

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

Raport final

Grant CNCSIS tip Td

Cod CNCSIS 219/2002 și 3/2003

Nr. Contract 39783/8.11.2002 și 33550/1.07.03

Director de proiect

Ing. Iosif Francisc Szabo

Timișoara

Ianuarie 2004

DATE IDENTIFICARE GRANT DE CERCETARE

1. Date personale ale directorului de Grant

Nume:	Szabo
Prenume:	Iosif Francisc
An naștere:	1975
Titlu didactic și/sau științific	Cercetător
Funcția:	Doctorand cu frecvență
Adresa:	Dep. de Construcții Metalice și Mecanica Construcțiilor Str. Ioan Curea nr. 1, RO-300224 Timișoara, România
Telefon	(+4) 0256 403927
Fax	(+4) 0256 403932
E-mail	ioji@constructii.west.ro
Pagina web:	http://193.226.11.248/iszabo http://cemsig.ceft.utt.ro/iszabo

2. Instituția (conform clasificării și denumiri din anul 2004)

Cod CNC SIS al Instituției:	29 (Universitatea Politehnică din Timișoara)
Facultate / Departament	Facultatea de Construcții și Arhitectură / Departamentul de Construcții Metalice și Mecanica Construcțiilor
Cod Comisie:	2
Cod Subcomisie:	2E
Cod Domeniu:	37

3. Finanțare

Faza	Suma alocată grant (mii lei)	Data semnării contractului
Anul I:	12 000	08/11/2002
Anul II:	27 000	01/07/2003
Total:	39 000	

CUPRINS

CAPITOLUL 1: INTRODUCERE ÎN PROBLEMATICA ABORDATĂ	1
1.1 Generalități	1
1.2 Profilele formate la rece	1
1.2.1 Istoricul profilelor formate la rece	2
1.2.2 Procesul de fabricare	3
1.2.3 Materiale folosite	4
1.2.4 Secțiuni tipice și aplicații în domeniul construcțiilor	5
1.2.5 Avantaje	6
1.2.6 Probleme specifice de comportare și proiectare a profilelor formate la rece	8
1.3 Structurile de depozitare paletizate	10
1.3.1 Soluții structurale	10
1.3.2 Grinda	11
1.3.3 Stâlpul	13
1.3.4 Îmbinarea grinda - stâlp	16
1.3.5 Observații și recomandări	19
1.4 Norme de proiectare	21
1.4.1 Filozofia proiectării și încercărilor experimentale	22
1.4.2 Proiectarea stâlpilor cu pereți subțiri perforați	23
1.5 Obiectivele Grantului de Cercetare	24
1.6 Conținutul raportului final	24
CAPITOLUL 2: CARACTERISTICI GEOMETRICE EFICACE A PROFILELOR METALICI CU PEREȚI SUBȚIRI PERFORAȚI	28
2.1 Introducere	28
2.2 Propuneri existente privind evaluarea lățimii eficace netă	30
2.2.1 Metoda lățimii eficace	30
2.2.2 Metoda propusă de YU și Davis (1973)	31
2.2.3 Metoda propusă de Miller și Pekoz (1994)	31
2.2.4 Metoda propusă de Abdel-Rahman și Sivakumaran (1998)	31
2.2.5 Metoda propusă de AISI (2002)	32
2.3 Calibrarea unei formule de lățime eficace netă pentru plăci perforate	32
2.3.1 Determinarea încărcării elastice critice de flambaj netă	33
2.3.2 Formula de calcul lățimea eficace netă	36
2.4 Metoda grosimii echivalente	37
2.4.1 Metoda propusă de Davies ș.a. (1997)	37
2.4.2 Metoda propusă de Shanmugam s.a. (1999)	37
2.4.3 Aplicarea metodei grosimii echivalente simplificate	38
2.5 Comparatie metode propuse cu rezultate experimentale și numerice	38
2.6 Concluzii	43
CAPITOLUL 3: ÎNCERCĂRI EXPERIMENTALE ASUPRA PROFILELOR METALICI CU PEREȚI SUBȚIRI PERFORAȚI	44
3.1 Introducere	44
3.2 Program experimental pentru determinarea rezistenței ultime	45
3.3 Măsurători asupra caracteristicilor geometrice și fizice a specimenelor	46
3.3.1 Determinarea dimensiunilor și imperfecțiunilor geometrice	47
3.3.1.1 Măsurarea grosimilor	49

3.3.1.2	Măsurarea imperfecțiunilor geometrice	51
3.3.1.3	Variația imperfecțiunilor secționale pe lungimea profilului	54
3.3.2	Determinarea calității materialului de bază	55
3.3.3	Determinarea modificării caracteristicilor mecanice ale materialului	57
3.3.3.1	Considerarea în calcule a modificării caracteristicilor de material	59
3.3.3.2	Încercări de tracțiune pentru determinarea caracteristicilor de material modificate	61
3.3.4	Determinarea tensiunilor reziduale datorate formării la rece	64
3.3.4.1	Tensiuni reziduale la profile formate la rece	65
3.3.4.2	Măsurarea tensiunilor reziduale	67
3.4	Încercări de compresiune	72
3.4.1	Efectuarea încercărilor și rezultate	72
3.4.1	Simularea numerică a încercărilor experimentale	76
3.4.2	Comparația rezultatelor	78
3.5	Prelucrarea rezultatelor de compresiune	85
3.6	Concluzii	86
CAPITOLUL 4: FORME DE INSTABILITATE SIMPLE ȘI CUPLATE ALE PROFILELOR CU PEREȚI SUBȚIRI PERFORAȚI		88
4.1	Introducere	88
4.2	Factorul de imperfecțiune echivalent pentru profile perforate	88
4.2.1	Metoda Eroziunea Încărcării Critice de Bifurcare (ECBL)	89
4.2.2	Simularea numerică a flambajului interactiv	91
4.2.3	Determinarea factorului de imperfecțiune echivalent	92
4.3	Metoda Rezistenței Efective (Direct Strength Method - DSM)	93
4.4	Prelucrarea și discutarea rezultatelor	93
4.6	Concluzii	97
CAPITOLUL 5: METODOLOGIE DE VERIFICARE PRIN CALCUL A STÂLPILOR STRUCTURILOR DE DEPOZITARE DIN PROFILE PERFORATE FORMATE LA RECE		98
5.1	Introducere	98
5.2	Procedura de concepere și dimensionare a stâlpilor structurilor de depozitare	98
5.3	Încercările de compresiune pe stâlpii cadrelor metalice pentru depozite paltizate	100
5.4	Determinarea valorilor caracteristice rezultatelor obținute din încercări experimentale	102
5.4.1	Ajustarea rezultatelor experimentale	102
5.4.2	Prelucrarea statistică a rezultatelor experimentale	103
5.4.3	Prelucrarea rezultatelor încercărilor de compresiune pe tronson scurt	104
5.5	Aplicarea metodei grosimii echivalente pentru proiectarea stâlpilor perforați	104
5.5.1	Aplicarea metodei grosimii echivalente pentru secțiunea transversală tip Firma C-1	105
5.5.3	Aplicarea metodei grosimii echivalente pentru secțiunea transversală tip Firma C-2	110
5.6	Concluzii	115
CAPITOLUL 6: CONCLUZII FINALE – CONTRIBUȚIILE GRANTULUI		116
6.1	Concluzii pe capitole	116
6.2	Contribuții la dezvoltarea cunoașterii științifice	118
6.3	Valorificarea rezultatelor obținute în cadrul Grantului	119

6.3.1	Publicații științifice	119
6.3.2	Contracte de proiectare în legătură directă cu subiectul Grantului	120
6.4	Remarci de final al autorului	121
REFERINȚE BIBLIOGRAFICE		122
ANEXA A: DATE ÎNCERCĂRI EXPERIMENTALE		128
A.1	Specimene încercate	128
A.2	Rezultate măsurători	139
A.2.1	Aspecte generale privind prelucrarea statistică	139
A.2.1	Dimensiuni și imperfecțiuni geometrice	142
A.2.2	Calitate material de baza	145
A.2.3	Modificarea limitei de curgere datorită formării la rece	145
A.2.4	Tensiuni reziduale	152
A.2.4.1	Metodă de măsurare a tensiunilor reziduale	152
A.2.4.2	Rezultatele măsurătorilor de tensiuni reziduale	154
A.3	Rezultatele încercărilor de compresiune	160
ANEXA B: APLICAȚIE PRACTICĂ – STRUCTURĂ DE TIP CONSOLĂ		177
B.1	Soluția constructivă	177
B.2	Aplicarea normelor românești și internaționale pentru dimensionarea structurii	178
B.2.1	Evaluare încărcărilor specifice	178
B.2.2	Analiza numerică statică și dinamică	179
B.2.3	Dimensionarea elementelor structurii	180
B.3	Modelarea și detalierea 3D a structurii	181

LISTA FIGURILOR

Figura 1: Fazele de lucru pentru laminare în cazul unei secțiuni de tip Z (Hancock 1998)	3
Figura 2: Etapa de pregătire în procesul de laminare la rece	4
Figura 3: Diversitatea formelor produselor perforate	9
Figura 4: Configurația uzuală a unei structuri paletizate necontravântuită (FEM10.2.02 1997)	10
Figura 5: Configurația uzuală a unei structuri paletizate contravântuită (FEM10.2.02 1997)	11
Figura 6: Secțiuni transversale tipice de grindă (Godley 1991)	11
Figura 7: Configurația uzuală a încărcării cu paleți și dimensiuni caracteristice	12
Figura 8: Alte secțiuni transversale de grindă	13
Figura 9: Secțiuni transversale tipice de stâlp (Godley 1991)	13
Figura 10: Dispunerea perforațiilor pe secțiunea stâlpului (FEM10.2.02 1997)	14
Figura 11: Prinderea contravântuirilor (Hancock 1998)	14
Figura 12: Prindere la bază tipică și șuruburi folosite la aceste prinderi (Godley 1991)	15
Figura 13: Alte secțiuni transversale de stâlp	16
Figura 14: Conceptul ”lambă și șliț” (Markazi ș.a. 1997)	17
Figura 15: Conceptul ”matrițat” și ”înfășurare prin matrițare” (Markazi ș.a. 1997)	17
Figura 16: Conceptul „pană de fixare încorporată” și „clema dublă integrată” (Markazi ș.a. 1997)	18
Figura 17: Compozit categoria A și B (Markazi ș.a. 1997)	18
Figura 18: Clasificarea generală a conectorilor de capăt de grindă (Markazi ș.a. 1997)	19
Figura 19: Exemple de îmbinare grindă-stâlp	19
Figura 20: Prezentarea conceptului de lățime eficace	30
Figura 21: Modelele numerice analizate în studiu determinării încărcării critice de voalare a plăcii perforate $P_{cr,n}$	33
Figura 22: Model numeric cu perforație centrală de formă pătrată cu dimensiunea perforației de $d/b_p = 0.05; 0.10; 0.20$	34
Figura 23: Model numeric cu perforație centrală de formă pătrată cu dimensiunea perforației de $d/b_p = 0.30; 0.40; 0.50$	34
Figura 24: Model numeric cu perforație centrală de formă pătrată cu dimensiunea perforației de $d/b_p = 0.60; 0.70; 0.80$	34

Figura 25: Model numeric cu perforație centrală de formă circulară cu dimensiunea perforației de $d/b_p = 0.05; 0.10; 0.20$	35
Figura 26: Model numeric cu perforație centrală de formă circulară cu dimensiunea perforației de $d/b_p = 0.30; 0.40; 0.50$	35
Figura 27: Model numeric cu perforație centrală de formă circulară cu dimensiunea perforației de $d/b_p = 0.60; 0.70; 0.80$	35
Figura 28: Funcția de reducere f	36
Figura 29: Specimene analizate de Sivakumaran (1987) și Sivakumaran și Abdel-Rahman (1998)	38
Figura 30: Modele cu elemente finite a speciemenelor cu perforație circulară și pătrată din Seria I	39
Figura 31: Modele cu elemente finite a speciemenelor cu perforație pătrată, ovală și neperforată din Seria I	39
Figura 32: Modele cu elemente finite a speciemenelor cu perforație circulară și pătrată din Seria II	40
Figura 33: Modele cu elemente finite a speciemenelor cu perforație pătrată, ovală și neperforată din Seria II	40
Figura 34: Modele cu elemente finite a speciemenelor din Seria A	40
Figura 35: Modele cu elemente finite a speciemenelor din Seria B	41
Figura 36: Definierea lățime de calcul placă b_p	42
Figura 37: Forma și așezarea perforațiilor pe inima respectiv talpa speciemenelor	46
Figura 38: Definierea imperfecțiunilor	47
Figura 39: Definiția tipurilor de imperfecțiuni geometrice (Schafer și Pekoz 1998)	48
Figura 40: Mărimile geometrice măsurate (grosimi și lățimi) și pozițiile în care s-au efectuat acestea	49
Figura 41: Frecvența absolută măsurători de grosime de material	50
Figura 42: Definierea imperfecțiunilor secționale	51
Figura 43: Frecvența absolută măsurători de imperfecțiune secțională	53
Figura 44: Forma și dimensiunile nominale a epruvetei pentru încercarea de tracțiune	55
Figura 45: Presa pentru încercări la tracțiune	55
Figura 46: Imagine cu epruvetele încercate pentru determinarea calității materialului de bază	56
Figura 47: Curbe caracteristice material de bază	56

Figura 48: Efectul formării la rece asupra caracteristicilor mecanice a materialului (Karren și Winter 1967).	58
Figura 49: Efectul ecruisajului și îmbătrânirii materialului (Chajes ș.a 1963)	58
Figura 50: Măsurători efectuate de Grumbach și Prudhomme (1974)	60
Figura 51: Dispunere fâșii pentru încercarea de tracțiune	62
Figura 52: Secțiuni transversale pentru fâșiile de talpă / inima și de colț	62
Figura 53: Modificarea limitei de curgere pe secțiunea transversală, respectiv limita de curgere mediată determinată prin diferite metode	63
Figura 54: Tensiuni reziduale medii pe o secțiune formată la rece (Ingvarsson 1975)	65
Figura 55: Definirea tensiunilor reziduale flexionale și membranare (Schafer și Pekoz 1998).	66
Figura 56: Tensiuni reziduale flexionale procentual față de limita de curgere (Schafer și Pekoz 1998)	67
Figura 57: Dispunere găuri pe fâșii pentru determinare tensiune reziduală	67
Figura 58: Dispunere fâșii pe secțiune transversală pentru determinare tensiune reziduală	68
Figura 59: Distribuția mediată a tensiunilor reziduale flexionale pe secțiunea transversală și vedere superioară a florii reziduale	68
Figura 60: Variația tensiunii reziduale flexionale mediată pe fâșii raportat la limita de curgere a materialului de bază	69
Figura 61: Floare reziduală – vedere de ansamblu	70
Figura 62: Distribuția procentuală a tensiunilor reziduale talpă-colț-inimă față de limita de curgere, pentru fâșii de 150.0 mm și 200.0 mm lungime	70
Figura 63: Distribuția medie procentuală a tensiunilor reziduale talpă-colț-inimă față de limita de curgere	70
Figura 64: Propunere privind distribuția procentuală a tensiunilor reziduale talpă-colț-inimă față de limita de curgere	71
Figura 65: Mașina universală de încercări de materiale UTS 250kN	72
Figura 66: Curbe forță-deplasare seria de specimene UA	73
Figura 67: Curbe forță-deplasare seria de specimene UB	73
Figura 68: Curbe forță-deplasare seria de specimene UC	73
Figura 69: Dimensiuni secțiune transversală (linie mediană) și aplicare imperfecțiune geometrică	76
Figura 70: Modele de material pentru analiza numerică	77
Figura 71: Modele cu elemente finite a seriilor de specimene SWA, SSWA și SLA	77

Figura 72: Modele cu elemente finite a seriilor de specimene CWA, CCWA și CLA	78
Figura 73: Modele cu elemente finite a seriilor de specimene SWCLA, SSWCLA și UA	78
Figura 74: Comparație rezultate pentru seria de specimene SWA și CWA	79
Figura 75: Comparație rezultate pentru seria de specimene SWB și CWB	79
Figura 76: Comparație rezultate pentru seria de specimene SWC și CWC	80
Figura 77: Comparație rezultate pentru seria de specimene SSWA și CCWA	80
Figura 78: Comparație rezultate pentru seria de specimene SSWB și CCWB	81
Figura 79: Comparație rezultate pentru seria de specimene SSWC și CCWC	81
Figura 80: Comparație rezultate pentru seria de specimene SLA și CLA	82
Figura 81: Comparație rezultate pentru seria de specimene SLB și CLB	82
Figura 82: Comparație rezultate pentru seria de specimene SLC și CLC	83
Figura 83: Comparație rezultate pentru seria de specimene SWCLA și SSWCLA	83
Figura 84: Comparație rezultate pentru seria de specimene SWCLB și SSWCLB	84
Figura 85: Comparație rezultate pentru seria de specimene SWCLC și SSWCLC	84
Figura 86: Modelul de flambaj interactiv conform teoriei ECBL	89
Figura 87: Aplicarea imperfecțiunii globale flexionale	91
Figura 88: Specimenele du perforații de $d = 16.5mm$ cu factorul de imperfecțiune α neafectat	94
Figura 89: Specimenele du perforații de $d = 16.5mm$ cu factorul de imperfecțiune echivalent α_{eq}	95
Figura 90: Specimenele du perforații de $d = 33.0mm$ cu factorul de imperfecțiune α neafectat	95
Figura 91: Specimenele du perforații de $d = 33.0mm$ cu factorul de imperfecțiune echivalent α_{eq}	96
Figura 92: Specimenele du perforații de $d = 49.5mm$ cu factorul de imperfecțiune α neafectat	96
Figura 93: Specimenele du perforații de $d = 49.5mm$ cu factorul de imperfecțiune echivalent α_{eq}	97
Figura 94: Procedura actuală de dimensionarea stâlpilor perforați (Davies ș.a. 1997)	99
Figura 95: Modul de încercare a tronsonului scurt	101
Figura 96: Modul de încercare a cadrului vertical	102
Figura 97: Secțiunea transversală specimene Firma C-1 (MSM 1998b)	105
Figura 98: Configurația specimenelor PP54_KA și PP54_KB (MSM 1998b)	107

