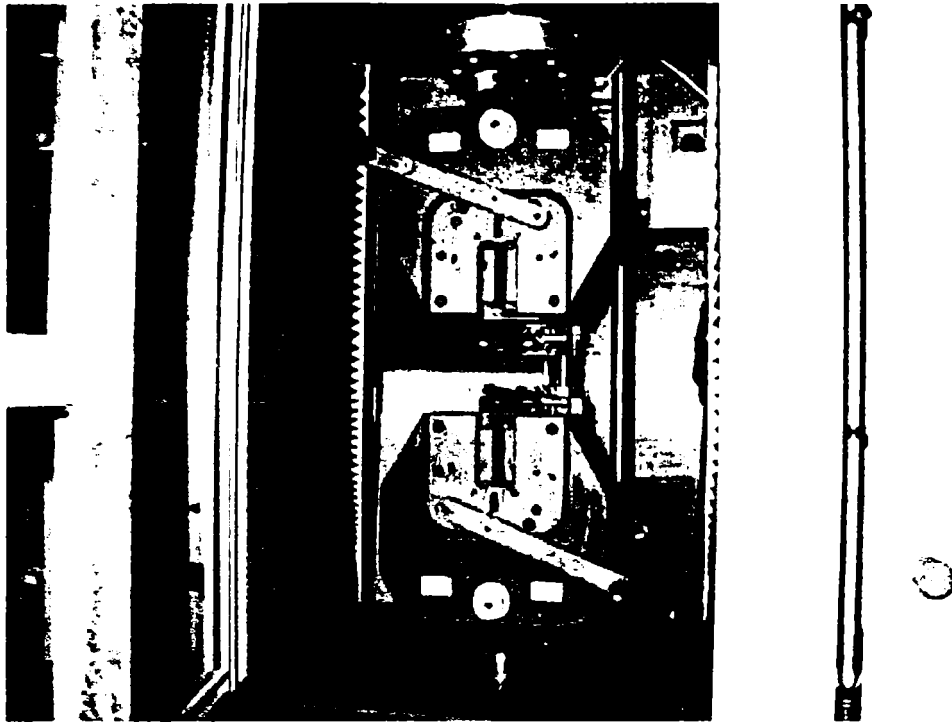


Figura 74: Presa pentru încercări la tracțiune

Buletinele de încercare s-au determinat automat cu ajutorul programului de calcul care controlează mașina de încercat. Pentru determinarea Limitei de Curgere Convențională ( $R_{p0.2}$ ) s-au folosit valorile modului de elasticitate determinate în timpul încercării. Rezultatele obținute sunt prezentate în Tabel 16.

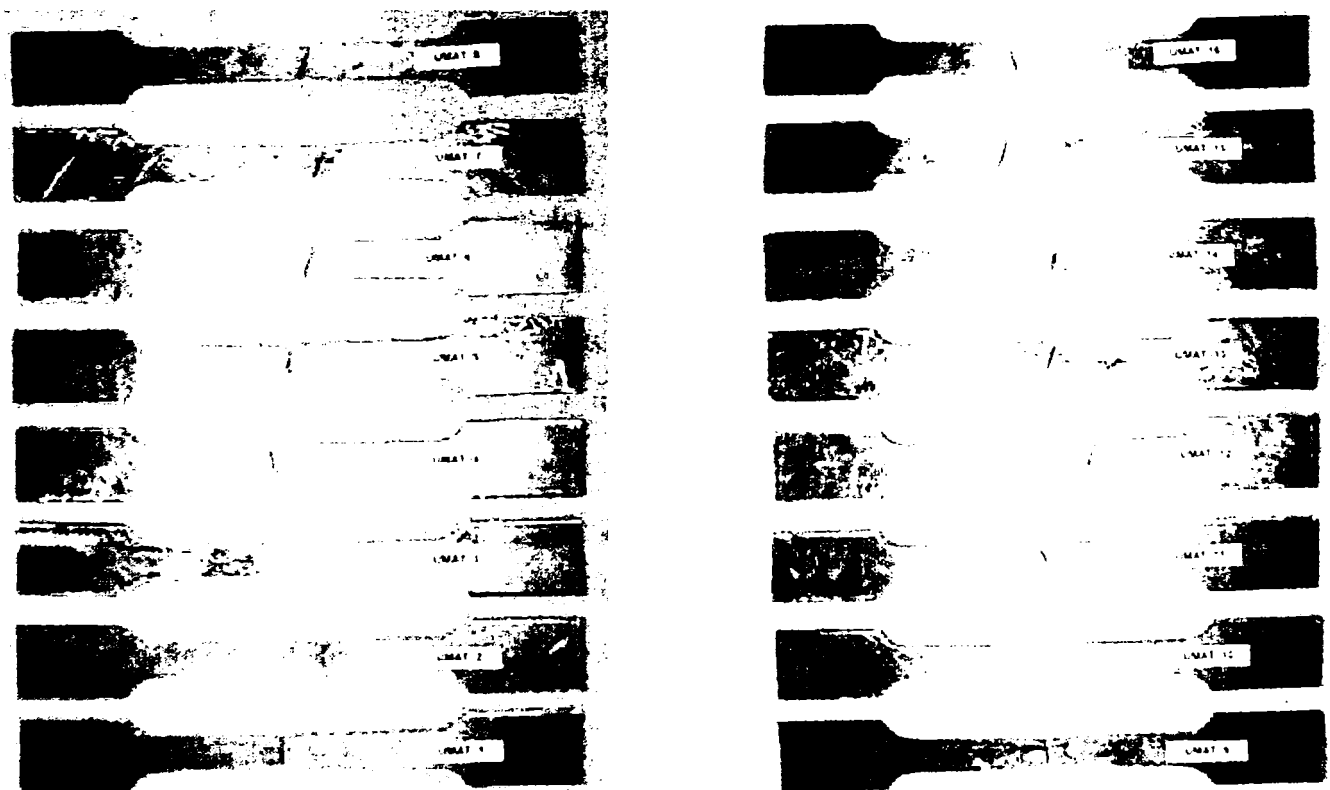


Figura 75: Imagine cu epruvetele încercate pentru determinarea calității materialului de bază

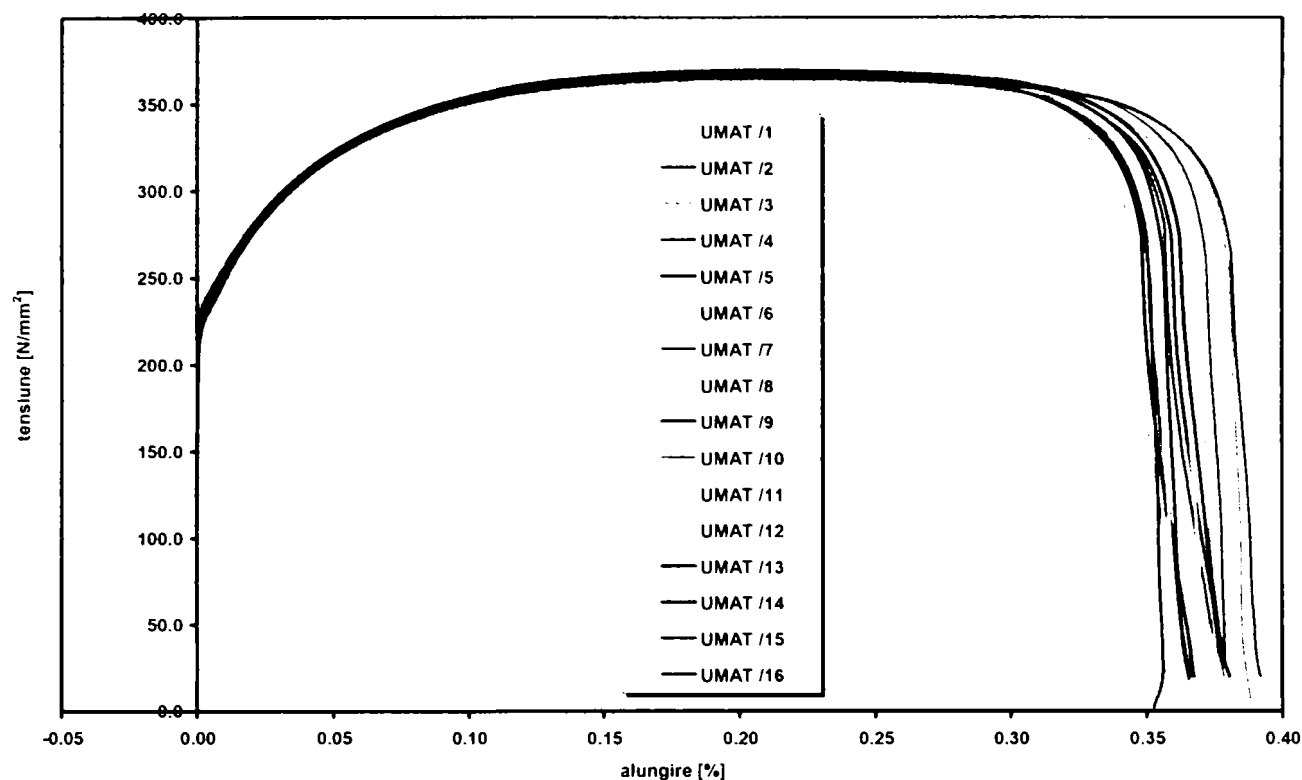


Figura 76: Curbe caracteristice material de bază

Tabel 16: Rezultate încercări experimentale pe epruvetele de tracțiune pentru determinarea calității materialului de bază

UMAT /	1	2	3	4	5	6	7	8
$R_{p0.02}$ (N/mm <sup>2</sup> )	226.21	235.05	229.12	225.43	224.96	231.79	228.11	228.67
$R_m$ (N/mm <sup>2</sup> )	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
$R_{p0.02}$ (N/mm <sup>2</sup> )	228.38	230.75	226.92	229.03	228.33	230.00	229.33	225.60
$R_m$ (N/mm <sup>2</sup> )	366.08	364.51	366.05	366.17	367.36	367.71	364.85	365.43

În studiile care urmează se vor folosi valori medii ale acestor rezultate, și anume:  $R_{p0.02} = 228.61$  N/mm<sup>2</sup> și  $R_m = 365.93$  N/mm<sup>2</sup>.

Pentru a putea categorisi materialul s-au determinat pe cale statistică valorile caracteristice minime ale limitei de curgere convenționale și rezistența ultimă, determinate ca fractili de 5% a repartiției lognormale. Au rezultat următoarele  $R_{p,k0.02} = 223.88$  N/mm<sup>2</sup> și  $R_{m,k} = 363.60$  N/mm<sup>2</sup>. Analizând aceste valori se poate observa ca materialul nu se poate considera ca și S 235 fiindcă  $R_{p,k0.02} < 235$  N/mm<sup>2</sup>, deși  $R_{m,k} > 360$  N/mm<sup>2</sup>. Drept urmare acesta va fi considerat material de tipul CR 220 care are  $R_{p,k0.02} = 220$  N/mm<sup>2</sup> și  $R_{m,k} = 300$  N/mm<sup>2</sup> conform EN1993-1-3 (20xx).

#### 4.3.3 Determinarea modificării caracteristicilor mecanice ale materialului datorate procesului de formare la rece

Proprietățile mecanice a secțiunilor formate la rece sunt de regulă diferite de cele ale plăcilor, fâșiilor, tablelor sau barelor înainte de prelucrare la rece Yu (2000) și AISI (2002). Figura 77 prezintă creșterea limitei de curgere și rezistenței ultime, în diferite locații pe secțiunea transversală, față de cele a materialului de bază Karren și Winter (1967). Această diferență se datorează procedurii de formare la rece.

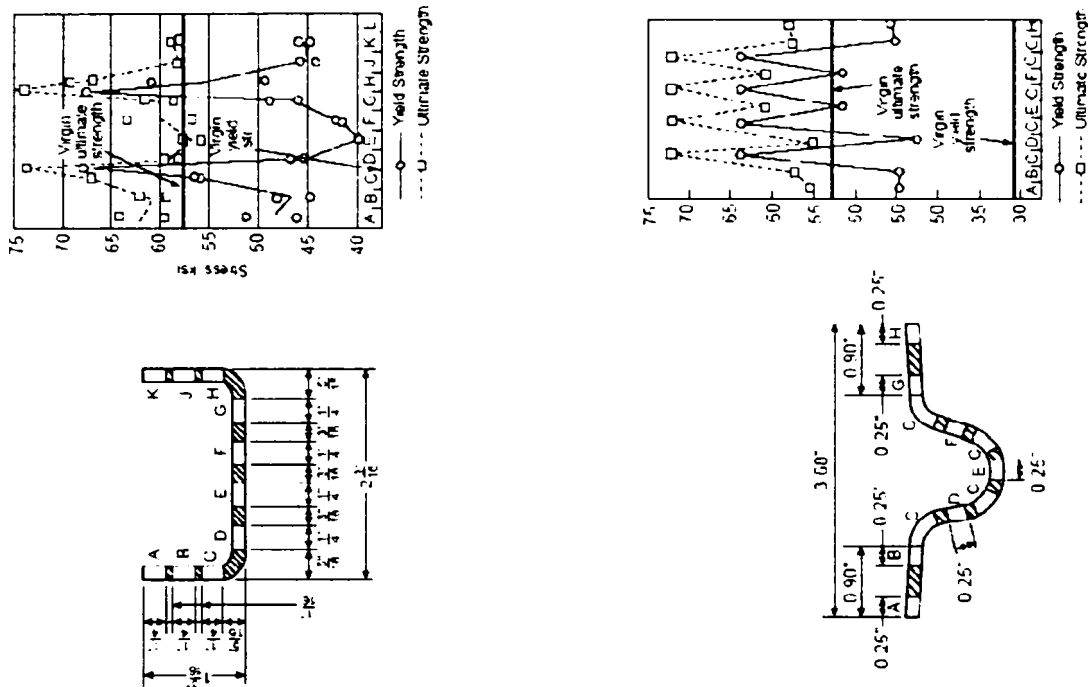


Figura 77: Efectul formării la rece asupra caracteristicilor mecanice a materialului (Karren și Winter 1967).

Influența formării la rece asupra caracteristicilor mecanice a fost studiată de mai mulți cercetători (pentru bibliografie vezi Yu 2000 și AISI 2002), printre care și Chajes ș.a (1963), care au concluzionat ca modificările caracteristicilor mecanice datorită formării la rece sunt cauzate în principal de ecruisaj și îmbătrânire (vezi Figura 78), respectiv efectele Bauschinger direct și invers (prezentate și descrise de Chajes ș.a 1963).

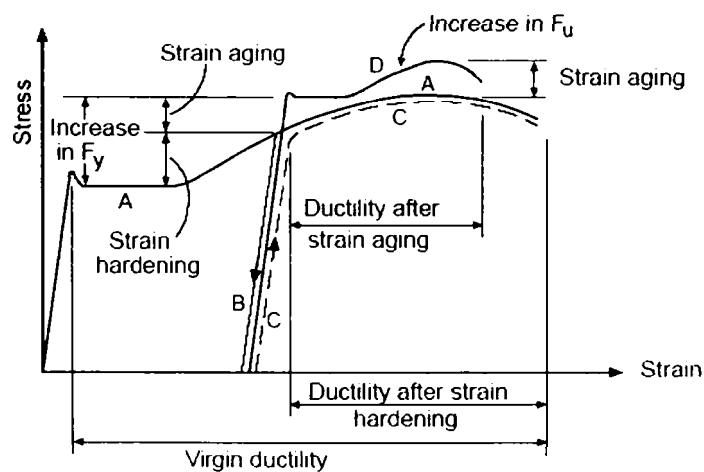


Figura 78: Efectul ecruisajului și îmbătrânirii materialului (Chajes ș.a 1963)

Pornind de la mai multe observații și investigații de alungul timpului se poate trage concluzia că limita de curgere și rezistența ultimă a materialului crește diferit pe secțiunea transversală funcție de procedeul de formare la rece (vezi Tabel 17) .

Tabel 17: Creșterea limitei de curgere și rezistenței ultime a materialului pe secțiunea transversală funcție de procedeul de formare (Rondal 1986)

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

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

#### 4.3.3.1 Considerarea în calcule a modificării caracteristicilor de material

Pornind de la rezultatele cercetărilor anterioare se poate concluziona că efectul formării la rece asupra caracteristicilor mecanice depinde de mai mulți factori, cum ar fi:

- tipul oțelului;
- tipul solicitării (compresiune sau întindere);
- orientarea solicitării în comparație cu orientarea formării la rece (transversală sau longitudinală);
- raportul rezistență ultimă – limită de curgere ( $f_u / f_y$ );
- raportul rază interioară – grosime material ( $r / t$ );
- durata și modalitate formare la rece.

Investigând influența formării la rece Karren (1967) a dezvoltat următoarea ecuație pentru raportul limita de curgere colț - material de bază:

$$\frac{f_{yc}}{f_u} = \frac{B_c}{\left(\frac{r}{t}\right)^m} \quad (28)$$

unde

$$B_c = 3.69 \cdot \frac{f_u}{f_{yb}} - 0.819 \cdot \left(\frac{f_u}{f_{yb}}\right)^2 - 1.79 \quad (29)$$

$$m = 0.192 \cdot \frac{f_u}{f_{yb}} - 0.068 \quad (30)$$

Bazându-se pe determinări experimentale proprii, Abdel-Rahman și Sivakumaran (1996) a prezentat o ecuație ușor modificată, față de cea al lui Karren (1967), al creșterii limitei de curgere în porțiunile de colți  $\Delta f_y$ , și anume:

$$\Delta f_y = 0.65 \cdot \left( \frac{B_c}{(r/t)^m} - 1.0 \right) \cdot f_y \quad (31)$$

unde  $B_c$  și  $m$  au aceeași semnificație ca și în formula lui Karren, iar  $f_y$  reprezintă limita de curgere a materialului din porțiunile drepte din secțiunea transversală.

Se face precizarea că este puțin diferit definit fâșia de colți în cele două cazuri, și anume Karren a considerat numai colțul propriu zis, dar Abdel-Rahman și Sivakumaran (1996) a considerat și o porțiune de  $0.5 \cdot \pi \cdot r$  din zona imediat vecină a colțului.

În Figura 79 Grumbach și Prudhomme (1974) a prezentat rezultate obținute a creșterii limitei de curgere pentru diferite secțiuni transversale. Aceste grafice prezintă limita de curgere a materialului de bază  $f_{yb}$  creșterea limitei de curgere datorita formarii  $f_y$ , respectiv și limita de curgere mediată pe secțiunea transversală  $f_{ya}$ . Determinarea limitei de curgere mediată este definită diferit în Normativul American (AISI 2002) și cel European (EN1993-1-3 20xx), iar acestea sunt prezentate în ceea ce urmează.

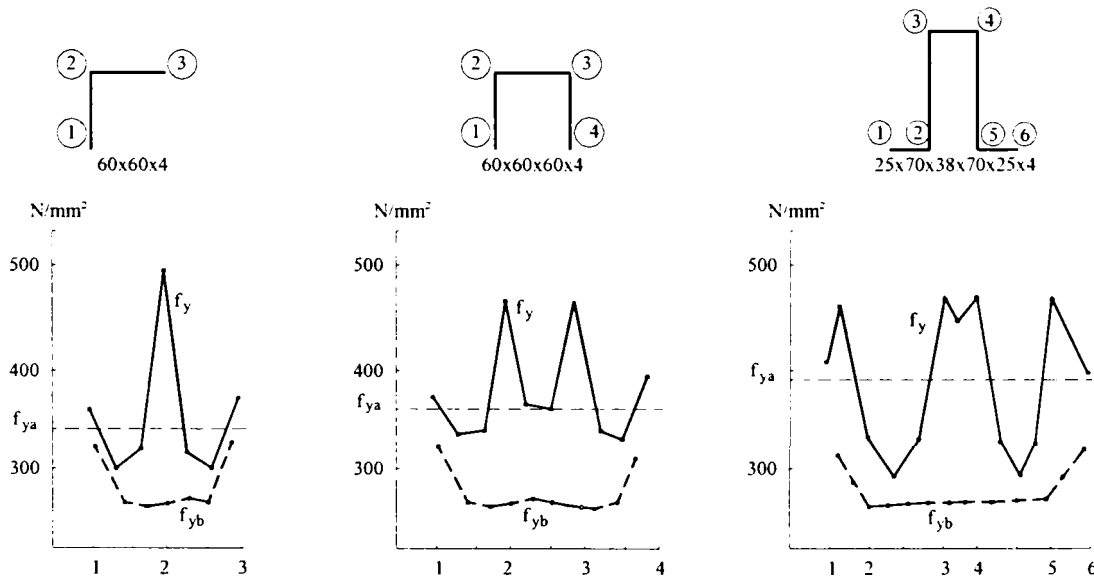


Figura 79: Măsurători efectuate de Grumbach și Prudhomme (1974)

Conform AISI (2002) limita de curgere mediată a unei secțiuni transversale se poate determina pe baza:



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

$$f_{va} = C \cdot f_{vc} + (1 - C) \cdot f_v \quad (32)$$

Conform AISI (2002), limita de curgere se poate folosi în calcule numai în cazul elementelor 'compacte' solicitate la compresiune și elemente încovoiate cu talpa comprimată 'compactă'. În acest caz 'compact' înseamnă ca în secțiunea transversală elementele componente nu voalează.

Conform EN1993-1-3 (20xx), și respectiv FEM10.2.02 (1997) care se bazează pe aceasta, limita de curgere mediată a unei secțiuni transversale se poate determina pe baza unor încercări experimentale pe secțiunea transversală, sau pe baza formulei de mai jos.

$$f_{va} = f_{yb} + (f_u - f_{yb}) \cdot \frac{k \cdot n \cdot t^2}{A_g}, \quad (33)$$

dar

$$f_{va} \leq \frac{f_u + f_{yb}}{2}. \quad (34)$$

Conform EN1993-1-3 (20xx), limita de curgere mediată se poate folosi pentru determinarea:

- capacitatea secțiunii transversale a unui element solicitat la forță axială de întindere;
- capacitatea secțiunii transversale și rezistența la flambaj a unui element solicitat la forță axială de compresiune, secțiune transversală cu elemente componente care nu voalează;
- rezistența la moment încovoietor a unei secțiuni transversale cu tălpi care nu voalează.

#### 4.3.3.2 Încercări de tracțiune pentru determinarea caracteristicilor de material modificate

Bazându-ne pe cele descrise în subparagrafele anterioare, s-au efectuat încercări de tracțiune asupra fâșiilor extrase din șase profile metalice formate la rece tip U (Observație: Au fost 7 profile prelucrate dar în continuare Profilele vor fi notate de la 2 la 7, fiindcă rezultatele Profilului 1 nu a putut fi prelucrate).

Forma și dimensiunile epruvetelor au fost alese conform SR EN 10002-1 (1990). S-a respectat aceeași procedura de încercare ca și în cazul determinărilor caracteristici mecanice a

materialului de bază descrise anterior, cu singura diferență că epruvetele (fâșiile) nu au fost prelucrate, acestea fiind extrase din profile conform Figura 80.

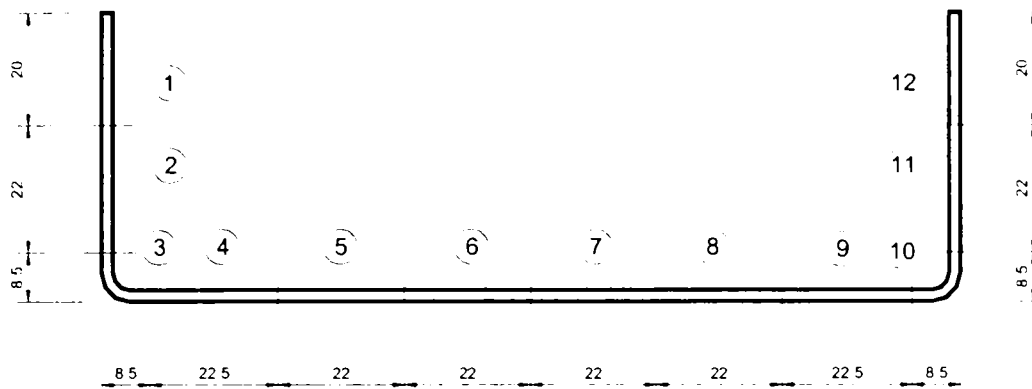


Figura 80: Dispunere fâșii pentru încercarea de tracțiune

Lățimea fâșiilor sunt cele corespunzătoare din Figura 80 cu mențiunea că aceste cote înglobează și grosimea discului de freză (2.0 mm), iar lungimea lor este de 260.0 mm. Decuparea fâșiilor s-a făcut cu ajutorul unei freze, grosimea discului de freză fiind de 2.0 mm grosime, tăierea făcându-se cu viteza redusă (de 19.0 mm/min) și răcire constantă pe toată durata tăierii.

În Figura 81 se prezintă secțiunea transversală a fâșiilor de talpă / inima și de colț care au fost supuse la încercarea de tracțiune.

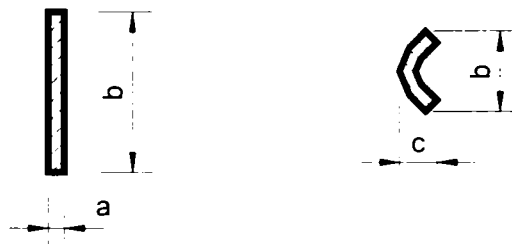


Figura 81: Secțiuni transversale pentru fâșiile de talpă / inima și de colț

Imagini cu fâșiile încercate, curbele caracteristice de material obținute, precum și valorile limitelor de curgere corespunzătoare fiecărei fâșii sunt prezentate în Anexa A.

Analizând rezultatele obținute s-a găsit dovada faptului că profilele perforate pregătite pentru încercările de compresiune au fost executate din două calități de material. Calitățile de material sunt următoarele Profilul 2,3 și 4 cu  $f_y = 228.61 \text{ N/mm}^2$  și  $f_u = 365.93 \text{ N/mm}^2$ , iar Profilul 5,6 și 7 cu  $f_y = 317.29 \text{ N/mm}^2$  și  $f_u = 395.05 \text{ N/mm}^2$ .

Mediind rezultatele obținute pe fâșiile corespunzătoare pe secțiunea transversală s-au obținut curbele prezentate în Figura 82. În această figură se prezintă pentru comparație și limitele de curgere mediate determinate cu normativul European (EN1993-1-3 20xx), cel American (AISI 2002), respectiv pe baza recomandărilor lui Abdel-Rahman și Sivakumaran (1996).

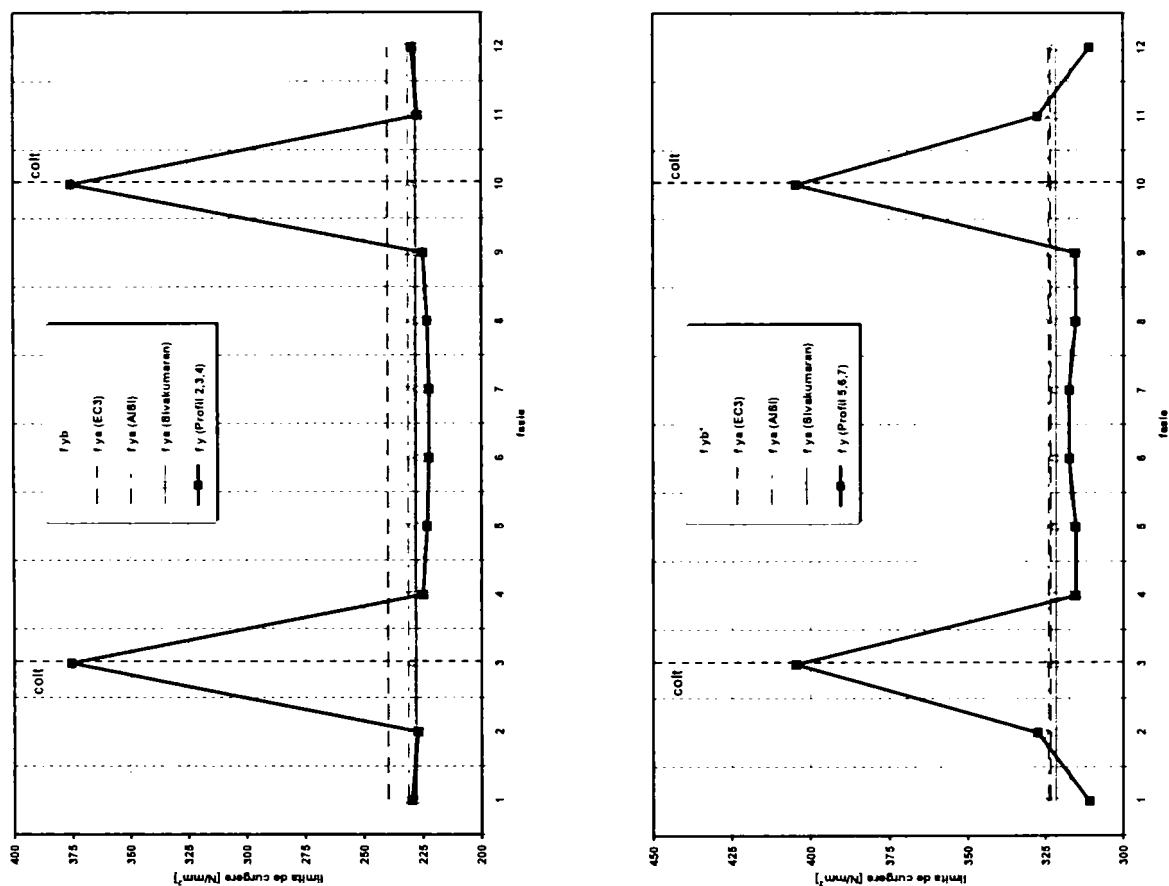


Figura 82: Modificarea limitei de curgere pe secțiunea transversală, respectiv limita de curgere mediată determinată prin diferite metode

În Tabel 18 și

Tabel 19 se prezintă o comparație între formulele de calcul și propuneri amintite mai sus, pentru limita de curgere de la colț și cea mediată pentru Profilele 2, 3 și 4, respectiv Profilele 5, 6 și 7.

Tabel 18: Comparație între formule de calcul și propuneri pentru limita de curgere de la colț și cea mediată pentru Profile 2, 3 și 4

Limita de curgere	Încercare	EN1993-1-3 (20xx)	AISI (2002)	Ab.-R. și Siv.(1996).
$f_{yc}$	375.43	-	419.02	352.35
$f_{ya}$	-	239.77	231.14	227.74

Tabel 19: Comparație între formule de calcul și propuneri pentru limita de curgere de la colț și cea mediată pentru Profile 5, 6 și 7

Limita de curgere	Încercare	EN1993-1-3 (20xx)	AISI (2002)	Ab.-R. și Siv.(1996).
$f_{yc}$	404.55	-	454.54	406.48
$f_{va}$	-	323.61	324.23	321.78

Se face precizarea ca în toate aceste formule s-a considerat grosimea materialului de 2.00 mm și raza interioară a colțului de 3.00 mm. Deasemenea, se reamintește faptul că determinarea din AISI (2002) se referă explicit la elementul de colț, pe când propunerea lui Abdel-Rahman și Sivakumaran (1996) și încercarea experimentală a inclus și o parte suplimentară a inimii respectiv tălpii.

Se poate observa din Tabel 20 că, chiar dacă cele două tipuri de materiale au fost diferite din punct de vedere al caracteristicilor mecanice, limita de curgere și rezistența ultimă, creșterea limitei de curgere a fâșiilor de colț are aproximativ același ordin de mărime. Și anume, limita de curgere a fâșiilor de colț a crescut atingând rezistența ultimă a materialului de bază.

Tabel 20: Creșterea limitei de curgere la fâșiile de colț

	Profilul 2, 3, 4	Profilul 5, 6, 7
$f_{yb}$	228.61	317.29
$f_u$	365.93	395.05
$f_u / f_{yb}$	1.600	1.245
$f_{yc}$	375.43	404.55
$f_{yc} / f_{yb}$	1.642	1.275
$f_{yc} / f_u$	1.026	1.024

#### 4.3.4 Determinarea tensiunilor reziduale datorate formării la rece

Tensiunile reziduale joacă un rol important în evaluarea capacității ultime a stâlpilor metalici. Tensiunile reziduale în profilele metalice pot să rezulte din mai multe motive, cum ar fi răcirea necorespunzătoare a profilului după laminarea la cald sau procedurile de fabricare ca îndoirea la rece, sudarea, debitarea cu flacăra, perforare sau stanțare, ș.a.

Pentru profilele laminate la cald tensiunile reziduale se datorează în principal răcirii necorespunzătoare a profilului după laminarea la cald. Cercetările de la Lehigh University au arătat că magnitudinea tensiunilor reziduale maxime în profilele laminate la cald din oțel

uzual este egal cu aproximativ 30% din limita de curgere a materialului de bază, respectiv se poate admite că acestea variază uniform pe grosimea materialului.

Pomind de la un model de distribuție a tensiunilor reziduale într-o secțiune de tip dublu T Galambos a dezvoltat o formulă pentru relația tensiune-alungire. El a concluzionat că tensiunile reziduale produc o curgere precoce a materialului și cauzează o reducere a rigidității elementului. Chiar dacă acest efect nu este semnificativ în comparație cu tensiunea ultimă, tensiunile reziduale reduc limita de proporționalitate, drept urmare nu se poate evalua corect comportarea inelastică a acestor elemente fără a se lua în considerare tensiunile reziduale.

Pentru o secțiune formată la rece tensiunile reziduale se datorează în principal îndoirii la rece din timpul fabricației. În Figura 83 se prezintă tensiunile reziduale pentru o secțiune transversală de tip U formată la rece obținută de către Ingvarsson (1975).

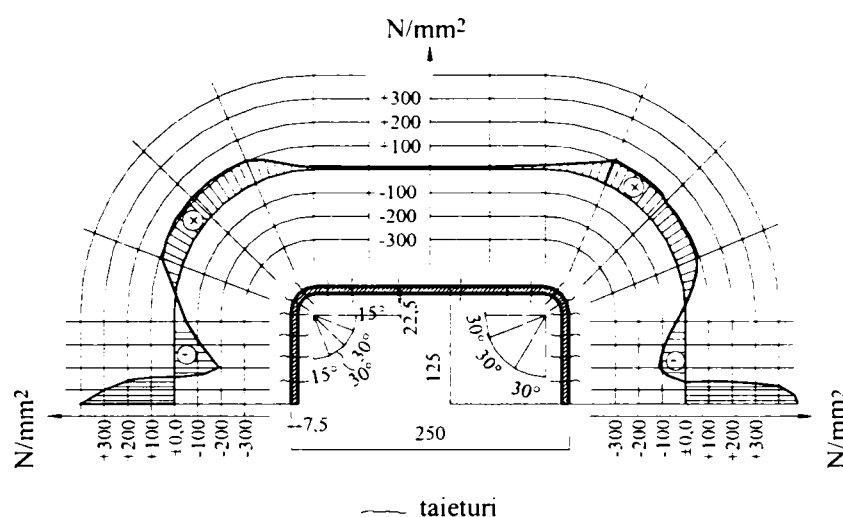


Figura 83: Tensiuni reziduale medii pe o secțiune formată la rece (Ingvarsson 1975)

Weng și Pekoz (1988) afirmă că datorită diferențelor proceselor de fabricație a acestor două grupuri de profile, tensiunile reziduale la secțiunile formate la rece pot fi destul de diferite față de cele existente la profilele laminate la cald. În același timp Yu (2002) se așteaptă ca influența tensiunilor reziduale asupra relației tensiune-alungire la profilele formate la rece să fie similară cu profilele laminate la cald, fie că tensiunile reziduale rezultă din laminare la rece sau îndoire la rece.

#### 4.3.4.1 Tensiuni reziduale la profile formate la rece

Secțiunile formate la rece sunt dominate de variația flexională sau prin grosime a tensiunilor reziduale. Această variație a tensiunilor reziduale conduc la o curgere precoce pe fețele secțiunilor formate la rece. Acest aspect important din punct de vedere a comportării sub încărcări a secțiunii formate la rece este omisă complet fără considerarea tensiunilor reziduale.

Tensiunile reziduale idealizate sunt considerate ca și suprapunere a două tipuri de tensiuni, și anume flexionale și membranare. Figura 84 prezintă aceste două tipuri de tensiuni reziduale. Această împărțire poate să conducă la erori fiindcă modelele analitice prezintă a distribuție pe grosime mai complexă. Dar deoarece nu există măsurători experimentale efectuate decât pe fețele materialului, aceasta fiind de grosimi mici, se poate considera ca și o aproximare satisfăcătoare.

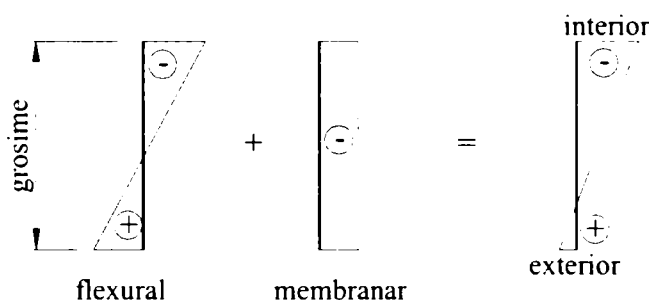


Figura 84: Definierea tensiunilor reziduale flexionale și membranare (Schafer și Pekoz 1998).

Conform unor prelucrări statistice tensiunile reziduale membranare sunt mai semnificative la secțiunile laminate la rece decât la cele îndoite la rece. Acestea au rezultat cu valori semnificative la colțuri și reborduri.

Tensiunile reziduale membranare de compresiune cauzează o reducere semnificativă rezistenței ultime la acțiuni de tipul compresiunii. Contrar acestuia în vecinătatea colțurilor limita de curgere este mărită datorită procesului de formare.

Tensiunile reziduale flexionale sau de încovoiere sunt componenta hotărâtoare a ansamblului de tensiuni reziduale. Din măsurători experimentale a rezultat chiar și valori de 50% din limita de curgere, respectiv prezintă o gamă largă de variație. Dar din păcate este anevoios analizarea unui număr mare de valori ale tensiunii reziduale, drept urmare Schafer și Pekoz (1998) au sugerat câteva valori mediate funcție de modul de formare. Din Figura 85 se poate observa o diferență semnificativă între valorile medii a tensiunilor reziduale flexionale la secțiunile laminate la rece și îndoite la rece, precum și o variație pe secțiunea transversală.

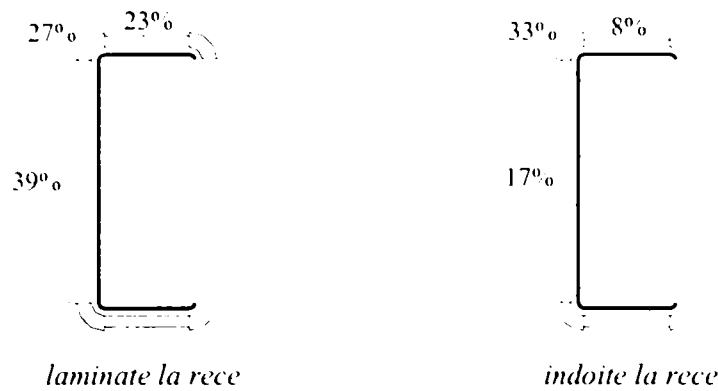


Figura 85: Tensiuni reziduale flexioanale procentual față de limita de curgere (Schafer și Pekoz 1998)

#### 4.3.4.2 Măsurarea tensiunilor reziduale

Bazându-ne pe cele descrise în subparagrafele anterioare și metoda descrisă în Anexa A, s-au efectuat măsurători de tensiuni reziduale flexionale asupra a patru profile metalice formate la rece tip U. Acestea au fost de tipul celor din lotul de profile metalice procurate pentru studiul influenței perforațiilor asupra rezistenței ultime a profilelor metalice formate la rece.

Fâșiile măsurate au fost decupate din profile metalice formate la rece tip U150x50/2.0 cu raza interioară de 3.0 mm. Calitatea materialului de bază a fost determinată anterior și au fost prezentate în paragraful privind calitatea materialului de bază.

S-a realizat un dispozitiv de măsurare a săgeții fâșiei relaxate conform celei prezentate în Anexa A (vezi Figura 175). Distanța dintre găurile în care se introduc tijele punctelor fixe au fost considerate de 60.0 mm, iar diametrul găurilor de 3.0 mm. Dispunerea găurilor pe secțiunea transversală este prezentată în Figura 86.

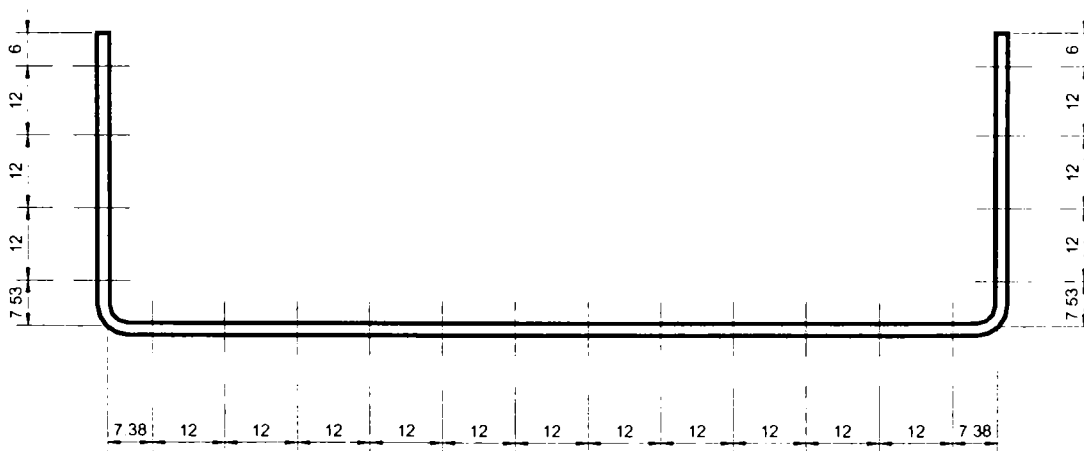


Figura 86: Dispunere găuri pe fâșii pentru determinare tensiune reziduală



Lățimea fâșiilor s-au considerat de 10.0 mm, respectiv în zona colțurilor au rezultat fâșii de aproximativ 9.4 mm. Dispunerea fâșiilor pe secțiunea transversală este prezentată în Figura 87. Aici fâșiile apar de 12.0 mm lățime fiindcă a fost socotită și grosimea discului de freză folosit pentru decupare. În prima etapa speciemenele au fost tăiate din profile de 420.0 mm lungime. În măsurători s-au considerat două cazuri de lungime a fâșiilor, și anume de 200.0 mm, respectiv de 150.0 mm.

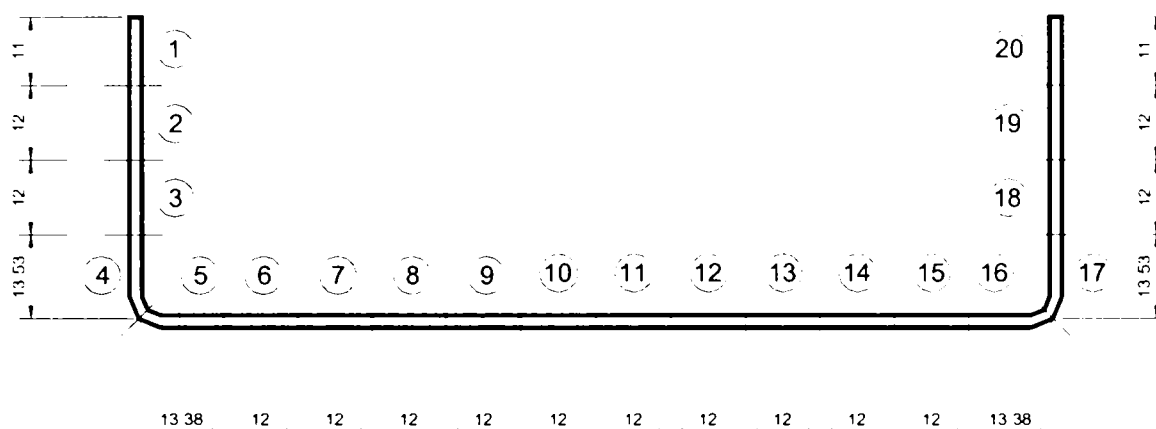


Figura 87: Dispunere fâșii pe secțiune transversală pentru determinare tensiune reziduală

În ce privește decuparea și pregătirea epruvetelor acestea s-a efectuat în același mod ca și cele prezentate în paragraful de determinarea modificării caracteristicilor de material.

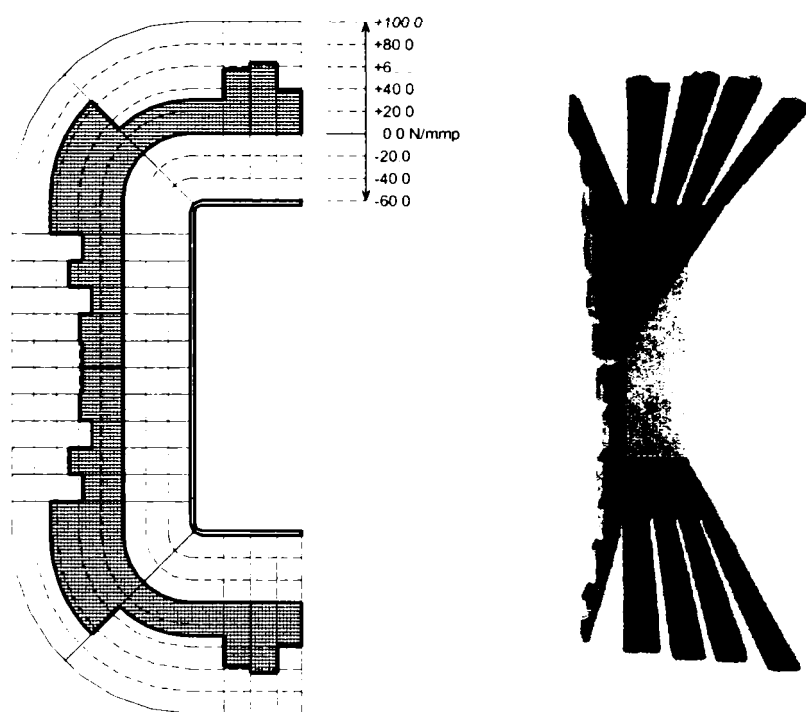


Figura 88: Distribuția mediată a tensiunilor reziduale flexionale pe sețiunea transversală și vedere superioară a florii reziduale

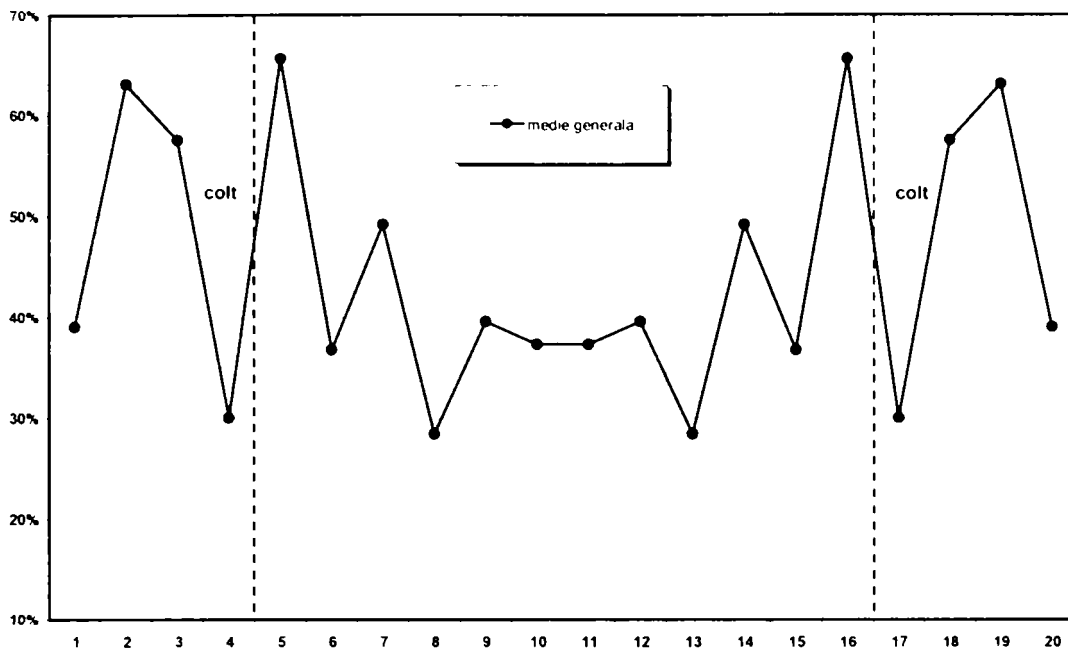


Figura 89: Variația tensiunii reziduale flexionale mediată pe fâșii raportat la limita de curgere a materialului de bază

După cum se poate observa din aceste imagini măsurătorile au fost confirmate prin realizarea acestei flori reziduale, și anume se poate observa că fâșia de colț de pe inima para să fi înmagazinat o mai mare cantitate de tensiune reziduală decât fâșia de colț de pe talpă. De asemenea se pare că talpa propriu zisă este mai solicitată decât fâșia de colț de pe talpă, sau chiar și decât inima profilului, acest lucru datorându-se modului de debitare a tablei din care s-a confecționat profilul.

În Figura 90 se prezintă o vedere de ansamblu a floarei reziduale din care se poate observa din nou concentrarea tensiunilor reziduale pe fâșiile de colț de pe inimă. Este un fenomen interesant care pare a fi particular pentru acest tip de secțiune transversală respectiv procedeu de fabricare prin care a fost confecționat profilul.

Pornind de la observațiile de mai sus se face următoarea recomandare privind distribuția tensiunilor reziduale pe talpă-colț-inimă (vezi Figura 91). Și anume pentru setul de fâșii cu 150.0 mm: pe tălpi și fâșiile de colț de pe inimă valori de 26%, pe fâșiile de colț de pe talpă de 8% și pe de inimă 17%, iar pentru setul de fâșii de 200.0 mm: pe tălpi valori de 28%, pe fâșiile de colț de pe talpă și pe inimă de 21%, iar pe fâșiile de colț de pe inimă de 40% din limita de curgere a materialului de bază.

Mediind aceste doua diagrame a rezultat distribuția tensiunilor reziduale pe talpă-colț-inimă conform Figura 92, și anume: pe tălpi valori de 27%, pe fâșiile de colț de pe talpă de 15%, pe fâșiile de colț de pe inimă de 33% și pe inimă de 19% din limita de curgere a materialului de bază.



Figura 90: Floare reziduală – vedere de ansamblu

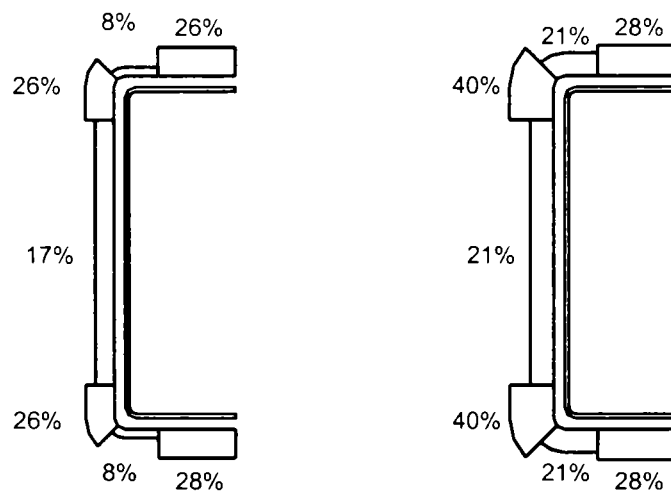


Figura 91: Distribuția procentuală a tensiunilor reziduale talpă-colț-inimă față de limita de curgere, pentru fâșii de 150.0 mm și 200.0 mm lungime

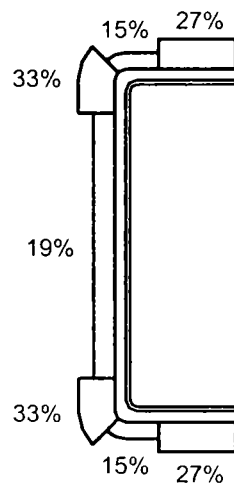


Figura 92: Distribuția medie procentuală a tensiunilor reziduale talpă-colț-inimă față de limita de curgere

În Tabel 21 se prezintă pe lângă propunerea făcută și alte două propuneri privind distribuția tensiunilor reziduale pe secțiunea transversală, și anume cea propusă de către Schafer și Pekoz (1998), respectiv Sivakumaran și Abdel-Rahman (1998). Se face observația că prima propunere are la bază o prelucrare statistică pe mai multe tipodimensiuni de secțiuni transversale, iar a doua este o formulă propusă care are la bază un număr limitat de măsurători. 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.

Tabel 21: Rezultate și propuneri privind distribuția tensiunilor reziduale pe secțiunea transversală

Poziție fâșie	Fâșii de 150.0 mm	Fâșii de 200.0 mm	Medie generală	Schafer și Pekoz (1998)	Sivakumaran ș.a (1998)
Talpă	26%	28%	27%	8%	21%
Colț talpă	8%	21%	15%	33%	40%
Colț inimă	26%	40%	33%		
Inimă	17%	21%	19%	17%	15%

Notă: Valorile procentuale sunt față de limita de curgere a materialului de bază.

Din considerentele de ușurință de aplicabilitate în simulări numerice, respectiv datorită faptului de măsurătorile s-au efectuat în mijlocul fâșiei de colț și la marginea fâșiei (deci valorile reale chiar în colț fiind diferite), se va propune o distribuție pe talpă-colț-inimă puțin mai generalizată. Și anume se va considera că ambele fâșii de colț să aibă aceeași valoare de 33%, iar pentru talpă și inimă să fie valabile cele de la media celor două seturi de fâșii (vezi Figura 93).

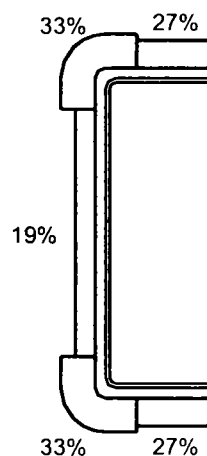


Figura 93: Propunere privind distribuția procentuală a tensiunilor reziduale talpă-colț-inimă față de limita de curgere

## 4.4 Încercări de compresiune

### 4.4.1 Efectuarea încercărilor și rezultate

În cadrul acestui paragraf se prezintă încercările experimentale efectuate pe 27 serii de profile cu pereți subțiri perforate formate la rece, solificate la compresiune centrică, secțiunile profilelor fiind de tip "U".

Scopul încercărilor experimentale a fost de a determina rezistențele ultime ale tronsoanelor scurte perforate, ținând cont de forma, dimensiunea și modul de așezare a perforației pe secțiunea transversală, cât și de validare a modelelor de calcul propuse anterior în Capitolul 3.

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 94).



Figura 94: Mașina universală de încercări de materiale UTS 250kN

Profilele au fost dispuse între bacurile mașinii de încercat, supuse la încărcare centrică, 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 Figura 95 ÷ Figura 97 se prezintă curbele caracteristice forță-deplasare (gaficele sunt reprezentate cu deplasarea în mm pe orizontală și cu forța ultimă în N pe verticală) obținute pentru trei seturi de specimene, iar în Tabel 22 se prezintă valorile forțelor maxime obținute în urma încercărilor experimentale de compresiune.

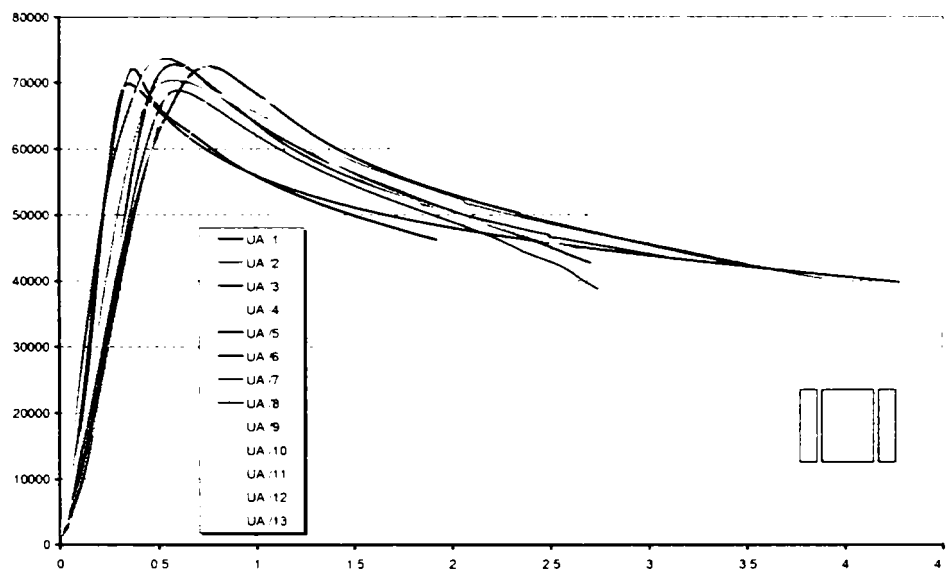


Figura 95: Curbe forță-deplasare seria de specimene UA

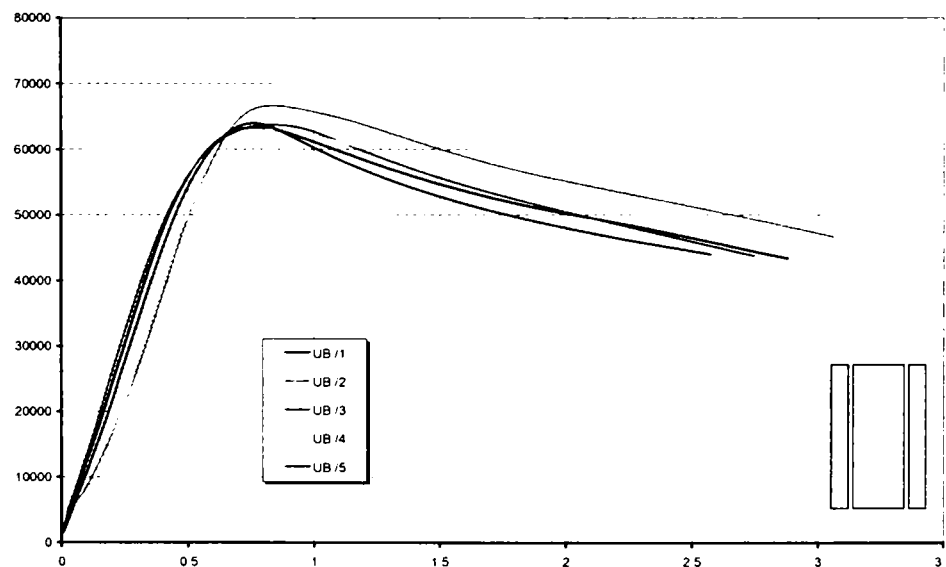


Figura 96: Curbe forță-deplasare seria de specimene UB

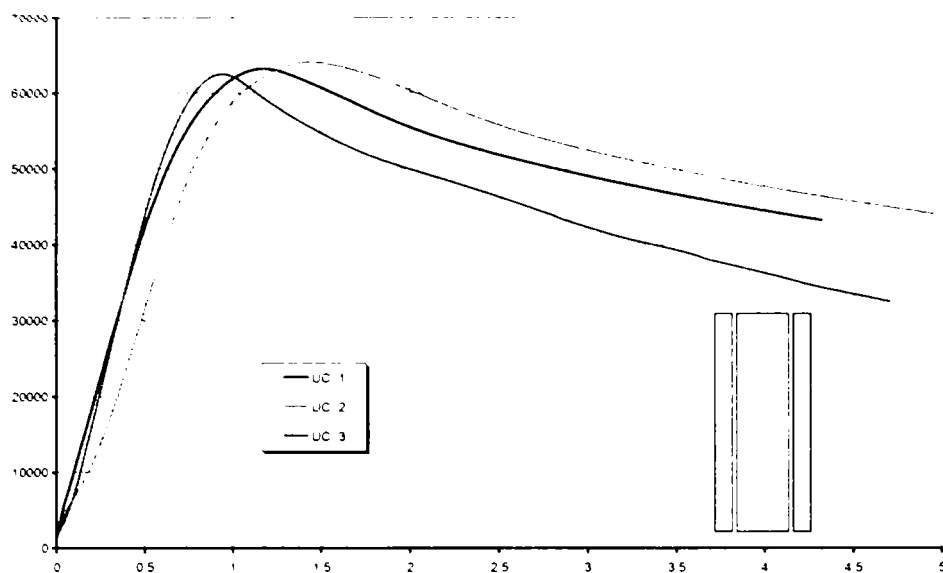


Figura 97: Curbe forță-deplasare seria de specimene UC

Tabel 22: Seturile de specimene și forța ultimă de compresiune obținute

Denumire specimen	Perforație		Lungime (mm)	Număr bucăți	Forța ultimă medie (kN)
	înimă	talpă			
UA	-	-	210.0	13	71.572
UB	-	-	420.0	5	64.181
UC	-	-	630.0	3	63.252
SWA01	pătrat	-	210.0	9	70.212
SWA03	pătrat	-	210.0	6	71.997
SWA05	pătrat	-	210.0	6	64.418
SWA08	pătrat	-	210.0	6	46.670
SWB01	pătrat	-	420.0	1	74.599
SWB03	pătrat	-	420.0	1	71.439
SWB05	pătrat	-	420.0	1	78.553
SWB08	pătrat	-	420.0	1	57.701
SWC01	pătrat	-	630.0	1	69.341
SWC03	pătrat	-	630.0	1	74.957
SWC05	pătrat	-	630.0	1	74.559
SWC08	pătrat	-	630.0	1	47.104
CWA01	cerc	-	210.0	6	74.545
CWA03	cerc	-	210.0	6	74.367
CWA05	cerc	-	210.0	6	70.247
CWA08	cerc	-	210.0	6	52.301
CWB01	cerc	-	420.0	1	73.661
CWB03	cerc	-	420.0	1	77.605
CWB05	cerc	-	420.0	1	77.391
CWB08	cerc	-	420.0	1	62.626
CWC01	cerc	-	630.0	1	72.859
CWC03	cerc	-	630.0	1	74.059
CWC05	cerc	-	630.0	1	75.961
CWC08	cerc	-	630.0	1	51.288
SSWA01	2 x dreptu.	-	210.0	11	71.104



Tabel 22 (continuare)

SSWA03	2 x dreptu.	-	210.0	6	68.222
SSWA05	2 x dreptu.	-	210.0	6	58.307
SSWA08	2 x dreptu.	-	210.0	6	36.490
SSWB01	2 x dreptu.	-	420.0	1	76.581
SSWB03	2 x dreptu.	-	420.0	1	79.168
SSWB05	2 x dreptu.	-	420.0	1	70.791
SSWB08	2 x dreptu.	-	420.0	1	39.998
SSWC01	2 x dreptu.	-	630.0	1	67.775
SSWC03	2 x dreptu.	-	630.0	1	68.970
SSWC05	2 x dreptu.	-	630.0	1	64.880
SSWC08	2 x dreptu.	-	630.0	1	36.074
CCWA01	2 x cerc	-	210.0	6	70.167
CCWA03	2 x cerc	-	210.0	6	70.843
CCWA05	2 x cerc	-	210.0	6	66.067
CCWA08	2 x cerc	-	210.0	6	52.080
CCWB01	2 x cerc	-	420.0	1	82.358
CCWB03	2 x cerc	-	420.0	1	80.381
CCWB05	2 x cerc	-	420.0	1	77.827
CCWB08	2 x cerc	-	420.0	1	60.734
CCWC01	2 x cerc	-	630.0	1	68.872
CCWC03	2 x cerc	-	630.0	1	68.981
CCWC05	2 x cerc	-	630.0	1	68.204
CCWC08	2 x cerc	-	630.0	1	49.742
SLA01	-	pătrat	210.0	1	69.031
SLA03	-	pătrat	210.0	6	69.445
SLA05	-	pătrat	210.0	6	60.662
SLA08	-	pătrat	210.0	6	47.937
SLB01	-	pătrat	420.0	1	78.180
SLB03	-	pătrat	420.0	1	73.033
SLB05	-	pătrat	420.0	1	66.060
SLB08	-	pătrat	420.0	1	40.525
SLC01	-	pătrat	630.0	1	71.023
SLC03	-	pătrat	630.0	1	66.867
SLC05	-	pătrat	630.0	1	53.861
SLC08	-	pătrat	630.0	1	37.020
CLA01	-	cerc	210.0	1	77.030
CLA03	-	cerc	210.0	6	67.972
CLA05	-	cerc	210.0	6	68.010
CLA08	-	cerc	210.0	6	53.696
CLB01	-	cerc	420.0	1	83.526
CLB03	-	cerc	420.0	1	77.749
CLB05	-	cerc	420.0	1	68.814
CLB08	-	cerc	420.0	1	52.655
CLC01	-	cerc	630.0	1	74.450
CLC03	-	cerc	630.0	1	67.094
CLC05	-	cerc	630.0	1	63.160
CLC08	-	cerc	630.0	1	51.391
SWCLA01	pătrat	2 x cerc	210.0	1	67.546
SWCLA03	pătrat	2 x cerc	210.0	6	61.731

Tabel 22 (continuare)

SWCLA05	pătrat	2 x cerc	210.0	6	51.067
SWCLA08	pătrat	2 x cerc	210.0	6	21.469
SWCLB01	pătrat	2 x cerc	420.0	1	78.039
SWCLB03	pătrat	2 x cerc	420.0	1	76.505
SWCLB05	pătrat	2 x cerc	420.0	1	61.831
SWCLB08	pătrat	2 x cerc	420.0	1	21.935
SWCLC01	pătrat	2 x cerc	630.0	1	74.375
SWCLC03	pătrat	2 x cerc	630.0	1	62.906
SWCLC05	pătrat	2 x cerc	630.0	1	54.755
SWCLC08	pătrat	2 x cerc	630.0	1	21.249
SSWCLA01	2 x dreptu.	2 x cerc	210.0	1	68.080
SSWCLA03	2 x dreptu.	2 x cerc	210.0	6	58.630
SSWCLA05	2 x dreptu.	2 x cerc	210.0	6	45.216
SSWCLA08	2 x dreptu.	2 x cerc	210.0	6	20.312
SSWCLB01	2 x dreptu.	2 x cerc	420.0	1	79.368
SSWCLB03	2 x dreptu.	2 x cerc	420.0	1	68.375
SSWCLB05	2 x dreptu.	2 x cerc	420.0	1	50.713
SSWCLB08	2 x dreptu.	2 x cerc	420.0	1	17.960
SSWCLC01	2 x dreptu.	2 x cerc	630.0	1	65.344
SSWCLC03	2 x dreptu.	2 x cerc	630.0	1	63.180
SSWCLC05	2 x dreptu.	2 x cerc	630.0	1	48.877
SSWCLC08	2 x dreptu.	2 x cerc	630.0	1	16.743

Notă: Pentru mai multe detalii privind încercările de compresiune vezi Anexa A.

#### 4.4.1 Simularea numerică a încercărilor experimentale

Având la bază toate rezultatele încercărilor experimentale, începând de la determinarea caracteristicilor materialului de bază, modificarea limitei de curgere și tensiunile reziduale datorită procesului de formare la rece s-au simulat numeric încercările experimentale de compresiune, cu ajutorul programului bazat pe metoda elementelor finite ANSYS (2001).

Secțiunea transversală a fost considerată conformă cu cea nominală (vezi Figura 98), fiindcă rezultatele măsurătorilor geometrice au arătat o bună corelație cu cele nominale. Grosimea materialului însă a fost diferită la fiecare model cu elemente și ea a fost cea corespunzătoare mediei rezultatelor măsurătorilor pe seria de specimene. Lungimea speci­meneleor a fost ca și cele din realitate, și anume 210.0, 420.0 și 630.0 mm. Imperfecțiunile geometrice secționale au fost introduse conform Figura 98, unde mărimea  $d_2$  avea valorile mediilor măsurătorilor geometrice descrise în subparagraful 4.3.1.2.

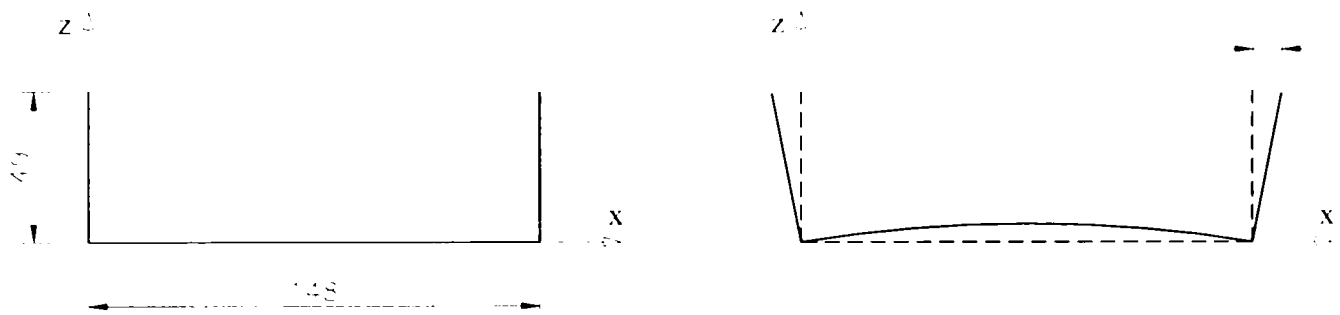


Figura 98: Dimensiuni secțiune transversală (linie mediană) și aplicare imperfecțiune geometrică

Modelul de material a fost cel de tipul multiliniar pentru materialul 1 și 2, iar de tip biliniar pentru materialul tip 3 (vezi Figura 99). Cum s-a prezentat anterior în studiul de modificării a limitei de curgere speciemenele au fost confecționate din două tipuri de materiale.

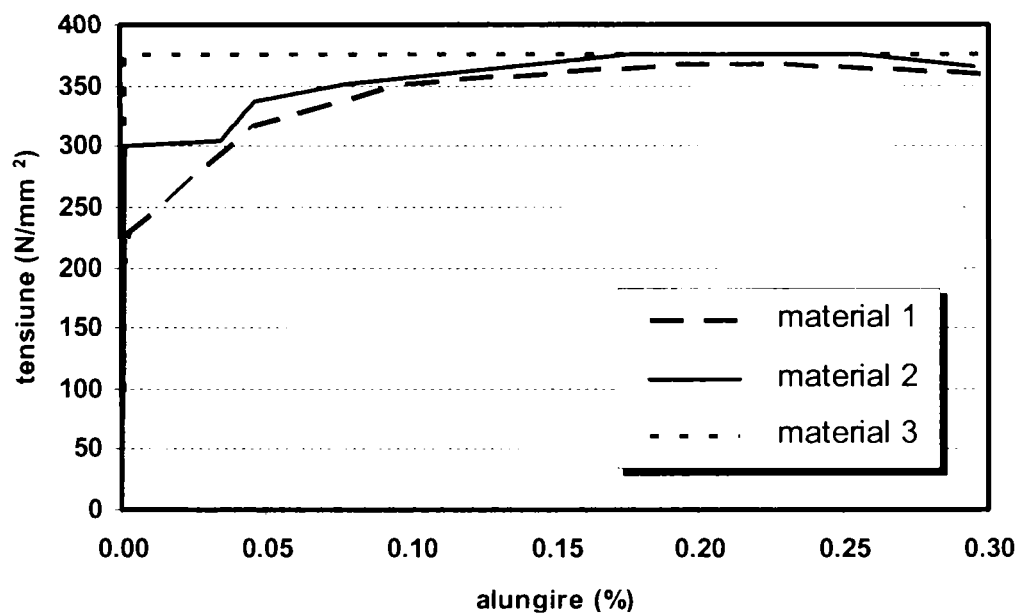


Figura 99: Modele de material pentru analiza numerică

Materialul tip 3 reprezintă media curbei caracteristice obținută pentru materialul tip 1 în zona de colț a secțiunii transversale. S-a dovedit într-un studiu de valoare a modelului numeric faptul că folosirea materialului de tip 3 pentru zona de colț nu aduce modificări semnificative din punct de vedere a forțelor ultime a speciemenelor supuse la compresiune. Deasemenea, datorită limitărilor facilitărilor pe care le oferă programul ANSYS (2001) s-a renunțat și la introducerea tensiunilor reziduale flexionale, care oricum se anulau cu creșterea limitei de curgere.

În Figura 100 ÷ Figura 102 se prezintă câteva imagini cu modelele cu elemente finite pentru speciemenele cu lungime de 210.0 mm.