Figura 99: Configurația specimenelor PP54_KC și PP54_KD (MSM 1998b)	107
Figura 100: Reprezentarea grafică al raportului P_t / P_e pentru Firma C-1	109
Figura 101: Secțiunea transversală specimene Firma C-2 (MSM 1998b)	110
Figura 102: Configurația specimenelor PP54_LA și PP54_LB (MSM 1998b)	111
Figura 103: Configurația specimenelor PP54_LC, PP54_LD și PP54_LE (MSM 1998b)	111
Figura 104: Reprezentarea grafică al raportului P_t / P_e pentru Firma C-2 (cu f_{yb})	114
Figura 105 Reprezentarea grafică al raportului P_t / P_e pentru Firma C-2 (cu f_{yd})	115
Figura 106: Histogramă frecvență relativă, repartiția normală (Gauss) și Gumbel (pentru minime) privind grosimile de material	143
Figura 107: Histogramă frecvență relativă cumulată, funcția de repartiție normală (Gauss) și Gumbel (pentru minime) privind grosimile de material	143
Figura 108: Histogramă frecvență relativă, repartiția normală (Gauss) și Gumbel (pentru maxime) privind imperfecțiunile secționale	144
Figura 109: Histogramă frecvență relativă cumulată, funcția de repartiție normală (Gauss) și Gumbel (pentru maxime) privind imperfecțiunile secționale	144
Figura 110: Fâșii decupate pentru determinarea modificării caracteristicii de material	145
Figura 111: Curbe caracteristice de material pe fâșiile din Profil 2 și Profil 3	149
Figura 112: Curbe caracteristice de material pe fâșiile din Profil 4 și Profil 5	149
Figura 113: Curbe caracteristice de material pe fâșiile din Profil 6 și Profil 7	150
Figura 114: Modificarea limitei de curgere pe secțiunea transversală la Profilul 2, 3, 4 și Profilul 5, 6, 7	152
Figura 115: Dispozitivul de măsurare curburi	153
Figura 116: Profilul 3 și 4 decupate în fâșii pentru determinarea tensiunilor reziduale flexionale	154
Figura 117: Profilul 5 și 6 decupate în fâșii pentru determinarea tensiunilor reziduale flexionale	155
Figura 118: Distribuția tensiunilor reziduale flexionale pe secțiunea transversală a Profilelor 3 și 4 (fâșii de 150.0 mm lungime)	157
Figura 119: Distribuția tensiunilor reziduale flexionale pe secțiunea transversală a Profilelor 5 și 6 (fâșii de 200.0 mm lungime)	158
Figura 120: Variația tensiunii reziduale flexionale raportat la limita de curgere a materialului de bază pentru Profilul 3 și 4 și pentru Profilul 5 și 6	158

Figura 121: Distribuția tensiunilor reziduale flexionale mediată pe secțiunea transversală a Profilelor 3 și 4 și a Profilelor 5 și 6	159
Figura 122: 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	159
Figura 123: Floare reziduală – vedere talpă (stânga și dreapta)	159
Figura 124: Floare reziduală – vedere inimă (față și spate)	160
Figura 125: Curbe forță-deplasare seria de specimene SWA01	160
Figura 126: Curbe forță-deplasare seria de specimene SWA03	161
Figura 127: Curbe forță-deplasare seria de specimene SWA05	161
Figura 128: Curbe forță-deplasare seria de specimene SWA08	161
Figura 129: Curbe forță-deplasare seria de specimene SWB	162
Figura 130: Curbe forță-deplasare seria de specimene SWC	162
Figura 131: Curbe forță-deplasare seria de specimene CWA01	162
Figura 132: Curbe forță-deplasare seria de specimene CWA03	163
Figura 133: Curbe forță-deplasare seria de specimene CWA05	163
Figura 134: Curbe forță-deplasare seria de specimene CWA08	163
Figura 135: Curbe forță-deplasare seria de specimene CWB	164
Figura 136: Curbe forță-deplasare seria de specimene CWC	164
Figura 137: Curbe forță-deplasare seria de specimene SSWA01	164
Figura 138: Curbe forță-deplasare seria de specimene SSWA03	165
Figura 139: Curbe forță-deplasare seria de specimene SSWA05	165
Figura 140: Curbe forță-deplasare seria de specimene SSWA08	165
Figura 141: Curbe forță-deplasare seria de specimene SSWB	166
Figura 142: Curbe forță-deplasare seria de specimene SSWC	166
Figura 143: Curbe forță-deplasare seria de specimene CCWA01	166
Figura 144: Curbe forță-deplasare seria de specimene CCWA03	167
Figura 145: Curbe forță-deplasare seria de specimene CCWA05	167
Figura 146: Curbe forță-deplasare seria de specimene CCWA08	167
Figura 147: Curbe forță-deplasare seria de specimene CCWB	168
Figura 148: Curbe forță-deplasare seria de specimene CCWC	168
Figura 149: Curbe forță-deplasare seria de specimene SLA01	168
Figura 150: Curbe forță-deplasare seria de specimene SLA03	169
Figura 151: Curbe forță-deplasare seria de specimene SLA05	169
Figura 152: Curbe forță-deplasare seria de specimene SLA08	169

Figura 153: Curbe forță-deplasare seria de specimene SLB	170
Figura 154: Curbe forță-deplasare seria de specimene SLC	170
Figura 155: Curbe forță-deplasare seria de specimene CLA01	170
Figura 156: Curbe forță-deplasare seria de specimene CLA03	171
Figura 157: Curbe forță-deplasare seria de specimene CLA05	171
Figura 158: Curbe forță-deplasare seria de specimene CLA08	171
Figura 159: Curbe forță-deplasare seria de specimene CLB	172
Figura 160: Curbe forță-deplasare seria de specimene CLC	172
Figura 161: Curbe forță-deplasare seria de specimene SWCLA01	172
Figura 162: Curbe forță-deplasare seria de specimene SWCLA03	173
Figura 163: Curbe forță-deplasare seria de specimene SWCLA05	173
Figura 164: Curbe forță-deplasare seria de specimene SWCLA08	173
Figura 165: Curbe forță-deplasare seria de specimene SWCLB	174
Figura 166: Curbe forță-deplasare seria de specimene SWCLC	174
Figura 167: Curbe forță-deplasare seria de specimene SSWCLA01	174
Figura 168: Curbe forță-deplasare seria de specimene SSWCLA03	175
Figura 169: Curbe forță-deplasare seria de specimene SSWCLA05	175
Figura 170: Curbe forță-deplasare seria de specimene SSWCLA08	175
Figura 171: Curbe forță-deplasare seria de specimene SSWCLB	176
Figura 172: Curbe forță-deplasare seria de specimene SSWCLC	176
Figura 173: Ansamblu spațial structură	178
Figura 174: Deformată corespunzătoare modului I de vibrație	180
Figura 175: Deformată corespunzătoare modului II de vibrație	180
Figura 176: Detaliu șarpantă structură de depozitare modelată	181
Figura 177: Detaliu îmbinare consolă susținere-stâlp pentru structura de depozitare modelată	182
Figura 178: Detaliu îmbinare talpă rezemare-stâlp pentru structura de depozitare modelată	182

LISTA TABELELOR

Tabel 1: Încercări specificate în norma Europeană FEM10.2.02 (1997) și statutul lor	23
Tabel 2: Validarea modelului numeric prin compararea coeficientului de voalare k_σ	33
Tabel 3: Seria I de specimene	41
Tabel 4: Seria II de specimene	42
Tabel 5: Seria A de specimene	42
Tabel 6: Seria B de specimene	42
Tabel 7: Comparație măsurători de grosime material de bază cu rezultate experimentale și normative de proiectare	49
Tabel 8: Grosimea materialului cu un fractil de 5% probabilitate	50
Tabel 9: Centralizare măsurători de imperfecțiune secționară Tip 2	52
Tabel 10: Magnitudinea maximă a imperfecțiunii secționare de Tip 2 la diferite valori de probabilitate	53
Tabel 11: Comparație între rezultate obținute pentru d_2/t_d respectiv propunere Schafer și Pekoz (1998)	54
Tabel 12: Rezultate încercări experimentale pe epruvetele de tracțiune pentru determinarea calității materialului de bază	57
Tabel 13: Creșterea limitei de curgere și rezistenței ultime a materialului pe secțiunea transversală funcție de procedeul de formare (Rondal 1986)	59
Tabel 14: Comparație între formule de calcul și propuneri pentru limita de curgere de la colț și cea mediată pentru Profile 2, 3 și 4	63
Tabel 15: Comparație între formule de calcul și propuneri pentru limita de curgere de la colț și cea mediată pentru Profile 5, 6 și 7	63
Tabel 16: Creșterea limitei de curgere la fâșiile de colț	64
Tabel 17: Rezultate și propuneri privind distribuția tensiunilor reziduale pe secțiunea transversală	71
Tabel 18: Seturile de specimene și forța ultimă de compresiune obținute	74
Tabel 19: Etape de determinare coeficient parțial de siguranță	86
Tabel 20: Forțele ultime pentru specimenele cu perforație de $d = 16.5mm$ diametru	92
Tabel 21: Forțele ultime pentru specimenele cu perforație de $d = 33.0mm$ diametru	92
Tabel 22: Forțele ultime pentru specimenele cu perforație de $d = 49.5mm$ diametru	92
Tabel 23: Eroziunea netă și factorul de imperfecțiune echivalent	93

Tabel 24: Determinarea caracteristicilor materialului de bază pentru Firma C-1 (MSM 1998b)	105
Tabel 25: Caracteristicile de material medii pentru Firma C-1	105
Tabel 26: Rezultat încercare pe tronson scurt pentru Firma C-1 (MSM 1998b)	106
Tabel 27: Grosimi echivalente cu grosime măsurată de 1.91 mm pentru Firma C-1	106
Tabel 28: Comparație între rezultate experimentale și teoretice tronson scurt pentru Firma C-1	106
Tabel 29: Rezultate încercări pe tronson lung pentru Firma C-1 (MSM 1998b)	107
Tabel 30: Grosimi echivalente cu grosime măsurată de 1.99 mm pentru Firma C-1	108
Tabel 31: Grosimi echivalente cu grosime măsurată de 2.00 mm pentru Firma C-1	108
Tabel 32: Grosimi echivalente cu grosime măsurată de 2.01 mm pentru Firma C-1	108
Tabel 33: Ariile eficace pentru tronsoanele lungi, Firma C-1	109
Tabel 34: Comparație între rezultate experimentale și teoretice tronson lung pentru Firma C-1	109
Tabel 35: Determinarea caracteristicilor materialului de bază pentru Firma C-2 (MSM 1998b)	110
Tabel 36: Caracteristicile de material medii pentru Firma C-2	110
Tabel 37: Rezultate încercări pe tronson lung pentru Firma C-1 (MSM 1998b)	112
Tabel 38: Grosimi echivalente cu grosime măsurată de 2.50 mm pentru Firma C-1	112
Tabel 39: Grosimi echivalente cu grosime măsurată de 2.51 mm pentru Firma C-1	112
Tabel 40: Grosimi echivalente cu grosime măsurată de 2.51 mm pentru Firma C-1	112
Tabel 41: Grosimi echivalente cu grosime măsurată de 2.51 mm pentru Firma C-1	113
Tabel 42: Ariile eficace pentru tronsoanele lungi, Firma C-2	113
Tabel 43: Comparație între rezultate experimentale și teoretice tronson lung pentru Firma C-2	113
Tabel 44: Comparație între rezultate experimentale și teoretice tronson lung pentru Firma C-2	114
Tabel 45: Măsurători dimensiuni epruvete pentru încercarea de tracțiune	145
Tabel 46: Măsurători dimensiuni fâșii Profilul 2 (valori în mm)	146
Tabel 47: Măsurători dimensiuni fâșii Profilul 3 (valori în mm)	147
Tabel 48: Măsurători dimensiuni fâșii Profilul 4 (valori în mm)	147
Tabel 49: Măsurători dimensiuni fâșii Profilul 5 (valori în mm)	147
Tabel 50: Măsurători dimensiuni fâșii Profilul 6 (valori în mm)	148
Tabel 51: Măsurători dimensiuni fâșii Profilul 7 (valori în mm)	148

Tabel 52: Rezultate încercări de tracțiune pe fâșiile extrase din Profil 2 pentru determinarea modificării caracteristicilor materialului	150
Tabel 53: Rezultate încercări de tracțiune pe fâșiile extrase din Profil 3 pentru determinarea modificării caracteristicilor materialului	150
Tabel 54: Rezultate încercări de tracțiune pe fâșiile extrase din Profil 4 pentru determinarea modificării caracteristicilor materialului	151
Tabel 55: Rezultate încercări de tracțiune pe fâșiile extrase din Profil 5 pentru determinarea modificării caracteristicilor materialului	151
Tabel 56: Rezultate încercări de tracțiune pe fâșiile extrase din Profil 6 pentru determinarea modificării caracteristicilor materialului	151
Tabel 57: Rezultate încercări de tracțiune pe fâșiile extrase din Profil 7 pentru determinarea modificării caracteristicilor materialului	151
Tabel 58: Măsurători pe fâșiile Profil 3 pentru tensiuni reziduale (mm; N/mm ²)	155
Tabel 59: Măsurători pe fâșiile Profil 4 pentru tensiuni reziduale (mm; N/mm ²)	156
Tabel 60: Măsurători pe fâșiile Profil 5 pentru tensiuni reziduale (mm; N/mm ²)	156
Tabel 61: Măsurători pe fâșiile Profil 6 pentru tensiuni reziduale (mm; N/mm ²)	157
Tabel 62: Valorile perioadelor proprii de vibrație și deplasărilor de nivel	179

NOTAȚII

A	aria secțiunii transversală;
A_c	aria colțurilor din cadrul secțiunii transversale;
A_g	aria secțiunii transversală brute;
A_n	aria secțiunii transversală perforate;
a	dimensiune secțiune transversală;
B	coeficient pentru perforație circulară sau pătrată;
B_c	parametru care depinde de raportul f_u / f_{yb} ;
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;
C	raport arie colțuri – arie totală secțiune transversală;
C_1	coeficient pentru determinare forță ultimă la compresiune;
C_2	coeficient pentru determinare forță ultimă la compresiune;
C_3	coeficient pentru determinare forță ultimă la compresiune;
(C)	notație pentru fâșia de colț din secțiunea transversală;
c	dimensiune secțiune transversală;
d	dimensiune caracteristică perforație;
d	dimensiune secțiune transversală (paragraf 3.3);
E	modulul de elasticitate (Young);
F	valoarea caracteristică a efectului unei acțiuni (încărcare);
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 ;
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_u rezistența ultimă a materialului de bază;
 f_y limita de curgere a materialului din zonele ;
 f_{ya} limita de curgere mediată pe secțiunea transversală;
 f_{yb} limita de curgere de a materialului bază;
 f_{yc} limita de curgere de a materialului din zona colțurilor secțiunii transversale;
 $f_X(x)$ densitatea de repartiție;
 G modulul de forfecare;
 h valoare înălțime structură;
 h dimensiune caracteristică înălțime perforație dreptunghiulară;
 (I) notație pentru fâșia din inima secțiunii transversale;
 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;
 $k_{\sigma,A}$ 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_{int} lungimea de interacțiune a modurilor de pierdere stabilității;
 m_x media variabilei aleatoare X ;
 n numărul colțurilor cu 90° în secțiunea transversală cu raza interioară $r \leq 5 \cdot t$;
 Ox axa absciselor;
 $P(X)$ probabilitate;
 $P_{cr,A}$ încărcarea critică de voalare determinată cu programul ANSYS (2001);
 $P_{cr,n}$ încărcarea critică de volalare a plăcii perforate;
 $P_{cr,T}$ încărcarea critică de voalare determinată pe cale teoretică;
 P_u forța ultimă de compresiune;
 P_{sq} forța ultimă de compresiune a plăcii neperforate;
 R_k valoarea caracteristică a rezistenței aferentă la starea limită;

	rază interioară colț secțiune transversală;
T	grosime medie măsurători material de bază;
(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;
X	variabilă aleatoare;
x_p	fractilul de probabilitate p al variabilei aleatoare X ;
α	parametru al repartiției Gumbel;
$\sqrt{\beta_1}$	coeficientul de oblicitate al repartiției statistice;
γ_f	coeficientul parțial de siguranță aferent încărcării;
γ_M	coeficientul parțial de siguranță aferent materialului;
Δx	mărimea unui interval i ;
$\bar{\lambda}_p$	zveltețea relativă a peretelui plăcii;
ν	raportul lui Poisson;
ρ	factorul de reducere lățime eficace;
ρ	curbură fâșie (paragraf A.2.4.1);
σ_{cr}	tensiunea critică de flambaj elastic;
σ_x	abaterea standard a variabilei aleatoare X ;

CAPITOLUL 1: INTRODUCERE ÎN PROBLEMATICA ABORDATĂ

1.1 Generalități

Grosimea secțiunilor structurale metalice laminate la cald obișnuite nu poate fi redusă sub o valoare minimă, datorită limitării din procesul de laminare. Acest lucru în trecut a prezentat o problemă și de aceea s-au căutat alte metode de fabricare, fiindcă acestea au prezentat o posibilitate de utilizare economică a metalului la structuri de scară redusă cum ar fi case, spații comerciale mici și clădiri pentru producție, de asemenea și pentru multe elemente secundare cum ar fi pardoseli cu încărcări moderate. Datorită solicitărilor reduse care apar în elemente de acest gen, secțiunile laminate la cald au o greutate proprie mare nejustificată pentru obiectul propus și de aceea nu pot concura cu materiale mult mai adaptabile pentru asemenea condiții.

Până în zilele noastre s-a făcut un mare progres în ceea ce privește formarea din tablă de oțel a secțiunilor cu o variată configurație, secțiuni care pot avea mai toate grosimile. Dezvoltarea sudurii prin puncte a mărit deasemenea posibilitatea utilizării tablelor metalice pentru aplicații structurale. În zilele noastre este posibilă, din punct de vedere tehnic și economic, formarea unei secțiuni tip I foarte subțire, prin sudarea automata prin puncte a inimii a doua secțiuni tip U. Alte forme cum ar fi secțiuni tip U sau grinzișoare chesonate, se pot forma prin îndoire la rece. Aceste rezultate au deschis calea oțelului în ceea ce privește noi aplicații a acestuia în domeniul construcțiilor și nu numai. Posibilitatea fabricării în serie prin formarea la rece și sudura prin puncte a făcut ca aceste tipuri de elemente să se preteze pentru prefabricare (Winter 1946).

Elementele metalice formate la rece pot fi găsite în mai toate aspectele vieții moderne: acasă, la magazin, în fabrici, în birouri, la automobile, la benzinării, restaurante. Aplicarea acestor profile este foarte mare și foarte largă, de la bare cu pereți subțiri până la palplanșe, de la traverse până la elemente componente a cadrelor principale a unei clădiri (Rhodes 1991).

1.2 Profilele formate la rece

Profilele metalice sunt produse metalice fabricate din tablă plană relativ subțire, cu strat de acoperire sau fără, care au fost laminate la cald sau la rece. Acestea au grosime constantă, cu toleranțe admisibile, pe toată lungimea lor și pot avea secțiune transversală variabilă sau constantă.

Folosind material mai subțire bineînțeles putem obține secțiuni cu o mare diversitate de forma și dimensiuni, dar în același timp aceasta înseamnă alte metode de fabricare, îmbinări, respectiv probleme speciale de proiectare.

1.2.1 Istoricul profilelor formate la rece

Cornierele șlițuite, introduse prima dată în anii 30, au pus baza conceptului ingineresc de a folosi profile formate la rece. În câteva cazuri acestea au fost folosite pentru construcții de dimensiuni semnificative, cum ar fi tabela de scor olimpică de la Innsbruck (Godley 1991). Profilele metalice formate la rece au fost folosite ca și elemente structurale de la sfârșitul lui al doilea război mondial. Prima cercetare sistematică și bine documentată a comportării secțiunilor metalice formate la rece a fost făcută în timpul războiului de către prof. George Winter, de la “Universitatea Cornell”, care a rezultat prin prima recomandare de proiectare în 1946. În Marea Britanie au început cercetări în acest domeniu cu puțin după cercetările profesorului Winter. În 1944 a fost formată “Cold Rolled Sections Association”, o asociație pentru a promova folosirea profilelor metalice formate la rece. Această asociație a fost principalul promotor al organizării cercetării în domeniul comportării profilelor formate la rece, respectiv a apus baza cercetărilor la multe universități.

Anii 50 au fost probabil cea mai emoționantă și inovativă perioadă până în prezent în dezvoltarea profilelor formate la rece, și au fost finalizate un număr important de proiecte de cercetare. Pentru un număr de ani în timpul anilor 60 și 70 activitatea de cercetare a cunoscut un declin în lume, cea mai importantă inovație a fost introducerea respectiv folosirea pe scară largă a grinzișoarelor (panelor) și tablelor cutate formate la rece.

Sfârșitul anilor 70 și începutul anilor 80 a fost o perioadă foarte aspră pentru domeniul construcțiilor, ce a fost resimțită și de către producătorii de profile metalice formate la rece. Un număr de companii nu au supraviețuit acestei perioade, respectiv cei care au supraviețuit au reușit doar devenind mai eficiente, organizații competitive cu o puternică susținere a cercetării și dezvoltării mai pronunțată ca și înainte. Aceasta a dus din nou la o perioadă foarte emoționantă din punct de vedere a dezvoltării industriei de profile metalice formate la rece, cu o competiție ageră între producători.

În zilele noastre aplicarea profilelor metalice formate la rece în special ca și elemente structurale a cunoscut o gamă foarte largă, cum ar fi industria construcției de automobile, navală, transportului pe cale ferată, aeronautice, construcțiilor de poduri, echipamente agricole și industriale, chimică, minerit, petrolieră, nucleară și spațială (Rhodes 1991).

1.2.2 Procesul 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 tălpile. Fiecare pereche de role este denumită o fază de lucru, vezi Figura 1. 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.

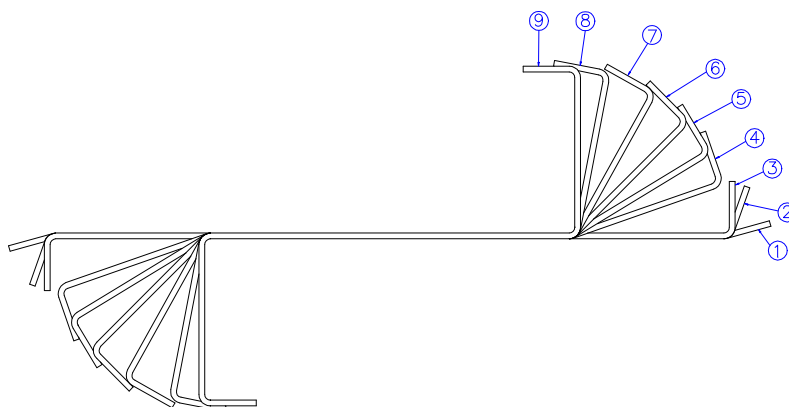


Figura 1: Fazele de lucru pentru laminare în cazul unei secțiuni de tip Z (Hancock 1998)

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 ca schimbarea rotelor 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 2), respectiv se folosește un strat de acoperire pentru a reduce posibilitatea coroziunii cât și a oferi o produs cu estetică plăcută.



Figura 2: Etapa de pregătire 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 suprafața 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 Secțiuni tipice și aplicații în domeniul construcțiilor

Elementele structurale formate la rece pot fi folosite foarte eficient în multe aplicații unde elementele uzuale laminate la cald s-au dovedit neeconomice, dar există câteva aplicații unde aceste profile metalice formate la rece se potrivesc perfect (Hancock 1998).

- sistem de acoperiș și perete pentru clădiri de uz industrial, comercial și particular - Secțiunile tipice pentru folosirea în sisteme de acoperiș și perete sunt cele de tip Z și C, grinzișoare pe care reazemă tabla profilată, dispusă transversal pe acestea. Șuruburi autoperforante sunt dispuse la coamă pentru acoperișuri și în câmp pentru pereți. Elemente de îmbinare ascunse pot fi folosite pentru a elimina penetrarea tablei de acoperiș.
- structuri de depozitare - Stâlpii acestor structuri au secțiunea tipică tip C cu sau fără tălpi posterioare, sau secțiuni tubulare. Pentru rigle sunt folosite secțiuni tubulare sau secțiuni pseudo-tubulare care se realizează prin compunerea a două profile tip C sudate între ele.
- elemente structurale pentru grinda cu zăbrele plan și spațial - Elemente componente tipice sunt secțiunea tubulară circulară, pătrată și dreptunghiulară atât pentru talpă cât și pentru diagonale, îmbinate prin sudura. Se pot obține și îmbinări cu șuruburi prin introducerea ecliselor de joantă sudate pe secțiunile tubulare. Se pot folosi pentru tălpi și secțiuni tip U, iar pentru diagonale secțiuni tubulare, care se sudează sau se prind cu șuruburi de tălpi. Profile formate la rece tip C și Z se folosesc ca și tălpi pentru grinzile cu zăbrele de la casele metalice. Grinzi cu zăbrele se mai pot fabrica și din corniere formate la rece.

- panouride case metelice - Elemente tipice folosite la casele metalice sunt profile tip U, cu sau fără reborduri, pentru stilpișori, tâlpile de sus și jos, respectiv pentru antretoaze. Ca și contravântuire se folosesc fâșii de tablă plană.
- piese portante și traverse pentru pardoseli - De regulă se folosesc secțiuni tip Ω dar se pretează și secțiuni tip Z. Deasemenea și secțiuni tubulare, care vor fi prezentate mai jos, se pot folosi pentru piese portante și traverse.
- table cutate pentru construcții compozit otel beton - Se folosesc table cutate, cu cute mici și cute înalte, din loc în loc amprenate pentru a mări conlucrarea dintre table și beton.
- stâlp de iluminat - Secțiunile tipice sunt cele tubulare care pot fi fabricate prin sudare. Forma secțiunii transversale poate fi circulară sau poligonală și de regulă cu o variație conică pe înălțime.
- silozuri pentru depozitarea cerealelor - Silozurile pentru depozitarea cerealelor sunt alcătuite de regulă din table cu cute mici rigidizate cu secțiuni tip C sau Ω .
- secțiuni tubulare și grinzișoare cu tâlpi chesonate - Toate secțiunile (CHS) circulare și rectangulare (RHS) sunt produse prin procedura normală de formare la rece, ulterior sudându-se pentru a închide secțiunea transversală. Un alt tip de secțiune denumită grinzișoară cu talpă chesonată este formată deasemenea la rece, după care se sudează tâlpile acestuia pentru a le obține chesonată.

1.2.5 Avantaje

Profilele metalice formate la rece au câteva avantaje față de cele metalice laminate la cald, avantaje care au promovat folosirea acestora în trecut, și care trebuie să prezinte în continuare obiectivul cercetărilor din acest domeniu în viitorul apropiat. Principalele avantaje a profilelor metalice formate la rece sunt prezentate în ceea ce urmează (Rhodes 1991):

- acuratețea profilelor - Secțiunile formate la rece pot fi fabricate cu toleranțe foarte reduse. Procesul de fabricare este de asemenea natura încât odată obținut o secțiune, modul de formare poate fi păstrată și repetată ori de câte ori este necesar. Uzura utilajelor este foarte redusă iar procesul de laminare la rece este potrivită pentru automatizare prin introducerea computerelor, care are rol și de păstrarea acurateții.
- diversitatea formelor - Prin formarea la rece se pot produce secțiuni transversale cu mai toate formele posibile. Elementele pot fi concepute din punct de vedere al eficienței, aspectului, economiei sau din combinația acestora.

- varietatea materialelor de bază - Orice material care este suficient de ductil poate fi formată la rece. În cazul elementelor structurale oțelul are multe avantaje, respectiv pentru formarea la rece se pot folosi o gamă largă de oțeluri, de la oțelul normal moale până la oțeluri cu înaltă rezistență.
- se pot folosi materiale pregalvanizate sau cu strat de acoperire - Majoritatea profilelor formate la rece sunt fabricate din material pregalvanizat pentru a asigura o rezistență mai bună la coroziune cât și o suprafață finisată atractivă. În zilele noastre au apărut profile cu strat de acoperire din plastic, iar cu ajutorul acestora se pot realiza construcții cu o suprafață estetică.
- diversitatea metodelor de îmbinare - Toate metodele convenționale se pot folosi pentru îmbinarea profilelor formate la rece, cum ar fi nituirea, îmbinarea cu șuruburi, prin sudură sau cu adezivi. Pe lângă acestea au fost concepute alte metode specifice acestor profile, luând în considerare avantajele oferite de grosimea redusă a materialelor din care se produc acestea. O îmbinare tipică este cea de fâlțuire, care se poate executa încă în timpul laminării la rece, oferind un raport ridicat de cost per eficacitate. Sisteme de îmbinare caracteristice se folosesc în special la structurile de depozitare, utilizând perforații, șlițuri și cleme, care se execută în timpul laminării la rece.
- creșterea limitei de curgere datorită formării la rece - Procesul de formare la rece introduce călirea locală a oțelului în zonele apropiate de colțurile formate. Această călire locală produce o creștere a limitei de curgere și a rezistenței ultime la colțurile secțiunii. Datorită creșterii limitei de curgere locală la colțuri, limită de curgere medie a secțiunii poate fi mai mare cu 25% decât limita de curgere a materialului de bază a fâșiei de tablă. În cazurile favorabile aceasta produce o creștere a capacității portante a secțiunii, care poate fi considerate în proiectare.
- raport rezistență greutate ridicat - Acesta este cel mai mare avantaj pe care îl obținem folosind profile metalice formate la rece ca și elemente structurale. Materialul folosit este foarte subțire în comparație cu grosimile minime care se practică la elementele laminate la cald. Aceasta permite reducerea cantității de material pentru o rezistență sau rigiditate dată, față de o secțiune laminată la cald. Folosind profile metalice formate la rece se poate păstra grosimea materialului redusă, astfel încât să se obțină caracteristicile structurale dorite pentru o greutate minimă. Reducerea greutății elementelor produce economisirea nu numai costului materialului ci și costurile manevrării, transportului și a montajului, care deasemenea sunt importante.

1.2.6 Probleme specifice de comportare și proiectare a profilelor formate la rece

În mod obișnuit, profilele formate la rece au grosimi de până la 3mm de aceea ele mai sunt denumite și bare cu pereți subțiri formate la rece. Există tot mai des tendința de a utiliza oțeluri cu limite de curgere superioare pentru fabricarea acestora, odată cu producerea mai eficientă a unor oțeluri cu rezistențe ridicate.

Însă utilizarea profilelor cu grosimi reduse și a oțelurilor cu rezistențe ridicate conduc 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 3, pentru aplicațiile structurale, pot fi produse cu perforații prin formare la rece diverse secțiuni transversale, simple sau complexe.

Pentru proiectarea acestor secțiuni au fost realizate norme de calcul speciale care evidențiază două categorii de efecte al comportamentului 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 ecruisajului și prezența tensiunilor reziduale). A doua categorie de efecte apare datorită interacțiunii dintre instabilitatea locală a pereților secțiunii transversale și instabilitatea generală a barei. O descriere mai amănunțită a acestor fenomene se va prezenta în capitolele următoare, dar deasemenea recomandăm consultarea Tezei de Doctorat al lui Ungureanu (2003).



Figura 3: Diversitatea formelor produselor perforate

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, dar de asemenea recomandăm consultarea Tezei de Doctorat al lui Ungureanu (2003).

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 propus 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).

1.3 Structurile de depozitare paletizate

1.3.1 Soluții structurale

Configurația tipică a unei structuri paletizate necontravântuite este prezentată în Figura 4, în care stabilitatea pe direcția deschiderii principale este asigurată doar 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 5, 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).