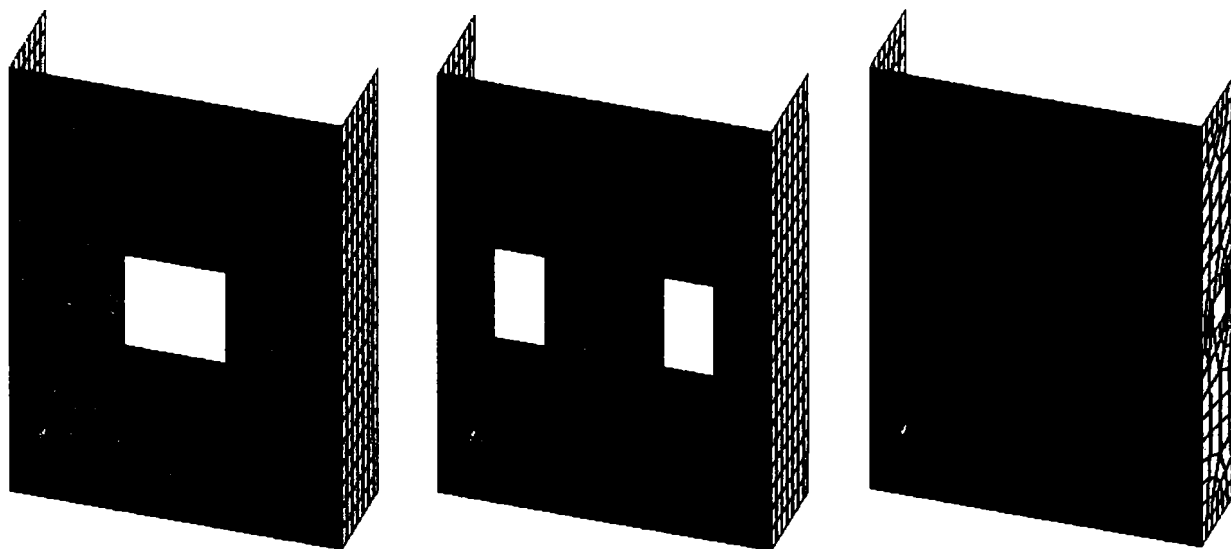


Figura 100: Modele cu elemente finite a seriilor de specimene SWA, SSWA și SLA

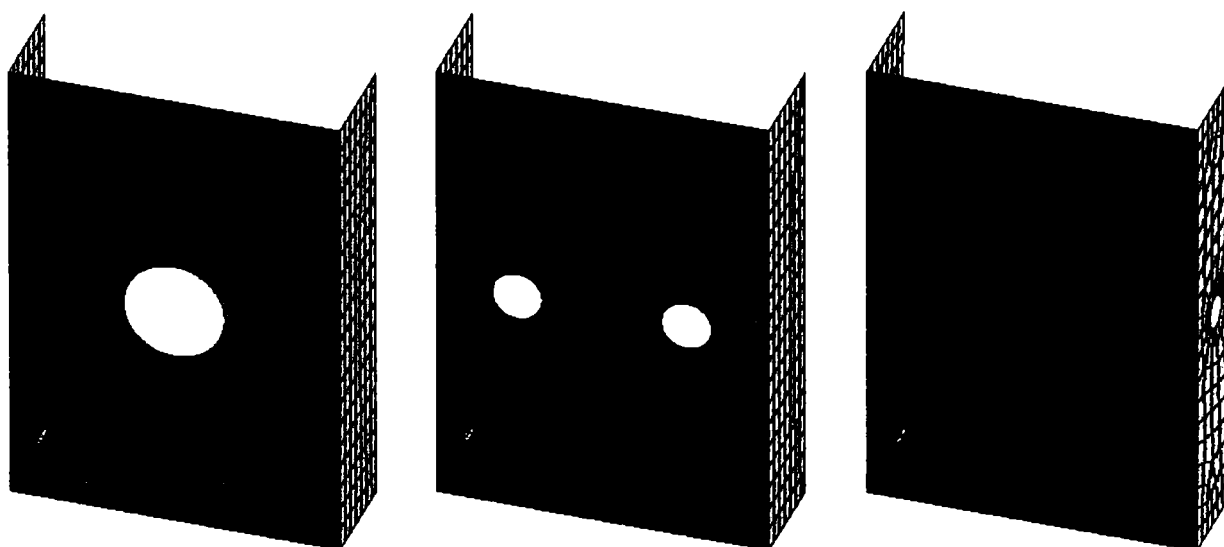


Figura 101: Modele cu elemente finite a seriilor de specimene CWA, CCWA și CLA

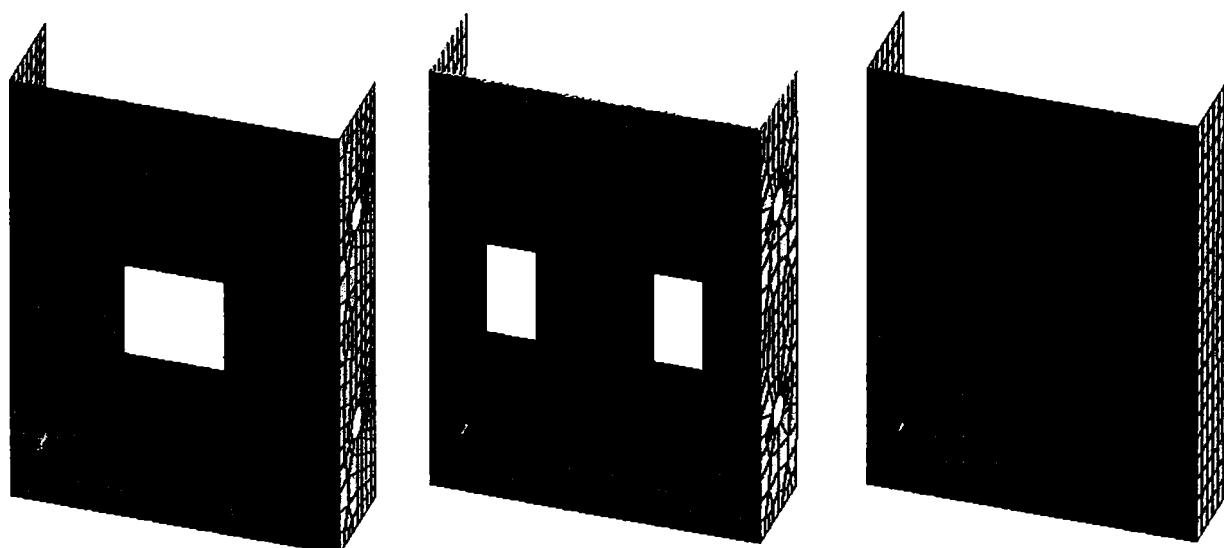


Figura 102: Modele cu elemente finite a seriilor de specimene SWCLA, SSWCLA și UA

Rezultatele numerice au fost bune. Comparație dintre rezultatele numerice și cele experimentale sunt prezentate centralizat în subparagraful următor.

#### 4.4.2 Compararea rezultatelor

În cadrul acestui paragraf se prezintă o comparație între rezultatele experimentale și rezultatele obținute din analiza numerică, precum și rezultatele aplicând metoda de calcul din AISI (2002) (aplicabilă numai pentru perforații singulare), aplicând EN1993-1-3 (20xx) și AISI (2002) folosind grosimi echivalente pentru pereții perforați ai secțiunii transversale determinate pe baza metodei prezentate în subparagraful 3.4.3. Graficele sunt reprezentate pe orizontală raportul dintre lățimea netă a plăcii  $b_{p,n}$  supra lățimea plăcii  $b_p$ , iar pe verticală forța ultimă în kN.

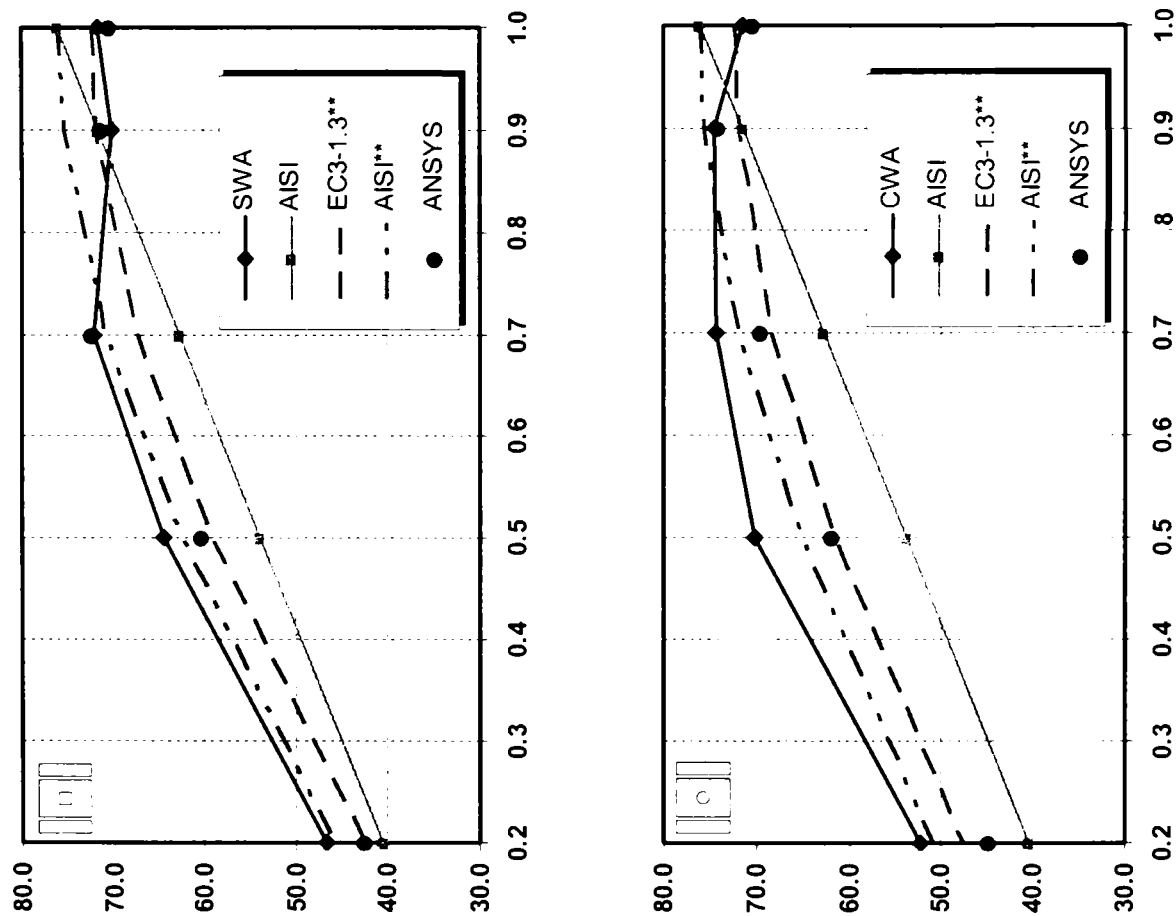


Figura 103: Comparație rezultate pentru seria de specimene SWA și CWA

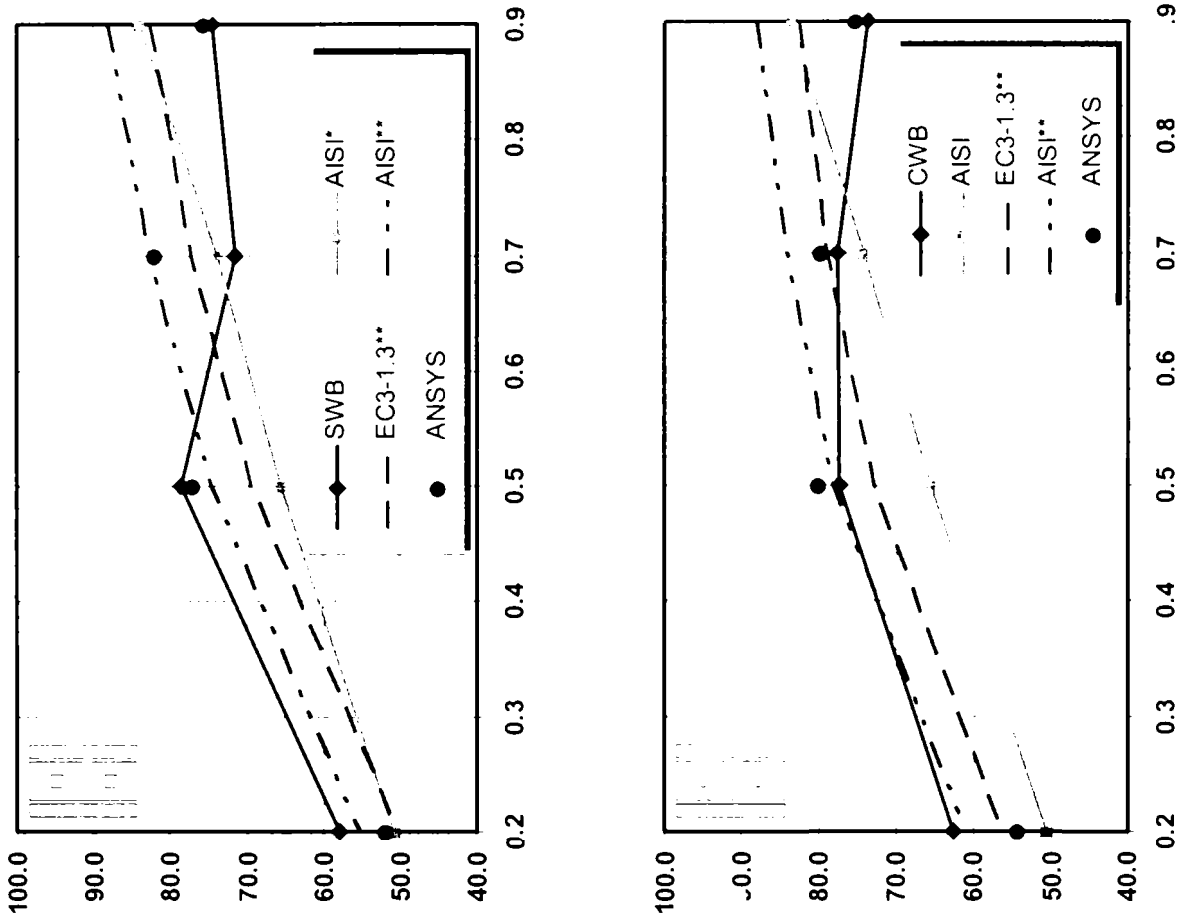


Figura 104: Comparație rezultate pentru seria de specimene SWB și CWB

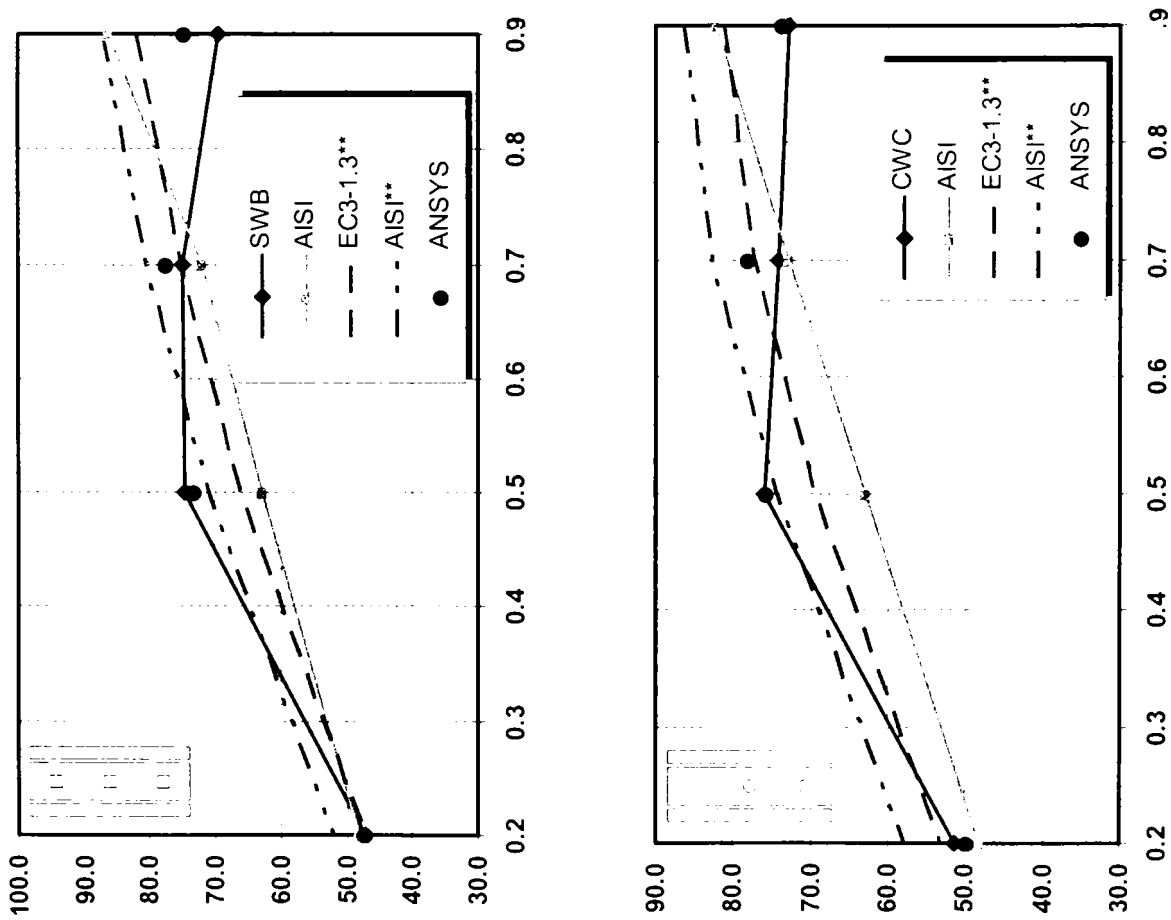


Figura 105: Comparație rezultate pentru seria de specimene SWC și CWC

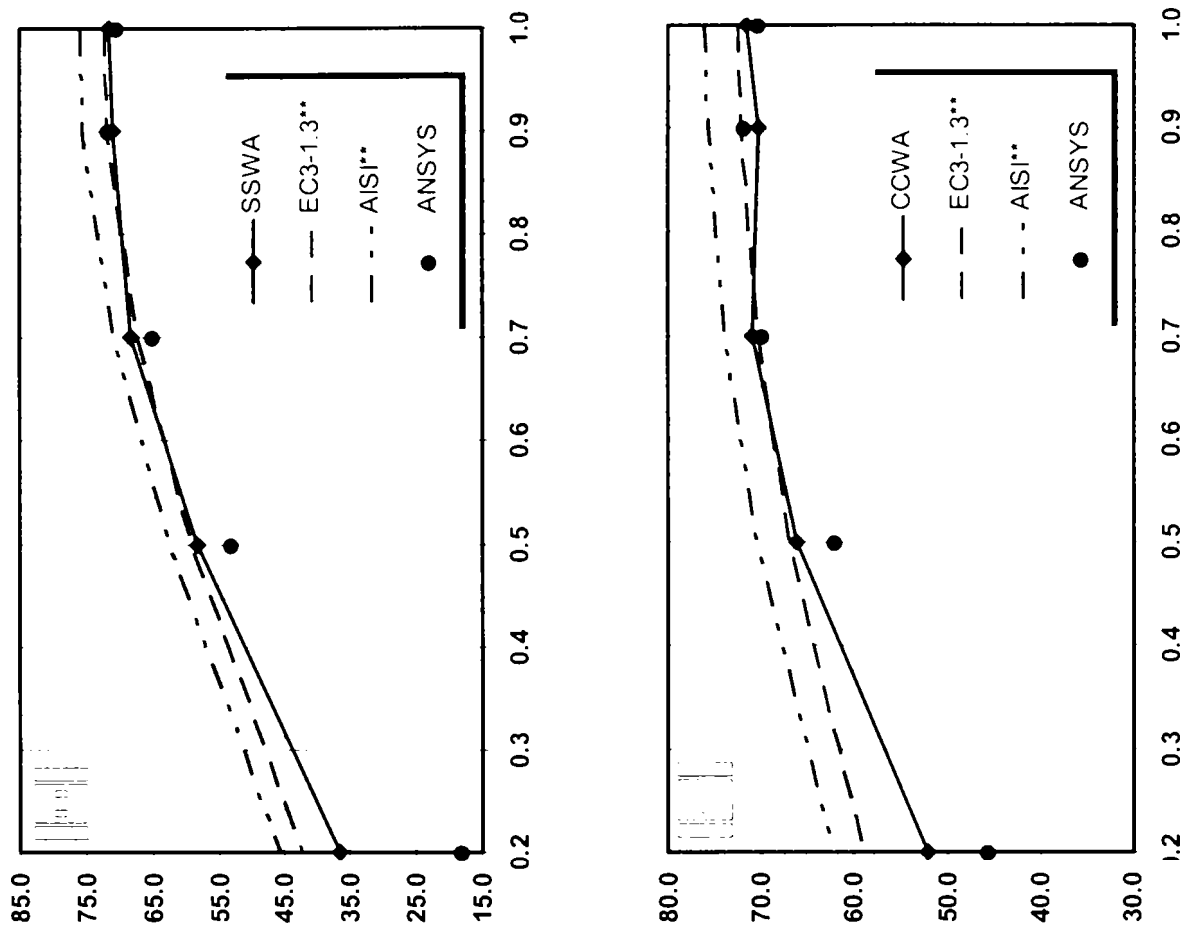


Figura 106: Comparație rezultate pentru seria de specimene SSWA și CCWA

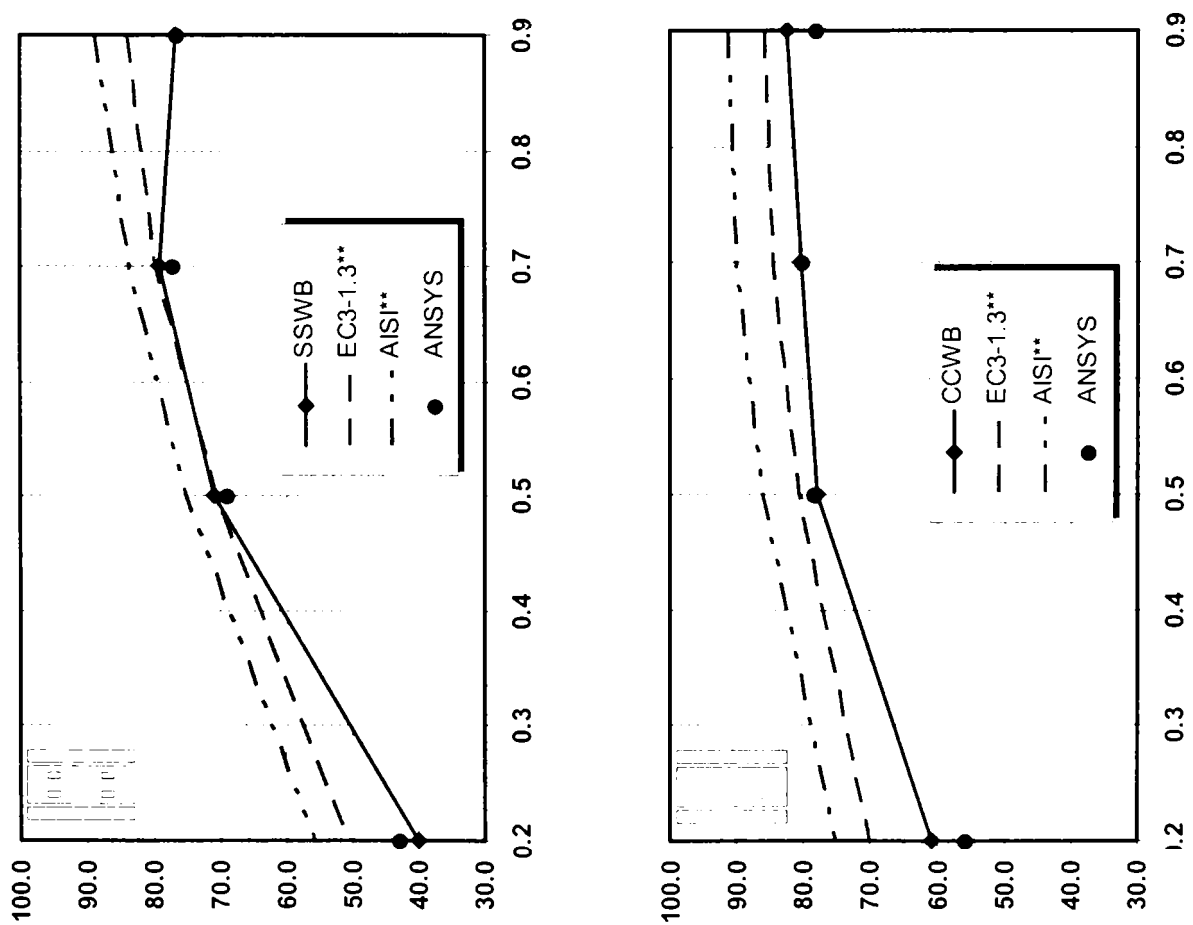


Figura 107: Comparație rezultate pentru seria de specimene SSWB și CCWB

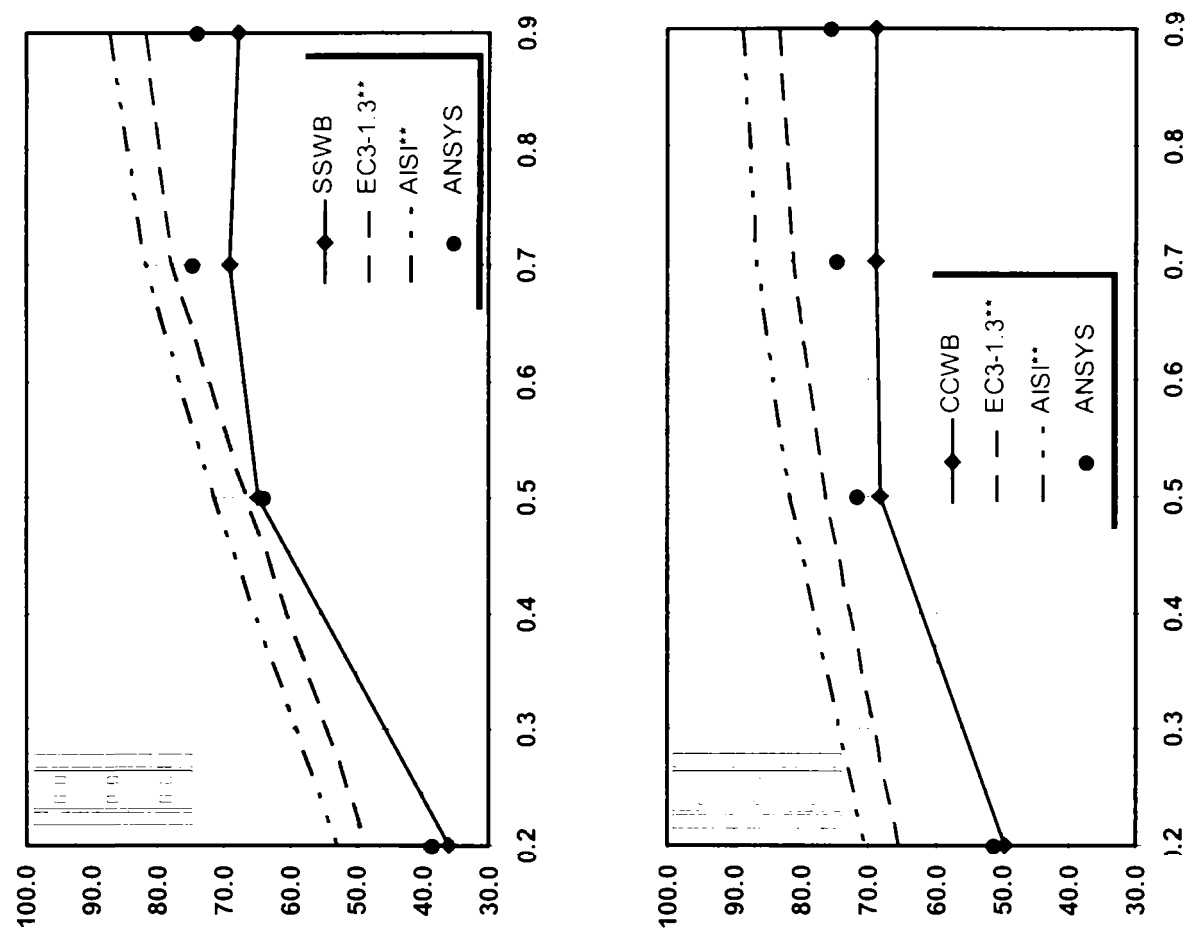


Figura 108: Comparație rezultate pentru seria de specimene SSWC și CCWC

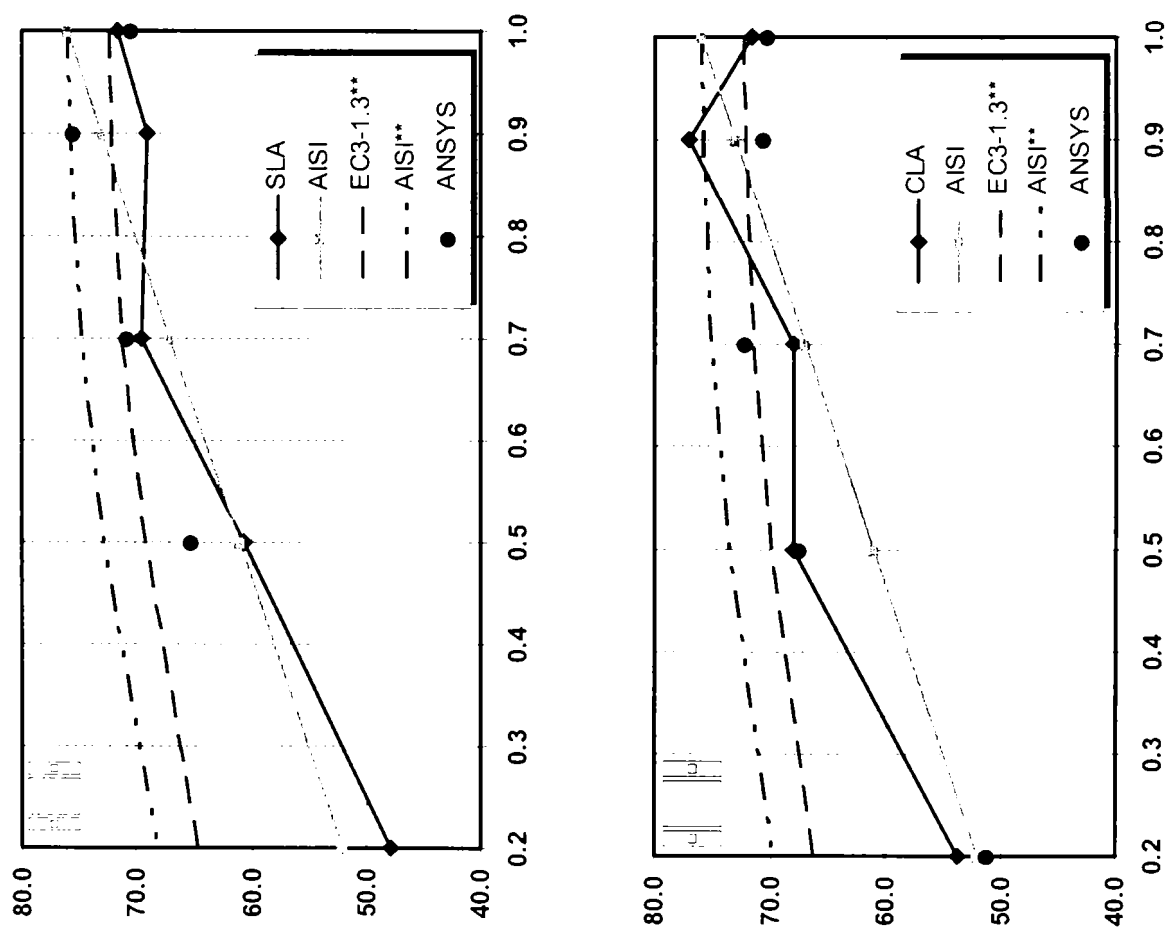


Figura 109: Comparație rezultate pentru seria de specimene SLA și CLA



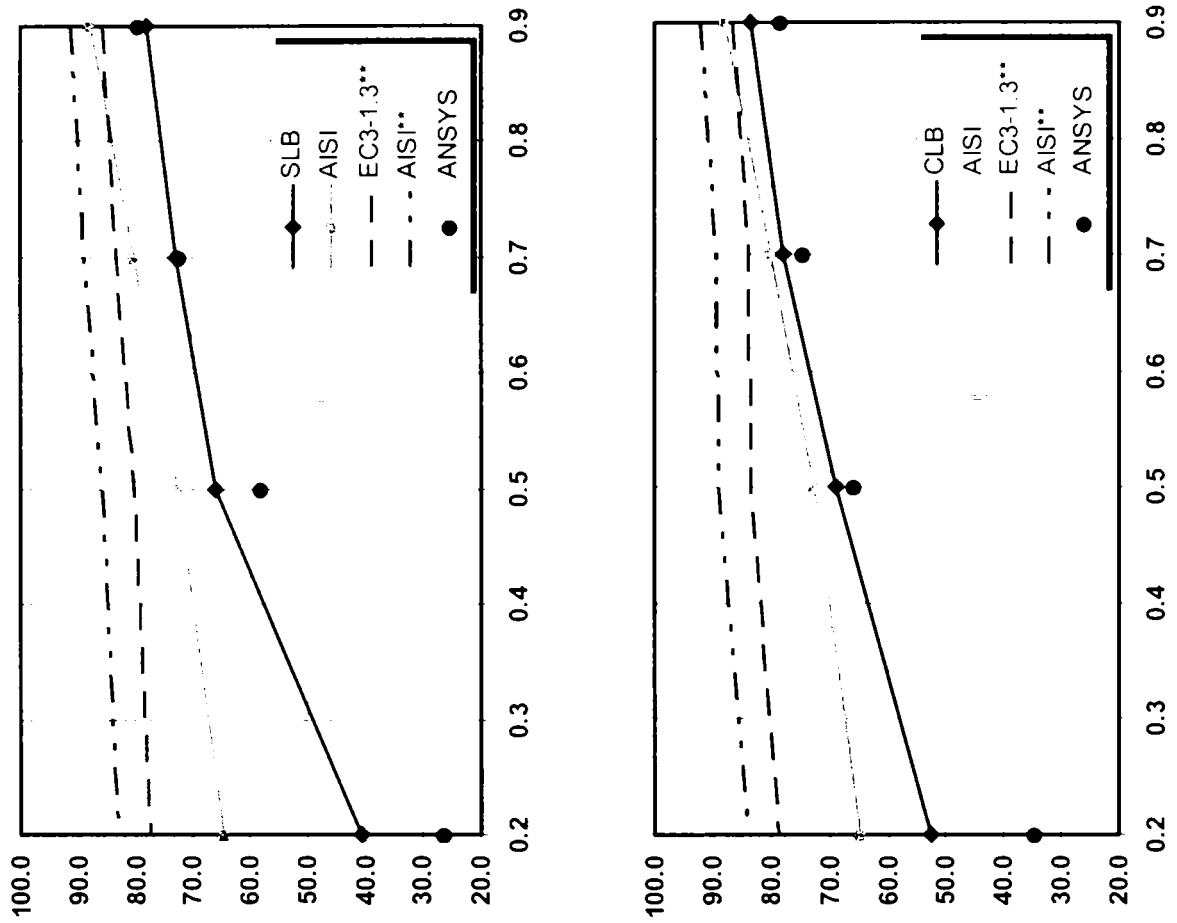


Figura 110: Comparație rezultate pentru seria de specimene SLB și CLB

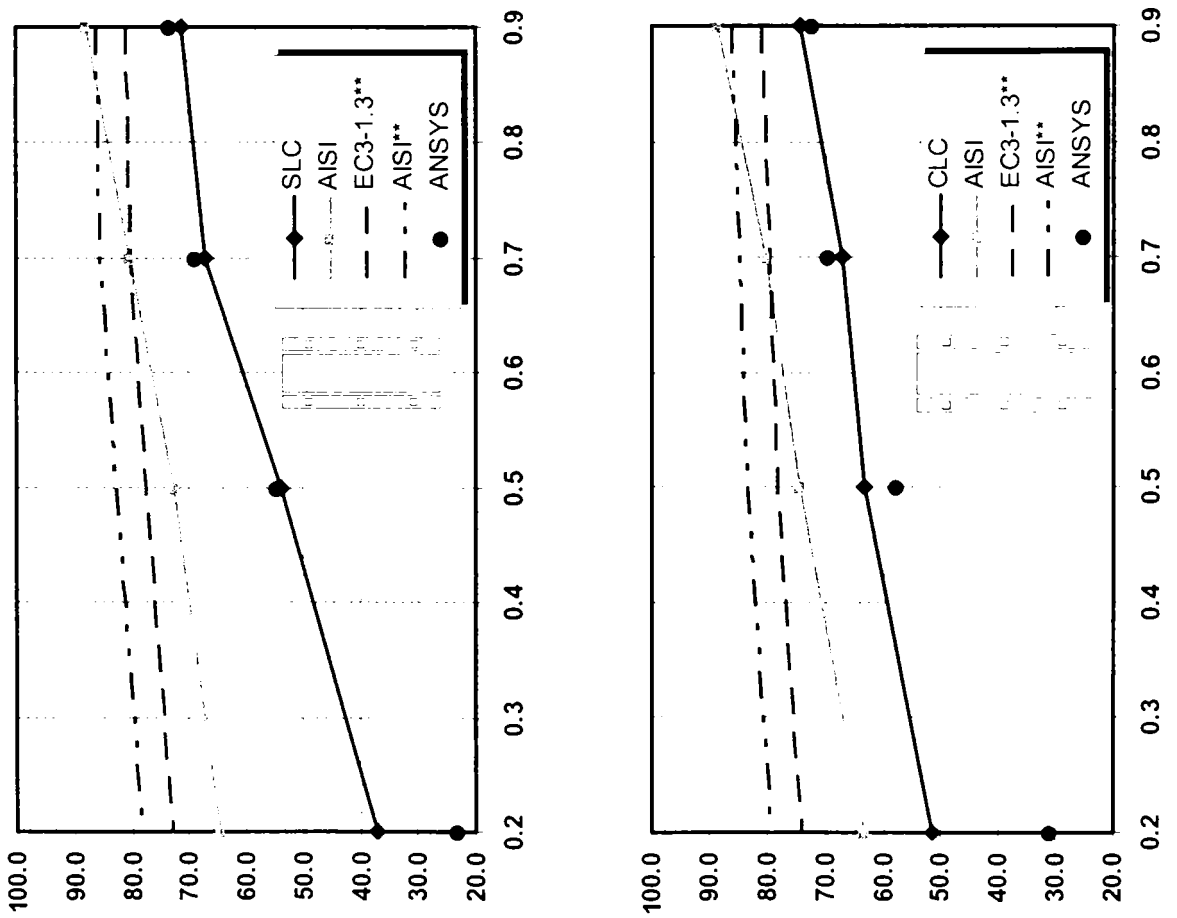


Figura 111: Comparație rezultate pentru seria de specimene SLC și CLC

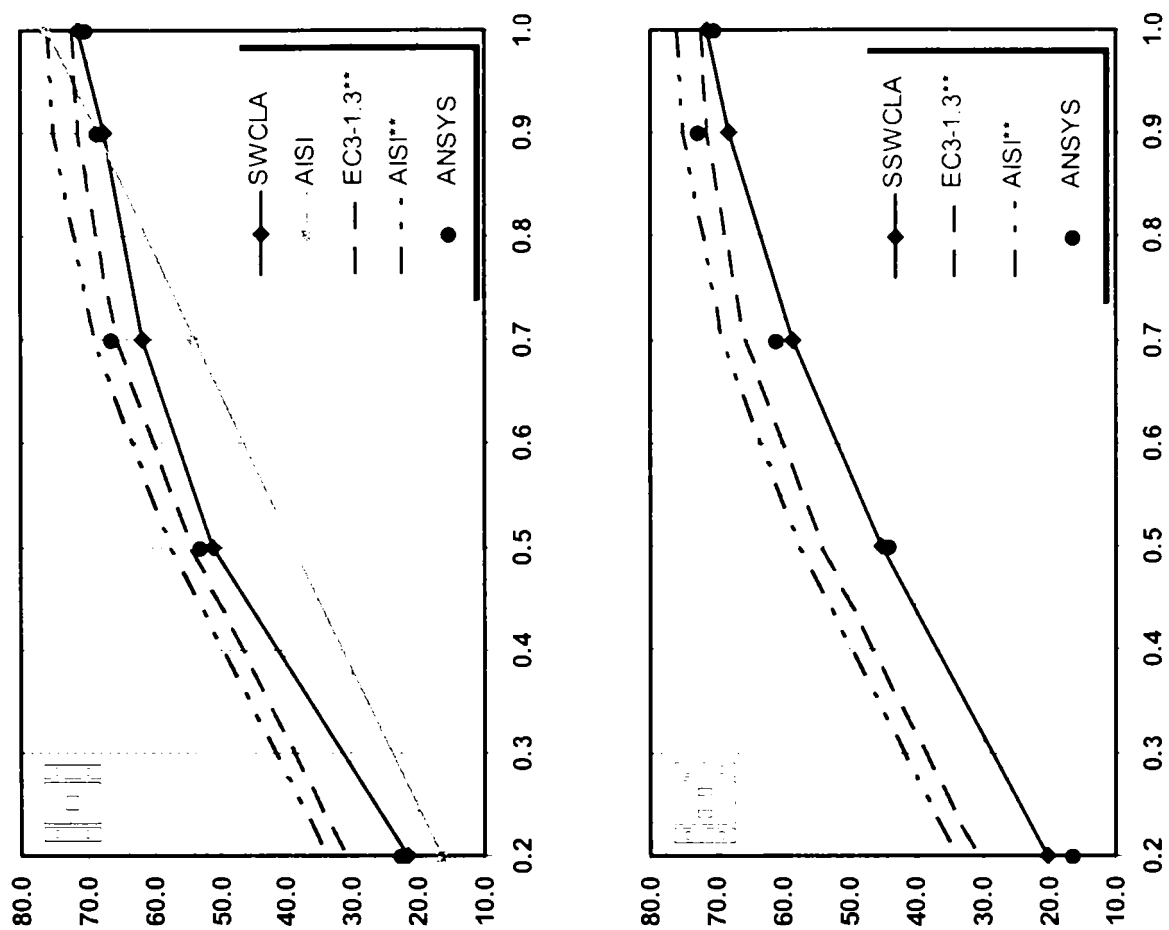


Figura 112: Comparație rezultate pentru seria de specimene SWCLA și SSWCLA

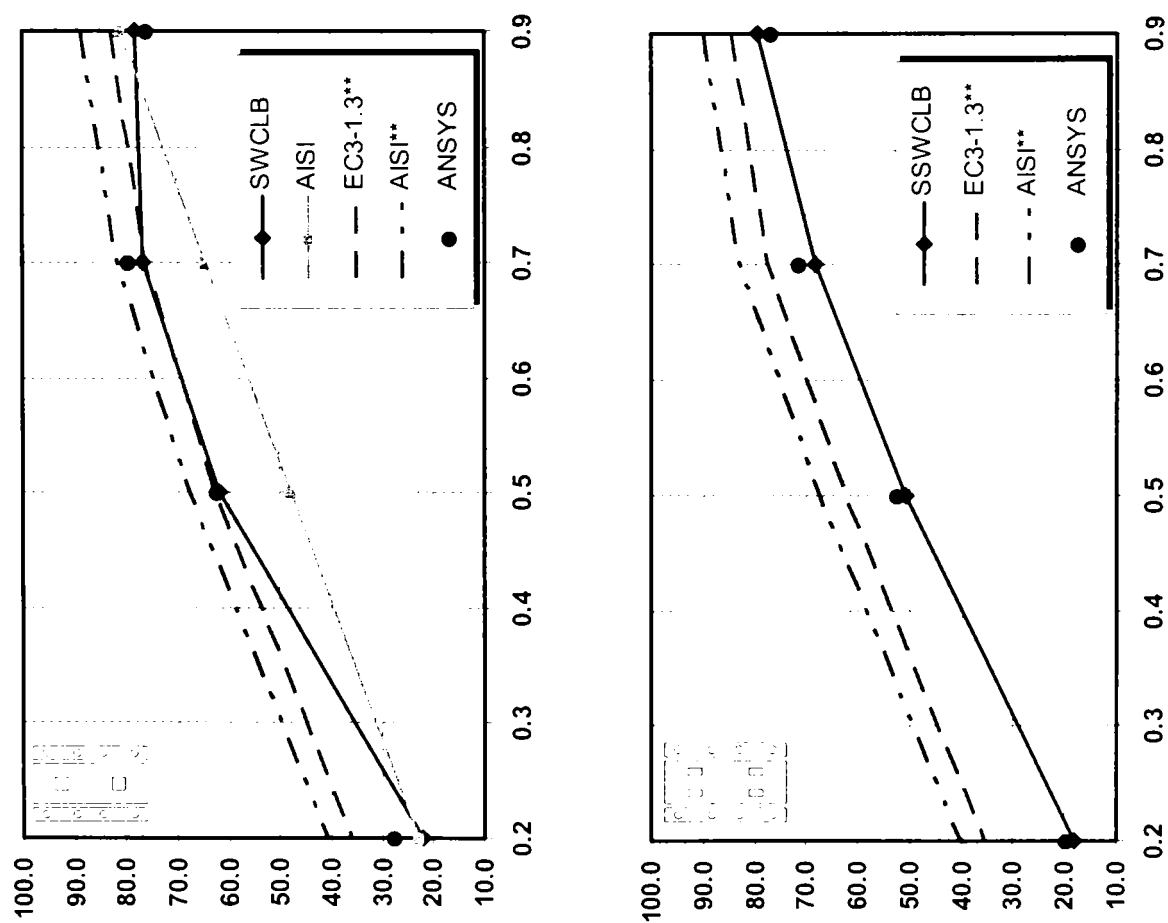


Figura 113: Comparație rezultate pentru seria de specimene SWCLB și SSWCLB

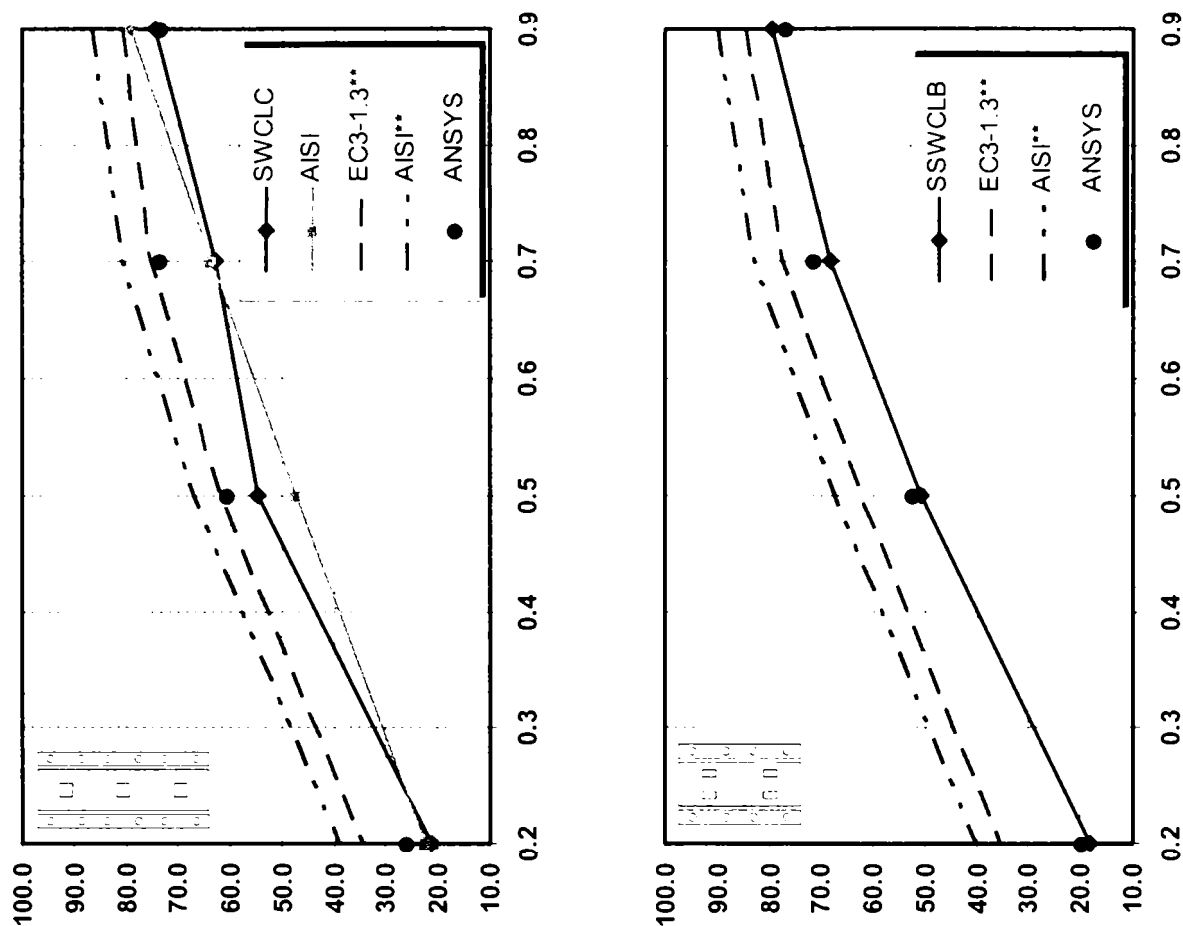


Figura 114: Comparație rezultate pentru seria de specimene SWCLC și SSWCLC

#### 4.5 Prelucrarea rezultatelor de compresiune

În acest paragraf se vor prelucra rezultatele încercărilor de compresiune și cele evaluate teoretic prin aplicarea EN1993-1-3 (20xx) cu metoda grosimii echivalente simplificate.

Pentru evaluarea unui coeficient parțial de siguranță al rezistenței  $\gamma_R$  pentru rezultatele încercărilor experimentale de compresiune s-a aplicat procedura pas-cu-pas din Aneza Z al EN1993-1-1 (1994). Practic s-au urmărit pașii de mai jos (notații conform Gerogescu și Zaharia 1999):

- definirea modelului de calcul

$$r_i = g_{Ri}(X) \quad (35)$$

care în acest caz este

$$r_i = A_{eff,n} \cdot f_{yb}; \quad (36)$$

- comparația între rezultatul teoretic  $r_{ti}$  și cel experimental  $r_{ei}$  pt fiecare specimen  $i$ ;
- calculul corecției valorilor medii

$$\bar{b}_{(r)} = \frac{1}{n} \cdot \sum_{i=1}^n b_i \quad (37)$$

și valorii medii corectate a rezistenței

$$r = \bar{b} \cdot r_i; \quad (38)$$

- calculul abaterilor  $\delta$ , abaterii medii  $\bar{\delta}$  și deviației standard a abaterii  $s_\delta$ ;
- determinarea coeficientului de variație

$$V_r = \sqrt{V_{Rt}^2 + V_\delta^2} \leq 0.1 \quad (39)$$

și a coeficienților de pondere

$$\alpha_{r_i} = \frac{Q_{r_i}}{Q} = \frac{\sqrt{\ln(V_{r_i}^2 + 1)}}{\sqrt{\ln(V_r^2 + 4)}} \quad (40)$$

și

$$\alpha_\delta = \frac{Q_\delta}{Q} = \frac{\sqrt{\ln(V_\delta^2 + 1)}}{\sqrt{\ln(V_r^2 + 1)}}; \quad (41)$$

- determinarea valorii caracteristicii a rezistenței

$$r_k = \bar{b} \cdot r_m \cdot \exp(-1.64 \cdot \alpha_{r_i} \cdot Q_{r_i} - u_{k,n} \cdot \alpha_\delta \cdot Q_\delta - 0.5 \cdot Q^2) \quad (42)$$

și valorii de calcul a rezistenței

$$r_d = \bar{b} \cdot r_m \cdot \exp(-3.04 \cdot \alpha_{r_i} \cdot Q_{r_i} - u_{d,n} \cdot \alpha_\delta \cdot Q_\delta - 0.5 \cdot Q^2); \quad (43)$$

- determinarea coeficientului parțial de siguranță

$$\gamma_R = \frac{r_k}{r_d}. \quad (44)$$

Pentru această prelucrare nu s-au luat în calcul încercările experimentale cu raportul dintre lățimea netă și lățimea totală de  $b_{p,n}/b_p = 0.2$ , adică speciamele notate cu \*\*\*08. Deasemenea s-au eliminat și unele maxime și minime locale care s-au dovedit a avea probleme din timpul încercărilor și afectau corelația populației rezultatelor.

Urmând pașii prezentați mai sus sau obținut rezultatele prezentate în Tabel 23.

Tabel 23: Etape de determinare coeficient parțial de siguranță

$\bar{b}_{(r)}$	$V_{r_i}$	$V_\delta$	$V_r$	$\alpha_{r_i}$	$\alpha_\delta$	$r_k$	$r_d$	$\gamma_R$
0.974	0.0583	0.078	0.097	0.5995	0.8017	58.255	50.845	1.146

După cum se poate vedea s-a obținut o valoare de 1.146 pentru coeficientul parțial de siguranță, care în continuare se va considera egală cu 1.15.

#### 4.6 Concluzii

Numărul total al speciimenelor măsurate este de 270 bucăți cu lungime de 210.0, 420.0 și 630.0 mm, acestea având aceeași secțiune transversală, dar diferă forma și dimensiunile perforațiilor executate pe inimă și/sau talpa profilului. Măsurătorile de grosime au totalizat 2598 valori, iar cele de imperfecțiune secțională 1030. Ca urmare a centralizării măsurătorilor și prelucrării statistice a rezultatelor s-a găsit o grosime medie a tablei metalice din care au fost confecționate speciimenele. În plus s-au identificat formele inițiale de imperfecțiune prezente la secțiunea transversală a acestora, care pot fi de tip căscare sau închidere, respectiv s-a determinat magnitudinea maximă a acestora.

S-au identificat două tipuri de material din încercările de tracțiune, dar și ca urmare a încercărilor de determinare a variației caracteristicilor materialului pe secțiunea transversală datorită procesului de formare la rece.

Metoda propusă de Rondal (1992) a fost aplicată pentru determinarea tensiunilor reziduale de încovoiere. Metoda aplicată deși este o metodă extrem de simplă și ieftină ea conduce la rezultate comparabile cu cele prezentate de alți cercetători, dar care au folosit metode mai complicate și costisitoare implicând un volum de muncă și dispozitive de măsurare speciale.

Încercările de compresiune au furnizat valorile rezistențelor ultime a speciimenelor perforate. Reducerea acestei rezistențe a fost difertită funcție de tipo-dimensiunea perforației și poziției acesteia pe secțiunea transversală. Pornind de la aceste rezultatele s-a evaluat aplicabilitatea metodei grosimii echivalente prin intermediul unui factor parțial de siguranță.

Având aceste măsurători efectuate datele obținute au fost folosite pentru modelarea numerică a încercărilor experimentale de compresiune la care au fost supuse aceste speciimene, respectiv modelul numeric calibrat va fi folosit pentru simularea unor încercări suplimentare care nu au fost incluse în studiul experimental.

## CAPITOLUL 5: FORME DE INSTABILITATE SIMPLE ȘI CUPLATE ALE PROFILELOR CU PEREȚI SUBȚIRI PERFORAȚI

### 5.1 Introducere

Multe aspecte influențează rezistența ultimă a profilelor metalice formate la rece, cum ar fi prezența imperfecțiunilor de natură geometrică sau mecanică, instabilitatea locală a pereților secțiunii, instabilitatea globală al întregului element sau interacțiune acestor două moduri de pierdere a stabilității. Acești factori sunt suplimentați de prezența perforațiilor, care vor schimba rezistența ultimă a secțiunilor perforate. Este imposibil de a elabora o procedură generală pentru calculul acestora datorită gamei largi de dimensiune și configurație a perforațiilor, respectiv proiectarea doar printr-un calcul poate fi necorespunzătoare sau poate conduce la o soluție neeconomică.

De aceea este uzuală proiectarea pe baza combinației dintre încercări experimentale și calcule. Dar încercările sunt destul de costisitoare și necesită timp îndelungat, de aceea se intenționează încurajarea dezvoltării procedurilor numerice simplificate bazându-se pe proceduri numerice ca Metoda Elementului Finit, Metoda Fâșiei Finite sau Teoria Grinzii Generalizate pentru prezicerea performanțelor structurale a stâlpilor metalici perforați pentru depozite paletizate.

În zilele noastre este o practică uzuală în proiectarea structurilor inginerești încrederea în analizele automate, iar instrucțiunile practice și standardele admit ca unde se poate arăta că o analiză numerică este suficientă, acesta se poate folosi pentru înlocuirea procedurii de încercare experimentală relevantă.

Acesta este și obiectul acestui capitol, și anume se vor prezenta modurile de instabilitate local, distorsional și global precum și ciplarea acestora la profilele metalice formate la rece, precum și câteva aplicații a metodelor numerice sus amintite folosite pentru evaluarea comportării și rezistenței ultime a berelor cu perforații. Deasemenea, prin generarea numerică a unor "încercări experimentale" se evaluează valoarea unui factor de imperfecțiune echivalent al unei bare perforate, cu care la rândul ei se pot folosi relațiile de verificare la stabilitate incluse în prezent în normele de calcul pentru profilele cu pereți subțiri formate la rece.

## 5.2 Probleme specifice de stabilitate a profilelor metalice formate la rece

### 5.2.1 Moduri specifice de pierderea stabilității

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 115:

- 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;
- 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;
- 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 deversement, caracteristic barelor sollicitate la încovoiere pură).

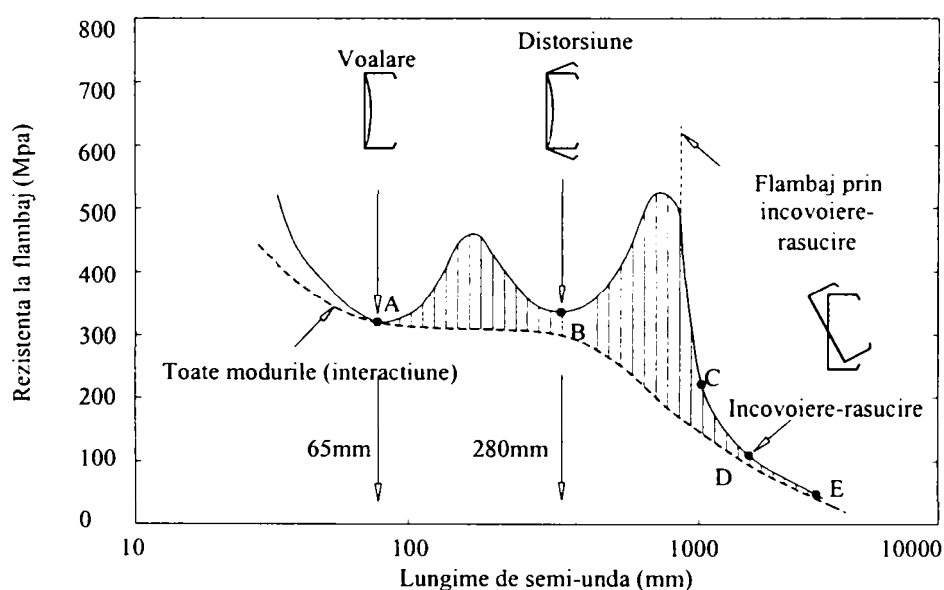


Figura 115: Moduri de flambaj funcție de lungimea de semiundă pentru un profil C solicitat la compresiune (Hancock, 1998)

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 secționat 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 116 și Figura 117 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 (Ungureanu 2003).

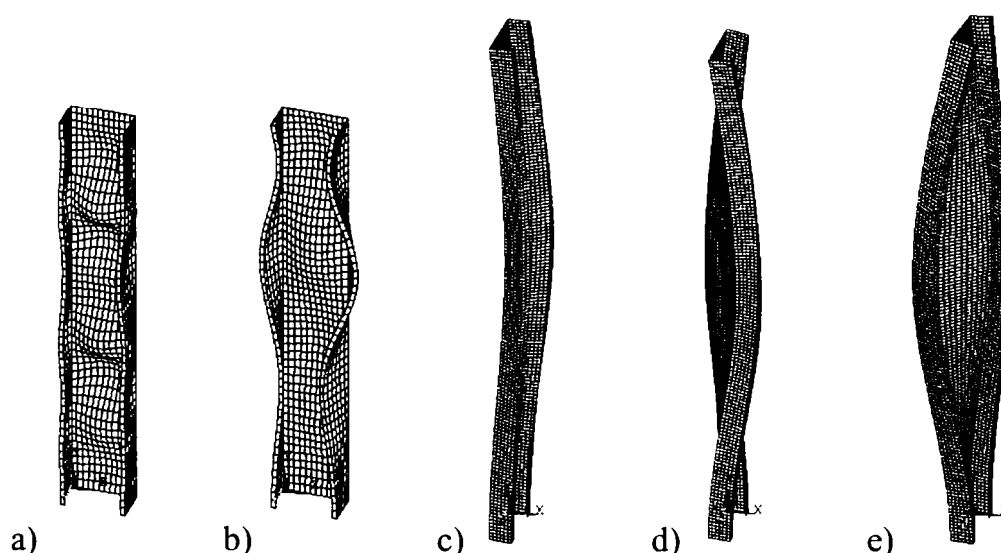


Figura 116: Moduri simple de flambaj pentru un profil C format la rece comprimat: a) local ( $L$ ); b) distorsional ( $D$ ); c) încovoiere ( $F$ ); d) torsional ( $T$ ); e) încovoiere-răsucire ( $FT$ )

Pentru o secțiune dată se pot obține diferite moduri de pierdere a stabilității funcție de lungimea de flambaj, așa cum se arată în Figura 115 (Hancock, 1998).



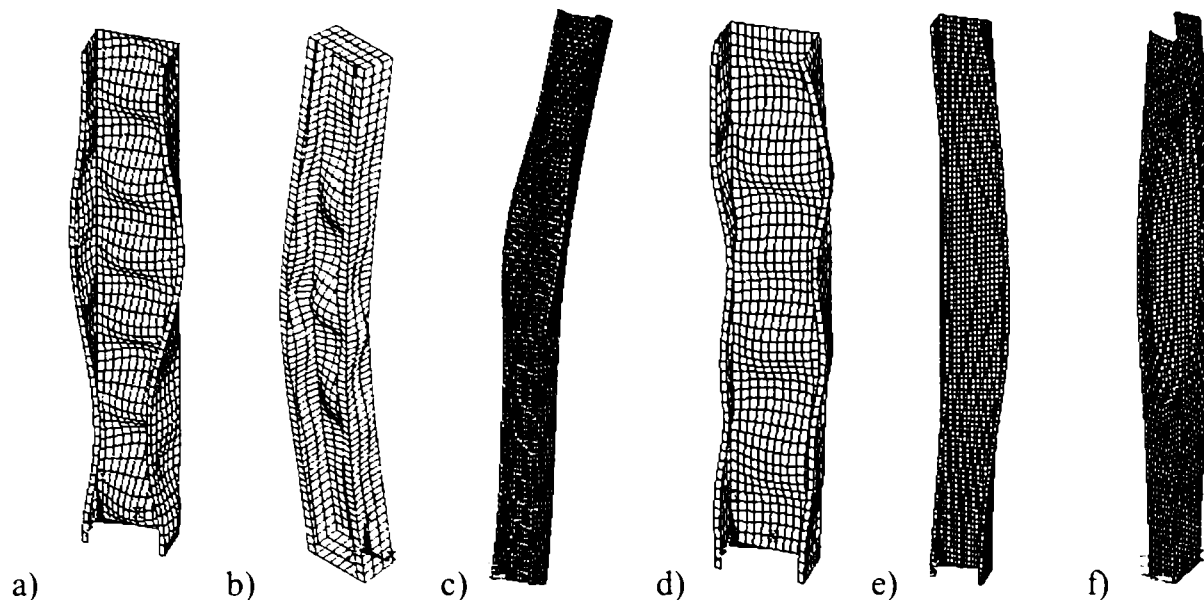


Figura 117: Moduri cuplate (interacțiuni) de flambaj pentru un profil C format la rece comprimat: a)  $L+D$ ; b)  $F+L$ ; c)  $F+D$ ; d)  $FT+L$ ; e)  $FT+D$ ; f)  $F+FT$

Figura 115 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 115, 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 115, 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 115). 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.

### 5.2.2 Interacțiunea modurilor de pierderea stabilității

O structură ideală își pierde stabilitatea prin bifurcarea echilibrului, în timp ce o structură reală (cu imperfecțiuni) își pierde stabilitatea prin limitarea echilibrului ( $P_l$ ). 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 1994).

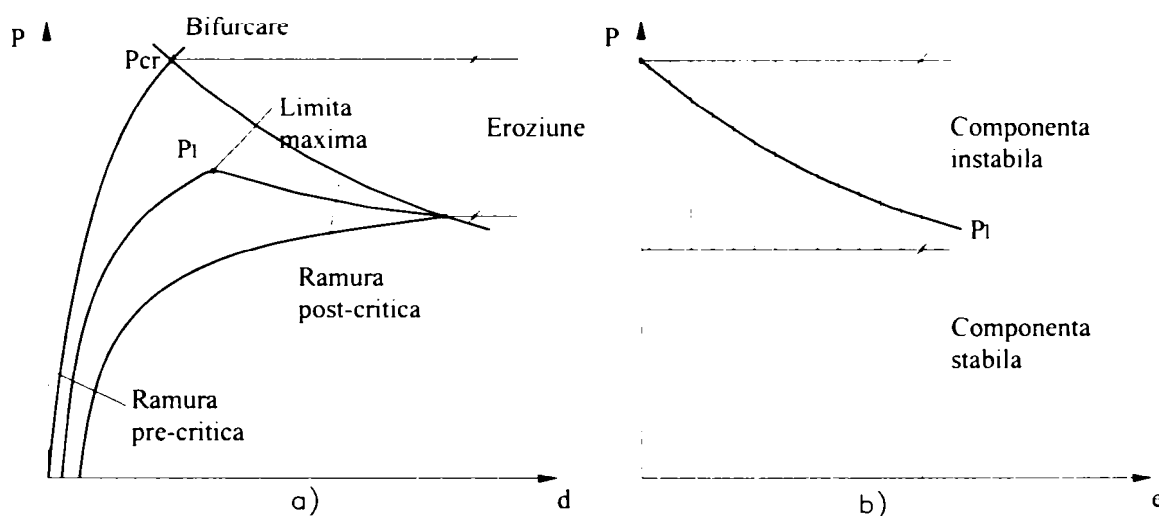


Figura 118: Pierderea stabilității prin bifurcarea echilibrului și fenomenul de eroziune al încărcării critice

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 ( $P_l$ ). Coeficientul de eroziune  $\psi$ , poate fi definit astfel:

$$P_l = (1 - \psi) \cdot P_{cr} \quad (45)$$

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 118b). 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 1994) a determinat că factori principali deformațiile extensionale, rezemările elastice și deformațiile plastice. Eroziunea componentei instabile produsă de acești factori se numește eroziune primară (Figura 119a).

În cazul instabilităților cuplate apare și o eroziune secundară (Figura 119b). 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.

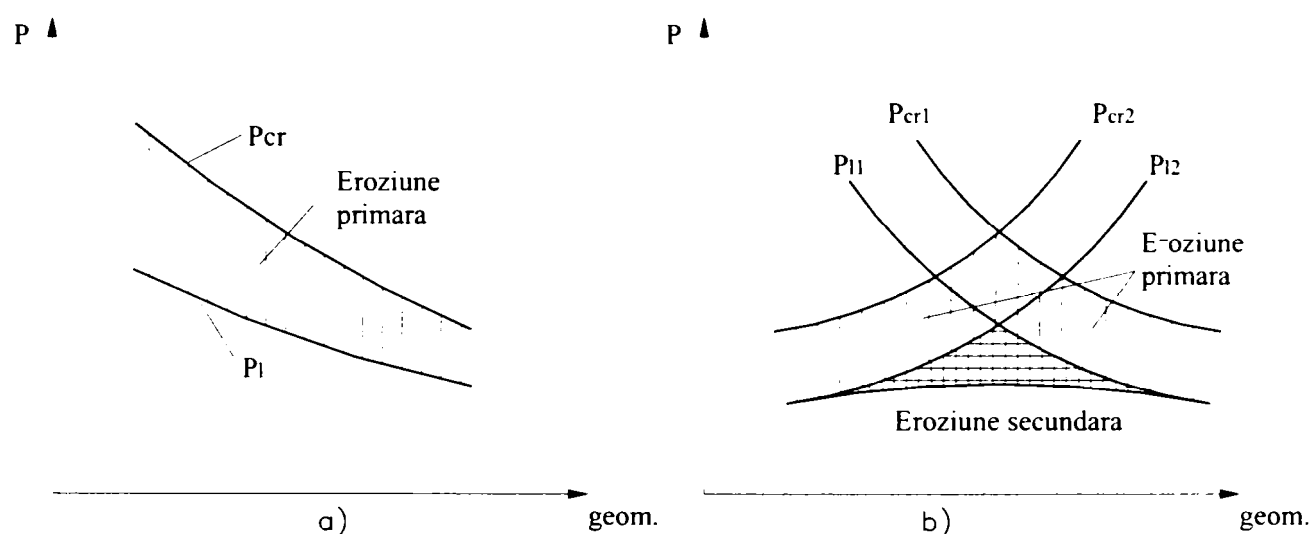


Figura 119: Eroziunea primară și eroziunea secundară a încărcării critice de bifurcare

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 120).

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 121a).

P ▲

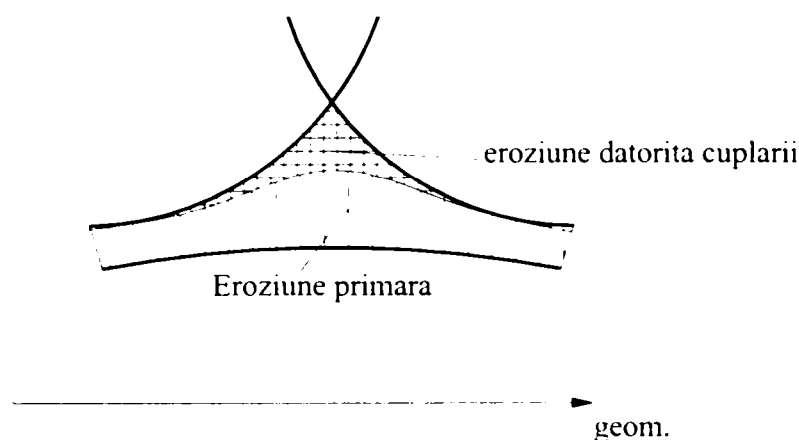


Figura 120: Model de calcul al eroziunii primare și secundare

- 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 121b).

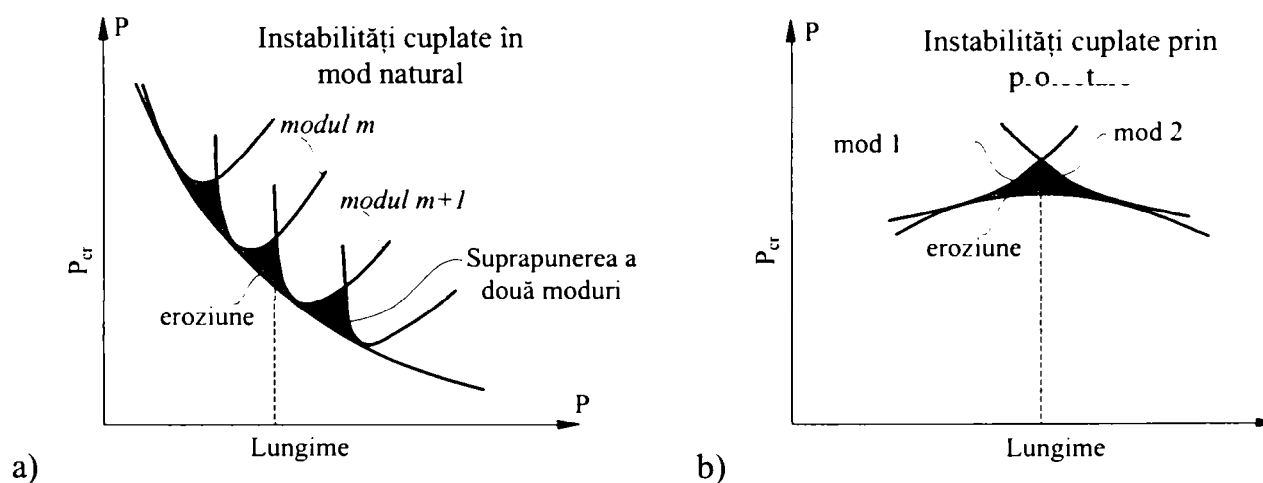


Figura 121: Instabilități cuplate: a) în mod natural; b) prin proiectare

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.