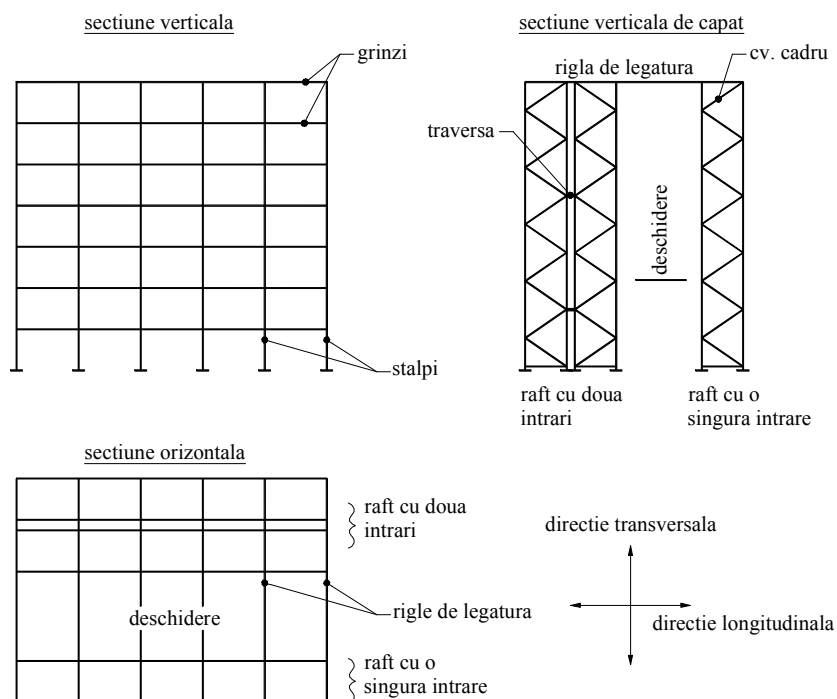


Figura 4: Configurația uzuală a unei structuri paletizate necontravântuite (FEM10.2.02 1997)

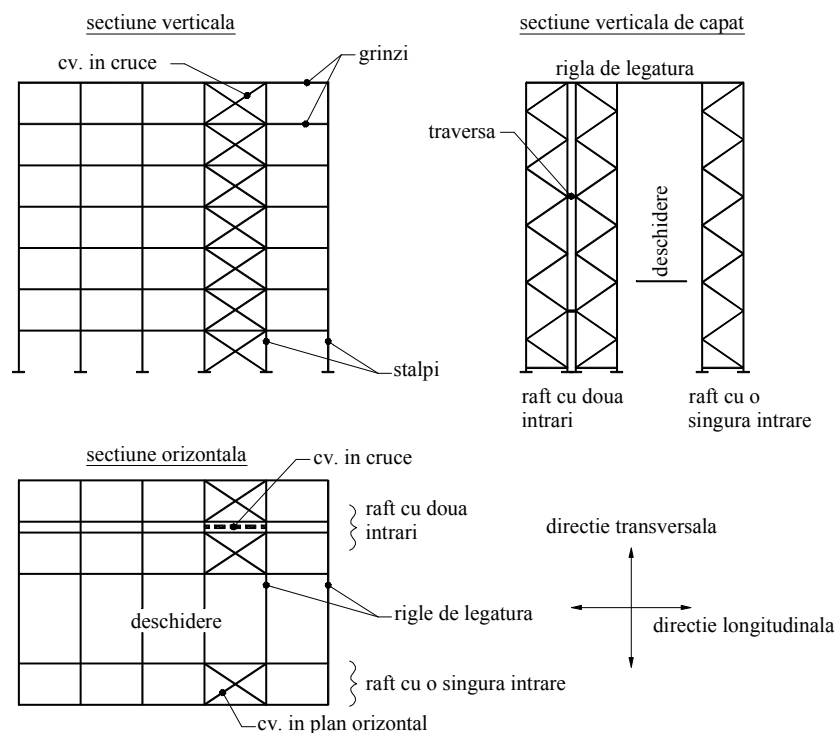


Figura 5: Configurația uzuală a unei structuri paletizate contravântuită (FEM10.2.02 1997)

1.3.2 Grinda

Cele mai uzuale forme a secțiunii transversale a grinzilor pentru structurile de depozitare sunt cea chesonată și cea deschisă (vezi Figura 6). Secțiunea chesonată este construită din două secțiuni tip C, care au la capete conectori de capăt de grindă.

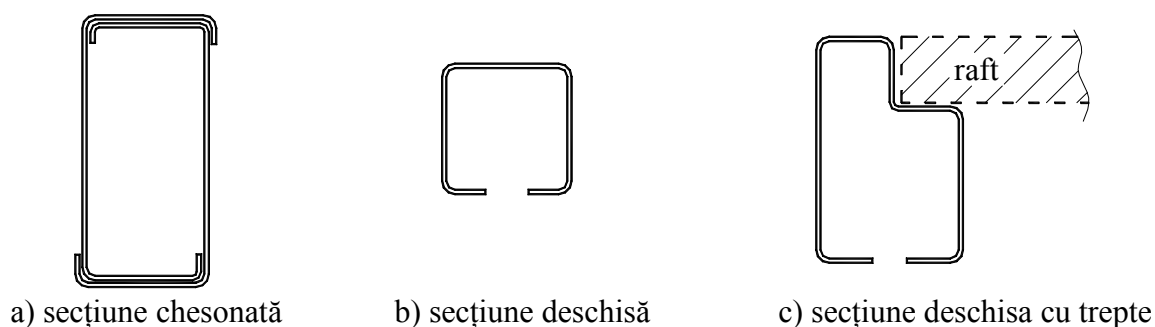


Figura 6: Secțiuni transversale tipice de grindă (Godley 1991)

Deci grinda este compusă din două 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 două 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 7 cu doi paleți în deschidere. Flambajul local a grinzii este posibilă doar între paleți.

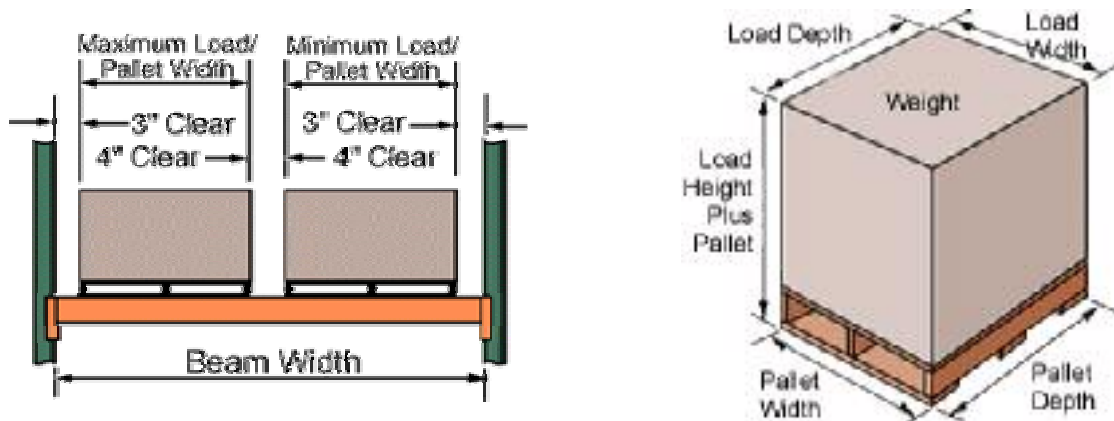


Figura 7: Configurația uzuală a încărcării cu paleți și dimensiuni caracteristice

De regulă grinda chesonată (vezi Figura 6-a) este mult mai eficientă din punct de vedere al materialului utilizat decât grinda cu secțiune deschisă (vezi Figura 6-b) 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 mici. Pe de altă parte acestea pot fi prevăzute cu o treaptă (vezi Figura 6-c) pentru a prevăde 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 8 se prezintă câteva secțiuni, cu forma particulară firmei producătoare, care se găsesc pe piața de desfacere.

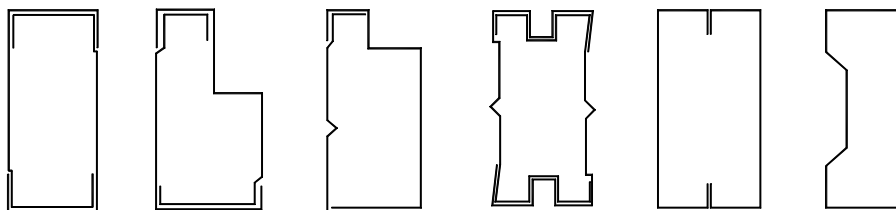


Figura 8: Alte secțiuni transversale de grinda

1.3.3 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 9, 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.

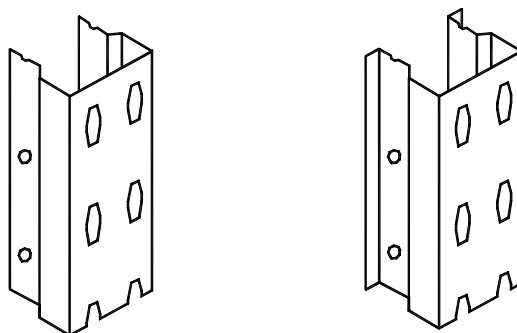


Figura 9: Secțiuni transversale tipice de stâlp (Godley 1991)

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 10), 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.

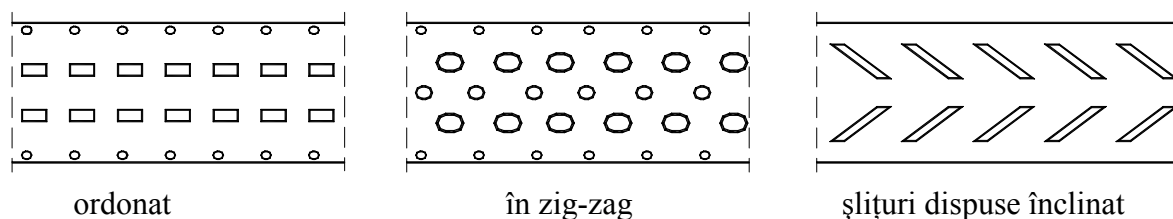


Figura 10: Dispunerea perforațiilor pe secțiunea stâlpului (FEM10.2.02 1997)

Contravântuirile sunt de regulă profile tip C sau corniere. Îmbinarea prin 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.

Sistemul de contravântuire este de regulă amplasată 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.

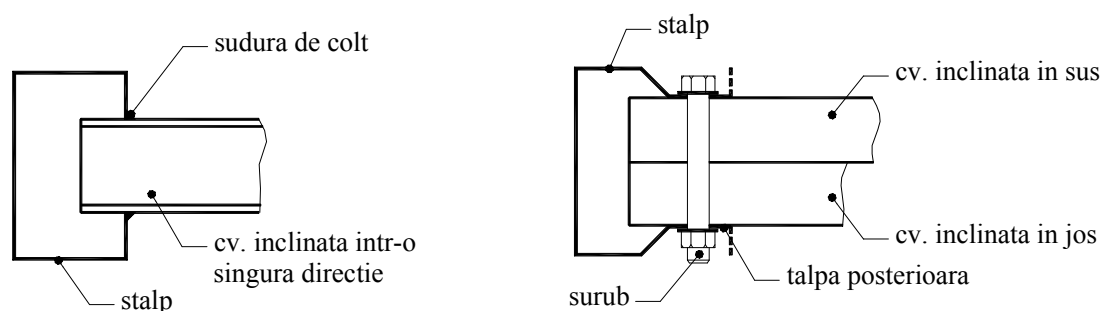


Figura 11: Prinderea contravântuirilor (Hancock 1998)

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 mărește frecvența dispunerii ancorajelor și plăci de bază cu grosime mai mare. Figura 12 prezintă fixarea la bază a unei structuri paletizate de capacitate normală.



Figura 12: 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 regula nu se aplica 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 sa poseze și rezistența 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 prevede 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 pe dispuse la ambele fețe a stâlpului (Godley 1991).

În Figura 13 se prezintă câteva secțiuni, cu formă particulară firmei producătoare, care se găsesc pe piața de desfacere.

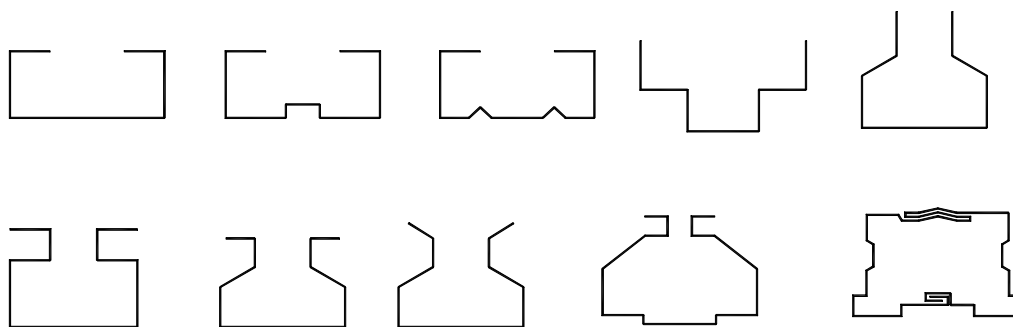


Figura 13: Alte secțiuni transversale de stâlp

1.3.4 Îmbinarea grinda - 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 analogă 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 structura. 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, acestea pot fi după cum urmează conform Markazi ș.a. (1997):

- categoria A: conceptul “lambă și șliț”. Termenul “lambă” se referă la limba lăsată în consola 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 14).
- 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 15).
- 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 clemă 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 16).

- 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, de altfel 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 16).

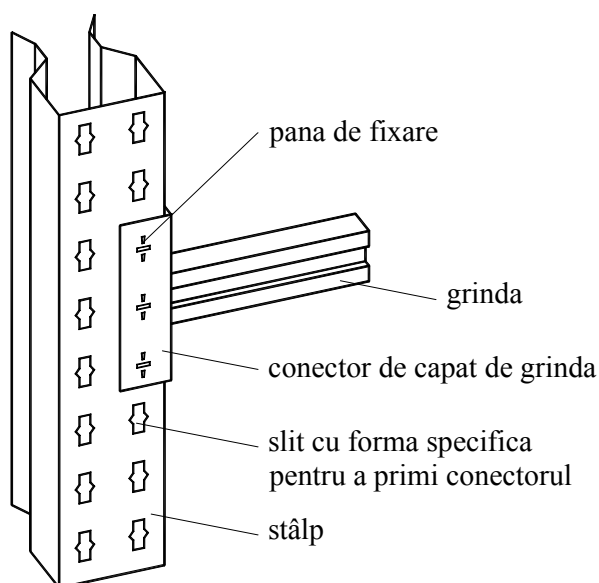


Figura 14: Conceptul ”lambă și șliț” (Markazi ș.a. 1997)

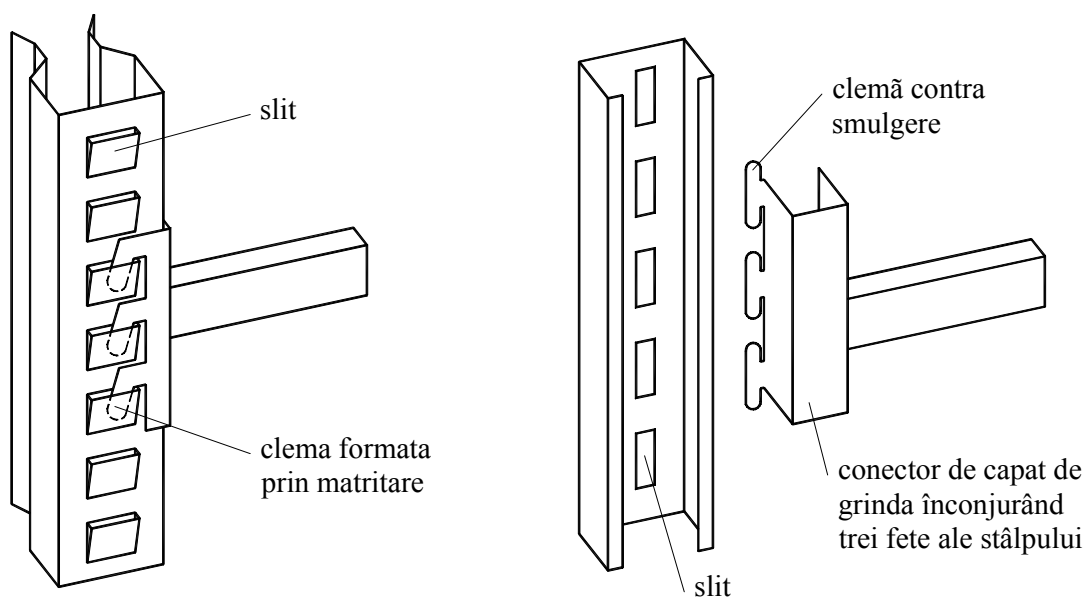


Figura 15: Conceptul ”matrițat” și ”înfășurare prin matrițare” (Markazi ș.a. 1997)

Se pot combina caracteristicile diferitelor categorii pentru a obține un conector de capăt de grindă compozit. De exemplu Figura 17 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.

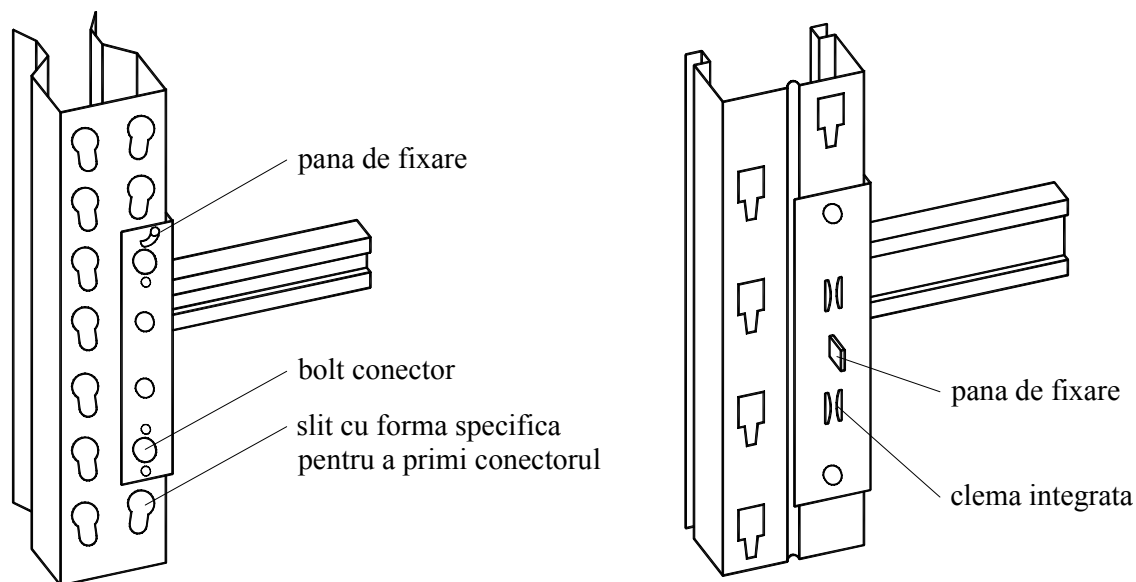


Figura 16: Conceptul „pană de fixare încorporată” și „clema dublă integrată” (Markazi ș.a. 1997)

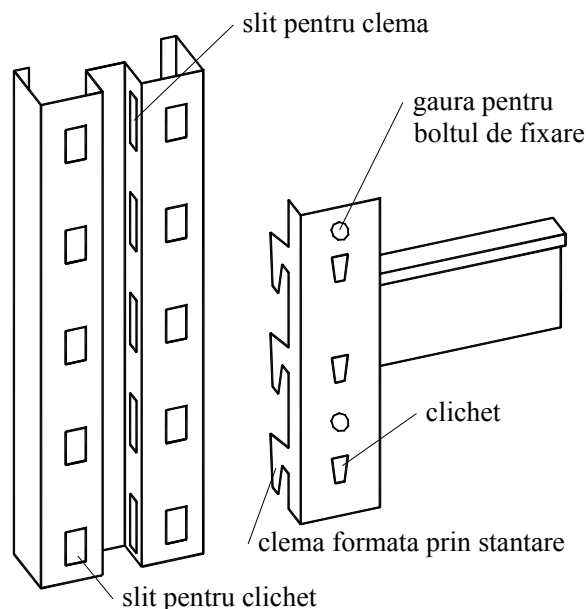


Figura 17: Compozit categoria A și B (Markazi ș.a. 1997)

Toate tipurile de conector de capăt de grindă sunt prevăzute cu mecanisme de blocare pentru a asigura contra smulgerii accidentale. Ca și alternativă pentru aceasta în unele cazuri

se folosesc cleme extinse în sus. În Figura 14 ÷ Figura 17 sunt prezentate și bolțuri de siguranță, iar în Figura 18 se prezintă un rezumat al clasificării generale a conectorilor de capăt de grindă disponibile pe piața de desfacere.

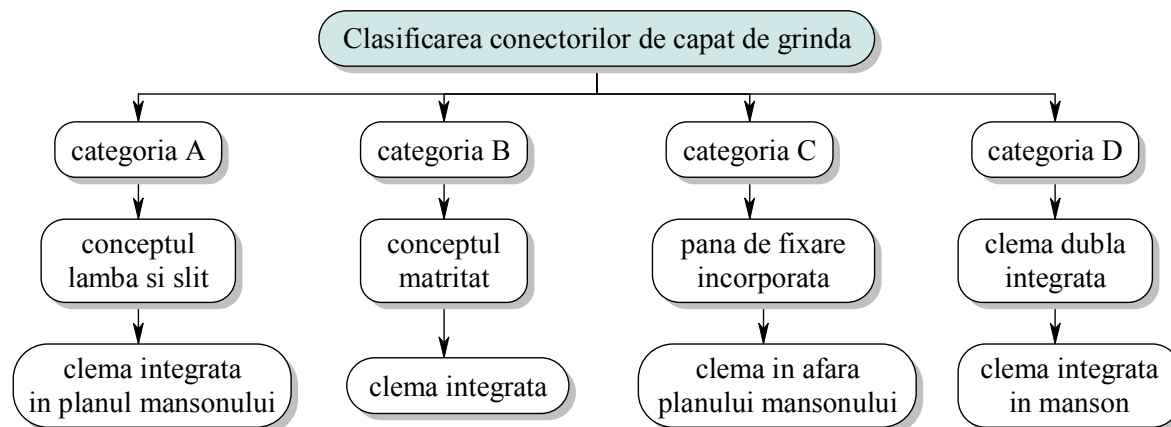


Figura 18: Clasificarea generală a conectorilor de capăt de grindă (Markazi ș.a. 1997)

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 alta parte să permită o instalare rapidă și ușoară. În Figura 19 se prezintă câteva exemple de îmbinări grindă-stâlp, caracteristice soluției oferite de către firma producătoare.

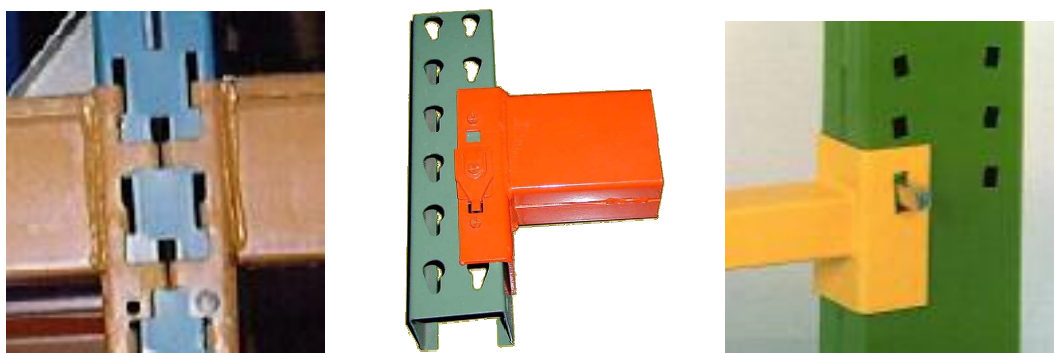


Figura 19: Exemple de îmbinare grindă-stâlp

1.3.5 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 regula dispuse cu pas de 75 mm grindă poate fi montat în orice poziție pe înălțime stâlp, 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 a 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 înclinarea înainte ca să dezvolte rezistența la încovoiere, ce poate permite montajul structurii înclinat fata de verticala. 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 și celor îndreptate în sus, care pot să apară accidental aplicată de utilajul de manevrare. Dacă conectorul de capăt de grindă nu are rezistența la încărcările orientate în sus, există posibilitate ca conducătorul motostivitorului 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 ca conectorul de capăt de grindă are aceeași rigiditate fie ea încovoiată în orice direcție.

1.4 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 destul de delicat fiindcă este destul de certă 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 inginerescă. 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.

1.4.1 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 structurale 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	Obligativ*
2	Încercare de compresiune pe tronson scurt (stub column)	Obligativ**
3	Încercarea de compresiune pe stâlp	Facultativ
4	Verificare de flambaj prin distorsiune	Obligativ
5	Încercare de încovoiere a conectorului de capăt de grindă	Obligativ
6	Încercare de slăbire a conectorului (looseness)	Obligativ***
7	Încercare la forfecare a conectorului de capăt de grindă	Obligativ
8	Încercare pe prinderea la bază	Facultativ
9	Încercarea de rigiditate la forfecare a cadrului	Obligativ
10	Încercare de încovoiere a stâlpului	Obligativ
11	Încercare de încovoiere a grindei	Obligativ****
12	Încercare pe contravântuirile cadrului	Facultativ
13	Încercare de impact	Facultativ

* Obligativ doar pentru oțeluri cu proprietăți mecanice necunoscute.
 ** Obligativ doar pentru secțiunile perforate.
 *** Obligativ 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.
 **** Obligativ doar în cazul când grinda are secțiunea transversala deschisa nesimetrică după axa verticală.

1.4.2 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 două 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.

1.5 Obiectivele Grantului de Cercetare

Grantul de cercetare are următoarele obiective:

- determinarea influenței prezenței perforațiilor asupra rezistenței ultime a elementelor cu pereți subțiri perforate 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;
- realizarea unui program experimental propriu pe elemente scurte și lungi solicitate la compresiune pentru compararea rezultatelor experimentale cu cele teoretice obținută pe cale analitică sau numerică;
- propunerea modalității de determinare a coeficientului de imperfecțiune echivalent α_{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 și 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 perforate din oțel formate la rece;
- aplicarea cunoștințelor dobândite pentru proiectare unei structuri de depozitare metalice care să încorporeze profile cu pereți subțiri perforate din oțel formate la rece.

1.6 Conținutul raportului final

Conținutul raportului final este strâns legat de obiectivele mai sus enunțate, și anume:

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. 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.

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.

Capitolul 2

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 3

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 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.

De asemenea pentru determinarea rezistenței faptul că rezistența ultimă a secțiunilor perforate trebuie cunoscute dimensiunea perforației, limita de curgere a materialului de bază,

tensiunile reziduale, cât și de mărimea imperfecțiunilor geometrice inițiale. 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 de flexionale.

S-a făcut o comparație a metodelor propuse în Capitolul 3, deasemenea s-a aplicat cu succes modelul numeric calibrat. Pe baza rezultatelor experimentale s-a determinat un factor de siguranță al metodei grosimii echivalente.

Capitolul 4

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

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. Deasemenea s-a aplicat Metoda Rezistenței Directe (DSM) folosind grosimea echivalentă propusă.

Capitolul 5

În acest capitol se prezintă modalitatea de proiectare a stâlpilor perforați ai structurilor de depozitare metalice paletizate, procedură recomandată de normativul European. Concluzionând rezultatele de până acum s-a făcut o propunere de metodologie de verificare prin calcul a stâlpilor perforați eliminând etapele de încercare experimentală.

Această metodologie a fost comparată cu rezultatele experimentale obținute pe două tipuri de secțiune transversală.

Capitolul 6

În acest capitol se prezintă concluziile rezultate în urma cercetării efectuate. Se subliniază eficiența și acuratețea procedurilor propuse. În final se prezintă contribuțiile grantului de cercetare. De asemenea, se prezintă și valorificarea rezultatelor obținute în cadrul grantului de cercetare.

Anexa A

În această anexă se prezintă 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 transvesală, tensiuni reziduale și curbele caracteristice de forță-deplasare a încercărilor de compresiune.

Anexa B

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

CAPITOLUL 2: CARACTERISTICI GEOMETRICE EFICACE A PROFILELOR METALICI CU PEREȚI SUBȚIRI PERFOTAȚI

2.1 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 sollicitați 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 supuse la forțe de întindere. Cum au arătat, din distribuția tensiunilor pe secțiune, datorită perforațiilor apar solicitări 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 ca 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 eficace. Cu același scop în 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 eficace a pereților adiacente perforațiilor. Miller și Pekoz (1994) a propus un concept simplificat pentru determinarea lățimii eficace 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 eficace 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 propusa 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 evaluare 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.

2.2 Propuneri existente privind evaluarea lății eficiente netă

2.2.1 Metoda lății eficiente

Pornind de la observațiile experimentale s-a găsit ca 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 lății eficiente.

În ceea ce urmează să considerăm o placă neperforată simplu rezemată pe contur. b_{eff} se determină considerând egale cele două arii hașurate din Figura 20.

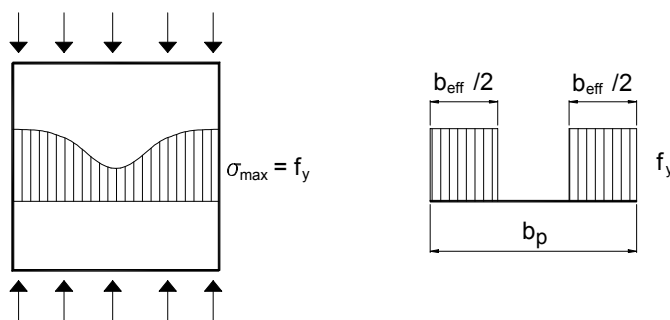


Figura 20: Prezentarea conceptului de lăție efficace

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

$$b_{eff} = \rho \cdot b_p \quad (1)$$

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

$$\rho = 1.0 \text{ dacă } \bar{\lambda}_p \leq 0.673 \quad (2)$$

$$\rho = \frac{1}{\bar{\lambda}_p} \cdot \left(1 - \frac{0.22}{\bar{\lambda}_p} \right) \text{ dacă } \bar{\lambda}_p > 0.673, \quad (3)$$

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

$$\bar{\lambda}_p = \sqrt{\frac{f_{yb}}{\sigma_{cr}}} \equiv \frac{b_p}{t} \sqrt{\frac{12 \cdot (1 - \nu^2)}{\pi^2 \cdot E \cdot k_\sigma}} \quad (4)$$

2.2.2 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:

$$b_{eff} = 0.95 \cdot t \cdot \sqrt{\frac{k_{\sigma} \cdot E}{f_{max}}} \cdot \left(1 - A \cdot \frac{d}{b_p}\right) \cdot \left[1 - 0.208 \cdot \left(\frac{t}{b_p - d}\right) \cdot \sqrt{\frac{k_{\sigma} \cdot E}{f_{max}}} \cdot \left(1 - B \cdot \frac{d}{b_p}\right)\right] \quad (5)$$

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.

2.2.3 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:

$$b_{eff} = b_{eff,un} \text{ pentru } b_p - b_{eff,un} > d, \quad (6)$$

$$\text{și } b_{eff} = b_p - d \text{ pentru } b_p - b_{eff,un} < d. \quad (7)$$

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.

2.2.4 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:

$$b_{eff} = 0.95 \cdot t \cdot \sqrt{\frac{k_{\sigma} \cdot E}{f_{max}}} \cdot \left[1 - 0.208 \cdot \frac{t}{b_p} \cdot \sqrt{\frac{k_{\sigma} \cdot E}{f_{max}}} - 0.58 \cdot \frac{d}{b_p} - 0.0015 \left(\frac{h-d}{t} \right) \right], \quad (8)$$

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:

$$b_{eff} = 0.95 \cdot t \cdot \sqrt{\frac{k_{\sigma} \cdot E}{f_{max}}} \cdot \left(1 - 0.208 \cdot \frac{t}{b_p} \cdot \sqrt{\frac{k_{\sigma} \cdot E}{f_{max}}} - 0.58 \cdot \frac{d}{b_p} \right), \quad (9)$$

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

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

formula care este formula bază a Ecuației (1).

2.2.5 Metoda propusă de 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 (10) și modificată corespunzător, devenind:

$$b_{eff} = b_p - d \text{ pentru } \frac{b_p}{t} \leq \left(\frac{b_p}{t} \right)_{lim}, \quad (11)$$

$$b_{eff} = 0.95 \cdot t \cdot \sqrt{\frac{k_{\sigma} \cdot E}{f_{max}}} \cdot \left(1 - 0.208 \cdot \frac{t}{b_p} \cdot \sqrt{\frac{k_{\sigma} \cdot E}{f_{max}}} - 0.8 \cdot \frac{d}{b_p} \right) \text{ pentru } \frac{b_p}{t} > \left(\frac{b_p}{t} \right)_{lim}, \quad (12)$$

unde

$$\left(\frac{b_p}{t} \right)_{lim} = 0.644 \cdot \sqrt{\frac{k_{\sigma} \cdot E}{f_{max}}}. \quad (13)$$

Ecuațiile (11) și (12) 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 $d / b_p \leq 0.5$.

2.3 Calibrarea unei formule de lățime eficace netă pentru plăci perforate

2.3.1 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 21, comparând coeficientul de voalare k_σ rezultate cu cele teoretice din Tabel 2. Pentru analizele numerice s-a folosit programul de calcul ANSYS (2001), și elemente finite de tip placă elastică denumite SHELL63

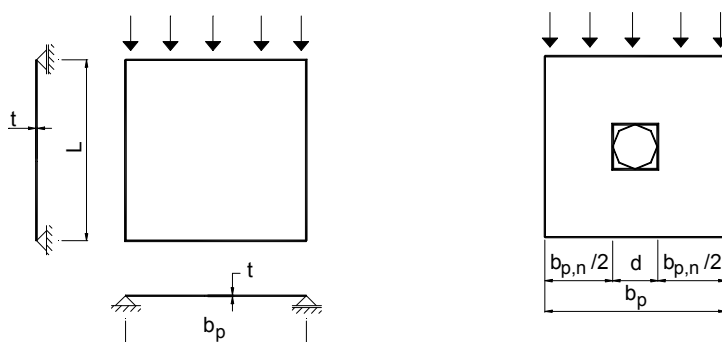


Figura 21: Modelele numerice analizate în studiu determinării încărcării critice de voalare a plăcii perforate $P_{cr,n}$

Tabel 2: Validarea modelului numeric prin compararea coeficientului de voalare k_σ

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 22 ÷ Figura 24, iar cu perforații circulare în Figura 25 ÷ Figura 27.