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  $\psi$ , a fost introdus ca o mărime a eroziunii încărcării critice. Funcție de mărimea eroziunii, Gioncu (1994) 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 sollicitate 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, deformată finală prezintă o

configurație voalată locală, spre deosebire de configurația periodică asociată modurilor teoretice de voalare. Acest lucru se întâmplă deoarece modul local prezintă o ramură post-critică descrescătoare, deci o instabilitate mai pronunțată, decât modul periodic. În a doua fază 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 Tabel 24 se prezintă principalele tipuri de instabilități cuplate ce apar la elementele de tip bară și clasele de interacțiune în care acestea sunt încadrate.

Tabel 24: Instabilități cuplate la elemente de tip bară

	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	$F + L = FL$	$SI$ spre $VSI$ $\psi \geq 0.3$
		$FT + L = FTL$	
		$F + FT + L = FFTL$	$MI$ spre $SI$ $0.3 < \psi \leq 0.5$
		$F + D = FD$	
$FT + D = FTD$			
$F + FT + D = FFTD$			
4.	Grinzi realizate din bare cu pereți subțiri	$LT + L = LTL$	$MI$
		$LT + D = LTD$	$\psi \leq 0.3$

### 5.3 Analiza comportării profilelor metalice perforate folosind metode numerice

Principalul obiectiv al unei analize folosind metode numerice este de a reproduce matematic comportarea unui sistem curent ingineresc, cu alte cuvinte analiza trebuie să fie modelul matematic acurat al unui prototip fizic. În sensul larg al înțelesului aceasta înseamnă că modelul trebuie să cuprindă toate nodurile, elementele, proprietățile de material, constante reale, condiții de margine, și alte caracteristici care sunt folosite pentru a reprezenta sistemul fizic real.

#### 5.3.1 Descriere încercări experimentale 'Trento'

Un program de cercetare a problemelor de stabilitate a structurilor metalice de depozitare paletizată este actualmente în desfășurare la Universitatea din Trento, Italia. Principalul obiectiv al acestui proiect de cercetare este dezvoltarea unui standard de proiectare simplificat pentru sistemele structurale a depozitelor paletizate. Programul experimental cuprinde mai mult de 440 încercări, atât pe tronsoane scurte cât și pe conectori de capăt de grindă (Baldassino ș.a 1998a, b).

Pentru a evalua influența perforațiilor a fost selectat un tip de secțiune de stâlp pentru structurile de depozitare (vezi Figura 122), datorită rezultatelor preliminare obținute cu metoda fâșiilor finite care au arătat că valoarea tensiunii flambajului elastic prin distorsiune este foarte aproape de cea asociată modului de flambaj local. Și în plus ambele valori de tensiune sunt aproape coincidente cu cea asociată limitei de curgere a materialului.

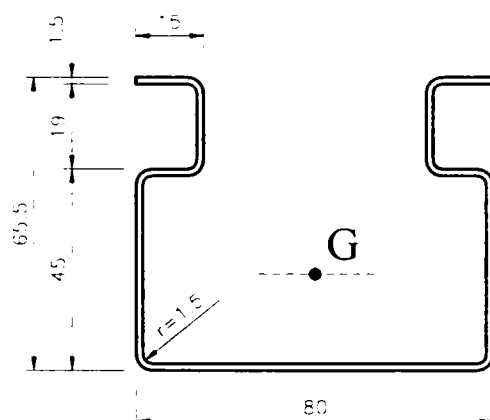


Figura 122: Secțiune de stâlp pentru structuri de depozitare (Baldassino și Hancock 1999)

Programul experimental cuprinde încercări de compresiune atât pe elemente perforate cât și pe elemente fără perforații. Specimenele au fost concepute urmărind criteriile pentru încercări de tip tronson scurt indicate în FEM10.2.02 (1997) (vezi Figura 123). Aria secțiunii transversale perforate ( $A_n$ ) este 86.23 % a ariei secțiunii transversale brută ( $A_g$ ) a elementului. Valoarea medie măsurată a limitei de curgere pentru speci­menele cu perforații este de 358.0 N/mm<sup>2</sup>, iar pentru cele fără perforații este de 376.0 N/mm<sup>2</sup>. De aici, prin înmulțirea tensiunii de curgere cu aria secțiunii transversale brută, rezultă forța de distrugere de 143.4 kN respectiv 136.5 kN.

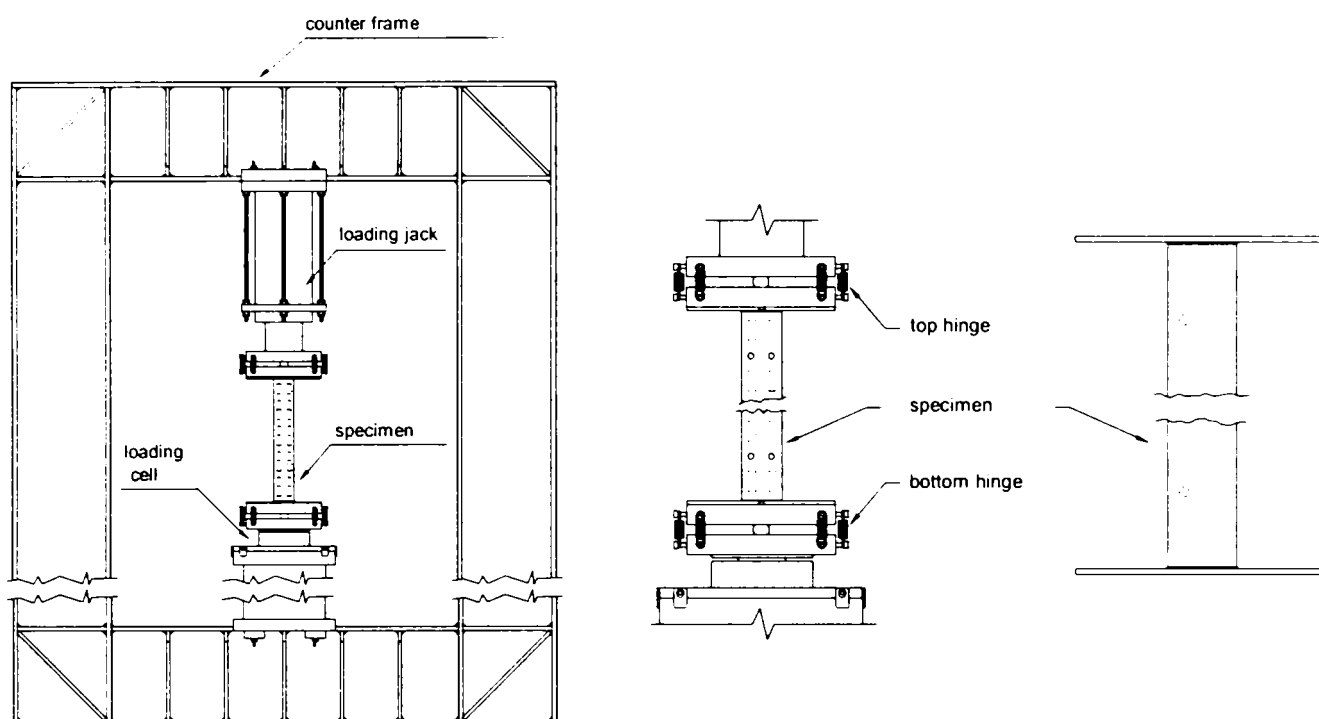
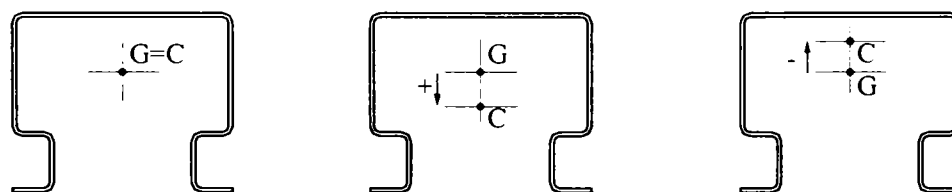


Figura 123: Cadru încercare și montaj specimen (Baldassino ș.a 1998b).

S-au considerat specimene cu lungimi diferite, variind între 285.0 mm și 1185.0 mm, pentru a investiga modul de flambaj a specimenului la o anumită lungime. De asemenea s-a mai luat în considerare și influența excentricității a încărcărilor, și anume prin variația poziției relative dintre punctul de mijloc a plăcii de capăt (unde se aplică forța) și linia centrului de greutate a specimenului (vezi Figura 124). O atenție particulară s-a acordat specimenului cu lungime de 510.0 mm, fiindcă aceasta corespunde criteriilor FEM10.2.02 (1997) pentru încercarea pe tronson scurt.



G: centrul de greutate al secțiunii transversale brute  
C: centrul de aplicare al forțelor

Figura 124: Aplicarea excentrică a forțelor (Baldassino și Hancock 1999)

Specimenele au fost notate cu  $WH$  sau  $H$  (pentru specimene fără perforații respectiv cu perforații) și cu valorile reale a excentricității ( $e$ ) și lungimii specimenului. Specimenele au fost supuse la compresiune până în momentul colapsului, centralizând rezultatele în Tabel 25. S-a făcut o prima evaluare a rezultatelor în raport cu excentricitatea încărcării și ca urmare prezintă influența excentricității încărcării.



Tabel 25: Forțele ultime și modul de distrugere al încercărilor din Trento

Specimen	Forța ultimă $P_u$ [kN]	Modul de distrugere	Specimen	Forța ultimă $P_u$ [kN]	Modul de distrugere
WH/8.15/510	115.0	<i>D</i>	H/+9.20/510	84.0	<i>D</i>
WH/3.85/510	139.0	<i>D</i>	H/+5.70/510	94.0	<i>L</i>
WH/+1.90/508	139.0	<i>L</i>	H/+5.20/510	93.0	<i>D</i>
WH/+0.005/510	126.0	<i>L</i>	H/+4.45/510	93.0	<i>D</i>
WH/-0.15/511	127.0	<i>L</i>	H/+4.15/510	92.0	<i>D</i>
WH/-0.55/509	126.0	<i>L</i>	H/+3.75/510	95.0	<i>D</i>
WH/-2.70/510	117.0	<i>L</i>	H/+1.95/510	95.0	<i>L, F</i>
WH/-5.70/511	108.0	<i>L</i>	H/+1.50/511	93.0	<i>L</i>
			H/-0.55/510	87.0	<i>L</i>
			H/-0.80/510	85.0	<i>L</i>
			H/-3.50/510	77.0	<i>L, F</i>
			H/-4.60/510	75.0	<i>D</i>

### 5.3.2 Simulări numerice folosind Metoda Elementului Finit (MEF)

Practic în analiza numerică s-au folosit două tipuri de modele cu element finit, care au fost concepute ca o aproximare a procedurii de încercare folosit în programul de încercări pe tronson scurt.

În Figura 125 se prezintă mesh-ul de elemente finite pentru analiza numerică, și anume în pentru speciamele fără perforații (WH), respectiv pentru speciamele cu perforații (H), iar deasemenea se prezintă un modul de perforații. Pentru elemente finite s-a folosit elementul tip placă SHELL43 plastic large strain shell, care are șase grade de libertate în fiecare nod, respectiv se poate plasticiza, ceda lent și are capacitate de deformații mari (ANSYS 2001).

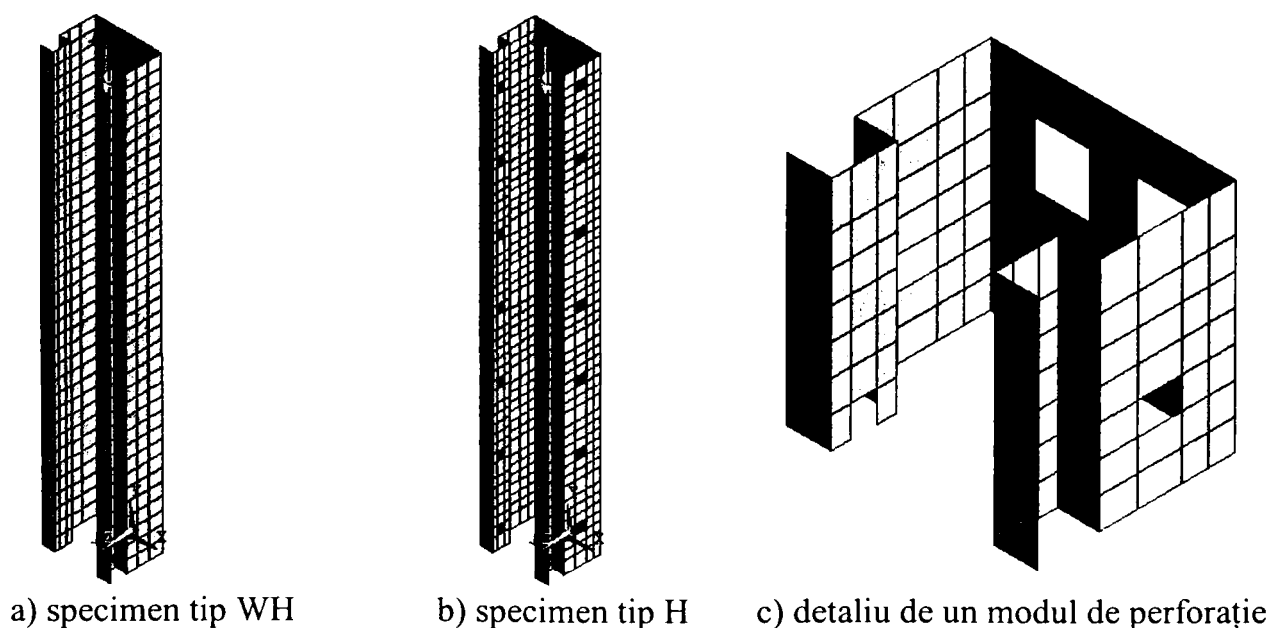


Figura 125: Modele cu elemente finite a încercărilor experimentale de la 'Trento'

Cum am amintit, dezvoltarea unui model analitic corespunzător pentru a simula comportarea elementelor structurale din oțel formate la rece necesită o reprezentare corectă a caracteristicilor de material corespunzătoare (Abdel-Rahman și Sivakumaran 1997).

Valorile experimentale a limitei de curgere și tensiunii ultime, cele determinate în studiile experimentale din (Baldassino ș.a. 1998a; b) au fost folosite pentru a modela materialul. Dar din cauză că modulul de elasticitate a fost diferit de cel nominal am construit o curbă caracteristică a materialului folosind legea lui Power, care a avut la bază valoarea nominală a modulului de elasticitate de  $E = 210000 \text{ N/mm}^2$  și limita de curgere respectiv cea ultimă. Legea de comportare tip Power este practic o relație de legătură între tensiunea după ce a intrat materialul în curgere, și deformații. Valoarea  $q$  trebuie determinată în pași. Folosind această formulă determinăm modelul de material tip MISO.

$$\sigma = f_{yb} \cdot \sqrt{\frac{q \cdot E \cdot \varepsilon}{f_{yb}} - q + 1} \quad (46)$$

După analizele numerice din prezentate în Szabo (1999a, b) a rezultat că este foarte importantă implementarea imperfecțiunilor geometrice inițiale în analiza numerică. Imperfecțiunile geometrice în elementele de metal formate la rece reprezintă deviațiile formei reale a elementului de la geometria perfect teoretică. În analizele numerice este necesară introducerea unor asemenea perturbații geometrice în cazul când se dorește studierea rezistenței unei structuri. Când se folosesc imperfecțiuni geometrice pentru a invoca neliniaritatea geometrică, forma imperfecțiunii se poate determina cu o analiză de flambaj, iar acestea trebuie să fie afine cu principalele moduri de flambaj local sau general a elementului.

Pentru cazul flambajului local/secțional, dimensiunea și forma imperfecțiunilor inițiale au fost luate conform celor precizate de către Schafer și Pekoz (1998), și anume (vezi Figura 126):

$$\delta_1 \approx 0.006 \cdot w_2 = 0.006 \cdot 43.4 = 0.26 \text{ mm} \quad (47)$$

$$\delta_2 \approx 0.006 \cdot w_2 = 0.006 \cdot 78.4 = 0.47 \text{ mm} \quad (48)$$

$$\left. \begin{array}{l} \delta_3 \approx 0.014 \cdot \frac{w}{t} + 0.5 = 0.014 \cdot \frac{43.4}{1.6} + 0.5 = 0.88 \text{ mm} \\ \delta_3 \approx 1.8 \text{ mm} \end{array} \right\} \xrightarrow{\text{admitind}} \delta_3 = 1.0 \text{ mm} \quad (49)$$

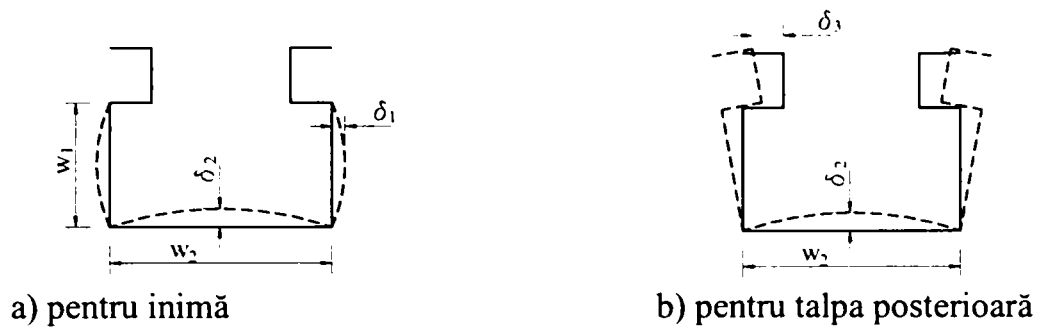


Figura 126: Forme de imperfecțiuni geometrice inițiale

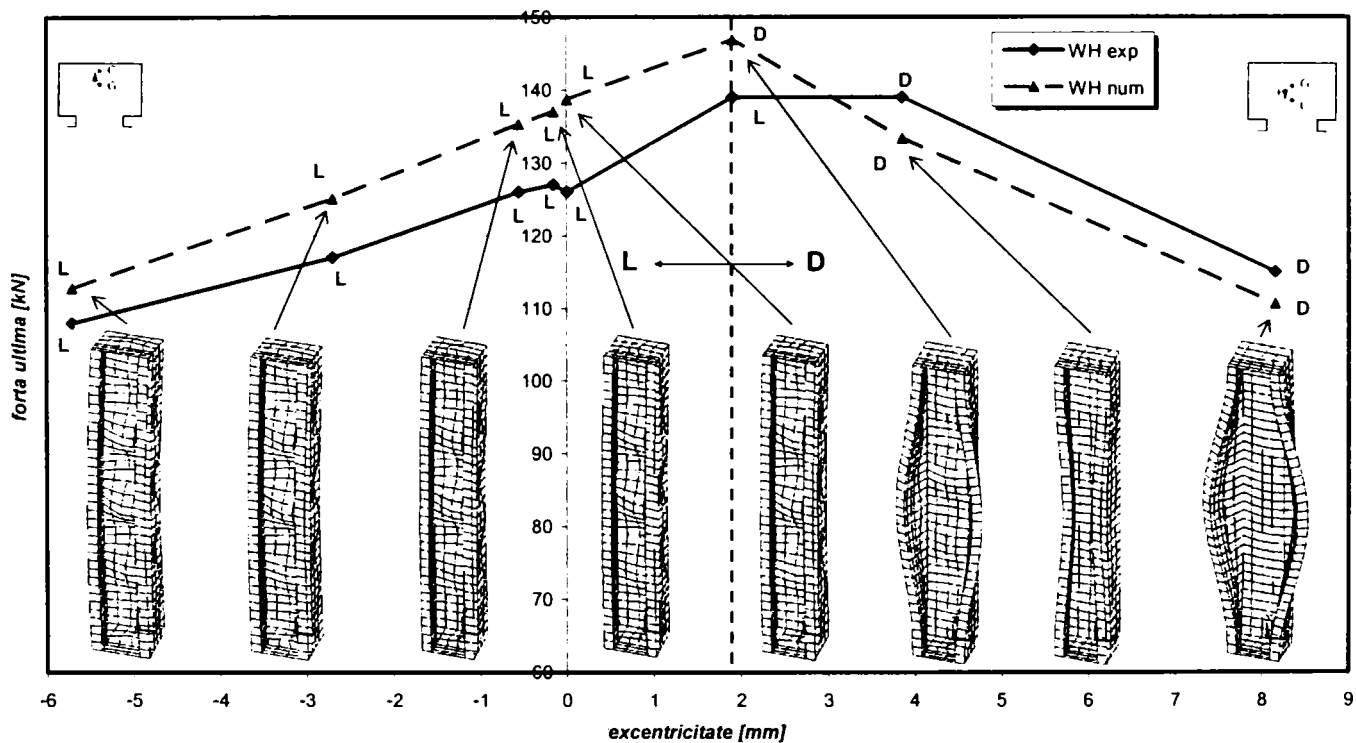


Figura 127: Rezultate simulări numerice pe profilele tip WH (fără perforații)

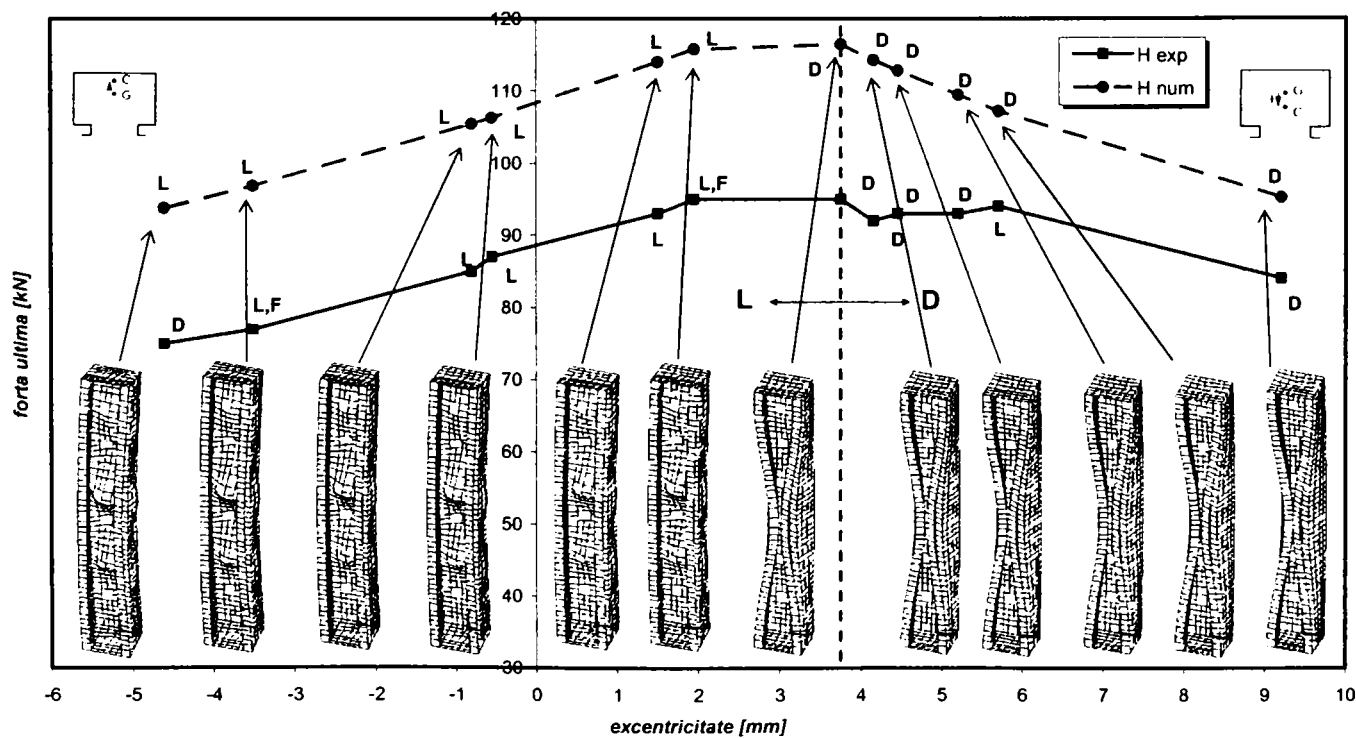


Figura 128: Rezultate simulări numerice pe profilele tip H (cu perforații)

### 5.3.3 Simulări numerice folosind Teoria Grinzii Generalizate (GBT)

#### 5.3.3.1 Teoria Grinzii Generalizate (Generalized Beam Theory-GBT)

Bazele Teoriei Grinzii Generalizate, numită prescurtat GBT, au fost puse de Schardt (1983) de la Universitatea din Darmstadt și continuate de Davies și Leach (1994) și Davies ș.a. (1994) 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.

Ecuatia diferențială de bază a teoriei grinzii generalizate este:

$$E \cdot {}^k C \cdot {}^k V''' - G \cdot {}^k D \cdot {}^k V'' + {}^k B \cdot {}^k V + \sum_{i=1}^m \sum_{j=2}^n {}^{ijk} \kappa \cdot ({}^i W \cdot {}^k V')' = {}^k q \quad (50)$$

unde indicii superiori sunt folosiți pentru a identifica modul de flambaj.

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

$${}^{i,k} W_{cr} = \frac{1}{{}^{ikk} \kappa} \cdot \left( 2 \cdot \sqrt{E \cdot {}^k C \cdot {}^k B + G \cdot {}^k D} \right) \quad (51)$$

$$\lambda_{cr} = \pi \cdot \sqrt[4]{\frac{E \cdot {}^k C}{{}^k B}} \quad (52)$$

Din Ecuația (52) 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 129 se prezintă moduri de flambaj pentru o secțiune tipică de structură de depozitare solicitată la compresiune. Din această figură se poate observa că primele 4 moduri corespund flambajului de bară, modurile 5, 6, 7 și 8 corespund flambajului prin distorsiune simetric și asimetric, modul 9 și 10 corespund distorsiunii rebordurilor, modul 11, 12 și 13 corespunde voalării inimii. În Figura 130 ÷ Figura 136 se prezintă curbe de flambaj pentru un acelaș profil solicitată la compresiune cu 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.

### 5.3.3.2 Rezultate obținute folosind GBT-ul

Pentru a evalua comportarea profilelor metalice cu pereți subțiri perforate au fost simulate încercările de la 'Trento', descrise anterior, folosind GBT-ul. După cum a fost descris acestea au fost supuse la compresiune cu încovoiere având condiții de rezemare articulate la capete. Se vor prezenta numai rezultatele obținute pentru speciamele tip H, adică cele perforate. Încărcarea s-a aplicat cu excentricități de aplicare a forței concentrate de compresiune. Acestea au fost după cum urmează de -5.0 mm; -2.5 mm; 0.0 mm; +2.5 mm; +5.0 mm; +7.5 mm; +10.0 mm. Sensul excentricității este prezentată și explicată în Figura 124. Pentru a putea fi simulate speciamele a fost considerată secțiunea transversală compusă din fâșii de tablă cu grosimi echivalente, grosimi care s-au determinat pentru luarea în calcul a perforațiilor conform Davies ș.a. (1997), procedură descrisă în subparagraful 3.4.1.

În Figura 129 se prezintă modurile de flambaj obținute, iar în Figura 130 ÷ Figura 136 sunt prezentate curbele de flambaj obținute pentru fiecare excentricitate în parte.

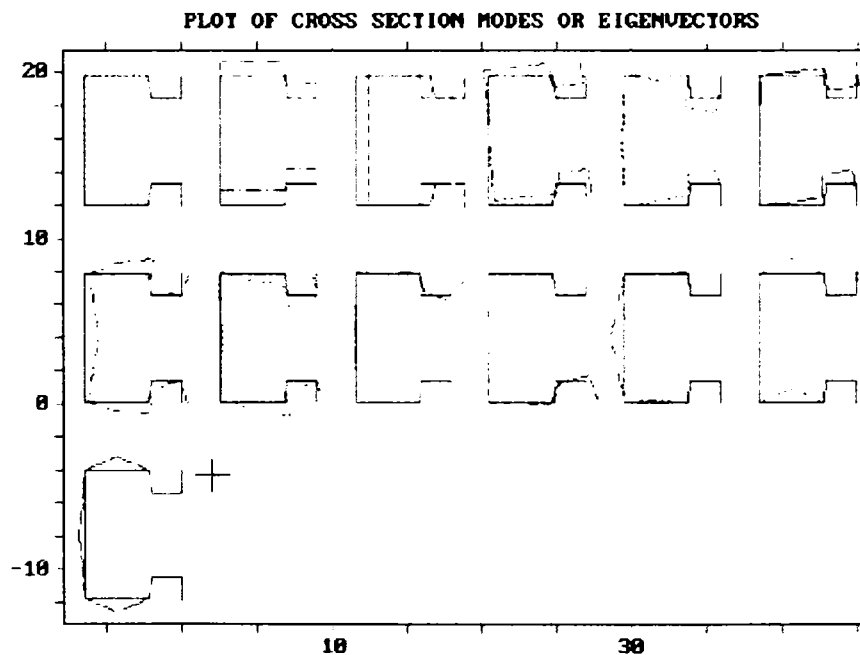


Figura 129: Imagine cu modurile de flambaj individuale obținute utilizând GBT-ul

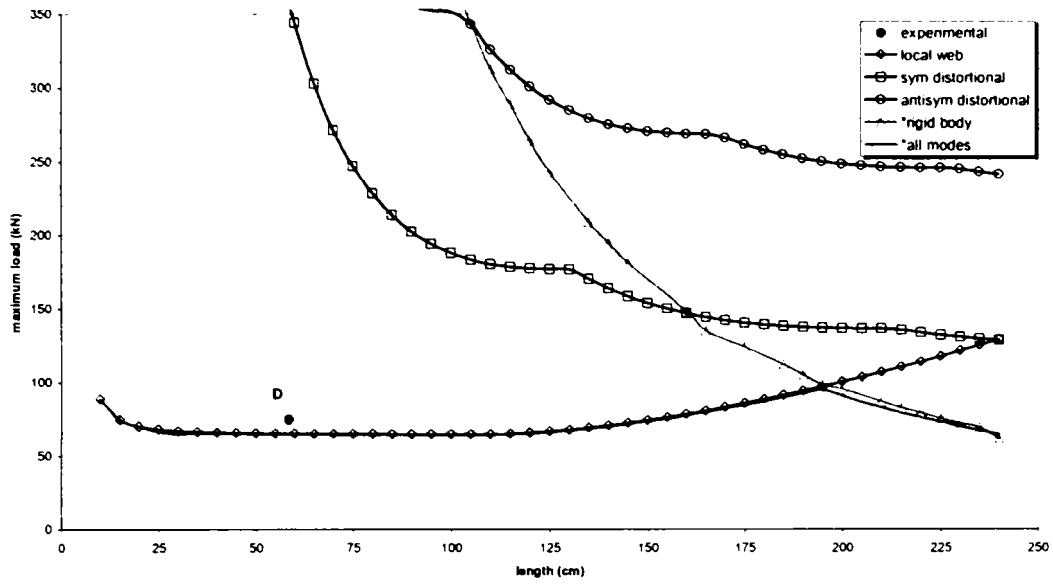


Figura 130: Curbe de flambaj pentru excentricități de -2.5 mm

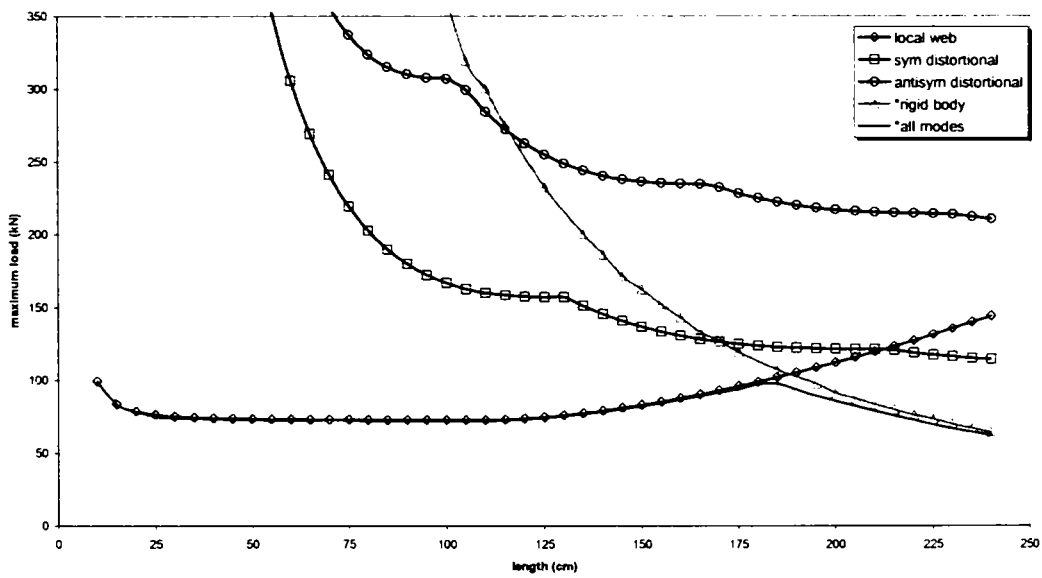


Figura 131: Curbe de flambaj pentru excentricități de -5.0 mm

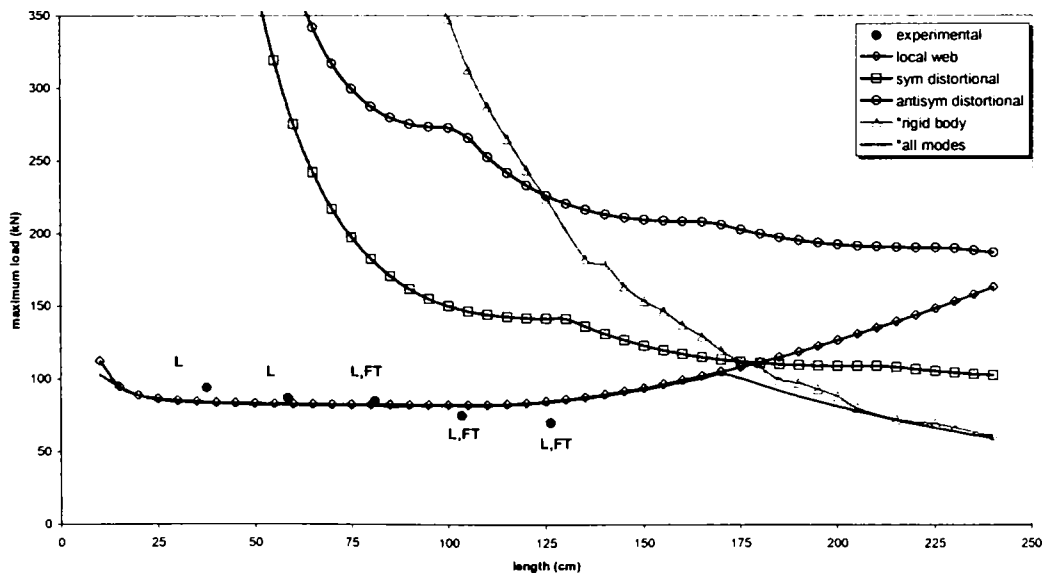


Figura 132: Curbe de flambaj pentru excentricități de 0.0 mm

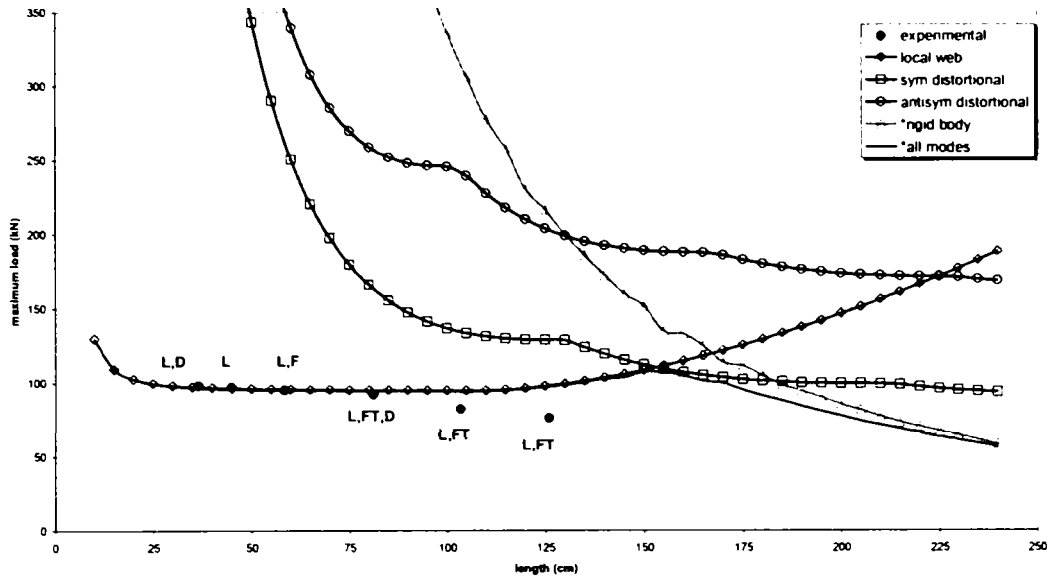


Figura 133: Curbe de flambaj pentru excentricități de +2.5 mm

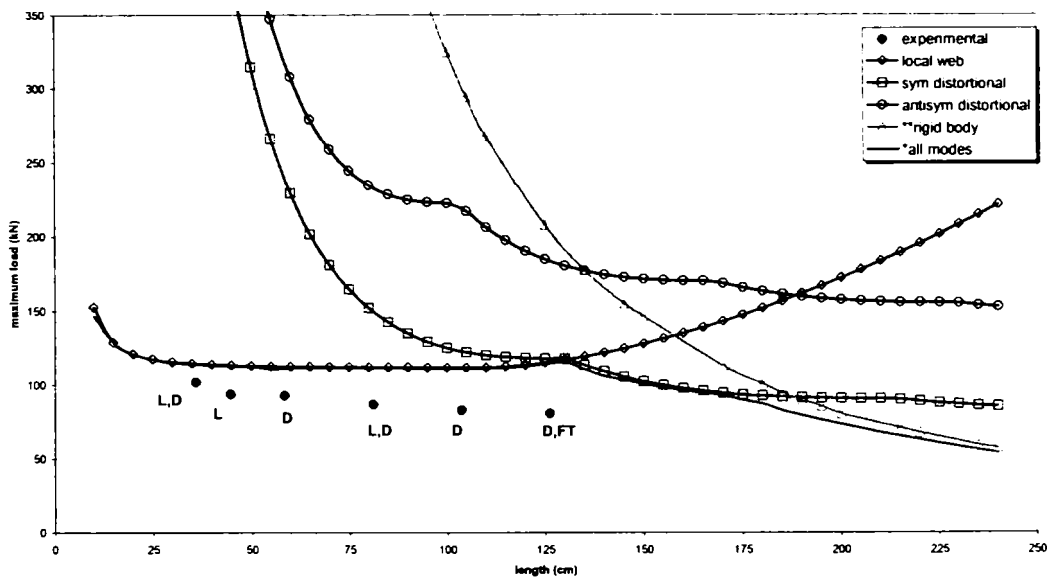


Figura 134: Curbe de flambaj pentru excentricități de +5.0 mm

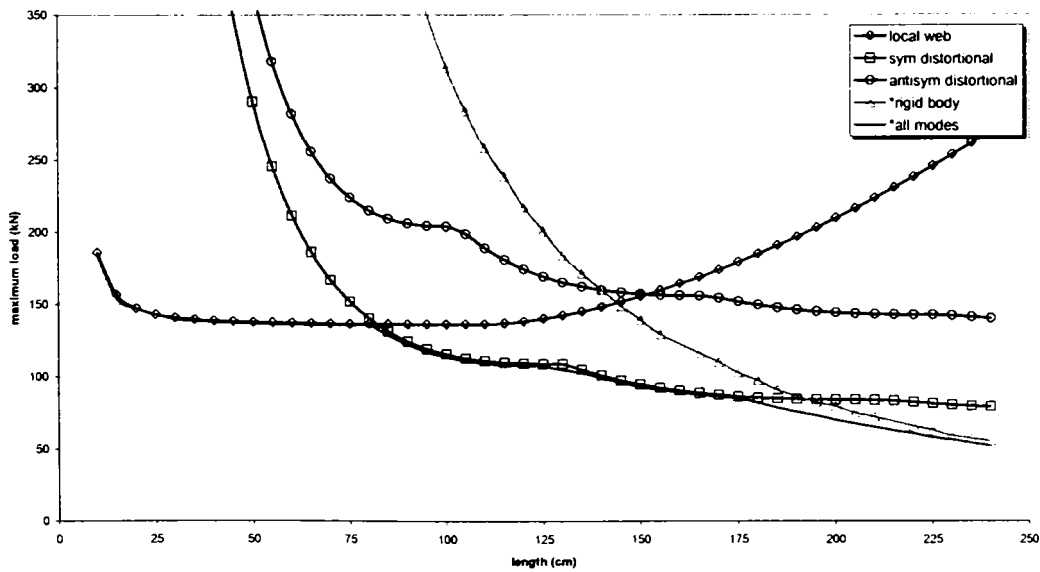


Figura 135: Curbe de flambaj pentru excentricități de +7.5 mm

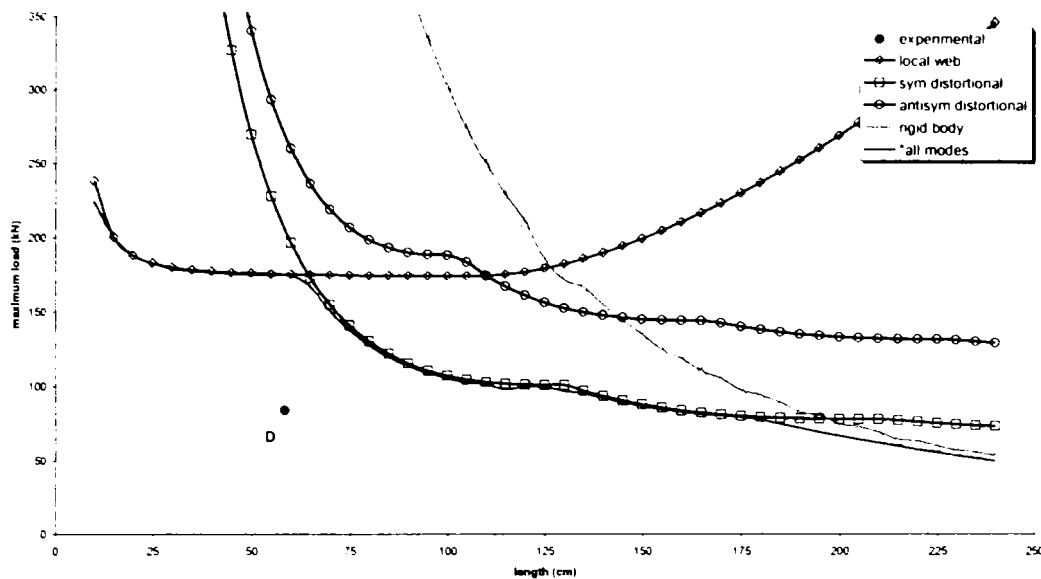


Figura 136: Curbe de flambaj pentru excentricități de +10.0 mm

Mai multe detalii privind întregul studiu, adică profile perforate și neperforate, sunt prezentate în Szabo (2002a).

#### 5.4 Calculul de stabilitate a profilelor cu pereți subțiri perforați pe baza conceptului de grosime echivalentă

În ceea ce urmează se vor studia posibilitatea folosirii metodei grosimii echivalente simplificate pentru determinarea rezistențelor ultime.

##### 5.4.1 Voalarea pereților

Din punct de vedere al voalării pereților metoda grosimii echivalente simplificată aplicată cu norma de proiectare Europeană s-a folosit cu succes pentru tronsoanele scurte, studiu prezentat în Capitolul 3, paragraful 3.5.

##### 5.4.2 Distorsiunea pereților

După cum s-a prezentat paragraful 5.2 pentru unele secțiuni transversale sau anumite zvelteți de bară modul de distorsiune poate să fie modul principal de pierdere a stabilității. Deasemenea Hancock (1985), Lau și Hancock (1987; 1988a,b) au prezentat susceptibilitatea la pierderea stabilității prin distorsiune a secțiunilor transversale pentru stâlpii structurilor de depozitare, iar pe baza unor studii experimentale și teoretice au propus formule de calcul pentru evaluarea forței critice de flambaj prin distorsiune a secțiunii transversale. Aceste



propuneri au fost introduse în normativul Australian și Neozelandez AS/NZS4600 (1996), și practic este singurul normativ în vigoare care tratează separat problematica distorsiunii. Procedura de calcul a efortului critic elastic și forței ultime de pierdere a stabilității prin distorsiune conform AS/NZS4600 (1996) pentru o secțiune transversală monosimetrică este următoarea:

$$P_{u,d} = A_g \cdot f_{yb} \cdot \left(1 - \frac{f_{yb}}{4 \cdot f_{od}}\right) \text{ pentru } f_{od} > \frac{f_{yb}}{2}, \quad (53)$$

$$\text{sau } P_{u,d} = A_g \cdot f_{yb} \cdot \left[0.055 \cdot \left(\sqrt{\frac{f_{yb}}{f_{od}}} - 3.6\right)^2 + 0.237\right] \text{ pentru } \frac{f_{yb}}{13} \leq f_{od} \leq \frac{f_{yb}}{2}, \quad (54)$$

unde efortul critic elastic de distorsiune  $f_{od}$  se poate evalua prin Ecuația (55)

$$f_{od} = \frac{E}{2 \cdot A} \cdot \left\{ (\alpha_1 + \alpha_2) - \sqrt{[(\alpha_1 + \alpha_2)^2 - 4 \cdot \alpha_3]} \right\} \quad (55)$$

iar

$$\alpha_1 = \frac{\eta}{\beta_1} \cdot (\beta_2 + 0.039 \cdot J \cdot \lambda^2) + \frac{k_\phi}{\beta_1 \cdot \eta \cdot E}, \quad (56)$$

$$\alpha_2 = \eta \cdot \left( I_y + 2 \cdot y_0 \cdot \frac{\beta_3}{\beta_1} \right), \quad (57)$$

$$\alpha_3 = \eta \cdot \left( \alpha_1 \cdot I_y - \frac{\eta}{\beta_1} \cdot \beta_3^2 \right), \quad (58)$$

$$\beta_1 = h_x^2 + \left( \frac{I_x + I_y}{A} \right), \quad (59)$$

$$\beta_2 = I_w + I_x \cdot (x_0 - h_x)^2, \quad (60)$$

$$\beta_3 = I_{xy} \cdot (x_0 - h_x), \quad (61)$$

$$\beta_4 = \beta_2 + (y_0 - h_y) \cdot [I_y \cdot (y_0 - h_y) - 2 \cdot \beta_3], \quad (62)$$

$$\lambda = 4.80 \cdot \left( \frac{\beta_4 \cdot b_w}{t^3} \right)^{0.25}, \quad (63)$$

$$\eta = \left( \frac{\pi}{\lambda} \right)^2 \text{ și} \quad (64)$$

$$k_\phi = \frac{E \cdot t^3}{5.46 \cdot (b_w + 0.06 \cdot \lambda)} \cdot \left[ 1 - \frac{1.1 \cdot f'_{od}}{E \cdot t^2} \cdot \left( \frac{b_w^2 \cdot \lambda}{b_w^2 + \lambda^2} \right)^2 \right] \quad (65)$$

în care  $f_{od}$  se obține din Ecuația (55) considerând că

$$\alpha_1 = \frac{\eta}{\beta_1} \cdot (\beta_2 + 0.039 \cdot J \cdot \lambda^2). \quad (66)$$

Notă: valorile  $A$ ,  $I_x$ ,  $I_y$ ,  $I_{xy}$  și  $I_w$  se determină doar pentru talpa comprimată (vezi Figura 137)

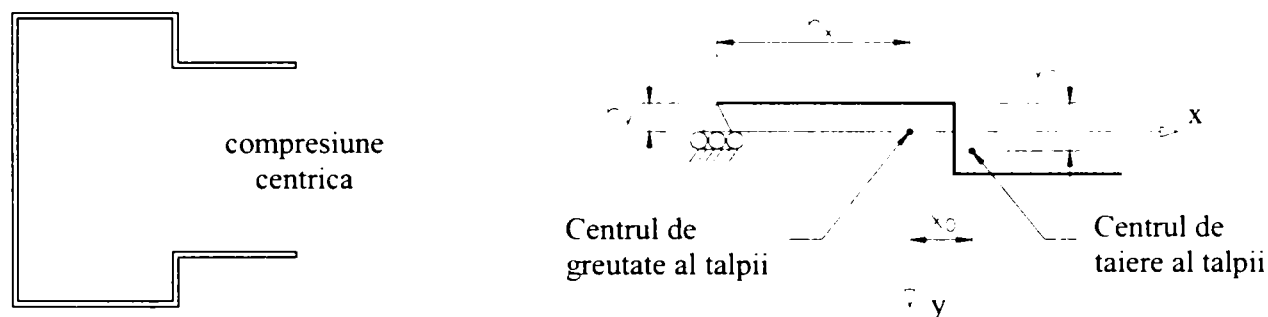


Figura 137: Determinarea caracteristicilor secționale a tălpii comprimată (AS/NZS4600 1996)

Schafer (2002) la rândul lui a propus Metoda Rezistenței Directe (Direct Strength method – DSM) cu ajutorul căreia se poate determina tensiunea critică de flambaj prin distorsiune, iar cu ajutorul unor formule empirice se determină rezistența ultimă a secțiunii. Mai multe detalii privind această metodă sunt prezentate în paragraful 5.4.4.

În ceea ce urmează se va evalua susceptibilitatea la modul de pierdere a stabilității prin distorsiune pe trei secțiuni transversale, și anume Sect1, Sect2 și Sect3 (vezi Figura 138). Sect1 și Sect2 este secțiune transversală tipică pentru stâlpii structurilor de depozitare. Acestea au fost considerate cu dimensiunile conform celei prezentate în Figura 122 (Baldassino și Hancock 1999), respectiv au fost eliminate treptat rebordul pe posterior și talpa posterioară. Dimensiunile și poziția au fost păstrate cele din studiile anterioare descrise în paragraful 5.3.

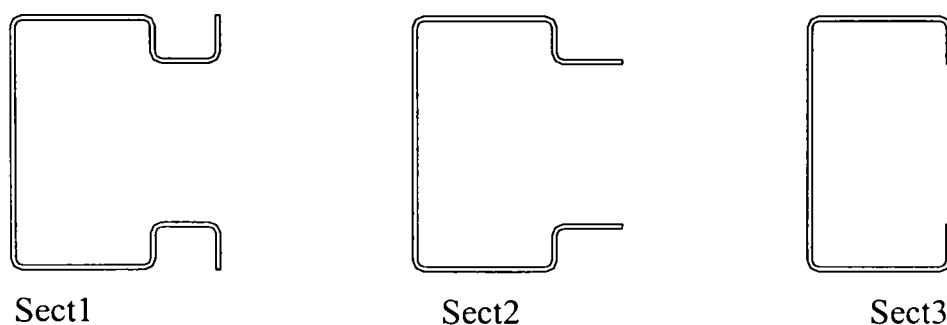


Figura 138: Secțiunile transversale analizate

Pentru a evalua efortul critic de flambaj a secțiunilor s-a folosit programul de calcul dezvoltat de Schafer (2002) denumit CUFSM<sub>2.5</sub>, care se bazează pe Metoda Fâșiilor Finite. Curbele de eforturi critice raportate la lungime sunt prezentate în Figura 139 ÷ Figura 141 pentru cele trei secțiuni transversale, cu variante neperforată și perforată, cea perforată analizându-se cu grosimea echivalentă.

Din Figura 139 ÷ Figura 141 se poate observa că într-adevăr secțiunile transversale tipice pentru stâlpii structurilor de depozitare par fi a dominate de modul de pierdere a stabilității prin distorsiune. Bineînțeles studiul a fost limitat din punct de vedere al zvelteților de elemente componente a secțiunii transversale, dar este totuși concludentă din punct de vedere calitativ.

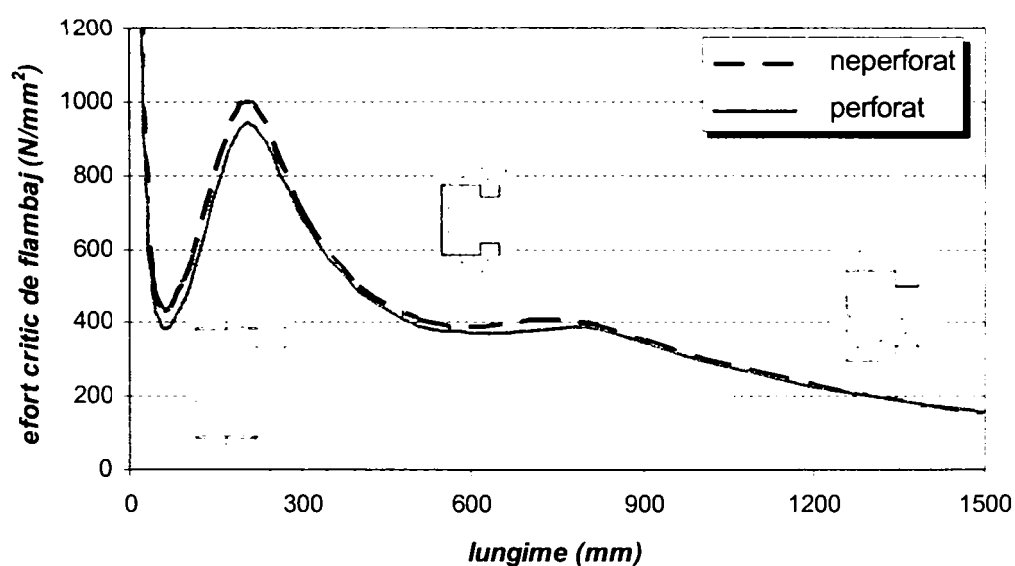


Figura 139: Eforturile critice de flambaj pentru Sect1 neperforat și perforat

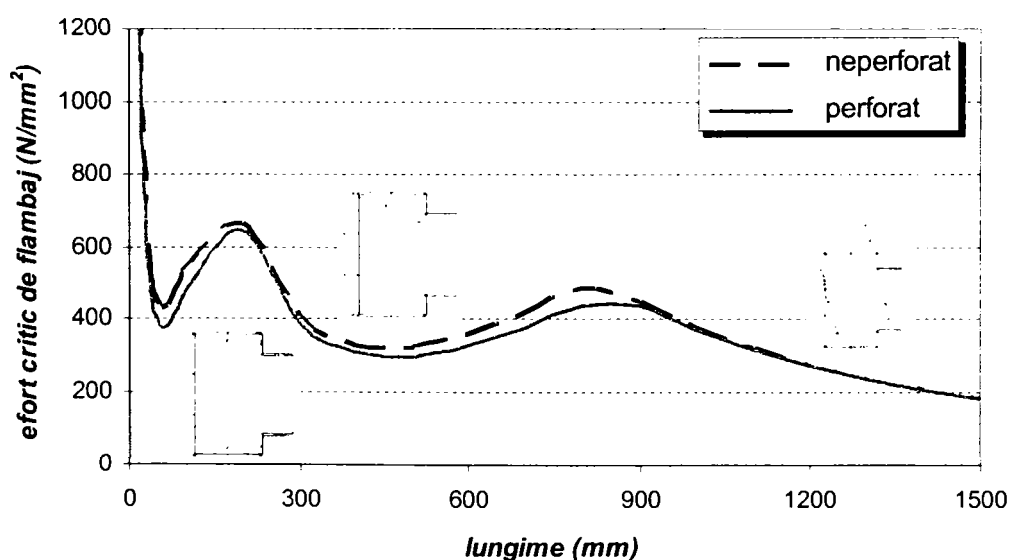


Figura 140: Eforturile critice de flambaj pentru Sect2 neperforat și perforat

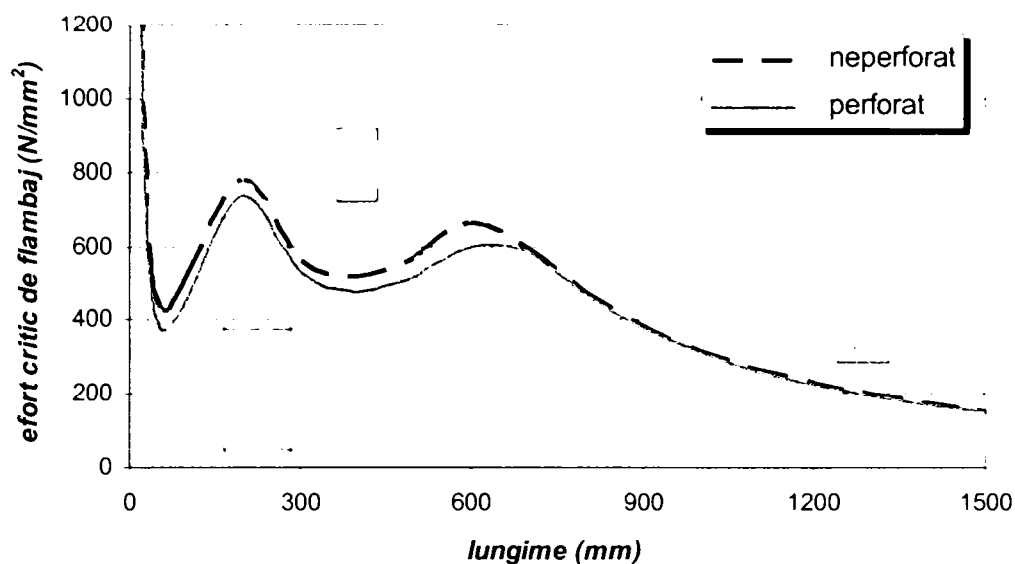


Figura 141: Eforturile critice de flambaj pentru Sect3 neperforat și perforat

Pentru a compara rezultatele obținute cu Norma Australiană și Neozelandeză AS/NZS4600 (1996) și cea folosind Metoda Rezistenței Directe (DSM) pentru forța ultimă de pierderea stabilității prin distorsiune s-au aplicat acestea pe secțiunile perforate și rezultatele sunt prezentate în Tabel 26. După cum se poate vedea rezultatele obținute cu Metoda Rezistenței Directe (DSM) sunt pentru toate cazurile mai acoperitoare decât cele obținute cu norma AS/NZS4600 (1996).

Tabel 26: Comparație forță ultimă de pierderea stabilității prin distorsiune (kN)

	Sect1	Sect2	Sect3
AS/NZS4600 (1996)	137.193	120.826	101.297
DSM (2002)	107.472	87.246	86.147

Pentru a avea o imagine mai generală a cuplării modului de distorsiune cu cele de flambaj local (voalare) și flambaj global se vor compara curbele de forță ultimă obținute cu EN1993-1-3 (2002) aplicată cu grosimea echivalentă deasemenea considerându-se pentru aceasta și forța ultimă de pierderea stabilității prin distorsiune, precum și curba obținută cu Metoda Rezistenței Directe. Rezultatele obținute sunt prezentate în Figura 142 ÷ Figura 144.

Cum s-a prezentat anterior analizând Tabel 26 se poate observa din Figura 142 ÷ Figura 144 că pentru secțiunile transversale Sect1 și Sect2 cuplarea modului de flambaj distorsional cu celelalte pentru rezultatele obținute cu Metoda Rezistenței Directe furnizează rezultate foarte acoperitoare. Observație care de altfel a fost prezentată și de către Ungureanu și Dubină (2004). Drept urmare se propune în continuare evaluarea rezistenței ultime de

flambaj prin distorsiune a tronsonului scurt folosind procedura de calcul din AS/NZS4600 (1996).

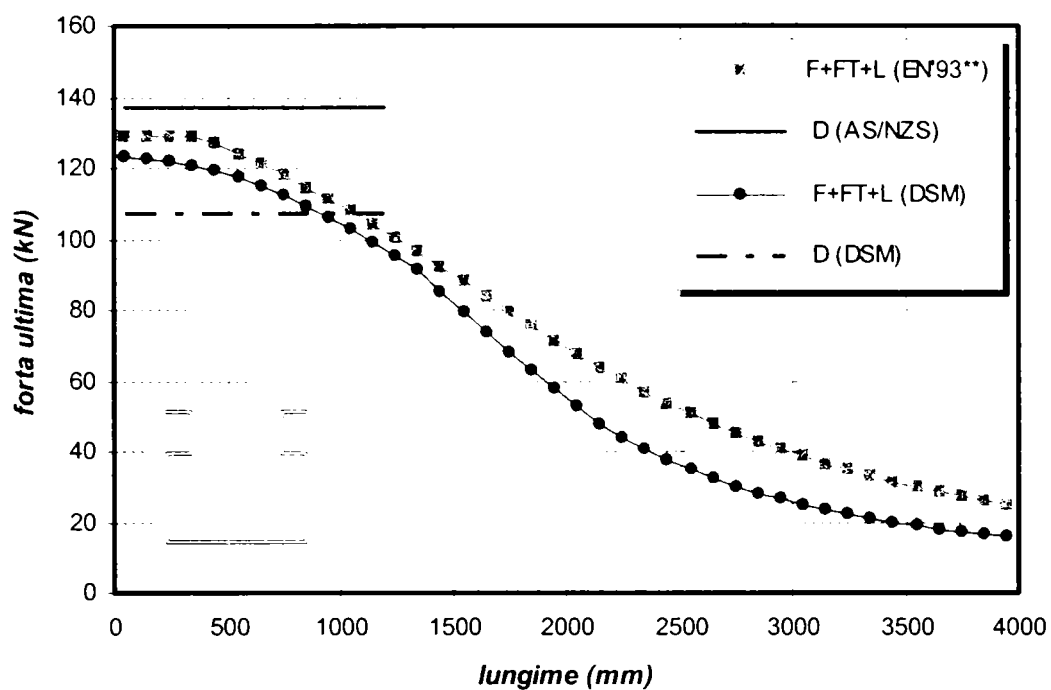


Figura 142: Distorsiunea și interacțiunea modurilor pentru Sect 1

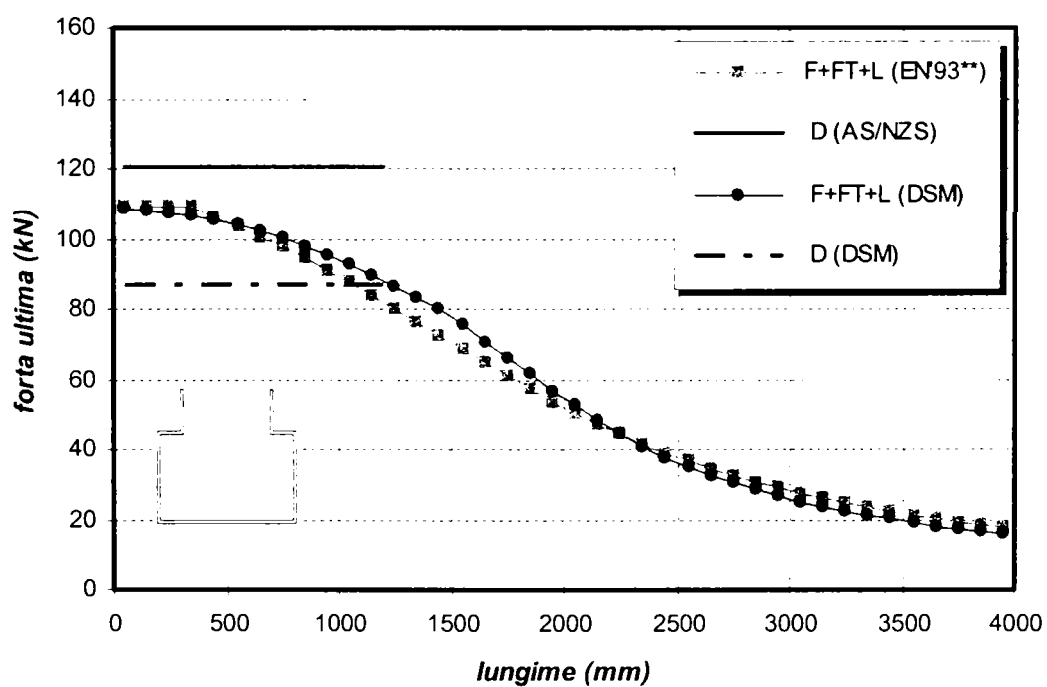


Figura 143: : Distorsiunea și interacțiunea modurilor pentru Sect2

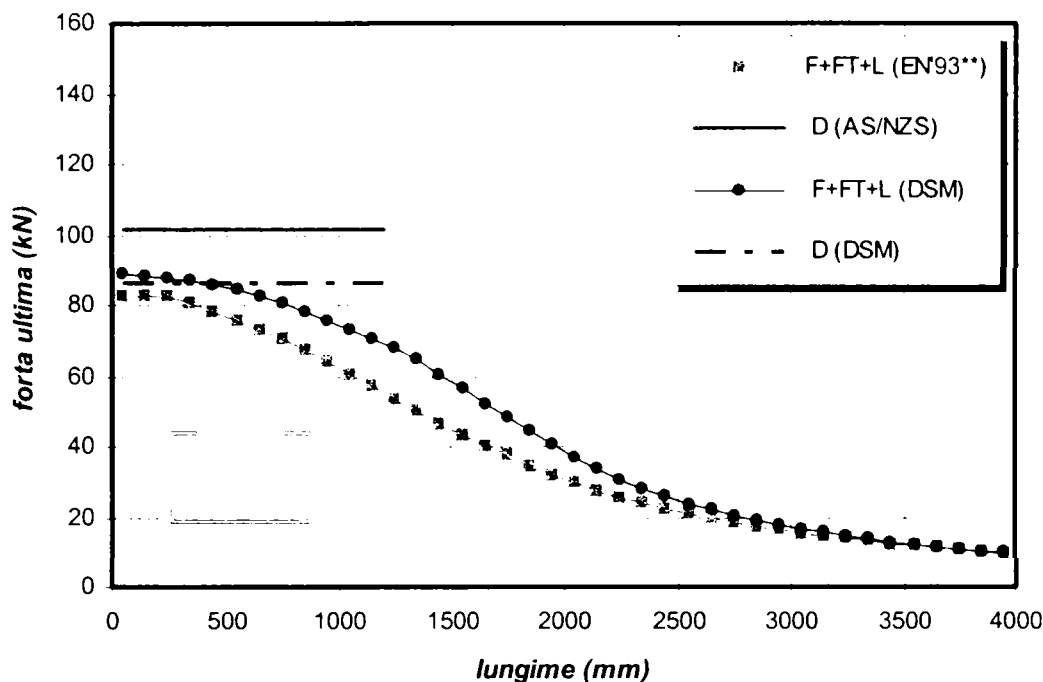


Figura 144: : Distorsiunea și interacțiunea modurilor pentru Sect3

### 5.4.3 Flambajul interactiv

Pentru tronsoane cu lungimi medii și mari eroziunea rezistenței ultime teoretice datorită imperfecțiunilor geometrice (locale și globale), a efectelor de interacțiune a modurilor de instabilitate și prezența perforațiilor se va evalua cu ajutorul conceptului Eroziunea Încărcării Critice de Bifurcare (ECBL). Pornind de la aceasta se poate calibra un factor de imperfecțiune  $\alpha_{eq}$  echivalent care să corecteze curbele de flambaj Europene pentru elementele perforate comprimate.

#### 5.4.3.1 Metoda Eroziunea Încărcării Critice de Bifurcare (ECBL)

Pe baza teoriei Eroziunii Încărcării Critice de Bifurcare (ECBL) (Dubină 2001), se propune un nou mod de abordare a interacțiunii dintre flambajul de bară și voalarea pereților componenți ai secțiunii transversale (vezi Figura 145). În cazul unei bare cu pereți subțiri se consideră că cele două moduri teoretice de instabilitate care se cuplează sunt flambajul de bară (Euler)

$$\bar{N}_E = \frac{1}{\lambda^2} \quad (67)$$

respectiv modul local de instabilitate introdus prin intermediul coeficientului de reducere al ariei brute la voalare

$$\bar{N}_L = Q. \quad (68)$$

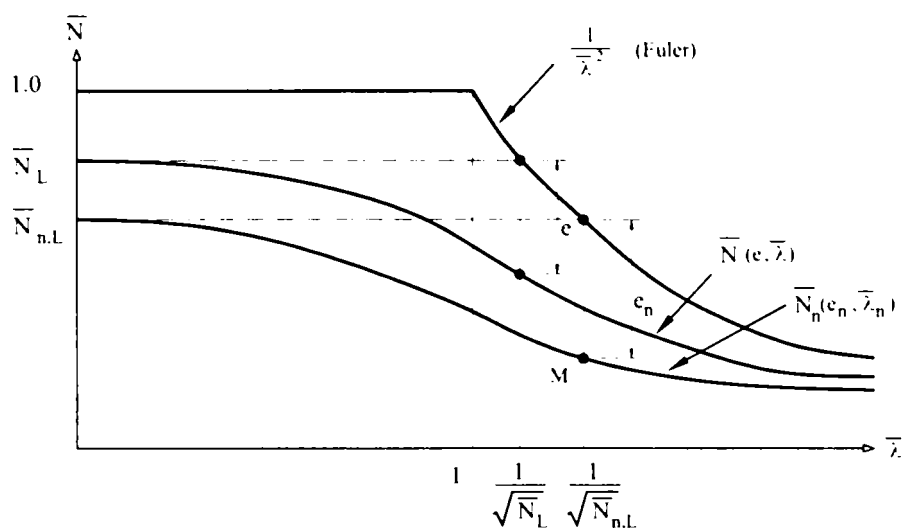


Figura 145: Modelul de flambaj interactiv conform teoriei ECBL

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 eficiente 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 altă 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).

S-a extins această teorie la elemente cu secțiune transversală perforată supuse la compresiune, vezi Figura 145, și s-au folosit următoarele notații:

$$\bar{N}_L = \frac{N_L}{N_{pl}} \quad (69)$$

unde  $N_L$  este forța ultimă rezultată dintr-o analiză numerică (în lipsa celor experimentale) a secțiunii neperforate, iar  $N_{pl}$  este rezistența ultimă plastică și este definită ca și

$$N_{pl} = A \cdot f_{yb}. \quad (70)$$

Urmând același principiu s-a folosit notația de

$$\bar{N}_{n,L} = \frac{N_{n,L}}{N_{pl}} \quad (71)$$

unde  $N_{n,L}$  este este forța ultimă rezultată dintr-o analiză numerică a secțiunii perforate.

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, notat cu M în Figura 145, unde modul teoretic de bară (Euler) devine egal cu modul local, adică:

$$\frac{1}{\bar{\lambda}_n^2} = \bar{N}_{n,L} \quad (72)$$

de unde rezultă abscisa de interacțiune:

$$\bar{\lambda}_{n,int} = \frac{1}{\sqrt{\bar{N}_n}}. \quad (73)$$

Se poate scrie deci eroziunea netă  $e_n$  ca și:

$$e_n = \bar{N}_n - \bar{N}_n \left( \bar{\lambda}_n = \frac{1}{\sqrt{\bar{N}_n}} \right), \quad (74)$$

care la rândul ei poate fi asociată cu factorul de imperfecțiune  $\alpha$  folosit în relația de Ayrton-Perry a curbelor de flambaj Europene, și anume

$$\alpha = \frac{e_n^2}{1 - e_n} \cdot \frac{\sqrt{\bar{N}_n}}{1 - 0.2 \cdot \sqrt{\bar{N}_n}}. \quad (75)$$

Această este nouă relație pentru determinarea coeficientului imperfecțiunilor  $\alpha$  în cazul barelor cu pereți subțiri. Prin substituirea lui  $\alpha$  în expresiile curbelor de flambaj europene existente, aceste curbe pot fi adaptate pentru a exprima în mod adecvat fenomenul de cuplare al instabilităților globală și locală.

#### 5.4.3.2 Simularea numerică a flambajului interactiv

Pornind de la modelul numeric calibrat în paragraful 3.5 pe tronsoane scurte și datorită lipsei încercărilor experimentale din zona de interacțiune, studiul numeric s-a extins pe elemente cu lungime de interacțiune  $L_{int}$  pentru a simula numeric "rezultate experimentale". Pentru a cuprinde zona de interacțiune practic s-au considerat trei seturi de lungimi, și anume corespunzător zvelteții de interacțiune  $\lambda_{int}$  precum și corespunzătoare zveltețiilor de



$(1 \pm 0.1) \cdot \lambda_{int}$ . Aceste lungimi au fost rotunjite la multiplu de 75.0 mm, care a reprezentat un modul de perforație, valoare frecvent utilizată pentru stâlpii structurilor de depozitare.

S-au considerat perforații circulare cu cu trei variante de dimensiune executate pe inima unui profil tip C90-39.7-11.9/1.6, cum ar fi cele din Seria I de încercări efectuate de Sivakumaran (1987). Imperfecțiunile geometrice locale similare cu primul mod de flambaj și scalate conform celor descrise de Schafer și Pekoz (1998) au fost suplimentate de o imperfecțiune globală flexională  $f_0 = (\pm 1/1000) \cdot L$  (vezi Figura 146).

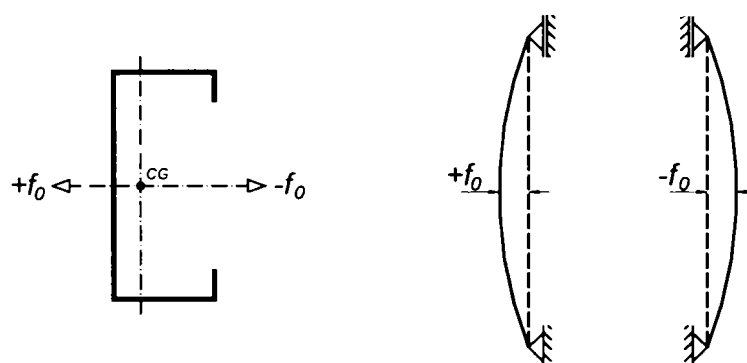


Figura 146: Aplicarea imperfecțiunii globale flexionale

Tabel 27 ÷ Tabel 29 prezintă rezultatele simulărilor numerice obținute cu ajutorul programului ANSYS pentru lungimile de interacțiune.

Tabel 27: Forțele ultime pentru speciamele cu perforație de  $d = 16.5mm$  diametru

	$N_n$ (kN)		
	$L$ (mm)	excentricitate $+f_0$	excentricitate $-f_0$
$0.9 \cdot L_{int}$	1275.0	65.725	53.972
$L_{int}$	1425.0	59.998	48.080
$1.1 \cdot L_{int}$	1575.0	54.007	42.490

Tabel 28: Forțele ultime pentru speciamele cu perforație de  $d = 33.0mm$  diametru

	$N_n$ (kN)		
	$L$ (mm)	excentricitate $+f_0$	excentricitate $-f_0$
$0.9 \cdot L_{int}$	1350.0	52.971	45.201
$L_{int}$	1500.0	47.264	40.232
$1.1 \cdot L_{int}$	1650.0	41.671	32.620

Tabel 29: Forțele ultime pentru speci­menele cu perforație de  $d = 49.5mm$  diametru

	$N_n$ (kN)		
	$L$ (mm)	excentricitate $+f_0$	excentricitate $-f_0$
$0.9 \cdot L_{int}$	1350.0	38.399	33.574
$L_{int}$	1500.0	34.261	29.976
$1.1 \cdot L_{int}$	1650.0	30.425	26.718

#### 5.4.3.3 Determinarea factorului de imperfecțiune echivalent

Procedura modificată ECBL descrisă anterior va fi folosită pentru evaluarea eroziunii netă  $e_n$  a profilului perforat, pe baza caruia se poate determina factorul de imperfecțiune echivalent  $\alpha_{eq}$ .

După o analiză preliminară de flambaj elastic s-a putut observa că rezistența ultimă a speci­menelor este semnificativ afectată de imperfecțiuni globale flexionale de tip  $-f_0$ . Drept urmare se vor folosi doar cele de tip  $-f_0$  în continuare.

În Tabel 30 se prezintă valorile eroziunii netă  $e_n$ , și al factorului de imperfecțiune echivalent  $\alpha_{eq}$  obținute pentru cele trei dimensiuni de perforație în comparație cu factorul de imperfecțiune  $\alpha$  recomandat în EN1993-1-3 (20xx).

Tabel 30: Eroziunea netă și factorul de imperfecțiune echivalent

	$\bar{N}_{n,L}$	$\bar{N}_n(\bar{\lambda}_{int})$	$e_n$	$\alpha_{eq}$	$\alpha$
$d = 16.5mm$	0.825	0.367	0.458	0.429	0.340
$d = 33.0mm$	0.789	0.274	0.515	0.591	0.340
$d = 49.5mm$	0.730	0.232	0.498	0.511	0.340

După cum s-a așteptat datorită prezenței perforațiilor s-a mărit eroziunea rezistenței teoretice de flambaj, și implicit a crescut și factorul de imperfecțiune.

#### 5.4.4 Metoda Rezistenței Efective (Direct Strength Method - DSM)

##### 5.4.4.1 Descrierea DSM

Metoda rezistenței efective a fost propusă de Schafer (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

$$P_n = A_{eff} \cdot f_y \quad (76)$$

unde aria eficace este obținută prin calculul lățimii eficace a fiecărui element component al secțiunii transversale, și anume

$$A_{eff} = \sum (b_{eff} \cdot t) \quad (77)$$

iar

$$b_{eff} = f(f_{cr}, f_y) \quad (78)$$

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

$$P_n = f(P_{cr}, P_y) \quad (79)$$

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 CUFSM<sub>2.5</sub>, 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](http://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 147.

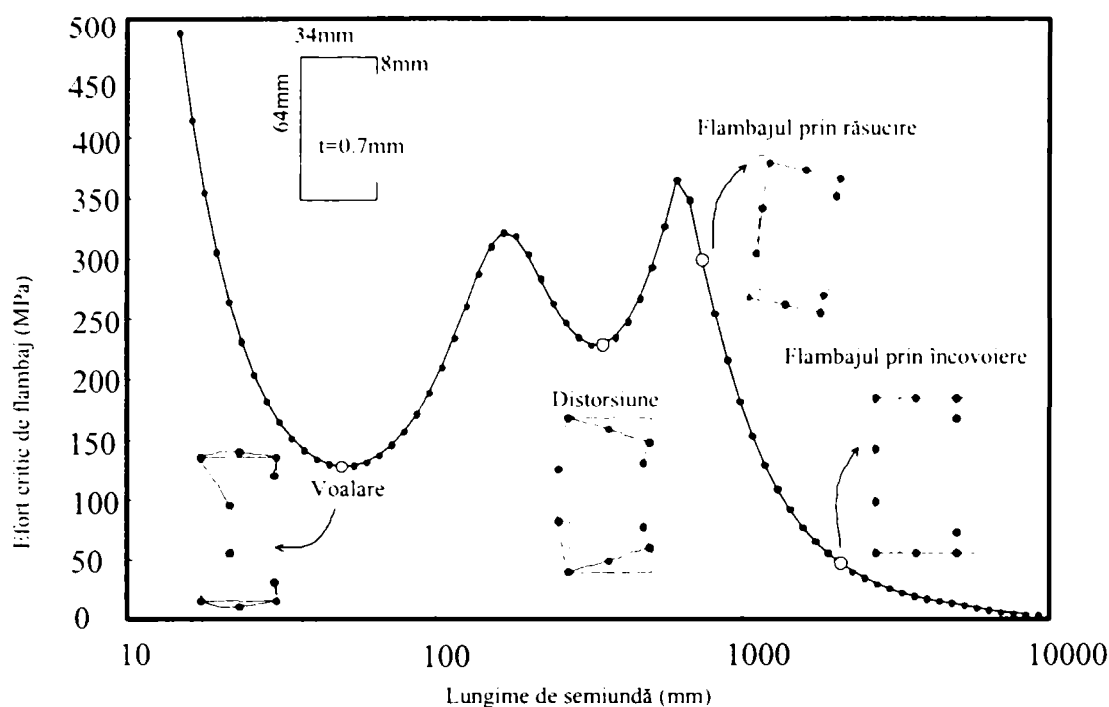


Figura 147: Moduri critice de flambaj și lungimile de semiundă corespunzătoare pentru un profil cu secțiune C solicitat la compresiune (Schafer 2002)

#### 5.4.4.2 Aplicarea metodei DSM folosind grosimea echivalentă

Pentru a trage o paralelă între metoda DSM și propunerea introducerii coeficientului de imperfecțiune echivalent  $\alpha_{eq}$  s-a aplicat metoda DSM pentru aceleași seturi de specimene care au fost descrise în subparagraful 5.4.3.2.

Pentru introducerea secțiunii transversale în programul CUFSM<sub>2.5</sub> înima acestuia s-a considerat cu o grosime echivalentă determinată pe baza metodei grosimii echivalente simplificate prezentat în subparagraful 3.4.3.

Rezultatele obținute sunt prezentate în mod centralizat comparativ cu alte metode în paragraful 5.5.

### 5.5 Prelucrarea și discutarea rezultatelor

Curbele caracteristice al rezistenței ultime a speciemenelor perforate cu diametre de 16.5 mm, 33.0 mm și 49.5 mm, simulate numeric pentru lungimile de interacțiune (vezi subparagraful 5.3.2), sunt prezentate în Figura 148 ÷ Figura 153. Graficele sunt reprezentate pe orizontală cu zveltețea redusă de bară  $\bar{\lambda}$ , iar pe verticală forța ultimă redusă  $\bar{N}$ .

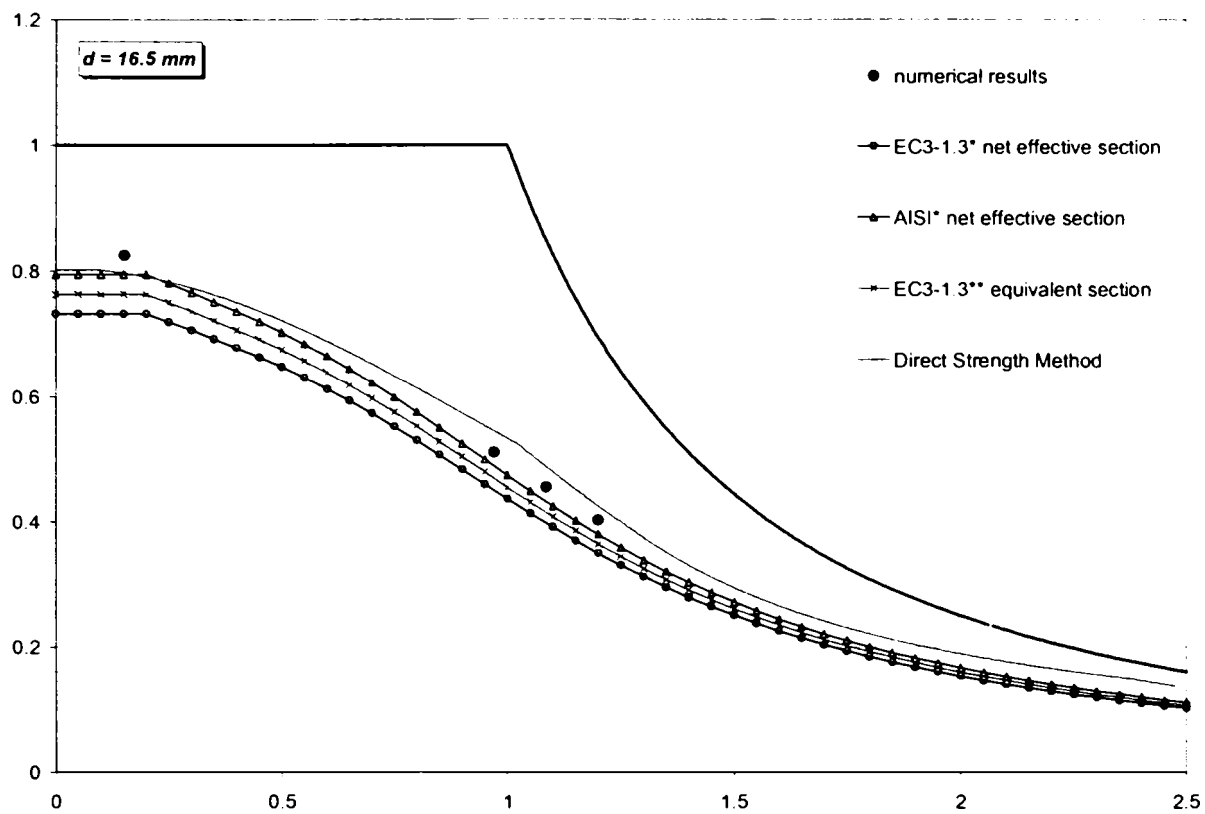


Figura 148: Specimenele du perforații de  $d = 16.5 \text{ mm}$  cu factorul de imperfecțiune  $\alpha$  neafectat

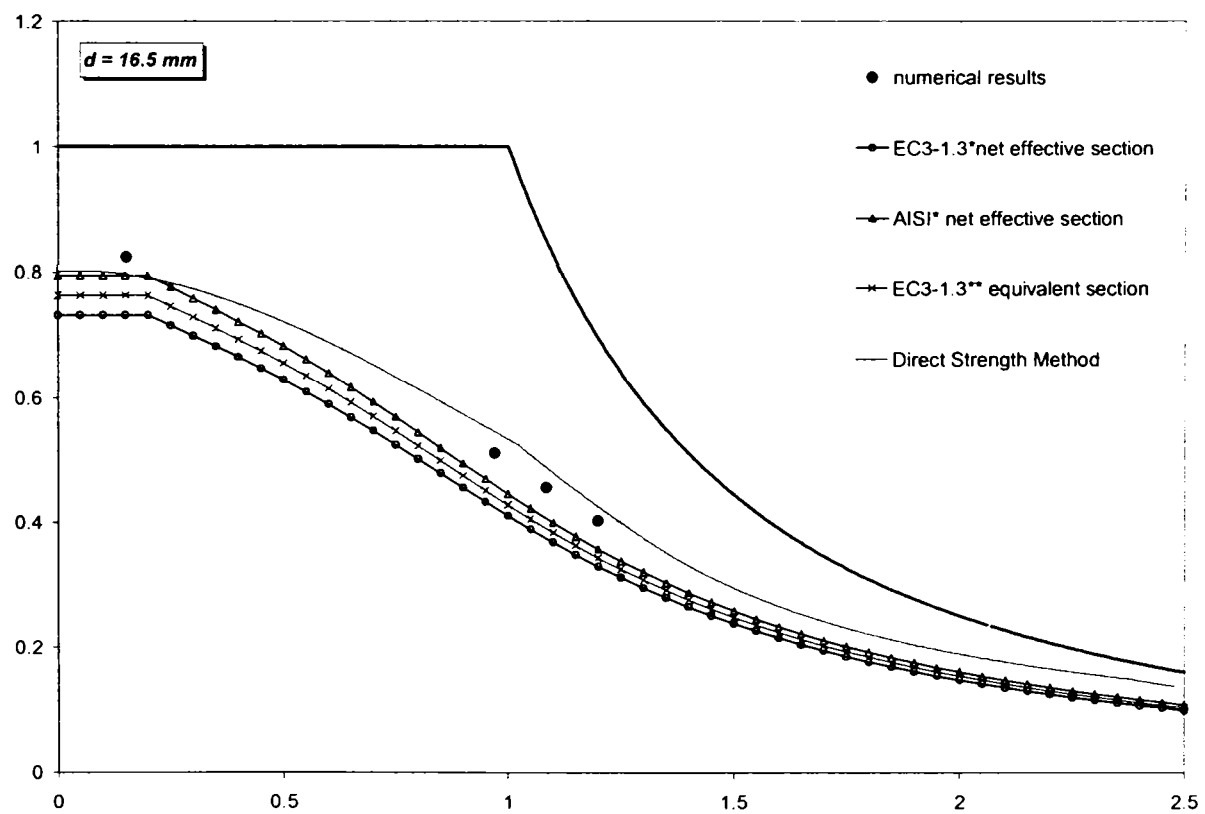


Figura 149: Specimenele du perforații de  $d = 16.5 \text{ mm}$  cu factorul de imperfecțiune echivalent  $\alpha_{eq}$

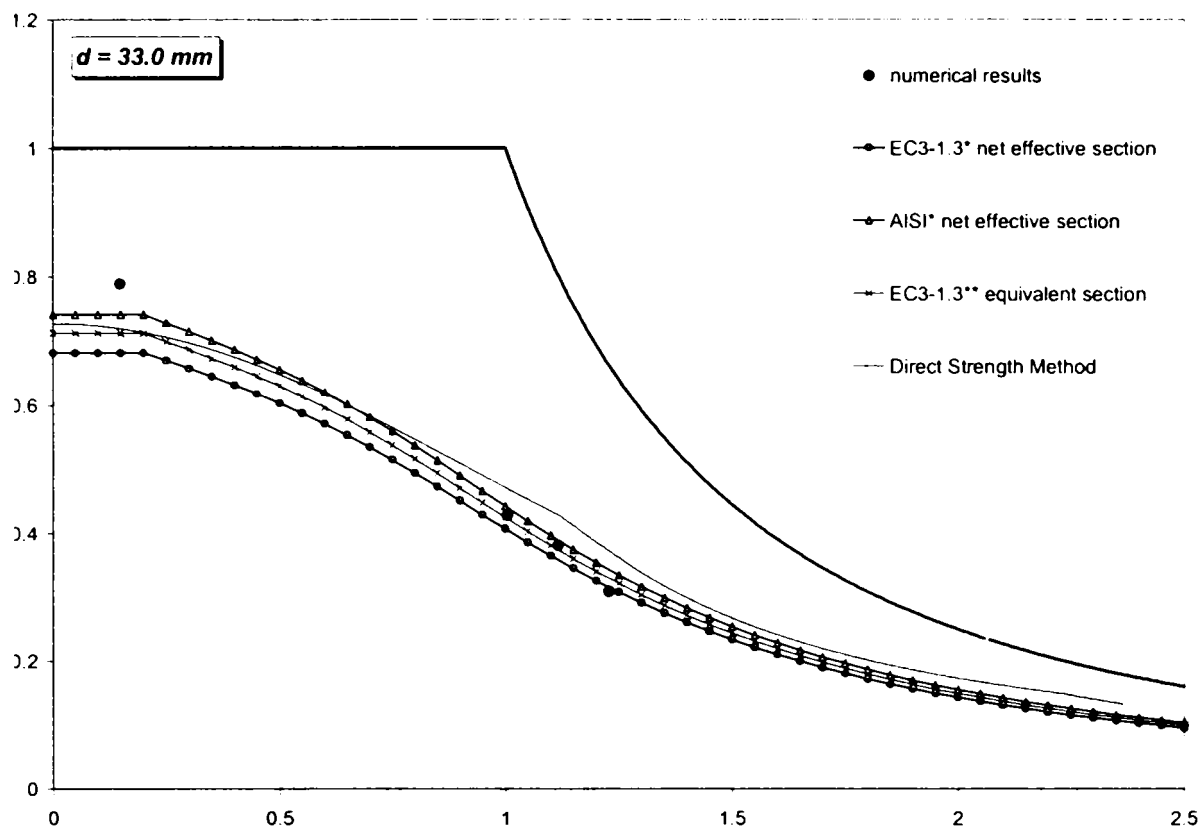


Figura 150: Specimenele du perforații de  $d = 33.0 \text{ mm}$  cu factorul de imperfecțiune  $\alpha$  neafectat

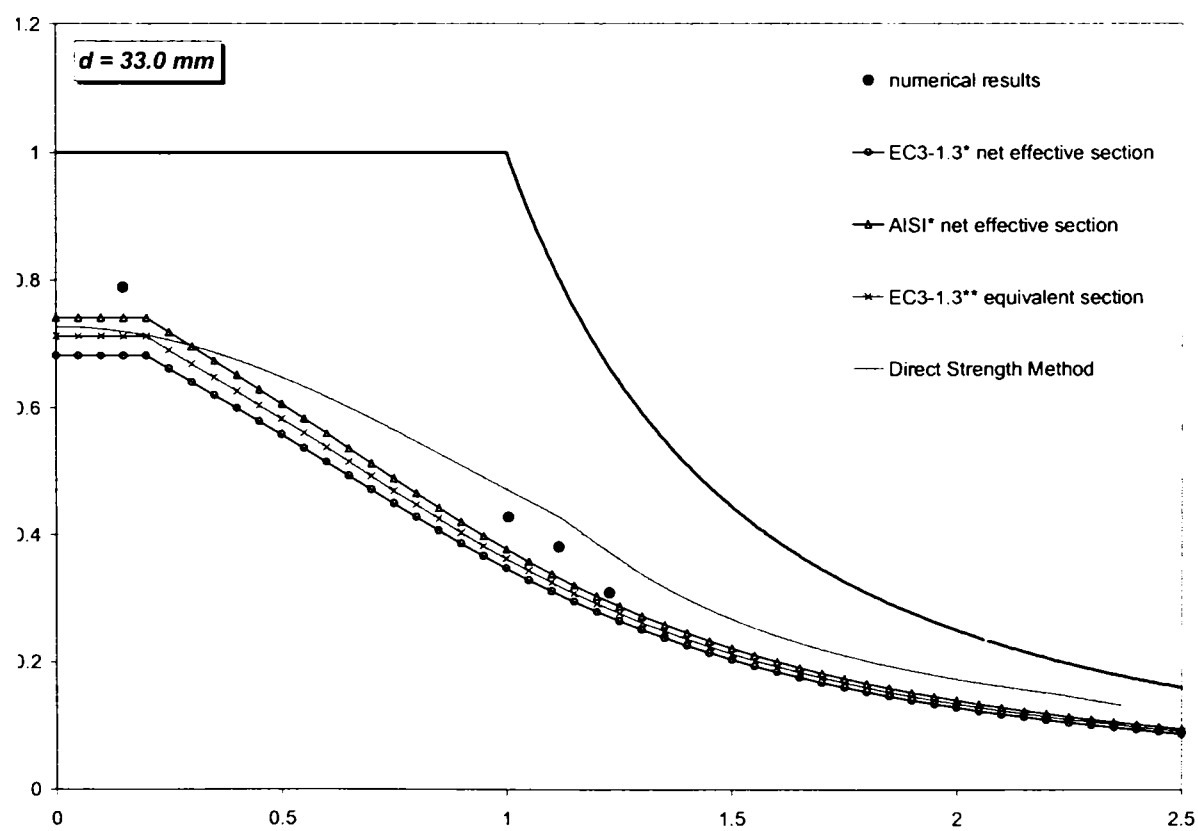


Figura 151: Specimenele du perforații de  $d = 33.0 \text{ mm}$  cu factorul de imperfecțiune echivalent  $\alpha_{eq}$

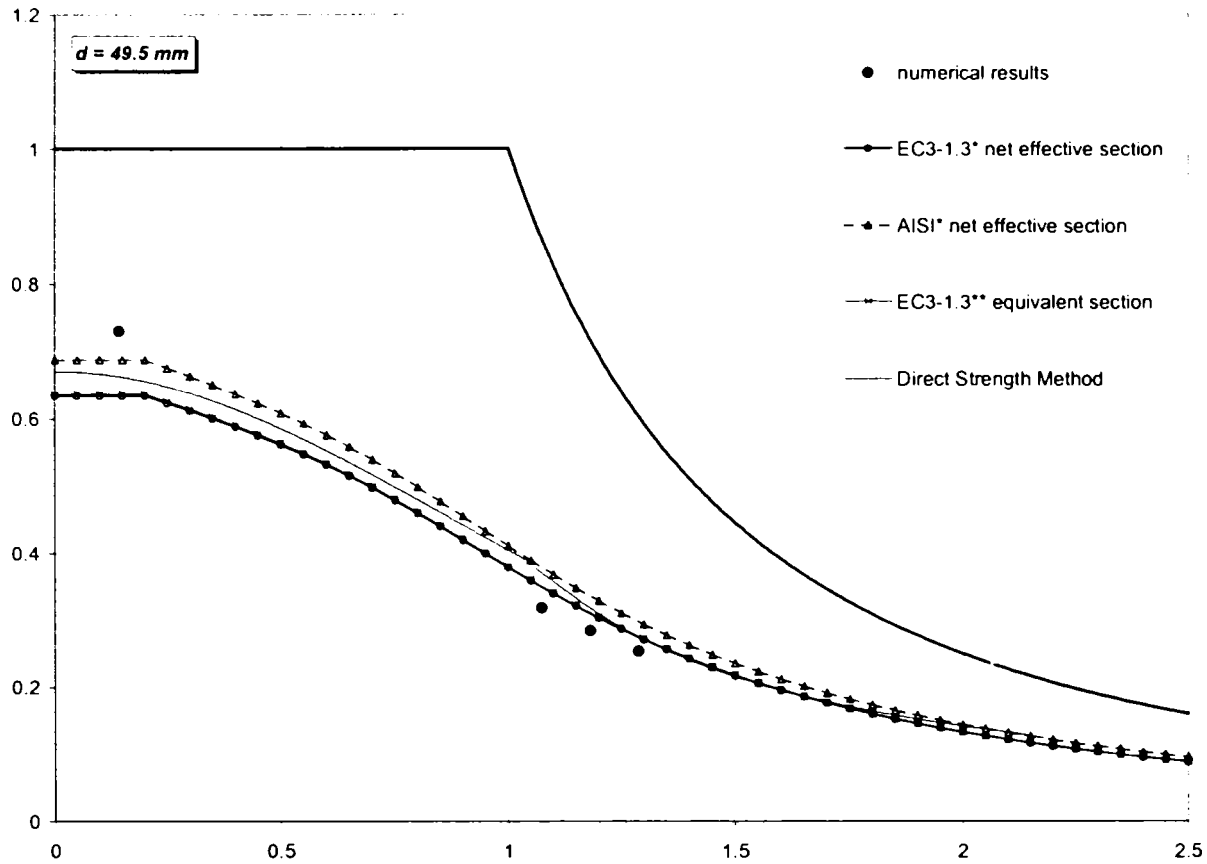


Figura 152: Specimenele du perforații de  $d = 49.5 \text{ mm}$  cu factorul de imperfecțiune  $\alpha$  neafectat

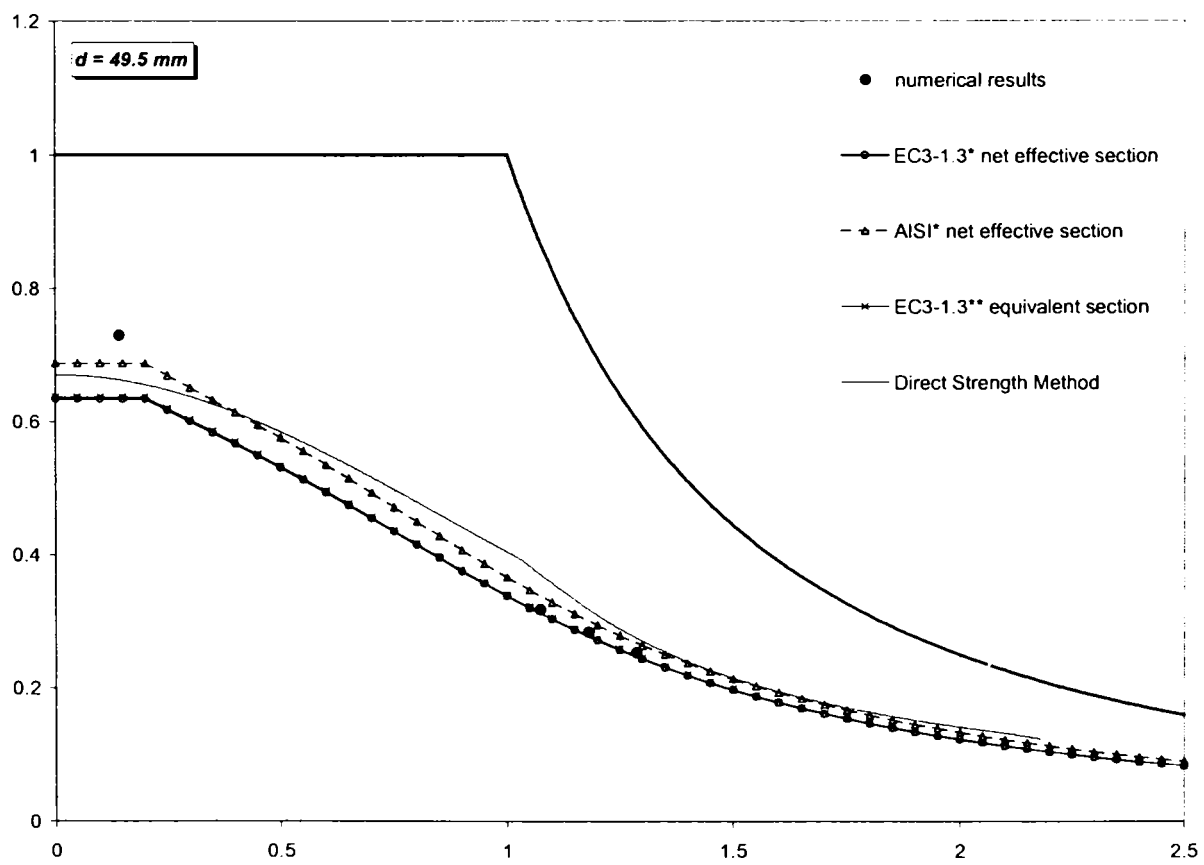


Figura 153: Specimenele du perforații de  $d = 49.5 \text{ mm}$  cu factorul de imperfecțiune echivalent  $\alpha_{eq}$

Figura 148 ÷ Figura 153 conțin și curbele generate pe baza propunerilor descrise în paragraful 3.5, și anume folosind normativele EN1993-1-3 (20xx) și AISI (2002). Curbele EN'93\* și AISI\* reprezintă rezultatele obținute folosind lățimea eficace netă  $h_{eff,n}$  propusă în Ecuația (21), și coloana EN'93\*\* reprezintă rezultatele obținute folosind grosimea echivalentă  $t_{eq}$  propusă în Ecuația (25). S-au prezentat câte două seturi de figuri pentru fiecare diametru de perforație pentru a sublinia importanța introducerii factorului de imperfecțiune echivalent  $\alpha_{eq}$  în calcule.

## 5.6 Concluzii

S-au prezentat modurile de pierdere a stabilității a profilelor cu pereți subțiri formate la rece, precum și s-a descris fenomenul de cuplare a acestor moduri de instabilitate.

Deasemenea, s-a prezentat posibilitatea de abordare a complexelor probleme de instabilitate locală, distorsiune, globală și/sau cuplarea acestora folosind metode numerice cum ar fi Metoda Elementului Finit, Metoda Fâșiilor Finite.

Folosind programul de calcul ANSYS au rezultat valori comparabile cu cele experimentale, iar modurile de pierdere a stabilității au coincis în toate cazurile studiate. Deși este o metodă extrem de bună pentru separarea modurilor de instabilitate, GBT-ul nu a furnizat rezultate foarte de bune pentru solicitări combinate de compresiune cu încovoiere.

Pentru luarea în considerare a efectelor perforației se propus o modalitate de evaluare a coeficientului de imperfecțiune pentru curbele de flambaj. Aceasta se face cu ajutorul Metodei ECBL care 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.

Deasemenea s-a aplicat Metoda Rezistenței Directe (DSM) folosind grosimea echivalentă propusă, dar valorile obținute au fost în toate cazurile deasupra celor generate numeric pentru lungimea de interacțiune.



## CAPITOLUL 6: METODOLOGIE DE VERIFICARE PRIN CALCUL A STĂLPILOR STRUCTURILOR DE DEPOZITARE DIN PROFILE PERFORATE FORMATE LA RECE

### 6.1 Introducere

Cum s-a descris în capitolele anterioare dimensionarea structurilor de depozitare se face pe baza combinației dintre încercările experimentale și metodele analitice din normative. Dar cum bine știm încercările experimentale necesită un volum de muncă și timp suplimentar, care fac această modalitate de proiectare costisitoare. Se tinde pentru înlocuirea procedurilor experimentale, fie și parțial, din succesiunea de dimensionare a stâlpilor perforați.

În acest capitol se va prezenta pentru început etapele care se parcurg dela momentul de concepere a unei secțiuni transversale și până la produsul final de stâlp cu perforații pentru structură de depozitare.

Deasemenea se va încerca aplicarea metodei grosimii echivalente simplificate folosind normativul EN1993-1-3 (20xx) pentru barele cu tronsoane scurte comprimate, precum și pe lângă aceasta folosirea factorului de imperfecțiune echivalent, determinat conform celor prezentate în capitolele anterioare, pentru barele lungi, ca și o posibilă alternativă pentru eliminarea încercărilor experimentale costisitoare din mai multe puncte de vedere.

Pentru aceasta s-au folosit ca și referință de comparație rezultatele unor încercări experimentale pe tronsoane scurte și lungi de stâlpi perforați. Încercări efectuate conform recomandărilor normativului European FEM10.2.02 (1997) de către Laboratorul MSM al Universității din Liege (MSM 1998b). Aceste încercări conțin două seturi de secțiune transversală notate în ceea ce urmează cu Firma C-1 și C-2.

### 6.2 Procedura de concepere și dimensionare a stâlpilor structurilor de depozitare

Din punct de vedere al unei firme producătoare procedura de concepere și dimensionare a stâlpilor perforați pentru structurile metalice de depozitare cuprind mai multe etape, și a fost foarte sugestiv schematizată de Davies ș.a. (1997) în Figura 154.

În normativul European FEM10.2.02 (1997) elementele comprimate în general se abordează după cum urmează.

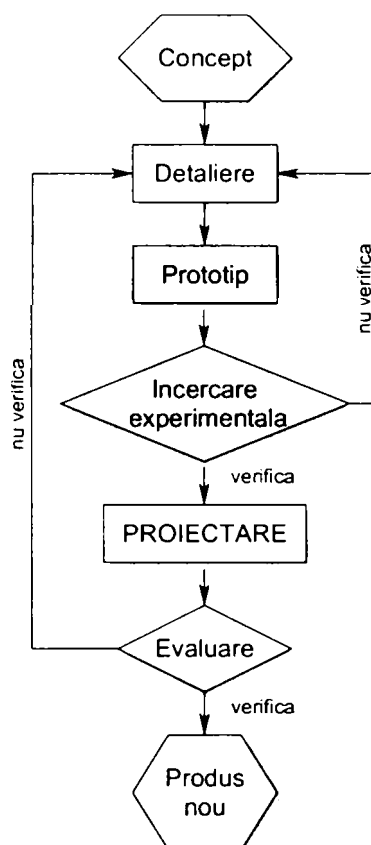


Figura 154: Procedura actuală de dimensionarea stâlpilor perforați (Davies ș.a. 1997)

Elementele neperforate se pot proiecta fie pe baza rezultatelor încercărilor experimentale fie pe baza calculelor analitice.

Procedeul prin care se proiectează elementele perforate supuse la solicitări de compresiune trebuie să ia în considerare într-o manieră corespunzătoare prezența perforațiilor și șlițurilor dispuse regulat pe element. Sunt posibile trei metode alternative:

- proiectarea pe baza încercărilor esperimentale efectuate conform paragrafelor 5.3 și 5.4 al FEM10.2.02 (1997);
- proiectare pe baza unei metode pur teoretice care ia în considerare efectul perforațiilor (de exemplu folosind Metoda Elementelor Finite) împreună cu modurile de flambaj local, global și distorsional;

Notă: Când se proiectează elemente perforate este foarte important a se verifica posibilitatea de flambaj local al fâșiei de material dintre două perforații învecinate.

- proiectarea pe baza rezistenței tronsonului scurt  $A_{eff} \cdot f_y$  determinată pe cale experimentală și modificată, dacă este necesar, datorită flambajului prin distorsiune. Această modificare se face după cum urmează:

(a) trebuie efectuată o încercare experimentală de distorsiune conform paragrafului 5.4.6 din FEM10.2.02 (1997) pe un tronson de lungime egală cu distanța dintre două noduri de contravântuire, pentru determinarea rezistenței acestuia  $N_{bd.Rd}$  ;

(b) rezistența nominală  $N_{b.Rd}$  corespunzătoare tronsonului al acestei lungimi se va determina pe baza rezistenței tronsonului scurt calculată folosind limita de curgere nominală, grosimea și aria eficace și luarea în considerare a flambajului prin încovoiere răsucire descrise în paragrafele 3.5.2 și 3.5.3 al FEM10.2.02 (1997). Cu observația că se va folosi factorul parțial de siguranță

$$\gamma_M = 1.0 . \quad (80)$$

(c) se determină raportul

$$\epsilon = \frac{N_{bd.Rd}}{N_{b.Rd}} . \quad (81)$$

(d) se modifică rezistența tronsonului scurt pentru luarea în considerare a flambajului prin distorsiune folosind relația

$$N_{c.Rd} = \frac{\epsilon \cdot f_y \cdot A_{eff}}{\gamma_M} \quad (82)$$

cu condiția ca

$$\epsilon \leq 1.0 . \quad (83)$$

(e) se continuă cu calculele conform paragrafelor 3.5.2 și 3.5.3 al FEM10.2.02 (1997).

### 6.2.1 Încercările de compresiune pe stâlpii cadrelor metalice pentru depozite paltizate

Trei din încercările experimentale descrise de către FEM10.2.02 (1997) și prezentate în Tabel 1 sunt cele de compresiune pentru stâlp. Încercarea pe tronsonul scurt se face pentru determinarea ariei efective a stâlpului perforat și există două metode alternative. În primul un element scurt din stâlp este comprimat între două reazeme tip bilă care reprezintă articulații cu o linie a încărcării bine definită (vezi Figura 155). Aceasta este varianta tradițională utilizată în Europa pentru a efectua încercarea pe tronson scurt, care înseamnă că linia încărcării optimă va fi determinată prin încercări, ca urmare și cu mici erori. Metoda alternativă este de a încerca între capete plate folosind un aranjament similar cu cel specificat de RMI (1997). Ultimele investigații au arătat că cele două metode dau rezultate foarte apropiate.

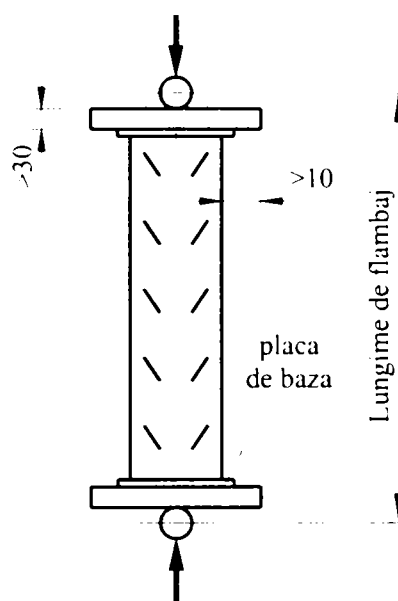


Figura 155: Modul de încercare a tronsonului scurt

În al doilea set de încercări de compresiune a stâlpului seria de încercări pe tronsoane scurte este extinsă pentru a permite determinarea experimentală a curbei de flambaj a stâlpului (vezi Figura 156).

Structurile paletizate folosesc de regulă cadre cu panouri stabilizate, și aceste încercări se efectuează pe o gamă de lungimi a stâlpului care variază între jumătatea și întreaga lungime al unui panou, funcție de configurația contravântuirii. Meritul acestui set de încercări este că poate fi dedusă o curbă a stâlpului care să țină cont de efectul blocării la torsiune a contravântuirilor și prinderii acestuia de stâlp, cât și de efectul flambajului în afara planului.

Rezultatele încercărilor permit determinarea ariei secțiunii transversale efective cât și a curbei de flambaj al stâlpului. Dacă curba stâlpului a fost dedusă doar din încercările pe tronsonul scurt fără alte încercări, există riscul ignorării efectului distorsiunii, care poate fi semnificativă. Majoritatea stâlpilor structurilor de depozitare datorita secțiunii cu tălpi nerigidizate sau parțial rigidizate devin susceptibile la efectul flambajului prin distorsiune. În acest caz verificarea la flambajul prin distorsiune devine obligatorie și se face prin încercarea profilelor cu lungimea egală cu a unui panou contravântuit, uzual fiind în jur de 1 m lungime.

De regulă acești stâlpi se distrug într-un mod de flambaj încovoiere cu torsiune, dar dacă intervine flambajul prin distorsiune forța ultimă trebuie redusă. La aceste încercări media forțelor obținute ultime este comparată cu forța ultimă, pentru modul respectiv de distrugere, calculată cu ajutorul ariei efective determinată din încercările pe tronson scurt. Dacă rezultatele experimentale sunt sub cele analitice aria efectivă a secțiunii se reduce proporțional. Aceasta este o metodă simplă de ajustare pentru efectul flambajului prin distorsiune, și evită necesitatea de a încerca un număr mare de profile cu lungimi diferite,

fiindcă aria efectivă modificată poate fi folosită cu curbele normale de proiectare pentru stâlpi, fie ea de orice lungime.

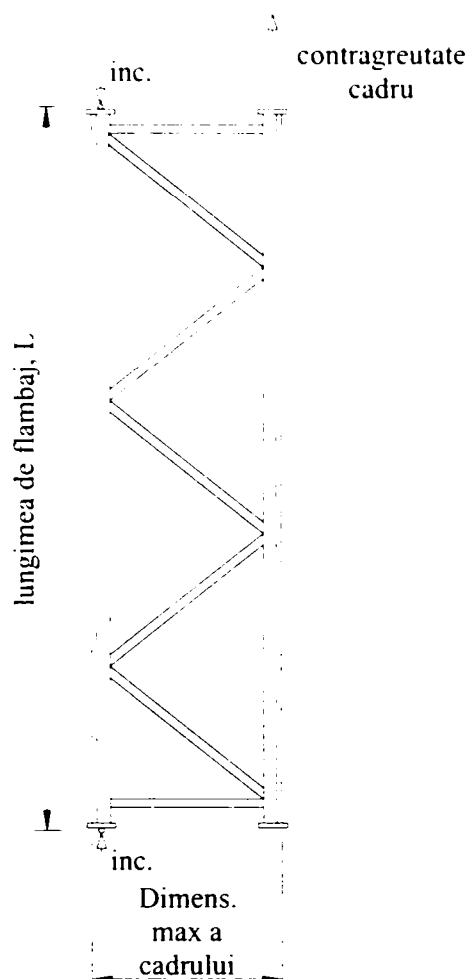


Figura 156: Modul de încercare a cadrului vertical

Norma detaliază necesitățile care trebuie să fie satisfăcute de instalația de încercat, personal competent, echipament auxiliar și nivel corespunzător de acuratețe a echipamentelor de măsurat. Se atrage atenția asupra necesității de a crea condițiile corecte, de a se asigura că modalitatea de aplicare a încărcării este potrivită și de luarea în considerare de posibilitatea de deformare a epruvetei, care trebuie pregătită într-o manieră potrivită. Acestea sunt cerințele pentru un raport complet detaliat.

## 6.2.2 Determinarea valorilor caracteristice rezultatelor obținute din încercări experimentale

### 6.2.2.1 Ajustarea rezultatelor experimentale

Obiectivul încercărilor este de a obține valori caracteristice pentru rezistență, rigiditate, slăbire, etc., pentru a le folosi în proiectare. Producătorii de regulă prezintă performanțele în termeni de dimensiuni și proprietăți de material nominale. De regulă nu este

posibilă aranjamentul epruvetei corespunzător proprietăților nominale și ca atare se fac anumite ajustări a rezultatelor experimentale brute, pentru ca variațiile de geometrie și de calitate de material folosind relația

$$R_{ni} = R_{ni} \cdot \left( \frac{f_v}{f_t} \right)^\alpha \cdot \left( \frac{t}{t_t} \right)^\beta \quad (84)$$

unde  $\alpha$  și  $\beta$  au valori diferite funcție de raportul dintre dimensiunile și proprietățile nominale și reale.

În unele cazuri acest lucru este dificil de obținut într-o formă rațională, în special în cazul când în zona distrusă sunt prezente două materiale și distrugerea se produce doar într-una din materiale. Într-un asemenea caz nu există informație despre influența materialului care nu s-a distrus și rămâne doar de verificat dacă caracteristicile specificate ale materialului nu sunt foarte diferite de cele nominale.

#### 6.2.2.2 Prelucrarea statistică a rezultatelor experimentale

Norma Europeană FEM10.2.02 (1997) consideră că sunt necesare cel puțin trei încercări identice pentru fiecare configurație de încercare și după care se obține valoarea caracteristică folosind o aproximare statistică.

Pentru a obține valoarea caracteristica pentru rezistență s-a adoptat o fractila de 95% cu un nivel de încredere de 75%, iar relația este următoarea:

$$R_k = R_m - k_s \cdot s \quad (85)$$

unde valoarea medie a rezultatelor experimentale se determină folosind relația

$$R_m = \frac{1}{n} \cdot \sum_{i=1}^n R_{ni} \quad (86)$$

Ca și regulă generală deviația standard  $s$  scade cu cât numărul rezultatelor experimentale crește, iar valoarea  $k_s$  variază de la 3.15, pentru trei încercări, până la 1.64 în cazul a mai multe încercări. O consecință a acestuia este că cu cât se fac mai multe încercări pentru a determina o valoare caracteristică aceasta va fi cu atât mai favorabilă. Adică investind în încercări aceasta este recompensată de performanțe îmbunătățite.

Unde s-a efectuat un set de încercări pe o gamă de componente sau ansamble care sunt similare sau la care variază unul sau mai mulți parametri, se poate considera întregul set de încercări împreună pentru obținerea comportării caracteristice. Aceasta este posibilă dacă se poate scrie o formulă de calcul care se referă la rezultatele încercărilor cât și la toți parametri

care variază în timpul setului de încercări. Ca și exemplu obținerea unui polinom printr-o analiză de regresie. În primul rând rezultatele experimentale sunt normalizate prin împărțirea fiecăreia cu valoarea prescrisă de formula de calcul  $R_d$ , și deviația standard  $s$ , a valorilor normalizate este calculată folosind întregul set de rezultate. Valoarea caracteristică a oricărui set de încercări rezultă din următoarea formula

$$R_k = R_d \cdot (1 - k_s \cdot s). \quad (87)$$

Avantajul acestei abordare a problemei este că deviația standard este bazată pe un număr mai mare de încercări decât în cazul în care fiecare set de încercări identice s-ar trata separat. Dezavantajul acestuia este că trebuie găsită o formulă de calcul potrivită. Dacă formula de calcul nu modelează exact comportarea observată, deviația standard rămâne mare.

### 6.2.2.3 Prelucrarea rezultatelor încercărilor de compresiune pe tronson scurt

Pentru exemplificare se va prezenta determinare ariei eficace  $A_{eff}$  a secțiunii transversale obținută ca urmare a încercării experimentale de compresiune pe tronson scurt.

Forța ultimă caracteristică  $R_k$  determinată conform celor descrise anterior permite evaluarea ariei eficace a secțiunii transversale  $A_{eff}$  prin relația

$$A_{eff} = \frac{R_k}{f_y}. \quad (88)$$

## 6.3 Propunere metodologie de verificare a stâlpilor perforați comprimați

Sintetizând concluziile obținute pe parcursul capitolelor anterioare se va face o propunere de metodologie de verificare prin calcul a stâlpilor perforați supuse la compresiune. Acesta se bazează pe procedura de calcul bine cunoscută din normativul European EN1993-1-3 (20xx) folosind grosimea echivalentă determinată pe baza propunerii din Capitolul 3. Pentru a putea aplica normativul European pentru calculul forțelor ultime a barelor lungi comprimate care sunt afectate de interacțiunea modurilor de pierdere a stabilității, este nevoie de a fi determinată coeficientul de imperfecțiune echivalent  $\alpha_{eq}$ . Pentru determinarea acestuia se aplică următoarea procedură:

- se determină pe cale analitică forța ultimă a tronsonului scurt  $\bar{N}_{n,SC}$ , care este definit ca și minimul dintre forța ultimă de voalarea elementelor componente, determinată

folosind EN1993-1-3 (20xx), respectiv forța ultimă de distorsiune, determinată folosind AS/NZS4600 (1996)

$$\bar{N}_{n,SC} = \min[\bar{N}_{n,L}; \bar{N}_{n,D}]; \quad (89)$$

- se definesc limitele intervalului de cuplare pe axa zvelteților reduse de bară și se selectează  $n$  specimene având zveltețea redusă inclusă în acest interval

$$\bar{\lambda}_i \in [\bar{\lambda}_{n,int} - \Delta; \bar{\lambda}_{n,int} + \Delta]; \quad (90)$$

- se efectuează simulări numerice cu elemente finite pentru determinarea forțelor ultime  $N_{i,n}$  corespunzătoare zvelteților reduse  $\bar{\lambda}_i$ , prin intermediul unor analize numerice neliniare de material și geometrice, precum și cu imperefecțiuni geometrice inițiale. Având forțele ultime obținute se determină se determină valoarea redusă (adimensională) a rezistenței barei  $i$ :

$$\bar{N}_{i,n} = \frac{N_{i,n}}{N_{pl}}; \quad (91)$$

- pentru fiecare specimen  $i$  se determină coeficientul eroziunii:

$$e_{i,n} = \bar{N}_{n,SC} - \bar{N}_{i,n}; \quad (92)$$

- se determină valoarea medie a celor  $n$  coeficienți de eroziune calculați pentru fiecare specimen:

$$e_{m,n} = \frac{1}{n} \cdot \sum_{i=1}^n e_{i,n}; \quad (93)$$

- se determină dispersia coeficienților de eroziune  $s_n$  și se elimină toate speciamele a căror dispersie depășește 50-70%

$$s_n = \frac{|e_{i,n} - e_{m,n}|}{e_{m,n}} \cdot 100; \quad (94)$$

- pentru cele  $n_1 < n$  specimene rămase se calculează media coeficientului eroziunii  $e_{m_1,n}$  și abaterea standard  $\sigma$

$$e_{m_1,n} = \frac{1}{n_1} \cdot \sum_{i=1}^{n_1} e_{i,n}; \quad (95)$$

- se determină valoarea calibrată a coeficiențului eroziunii:

$$e_n = e_{m_1,n} + 2 \cdot \sigma; \quad (96)$$

- se determină factorul de imperfecțiune echivalent:



$$\alpha_{cq} = \frac{e_n^2}{1 - e_n} \cdot \frac{\sqrt{N_{n,SC}}}{1 - 0.2 \cdot \sqrt{N_{n,SC}}} \quad (97)$$

#### 6.4 Aplicarea metodei grosimii echivalente pentru proiectarea stâlpilor perforați

Urmărind metodele descrise în paragraful 6.2, a doua variantă oferă posibilitatea de eliminare a etapelor de construirea prototipului și încercarea experimentală (vezi Figura 154), etape care necesită un timp îndelungat de execuție și elaborare precum și un efort financiar semnificativ.

Pentru aceasta se va folosi metoda de proiectare conformă cu FEM10.2.02 (1997) care la rândul ei se bazează pe EN1993-1-3 (20xx), și folosind metoda grosimii echivalente simplificate. Ca și referință de comparație se vor considera rezultatele unor încercări experimentale pe tronsoane scurte și lungi de stâlpi perforați. Încercări efectuate conform recomandărilor normativului European FEM10.2.02 (1997) de către Laboratorul MSM al Universității din Liege (MSM 1998b). Aceste încercări conțin două seturi de secțiuni transversală notate în ceea ce urmează cu Firma C-1 și C-2.

##### 6.4.1 Secțiunea transversală tip Firma C-1

Secțiunea transversală a specimenelor este prezentată în Figura 157.

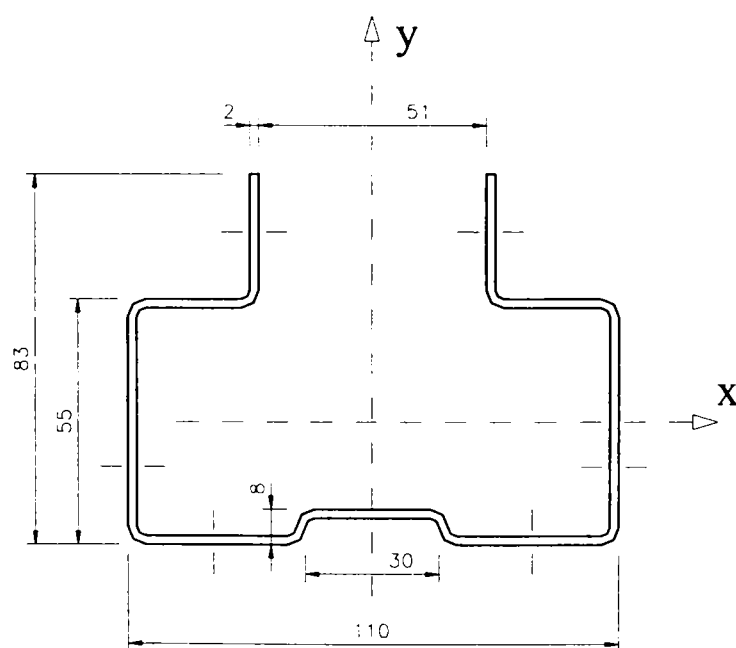


Figura 157: Secțiunea transversală specimenelor Firma C-1 (MSM 1998b)

Caracteristicile materialului de bază au fost determinat pe baza unor încercări de tracțiune și rezultatele sunt sumarizate în Tabel 31.

Tabel 31: Determinarea caracteristicilor materialului de bază pentru Firma C-1 (MSM 1998b)

Nume specimen	Grosime material $t$ (mm)	Limita de curgere $f_{v0.2}$ (N/mm <sup>2</sup> )	Tensiunea ultimă $f_u$ (N/mm <sup>2</sup> )
MF24_1	1.95	281.0871	414.6873
MF24_2	1.96	274.6254	407.9834
MD24_1	1.99	273.2803	406.3797
MD24_2	1.96	279.1190	413.2101

S-au determinat caracteristicile medii care se vor folosi în calculele următoare și sunt prezentate în Tabel 32. Deasemenea s-a determinat limita de curgere mediată pe secțiunea transversală.

Tabel 32: Caracteristicile de material medii pentru Firma C-1

Limita de curgere $f_{vb}$ (N/mm <sup>2</sup> )	Tensiunea ultimă $f_u$ (N/mm <sup>2</sup> )	Limita de curgere mediată $f_{va}$ (N/mm <sup>2</sup> )
277.028	410.565	308.541

Încercarea pe tronsonul scurt s-a efectuat conform metodei alternative prezentate în paragraful 6.3, iar rezultatul este prezentat în Tabel 33.

Tabel 33: Rezultat încercare pe tronson scurt pentru Firma C-1 (MSM 1998b)

Nume specimen	Grosime material (mm)	Rezistența ultimă (kN)
Spec 1	1.91	181.0

Pornind de la metoda grosimii echivalente simplificate și cu ajutorul Ecuației (25) s-au determinat grosimiile echivalente pentru fiecare element component a secțiunii transversale, inimă, talpă și talpă posterioară, care au perforații. Aceste calcule s-au efectuat pe un segment de perforații, care în acest caz a fost de 50.0 mm. Rezultatele obținute sunt prezentate în Tabel 34.

Tabel 34: Grosimi echivalente cu grosime măsurată de 1.91 mm pentru Firma C-1

	Suprf. Element (mm <sup>2</sup> )	Suprf. Perforație (mm <sup>2</sup> )	Grosime măsurată (mm)	Grosime echivalentă (mm)
Inimă	1900.0	291.15	1.91	1.617
Talpă	2650.0	95.03	1.91	1.842
Talpă posterioară	1450.0	63.62	1.91	1.826

Având grosimile echivalente determinate s-a trecut la determinarea ariei eficace  $A_{eff}$  cu ajutorul metodei prezentate în FEM10.2.02 (1997) care se bazează pe EN1993-1-3 (20xx). Pentru comparație s-a folosit atât limita de curgere de bază, dar și limita de curgere mediată pe secțiunea transversală cu observația ca din calcule a rezultat ca talpă posterioară voalează. Rezultatele obținute pentru aria eficace, precum și raportul dintre forța ultimă rezultată și cea experimentală sunt prezentate în Tabel 35. Deasemenea se face observația că în toate calculele s-au folosit factorul de siguranță  $\gamma_M = 1.0$ .

Tabel 35: Comparație între rezultate experimentale și teoretice tronson scurt pentru Firma C-1

	Aria eficace $A_{eff}$ (mm <sup>2</sup> )	Forța ultimă teoretică $P_t$ (kN)	$P_t / P_e$
cu $f_{yb}$	594.47	164.78	0.910
cu $f_{ya}$	591.25	182.53	1.009

Încercările pe tronsoanele lungi s-au efectuat deasemenea conform celor prezentate în paragraful 6.3. Configurația specimenelor este prezentată în Figura 158 și Figura 159, iar rezultatele sumarizate în Tabel 36. Direcția și semnul pierderii stabilității corespunde notațiilor din secțiunea transversală.

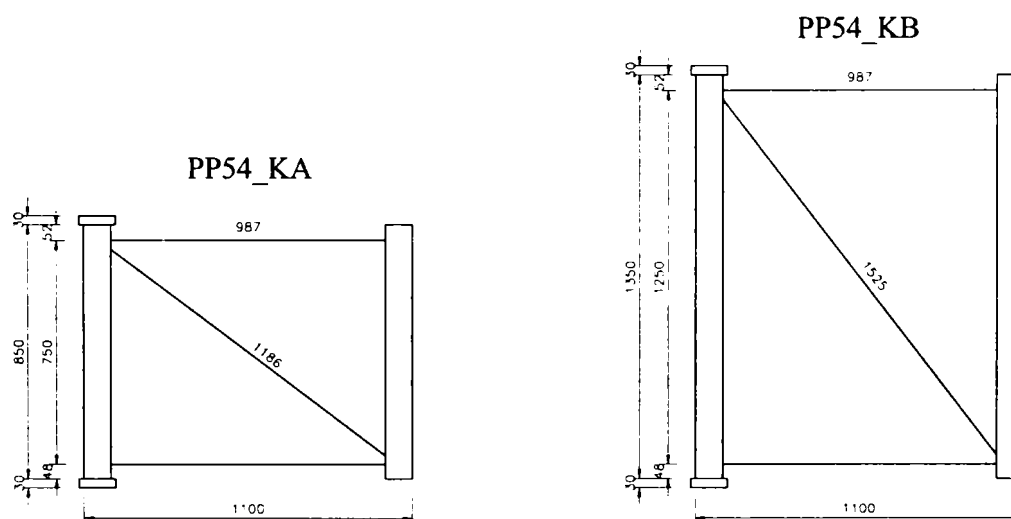


Figura 158: Configurația specimenelor PP54\_KA și PP54\_KB (MSM 1998b)

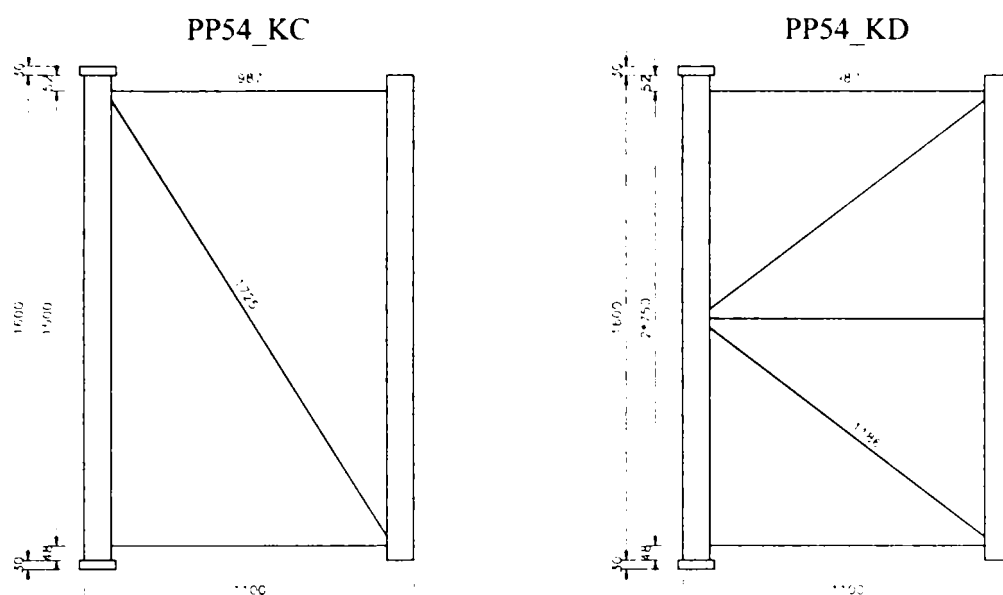


Figura 159: Configurația speciemenelor PP54\_KC și PP54\_KD (MSM 1998b)

Tabel 36: Rezultate încercări pe tronson lung pentru Firma C-1 (MSM 1998b)

Specimen	Distanța dintre axele bilelor (mm)	Grosimea materialului de bază (mm)	Forța ultimă (kN)	Direcția pierderea stabilității
PP54_KA1	984	2.00	166.8858	y-
PP54_KA2	984	2.00	161.8755	-
PP54_KA3	984	1.99	163.8611	-
PP54_KB2	1484	2.00	158.8002	y+
PP54_KB3	1484	2.01	160.0034	y+
PP54_KC1	1734	2.00	147.55	y+
PP54_KC2	1734	2.00	137.93	y+
PP54_KC3	1734	2.00	148.11	y+
PP54_KD2	1734	2.01	159.84	-
PP54_KD3	1734	2.00	162.68	-

Urmând aceleași etape ca și cele descrise pentru tronsonul scurt s-au determinat grosimile echivalente pentru grosimile de 1.99, 2.00 și 2.01 mm, și sunt prezentate în Tabel 37 ÷ Tabel 38.

Tabel 37: Grosimi echivalente cu grosime măsurată de 1.99 mm pentru Firma C-1

	Suprf. Element (mm <sup>2</sup> )	Suprf. Perforație (mm <sup>2</sup> )	Grosime măsurată (mm)	Grosime echivalentă (mm)
Inimă	1900.0	291.15	1.99	1.685
Talpă	2650.0	95.03	1.99	1.919
Talpă posterioară	1450.0	63.62	1.99	1.903

Tabel 38: Grosimi echivalente cu grosime măsurată de 2.00 mm pentru Firma C-1

	Suprf. Element (mm <sup>2</sup> )	Suprf. Perforație (mm <sup>2</sup> )	Grosime măsurată (mm)	Grosime echivalentă (mm)
Inimă	1900.0	291.15	2.00	1.694
Talpă	2650.0	95.03	2.00	1.928
Talpă posterioară	1450.0	63.62	2.00	1.912

Tabel 39: Grosimi echivalente cu grosime măsurată de 2.01 mm pentru Firma C-1

	Suprf. Element (mm <sup>2</sup> )	Suprf. Perforație (mm <sup>2</sup> )	Grosime măsurată (mm)	Grosime echivalentă (mm)
Inimă	1900.0	291.15	2.01	1.702
Talpă	2650.0	95.03	2.01	1.938
Talpă posterioară	1450.0	63.62	2.01	1.922

Deasemenea s-au evaluat ariile eficace  $A_{eff}$  pentru diferitele grosimi și sunt prezentate în Tabel 40. Acestea s-au evaluat folosind limita de curgere de bază fiindcă EN1993-1-3 (20xx) nu permite folosirea limitei de curgere mediate pe secțiune  $f_{ya}$  dacă unul din elementele componente a secțiunii voalează.

Următoarea etapă în evaluarea rezistenței ultime a tronsoanelor lungi este luarea în considerare și a efectelor de flambaj global prin intermediul factorului de imperfecțiune  $\alpha$ . În locul acestuia s-a folosit factorul de imperfecțiune echivalent  $\alpha_{eq}$  determinat în Capitolul 5 pe baza metodei ECBL. Și anume s-a folosit în loc de  $\alpha = 0.34$  valoarea de  $\alpha_{eq} = 0.429$ , fiindcă raportul de dimensiune perforație și lățime element component al secțiunii transversale, inimă sau talpă, sunt fost foarte apropiate de cele considerate în studiul din Capitolul 5.

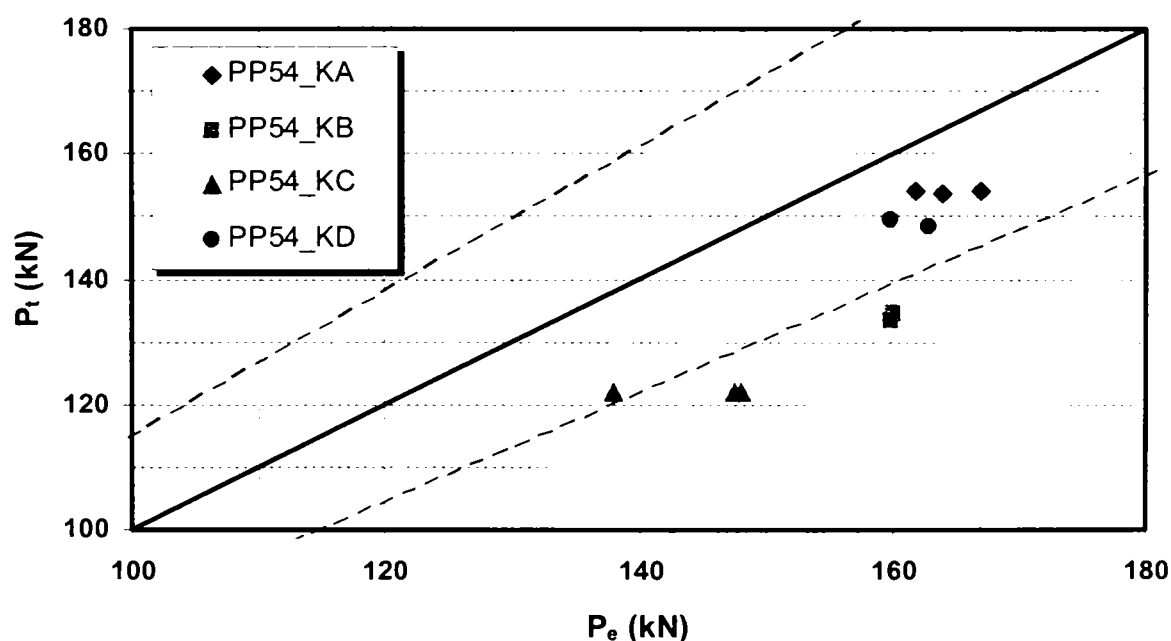
Tabel 40: Ariile eficace pentru tronsoanele lungi, Firma C-1

	$t = 1.99 \text{ mm}$	$t = 2.00 \text{ mm}$	$t = 2.01 \text{ mm}$
Aria eficace $A_{eff}$ (mm <sup>2</sup> )	621.99	624.37	628.84

Valorile forțelor ultime obținute comparativ cu cele experimentale sunt prezentate în Tabel 41 și în Figura 160.

Tabel 41: Comparație între rezultate experimentale și teoretice tronson lung pentru Firma C-1

Specimen	Forța ultimă experim. $P_e$ (kN)	Forța ultimă teoretică $P_t$ (kN)	$P_t / P_e$
PP54_KA1	166.886	154.13	0.924
PP54_KA2	161.876	154.13	0.952
PP54_KA3	163.861	153.52	0.937
PP54_KB2	159.800	133.52	0.836
PP54_KB3	160.003	134.40	0.840
PP54_KC1	147.55	121.91	0.826
PP54_KC2	137.93	121.91	0.884
PP54_KC3	148.11	121.91	0.823
PP54_KD2	159.84	149.28	0.934
PP54_KD3	162.86	148.27	0.910

Figura 160: Reprezentarea grafică al raportului  $P_t / P_e$  pentru Firma C-1

Diagonala din Figura 160 corespunde cazului când  $P_t = P_e$ , iar liniile întrerupte reprezintă liniile de marcaj corespunzătoare factorului de siguranță  $\gamma_M = 1.15$ , valoare determinată în Capitolul 4 ca urmare a rezultatelor experimentale.

#### 6.4.2 Secțiunea transversală tip Firma C-2

Secțiunea transversală a specimenelor este prezentată în Figura 161.

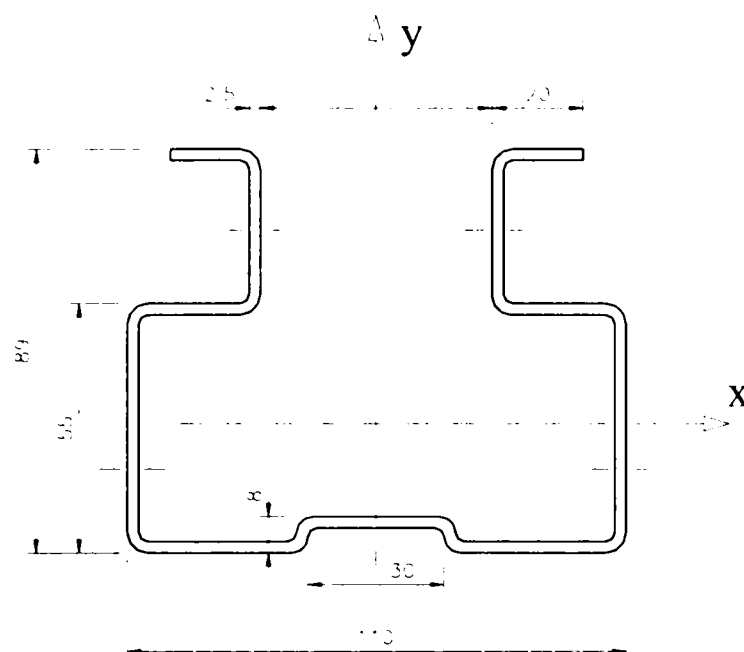


Figura 161: Secțiunea transversală specimene Firma C-2 (MSM 1998b)

Caracteristicile materialului de bază au fost determinat pe baza unor încercări de tracțiune și rezultatele sunt sumarizate în Tabel 42.

Tabel 42: Determinarea caracteristicilor materialului de bază pentru Firma C-2 (MSM 1998b)

Nume specimen	Grosime material (mm)	Limita de curgere (N/mm <sup>2</sup> )	Tensiunea ultimă (N/mm <sup>2</sup> )
MF18_1	2.50	362.0	509.0
MF18_2	2.50	360.0	505.0

S-au determinat caracteristicile medii care se vor folosi în calculele următoare și sunt prezentate în Tabel 43. Deasemenea s-a determinat limita de curgere mediată pe secțiunea transversală.

Tabel 43: Caracteristicile de material medii pentru Firma C-2

Limita de curgere $f_{yb}$ (N/mm <sup>2</sup> )	Tensiunea ultimă $f_u$ (N/mm <sup>2</sup> )	Limita de curgere mediată $f_{ya}$ (N/mm <sup>2</sup> )
361.000	507.000	408.650

Încercări pe tronsoane scurte nu s-au efectuat, iar încercările pe tronsoanele lungi s-au efectuat deasemenea conform celor prezentate în paragraful 6.3. Configurația specimenelor este prezentată în Figura 162 și Figura 163, iar rezultatele sumarizate în Tabel 44.