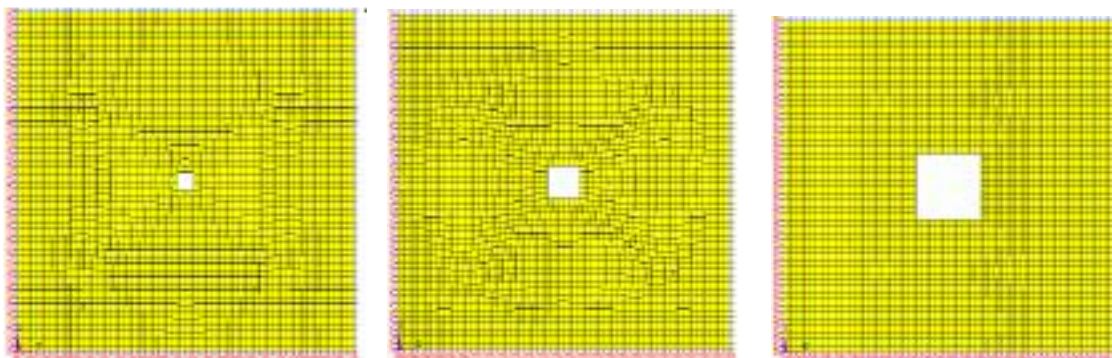


Figura 22: Model numeric cu perforație centrală de formă pătrată cu dimensiunea perforației de $d/b_p = 0.05; 0.10; 0.20$

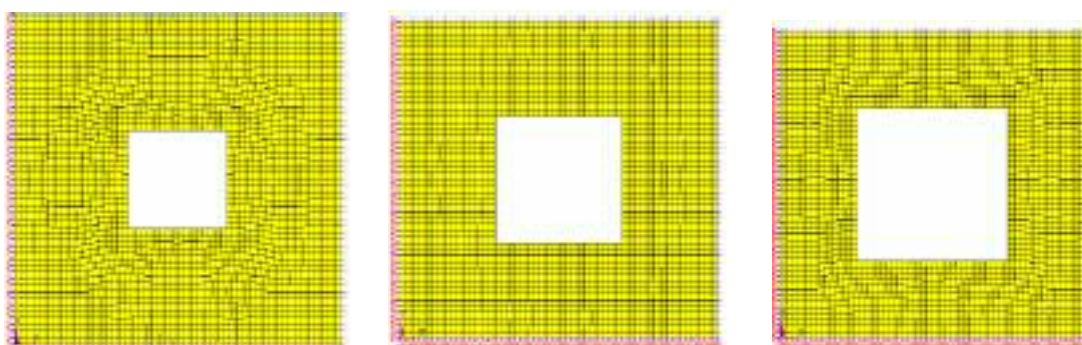


Figura 23: Model numeric cu perforație centrală de formă pătrată cu dimensiunea perforației de $d/b_p = 0.30; 0.40; 0.50$

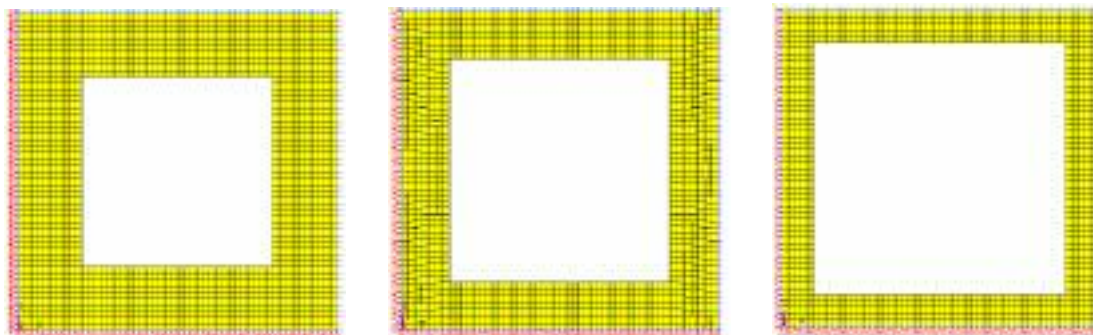


Figura 24: Model numeric cu perforație centrală de formă pătrată cu dimensiunea perforației de $d/b_p = 0.60; 0.70; 0.80$

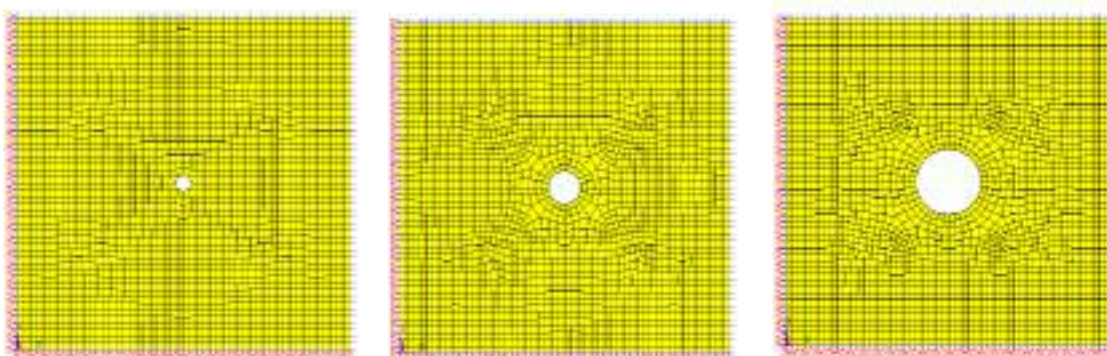


Figura 25: Model numeric cu perforație centrală de formă circulară cu dimensiunea perforației de $d/b_p = 0.05; 0.10; 0.20$

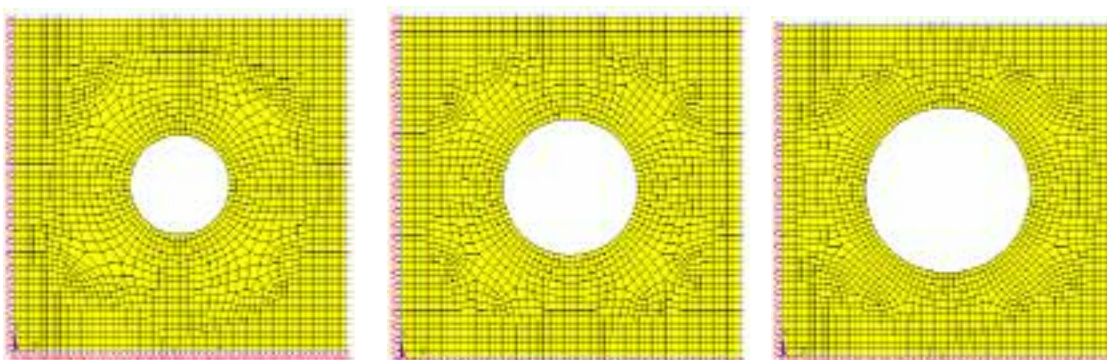


Figura 26: Model numeric cu perforație centrală de formă circulară cu dimensiunea perforației de $d/b_p = 0.30; 0.40; 0.50$

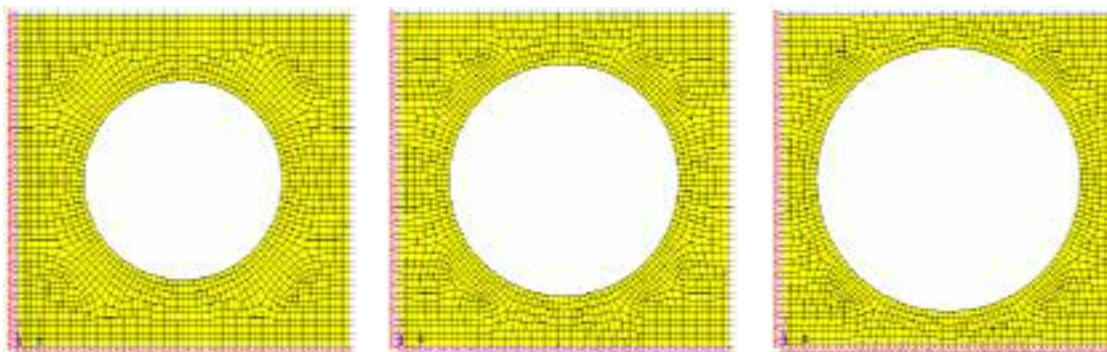
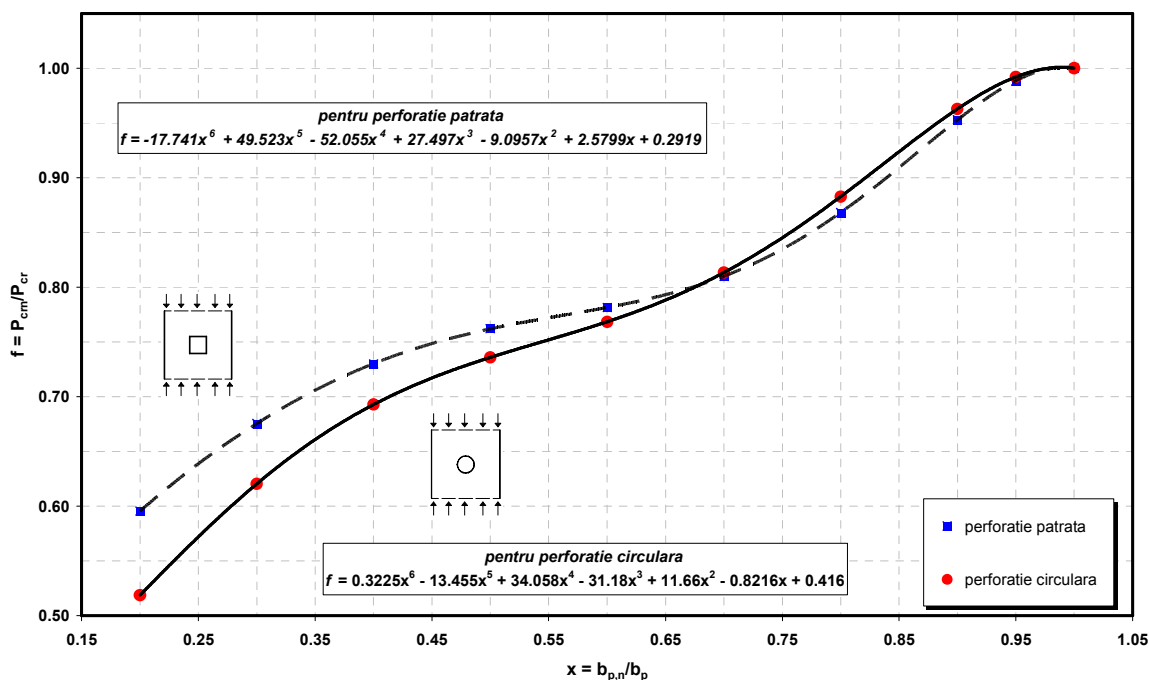


Figura 27: Model numeric cu perforație centrală de formă circulară cu dimensiunea perforației de $d/b_p = 0.60; 0.70; 0.80$

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 28.

Figura 28: Funcția de reducere f

Funcția de reducere f este definită ca:

$$\frac{P_{cr,n}}{P_{cr}} = f\left(\frac{b_{p,n}}{b_p}\right), \quad (14)$$

și ecuațiile propriu-zise sunt următoarele:

- pentru perforația pătrată

$$f = -17.741 \cdot x^6 + 49.523 \cdot x^5 - 52.055 \cdot x^4 + 27.497 \cdot x^3 - 9.0957 \cdot x^2 + 2.5799 \cdot x + 0.2919 \quad (15)$$

- pentru perforația circulară

$$f = 0.3225 \cdot x^6 - 13.455 \cdot x^5 + 34.058 \cdot x^4 - 31.18 \cdot x^3 + 11.66 \cdot x^2 - 0.8216 \cdot x + 0.416 \quad (16)$$

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.

2.3.2 Formula de calcul lățimea 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 (14), se poate defini zveltețea relativă netă a plăcii perforate $\bar{\lambda}_{p,n}$ după cum urmează:

$$\bar{\lambda}_{p,n} = \frac{\bar{\lambda}_p}{\Delta}, \quad (17)$$

unde Δ este data de formula:

$$\Delta = \sqrt{f \left(\frac{b_{p,n}}{b_p} \right) \cdot \frac{b_p}{b_{p,n}}} \quad (18)$$

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

$$b_{eff,n} = \rho_n \cdot b_p, \quad (19)$$

unde factorul net de reducere ρ_n este calculat folosind zveltețea relativă netă de placă $\bar{\lambda}_{p,n}$, descrisă în Ecuția (17).

2.4 Metoda grosimii echivalente

2.4.1 Metoda propusă de Davies ș.a. (1997)

O metodă empirică a fost aplicată de către Davies ș.a. (1997) pentru considerarea perforațiilor în 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 Ecuția (20) 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.

$$t_{eq} = \left[\frac{L_p}{L} \cdot \frac{b_{eff,n}}{b_{eff}} + \left(1 - \frac{L_p}{L} \right) \cdot \frac{b_{eff}}{b_p} \right] \cdot t. \quad (20)$$

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 Ecuția (21))

$$b_{eff,n} = b_{eff} - b_{p,p}. \quad (21)$$

2.4.2 Metoda propusă de Shanmugam s.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 Ecuția (22)

$$\frac{P_{ult}}{P_{sq}} = C_1 \cdot \left(\frac{S_p}{S} \right) + C_2 \cdot \sqrt{\frac{S_p}{S}} + C_3 \quad (22)$$

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.

2.4.3 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:

$$t_{eq} = \frac{S - S_p}{S} \cdot t \quad (23)$$

2.5 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 29).

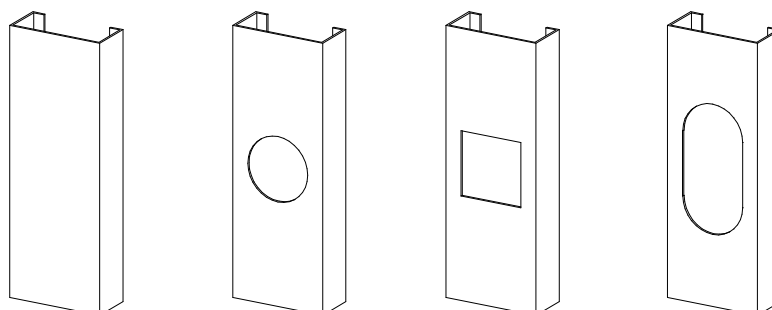


Figura 29: Specimene analizate de Sivakumaran (1987) și Sivakumaran și Abdel-Rahman (1998)

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.

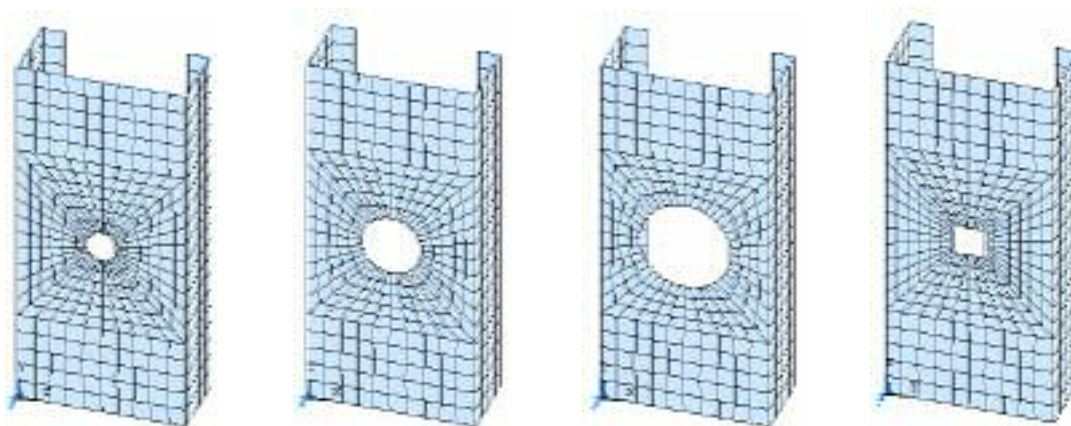


Figura 30: Modele cu elemente finite a speciemenelor cu perforație circulară și pătrată din Seria I

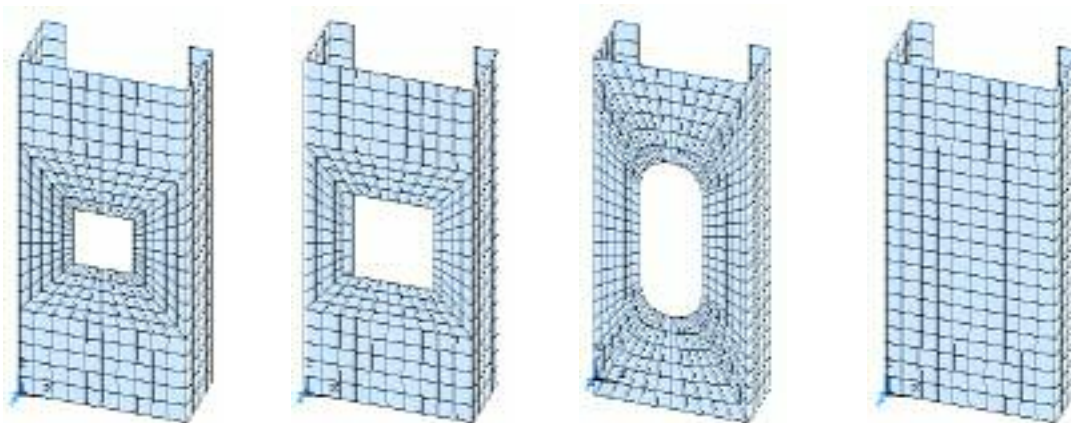


Figura 31: Modele cu elemente finite a speciemenelor cu perforație pătrată, ovală și neperforată din Seria I

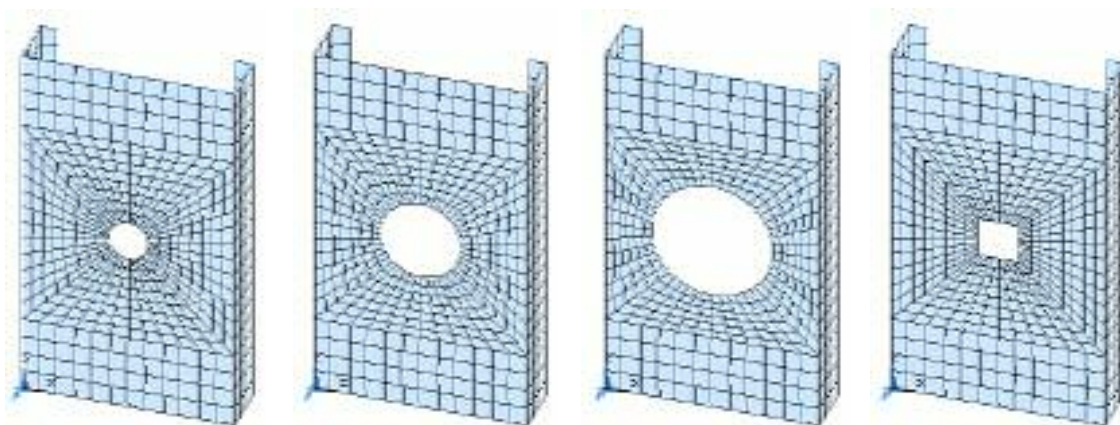


Figura 32: Modele cu elemente finite a speciimenelor cu perforație circulară și pătrată din Seria II

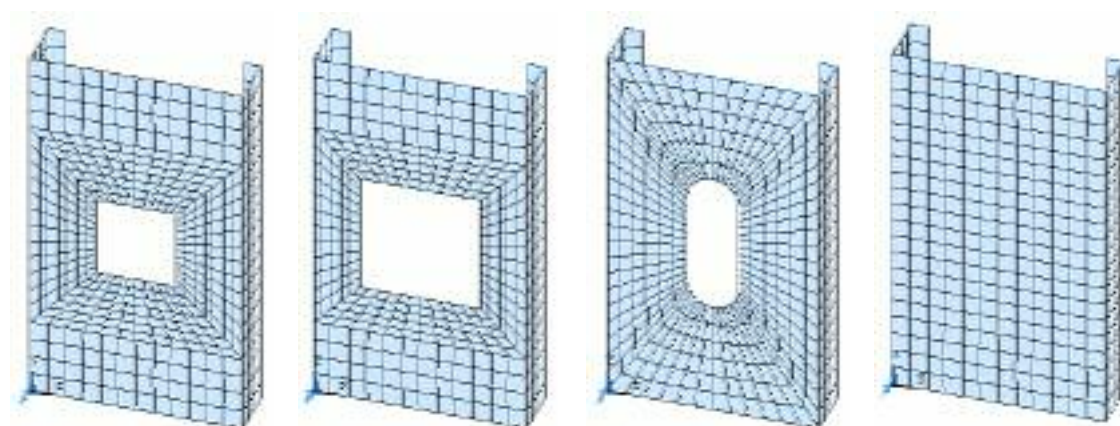


Figura 33: Modele cu elemente finite a speciimenelor cu perforație pătrată, ovală și neperforată din Seria II

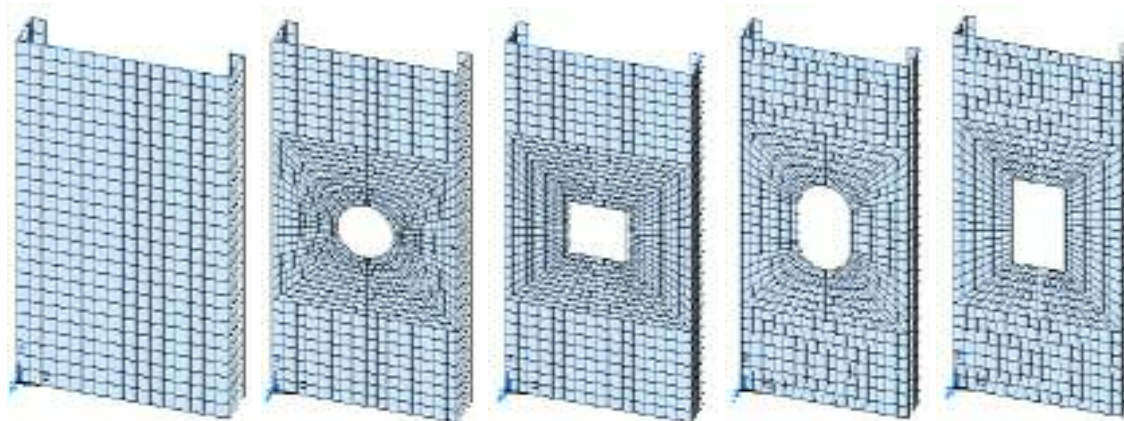


Figura 34: Modele cu elemente finite a speciimenelor din Seria A

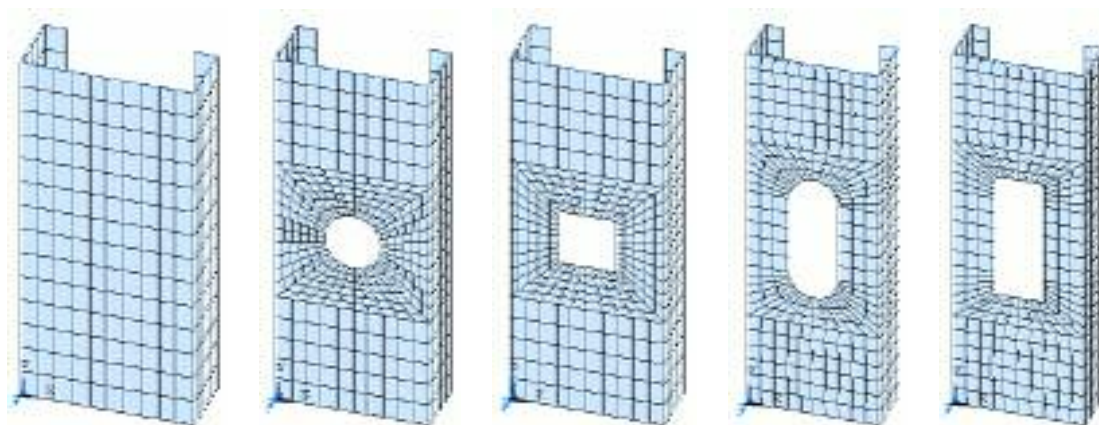


Figura 35: Modele cu elemente finite a speciemenelor din Seria B

În Tabel 3, Tabel 4, Tabel 5 și Tabel 6 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 (19), și coloana EN'93** reprezintă rezultatele obținute folosind grosimea echivalentă t_{eq} propusă în Ecuația (23). 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 36. 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 3: 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 4: Seria II de specimene

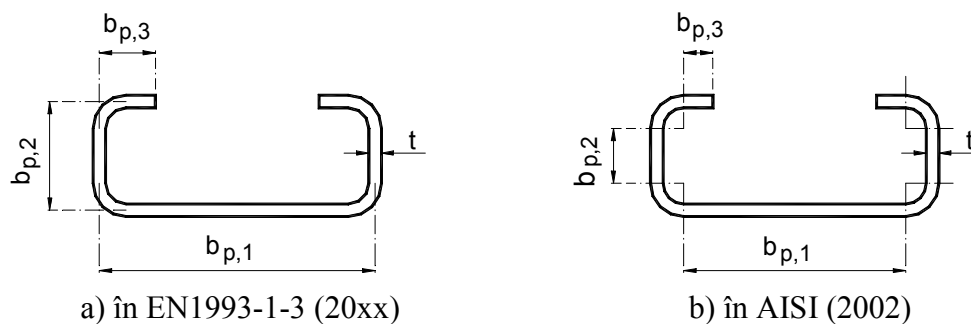
Nr. test	Forma perforației	Media experim. (kN)	ANSYS / Exper.	AISI / Exper.	EN'93* / Exper.	AISI* / Exper.	EN'93** /Exper.
25-27	circulară	53.950	1.048	0.978	0.894	0.983	0.938
28-30	circulară	53.367	1.033	0.918	0.864	0.929	0.936
31-33	circulară	47.100	1.087	0.961	0.937	0.979	1.039
34-36	pătrată	53.217	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 5: 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 6: 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
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 36: Definierea lățime de calcul placă b_p

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

2.6 Concluzii

Acest capitol a tratat 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 3: ÎNCERCĂRI EXPERIMENTALE ASUPRA PROFILELOR METALICI CU PEREȚI SUBȚIRI PERFOTAȚI

3.1 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. Acestea 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 de către Klippstein (1988), care deasemenea a prezentat și câteva recomandări privind de 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 unei proceduri de încercare, precum și analiza tuturor variabilelor care intervin, cum ar fi calitate material, tensiuni reziduale și condiții de rezemare realiste.

3.2 Program experimental pentru determinarea rezistenței ultime

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 au fost 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 37). Dimensiunea perforațiilor au fost raportate la lățimea inimii, și anume $\frac{d}{c} = 0.10; 0.30; 0.50; 0.80$, unde c reprezintă lățimea inimii a profilului U (vezi Figura 40). 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 inima, numai pe talpa și atât pe inima cât și pe talpa profilului tip U. În toate cazurile perforațiile au fost centrate pe elementul respectiv.

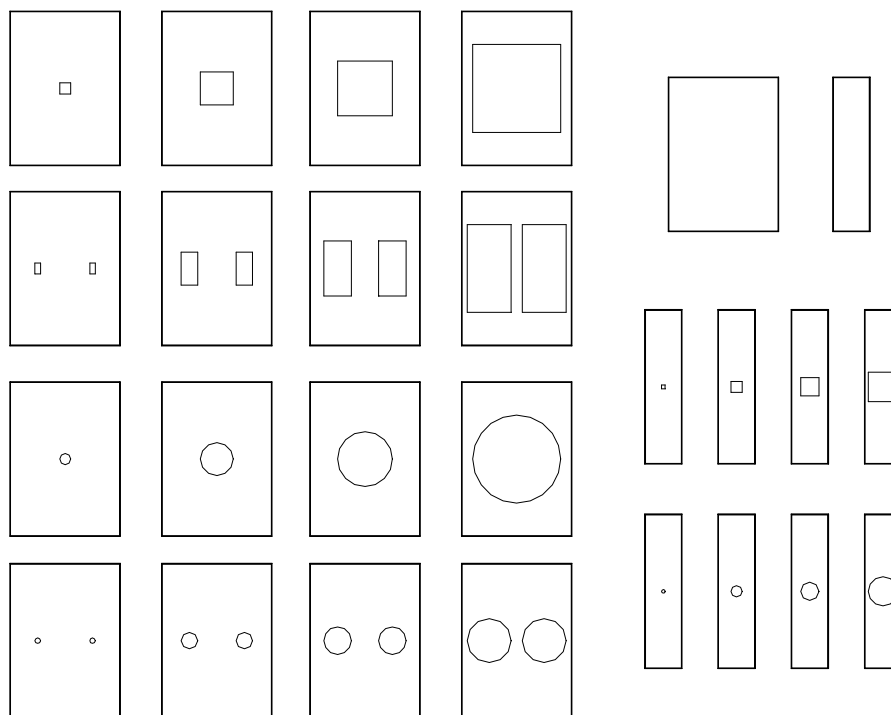


Figura 37: Forma și așezarea perforațiilor pe inima respectiv talpa specimenelor

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, trebuie 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 de flexionale.

3.3 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 38.

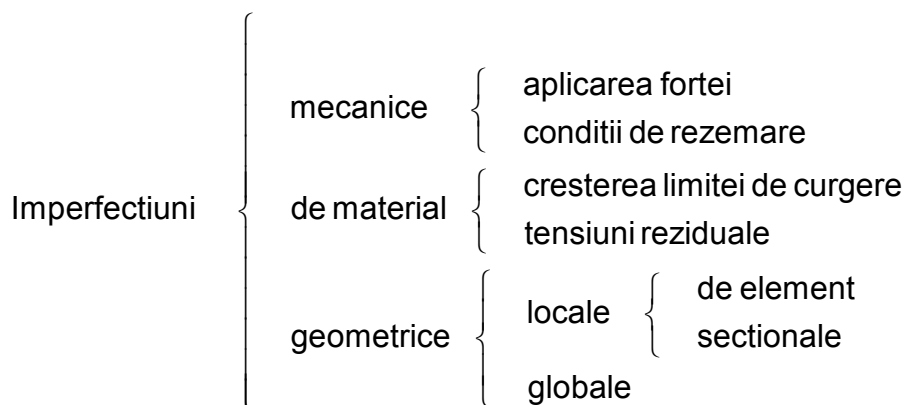


Figura 38: Definierea imperfecțiunilor

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, și au fost studiate și prezentate în Szabo (2003). 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 ondulații 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 se le compară 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.

3.3.1 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; 2001a; 2001b), 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 39), 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.

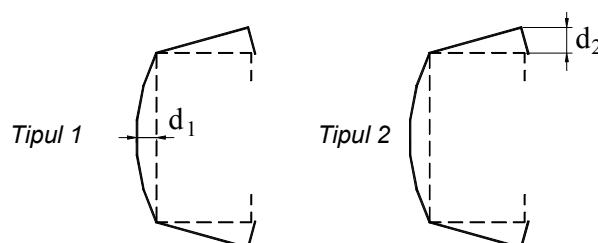


Figura 39: Definiția tipurilor de imperfecțiuni geometrice (Schafer și Pekoz 1998)

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 40, și au inclus grosimea materialului din care au fost confecționate speciemenele, 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 40 aceste locații sunt prezentate sub formă de linii întrerupte.

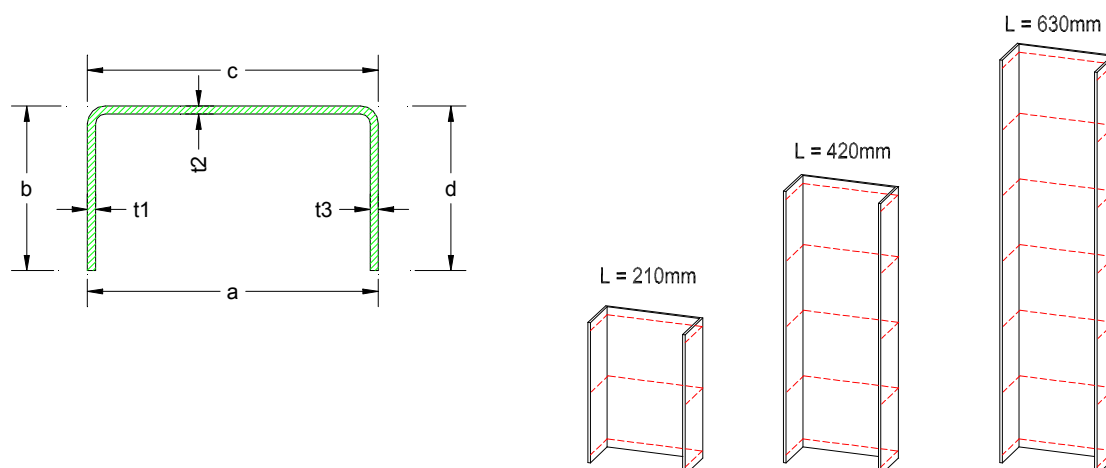


Figura 40: Mărimile geometrice măsurate (grosimi și lățimi) și pozițiile în care s-au efectuat acestea

3.3.1.1 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 7). Coeficientul de variație este definit ca și raportul dintre abaterea standard și media aritmetică a valorilor măsurate.

Tabel 7: Comparație 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 41).

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 106 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.

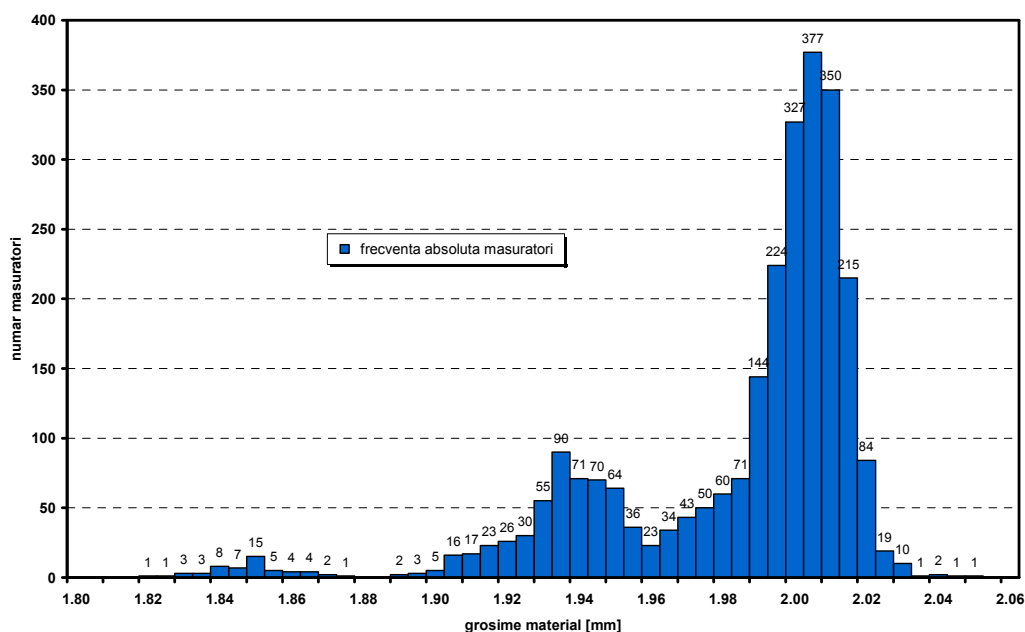


Figura 41: Frecvența absolută măsurători de grosime de material

Tabel 8: 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.

3.3.1.2 Măsurarea imperfecțiunilor geometrice

Acest subparagraf tratează măsurătorile și rezultatele prelucrării măsurătorilor dimensiune locala și generala, precum și imperfecțiune. Practic măsurătorile de dimensiune a , b , c , d (vezi Figura 40) 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 profilurilor 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 39) 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

$$d_2 = \frac{a-c}{2}. \quad (24)$$

Pentru semnificația notațiilor a și c vezi Figura 40. Prin aceasta s-a considerat că această deviație de la planeitate a tălpii este simetrica, adică de aceeași mărime d_2 pe secțiunea transversala. Analizând valorile obținute pentru d_2 imperfecțiunea geometrică secțională de Tipul 2 s-a subîmpărțit la rândul lor, și anume

$$daca \begin{cases} d_2 < 0 \rightarrow \text{inchidere} \\ d_2 = 0 \rightarrow \text{perfect} \\ d_2 > 0 \rightarrow \text{cascare} \end{cases}, \quad (25)$$

deasemenea prezentate și în Figura 42.