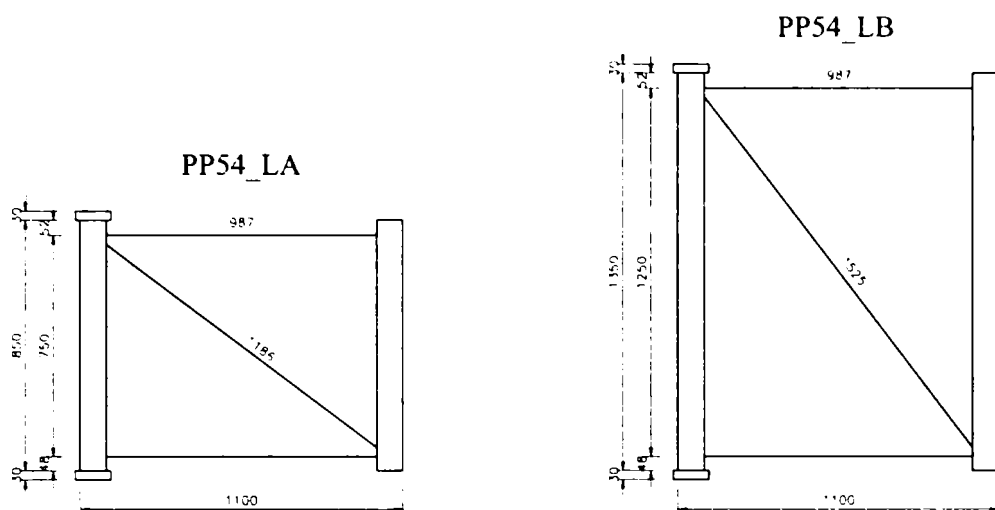


Figura 162: Configurația specimenelor PP54\_LA și PP54\_LB (MSM 1998b)

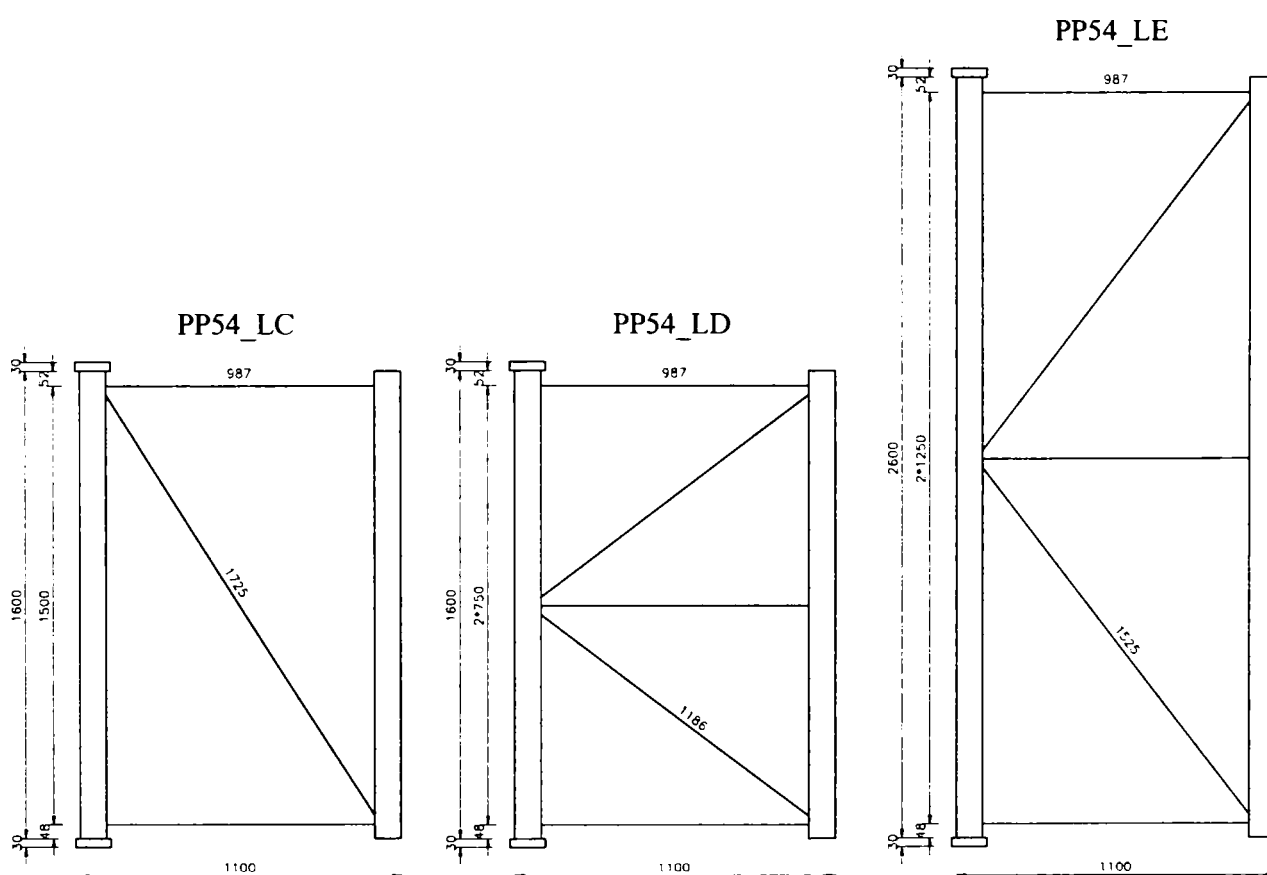


Figura 163: Configurația specimenelor PP54\_LC, PP54\_LD și PP54\_LE (MSM 1998b)

Tabel 44: Rezultate încercări pe tronson lung pentru Firma C-2 (MSM 1998b)

Specimen	Distanța dintre axele bilelor (mm)	Grosimea materialului de bază (mm)	Forța ultimă (kN)	Direcția pierderea stabilității
PP54_LA2	984	2.51	287.9722	-
PP54_LA3	984	2.53	305.1483	-
PP54_LB1	1484	2.51	254.2705	-
PP54_LB2	1484	2.52	251.1431	-
PP54_LB3	1484	2.52	254.0223	-



Tabel 44 (continuare)

PP54_LC1	1734	2.52	233.3165	y+
PP54_LC2	1734	2.52	235.6497	-
PP54_LC3	1734	2.53	234.8058	-
PP54_LD2	1734	2.50	242.3514	-
PP54_LD3	1734	2.50	240.1671	-
PP54_LD3	2734	2.53	181.3306	-

Urmând aceleași etape ca și cele descrise pentru speci­me­nele de la Firma C-1 s-au determinat grosimile echivalente pentru grosimile de 2.50, 2.51, 2.52 și 2.53 mm, și sunt prezentate în Tabel 45 ÷ Tabel 48.

Tabel 45: Grosimi echivalente cu grosime măsurată de 2.50 mm pentru Firma C-2

	Suprf. Element (mm <sup>2</sup> )	Suprf. Perforație (mm <sup>2</sup> )	Grosime măsurată (mm)	Grosime echivalentă (mm)
Inimă	1875.0	291.15	2.50	2.112
Talpă	2625.0	95.03	2.50	2.409
Talpă posterioară	1700.0	63.62	2.50	2.406

Tabel 46: Grosimi echivalente cu grosime măsurată de 2.51 mm pentru Firma C-2

	Suprf. Element (mm <sup>2</sup> )	Suprf. Perforație (mm <sup>2</sup> )	Grosime măsurată (mm)	Grosime echivalentă (mm)
Inimă	1875.0	291.15	2.51	2.120
Talpă	2625.0	95.03	2.51	2.419
Talpă posterioară	1700.0	63.62	2.51	2.416

Tabel 47: Grosimi echivalente cu grosime măsurată de 2.52 mm pentru Firma C-2

	Suprf. Element (mm <sup>2</sup> )	Suprf. Perforație (mm <sup>2</sup> )	Grosime măsurată (mm)	Grosime echivalentă (mm)
Inimă	1875.0	291.15	2.52	2.129
Talpă	2625.0	95.03	2.52	2.429
Talpă posterioară	1700.0	63.62	2.52	2.426

Tabel 48: Grosimi echivalente cu grosime măsurată de 2.53 mm pentru Firma C-2

	Suprf. Element (mm <sup>2</sup> )	Suprf. Perforație (mm <sup>2</sup> )	Grosime măsurată (mm)	Grosime echivalentă (mm)
Inimă	1875.0	291.15	2.53	2.137
Talpă	2625.0	95.03	2.53	2.438
Talpă posterioară	1700.0	63.62	2.53	2.435

Deasemenea s-au evaluat ariile eficace  $A_{eff}$  pentru diferitele grosimi și sunt prezentate în Tabel 49.

Tabel 49: Ariile eficace pentru tronsoanele scurte, Firma C-2

	$t = 2.50 \text{ mm}$	$t = 2.51 \text{ mm}$	$t = 2.52 \text{ mm}$	$t = 2.53 \text{ mm}$
Aria eficace $A_{eff}$ ( $\text{mm}^2$ )	912.45	916.13	919.89	923.40

Evaluarea rezistențelor ultime s-a făcut în mod identic cu speciamentele tip Firma C-1 și sunt prezentate comparativ cu cele experimentale sunt prezentate în Tabel 50 și Figura 164.

Tabel 50: Comparatie între rezultate experimentale și teoretice tronson lung pentru Firma C-2

Specimen	Forța ultimă experim. $P_e$ (kN)	Forța ultimă teoretică $P_t$ (kN)	$P_t / P_e$
PP54_LA2	287.972	294.83	1.024
PP54_LA3	305.148	297.16	0.974
PP54_LB1	254.271	255.51	1.005
PP54_LB2	251.143	256.55	1.022
PP54_LB3	254.022	256.55	1.010
PP54_LC1	233.317	234.30	1.004
PP54_LC2	235.650	234.30	0.994
PP54_LC3	234.806	235.21	1.002
PP54_LD1	242.351	232.42	0.959
PP54_LD2	240.167	232.42	0.968
PP54_LE3	181.331	165.06	0.910

Dat fiind faptul că elementele componente a secțiunii transversale respectă condițiile impuse de EN1993-1-3 (20xx) privind zveltețile pereților acestuia s-a procedat și la aplicarea procedurii descrise anterior folosind limita de curgere mediată pe secțiunea transversală  $f_{ya}$ .

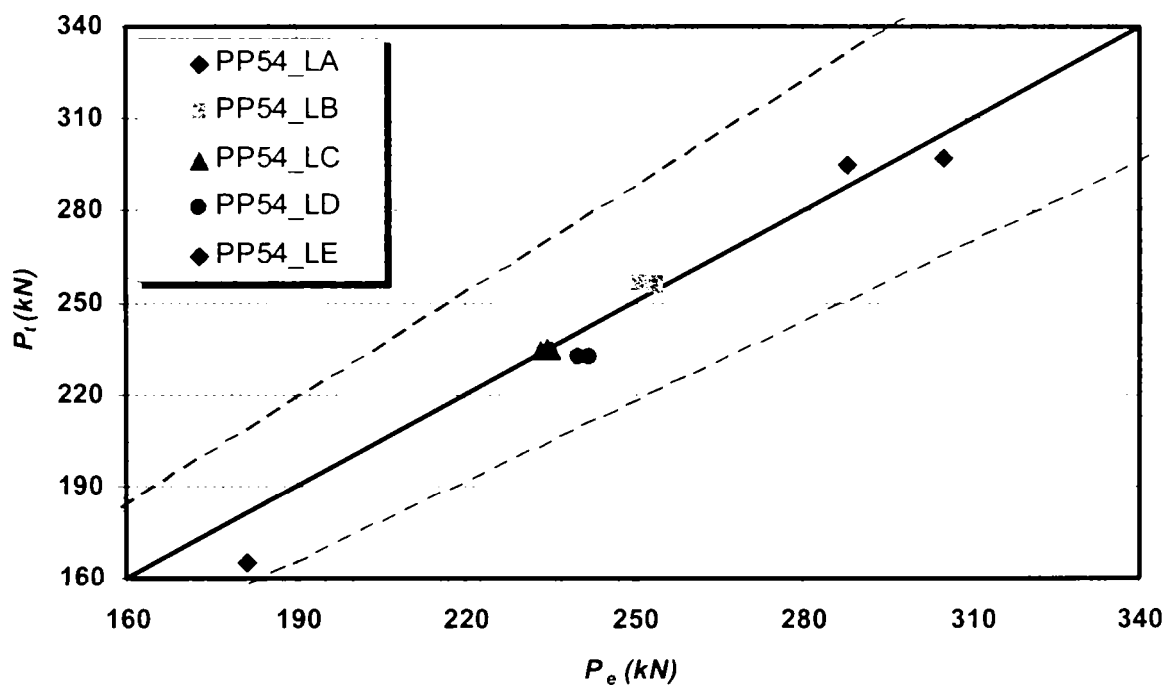
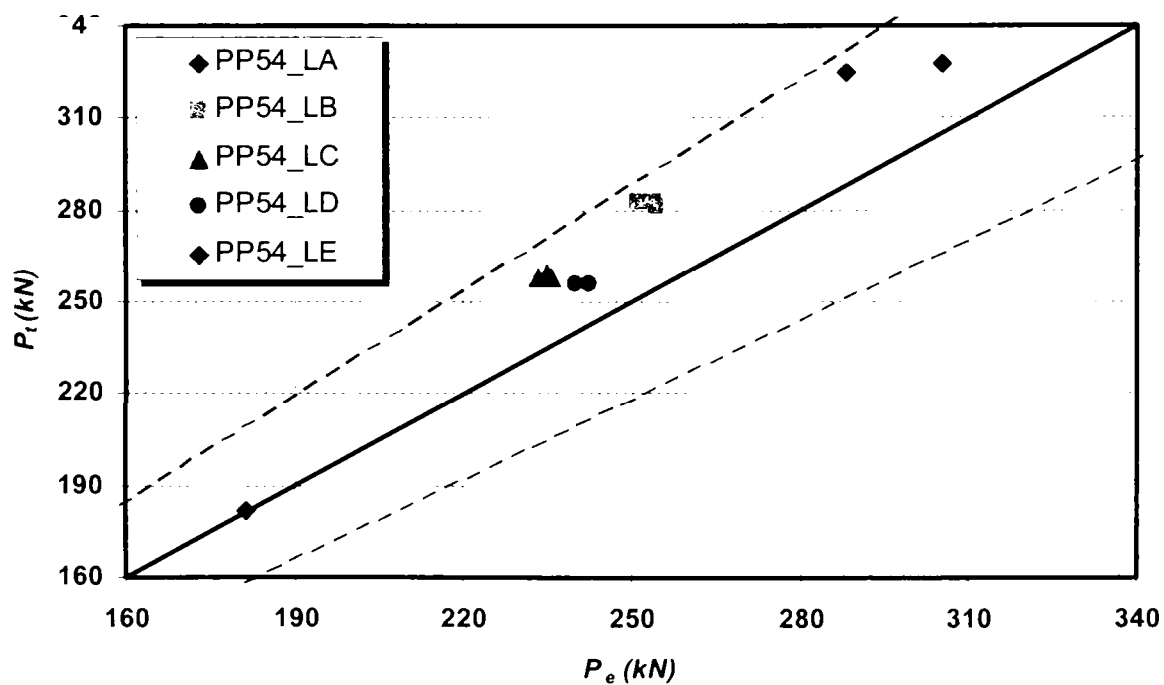
Grosimiile echivalente și ariile eficace a secțiunii au rămas aceleași modificându-se doar forțele ultime  $P_t$ , care sunt prezentate în Tabel 51 și Figura 165.

Tabel 51: Comparatie între rezultate experimentale și teoretice tronson lung pentru Firma C-2

Specimen	Forța ultimă experim. $P_e$ (kN)	Forța ultimă teoretică $P_t$ (kN)	$P_t / P_e$
PP54_LA2	287.972	333.74	1.128
PP54_LA3	305.148	336.39	1.073
PP54_LB1	254.271	289.23	1.107

Tabel 51 (continuare)

PP54_LB2	251.143	290.41	1.125
PP54_LB3	254.022	290.41	1.113
PP54_LC1	233.317	265.23	1.106
PP54_LC2	235.650	265.23	1.095
PP54_LC3	234.806	266.25	1.104
PP54_LD1	242.351	263.10	1.057
PP54_LD2	240.167	263.10	1.066
PP54_LE3	181.331	186.84	1.003

Figura 164: Reprezentarea grafică al raportului  $P_t / P_e$  pentru Firma C-2 (cu  $f_b$ )Figura 165 Reprezentarea grafică al raportului  $P_t / P_e$  pentru Firma C-2 (cu  $f_{va}$ )

## 6.5 Concluzii

În acest capitol s-a prezentat procedeul actual de proiectare recomandat de normativul European de structuri de depozitare. Procedeul care cuprinde etapă de construire prototip și încercare acestuia, etape care sunt costisitoare din mai multe puncte de vedere.

Ca și o alternativă de eliminare a acestora s-a propus metodologia de verificare a stâlpilor structurilor de depozitare din profile perforate formate la rece, care respectă. Prezenta metodologie este alcătuită din următorii pași:

- evaluarea rezistenței ultime a tronsonului scurt folosind normativul European EN1993-1-3 (20xx) cu grosimea echivalentă determinată conform propunerii din Capitolul 3;
- determinarea coeficientului de imperfecțiune echivalent  $\alpha_{eq}$  pentru secțiunea transversală și/sau tipodimensiunea de perforație folosită. Aceasta se determină cu ajutorul Metodei ECBL;
- aplicarea ecuațiilor de calcul bine cunoscute din normativul European EN1993-1-3 (20xx) pentru determinarea rezistenței ultime a tronsonului lung.

Folosind această metodologie s-au determinat rezistențele ultime a două secțiuni transversale perforate cu diferite lungimi, iar rezultatele au fost comparate cu cele experimentale. Se poate observa că metoda furnizează rezultate satisfăcătoare, desemea verifică și coeficientul parțial de siguranță determinat în Capitolul 4.

## CAPITOLUL 7: REZUMATUL CAPITOLELOR CU CONCLUZII- CONTRIBUȚIILE AUTORULUI

### 7.1 Concluzii pe capitole

#### Capitolul 1

S-a făcut introducerea în problematica abordată prin prezentarea aplicațiilor profilelor cu pereți subțiri din oțel formate la rece, avantajele și dezavantajele pe care le oferă acestea. S-a mai prezentat un scurt istoric al progresului aplicării acestora în timp, modalitățile de fabricare, materialele folosite, problemele specifice de comportare și proiectare ale acestora.

#### Capitolul 2

În acest capitol s-au prezentat sistemele de depozitare existente la ora actuală pe piața de desfacere și aspectele particulare pe care le prezintă acestea. În continuare s-a insistat mai mult pe structurile de depozitare paletizate, care sunt cele mai răspândite. Soluțiile structurale ale acestora, elementele componente și modalitățile de îmbinare dintre acestea. Se face o comparație a normelor de proiectare existente la ora actuală și se prezintă stadiul de cunoaștere la ora actuală în domeniul proiectării a structurilor de depozitare.

S-au prezentat pe scurt rezultatele unui studiu numeric parametric privind 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.

Deasemenea, s-au prezentat rezultatele unui studiu numeric asupra analizei stabilității globale a cadrelor metalice pentru structurile de depozitare paletizate luând în considerare modelarea legăturii dintre grindă-stâlp cât și prinderii la bază. Ca și o remarcă generală, trebuie să admitem ca deși în unele cazuri îmbinările trebuiesc modelate ca și articulații, răspunsul real al conectorilor de capăt de grindă de regulă furnizează o rigiditate laterală a structurii semnificativă. Ca urmare se recomandă folosirea modelelor de calcul a cadrelor cu

noduri semi-rigide pentru a putea obține rezultate optime. Totuși se poate observa că modelarea legăturii dintre elemente este mai puțin importantă decât capacitățile portante ale acestora, respectiv alcătuirea generală a structurii.

### Capitolul 3

Acest capitol tratează problema evaluării caracteristicilor eficace a profilelor metalici cu pereți subțiri formate la rece. Se prezintă două posibile abordări, unul prin considerarea lățimii eficace netă, iar altul prin considerarea grosimii echivalente. Pentru ambele aceste metode se prezintă propuneri existente, avantajele și limitările acestora.

Pornind de la un studiu numeric parametric care ia în considerare o placă pătrată, cu o perforație circulară sau pătrată centrată pe aceasta, se propune o metodologie de evaluarea zvelteții relative netă a plăcii perforate care se folosește pentru calcul lățimii eficace și ariei eficace a plăcii perforate.

Se face o altă propunere pentru determinarea grosimii echivalente a plăcii perforate funcție de suprafața plăcii și perforație de pe aceasta. Aceasta are avantajul că este generală și poate fi aplicată pentru orice formă de perforație.

Se face o comparație a rezultatelor obținute pe baza normativelor aplicate cu ariile eficace calculate folosind propunerile amintite cu rezultatele a mai multe seturi de încercări experimentale. Încercări experimentale care au fost modelate numeric cu succes.

### Capitolul 4

Numărul total al specimenelor măsurate este de 270 bucăți cu lungime de 210.0, 420.0 și 630.0 mm, acestea având aceeași secțiune transversală, dar diferă forma și dimensiunile perforațiilor executate pe inimă și/sau talpa profilului. Măsurătorile de grosime au totalizat 2598 valori, iar cele de imperfecțiune secțională 1030. Ca urmare a centralizării măsurătorilor și prelucrării statistice a rezultatelor s-a găsit o grosime medie a tablei metalice din care au fost confecționate specimenele. În plus s-au identificat formele inițiale de imperfecțiune prezente la secțiunea transversală a acestora, care pot fi de tip căscare sau închidere, respectiv s-a determinat magnitudinea maximă a acestora.

S-au identificat două tipuri de material din încercările de tracțiune, dar și ca urmare a încercărilor de determinare a variației caracteristicilor materialului pe secțiunea transversală datorită procesului de formare la rece.

Metoda propusă de Rondal (1992) a fost aplicată pentru determinarea tensiunilor reziduale de încovoiere. Metoda aplicată deși este o metodă extrem de simplă și ieftină ea conduce la rezultate comparabile cu cele prezentate de alți cercetători, dar care au folosit metode mai complicate și costisitoare implicând un volum de munca și dispozitive de măsurare speciale.

Încercările de compresiune au furnizat valorile rezistențelor ultime a speciimenelor perforate. Reducerea acestei rezistențe a fost diferită funcție de tipo-dimensiunea perforației și poziției acesteia pe secțiunea transversală. Pomind de la aceste rezultatele s-a evaluat aplicabilitatea metodei grosimii echivalente prin intermediul unui factor parțial de siguranță.

Având aceste măsurători efectuate datele obținute au fost folosite pentru modelarea numerică a încercărilor experimentale de compresiune la care au fost supuse aceste speciimene, respectiv modelul numeric calibrat va fi folosit pentru simularea unor încercări suplimentare care nu au fost incluse în studiul experimental.

## Capitolul 5

S-a prezentat posibilitatea de abordare a complexelor probleme de instabilitate locală, distorsiune, globală și/sau cuplarea acestora folosind metode numerice cum ar fi Metoda Elementului Finit, Metoda Fâșiilor Finite.

Folosind programul de calcul ANSYS au rezultat valori comparabile cu cele experimentale, iar modurile de pierdere a stabilității au coincis în toate cazurile studiate. Deși este o metodă extrem de bună pentru separarea modurilor de instabilitate, GBT-ul nu a furnizat extrem de bune rezultate pentru solicitări combinate de compresiune cu încovoiere.

Pentru luarea în considerare a efectelor perforației se propus o modalitate de evaluarea a coeficientului de imperfecțiune pentru curbele de flambaj. Aceasta se face cu ajutorul Metodei ECBL care 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.

Deasemenea s-a aplicat Metoda Rezistenței Directe (DSM) folosind grosimea echivalentă propusă, dar valorile obținute au fost în toate cazurile deasupra celor generate pentru lungimea de interacțiune.

## Capitolul 6

În acest capitol s-au prezentat modurile de pierdere a stabilității a profilelor cu pereți subțiri formate la rece, precum și s-a descris fenomenul de cuplare a acestor moduri de instabilitate.

Deasemenea s-a prezentat procedeul actual de proiectare recomandat de normativul European de structuri de depozitare. Procedeul care cuprinde etapă de construire prototip și încercare acestuia, etape care sunt costisitoare din mai multe puncte de vedere.

Ca și o alternativă de eliminare a acestora s-a propus metodologia de verificare a stâlpilor structurilor de depozitare din profile perforate formate la rece, care respectă. Prezenta metodologie este alcătuită din următorii pași:

- evaluarea rezistenței ultime a tronsonului scurt folosind normativul European EN1993-1-3 (20xx) cu grosimea echivalentă determinată conform propunerii din Capitolul 3;
- determinarea coeficientului de imperfecțiune echivalent  $\alpha_{eq}$  pentru secțiunea transversală și/sau tipodimensiunea de perforație folosită. Aceasta se determină cu ajutorul Metodei ECBL;
- aplicarea ecuațiilor de calcul bine cunoscute din normativul European EN1993-1-3 (20xx) pentru determinarea rezistenței ultime a tronsonului lung.

Folosind această metodologie s-au determinat rezistențele ultime a două secțiuni transversale perforate cu diferite lungimi, iar rezultatele au fost comparate cu cele experimentale. Se poate observa că metoda furnizează rezultate satisfăcătoare, deasemenea verifică și coeficientul parțial de siguranță determinat în Capitolul 4.

### 7.2 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:

- prezentarea monografică a soluțiilor constructive și problemelor specifice de proiectare a structurilor de depozitare paletizată;
- sinteza cunoștințelor acumulate în literatura de specialitate pe plan mondial cu privire la comportarea barelor cu pereți subțiri perforați și analiza critică a metodelor de calcul disponibile până în prezent în acest domeniu;



- propunerea unei metode de determinare a lățimii eficace netă pentru plăci pătrate cu perforație circulară sau pătrată; această metodă se aplică la evaluarea secțiunii eficace a pereților perforați a profilelor, care sunt lungi, în ipoteza că lungimea semiundelor de voalare coincide cu distanța dintre perforații;
- propunerea unei metode simplificate pentru determinarea unei grosimi echivalente de perete, considerat plin, pentru pereții perforați; această metodă permite aplicarea, fără nici o modificare, a metodelor de calcul din normele de proiectare pentru structurile metalice cu pereți subțiri, realizate din elemente cu pereți plini, precum și a metodelor numerice cum sunt GBT și Metoda Fâșiilor Finite;
- conceperea și realizarea unui program experimental propriu pentru studiul comportării barelor scurte cu pereți subțiri perforate sollicitate la compresiune;
- validarea metodelor de calcul propuse prin intermediul rezultatelor încercărilor experimentale, precum și cu cele furnizate de Metoda Elementului Finit, respectiv prin simularea cu ANSYS;
- propunerea unei metodologii de determinare a coeficientului de imperfecțiune echivalent  $\alpha_{eq}$  care să înglobeze efectele de reducere a rezistenței rezultate datorită prezenței perforațiilor precum și modurilor de instabilitate local, distorsional și global și de cuplare a acestora; cu această metodologie se poate determina rezistența ultimă a stâlpilor structurilor de depozitare din profile cu pereți subțiri perforate din oțel formate la rece;
- aplicarea cunoștințelor dobândite pentru proiectare unei structuri de depozitare metalice tip consolă care încorporează profile cu pereți subțiri perforate din oțel formate la rece.

### 7.3 Valorificarea rezultatelor obținute în cadrul tezei

Rezultatele cercetării cuprinse în teza de doctorat s-au materializat prin publicarea de către autor a 10 articole științifice, singur autor și în colaborare, 2 rapoarte de cercetare ca urmare stagiilor efectuate în străinătate, precum și prin realizarea ca și director de proiect a 2 contracte de cercetare cu CNCSIS și 1 contract de proiectare cu Lindab SRL.

#### 7.3.1 Publicații științifice

Articole în reviste din țară și din străinătate (jurnale)

Szabo, I.F. Numerical Investigations on Ultimate Strength of Perforated Sections in Compression. *Buletinul Științific al Universității Politehnica din Timișoara*, Tom 47/61, 2002.

Szabo, I.F., Dubina, D. Recent Research Advances on ECBL Approach. Part II: Interactive Buckling of Perforated Sections. *Special Issue of Thin-Walled Structures* 42(2):195-210, 2004.

#### Articole în volumele unor conferințe internaționale

Szabo, I.F. FEM Simulation of Pallet Rack Steel Members. 2nd International Conference of PhD Students. Section Proceedings, p. 169-176. University of Miskolc, Ungaria, 1999.

Dubina, D., Ungureanu, V. Szabo, I.F. Influence of Local and Sectional Geometrical Imperfections on the Distortional and Interactive-Overall Buckling Modes of Cold-Formed Members. Third International Conference on Coupled Instabilities in Metal Structures (CIMS 2000), p. 179-188. Lisbon, Portugalia, 2000.

Szabo, I.F. FEM Simulation of the Behaviour of Perforated Cold-Formed Steel Compression Members. The 9th International Conference on Metal Structures (ICMS 2000), p. 341-348. Timișoara, România, 2000.

D. Dubina, L. Fulop, V. Ungureanu, I. Szabo and Z. Nagy, Cold-Formed Steel Structures for Residential and Non-residential Buildings, The 9th International Conference on Metal Structures (ICMS 2000), p. 308-317. Timișoara, România, 2000.

Dubina, D., Ungureanu, V., Szabo, I.F. Calibration and Codification of Geometrical Imperfections on Cold-Formed Steel Members for Numerical Analysis and Design, Proceedings of the 9th Nordic Steel Construction Conference (NSCC 2001), p.349-356. Helsinki, Finlanda, 2001.

Dubina, D., Ungureanu, V., Szabo, I.F. (2001b). Codification of Imperfections for Advanced Finite Analysis of Cold-Formed Steel Members. Proceedings of the 3rd International Conference on Thin-Walled Structures, p.179-186. Krakow, Polonia.

Szabo, I.F., Dubina, D. Ultimate Strength of Perforated Cold-Formed Steel Sections, International Colloquium on Stability and Ductility of Steel Structures (SDSS 2002), p. 187-194. Budapest, Ungaria, 2002.

Dubina, D., Ungureanu, V., Szabo, I.F. Interactive Buckling of Thin-Walled Cold-Formed Members, International Conference Advances in Structures (ASSCCA'03), Vol1., p. 317-324. Sydney, Australia, 2003.

Prezentări în cadrul unor manifestări științifice naționale și internaționale nepublicate

Szabo, I.F. FEM Modeling of Instability Behavior of Pallet Rack Cold-Formed Sections in Compression. Summer Course – Workshop, “Advanced Studies – Structural Engineering and CAE” la ‘Bauhaus University’ Weimar, Germania, July 2000.

Szabo, I.F., Dubina, D. Modelarea cu Ajutorul Metodei cu Element Finit a Pereților Perforați ai Profilelor din Oțel Formate la Rece Utilizate la Structuri pentru Depozite Paletizate. Zilele Academice Timișene, Ediția a VII-a, Timișoara, România, 24-25 Mai 2001.

Szabo, I.F., Dubina, D. Calibrarea Unei Formule pentru Determinarea Secțiunii Eficace a Profilelor din Oțel cu Pereți Subțiri Perforate și Utilizarea acesteia în Relația de Interacțiune cu Flambajul General. Zilele Academice Timișene - Secțiunea Stabilitatea Structurilor Metalice - Cerința Fundamentală în Siguranța Construcțiilor, Ediția a VIII-a, Timișoara, România, 22-23 Mai 2003.

Ungureanu, D.V., Szabo, I.F., Dubina, D. Determinarea Tensiunilor Reziduale la Profilele din Oțel cu Pereți Subțiri Formate la Rece. Zilele Academice Timișene - Secțiunea Preocupări Actuale în Construcții Metalice și Sudură, Ediția a VIII-a, Timișoara, România, 22-23 Mai 2003.

### 7.3.2 Contracte de cercetare și proiectare și rapoarte de cercetare

#### Contracte de cercetare și proiectare coordonate

Studiul Sistemelor și Performanțelor Structurale ale Cadrelor Metalice pentru Depozite Paletizate. Grant de Cercetare tip Td 219/2002 finanțată de CNCSIS. Beneficiar Ministerul Educației și Cercetării, Contract 39783/8.11.2002.

Studiul Sistemelor și Performanțelor Structurale ale Cadrelor Metalice pentru Depozite Paletizate. Grant de Cercetare tip Td 3/2003 finanțată de CNCSIS. Beneficiar Ministerul Educației și Cercetării, Contract 33550/1.07.2003.

Rafturi Metalice pentru Depozitare Exterioară Țiglă Metalică. Proiect de Execuție Structură de Rezistență. Beneficiar Lindab SRL. Proiect nr. 02/2003 elaborat în colaborare cu firma Britt SRL Timișoara. Martie 2003.

#### Rapoarte de cercetare

Numerical Simulation of Stub Column Tests on Upright Sections for Steel Pallet Racks. Stagiul de cercetare finanțat de TEMPUS la 'Universita degli Studi di Trento', între Aprilie și Iulie 1999. Trento, Italia.

Analysis of Perforated and Unperforated Rack Column Sections Using Generalized Beam Theory. Stagiul de cercetare cofinanțat de Banca Mondială și CNCSIS la 'The University of Manchester', între Octombrie 2001 și Ianuarie 2002. Manchester, Regatul Unit.

#### 7.4 Remarci de final al autorului

Deși poate pare destul de voluminoasă partea de introducere în structurile de depozitare s-a preferat descrierea tuturor aspectelor care guvernează comportarea acestor structuri, precum și prezentarea stadiului actual al cunoașterii în domeniu pentru ca în viitor dacă cineva va dori să studieze sau să proiecteze structuri de acest gen să aibă un punct de plecare.

Eu aș dori să precizez că într-adevăr rezultatul acestei teze nu un coeficient nou sau îmbunătățirea unui vechi, ci mai degrabă o posibilă abordare de proiectare, dat fiind numărul mare de variabile care afectează comportarea reală a stâlpilor perforați.

S-ar fi putut prezenta rezultate și contribuții mult mai exacte sau spectaculoase aș spune, dacă variabilele amintite anterior ar fi fost mai puține. De exemplu dacă s-ar fi colaborat cu o firmă producătoare care să impună anumite dimensiuni de secțiune transversală și formă de perforații, precum și o anumită calitate de material și modalitate de formare a secțiunii transversale s-ar fi putut oferi rezultate mult mai concludente, dar în același timp limitate din punct de vedere al aplicabilității.

Totuși, dacă ar fi să însumez toate concluziile descrise și dacă ar fi să fac o comparație, cred că s-a reușit eliminarea câtorva necunoscute dintr-o 'ecuație cu multe necunoscute', 'ecuație' care aici înseamnă comportarea reală a stâlpilor perforați pentru structurile de depozitare metalice.

Ing. Iosif Francisc Szabo

20.01.2004

Timișoara

## REFERINȚE BIBLIOGRAFICE

Agatino, M.R., Bernuzzi, C., Castiglioni, C.A. (2001). Joints under Cyclic Reversal Loading in Steel Storage Pallet Racks. Proceedings of XVIII Conference C.T.A., p. 105-114. Venetia, Italia.

Abdel-Rahman, N., Sivakumaran, K.S. (1996). Evaluation of Modelling of the Material properties for Analysis of Cold-Formed Steel Sections. Thirteenth International Specialty Conference on Cold-Formed Steel Structures, p. 623-640. St. Louis, Missouri, S.U.A

Abdel-Rahman, N., Sivakumaran, K.S. (1997). Material Properties Models for Analysis of Cold-Formed Steel Members. Journal of Structural Engineering 123(9):1135-1143.

Abdel-Rahman, N., Sivakumaran, K.S. (1998). Effective Design Width for Perforated Cold-Formed Steel Compression Members. Canadian Journal of Civil Engineering 25: 319-330.

AISI (2002). North American Specification for the Design of Cold-Formed Steel Structural Members, November 9 Draft Edition. American Iron and Steel Institute. S.U.A.

ANSYS (2001). ANSYS 5.7.1 Software product and program documentation. SAS IP Inc.

AS4084 (1993). Australian Standard. Steel Storage Racking. Standards Australia. 1 the Crescent, Homebush, NSW 2140, Australia.

AS/NZS4600 (1996). Australian and New Zealand Standard. Cold-Formed Steel Structures. Standards Australia. 1 the Crescent, Homebush, NSW 2140, Australia.

Awei (2003). Affordable Warehouse Equipment Inc. 9955 Walford Ave, Cleveland, Ohio 44102, S.U.A. <http://www.awei.com/>.

Azizian, Z.G., Roberts, T.M. (1983). Buckling and Elasto-Plastic Collapse of Perforated Plates. Instability and Plastic Collapse of Structures, p. 322-328. Manchester, Regatul Unit.

Baldassino, N., Bernuzzi, C., Zandonini, R., Hancock, G.J. (1998a). Overall, Local and Distortional Buckling in Pallet Racks. Structural Stability Research Council Conference (S.S.R.C.). Atlanta, S.U.A.

Baldassino, N., Bernuzzi, C., Zandonini, R. (1998b). Experimental and Numerical Studies on Pallet Racks. Proceedings of the Conference Otto Halasz – Memorial Session. p. 61-83. Technical University of Budapest. Ungaria

Baldassino, N., Hancock, G. (1999). Distortional Buckling of Cold-Formed Steel Storage Rack Sections Including Perforations. Proceedings of the Fourth International Conference on Steel and Aluminium Structures (ICSAS99), p. 131-138.

Baldassino, N., Bernuzzi, C., Zandonini, R. (2000). Performance of Joints in Steel Storage Pallet Racks. Connections in Steel Structures IV: Steel Connections in the New Millenium. Roanoke, Virginia, S.U.A.

Baldassino, N., Berardi, C., Bernuzzi, C. (2001). Influence of the Bracing Systems on the Performance of Steel Storage Pallet-Racks. Proceedings of XVIII Conference C.T.A., p. 115-125. Venetia, Italia.

Baldassino, N., Zandonini, R. (2001). Numerical and Experimental Analysis on Base-Plate Connections of Steel Storage Pallet Racks. Proceedings of XVIII Conference C.T.A., p. 127-136. Venetia, Italia.

Ballio, G., Bernuzzi, C., Castiglioni, C.A. (1999). An Approach for the Seismic Design of Steel Storage Pallet Racks. *Stalbau* 68(11): 919-928.

Batista, E., Camotim, D., Prola, L.C., Vaz, E. (1998). On the Stability and Strength of Steel Columns Affected by Distortional Buckling. *Journal of Constructional Steel Research* 46:1-3, Paper No. 086.

Beale, R.G., Godley, M.H.R. (2001). Problems Arising with Pallet Rack Semi-Rigid Base-Plates. Proceedings of the First International Conference on Steel & Composite Structures, p. 699-706. Pusan, Corea.

Beale, R.G., Godley, M.H.R. (2002a). Sway Buckling of Down-Aisle Pallet Rack Structures Containing Splices. In *Advances in Steel Structures*, Chan, Teng și Chung ed., Vol I p. 461-468.

Beale, R.G., Godley, M.H.R. (2002b). The Design of the Pallet Program. Sixteenth International Specialty Conference on Cold-Formed Steel Structures, p. 353-368. Orlando, Florida, S.U.A.

Bernuzzi, C., Castiglioni, C.A. (2001). Experimental Analysis on the Cyclic Behaviour of Beam-to-Column Joints in Steel Storage Pallet Racks. *Thin-Walled Structures* 39: 841-859.

Brown, C.J., Yettram, A.L., Burnett, M. (1987). Stability of Plates with Rectangular Holes. *Journal of Structural Engineering* 113(5): 1111-1116.

Brown, C.J., Yettram, A.L. (2000). Factors Influencing the Elastic Stability of Orthotropic Plates Containing a Rectangular Cut-out. *Journal of Strain Analysis* 35(6): 445-458.

C-164 (1980). Normativ de Proiectare a Depozitelor Paletizate. Indicativ C-164-79. Ministerul Aprovizionarii Tehnico-Materiale și Controlul Gospodării Fondurilor Fixe. București, România.

Castiglioni, C.A. (2003). Dynamic Tests on Steel Pallet Racks. *Costruzioni Metalliche* LV(2003-3):35-44.

Chajes, A., Britvec, S.J., Winter, G. (1963). Effects of Cold-Straining on Structural Sheet Steels. Proceedings of the American Society of Civil Engineers, *Journal of the Structural Division*. 89(ST2):1-32.

Coles, A. (1997). Analysis of Storage Racking Columns Using Generalised Beam Theory. MSc Thesis. School of Engineering, University of Manchester, Regatul Unit.

- Concept (2003). Concept Storage Solutions. 231 Millway Ave, Concord, ON L4K 3W7, Canada. <http://www.conceptstorage.com/>.
- CSA S136 (1994). Cold-Formed Steel Structural Members. Standard CSA S136-94. Canadian Standard Association, Rexdale, Ont., Canada.
- CU-SRF (2003). Cornell University – Semi-Rigid Frame Analysis. Computer Program elaborat de Andrew T. Sarawit. <http://ceeserver.ccc.cornell.edu/tp26/>.
- Davies, J.M., Cowen, J.S. (1994). Pallet Racking Using Cold-Reduced Steel. Twelfth International Specialty Conference on Cold-Formed Steel Structures, p. 641-655. St. Louis, Missouri, S.U.A.
- Davies, J.M., Leach, P. (1994). First-order Generalized Beam Theory. Journal of Constructional Steel Research 31:187-220.
- Davies, J.M., Leach, P., Heinz, D. (1994). Second-order Generalized Beam Theory. Journal of Constructional Steel Research 31:221-241.
- Davies, J.M., Jiang, C. (1996). Non-Linear Buckling Analysis of Thin-Walled Metal Columns. Thirteenth International Conference on Cold-Formed Steel Structures, p. 321-333. St. Louis, Missouri, S.U.A.
- Davies, J.M., Leach, P., Taylor, A. (1997). The Design of Perforated Cold-Formed Steel Sections Subject to Axial Load and Bending. Thin-Walled Structures 29(1-4): 141-157.
- Davies, J.M., Godley, M.H.R. (1998), An European Design Code for Pallet Racking. Fourteenth International Conference on Cold-Formed Steel Structures, p. 280-310. St. Louis, Missouri, S.U.A.
- Dhanalkshmi, M., Shanmugam, N.E. (2001). Design for Openings in Equal-Angle Cold-Formed Steel Columns. Thin-Walled Structures 39: 167-187.
- Dubina, D. (1996). Coupled instabilities in bar members, General Report. In: Coupled Instabilities in Metal Structures – CISM'96 (Rondal J., Dubina D. & Gioncu V., Editori) p. 119-132. Imperial College Press, London, Regatul Unit.
- Dubina, D. (2001). The ECBL Approach for Interactive Buckling of Thin-Walled Steel Members. Steel and Composite Structures 1(1): 75-96.
- Dubina, D., Ungureanu, V. Szabo, I.F. (2000). Influence of Local and Sectional Geometrical Imperfections on the Distortional and Interactive-Overall Buckling Modes of Cold-Formed Members. Third International Conference on Coupled Instabilities in Metal Structures (CIMS 2000), p. 179-188. Lisbon, Portugalia.
- Dubina, D., Ungureanu, V., Szabo, I.F. (2001a). Calibration and Codification of Geometrical Imperfections on Cold-Formed Steel Members for Numerical Analysis and Design, Proceedings of the 9th Nordic Steel Construction Conference (NSCC 2001), p.349-356. Helsinki, Finlanda.



Dubina, D., Ungureanu, V., Szabo, I.F. (2001b). Codification of Imperfections for Advanced Finite Analysis of Cold-Formed Steel Members. Proceedings of the 3rd International Conference on Thin-Walled Structures, p.179-186. Krakow, Polonia.

Dubina, D., Ungureanu V. (2002). Effect of Imperfections on Numerical Simulation of Instability Behaviour of Cold-Formed Steel Members. *Thin-Walled Structures* 40: 239-262.

Dubina, D., Szabo, I.F., Ungureanu, V. (2003). Interactive Buckling of Thin-Walled Cold-Formed Members. International Conference Advances in Structures (ASSCCA'03). Sydney, Australia.

ECCS (1987). European Recommendations for Design of Light Gauge Steel Members. European Convention for Constructional Steelwork, Technical Committee 7. Brussels, Belgia.

EN1993-1-1 (1994). Annex Z, Determination of Design Resistance from Tests. European Committee for Standardization. Central Secretariat: rue de Stassart 36, B-1050 Brussels, Belgia.

EN1993-1-3 (20xx). Eurocode 3: Design of Steel Structures - Part 1-3: General Rules - Supplementary Rules for Thin Gauge Members and Sheeting. Final Draft 27 September 2002. European Committee for Standardization. Central Secretariat: rue de Stassart 36, B-1050 Brussels, Belgia.

FEM10.2.02 (1997). Recommendation for the Design of Steel Pallet Racking and Shelving. Section X of the Federation Europeenne de la Manutention. The McLaren Building, 35 Dale End, Birmingham B4 7LN, Regatul Unit.

Galambos, T.V., Rang, T.N., Yu, W.W. Ravindra, M.K. (1979). Structural Reliability Analysis of Cold-Formed Steel Members, Proc. of the ASCE Specialty Conference on Probabilistic Mechanics and Structural Reliability. Tucson, AZ, S.U.A.

Georgescu, M., Zaharia, R. (1999). Introducere în Tehnica Proiectării Asistate de Experiment a Construcțiilor Metalice. Editura Orizonturi Universitare, Timișoara, ISBN 973-9400-82-5.

Gioncu, V. (1994). General Theory of Coupled Instabilities - General Report. *Thin-Walled Structures*, 19(2-4): 81-127.

Godley, M.H.R. (1991). Storage Racking. Capitolul 11 al Design of Cold-Formed Steel Members, Rhodes ed., p. 361-399. Elsevier Applied Science. Amsterdam, Olanda.

Godley, M.H.R. (1997). Plastic Design of Pallet Rack Beams. *Thin-Walled Structures* 29(1-4): 175-188.

Godley, M.H.R., Beale, R.G., Feng, X. (1998). Rotational Stiffnesses of Semi-Rigid Baseplates. Fourteenth International Specialty Conference on Cold-Formed Steel Structures, p. 323-334. St. Louis, Missouri, S.U.A.

Godley, M.H.R., Beale, R.G., Feng, X. (2000). Analysis and Design of Down-Aisle Pallet Rack Structures. *Computers and Structures* 77: 391-401.



Godley, M.H.R. (2002). The Behaviour of Drive-In Storage Structures. Sixteenth International Specialty Conference on Cold-Formed Steel Structures, p. 340-352. Orlando, Florida, S.U.A.

Grumbach, M., Prudhomme, M.(1974). Propriétés des Profiles a Froid. Construction Metallique, No. 1.

Hancock, G.J. (1985). Distortional Buckling of Steel Storage Rack Columns. Journal of Structural Engineering 111(12): 2770-2783.

Hancock, G.J. (1998). Design of Cold-Formed Steel Structures, 3rd Edition, Australian Institute of Steel Construction. P.O. Box 63466, North Sydney, NSW 2059, Australia.

Harris, E., Hancock, G. (2002). Sway Stability Testing of High Rise rack Sub-Assemblages. Sixteenth International Specialty Conference on Cold-Formed Steel Structures, p. 385-397. Orlando, Florida, S.U.A.

Ingason, H. (1998). Modelling of a Two-Dimensional Rack Storage Fire. Fire Safety Journal 30:47-69.

Ingason, H. și de Ris, J. (1998). Flame Heat transfer in Storage Geometries. Fire Safety Journal 31:39-60.

Ingason, H. (2001). Plume Flow in High Rack Storages. Fire Safety Journal 36:437-457.

Ingvarsson L. (1975). Cold-Forming Residual Stress, Effect on Buckling. Third International Conference on Cold-Formed Steel Structures. St. Louis, Missouri, S.U.A.

ISO 4997-(E) (1978). Cold-Reduced Steel Sheet of Structural Quality, International Standard.

Jarke (2003). Jarke a Division of Leggett & Platt. 750 Pinecrest Drive, Prospect Heights, IL 60070, S.U.A. <http://www.jarke.com/>.

Joseph, P.V. (1987). The Compressive Behaviour of Thin-Walled Cold-Formed Steel Columns. PhD Thesis. Wolfson College, University of Cambridge. Regatul Unit.

Karren, K.W. (1967). Corner Properties of Cold-Formed Steel Shapes. Proceedings of the American Society of Civil Engineers, Journal of the Structural Division. 93(ST1).

Karren, K.W., Winter G. (1967). Effects of Cold-Work on Light Gage Steel Members. Proceedings of the American Society of Civil Engineers, Journal of the Structural Division. 93(ST1).

Kesti, J., Davies, J.M. (1999). Local and Distortional Buckling of thin-Walled Short Columns. Thin-Walled Structures 34: 115-134.

Klippstein, K.H. (1988). Test procedures for the Design of Cold-Formed Steel Structural Members, Connections, and Assemblies. Ninth International Specialty Conference on Cold-Formed Steel Structures, p. 603-615. St. Louis, Missouri, S.U.A.

- Lau, H.H., Godley, M.H.R., Beale, R.G. (2003). The Influence of Base Connectivity on the Ultimate Load of Columns. *Computers and Structures* 81: 1827-1849.
- Lau, S.C.W., Hancock, G. (1987). Distortional Buckling formulas for Channel Columns. *Journal of Structural Engineering* 113(5): 1063-1078.
- Lau, S.C.W., Hancock, G. (1988a). Strength Tests and Design Methods for Cold-Formed Channel Columns Undergoing Distortional Buckling. Research Report No. R579. School of Civil and Mining Engineering, The University of Sydney, NSW 2006, Australia.
- Lau, S.C.W., Hancock, G. (1988b). Nonlinear Analysis of Cold-Formed Sections Using the Finite Strip Method. Ninth International Specialty Conference on Cold-Formed Steel Structures, p. 45-73. St. Louis, Missouri, S.U.A.
- Lewis, G.M. (1979). The Development of Pallet Rack Codes. International Conference on Thin-Walled Structures. Recent Technology Advance and trends in Design, Research and Construction, p. 186-198. Glasgow, Regatul Unit.
- Lewis, G.M. (1991). Stability of Rack Structures. *Thin-Walled Structures* 12: 163-174.
- Lewis, G.M. (1997). Imperfection Sensitivity of Structures with Semi-Rigid Joints. *Thin-Walled Structures* 27(2): 187-201.
- Loov, R. (1983). Local Buckling Capacity of C-Shaped Cold-Formed Steel Sections with Punched Webs. *Canadian Journal of Civil Engineering* 11: 1-7.
- Lungu, D., Ghiocel, D. (1982). Metode Probabilistice în Calculul Construcțiilor, Editura Tehnica, București, România.
- Mahendran, M., Shanmugam, N.E., Liew, R.J.Y. (1994). Strength of Stiffened Plates with Openings. Twelfth International Specialty Conference on Cold-Formed Steel Structures, p. 29-40. St. Louis, Missouri, S.U.A.
- Markazi, F.D., Beale, R.G. and Godley, M.H.R. (1997). Experimental Analysis of Semi-Rigid Boltless Connectors. *Thin-Walled Structures* 28(1): 57-87.
- McConnel, R.E., Kelly, S.J. (1983). Structural Aspects of the Progressive Collapse of Warehouse Racking. *The Structural Engineer* 61A(11): 343-347.
- Miller, Th.H., Pekoz, T. (1994). Unstiffened Strip Approach for Perforated Wall Studs. *Journal of Structural Engineering* 120(2): 410-421.
- McNamee (2003). McNamee and Associates. S.U.A. <http://www.rackandshelf.com/>.
- MSM (1997). Essais Selon FEM10.2.02. Rapport N° 97/502. Departement Mecanique des Materiaux, Stabilité des Constructions, Mecanique des Structures, Universite de Liege, 6 Quai Banning, B-4000 Liege, Belgia.

MSM (1998a). Essais Selon FEM10.2.02. Rapport N° 98/518. Departement Mecanique des Materiaux, Stabilité des Constructions, Mecanique des Structures, Universite de Liege, 6 Quai Banning, B-4000 Liege, Belgia.

MSM (1998b). Essais Selon FEM10.2.02. Rapport N° 98/510. Departement Mecanique des Materiaux, Stabilité des Constructions, Mecanique des Structures, Universite de Liege, 6 Quai Banning, B-4000 Liege, Belgia.

Narayan, R., Chow, F.Y. (1984). Ultimate Capacity of Uniaxially Compressed Perforated Plates, *Thin-Walled Structures* 2:241-264.

NPO 12 (1997). Normativ pentru Calculul Elementelor din Oțel Formate la Rece, *Buletinul Construcțiilor*, Vol. 15.

Olsson, A., Sandberg, G. (1998). Parameter Studies on Pallet Racks. Report TVSM-7122. Division of Structural Mechanics, Lund University, Suedia.

Olsson, A., Sandberg, G., Austrel, PE. (1999). Load-Carrying Capacity of Damaged Steel Columns with Channel Sections. *Journal of Structural Engineering* 125(3): 338-343.

Ortiz-Colberg, R. (1981). The Load Carrying Capacity of Perforated Elements in Compression. M.Sc. Thesis. Cornell University, Ithaca, NY, S.U.A.

Parker, J.C., Lamontagne A.S. (2002). A Critical Review of Seismic Design for Drive-in Type Industrial Steel Storage Racks. Seventh U.S. National Conference on Earthquake Engineering. Theme: Urban Earthquake Risk. Boston, Massachusetts, S.U.A.

Pekoz, T. (1979). Design of Cold-Formed Steel Storage Racks. International Conference on Thin-Walled Structures. Recent Technology Advance and trends in Design, Research and Construction, p. 145-159. Glasgow, Regatul Unit.

Pekoz, T., Rao, K. (2001). Design of Industrial Storage Racks. *Progress in Structural Engineering and Materials* 3:28-35.

PEP Micro (1992). Analyse Plastique au Second Ordre de Structures Planes a Barres. Manuel d'Utilisation, Version 2.0. Centre Technique Industriel de la Construction Metallique. Franta.

Pu, Y., Godley, M.H.R., Beale, R.G., Lau, H.H. (1999). Prediction of Ultimate Capacity of Perforated Lipped Channels. *Journal of Structural Engineering* 125(5): 510-514.

RAL-RG 614 (1990). Storage and Associated Equipment – Quality Assurance. German Institute for Quality Assurance and Marking. Bornheimer Str. 180, 5300 Bonn 1, Germania.

Retrotech (2003). Retrotech Incorporated. 610 Fishers Run, P.O. Box 586, Fishers, NY 14453-0586. S.U.A. <http://www.retrotech.com/>.

Rhodes, J. (1991). Introduction to Cold-Formed Steel Sections. Chapter 1 of Design of Cold-Formed Steel Members, Rhodes ed., p. 1-49. Elsevier Applied Science. Amsterdam, Olanda.

Rhodes, J., Schneider, F.D. (1994). The Compressional Behaviour of Perforated Elements. Twelfth International Specialty Conference on Cold-Formed Steel Structures, p. 11-28. St. Louis, Missouri, S.U.A.

Rhodes, J., Macdonald, M. (1996). The Effects of Perforation Length on the Behaviour of Perforated Elements in Compression. Thirteenth International Specialty Conference on Cold-Formed Steel Structures, p. 91-101. St. Louis, Missouri, S.U.A.

Ritchie D., Rhodes J. (1975). Buckling and Postbuckling Behaviour of Plates with Holes, *Aeronautical Quarterly* 26: 281-296.

RMI (1997). Specification for the Design Testing and Utilization of industrial Steel Storage Racks. Rack Manufacturers Institute. 8720 Red Oak Blvd., Suite 201, Charlotte, NC 28217, S.U.A.

Roberts, T.M., Azizian, Z.G. (1984). Strength of Perforated Plates Subjected to In-Plane Loading. *Thin-Walled Structures* 2: 153-164.

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., octroye par le Fonds National de la Recherche Scientifique.

Rondal, J. (1986). Thin-Walled Structures. Proceedings of the Second Regional Colloquium on Stability of Steel Structures, Final Report, Ungaria.

Rondal, J., Dubina, D. (1993). Profils a Parois Mince. Curs didactic utilizat în comun la Universitatea din Liege și Universitatea „Politehnica” din Timișoara.

Sabir, A.B., Chow, F.Y. (1983). Elastic Buckling of Flat Panels Containing Circular and Square Holes. *Instability and Plastic Collapse of Structures*, p. 311-321. Manchester, Regatul Unit.

Sandberg, G. Olsson, A. (1999). Failure Sensitivity of Engineering Structures. *Computers and Structures* 72: 525-534.

Sarawit, A.T., Pekoz, T. (2002). Design of Industrial Storage Racks. Sixteenth International Specialty Conference on Cold-Formed Steel Structures, p. 369-384. Orlando, Florida, S.U.A.

Schafer, B., Pekoz, T. (1996). Geometric Imperfections and Residual Stresses for Use in the Analytical Modeling of Cold-Formed Steel Members. Thirteenth International Conference on Cold-Formed Steel Structures, p. 649-664. St. Louis, Missouri, S.U.A.

Schafer, B.W., Grigoriu, M., Pekoz, T. (1998). A Probabilistic Examination of the Ultimate Strength of Cold-Formed Steel Elements. *Thin-Walled Structures* 31:271-288;

Schafer, B., Pekoz, T. (1998). Computational Modeling of Cold-Formed Steel: Characterizing Geometric Imperfections and Residual Stresses. *Journal of Constructional Steel Research* 47: 193-210.

- Schafer, B. (2002). Progress on Direct Strength Method. The 16th International Specialty Conference on Cold-Formed Steel Structures, p. 647-662. Orlando, Florida, S.U.A.
- Schardt, R. (1983). The Generalized Beam Theory. Instability and Plastic Collapse of Structures, p. 469-478. Manchester, Regatul Unit.
- Shanmugam, N.E., Paramasivam, P., Lee, S.L. (1986). Stiffened Flanges Containing Openings. Journal of Structural Engineering 112(10): 2234-2246.
- Shanmugam, N.E., Thevendran, V., Tan, Y.H. (1999). Design Formula for Axially Compressed Perforated Plates. Thin-Walled Structures 34: 1-20.
- Shanmugam, N.E., Dhanalakshmi, M. (2001a). Design for Openings in Cold-Formed Steel Channel Stub Columns. Thin-Walled Structures 39: 961-981.
- Shanmugam, N.E., Dhanalakshmi, M. (2001b). State-of-Art Review and Compilation of Studies on Perforated Thin-Walled Structures. International Journal of Structural Stability and Dynamics 1(1): 59-81.
- Shimizu, S., Yoshida, S. (1991). Buckling of Plates with a Hole under Tension. Thin-Walled Structures 12: 35-49.
- Silvestre, N., Nagahama, K., Camotim, D., Batista, E. (2002). GBT-Based Distortional Buckling Formulae for Thin-Walled Rack-Section Columns and Beams. In Advances in Steel Structures, Chan, Teng și Chung ed., Vol I p. 341-350.
- Sivakumaran, K.S. (1987). Load Capacity of Uniformly Compressed Cold-Formed Steel Sections With Punched Web. Canadian Journal of Civil Engineering 14: 550-558.
- Sivakumaran, K.S. (1988). Some Studies on Cold-Formed Steel Sections with Web Openings. Ninth International Specialty Conference on Cold-Formed Steel Structures, p. 513-527. St. Louis, Missouri, S.U.A.
- Sivakumaran, K.S., Abdel-Rahman, N. (1998). A Finite Element Analysis Model for the Behaviour of Cold-Formed Steel Members. Thin-Walled Structures 31: 305-324.
- SREN 10002-1 (1990). Materiale Metalice. Încercarea la Tracțiune. Partea 1: Metodă de Încercare (la Temperatură Ambientă). Institutul Român de Standardizare. România.
- Stark, J.W.B., Tilburgs, C.J. (1979). Frame Instability of Unbraced Pallet Racks. International Conference on Thin-Walled Structures. Recent Technology Advance and trends in Design, Research and Construction, p. 160-185. Glasgow, Regatul Unit.
- Steel King (2003). Steel King Industries. 2700 Chamber St. Stevens Point, WI, S.U.A. <http://www.steelking.com/>.
- Szabo, I.F. (1999a). Numerical Simulation of Stub Column Tests on Upright Sections for Steel Pallet Racks. Stagiul de cercetare finantata de TEMPUS la 'Universita degli Studi di Trento', intre Aprilie și Iulie 1999. Trento, Italia.

Szabo, I.F. (1999b). FEM Simulation of Pallet Rack Steel Members. 2nd International Conference of PhD Students. Section Proceedings, p. 169-176. University of Miskolc, Ungaria.

Szabo, I.F. (2000a). Analiza Globală în Regim Static și Dinamic Ținând Seama de Semi-Rigiditatea Asamblajelor Cadrelor Metalice pentru Depozite Paletizate. Referat nr.3 în vederea elaborării Tezei de Doctorat. Timișoara, România.

Szabo, I.F. (2000b). FEM Simulation of the Behaviour of Perforated Cold-Formed Steel Compression Members. The 9th International Conference on Metal Structures (ICMS 2000), p. 341-348. Timișoara, România.

Szabo, I.F., Dubina, D. (2001). Modelarea cu Ajutorul Metodei cu Element Finite a Peretilor Perforati ai Profilelor din Otel Formate la Rece Utilizate la Structuri pentru Depozite Paletizate. Zilele Academice Timisene, Ediția a VII-a. Timișoara, România.

Szabo, I.F. (2002a). Analysis of Perforated and Unperforated Rack Column Sections Using Generalized Beam Theory. Stagiul de cercetare cofinanțată de Banca Mondială și CNCSIS la The 'University of Manchester', între Octombrie 2001 și Ianuarie 2002. Manchester, Regatul Unit.

Szabo, I.F. (2002b). Numerical Investigations on Ultimate Strength of Perforated Sections in Compression. Buletinul Științific al Universității Politehnica din Timișoara, Tom 47/61.

Szabo, I.F., Dubina, D. (2002). Ultimate Strength of Perforated Cold-Formed Steel Sections, International Colloquium on Stability and Ductility of Steel Structures (SDSS 2002), p. 187-194. Budapesta, Ungaria.

Szabo, I.F., Dubina, D. (2003). Calibrarea Unei Formule pentru Determinarea Secțiunii Eficace a Profilelor din oțel cu Pereți Subțiri Perforate și Utilizarea Acesteia în Relația de Interacțiune cu Flambajul General. Zilele Academice Timișene - Secțiunea Stabilitatea Structurilor Metalice - Cerință Fundamentală în Siguranța Construcțiilor, Ediția a VIII-a. Timișoara, România.

Szabo, I.F. (2003). Studiul Sistemelor și Performanțelor Structurale ale Cadrelor Metalice pentru Depozite Paletizate. Grant de Cercetare tip Td 219/2002 și Td 3/2003 finanțată de CNCSIS, între Noiembrie 2002 și Octombrie 2003. România.

Szabo, I.F., Dubina, D. (2004). Recent Research Advances on ECBL Approach. Part II: Interactive Buckling of Perforated Sections. Special Issue of Thin-Walled Structures 42(2):195-210.

Thevendran, V., Shanmugam, N.E., Tan, Y.H. (1998). Design of Perforated Plates under In-Plane Compression. Thin-Walled Structures, Shanmugam et al ed., p. 563-570. Elsevier Applied Science.

Tide, R.H.R., Calabrese, F.A. (1998). Investigation of Collapsed Rack Storage Systems. Thin-Walled Structures, Shanmugam et al ed., p. 493-500. Elsevier Applied Science.



- Ungureanu, V. (1998). Applications with GBT Method; Interaction of Buckling Modes in Thin-Walled Members. *Buletinul Stiintific al Universitatii Politehnica din Timișoara*, Tom 42/56, p. 59-68.
- Ungureanu, D.V., Szabo, I.F. Dubina, D. (2003). Determinarea Tensiunilor Reziduale la Profilele din otel cu Pereti Subtiri Formate la Rece. *Zilele Academice Timisene - Secțiunea Preocupări Actuale în Construcții Metalice și Sudura*, Ediția a VIII-a. Timișoara, România.
- Ungureanu, V. (2003). Contribuții la Studiul Flambajului prin Încovoiere-Răsucire a Grinzilor din Profile cu Pereți Subțiri. Teză de Doctorat, Universitatea Politehnica din Timișoara. România.
- Ungureanu, V., Dubina, D. (2004). Recent Research Advances on ECBL Approach. Part I: Plastic–Elastic Interactive Buckling of Cold-Formed Steel Sections. *Special Issue of Thin-Walled Structures* 42(2):177-194.
- URS (1980). *Seismic Study of Industrial Steel Storage Racks*. URS/John A. Blume & Associates, Engineers. 130 Jessie Street, San Francisco, California, S.U.A.
- USP (2003). United Steel Products Company. P.O. Box 407, E. Stroudsburg, PA 18301-0407, S.U.A. <http://www.usprack.com/>.
- Vann, P. (1971). Compressive Buckling of Perforated Plate Elements. *First International Specialty Conference on Cold-Formed Steel Structures*, p. 52-57. St. Louis, Missouri, S.U.A.
- Winter, G. (1946). Strength of Thin Steel Compression Flanges. *American Society of Civil Engineers. Transactions*, Paper No. 2305, p. 527-576.
- Weng, C.C., Pekoz, T. (1988). Residual Stresses in Cold-Formed Steel Members. *Ninth International Specialty Conference on Cold-Formed Steel Structures*, p. 167-187. St. Louis, Missouri, S.U.A.
- Zandonini, R., Baldassino, N., Bernuzzi, C. (1998). Influence of Beam-to-Column Joint Modeling on the Performance of Steel Pallet Racks.
- Young, B., Rasmussen, K.J.R. (1995a). Compression Tests on Fixed-ended and Pin-ended Cold-Formed Plain Channels. *Research Report No. R714*. School of Civil and Mining Engineering, The University of Sydney, NSW 2006, Australia.
- Young, B., Rasmussen, K.J.R. (1995b). Compression Tests on Fixed-ended and Pin-ended Cold-Formed Lipped Channels. *Research Report No. R715*. School of Civil and Mining Engineering, The University of Sydney, NSW 2006, Australia.
- Yu, W.W. (2000). *Cold-Formed Steel Design*. 3rd Edition. John Willey & Sons Inc. S.U.A.
- Yu, W.W., Davis, Ch. (1971). Buckling Behavior and Postbuckling Strength of perforated Stiffened Compression Elements. *First International Specialty Conference on Cold-Formed Steel Structures*, p. 58-64. St. Louis, Missouri, S.U.A.

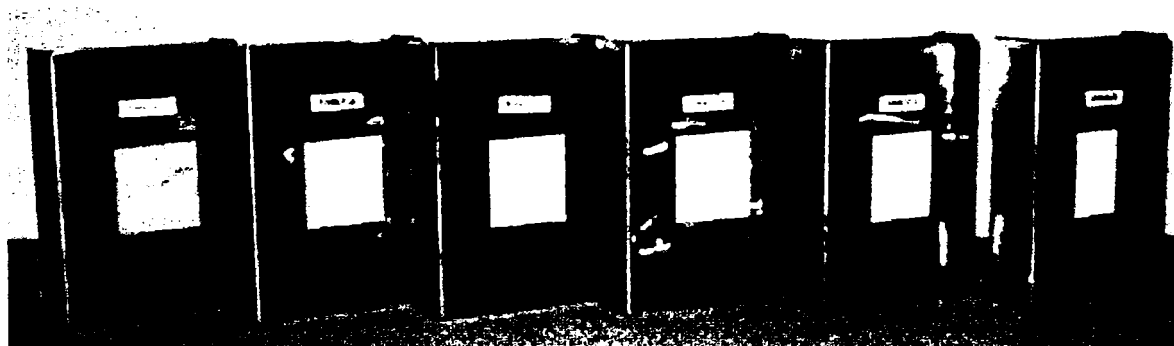
Yu, W.W., Davis, C.S. (1973). Cold-Formed Steel Members with Perforated Elements. Proceedings of the American Society of Civil Engineers, Journal of the Structural Division. 99(ST10):2061-2077.

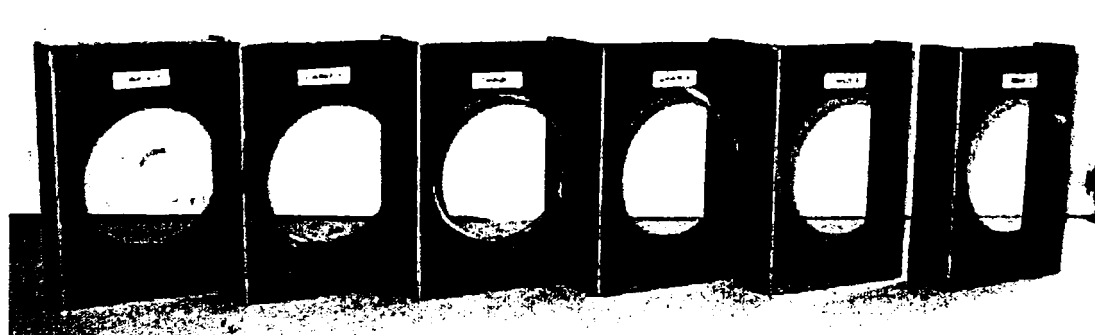
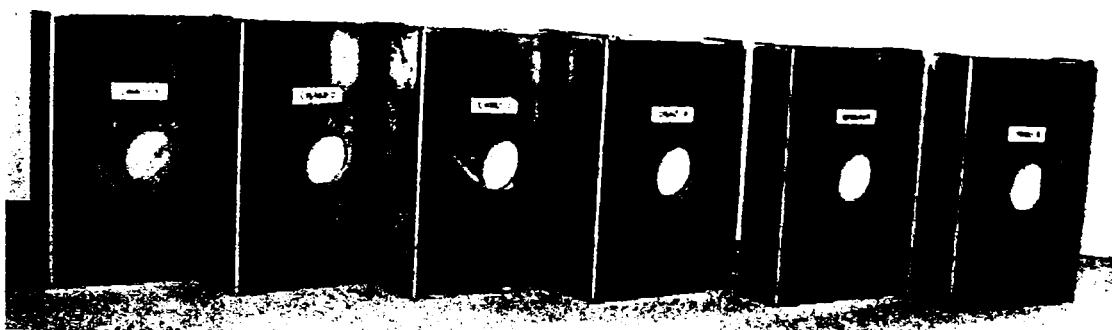
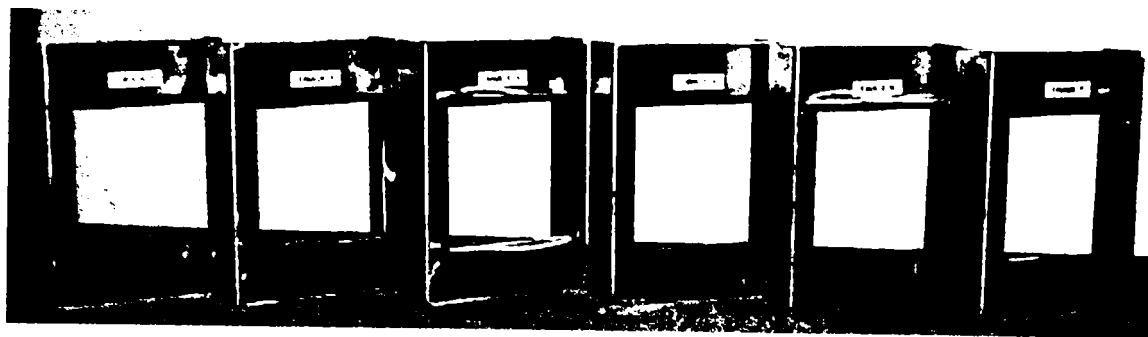


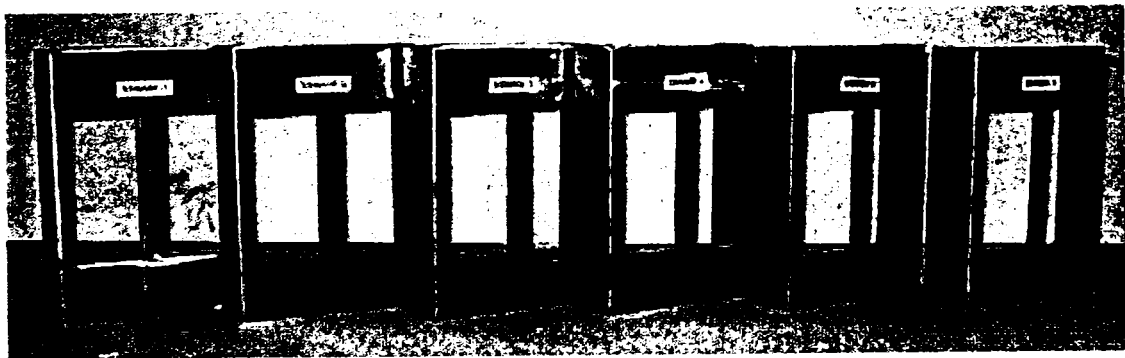
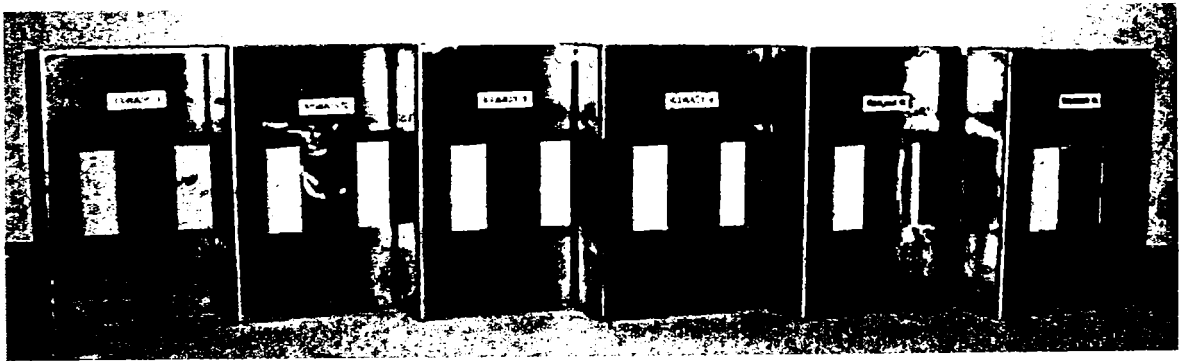
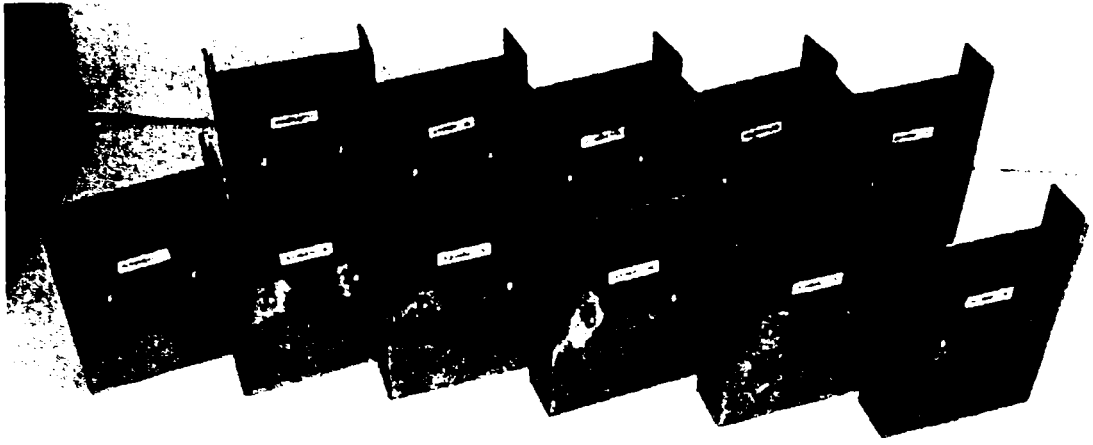
## ANEXA A: DATE ÎNCERCĂRI EXPERIMENTALE

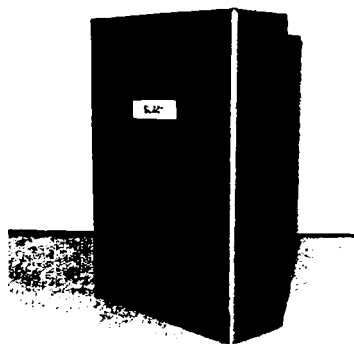
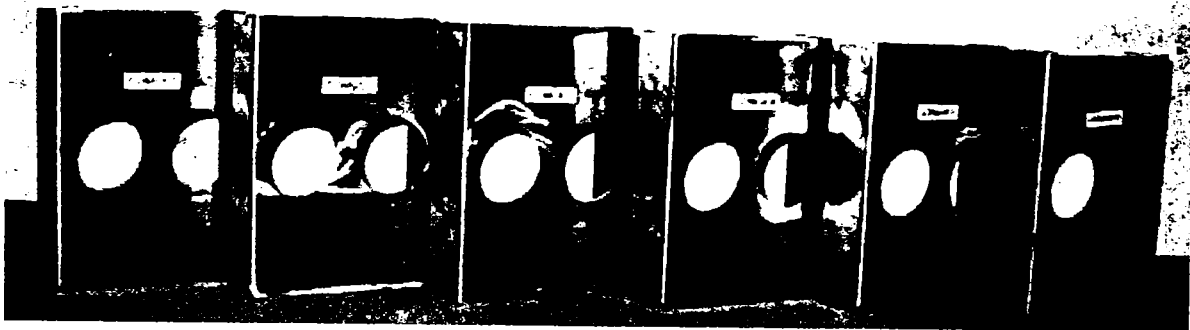
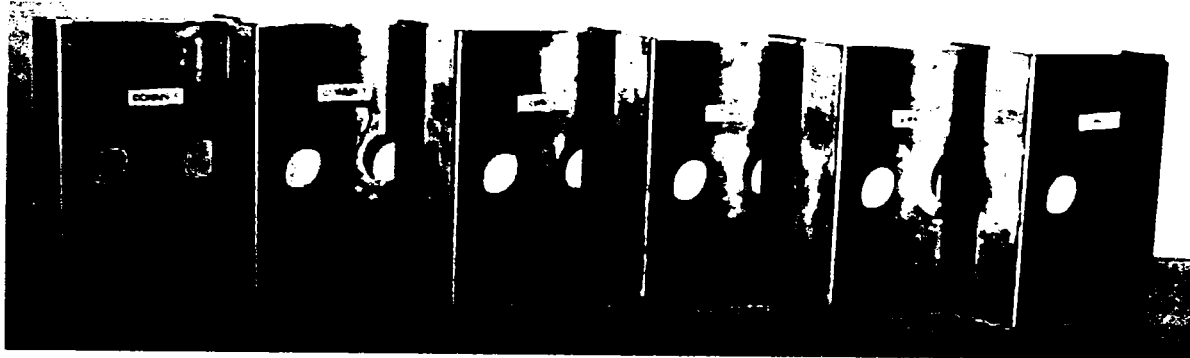
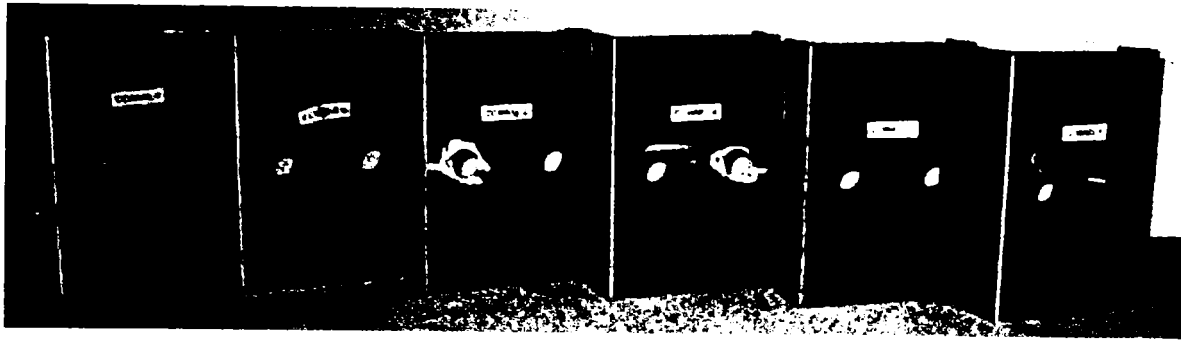
## A.1 Specimene încercate

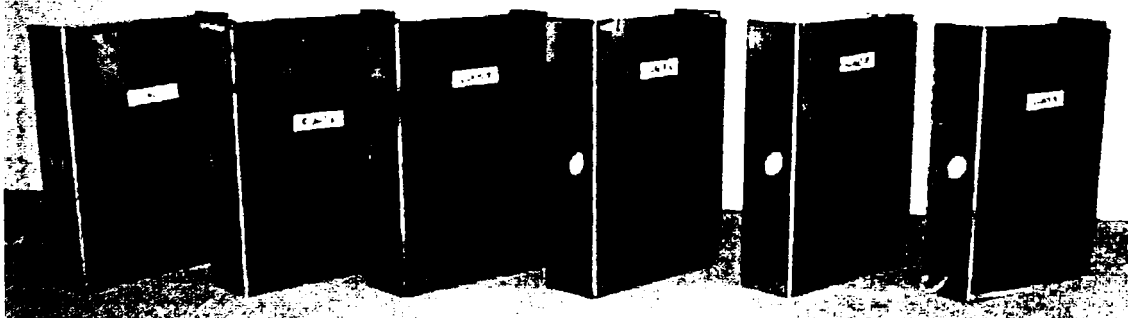
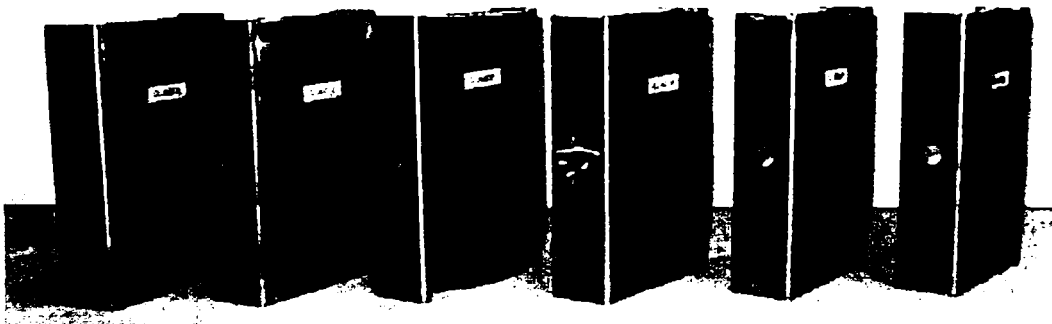
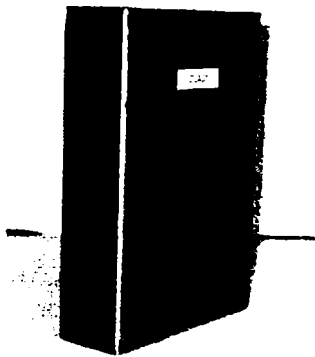
În ceea ce urmează se prezintă imagini cu speci­menele încercate.

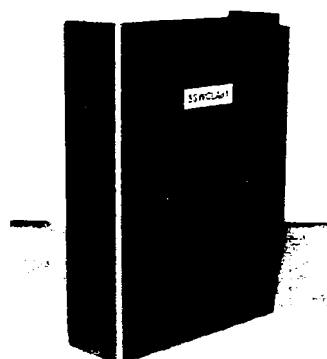
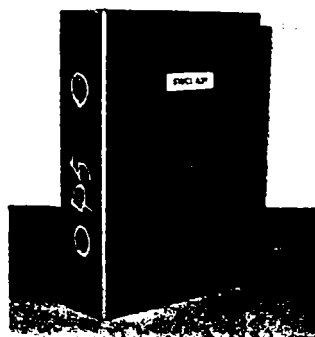


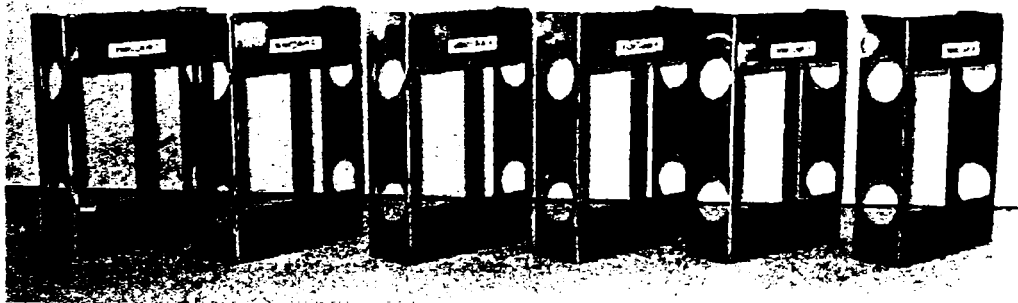
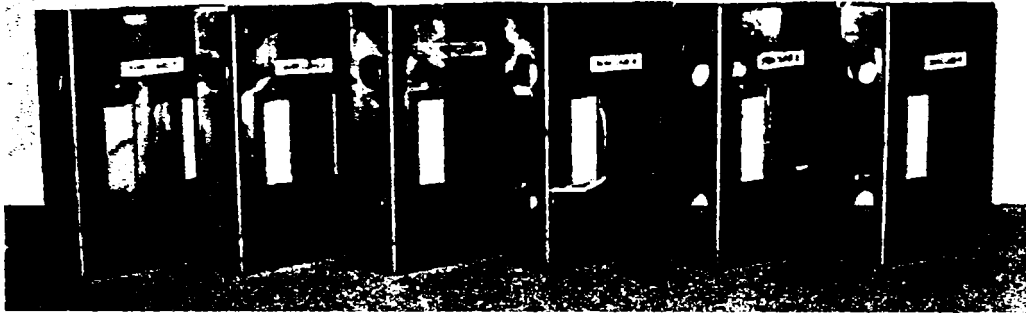


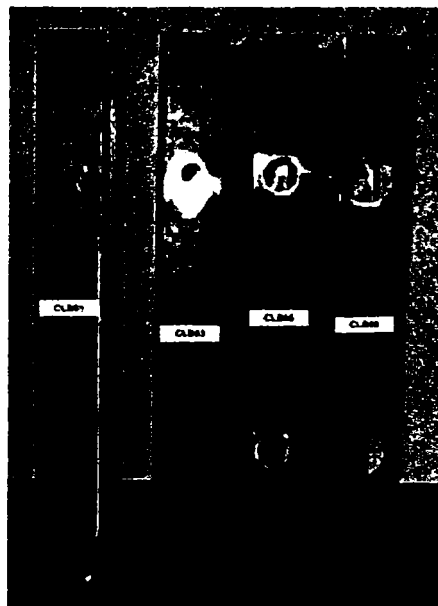
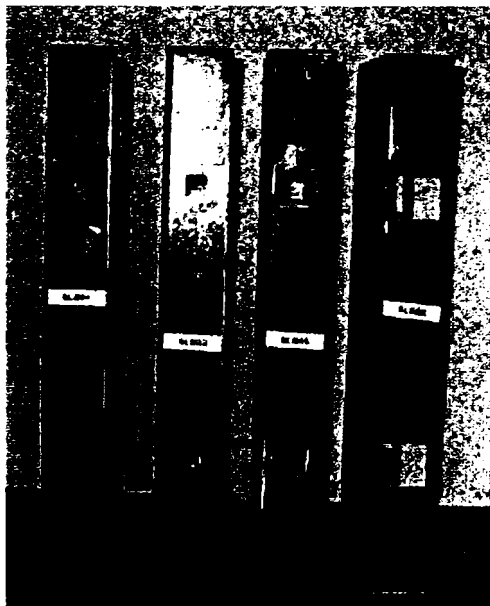
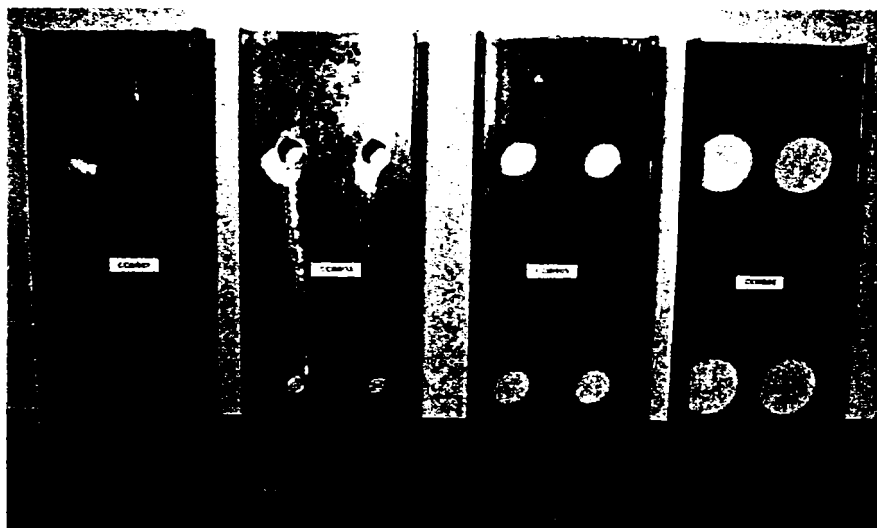
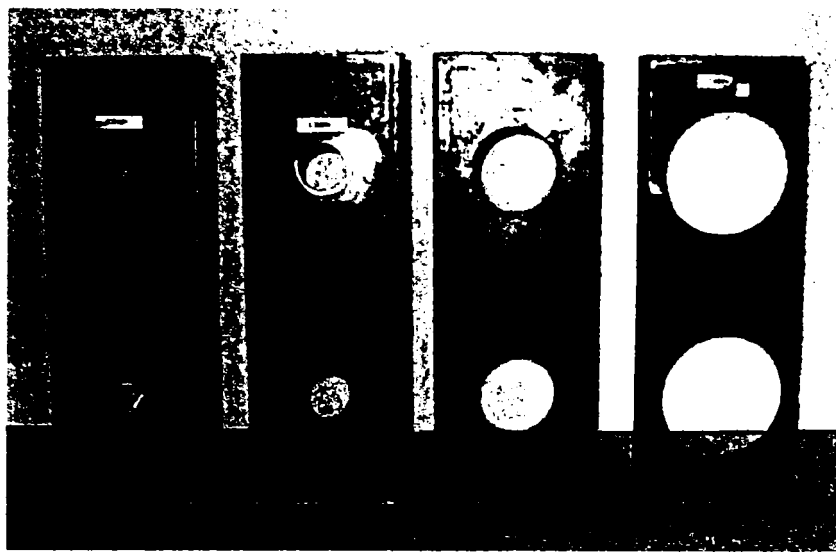




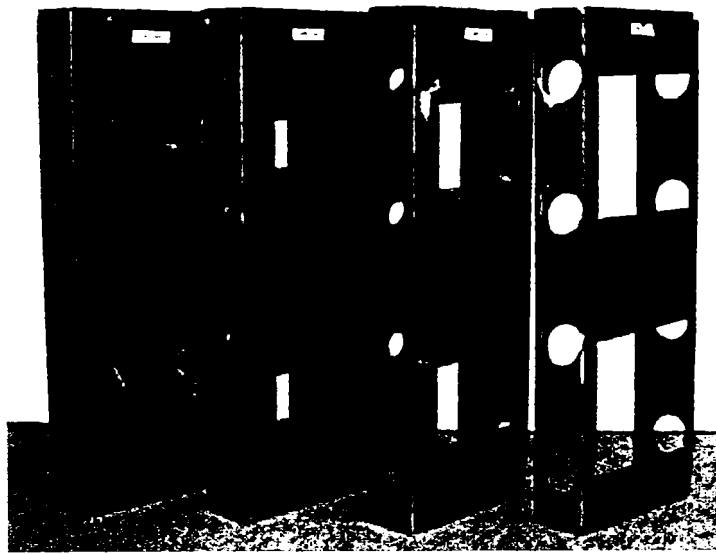
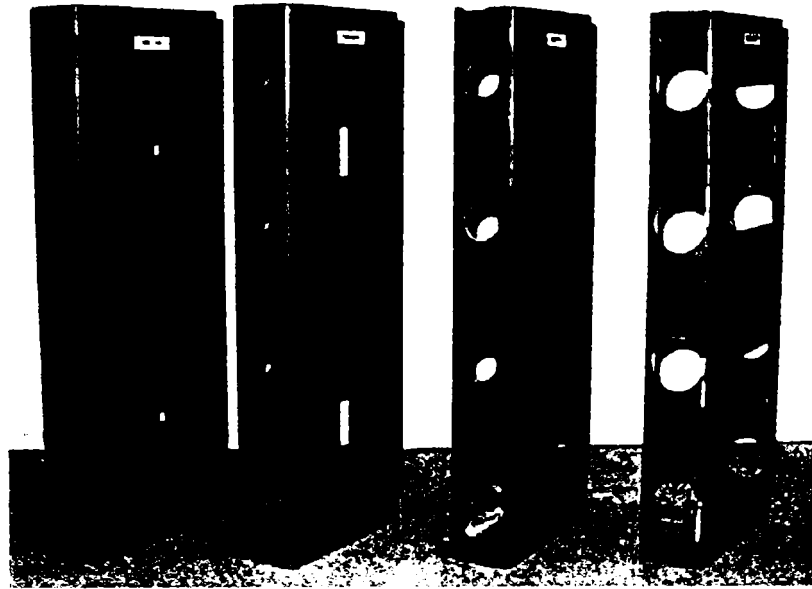


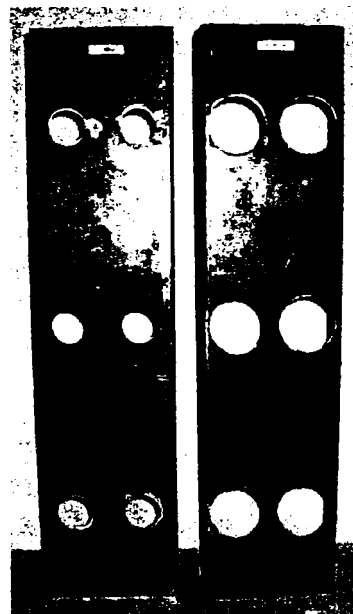
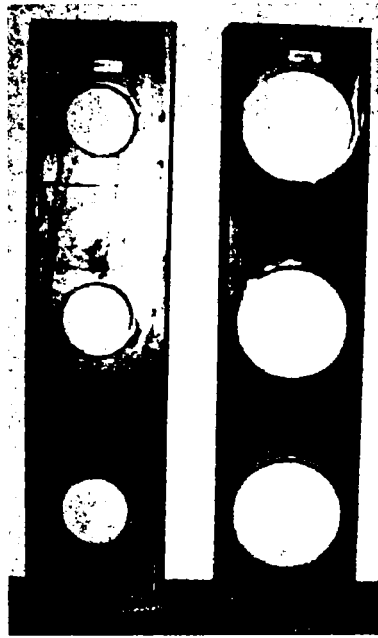
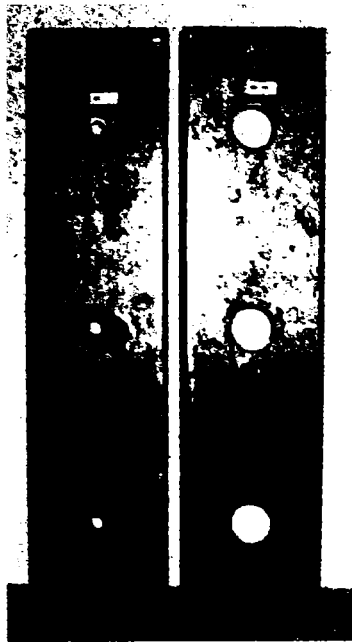


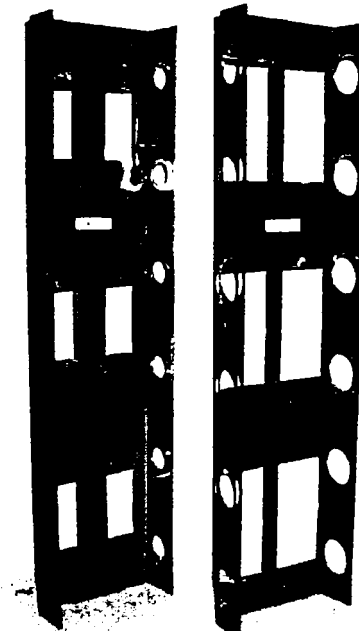
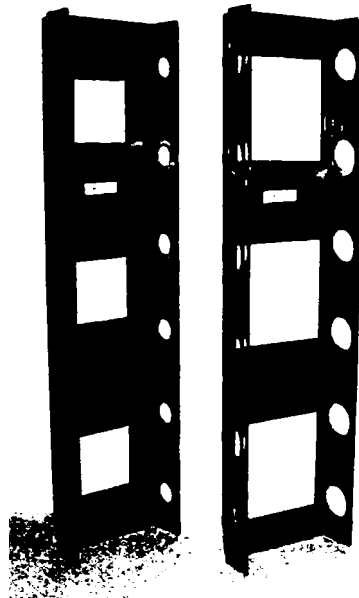
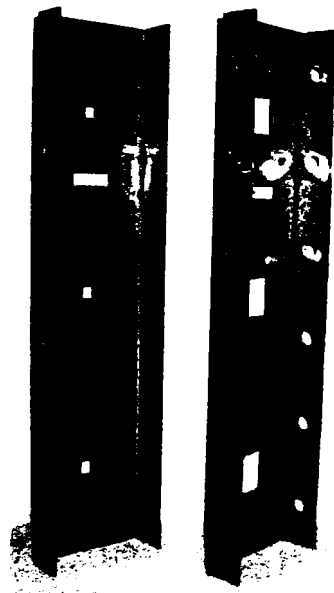












## A.2 Rezultate măsurători geometrice și fizico-mecanice

### A.2.1 Aspecte generale privind prelucrarea statistică

Se va considera variabila aleatoare  $X$  reprezentând măsurătorile efectuate. Acestea sunt grupate pe axa absciselor  $O_x$  în  $i$  ( $i = 1, 2, \dots, n$ ) intervale de grupare succesive de mărime  $\Delta_x$ , egale între ele.

Frecvența absolută a valorilor variabilei în intervalul  $i$  se definește ca numărul de valori măsurate în intervalul  $i$ . Frecvența relativă a valorilor variabilei în intervalul  $i$ , notată cu  $f_i$ , se definește ca raportul între numărul de valori măsurate în intervalul  $i$  și numărul total de valori măsurate. Frecvența relativă cumulată în intervalul  $i$ , notată  $F_i$ , se definește ca raportul între numărul de valori măsurate în intervalele precedente lui  $i$  inclusiv  $i$ , și numărul total de valori măsurate.

Frecvența relativă  $f_i$ , a valorilor variabilei în intervalul  $i$ , care este raportul între numărul de cazuri în care variabila are valori în intervalul  $i$  și numărul total al cazurilor studiate, evaluează probabilitatea ca valorile variabilei  $X$  să se situeze în intervalul  $i$   $P(a < X \leq b) = f_i$ . Similar, frecvența relativă cumulată în intervalul  $i$ ,  $F_i$  care este raportul între numărul de cazuri în care variabila are valori în intervalele precedente lui  $i$  inclusiv, și numărul total de cazuri studiate, evaluează probabilitatea ca valorile variabilei  $X$  să fie mai mici sau egale cu valoarea (maximă a) variabilei în acest interval  $P(X \leq b) = F_i$ .

La limită când mărimea intervalului de grupare scade foarte mult ( $\Delta x \rightarrow 0.0$ ), înfășurătoarea histogramei normalizate a frecvențelor relative tinde să reprezinte densitatea de repartiție a frecvențelor relative a variabilei aleatoare  $X$ , notată  $f_X(x)$ . Similar, înfășurătoarea histogramei frecvențelor relative cumulate tinde să reprezinte funcția de repartiție a frecvențelor relative cumulate a variabilei aleatoare  $X$ , notată cu  $F_X(x)$ .

Calculul efectiv al probabilităților se face înlocuind histograma frecvențelor relative normalizată cu funcția dimensională a densității de repartiție  $f_X(x)$ , respectiv histograma frecvențelor relative cumulate cu funcția adimensională de repartiție  $F_X(x)$ .

Densitatea de repartiție a variabilei aleatoare  $X$ ,  $f_X(x)$  se definește prin probabilitatea

$$P(x < X \leq x + \Delta x) = f_X(x) dx, \quad (98)$$

iar funcția de repartiție a variabilei aleatoare  $X$ ,  $F_X(x)$  se definește prin probabilitatea

$$P(X \leq x) = F_X(x). \quad (99)$$

Fractilul  $x_p$  al repartiției variabilei aleatoare  $X$  este valoarea variabilei definită cu probabilitatea  $p$  de a exista valori mai mici decât  $x_p$ , respectiv cu probabilitatea de  $(1-p)$  de a exista valori mai mici decât  $x_p$ . Pentru unele repartiții subzistă următoarea relație

$$x_p = m_X + K \cdot \sigma_X \quad (100)$$

unde  $m_X$  este media  $\sigma_X$  abaterea standard, iar pentru o anumite repartiție numărul  $K$  depinde numai de probabilitatea  $p$ .

Repartiția normală sau repartiția Gauss este o repartiție extrem de frecvent utilizată în aplicații practice. Deși unele fenomene naturale prezintă deviații de la repartiția simetrică normală, importanța acestei repartiții nu a fost redusă întrucât ea este ușor de manipulat în calculele ingineresti complexe și poate fi adoptată ca o aproximație pentru repartiții cu asimetrie redusă.

Repartiția normală a variabilei aleatoare  $X$  se definește prin densitatea de repartiție

$$f_X(x) = \frac{1}{\sqrt{2 \cdot \pi} \cdot \sigma_X} \cdot e^{-\frac{1}{2} \left( \frac{x - m_X}{\sigma_X} \right)^2} \quad (101)$$

respectiv funcția de repartiție

$$F_X(x) = \frac{1}{\sqrt{2 \cdot \pi} \cdot \sigma_X} \cdot \int_{-\infty}^x e^{-\frac{1}{2} \left( \frac{x - m_X}{\sigma_X} \right)^2} dx \quad (102)$$

Calculul fractilor  $x_p$  se face cu ajutorul Ecuației (100). Parametrii repartiției normale, media  $m_X$  și abaterea standard  $\sigma_X$  se evaluează simplu din seria statistică de date cercetare  $x_1, x_2, \dots, x_j, \dots, x_n$  cu formulele

$$m_X = \frac{\sum_{j=1}^n x_j}{n}, \text{ și} \quad (103)$$

$$\sigma_X = \sqrt{\frac{\sum_{j=1}^n (x_j - m_X)^2}{n}}. \quad (104)$$

Repartițiile Gumbel, pentru maxime și minime, sunt repartiții tipice pentru valorile extreme ale diferitelor mărimi fizice. Repartițiile valorilor extreme reprezintă în ultimii 20 de

ani principalele modele matematice pentru caracterizarea variației aleatoare a acțiunilor exterioare asupra construcțiilor și a unor rezistențe mecanice.

Repartiția Gumbel pentru minime se definește pornind de la repartiția Gumbel pentru maxime pe baza unor reguli de „simetrie”

$$F_X(x) = 1 - e^{-e^{\alpha(x-u)}} \quad (105)$$

Densitatea de repartiție corespunzătoare funcției de repartiție Gumbel pentru minime este

$$f_X(x) = \frac{dF_X(x)}{dx} = \alpha \cdot e^{\alpha(x-u) - e^{\alpha(x-u)}} \quad (106)$$

și are asimetria negativă, „cocoșa” densității de repartiție deplasată spre dreapta și caracterizată prin coeficientul de oblicitate  $\sqrt{\beta_1} = -1.139$ .

Repartiția este complet definită de doi parametri: modul  $u$  (notația lui Gumbel) și parametrul  $\alpha$ . Întrucât cei doi parametri se pot calcula în funcție de media  $m_X$  și abaterea standard  $\sigma_X$  cu relațiile

$$u = m_X + 0.45 \cdot \sigma_X \quad (107)$$

$$\alpha = \frac{1.282}{\sigma_X} \quad (108)$$

se poate spune ca repartiția Gumbel este complet definită de aceiași doi parametri de bază ca și în cazul repartiției normale,  $m_X$  și  $\sigma_X$ .

Relația pentru calculul fractililor se poate aduce la forma Ecuației (100), unde

$$K = 0.78 \cdot \ln \ln \frac{1}{1-p} + 0.45 \quad (109)$$

Repartiția Gumbel pentru maxime se definește asemănător celei minime, drept urmare se vor prezenta doar aspectele particulare repartiției maxime.

Funcția de repartiție este

$$F_X(x) = e^{-e^{-\alpha(x-u)}} \quad (110)$$

densitatea de repartiție

$$f_X(x) = \frac{dF_X(x)}{dx} = \alpha \cdot e^{-\alpha(x-u) - e^{-\alpha(x-u)}} \quad (111)$$

Parametrii ale repartiției Gumbel pentru maxime sunt

$$u = m_X - 0.45 \cdot \sigma_X \quad (112)$$

respectiv  $\alpha$  cu ajutorul Ecuației (108), iar coeficientul de oblicitate este constantă  $\sqrt{\beta_1} = 1.139$ .

Formula de calcul a fractililor  $x_p$  ai repartiției Gumbel pentru maxime, definiți prin probabilitatea  $p$  de a exista valori mai mici decât  $x_p$ , se poate aduce la forma standard prezentată în Ecuația (100), iar numărul  $K$  este

$$K = -0.78 \cdot \ln \ln \frac{1}{p} - 0.45. \quad (113)$$

### A.2.1 Dimensiuni și imperfecțiuni geometrice

În Figura 166 se prezintă histograma frecvenței relative de măsurători, densitatea de repartiție normală (Gauss) și Gumbel (pentru minime) privind grosimile de material. În Figura 167 se prezintă histogramă frecvența relativă cumulată, funcția de repartiție normală (Gauss) și Gumbel (pentru minime) privind grosimile de material.

În Figura 168 se prezintă histograma frecvenței relative de măsurători, densitatea de repartiție normală (Gauss) și Gumbel (pentru minime) privind imperfecțiunile secționale. În Figura 169 se prezintă histogramă frecvența relativă cumulată, funcția de repartiție normală (Gauss) și Gumbel (pentru minime) privind imperfecțiunile secționale.

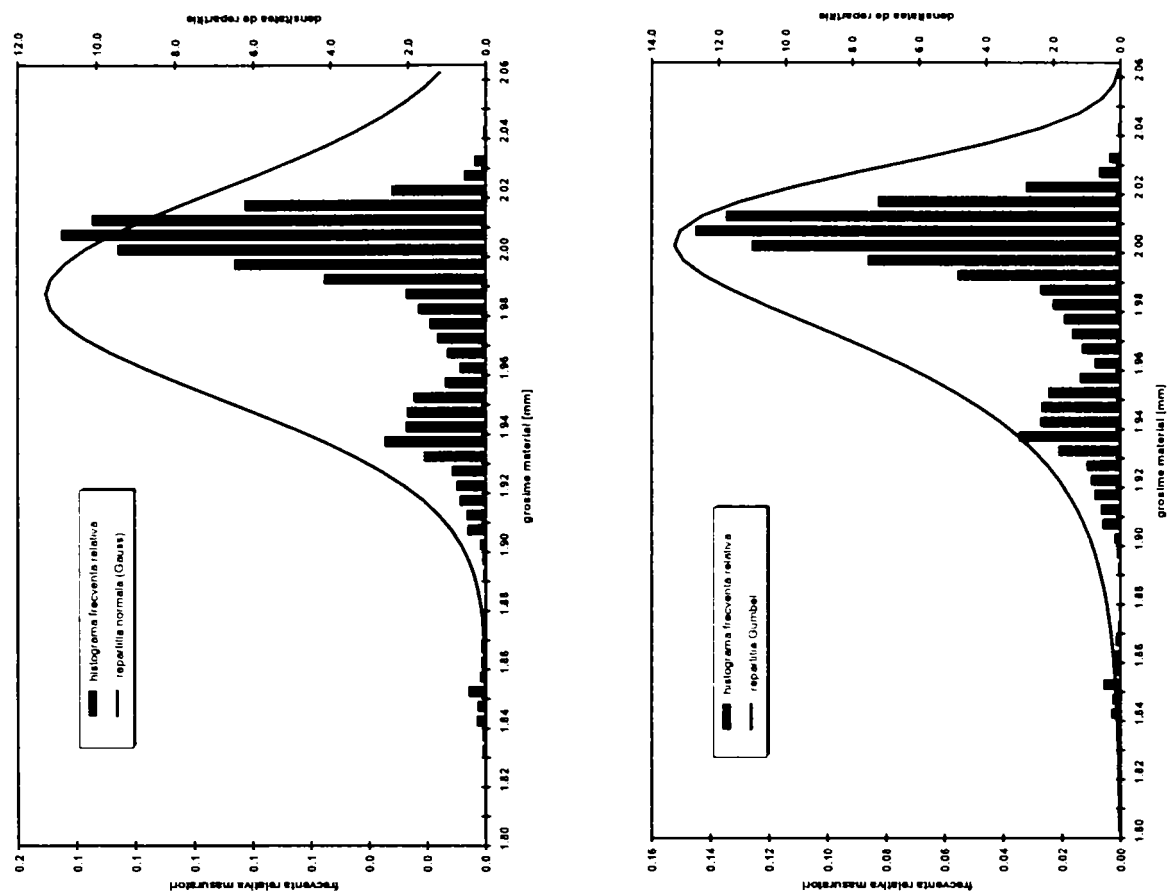


Figura 166: Histogramă frecvență relativă, repartiția normală (Gauss) și Gumbel (pentru minime) privind grosimile de material

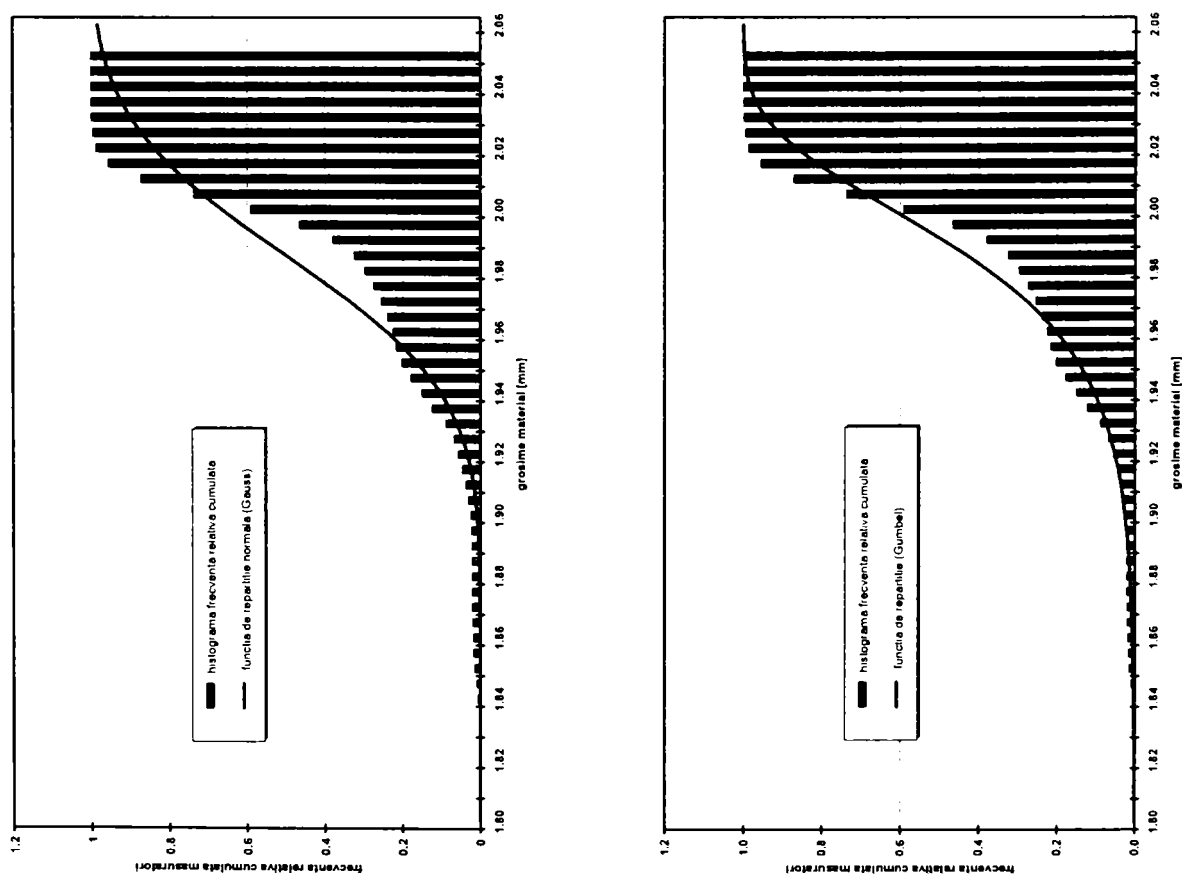


Figura 167: Histogramă frecvență relativă cumulată, funcția de repartiție normală (Gauss) și Gumbel (pentru minime) privind grosimile de material



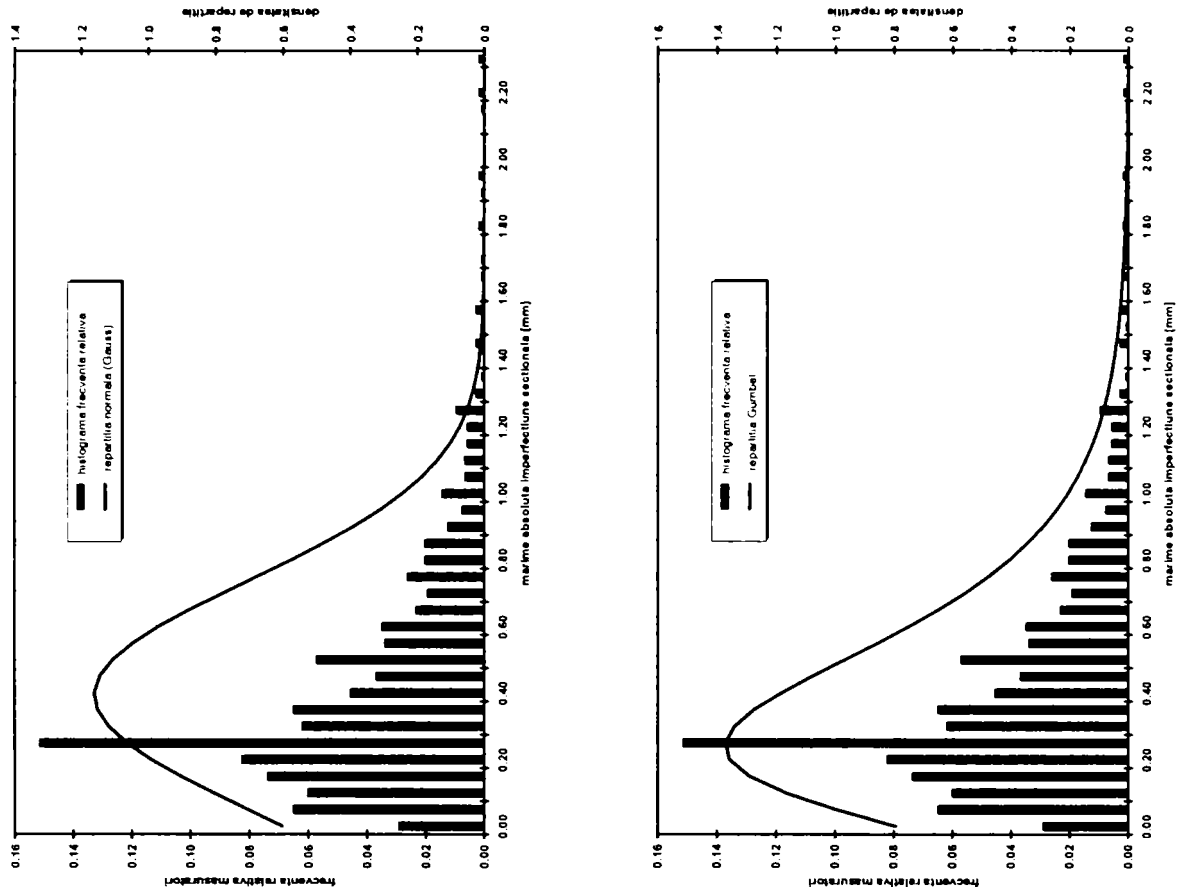


Figura 168: Histogramă frecvență relativă, repartiția normală (Gauss) și Gumbel (pentru maxime) privind imperfecțiunile sectionale

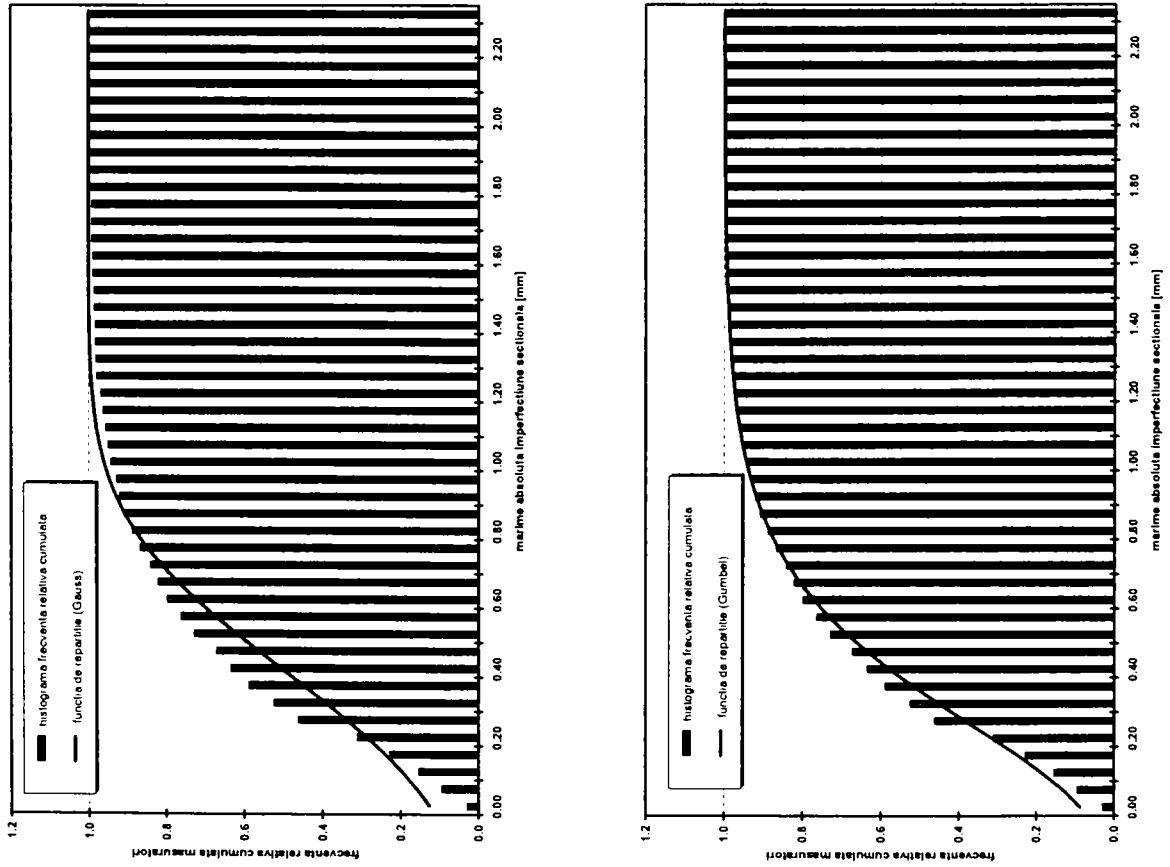


Figura 169: Histogramă frecvență relativă cumulată, funcția de repartiție normală (Gauss) și Gumbel (pentru maxime) privind imperfecțiunile sectionale

### A.2.2 Calitate material de baza

În Tabel 52 se prezintă rezultatele măsurătorilor geometrice asupra dimensiunilor epruvetelor de încercare de tracțiune pentru determinarea calității materialului de bază.

Tabel 52: Măsurători dimensiuni epruvete pentru încercarea de tracțiune

Epruveta	$b_1$	$b_2$	$b_2$	$a_1$	$a_2$	$a_3$
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

Imagini cu epruvetele încercate precum și celelalte rezultate privind caracteristicile mecanice a materialului sunt prezentate în Capitolul 3.

### A.2.3 Modificarea limitei de curgere datorită formării la rece



Figura 170: Fășii decupate pentru determinarea modificării caracteristicii de material

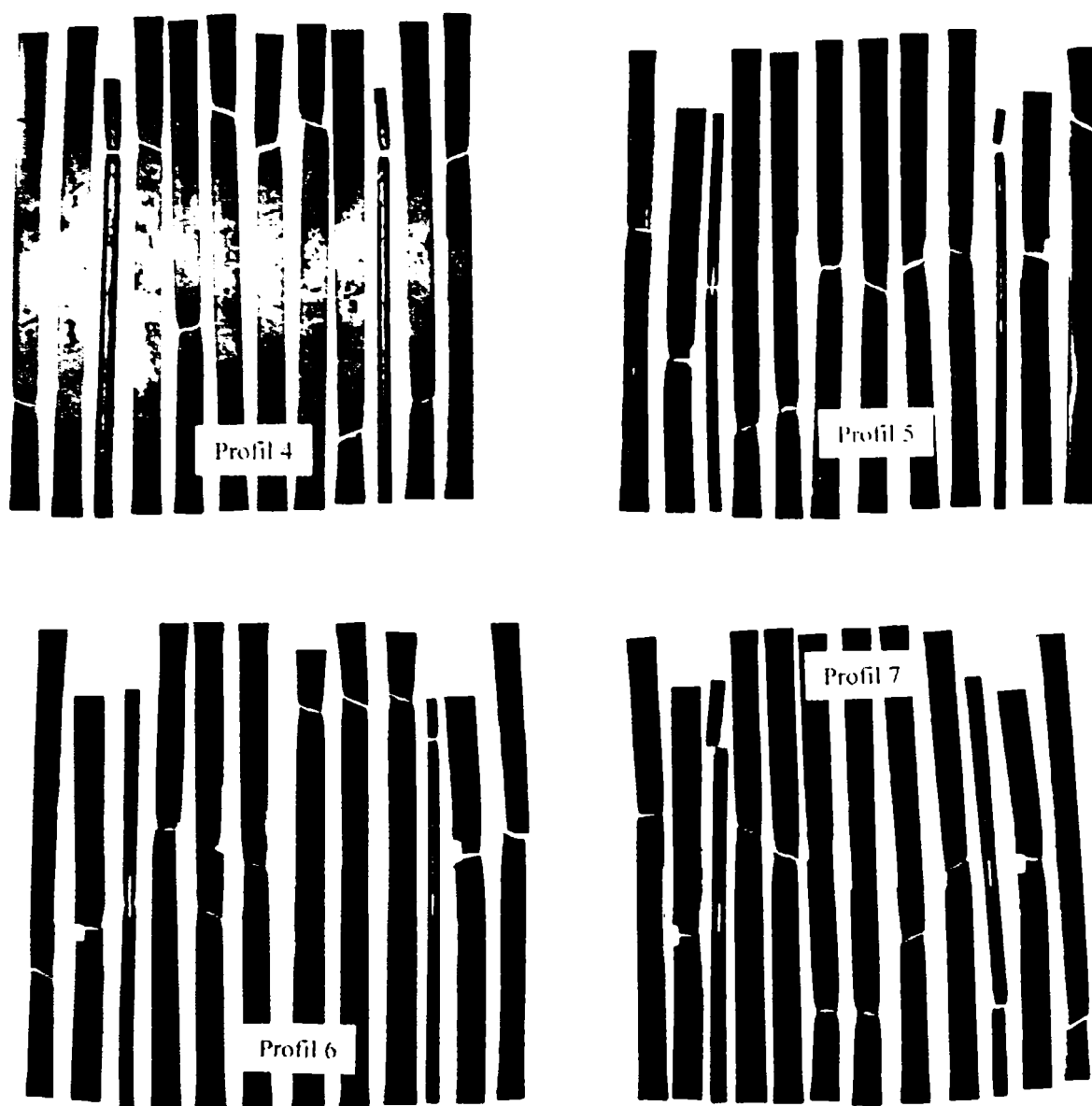


Figura 170 (continuare)

Tabel 53: Măsurători dimensiuni fâșii Profilul 2 (valori în mm)

Fâșia	$b_1$	$b_2$	$b_3$	$a_1(c_1)$	$a_2(c_2)$	$a_3(c_3)$
1 (T)	18.68	18.56	18.36	2.020	2.010	2.010
2 (T)	19.70	19.80	19.76	2.015	2.010	2.010
3 (C)	10.24	10.18	10.20	(4.56)	(4.40)	(4.32)
4 (I)	20.20	20.24	20.26	2.015	2.005	2.015
5 (I)	19.70	19.68	19.62	2.015	2.010	2.035
6 (I)	19.24	19.12	19.16	2.015	2.010	2.015
7 (I)	19.66	19.68	19.66	2.010	2.015	2.015
8 (I)	20.04	20.04	20.06	2.015	2.015	2.015
9 (I)	19.92	19.96	19.90	2.010	2.015	2.020
10 (C)	9.84	9.72	9.66	(4.18)	(4.08)	(4.16)
11 (T)	19.80	19.86	19.86	2.015	2.010	2.010
12 (T)	17.82	17.90	17.94	2.015	2.015	2.010

Tabel 54: Măsurători dimensiuni fâșii Profilul 3 (valori în mm)

Fâșia	$b_1$	$b_2$	$b_3$	$a_1(c_1)$	$a_2(c_2)$	$a_3(c_3)$
1 (T)	19.62	19.68	19.62	2.000	2.005	2.005
2 (T)	20.34	20.46	20.46	2.005	2.015	2.010
3 (C)	9.22	8.54	8.88	(3.56)	(3.70)	(3.66)
4 (I)	20.34	20.20	20.08	2.010	2.015	2.020
5 (I)	20.14	19.82	19.76	2.010	2.015	2.020
6 (I)	19.90	19.82	19.86	2.015	2.010	2.015
7 (I)	20.74	21.88	22.04	2.025	2.015	2.015
8 (I)	19.50	19.46	19.52	2.010	2.015	2.010
9 (I)	20.24	20.24	20.26	2.005	2.005	2.010
10 (C)	7.50	7.20	7.36	(3.20)	(3.06)	(3.08)
11 (T)	20.00	19.96	20.00	2.005	2.015	2.015
12 (T)	19.48	19.54	19.62	2.000	2.005	2.005

Tabel 55: Măsurători dimensiuni fâșii Profilul 4 (valori în mm)

Fâșia	$b_1$	$b_2$	$b_3$	$a_1(c_1)$	$a_2(c_2)$	$a_3(c_3)$
1 (T)	19.36	19.14	18.98	2.025	2.005	2.005
2 (T)	20.08	20.22	20.18	2.015	2.010	2.000
3 (C)	11.00	10.62	10.68	(4.34)	(4.42)	(4.54)
4 (I)	19.92	19.82	19.86	1.995	2.015	2.000
5 (I)	19.32	19.42	19.54	2.000	2.010	2.000
6 (I)	19.92	20.08	20.04	2.000	2.005	2.005
7 (I)	19.68	19.36	19.14	1.990	2.010	2.005
8 (I)	20.26	20.40	20.42	2.000	2.005	2.005
9 (I)	21.16	21.54	21.94	2.005	2.005	2.005
10 (C)	8.44	8.36	8.96	(4.00)	(3.58)	(3.76)
11 (T)	20.02	19.94	20.04	1.995	2.000	1.975
12 (T)	19.12	19.14	18.84	2.000	2.000	2.005

Tabel 56: Măsurători dimensiuni fâșii Profilul 5 (valori în mm)

Fâșia	$b_1$	$b_2$	$b_3$	$a_1(c_1)$	$a_2(c_2)$	$a_3(c_3)$
1 (T)	20.54	20.62	20.38	1.920	1.935	1.945
2 (T)	16.48	16.52	16.54	1.930	1.925	1.915
3 (C)	8.10	8.08	8.06	(3.08)	(2.96)	(2.94)
4 (I)	21.04	21.08	21.18	1.920	1.920	1.920
5 (I)	19.38	19.44	19.66	1.920	1.925	1.915
6 (I)	20.06	19.90	19.96	1.935	1.915	1.905
7 (I)	20.44	20.40	20.52	1.945	1.915	1.915
8 (I)	19.78	19.78	19.80	1.920	1.920	1.910
9 (I)	20.14	20.12	20.06	1.915	1.920	1.920
10 (C)	7.12	7.10	7.34	(2.56)	(2.62)	(2.88)
11 (T)	16.64	16.56	16.74	1.920	1.910	1.915
12 (T)	20.20	20.32	20.36	1.935	1.910	1.915

Tabel 57: Măsurători dimensiuni fâșii Profilul 6 (valori în mm)

Fâșia	$b_1$	$b_2$	$b_3$	$a_1(c_1)$	$a_2(c_2)$	$a_3(c_3)$
1 (T)	18.64	17.80	19.16	1.970	1.980	1.975
2 (T)	14.68	14.36	14.32	1.980	1.980	1.985
3 (C)	9.22	8.80	9.26	(4.08)	(3.92)	(3.86)
4 (I)	19.74	19.64	19.56	1.985	1.985	2.000
5 (I)	20.26	20.38	20.38	1.985	1.985	1.985
6 (I)	19.88	19.92	19.98	1.985	1.990	1.985
7 (I)	21.30	21.30	20.78	1.990	1.985	1.985
8 (I)	20.16	20.24	20.14	1.990	1.985	1.985
9 (I)	21.42	21.30	21.20	1.980	1.985	1.995
10 (C)	8.16	7.94	7.60	(3.58)	(3.24)	(3.14)
11 (T)	13.48	13.52	13.56	2.000	1.990	1.990
12 (T)	19.08	19.08	19.18	2.000	1.990	1.995

Tabel 58: Măsurători dimensiuni fâșii Profilul 7 (valori în mm)

Fâșia	$b_1$	$b_2$	$b_3$	$a_1(c_1)$	$a_2(c_2)$	$a_3(c_3)$
1 (T)	19.52	19.70	19.16	1.985	1.850	1.980
2 (T)	15.84	15.64	15.52	1.975	1.970	1.980
3 (C)	9.72	9.36	9.52	(4.14)	(3.94)	(4.08)
4 (I)	20.36	20.20	19.96	1.975	1.985	1.980
5 (I)	20.14	20.06	20.08	1.975	1.985	1.975
6 (I)	19.74	19.76	19.86	1.980	1.980	1.985
7 (I)	19.80	19.78	19.72	1.980	1.990	1.990
8 (I)	19.90	19.86	19.88	1.975	1.985	2.000
9 (I)	20.06	20.08	20.08	1.975	1.980	1.985
10 (C)	9.84	9.72	10.20	(4.22)	(4.18)	(4.34)
11 (T)	13.12	12.86	12.88	1.985	1.990	1.985
12 (T)	18.78	18.42	18.14	1.985	1.980	1.980

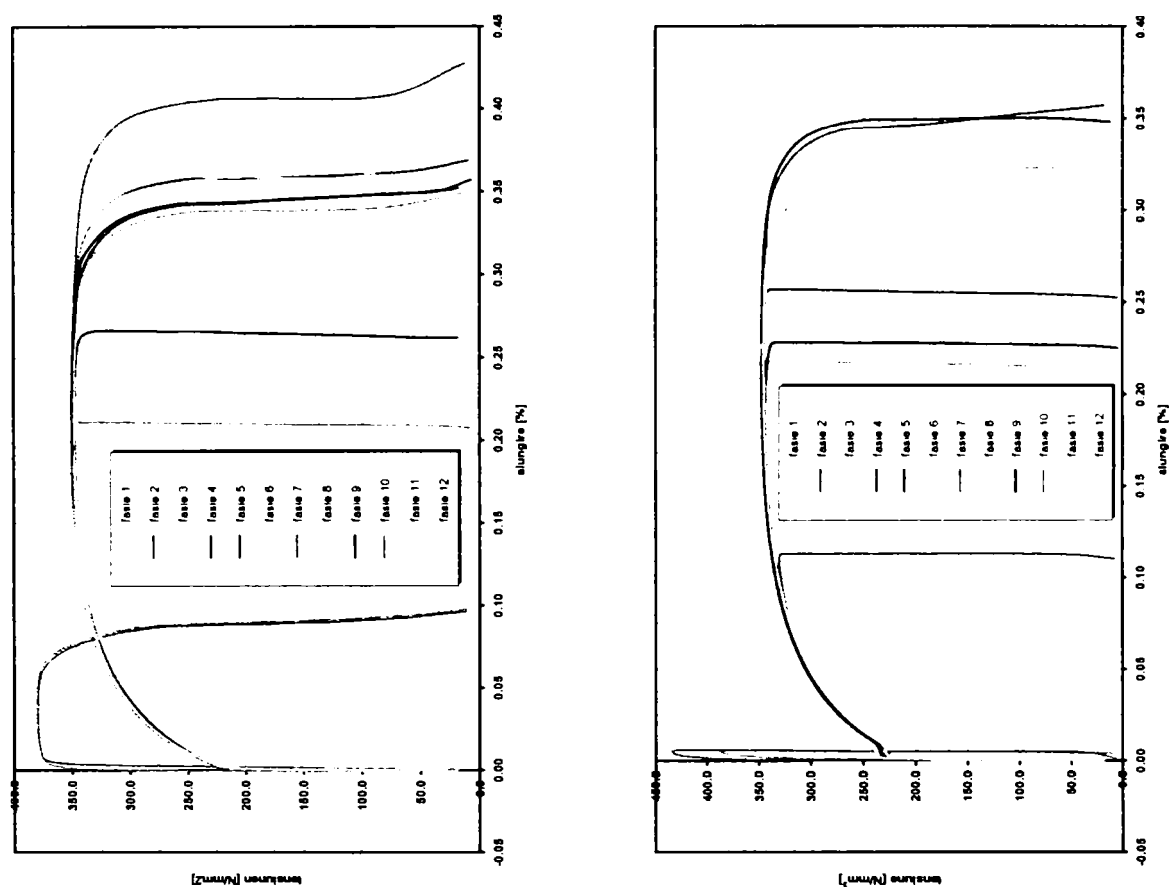


Figura 171: Curbe caracteristice de material pe fâșiile din Profil 2 și Profil 3

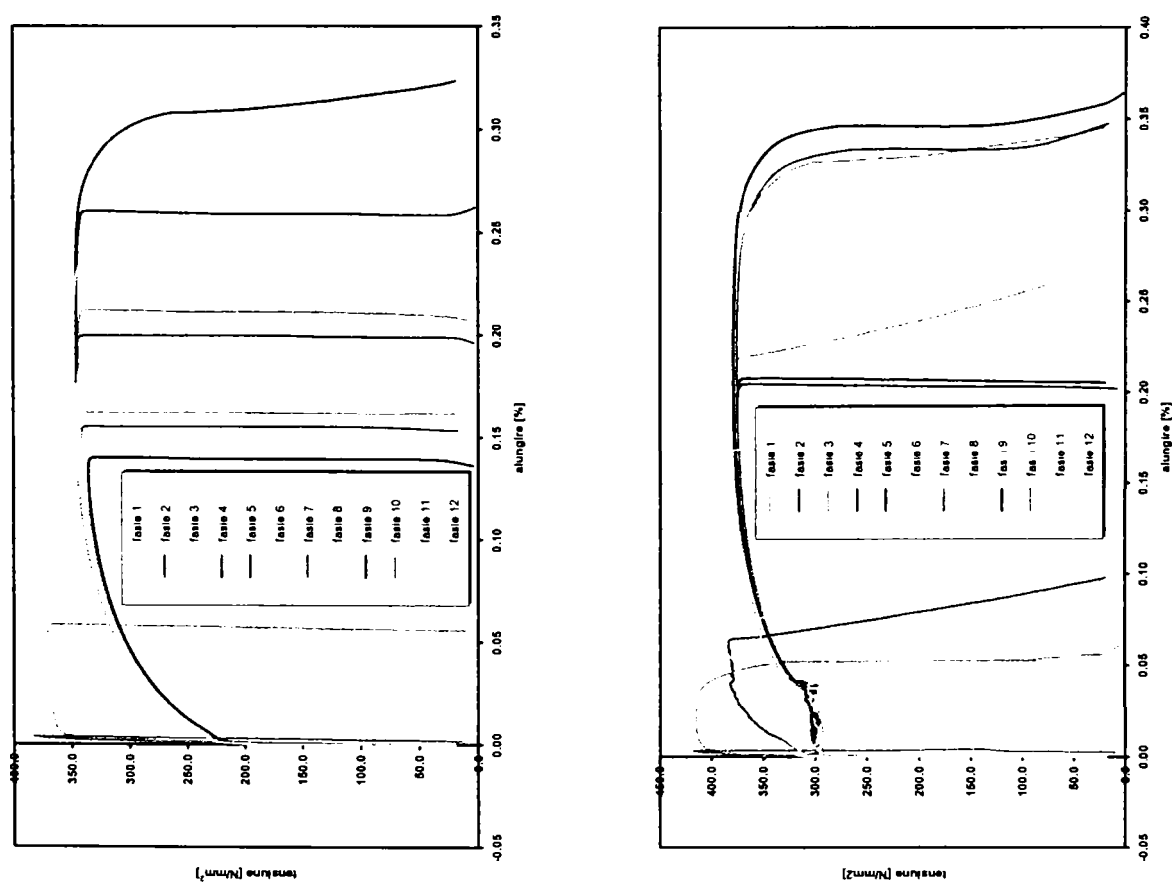


Figura 172: Curbe caracteristice de material pe fâșiile din Profil 4 și Profil 5

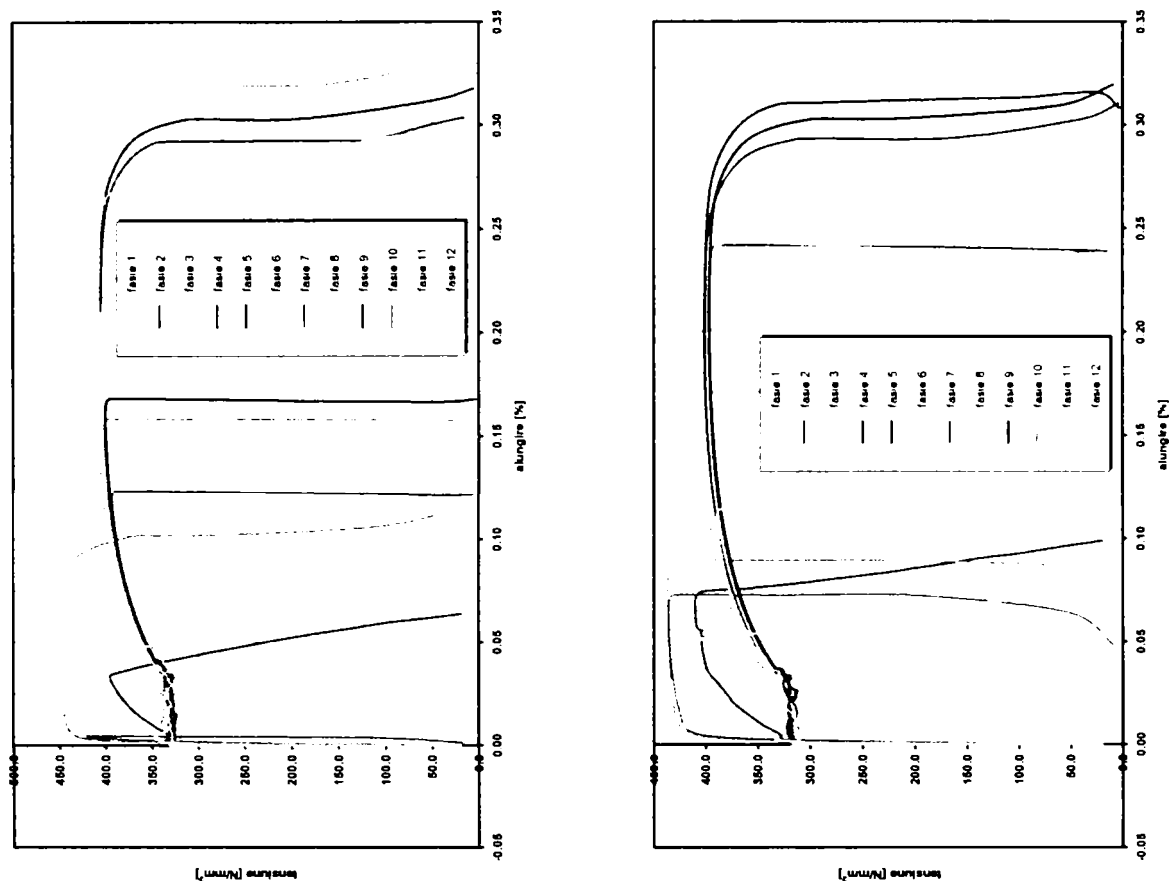


Figura 173: Curbe caracteristice de material pe fâșiile din Profil 6 și Profil 7

Tabel 59: Rezultate încercări de tracțiune pe fâșiile extrase din Profil 2 pentru determinarea modificării caracteristicilor materialului

Fâșia	1 (T)	2 (T)	3 (C)	4 (I)	5 (I)	6 (I)
$R_{p0.2}$ (N/mm <sup>2</sup> )	224.12	223.75	358.09	221.25	218.54	218.59
$R_m$ (N/mm <sup>2</sup> )	351.03	349.41	380.71	350.09	347.58	348.64
Fâșia	7 (I)	8 (I)	9 (I)	10 (C)	11 (T)	12 (T)
$R_{p0.2}$ (N/mm <sup>2</sup> )	219.39	218.17	221.28	371.57	221.78	223.99
$R_m$ (N/mm <sup>2</sup> )	349.49	348.45	348.86	379.46	348.26	348.07

Tabel 60: Rezultate încercări de tracțiune pe fâșiile extrase din Profil 3 pentru determinarea modificării caracteristicilor materialului

Fâșia	1 (T)	2 (T)	3 (C)	4 (I)	5 (I)	6 (I)
$R_{p0.2}$ (N/mm <sup>2</sup> )	236.88	232.49	372.27	229.75	227.36	226.66
$R_m$ (N/mm <sup>2</sup> )	352.87	347.91	387.52	346.43	344.06	344.84
Fâșia	7 (I)	8 (I)	9 (I)	10 (C)	11 (T)	12 (T)
$R_{p0.2}$ (N/mm <sup>2</sup> )	223.05	227.40	230.35	413.70	227.92	235.69
$R_m$ (N/mm <sup>2</sup> )	330.40	344.69	345.39	434.21	345.70	352.04

Tabel 61: Rezultate încercări de tracțiune pe fâșiile extrase din Profil 4 pentru determinarea modificării caracteristicilor materialului

Fâșia	1 (T)	2 (T)	3 (C)	4 (I)	5 (I)	6 (I)
$R_{p02}$ (N/mm <sup>2</sup> )	227.61	226.89	353.81	224.28	223.13	222.65
$R_m$ (N/mm <sup>2</sup> )	346.83	345.28	370.83	345.74	346.58	343.84
Fâșia	7 (I)	8 (I)	9 (I)	10 (C)	11 (T)	12 (T)
$R_{p02}$ (N/mm <sup>2</sup> )	223.28	223.86	221.63	383.16	228.70	229.66
$R_m$ (N/mm <sup>2</sup> )	341.91	343.54	335.66	383.44	345.05	347.65

Tabel 62: Rezultate încercări de tracțiune pe fâșiile extrase din Profil 5 pentru determinarea modificării caracteristicilor materialului

Fâșia	1 (T)	2 (T)	3 (C)	4 (I)	5 (I)	6 (I)
$R_{p02}$ (N/mm <sup>2</sup> )	291.56	315.99	390.88	296.81	298.45	302.43
$R_m$ (N/mm <sup>2</sup> )	379.25	383.93	415.20	375.36	375.21	376.44
Fâșia	7 (I)	8 (I)	9 (I)	10 (C)	11 (T)	12 (T)
$R_{p02}$ (N/mm <sup>2</sup> )	299.88	299.64	298.36	412.62	313.94	296.19
$R_m$ (N/mm <sup>2</sup> )	375.80	377.78	379.42	417.83	391.75	381.49

Tabel 63: Rezultate încercări de tracțiune pe fâșiile extrase din Profil 6 pentru determinarea modificării caracteristicilor materialului

Fâșia	1 (T)	2 (T)	3 (C)	4 (I)	5 (I)	6 (I)
$R_{p02}$ (N/mm <sup>2</sup> )	318.36	331.43	421.65	325.19	326.80	337.78
$R_m$ (N/mm <sup>2</sup> )	407.05	395.87	453.24	405.24	405.80	406.89
Fâșia	7 (I)	8 (I)	9 (I)	10 (C)	11 (T)	12 (T)
$R_{p02}$ (N/mm <sup>2</sup> )	332.93	337.01	333.57	404.89	340.72	328.39
$R_m$ (N/mm <sup>2</sup> )	392.65	404.62	400.23	421.88	420.01	408.05

Tabel 64: Rezultate încercări de tracțiune pe fâșiile extrase din Profil 7 pentru determinarea modificării caracteristicilor materialului

Fâșia	1 (T)	2 (T)	3 (C)	4 (I)	5 (I)	6 (I)
$R_{p02}$ (N/mm <sup>2</sup> )	319.63	330.78	400.68	317.09	315.98	315.64
$R_m$ (N/mm <sup>2</sup> )	407.90	410.69	436.93	401.40	400.61	396.87
Fâșia	7 (I)	8 (I)	9 (I)	10 (C)	11 (T)	12 (T)
$R_{p02}$ (N/mm <sup>2</sup> )	315.97	313.73	320.77	396.60	332.46	311.36
$R_m$ (N/mm <sup>2</sup> )	397.94	398.61	396.30	435.49	408.89	389.39



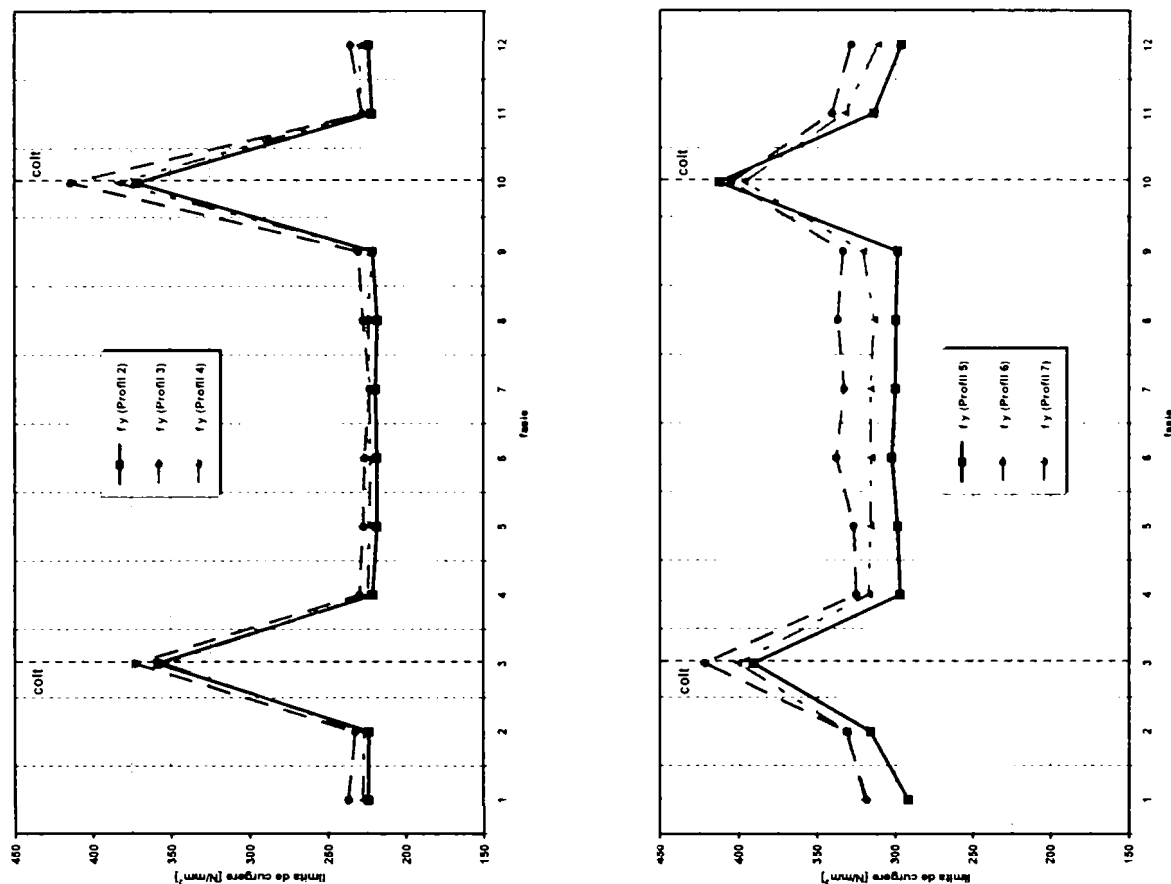


Figura 174: Modificarea limitei de curgere pe secțiunea transversală la Profilul 2, 3, 4 și Profilul 5, 6, 7

## A.2.4 Tensiuni reziduale

### A.2.4.1 Metodă de măsurare a tensiunilor reziduale

În ceea ce urmează se va prezenta o metodă măsurării tensiunilor reziduale, o metodă ieftină și ușoară de realizat, prezentată de către RONDAL (1992).

Metoda permite măsurarea tensiunilor reziduale la fața interioară și exterioară a profilelor formate la rece prin măsurarea curburii fâșiilor decupate dintr-un profil. Metoda admite ipoteza că tensiunile reziduale membranare sunt nule. În realitate acest lucru nu este adevărat, dar influența acestuia rămâne neglijabilă cum s-a descris și în Capitolul 3.

Curburile sunt măsurate cu ajutorul unui dispozitiv de măsurare a săgeții prin intermediul unui microcomparator cu cadran. Microcomparatorul este dotat cu o bază, prin care se înțeleg două puncte fixe, iar în centrul ei este prevăzută o gaură circulară pentru a lăsa să treacă tija mobilă a microcomparatorului (vezi Figura 175).

O bază de măsurare între 60.0 și 80.0 mm este recomandată. Curbura fâșiei este determinată cu ajutorul formulei:

$$\rho = \frac{l^2}{8 \cdot f} \quad (114)$$

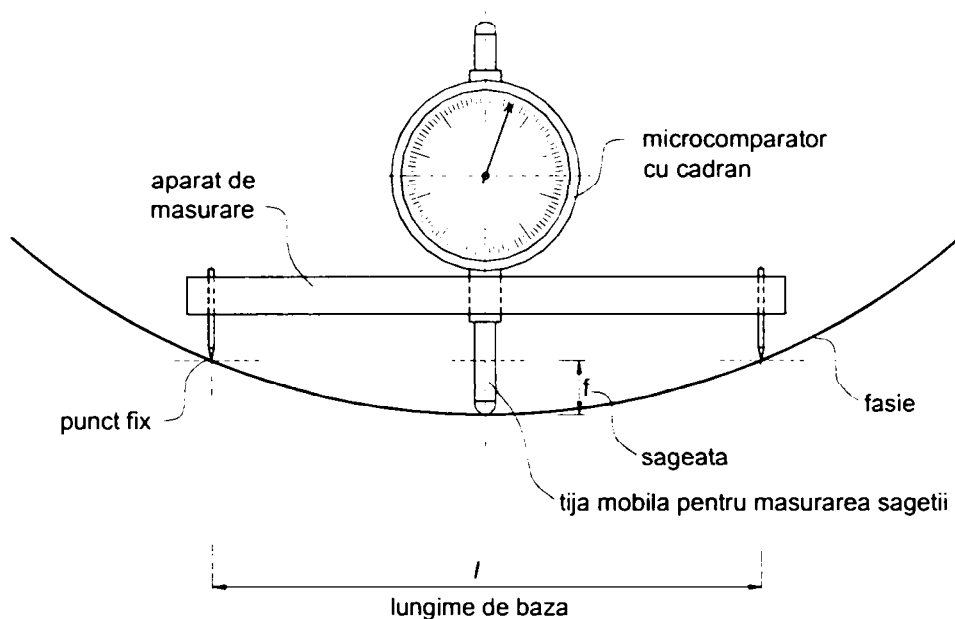


Figura 175: Dispozitivul de măsurare curburi

Calculul tensiunilor reziduale se face după legea încovoierii simple fie considerând distribuția elastică

$$\frac{1}{\rho} = \frac{M}{E \cdot I_y} \quad (115)$$

fie distribuția plastică

$$\frac{1}{\rho} = \frac{M}{E \cdot Z_y} \quad (116)$$

Se recomandă considerarea distribuției elastice, de unde

$$I_y = \frac{1 \cdot t^3}{12} \quad (117)$$

unde  $t$  este grosimea materialului din care a fost confecționat profilul, de unde cu:

$$\sigma = \frac{M}{I_y} \cdot \frac{t}{2} \quad (118)$$

se obține

$$\frac{E}{\rho} = \frac{M}{I_y} = \frac{2 \cdot \sigma}{t} \quad (119)$$

și rezultă

$$\sigma = 4 \cdot f \cdot \frac{E \cdot t}{l^2} \quad (120)$$

Acest  $\sigma$  este un mărime absolută; pentru obținerea tensiunii reziduale trebuie ținut cont de semn (+ întindere, - compresiune), lucru care se face prin observarea sensului curburii fâșiei, ceea ce necesită ca în cazul decupării complete a fâșiilor să se stabilească exact fața interioară și exterioară a acestora. Evident nu trebuie uitat pentru a determina sensul tensiunilor reziduale, că se măsoară curbura (și deci momentul încovoietor) care corespunde relaxării tensiunilor reziduale. „Momentul rezidual” este deci de semn invers.

Se fac următoarele recomandări. Lățimea este egală cu  $\pm 10.0$  mm, mărime care depinde de numărul fâșiilor dorite în funcție de dimensiunile profilului. Lungimea va fi de 150.0 până la 200.0 mm pentru profilele relativ subțiri, respectiv 200.0 până la 300.0 mm pentru profile cu grosime de material mai groase ( $t > 4.0$  mm). De preferat să fie efectuată cu ajutorul unui „ferestrău cu bandă” cu viteza moderată, pentru a evita o încălzire prea mare a profilului. De asemenea la colțuri se vor efectua tăieturi la  $45^\circ$ . Pentru măsurare este mai ușor să se decupeze în întregime fâșiile, dar atenție să se stabilească exact fața exterioară și interioară a fâșiilor. Pe de altă parte dacă nu se decupează complet obținem o prezentare a tensiunilor reziduale care este foarte „directă și sugestivă”.

#### A.2.4.2 Rezultatele măsurătorilor de tensiuni reziduale



Figura 176: Profilul 3 și 4 decupate în fâșii pentru determinarea tensiunilor reziduale flexionale

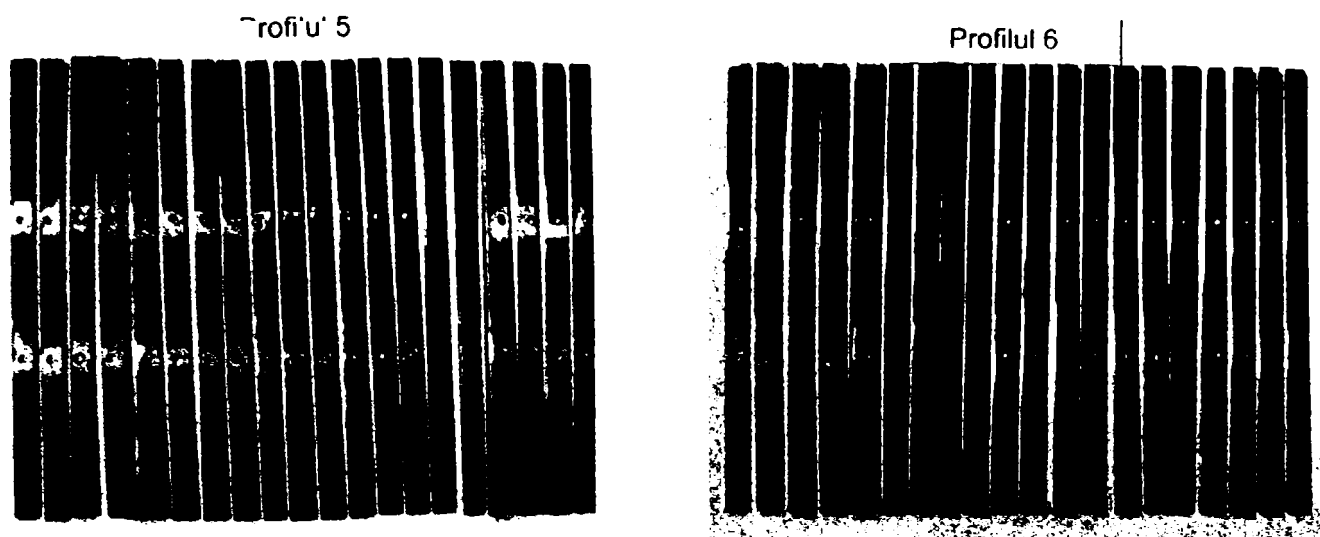


Figura 177: Profilul 5 și 6 decupate în fâșii pentru determinarea tensiunilor reziduale flexionale

Tabel 65: Măsurători pe fâșiile Profil 3 pentru tensiuni reziduale (mm; N/mm<sup>2</sup>)

Fâșie	$l^*$	$f_0$ (x10 <sup>-2</sup> )	$f_1$ (x10 <sup>-2</sup> )	$F = f_0 - f_1$	t	$\sigma^{**}$
1	57.20	129.50	126.00	-0.035	2.010	16.3
2	57.22	128.50	111.00	-0.175	2.010	81.5
3	56.08	121.00	104.50	-0.165	2.010	79.8
4	57.18	116.00	113.00	-0.030	2.030	14.1
5	57.04	122.00	116.50	-0.055	2.025	26.0
6	57.14	121.50	117.00	-0.045	2.010	21.0
7	57.26	119.00	115.00	-0.040	2.010	18.6
8	56.74	123.00	122.00	-0.010	2.010	4.7
9	57.44	123.00	114.00	-0.090	2.012	41.6
10	56.34	128.00	113.00	-0.150	2.008	71.9
11	57.24	126.00	121.00	-0.050	2.010	23.3
12	57.46	129.50	112.50	-0.170	2.010	78.5
13	56.84	130.00	119.00	-0.110	2.010	51.9
14	57.30	125.00	111.50	-0.135	2.015	62.8
15	57.30	131.00	114.00	-0.170	2.013	79.1
16	57.14	128.00	114.00	-0.140	2.035	66.2
17	56.60	122.00	115.00	-0.070	2.030	33.6
18	57.22	121.50	111.50	-0.100	2.005	46.4
19	57.22	129.50	112.00	-0.175	2.010	81.5
20	56.84	130.00	120.00	-0.100	2.010	47.2

Notă: \* În momentul calculelor la lungimea de bază măsurată se adaugă 3.0 mm (diametrul găurii); \*\* Tensiune calculată cu semnul corespunzător feței.

Tabel 66: Măsurători pe fâșiile Profil 4 pentru tensiuni reziduale (mm; N/mm<sup>2</sup>)

Fâșie	$l^*$	$f_0$ (x10 <sup>-2</sup> )	$f_1$ (x10 <sup>-2</sup> )	$F = f_0 - f_1$	t	$\sigma^{**}$
1	56.54	126.50	116.50	-0.100	2.005	47.5
2	57.34	121.50	110.50	-0.110	2.005	50.9
3	57.44	130.00	114.00	-0.160	2.010	74.0
4	56.82	126.50	122.50	-0.040	2.025	19.0
5	57.08	126.00	118.00	-0.080	2.035	37.9
6	56.84	129.00	123.50	-0.055	1.995	25.7
7	56.36	130.00	125.50	-0.045	1.995	21.4
8	56.78	130.00	124.50	-0.055	2.000	25.9
9	57.04	129.00	116.00	-0.130	1.998	60.5
10	56.94	132.00	122.50	-0.095	2.005	44.5
11	57.12	133.50	130.00	-0.035	2.005	16.3
12	57.14	131.00	124.00	-0.070	1.995	32.4
13	56.78	132.50	125.00	-0.075	1.990	35.1
14	57.24	121.00	107.50	-0.135	1.990	62.2
15	57.20	123.00	118.50	-0.045	2.000	20.9
16	57.30	128.50	105.50	-0.230	2.035	108.1
17	57.24	118.50	116.50	-0.020	2.000	9.3
18	56.98	127.00	117.00	-0.100	1.995	46.6
19	57.14	125.00	110.50	-0.145	1.988	66.9
20	56.52	130.00	118.50	-0.115	1.998	54.5

Tabel 67: Măsurători pe fâșiile Profil 5 pentru tensiuni reziduale (mm; N/mm<sup>2</sup>)

Fâșie	$l^*$	$f_0$ (x10 <sup>-2</sup> )	$f_1$ (x10 <sup>-2</sup> )	$F = f_0 - f_1$	t	$\sigma^{**}$
1	56.66	132.5	121.5	-0.110	2.020	52.4
2	56.74	127.0	119.5	-0.075	1.995	35.2
3	57.42	125.5	116.5	-0.090	2.000	41.4
4	56.56	124.0	115.0	-0.090	2.020	43.0
5	55.42	125.5	106.0	-0.195	2.005	96.2
6	57.00	127.5	119.0	-0.085	2.005	39.8
7	56.76	130.0	117.0	-0.130	2.005	61.3
8	56.94	127.5	122.0	-0.055	1.995	25.7
9	56.88	125.0	122.5	-0.025	2.000	11.7
10	56.14	125.5	114.5	-0.110	1.998	52.8
11	56.84	125.5	114.0	-0.115	2.002	54.0
12	56.94	125.0	114.5	-0.105	2.005	49.2
13	57.40	121.0	118.5	-0.025	2.005	11.5
14	57.34	125.5	110.0	-0.155	1.995	71.3
15	56.72	127.5	113.0	-0.145	1.992	68.0
16	56.76	128.0	101.5	-0.265	2.040	127.2
17	56.56	121.0	106.0	-0.150	2.032	72.2
18	56.76	130.0	115.5	-0.145	1.995	68.0
19	57.30	132.5	115.0	-0.175	1.990	80.5
20	56.86	135.0	126.0	-0.090	2.010	42.4

Tabel 68: Măsurători pe fâșiile Profil 6 pentru tensiuni reziduale (mm; N/mm<sup>2</sup>)

Fâșie	$l^*$	$f_0$ ( $\times 10^{-2}$ )	$f_1$ ( $\times 10^{-2}$ )	$F = f_0 - f_1$	t	$\sigma^{**}$
1	56.68	133.0	123.5	-0.095	2.018	45.2
2	56.80	130.0	112.5	-0.175	2.01	82.6
3	57.18	128.0	107.5	-0.205	2.009	95.5
4	57.14	121.5	107.5	-0.140	2.040	66.3
5	57.26	129.0	115.0	-0.140	2.025	65.6
6	56.60	124.0	116.0	-0.080	2.010	38.0
7	57.24	121.5	105.5	-0.160	2.015	74.6
8	57.08	127.0	111.5	-0.155	2.010	72.5
9	56.56	125.0	113.5	-0.115	2.010	54.7
10	55.30	118.5	107.0	-0.115	2.003	56.9
11	56.56	125.0	120.5	-0.045	2.002	21.3
12	56.92	125.5	118.5	-0.070	2.010	32.9
13	56.92	125.0	118.0	-0.070	2.010	32.9
14	56.98	127.5	111.0	-0.165	2.005	77.2
15	57.40	123.0	113.5	-0.095	2.007	43.9
16	57.14	121.5	106.0	-0.155	2.030	73.1
17	55.56	122.0	118.5	-0.035	2.030	17.4
18	56.56	126.0	110.5	-0.155	2.028	74.4
19	57.04	131.0	110.0	-0.210	2.004	98.1
20	56.86	131.5	120.5	-0.110	2.002	51.6

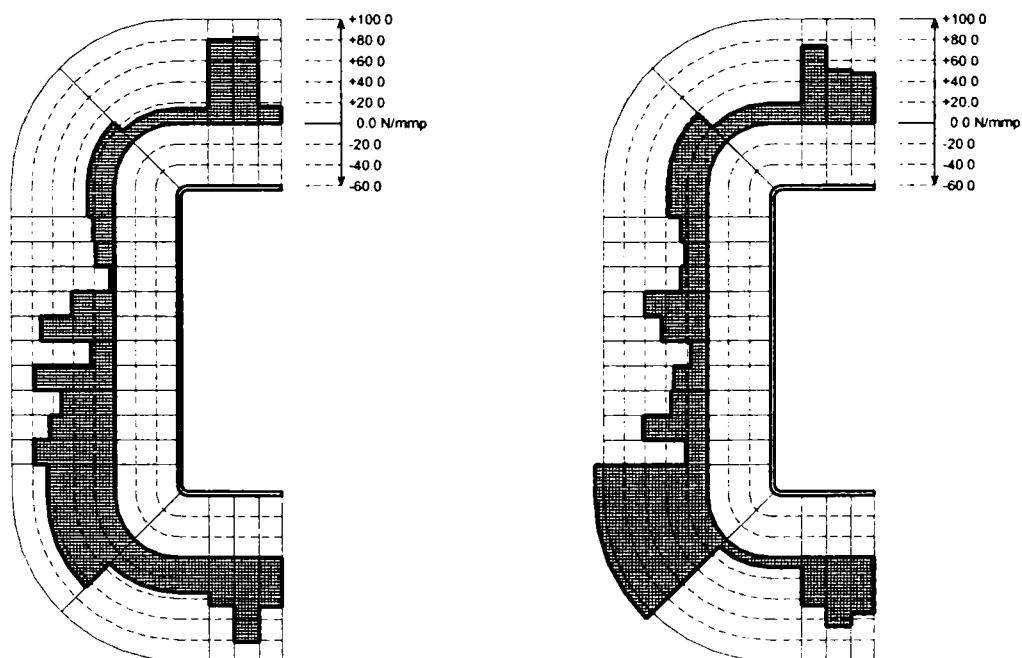


Figura 178: Distribuția tensiunilor reziduale flexionale pe secțiunea transversală a Profilelor 3 și 4 (fâșii de 150.0 mm lungime)

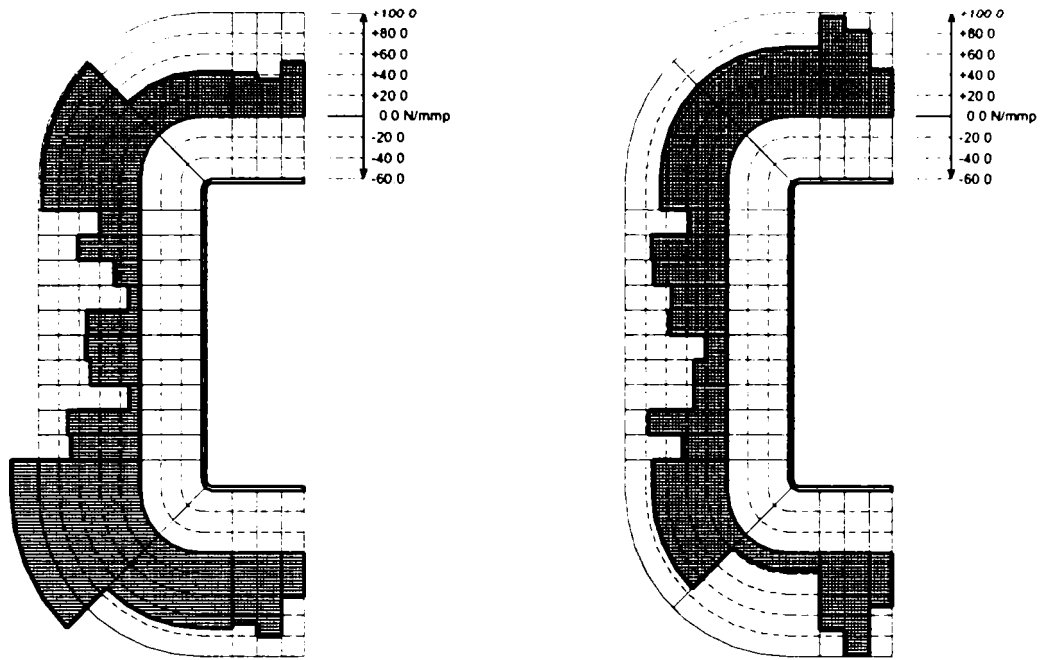


Figura 179: Distribuția tensiunilor reziduale flexionale pe secțiunea transversală a Profilelor 5 și 6 (fășii de 200.0 mm lungime)

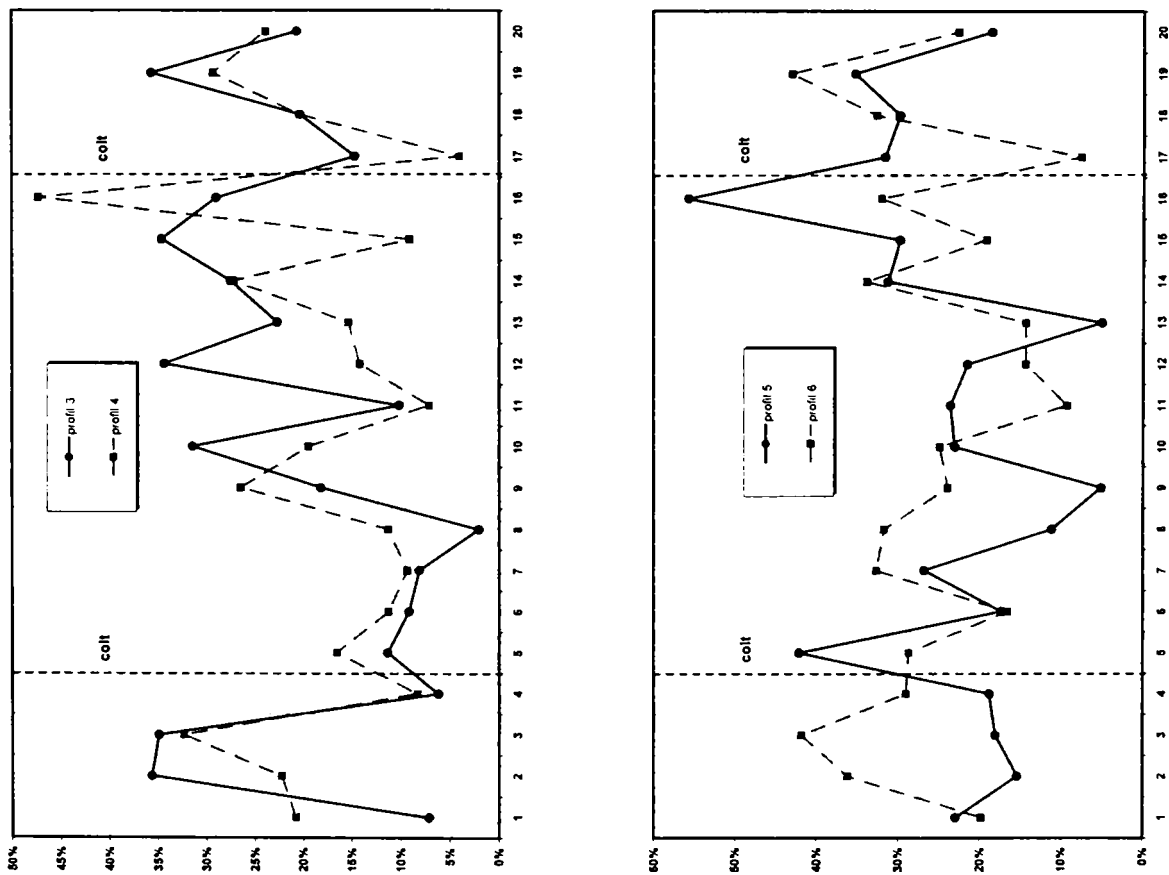


Figura 180: Variația tensiunii reziduale flexionale raportat la limita de curgere a materialului de bază pentru Profilul 3 și 4 și pentru Profilul 5 și 6

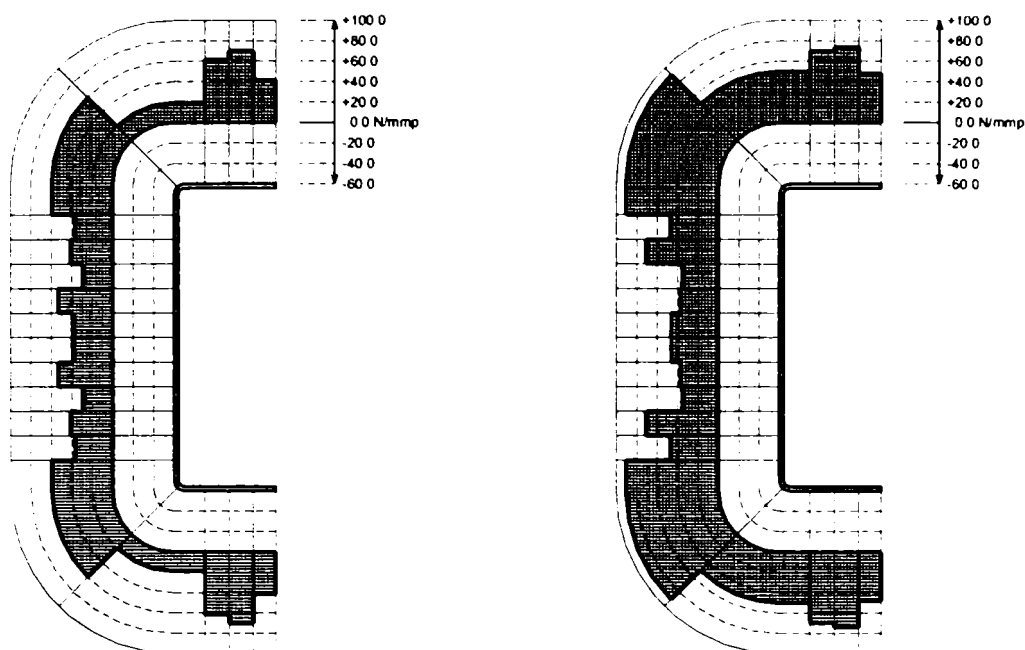


Figura 181: Distribuția tensiunilor reziduale flexionale mediată pe secțiunea transversală a Profilelor 3 și 4 și a Profilelor 5 și 6

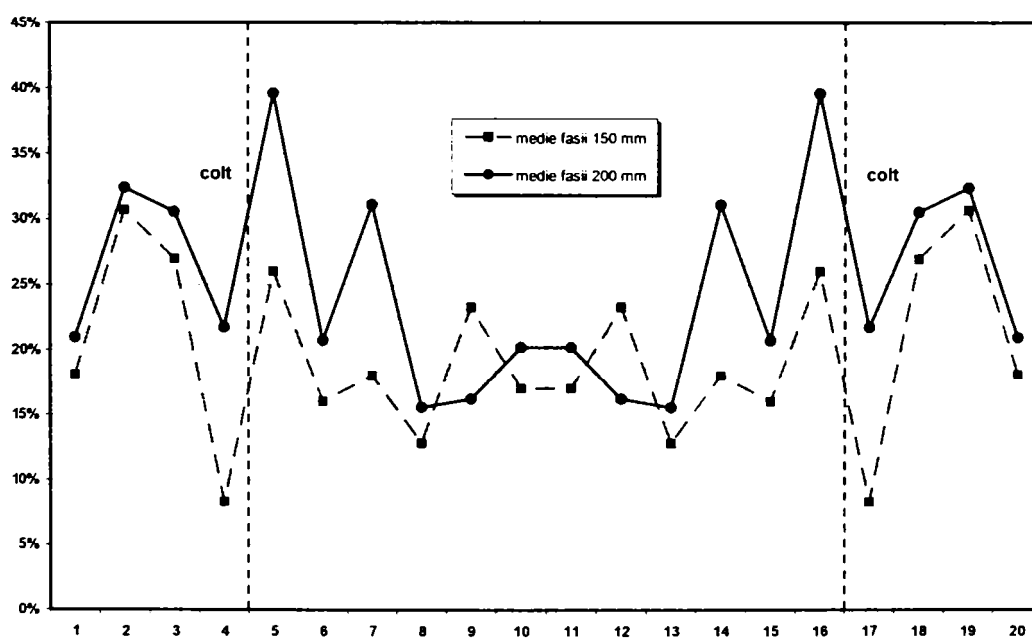


Figura 182: Variația tensiunii reziduale flexionale mediată pe fâșii raportat la limita de curgere a materialului de bază pentru Profilul 3 și 4 și Profilul 5 și 6

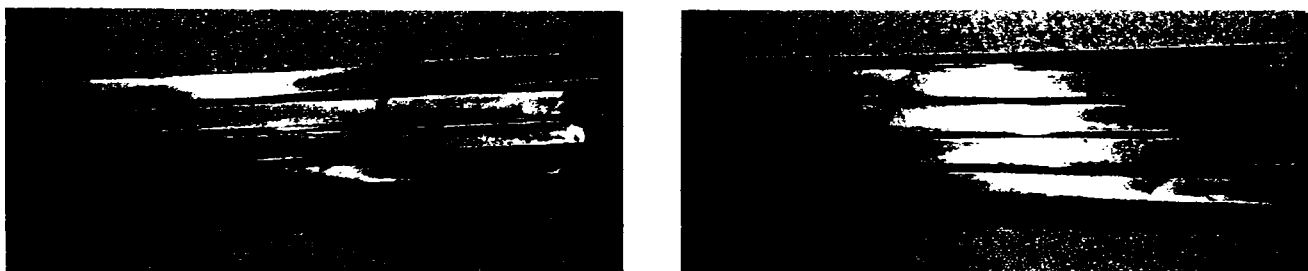


Figura 183: Floare reziduală – vedere talpă (stânga și dreapta)



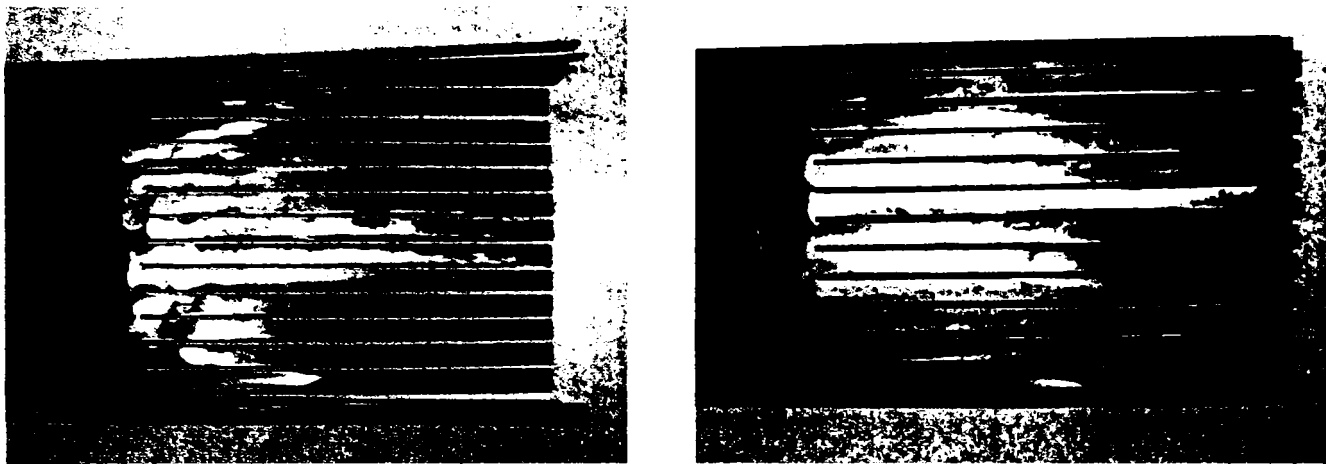


Figura 184: Floare reziduală – vedere inimă (față și spate)

### A.3 Rezultatele încercărilor de compresiune

În ceea ce urmează se prezintă curbele forță-deplasare pentru încercările de compresiune, față de cele prezentate în subparagraful 4.4.1. Axele sunt: pe orizontală deplasarea verticală (scurtarea) în mm, iar pe verticală este forța aplicată în N.

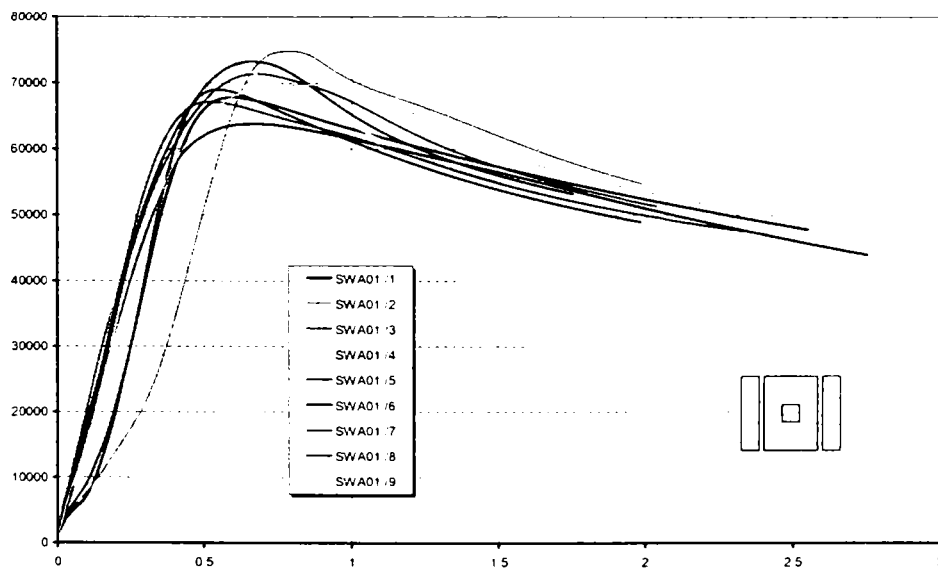


Figura 185: Curbe forță-deplasare seria de specimene SWA01

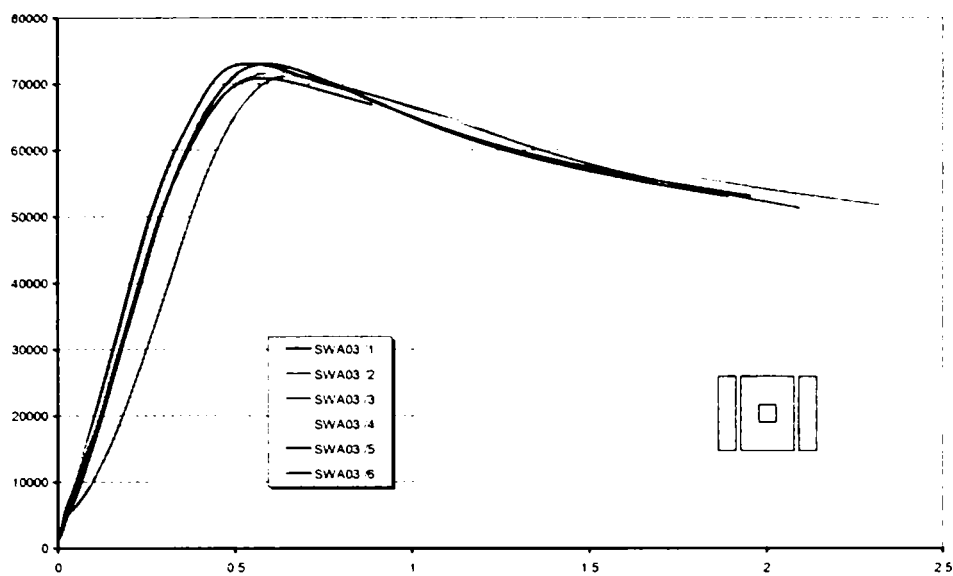


Figura 186: Curbe forță-deplasare seria de specimene SWA03

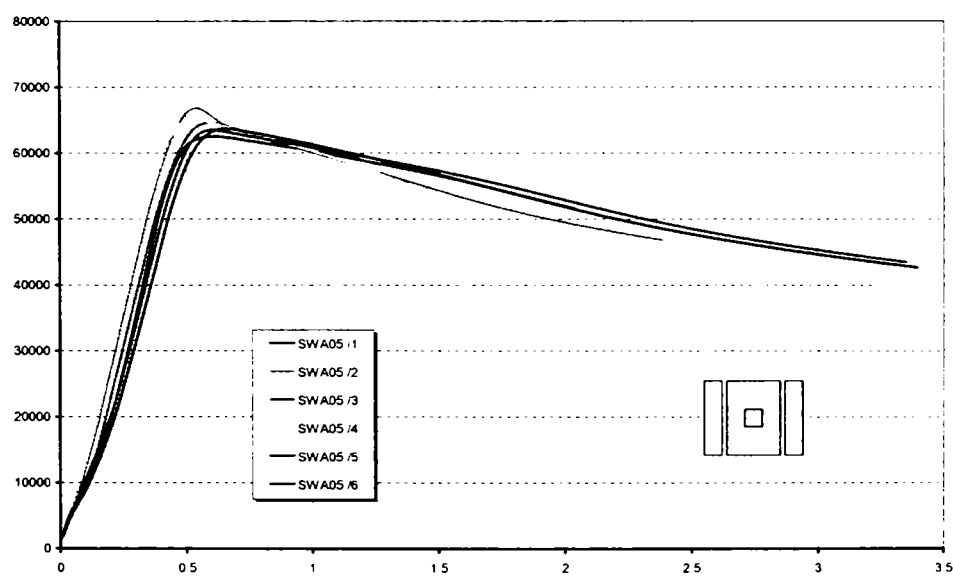


Figura 187: Curbe forță-deplasare seria de specimene SWA05

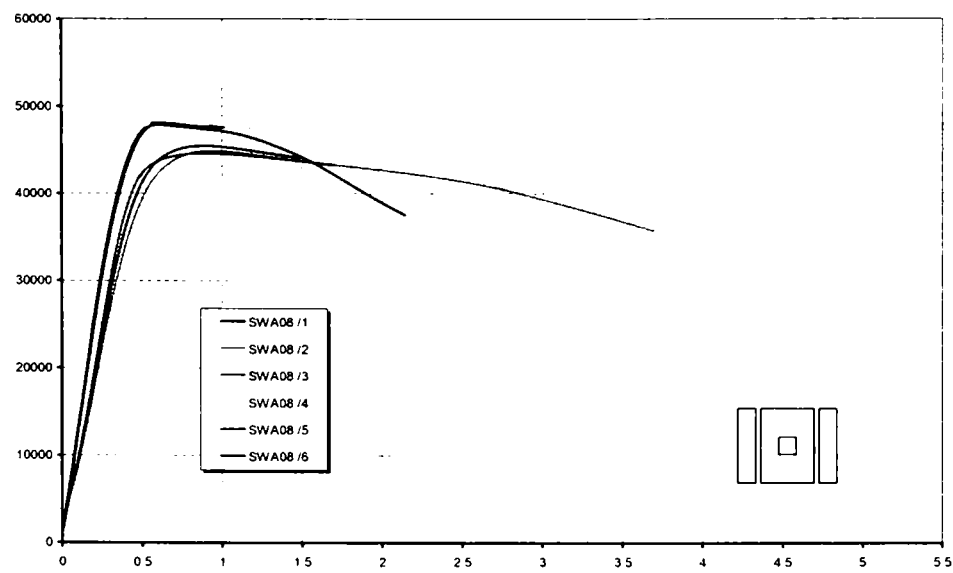


Figura 188: Curbe forță-deplasare seria de specimene SWA08

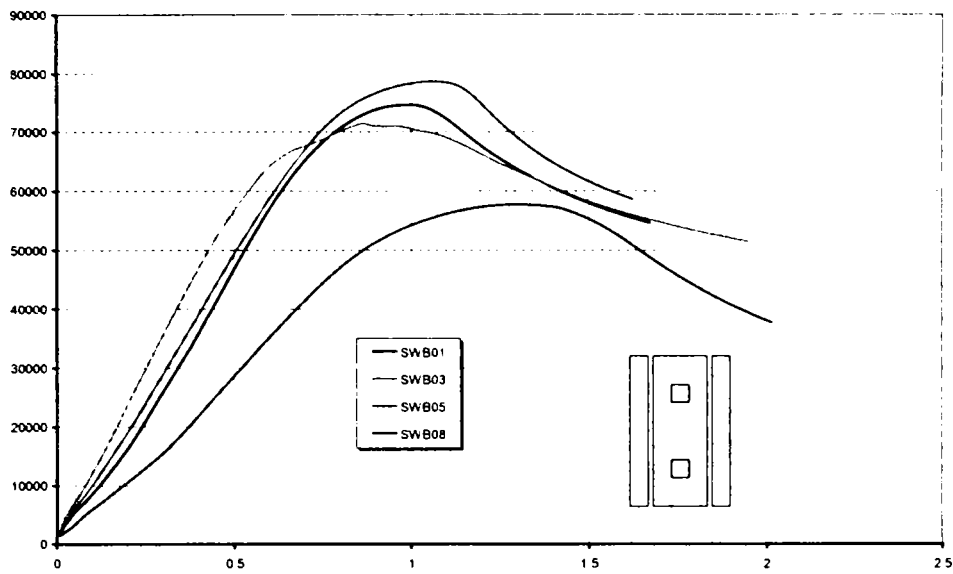


Figura 189: Curbe forță-deplasare seria de specimene SWB

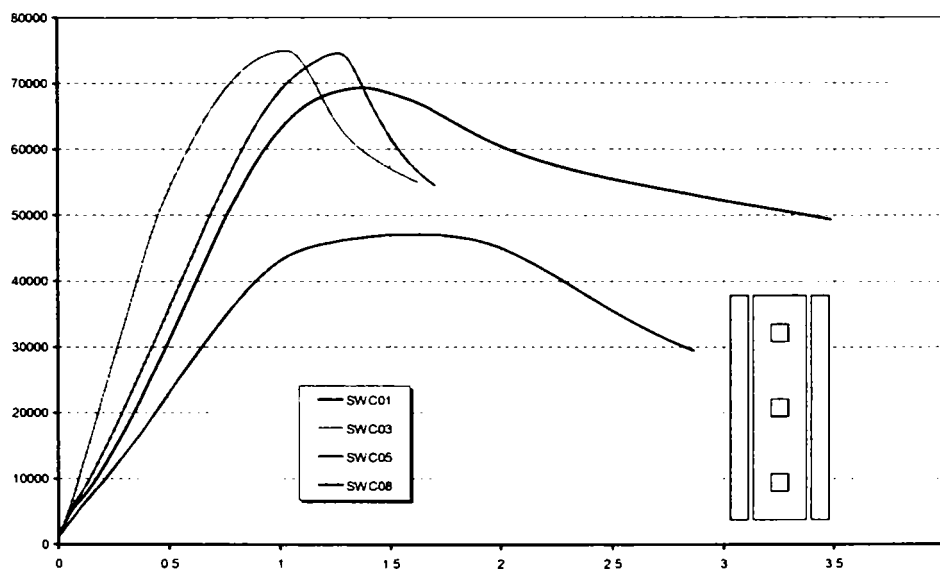


Figura 190: Curbe forță-deplasare seria de specimene SWC

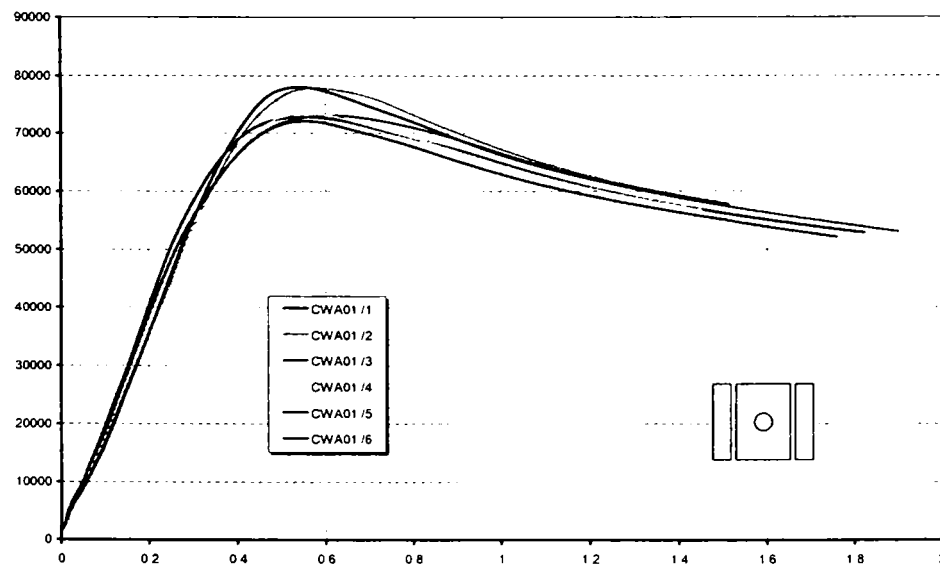


Figura 191: Curbe forță-deplasare seria de specimene CWA01

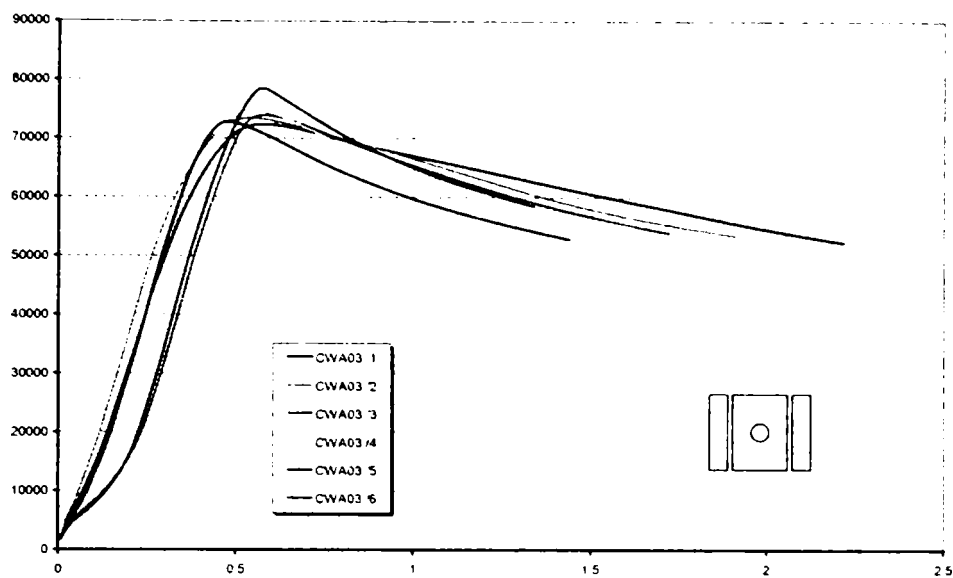


Figura 192: Curbe forță-deplasare seria de specimene CWA03

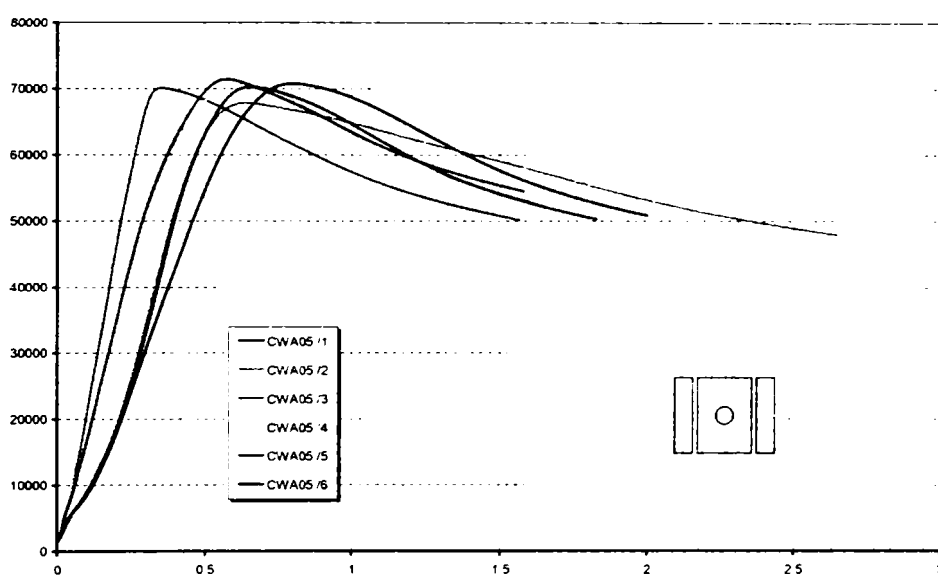


Figura 193: Curbe forță-deplasare seria de specimene CWA05

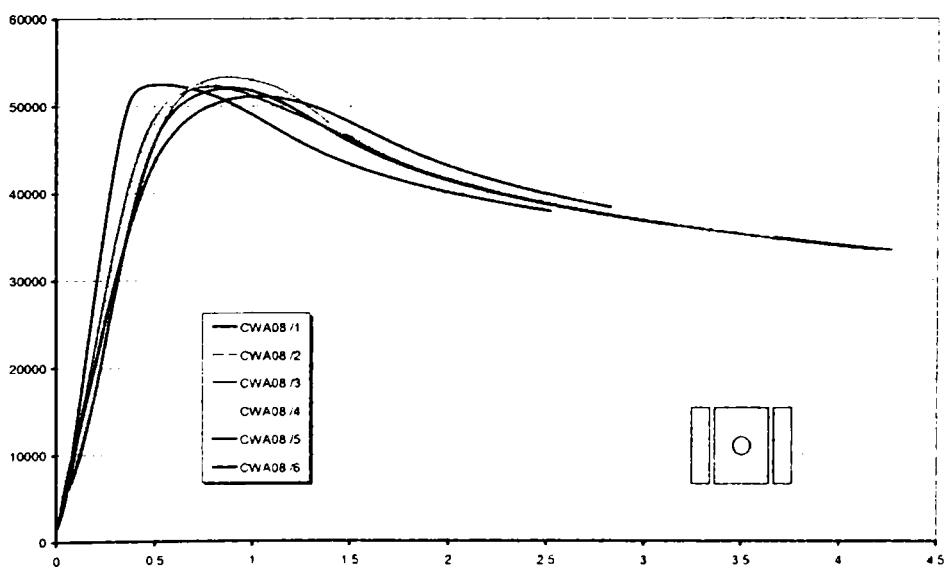


Figura 194: Curbe forță-deplasare seria de specimene CWA08

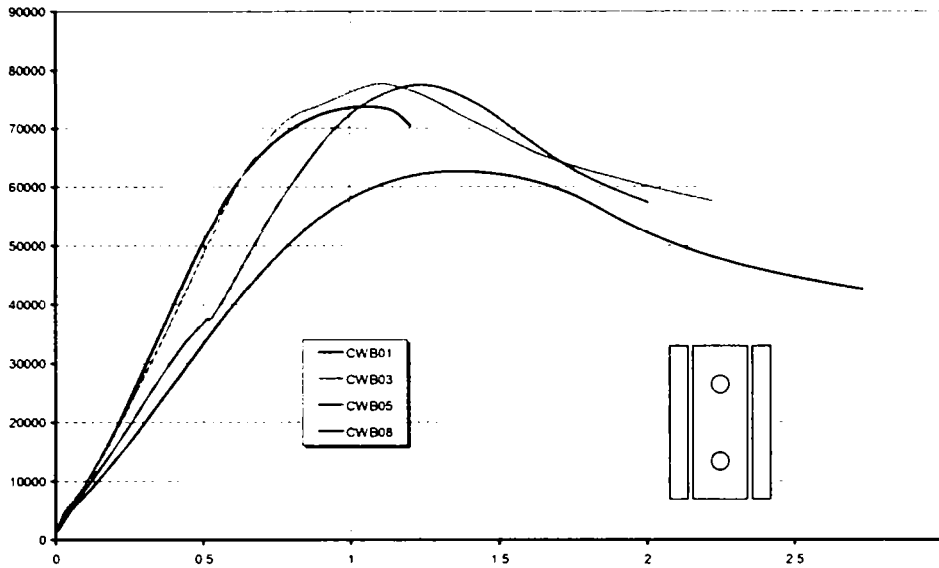


Figura 195: Curbe forță-deplasare seria de specimene CWB

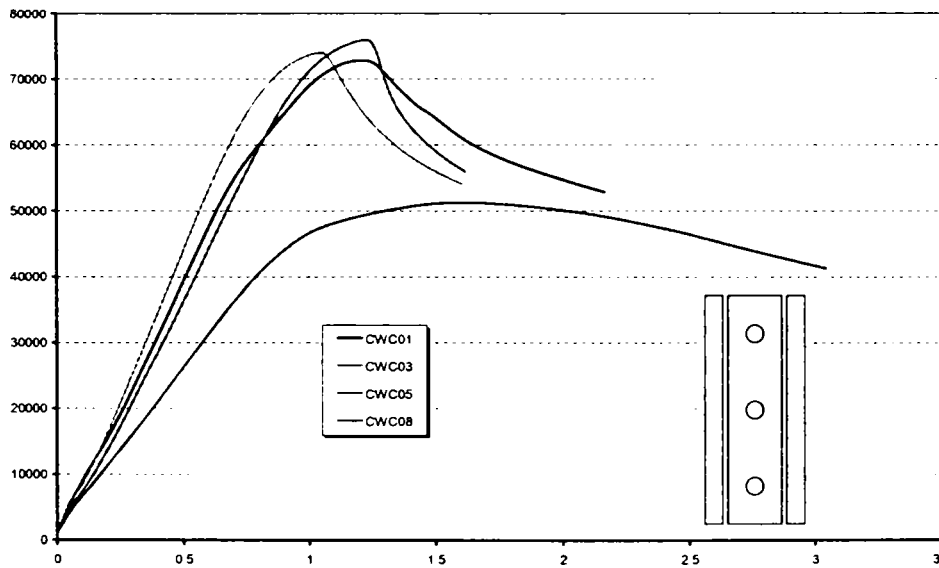


Figura 196: Curbe forță-deplasare seria de specimene CWC

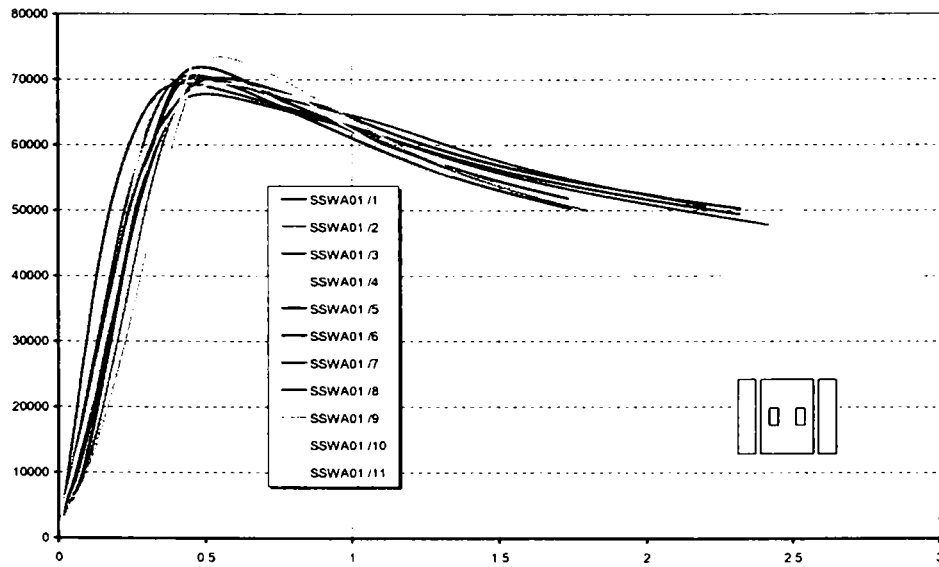


Figura 197: Curbe forță-deplasare seria de specimene SSWA01

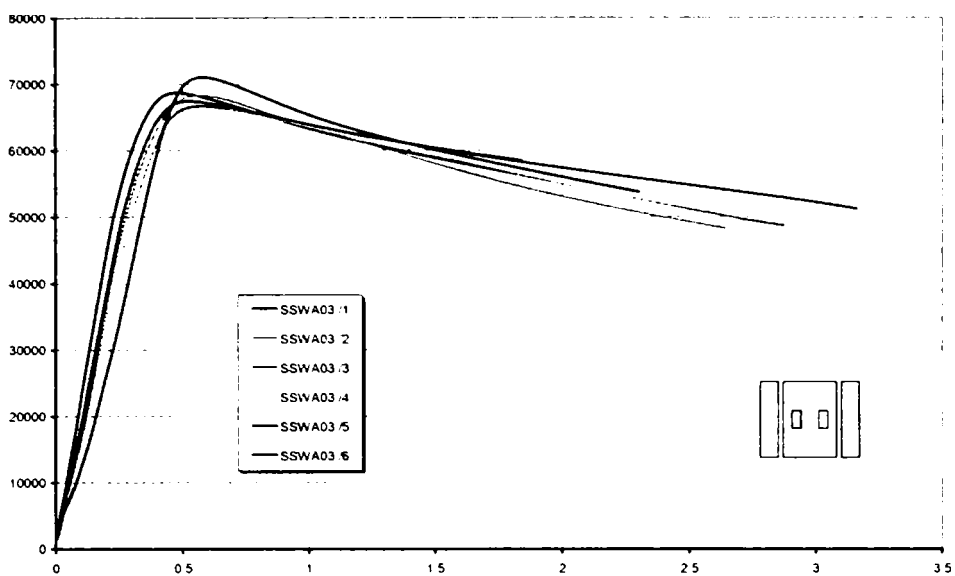


Figura 198: Curbe forță-deplasare seria de specimene SSWA03

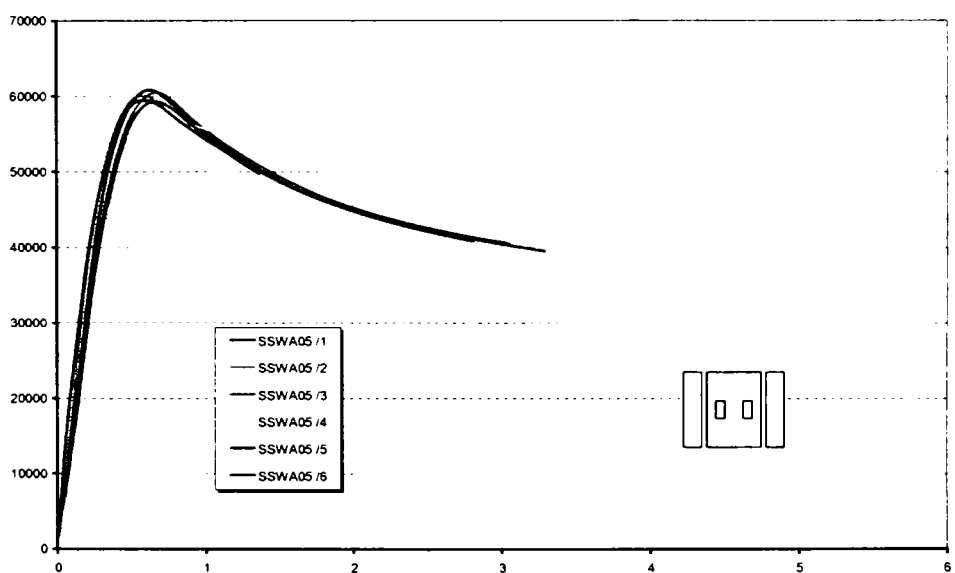


Figura 199: Curbe forță-deplasare seria de specimene SSWA05

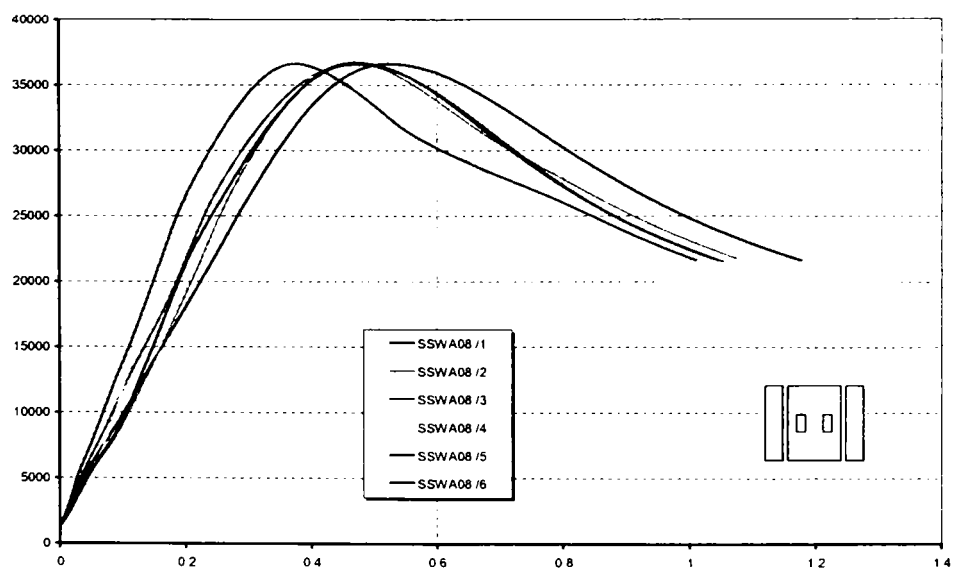


Figura 200: Curbe forță-deplasare seria de specimene SSWA08

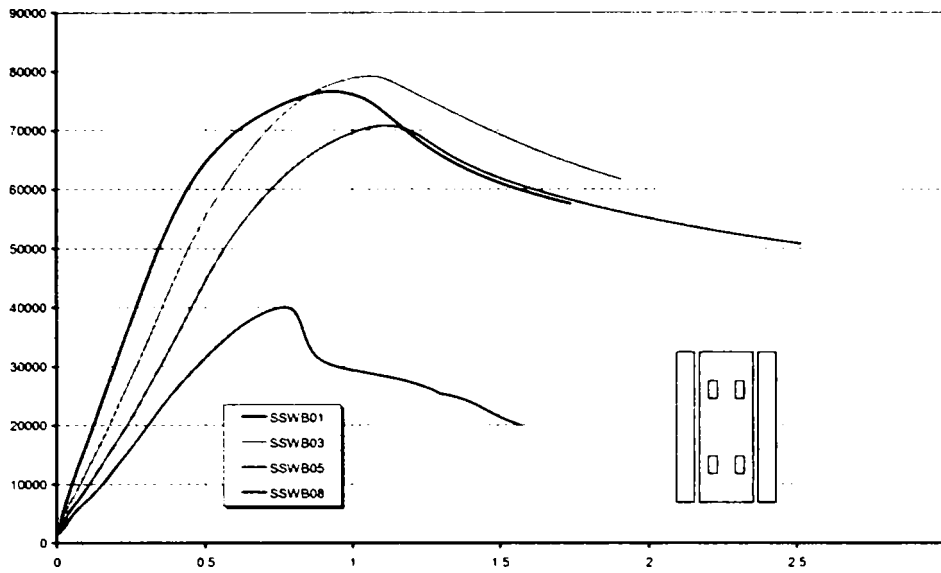


Figura 201: Curbe forță-deplasare seria de specimene SSWB

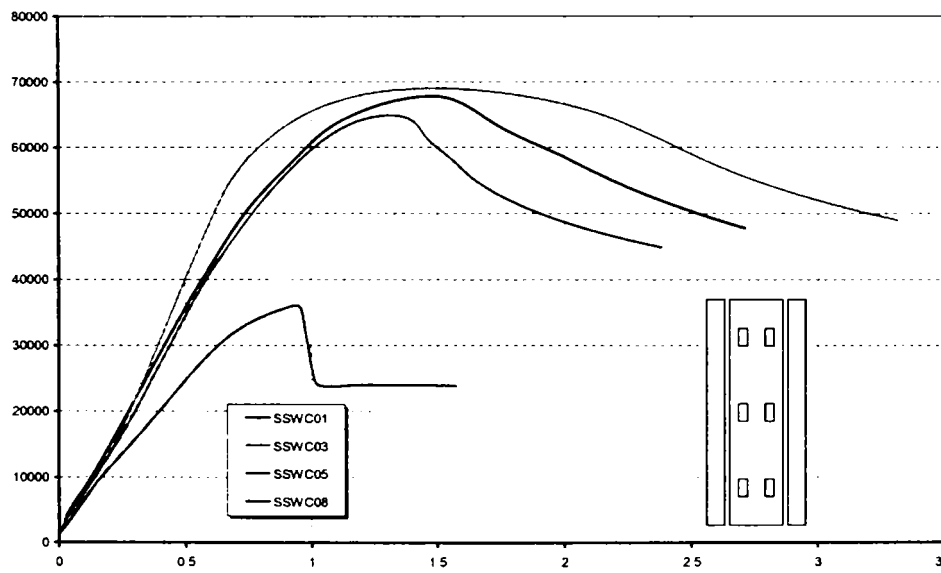


Figura 202: Curbe forță-deplasare seria de specimene SSWC

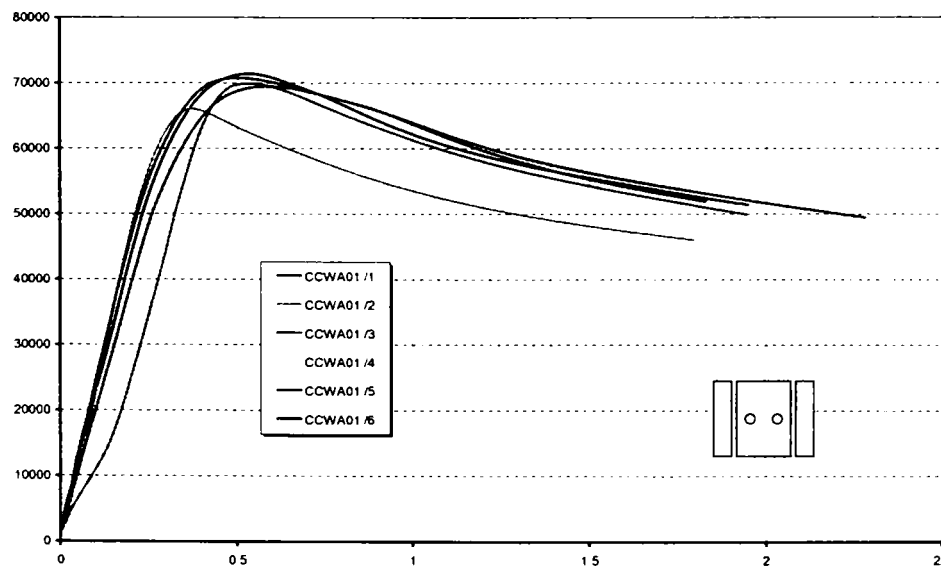


Figura 203: Curbe forță-deplasare seria de specimene CCWA01

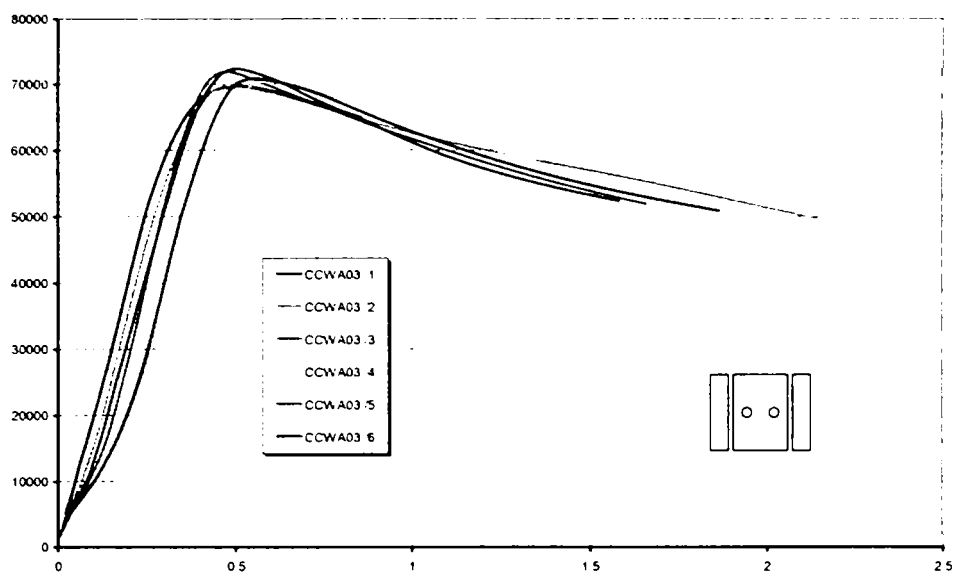


Figura 204: Curbe forță-deplasare seria de specimene CCWA03

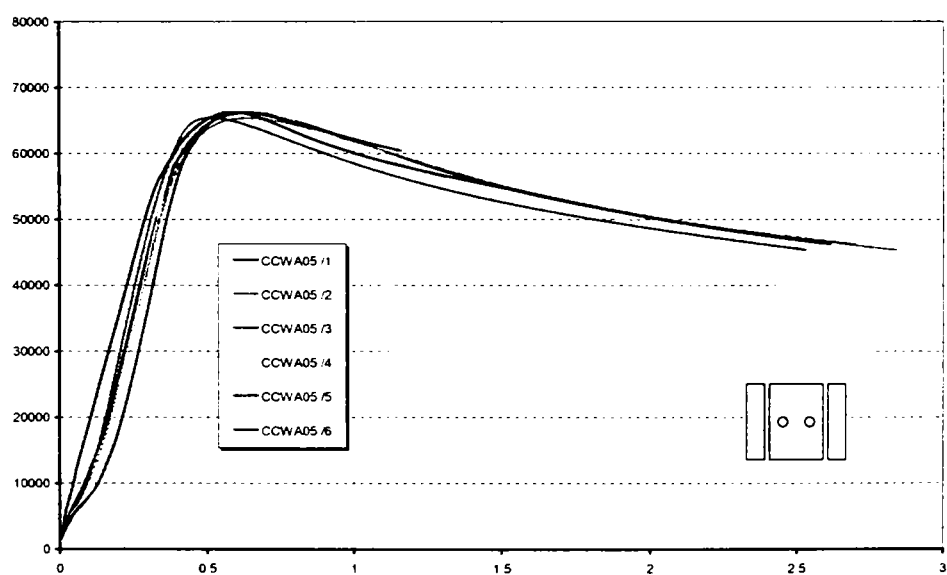


Figura 205: Curbe forță-deplasare seria de specimene CCWA05

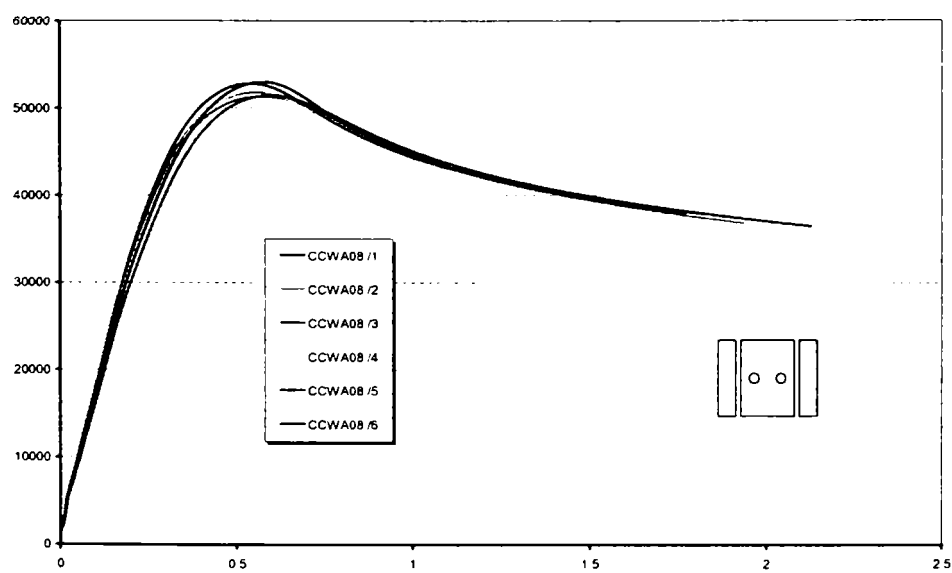


Figura 206: Curbe forță-deplasare seria de specimene CCWA08



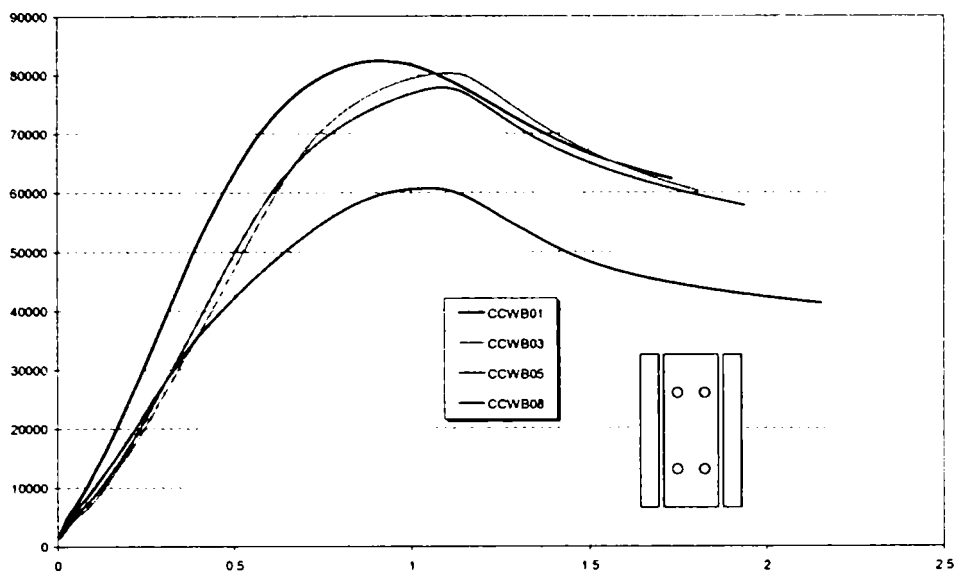


Figura 207: Curbe forță-deplasare seria de specimene CCWB

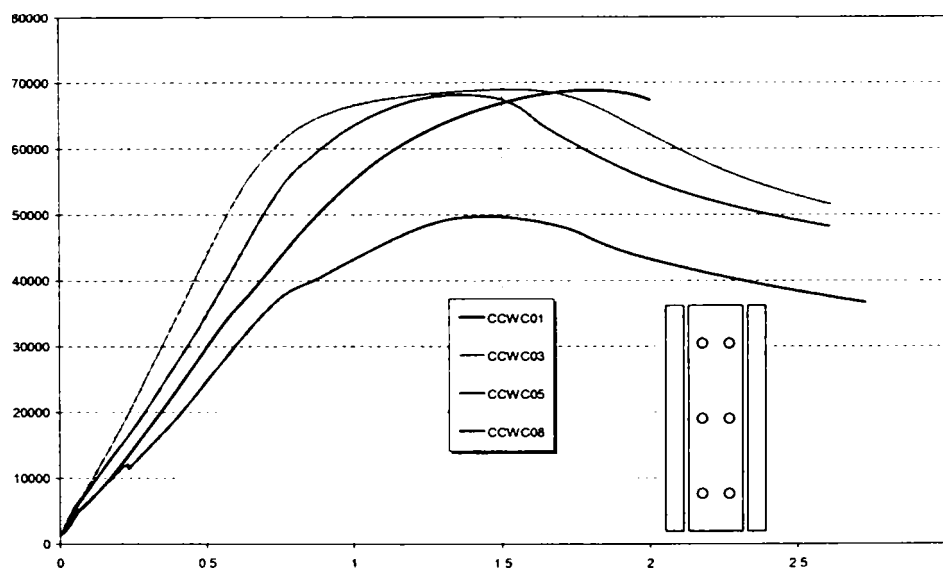


Figura 208: Curbe forță-deplasare seria de specimene CCWC

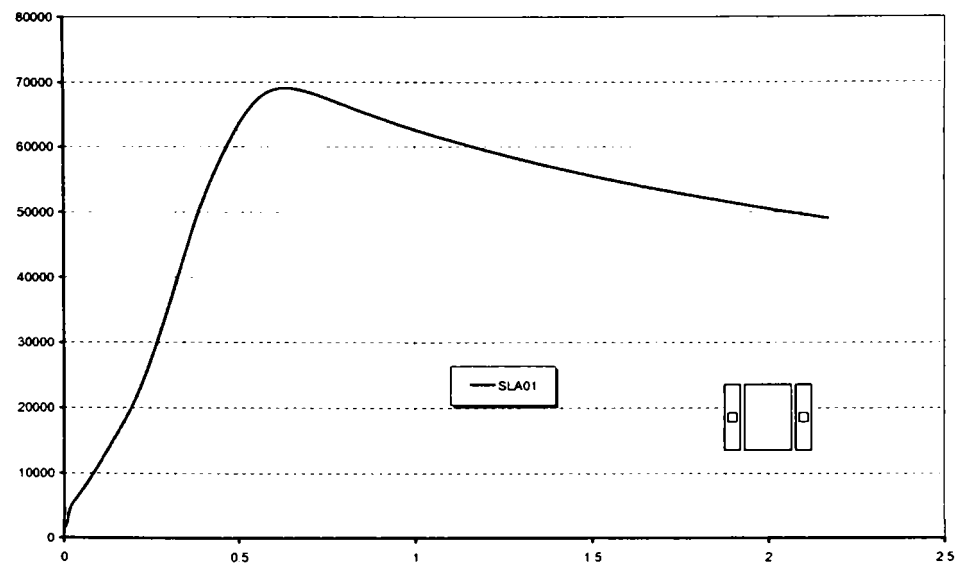


Figura 209: Curbe forță-deplasare seria de specimene SLA01

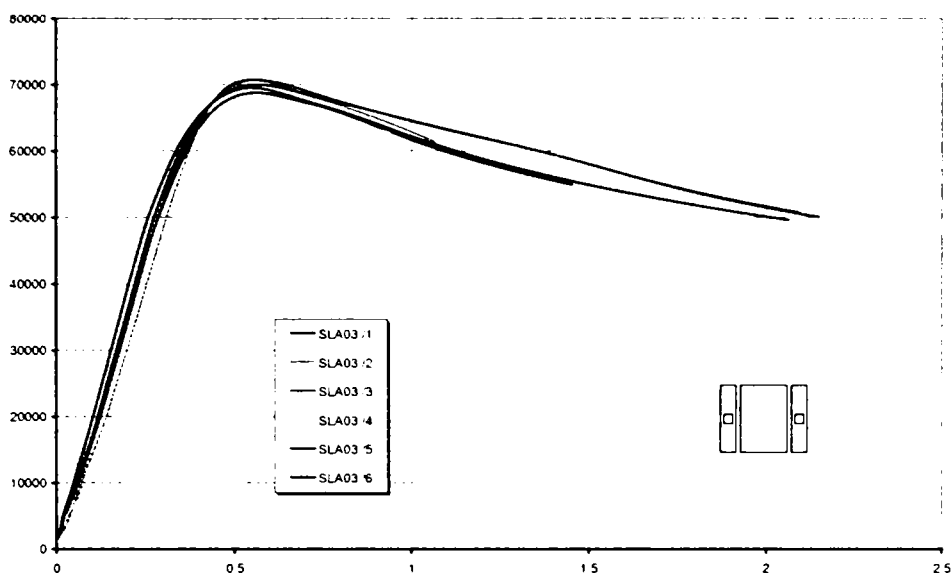


Figura 210: Curbe forță-deplasare seria de specimene SLA03

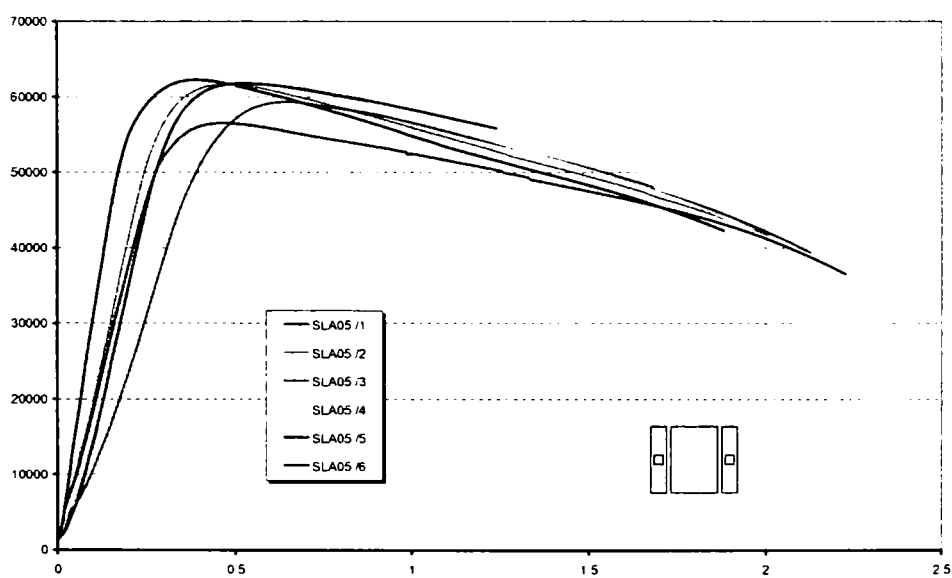


Figura 211: Curbe forță-deplasare seria de specimene SLA05

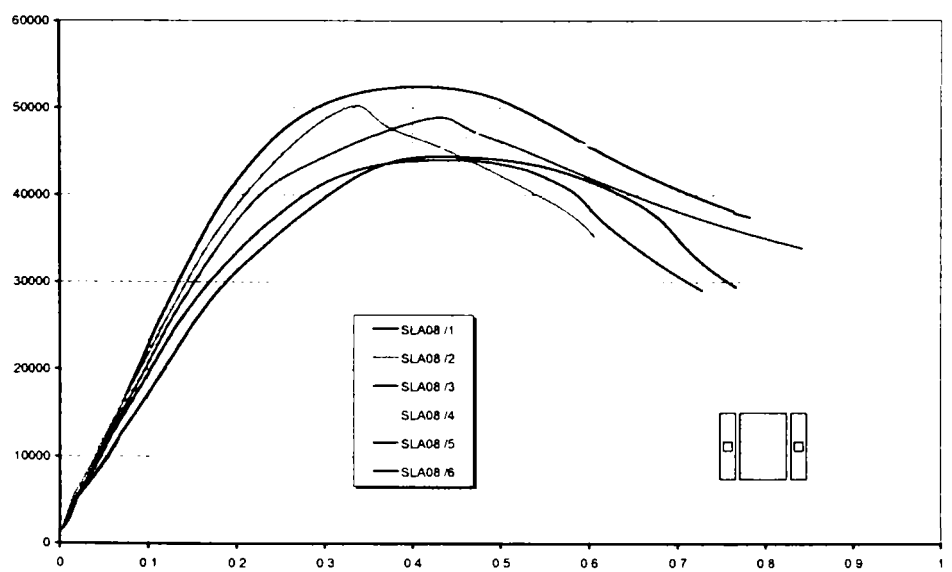


Figura 212: Curbe forță-deplasare seria de specimene SLA08

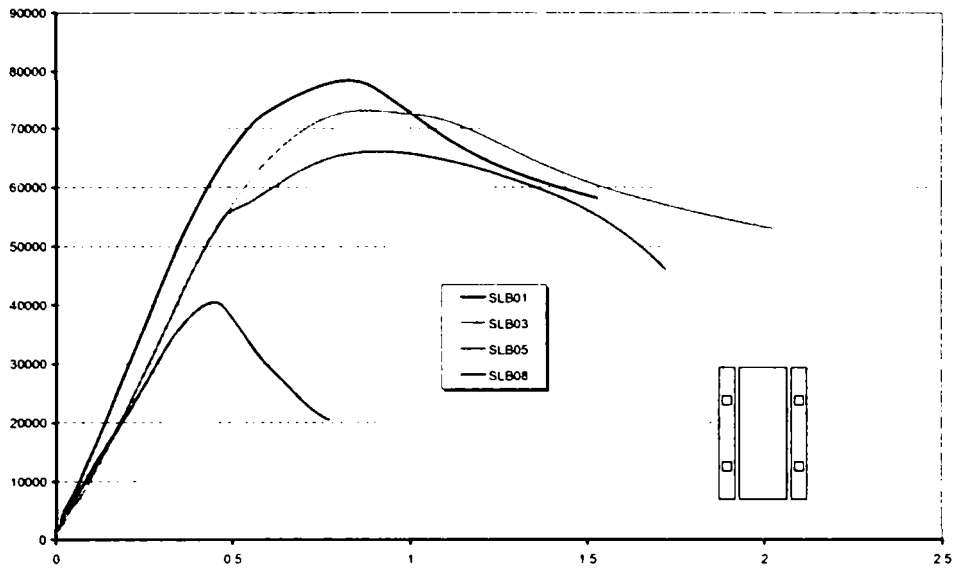


Figura 213: Curbe forță-deplasare seria de specimene SLB

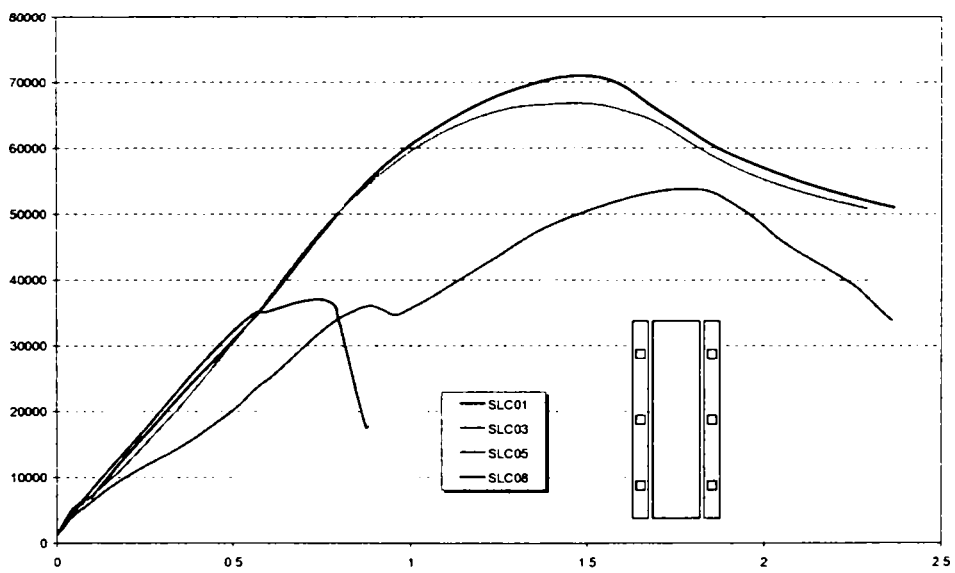


Figura 214: Curbe forță-deplasare seria de specimene SLC

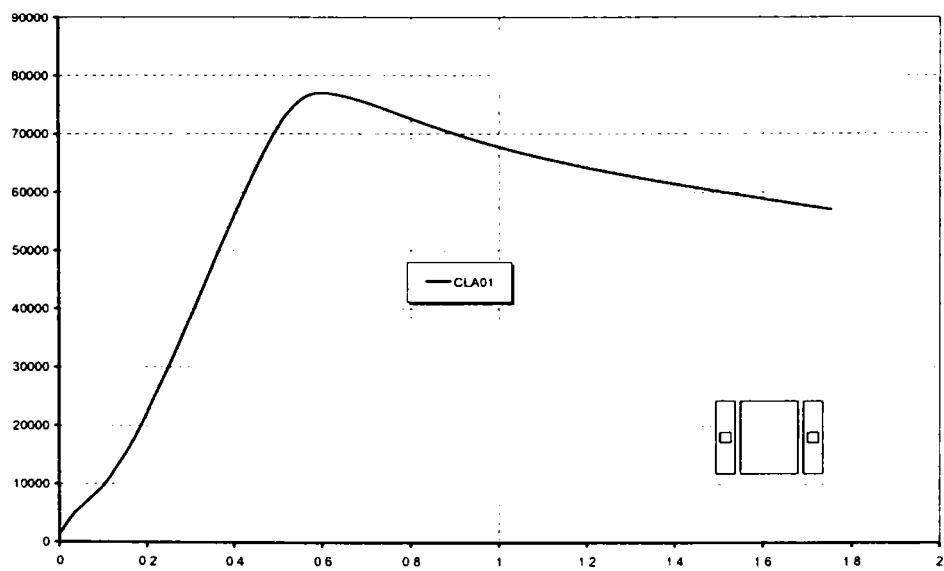


Figura 215: Curbe forță-deplasare seria de specimene CLA01

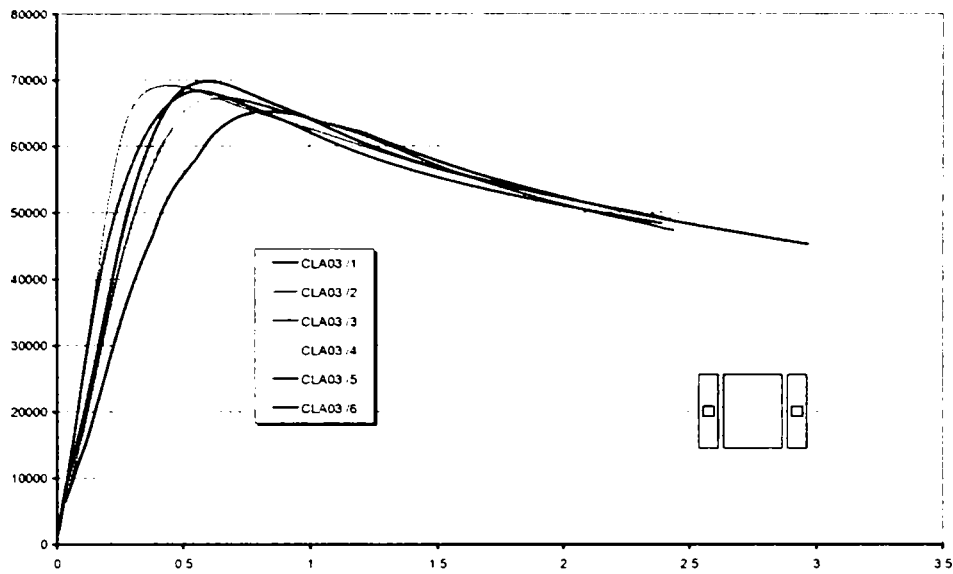


Figura 216: Curbe forță-deplasare seria de specimene CLA03

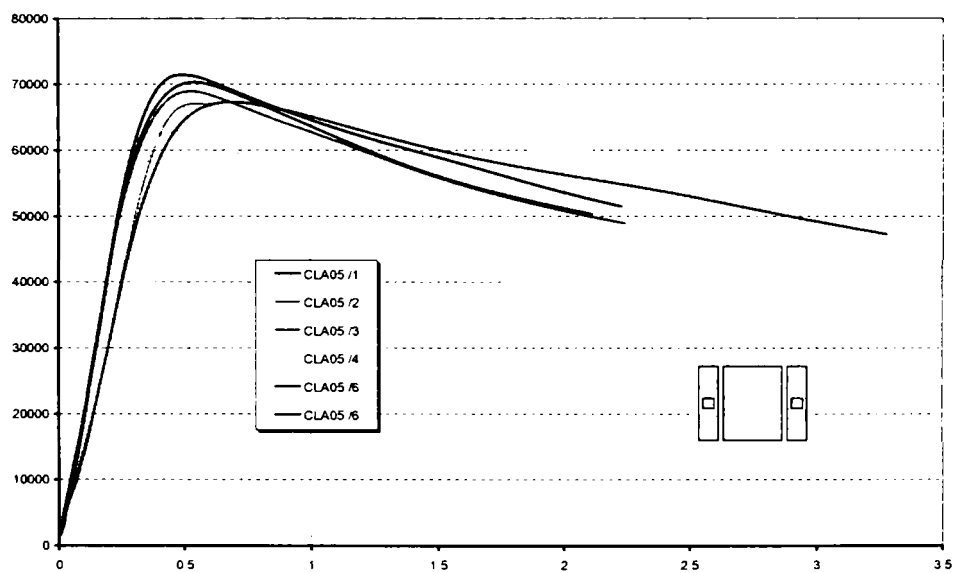


Figura 217: Curbe forță-deplasare seria de specimene CLA05

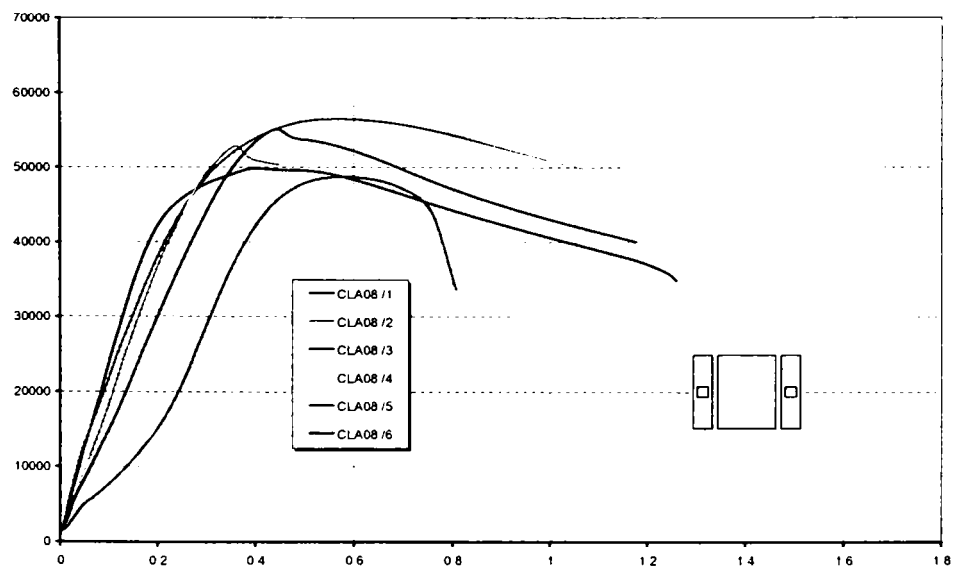


Figura 218: Curbe forță-deplasare seria de specimene CLA08

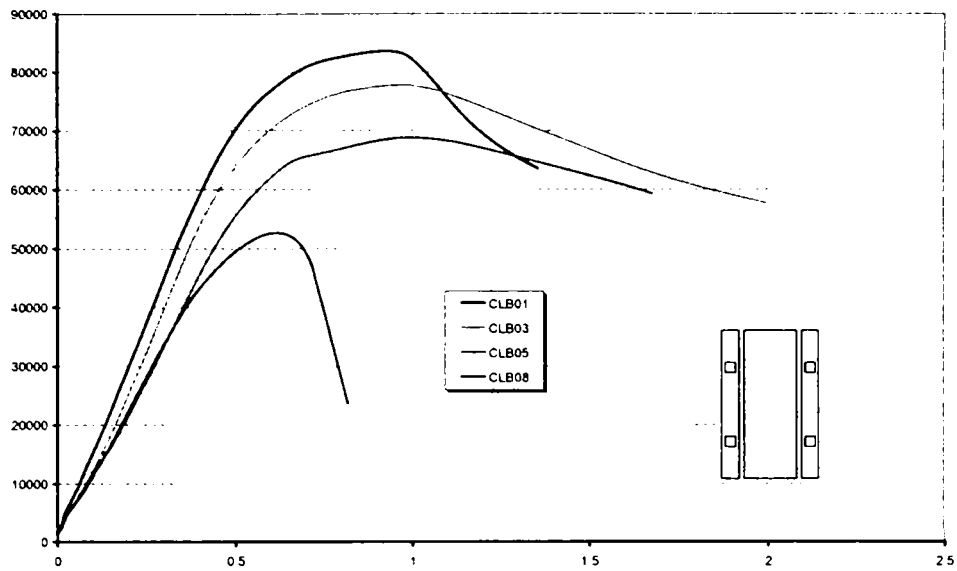


Figura 219: Curbe forță-deplasare seria de specimene CLB

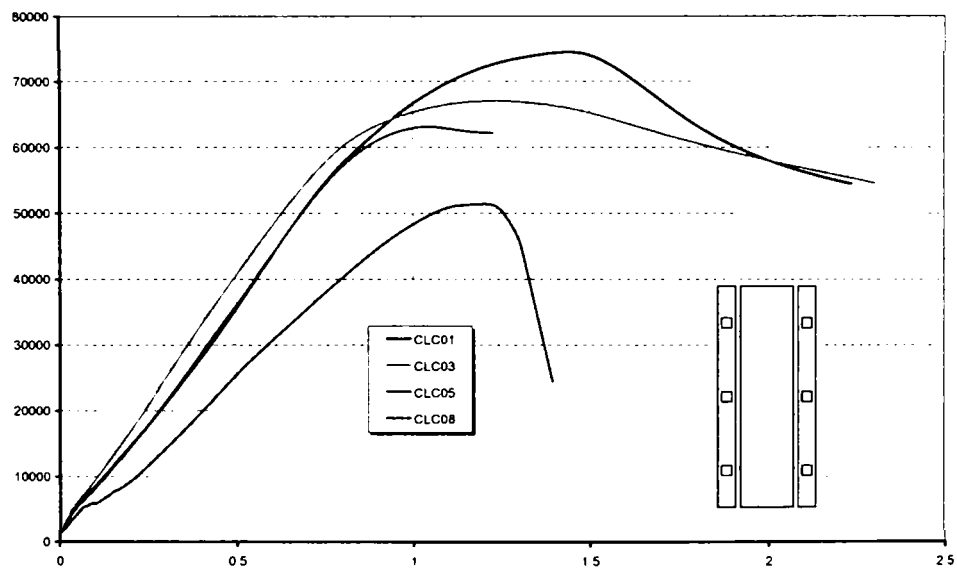


Figura 220: Curbe forță-deplasare seria de specimene CLC

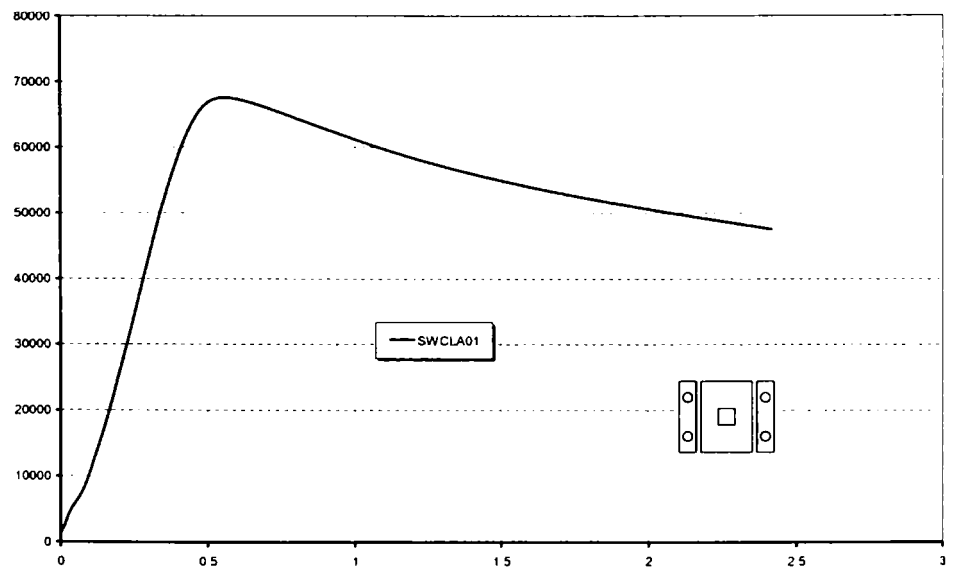


Figura 221: Curbe forță-deplasare seria de specimene SWCLA01

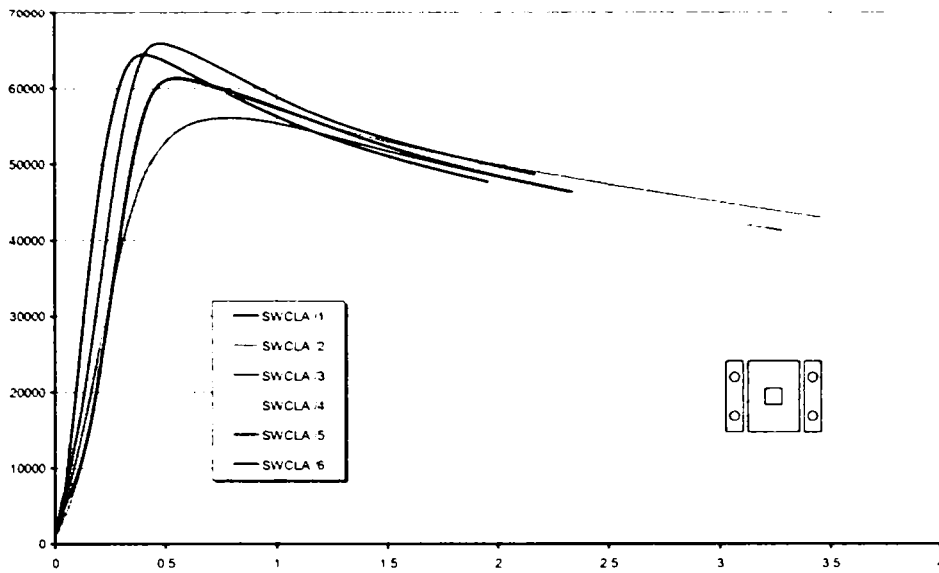


Figura 222: Curbe forță-deplasare seria de specimene SWCLA03

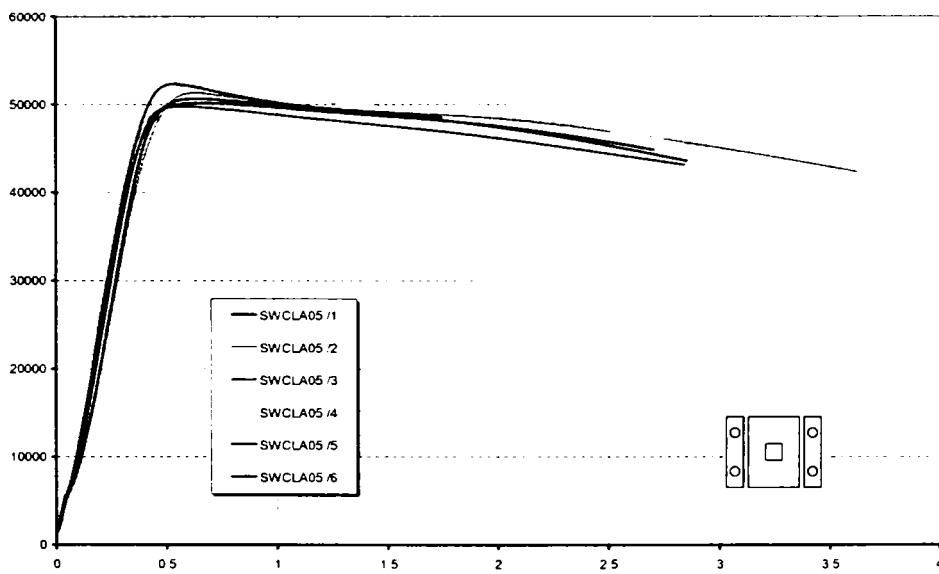


Figura 223: Curbe forță-deplasare seria de specimene SWCLA05

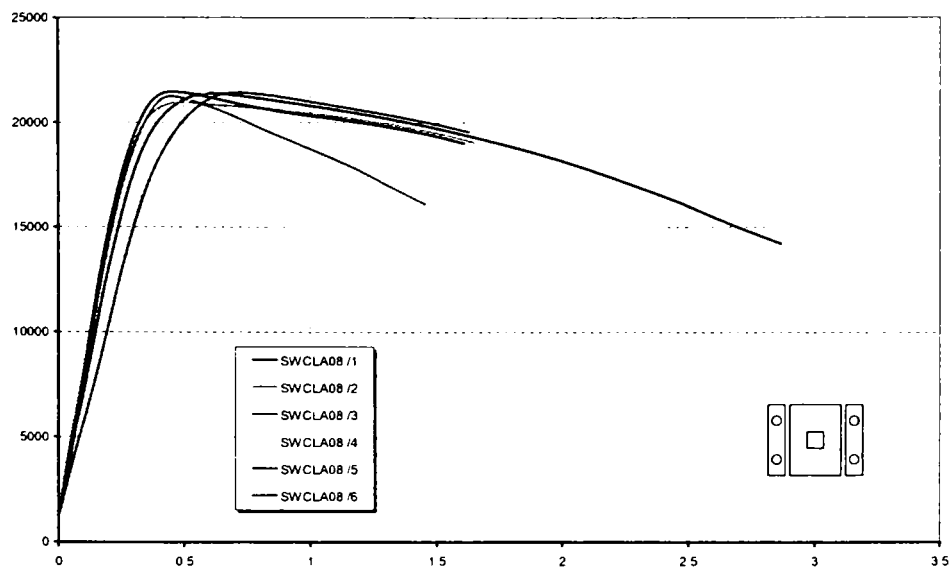


Figura 224: Curbe forță-deplasare seria de specimene SWCLA08

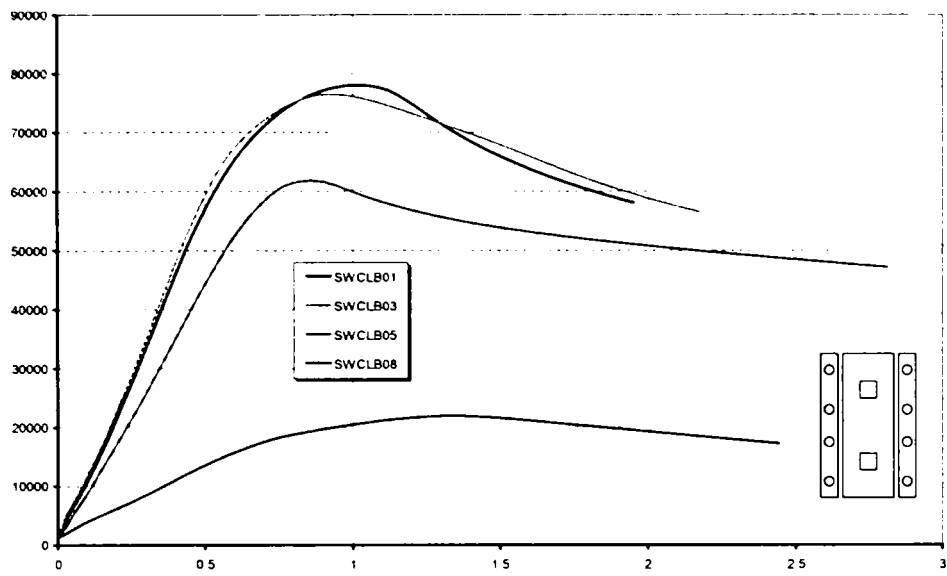


Figura 225: Curbe forță-deplasare seria de specimene SWCLB

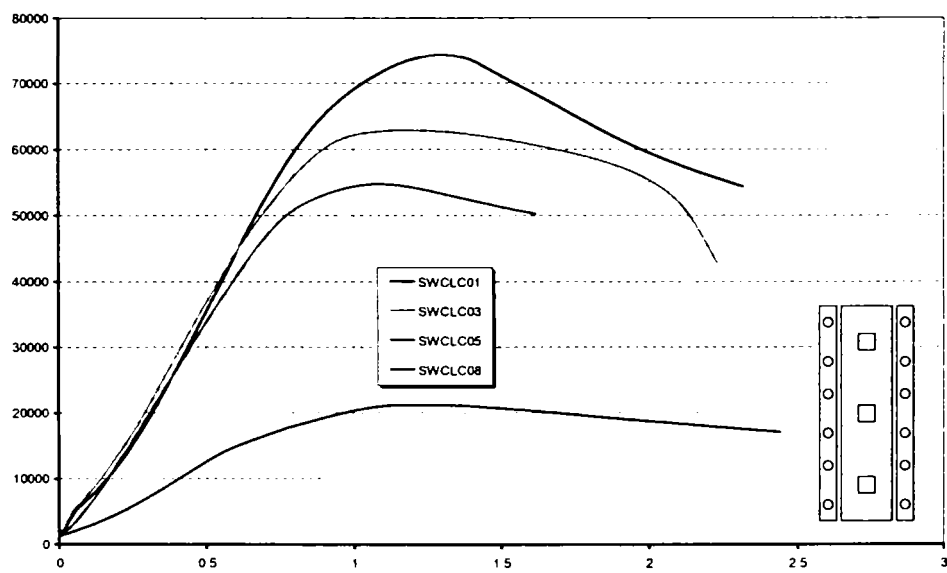


Figura 226: Curbe forță-deplasare seria de specimene SWCLC

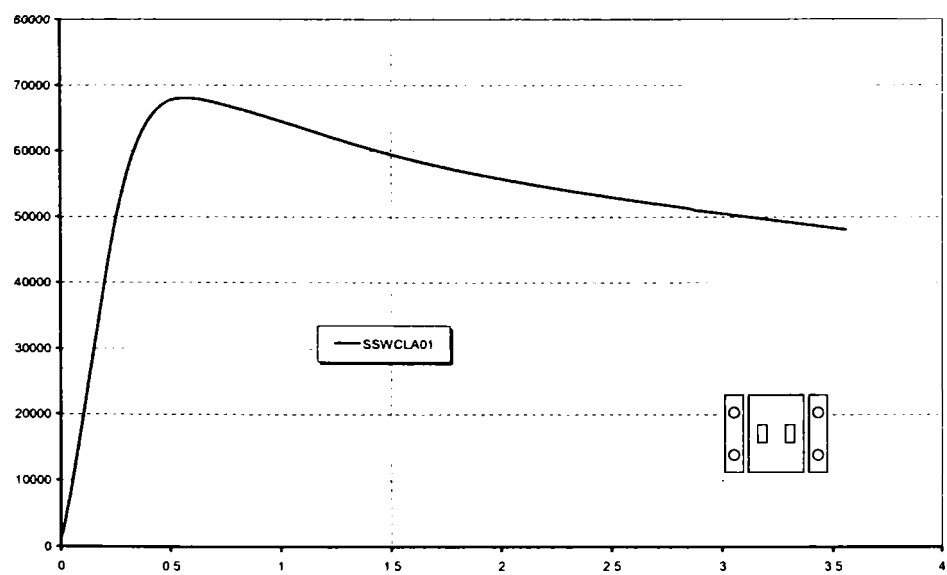


Figura 227: Curbe forță-deplasare seria de specimene SSWCLA01

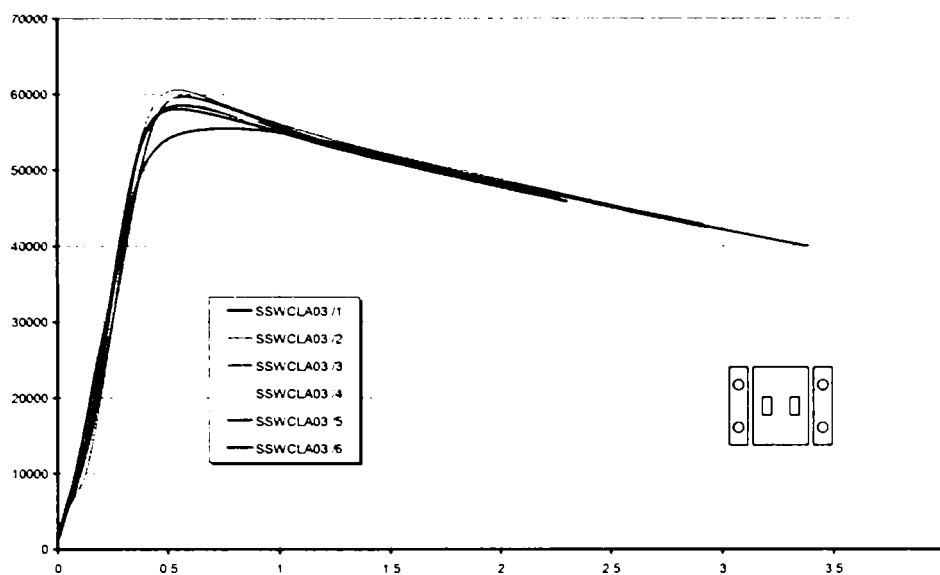


Figura 228: Curbe forță-deplasare seria de specimene SSWCLA03

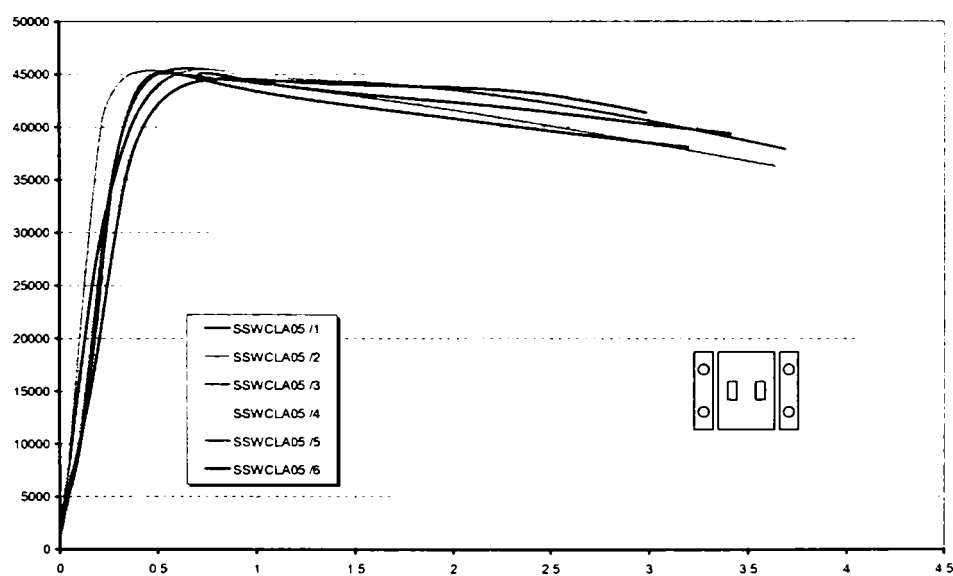


Figura 229: Curbe forță-deplasare seria de specimene SSWCLA05

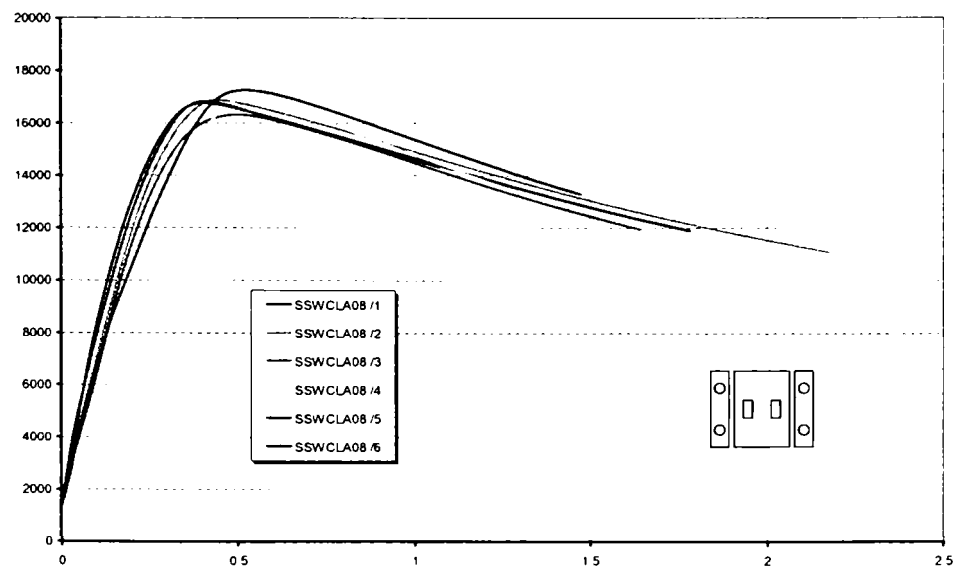


Figura 230: Curbe forță-deplasare seria de specimene SSWCLA08



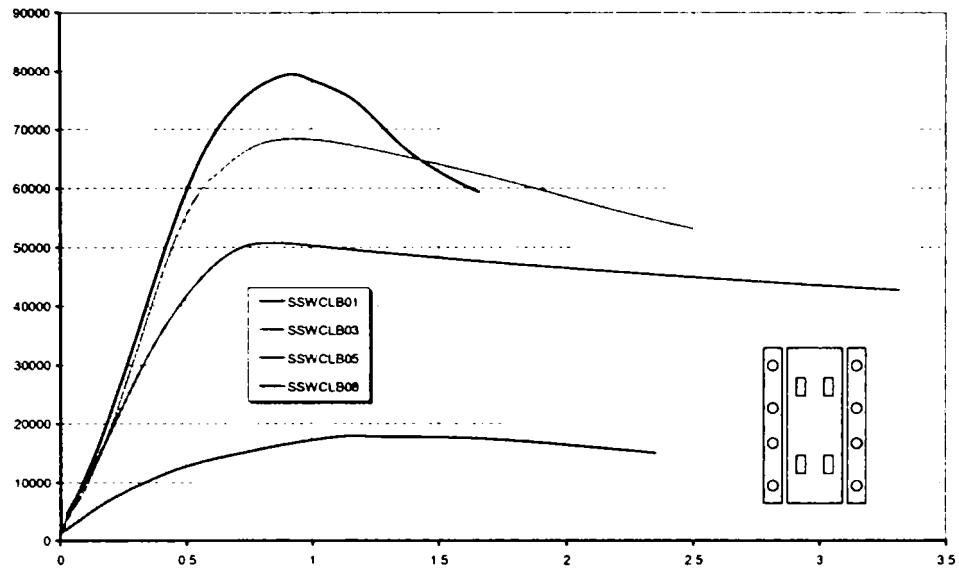


Figura 231: Curbe forță-deplasare seria de specimene SSWCLB

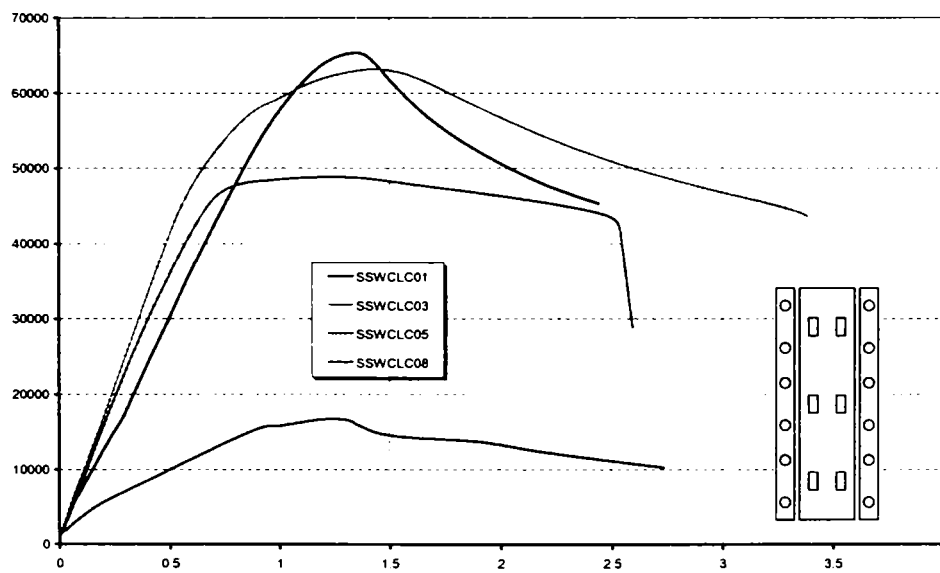


Figura 232: Curbe forță-deplasare seria de specimene SSWCLC

## ANEXA B: APLICAȚIE PRACTICĂ – STRUCTURĂ DE TIP CONSOLĂ

Pornind de la documentația bibliografică vastă studiată, cunoștințele dobândite, precum și cerințele curente de pe piața de vânzare împreună cu firma Lindab SRL și Britt SRL s-au demarat lucrările de proiectare a unei structuri metalice de depozitare modulară. Aceasta este de tipul sistemului 'consolă', cu braț de susținere în una sau două direcții.

Împreună cu specialiștii de la firma producătoare de profile metalice s-au studiat diferite variante de structură, considerând mai mulți factori, cum ar fi modul de depozitare a bunurilor, dimensiuni geometrice și fizice, utilajele care vor manevra acestea, ș.a.

Structura a fost concepută să permită un timp de execuție și montaj rapid, pentru aceasta s-au modulat componentele, care pot fie executate la uzine specializate sau pe șantier. Acestea sunt executate din profile cu pereți subțiri tip C. Montajul la fața locului este ușoară și rapidă, respectiv nu necesită utilaje specifice sau personal calificat datorită îmbinărilor cu șuruburi pășuite sau autoperforante tip SFS. Pentru rezemarea structurii se vor folosi șuruburi de ancoraj HILTI, care sunt montate în găuri forate în platforma pe care reazemă aceasta.

Calculul elementelor componente și a întregii structuri în ansamblu au fost efectuate conform normativelor specifice pentru structuri de depozitare și Standardelor Românești. Analiza statică și dinamică a structurii s-a făcut folosind programe de calcul performante ca Axis VM și SAP2000, iar pentru modelarea tridimensională a structurii s-a folosit programul de ultimă oră specifică construcțiilor metalice, denumită XSTEEL.

Proiectul de execuție este finalizat, iar în prezent firma Lindab SRL elaborează un plan strategic de promovare și comercializare a acestora.

### B.1 Soluția constructivă

Obiectul proiectului este constituit dintr-un corp de rafturi metalice modulate pentru depozite exterioară cu structură metalică alcătuită din cadre transversale având console de susținere prinse încastrat de stâlpi, folosind profile cu pereți subțiri tip LINDAB (vezi Figura 233). Structura este amplasată în localitatea Ștefăneștii de Jos (Ilfov) și are următoarele dimensiuni caracteristice:

- deschidere 2 x 1.40 m;
- traveea 2.0 m;
- lungimea corpului 12.0 m;
- 'înălțimea la streșină' 3.66 m

- unghi înclinare acoperiș 16.0°;
- sistemul de scoperiș 2 ape.

Structura principală de rezistență este formată din cadre transversale sub forma de console simetrice, cu deschidere de 1.25 m. Legătura longitudinală a cadrelor se face prin intermediul longrinelor de la fiecare nivel de depozitare, respectiv stabilitatea longitudinală este asigurată prin intermediul contravântuirilor din traveele marginale.

Cadrele transversale sunt alcătuite din profile formate la rece tip C Lindab dublu pentru stâlpi, iar profile tip U Lindab pentru console. Legătura dintre acestea se face prin intermediul unor șuruburi M20 gr.8.8 și M16 gr.8.8 (Atenție șuruburile de înaltă rezistență nu se pretensionează). Longrinele sunt profile tip C Lindab, iar prinderea de consolele de susținere se face prin intermediul unor șuruburi M12 gr.4.6.

Cadrele transversale se ancorează de platforma de beton prin intermediul unor șuruburi de ancoraj M16 tip SFS. Acoperișul structurii este alcătuită din profile tip C care reazemă pe profile tip U, iar închiderea se face prin intermediul tablei cutate tip LTP20.

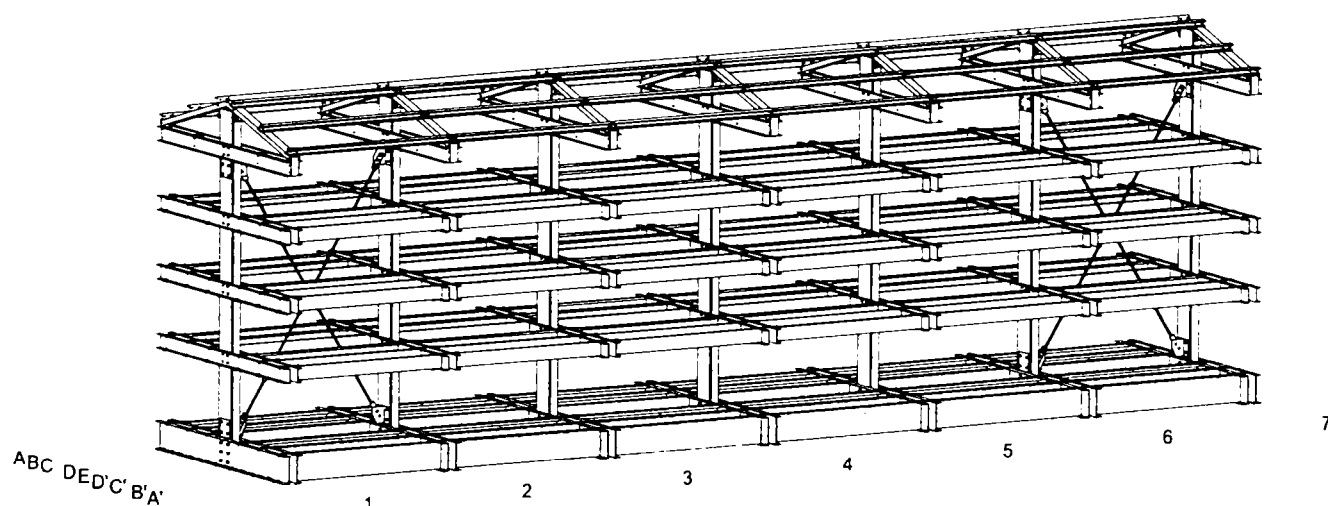


Figura 233: Ansamblu spațial structură

## B.2 Aplicarea normelor românești și internaționale pentru dimensionarea structurii

### B.2.1 Evaluare încărcărilor specifice

Structura de rezistență a construcției este solicitată la acțiunea greutății proprii, greutatea bunurilor depozitate, solicitărilor de manevrare a bunurilor depozitate, a sarcinilor climatice din vânt și zăpadă și la acțiunea seismică. În conformitate cu datele din tema de

proiectare, structura va avea funcțiunea de raft de depozitare și este încadrată în clasa IV de importanță.

Încărcările permanente s-au stabilit în baza datelor furnizate de către firma LINDAB SRL pentru produsele specifice furnizate. Încărcările specifice structurilor de depozitare s-au stabilit în baza FEM10.2.02 (1997) (Secion X of Federation Europeenne de la Manutention – Recommendation for the Design of Steel Static Pallet Racking and Shelving). Încărcările climatice corespunzătoare amplasamentului construcției s-au stabilit în conformitate cu STAS 10101/21-92 pentru zapadă, respectiv STAS 10101/20-90 pentru acțiunea vântului.

Acțiunea seismică s-a evaluat în conformitate cu normativul P100/92 corespunzător zonei C,  $T_c = 1.5$  sec și  $k_s$ . Factorul de comportare structurală  $\psi = 1.0$  (structura metalică de rezistență este nedisipativă, având elemente structurale cu secțiuni de clasa IV în conformitate cu normativul P100-92). Ipotezele de încărcare și respectiv combinațiile de încărcări realizate pentru diferitele stări limită s-au stabilit bazându-ne pe normativele de proiectare mai sus menționate.

### B.2.2 Analiza numerică statică și dinamică a structurii

Analiza statică și dinamică și dimensionarea din condiția de rezistență și stabilitate a cadrelor structurii principale de rezistență s-a realizat printr-un calcul spațial cu elemente finite de tip bară, cu ajutorul programului de calcul AXIS VM. Nivelele de solicitare ale elementelor structurale precum și deplasările elementelor structurii sub acțiunea încărcărilor se prezintă în cadrul breviarului de calcul.

Din analiza dinamică spațială a structurii s-au obținut următoarele valori ale perioadelor proprii de vibrație și deplasărilor de nivel:

Tabel 69: Valorile perioadelor proprii de vibrație și deplasărilor de nivel

Perioda (s)		Deplasare orizontală (mm)		
			Transversal	Longitudinal
$T_1$	$T_2$	Efectiv	9.11	5.77
0.28	0.24	Admis*	19.5	13.65

Notă: conform FEM10.2.02 (1997) este de  $H_e / 200$ .

În figurile alăturate se prezintă deformatiile corespunzătoare primelor două moduri de vibrație.

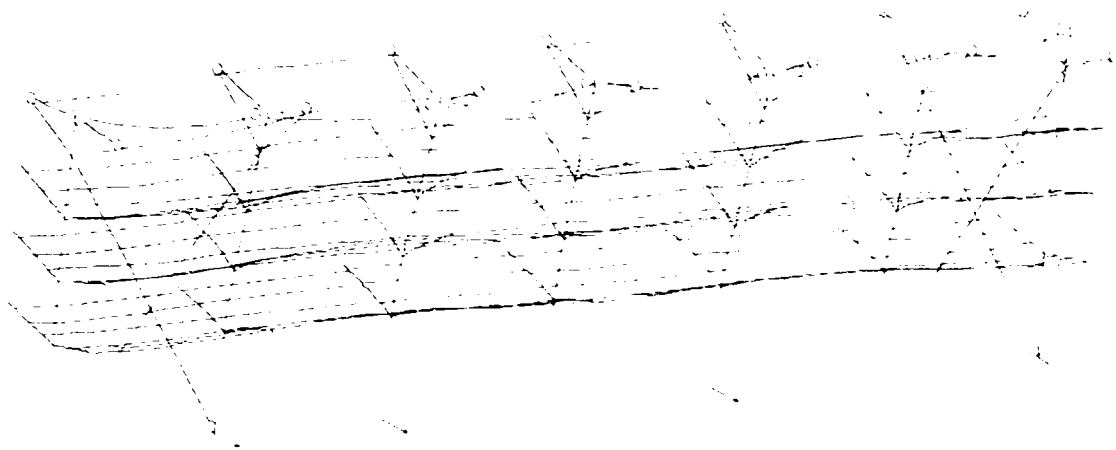


Figura 234: Deformata corespunzătoare modului I de vibrație

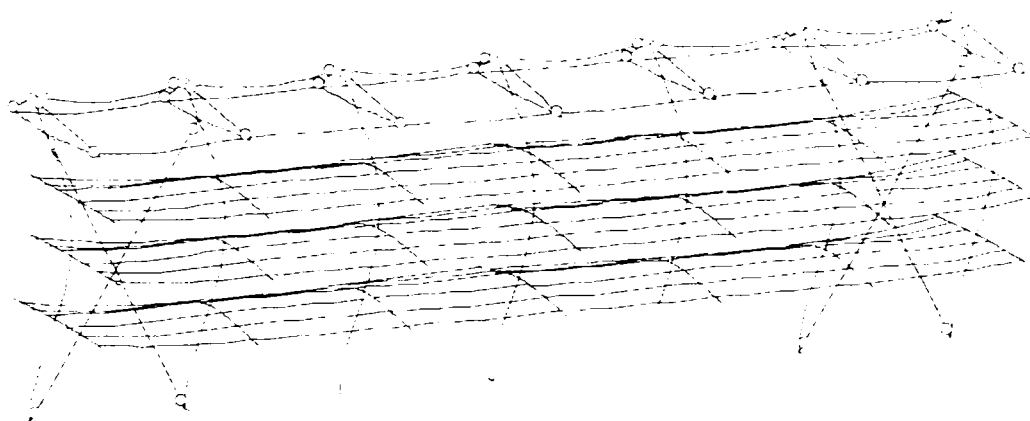


Figura 235: Deformata corespunzătoare modului II de vibrație

### B.2.3 Dimensionarea elementelor componente al structurii

Dimensionarea structurii de rezistență s-a realizat în conformitate cu prevederile STAS 10108/0-78, P100/92 și NP012/1997, pentru cadre, îmbinări și învelitoarea.

La dimensionarea structurii s-a avut în vedere respectarea condiției de rezistență și a condiției de stabilitate corespunzătoare stării limită ultime, respectiv a deplasărilor admise corespunzătoare stării limită a exploataării normale atât pentru structura metalică de rezistență cât și pentru scheletul închiderilor.

Structura principală de rezistență se execută din profile tip LINDAB și câteva elemente secundare din table sudate. Materialele utilizate sunt:

- oțel FeE 350 G zincată (S350 GD+Z) pentru profilele tip LINDAB;
- șuruburi de înaltă rezistență M20 și M16 gr. 8.8 (SIR gr.8.8) pentru îmbinările consolă susținere-stâlp și talpă rezemare-stâlp;

- oțel OL 37.3k pentru elementele secundare din table sudate;
- șuruburi M12 gr.4.6 pentru realizare îmbinărilor dintre eclise, longrine și console de susținere;
- șuruburi ancoraj tip EX33-16x150 FZB de fabricație SFS;
- table cutată tip LTP20/0.4.

### B.3 Modelarea și detalierea 3D a structurii

Modelarea tridimensională structurii s-a făcut introducând toate elementele componente, începând de la stâlp, braț consolă, longrină prin eclise și elemente suplimentare, ajungând la șuruburi. Pentru aceasta s-a folosit programul XSTEEL care permite modelarea tridimensională a elementelor anterior amintite.

În ceea ce urmează se prezintă câteva detalii a modelului tridimensional generat.

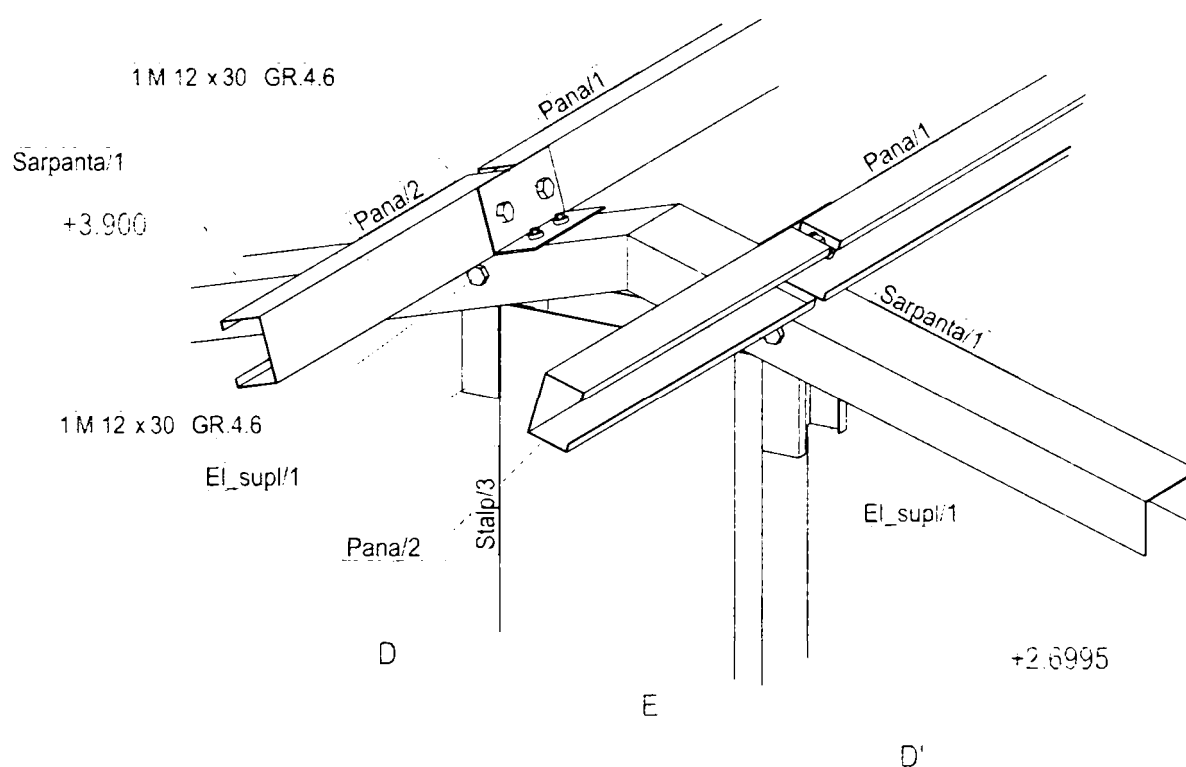


Figura 236: Detaliu șarpantă structură de depozitare modelată

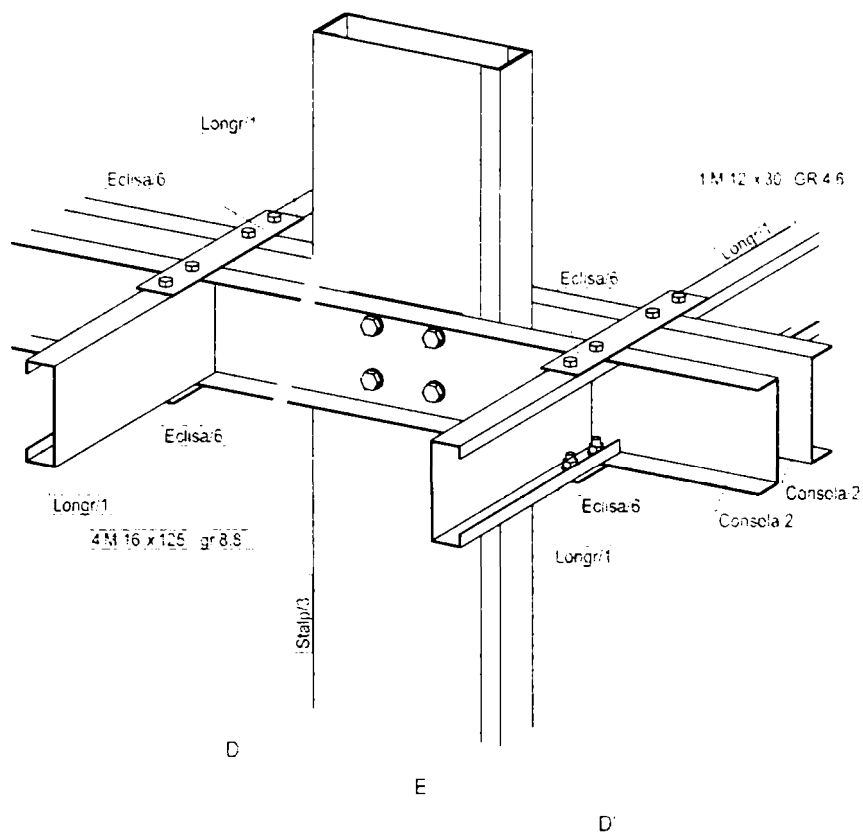


Figura 237: Detaliu îmbinare consolă susținere-stâlp pentru structura de depozitare modelată

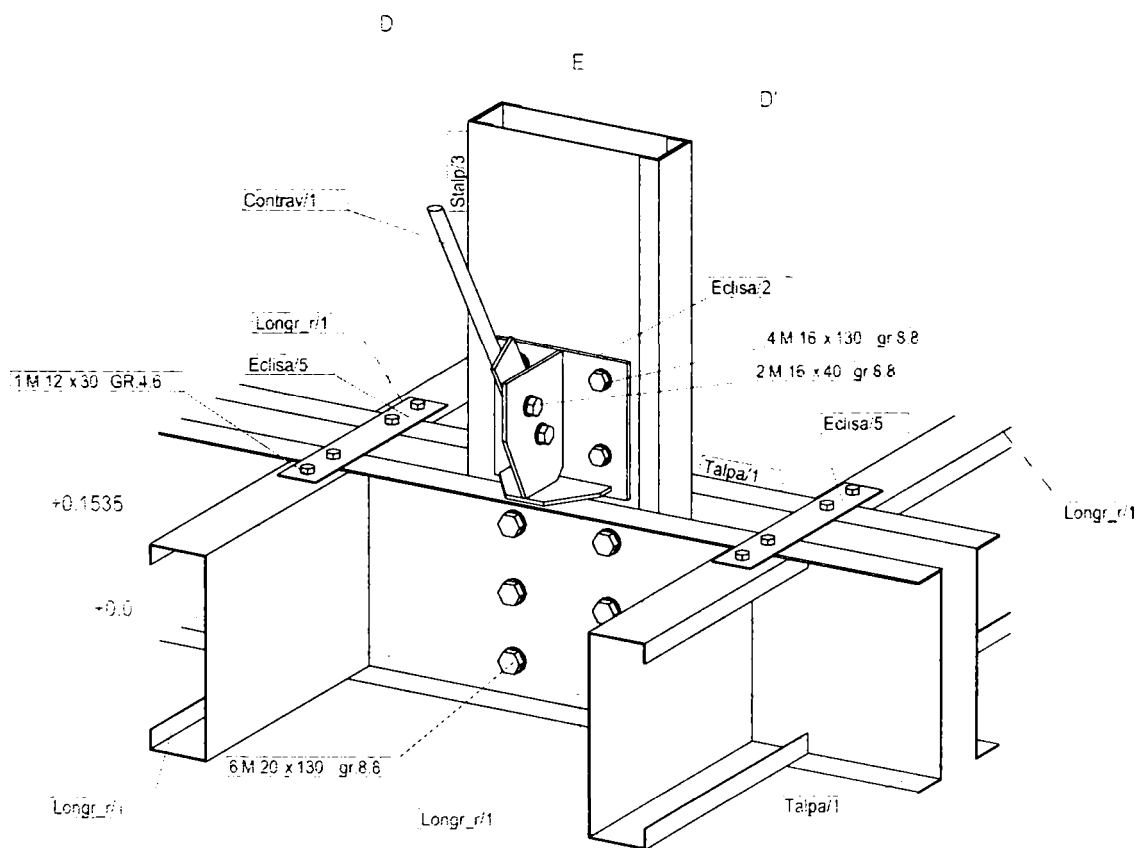


Figura 238: Detaliu îmbinare talpă rezemare-stâlp pentru structura de depozitare modelată



## CURRICULUM

Ioan Francisc Szabo - născut la data 13 septembrie 1975 în localitatea Sighetu Marmăției. Studiile liceale le-a efectuat în orașul natal la Liceul Teoretic 'Dragoș-Vodă', specialitatea matematică-fizică, absolvindu-l în anul 1993.

În anul 1998 a obținut titlul de Inginer în profilul Construcții, specializarea Căi Ferate Drumuri și Poduri după absolvirea cursurilor Facultății de Construcții și Arhitectură al Universității 'Politehnica' din Timișoara. În anul 1999 a promovat cursul de Studii Aprofundate /Master în profilul Construcții, specializarea 'Structuri și Tehnologii Noi pentru Construcții',



..... d.....ț.....a.....'.....e.....i.....a.....i..... Column Tests on Upright Sections for Steel Pallet Racks' realizată sub coordonarea Profesorului Dan Dubină de la UPT și Profesorul Riccardo Zandonini de la 'Universita degli Studi di Trento'.

S-a înscris la doctorat cu frecvență în anul 1998, titlul tezei de doctorat fiind 'Studiul Sistemelor Constructive și Performanțelor Structurale ale Cadrelor Metalice pentru Depozite Paletizate', sub conducerea d-lui Prof.dr.ing. Dan Dubină.

Activitatea științifică și de cercetare o desfășoară în cadrul Centrului de Cercetare pentru Mecanica Materialelor și Siguranța Structurilor, care este parte a Departamentului de Construcții Metalice și Mecanica Construcțiilor al Universității "Politehnica" din Timișoara. A activat în numeroase contracte de cercetare ca și membru în echipa de cercetare, respectiv ca și director de grant de cercetare, cu subiectul în relație directă cu tematica tezei de doctorat al numitului. A participat la conferințe naționale și internaționale în domeniul construcțiilor metalice, și a publicat în reviste de specialitate de renume internațional.

În ce privește activitatea profesională, începând din 1997 a lucrat la firma Britt SRL Timișoara, parcurgând toate etapele de la desenator-tehnician până la inginer proiectant-șef proiect. A participat la elaborarea, respectiv coordonarea, a peste 30 de proiecte de execuție în domeniul construcțiilor metalice. În anul 2002 Asociația Inginerilor Constructori Proiectanți Structuri i-a recunoscut d-lui Ing. Iosif Francisc Szabo calitatea de inginer proiectant structuri de rezistență pentru construcții, conferindu-i certificatul de atestare al asociației.

Pe parcursul anilor a manifestat o continuă dorință de cunoaștere științifică și profesională, începând cu premiile obținute la concursuri studentești, dar și după terminarea studiilor a beneficiat de burse de cercetare la centre universitare renumite din Italia și Regatul Unit, respectiv a participat la cursuri de vară și cursuri de perfecționare profesională, în Germania, Italia și Ungaria.

Este membru în asociații profesionale și științifice, cum ar fi Asociația Inginerilor Constructori Proiectanți Structuri din 1998, Association pour la Promotion de l'Enseignement de la Construction Acier din 2000 și Asociația Generală a Inginerilor din România – Societatea Bănățeană de Inginerie Seismică din 2003.

Domnul Iosif Francisc Szabo cunoaște limba maghiară și română la nivel de limbă maternă, iar limba engleză la nivel avansat.