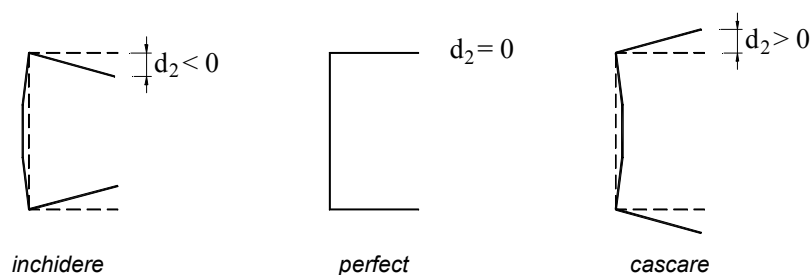


Figura 42: Definierea imperfecțiunilor secționale

În ceea ce urmează se vor prelucra statistic și analiza rezultatele măsurătorilor de imperfecțiune cu model folosit de Schafer ș.a. (1998) pentru evaluarea probabilistica 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 9 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 9: Centralizare măsurători de imperfecțiune secțională 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 43.

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.

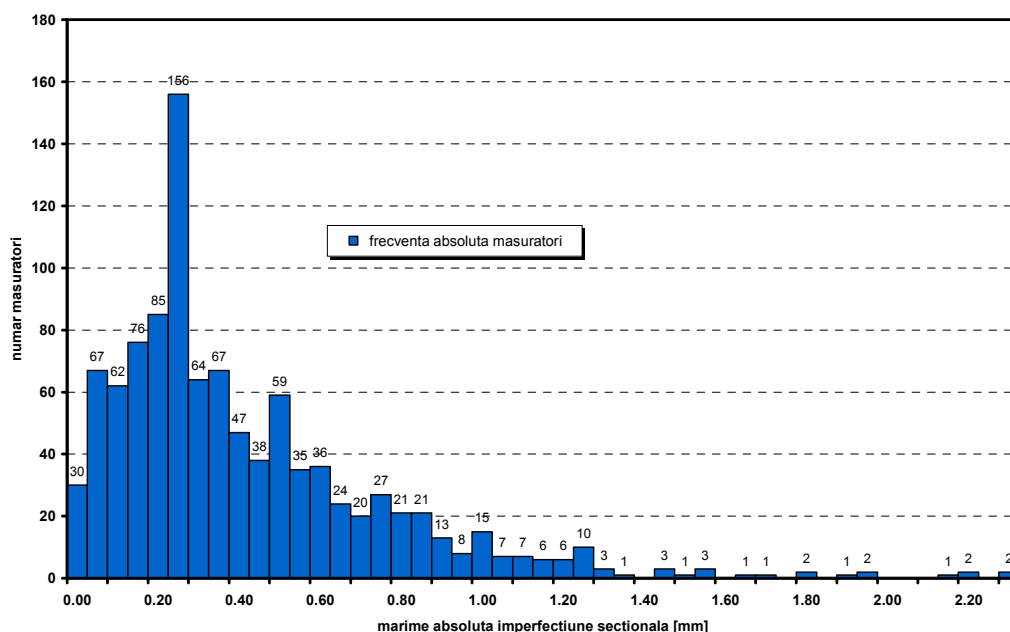


Figura 43: Frecvența absolută măsurători de imperfecțiune secțională

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 10 se prezintă fracțiile 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.

Tabel 10: Magnitudinea maximă a imperfecțiunii secționale de Tip 2 la diferite valori de probabilitate

Probabilitate	Măsurători d_2 [mm]		d_2/t_d		
	Rep. Gauss	Rep. Gumbel	Rep. Gauss	Rep. Gumbel	Schafer și Pekoz (1998)
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.

În Tabel 11 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 11: 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
Coeficientul de variație	0.873	0.829

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

3.3.1.3 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. Variația imperfecțiunilor pe lungime precum și o comparație a acestora pentru elemente neperforate și elemente perforate cu anumite tipo-dimensiuni de găuri sunt prezentate în detaliu în Anexa A.

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; 2001b), 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.

3.3.2 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 44.

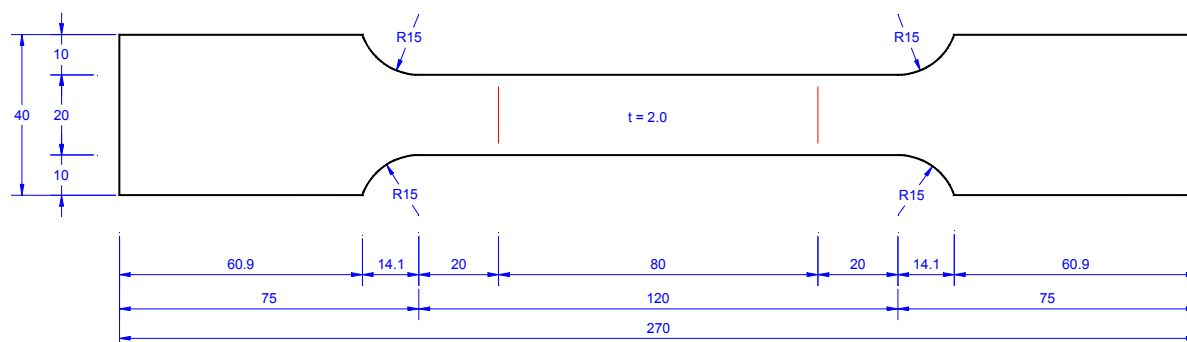


Figura 44: Forma și dimensiunile nominale a epruvetei pentru încercarea de tracțiune

După prelevarea epruvetelor s-au efectuat măsurători privind dimensiunile geometrice a acestora. Dimensiunile obținute sunt prezentate în Tabel 45. 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 45). Acest ansamblu este verificat și atestat cu Certificat BRML numărul RO 224i/01.



Figura 45: Presa pentru încercări la tracțiune

Viteza mașinii s-a considerat cu o viteză constantă de $20 \text{ N/mm}^2/\text{s}$, valoare intermediară între 6 și $30 \text{ N/mm}^2/\text{s}$ pentru materiale cu modulul de elasticitate de $\geq 150\,000 \text{ N/mm}^2$. Prinderea epruvetelor s-a făcut prin mijloace adecvate, adică bacuri, după cum se poate vedea din Figura 45.

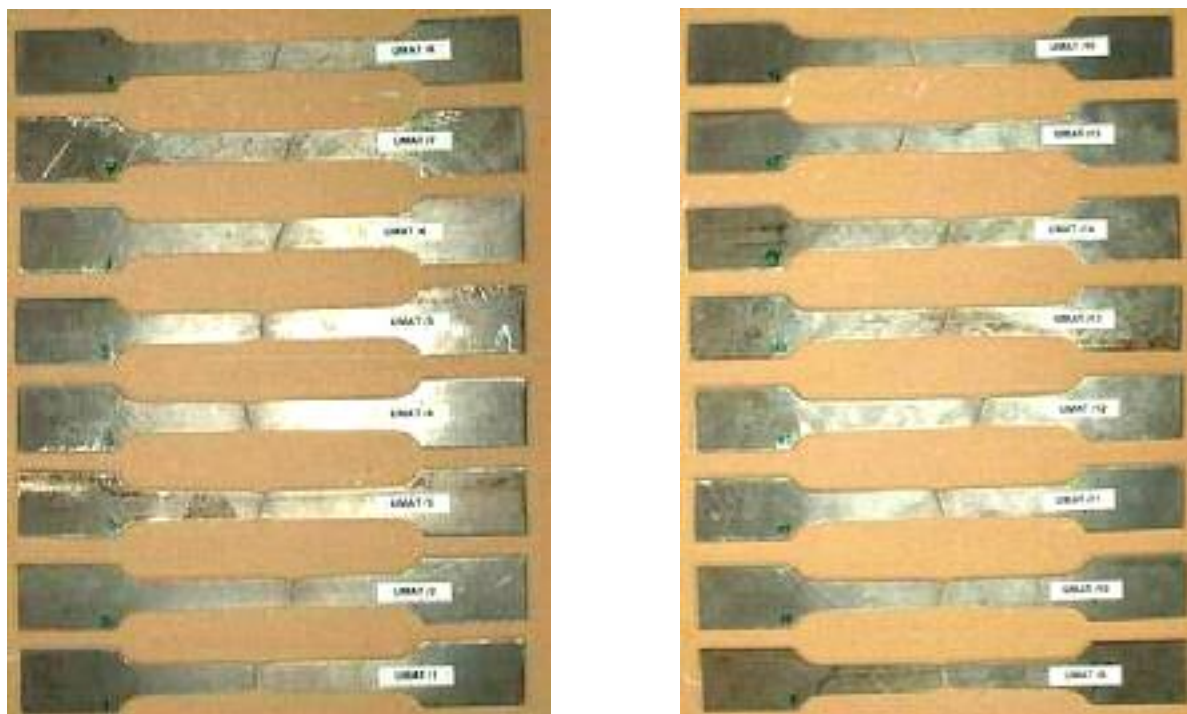


Figura 46: Imagine cu epruvetele încercate pentru determinarea calității materialului de bază

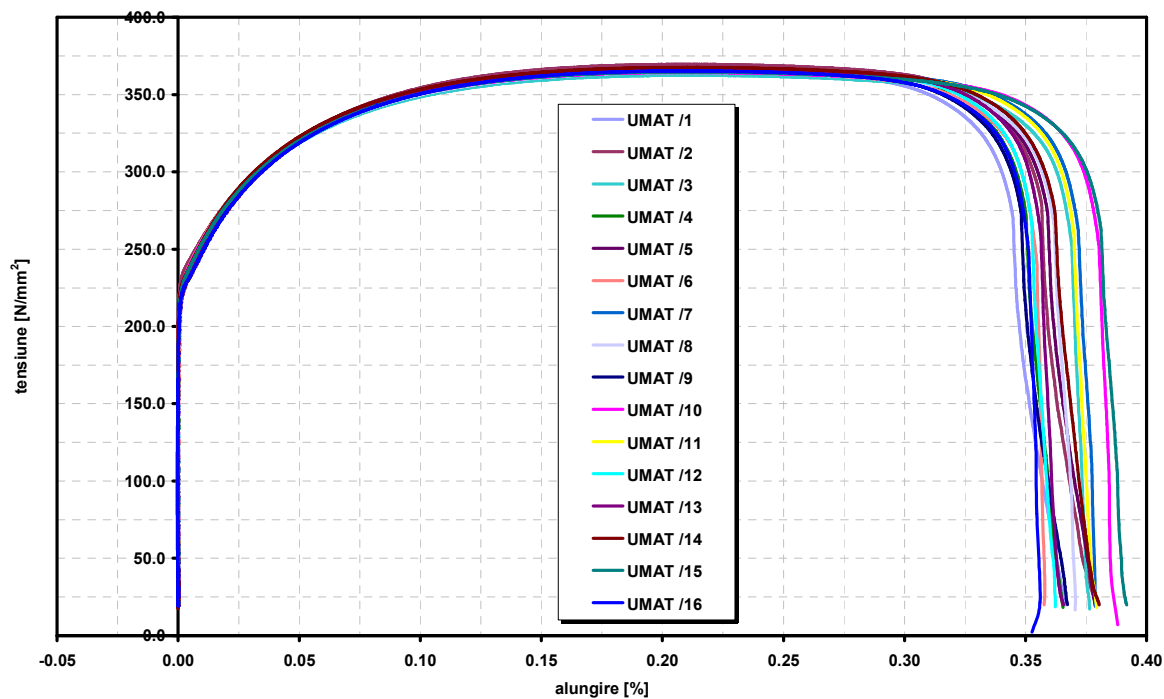


Figura 47: Curbe caracteristice material de bază

Buletinele de încercare s-au determinat automat cu ajutorul programului de calcul care controlează mașina de încercat. Pentru determinarea Limitei de Curgere Convenționale ($R_{p0.2}$) s-au folosit valorile modulului de elasticitate determinate în timpul încercării. Rezultatele obținute sunt prezentate în Tabel 12.

Tabel 12: Rezultate încercări experimentale pe epruvetele de tracțiune pentru determinarea calității materialului de bază

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

În studiile care urmează se vor folosi valori medii ale acestor rezultate, și anume: $R_{p0.2} = 228.61$ [N/mm²] și $R_m = 365.93$ [N/mm²].

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 $R_{p,k0.2} = 223.88$ [N/mm²] și $R_{m,k} = 363.60$ [N/mm²]. Analizând aceste valori se poate observa ca materialul nu se poate considera ca și S 235 fiindcă $R_{p,k0.2} < 235$ [N/mm²], deși $R_{m,k} > 360$ [N/mm²]. Drept urmare acesta va fii considerat material de tipul CR 220 care are $R_{p,k0.2} = 220$ [N/mm²] și $R_{m,k} = 300$ [N/mm²] conform EN1993-1-3 (20xx).

3.3.3 Determinarea modificării caracteristicilor mecanice ale materialului

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 48 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). Aceasta diferența se datorează procedului de formare la rece.

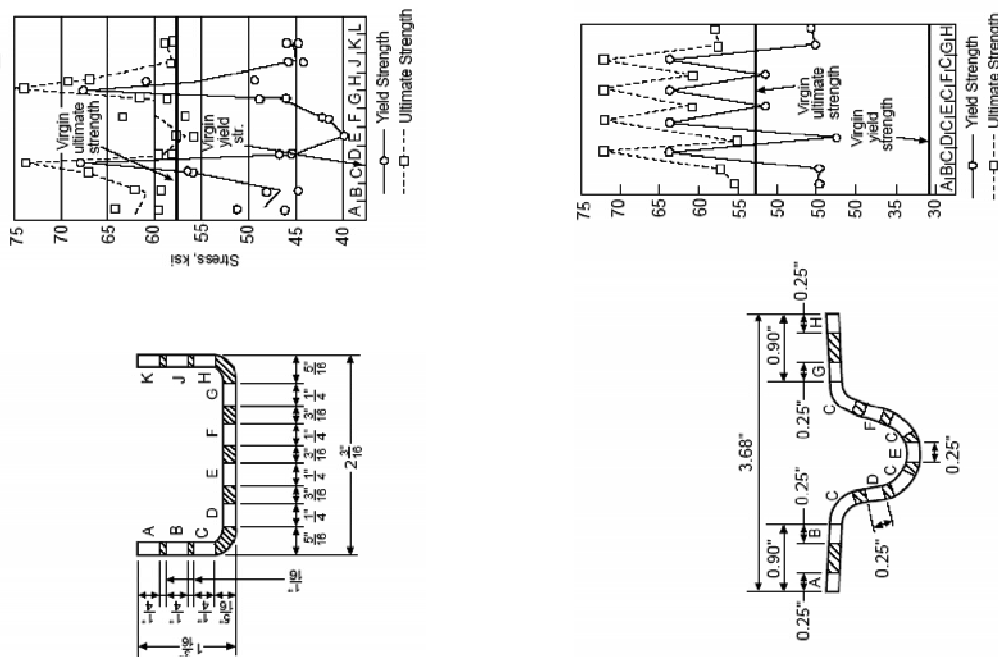


Figura 48: Efectul formării la rece asupra caracteristicilor mecanice a materialului (Karren și Winter 1967).

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 49), respectiv efectele Bauschinger direct și invers (prezentate și descrise de Chajes ș.a 1963).

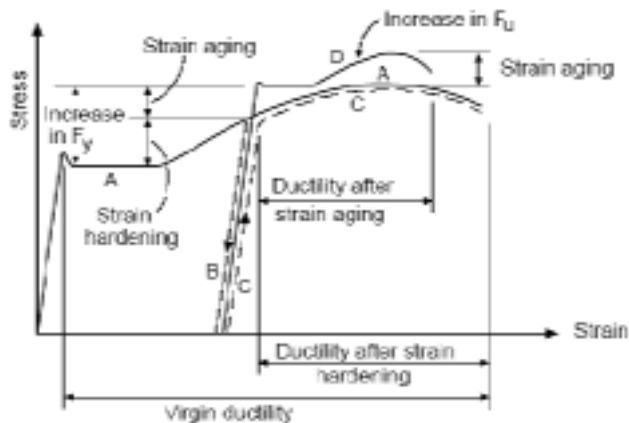


Figura 49: Efectul ecruisajului și îmbătrânirii materialului (Chajes ș.a 1963)

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 13).

Tabel 13: 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.

3.3.3.1 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:

$$\frac{f_{yc}}{f_u} = \frac{B_c}{\left(\frac{r}{t}\right)^m} \quad (26)$$

unde

$$B_c = 3.69 \cdot \frac{f_u}{f_{yb}} - 0.819 \cdot \left(\frac{f_u}{f_{yb}}\right)^2 - 1.79 \quad (27)$$

și

$$m = 0.192 \cdot \frac{f_u}{f_{yb}} - 0.068 \quad (28)$$

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 Δf_y , și anume:

$$\Delta f_y = 0.65 \cdot \left(\frac{B_c}{(r/t)^m} - 1.0 \right) \cdot f_y \quad (29)$$

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 $0.5 \cdot \pi \cdot$ din zona imediat vecină a colțului.

În Figura 50 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.

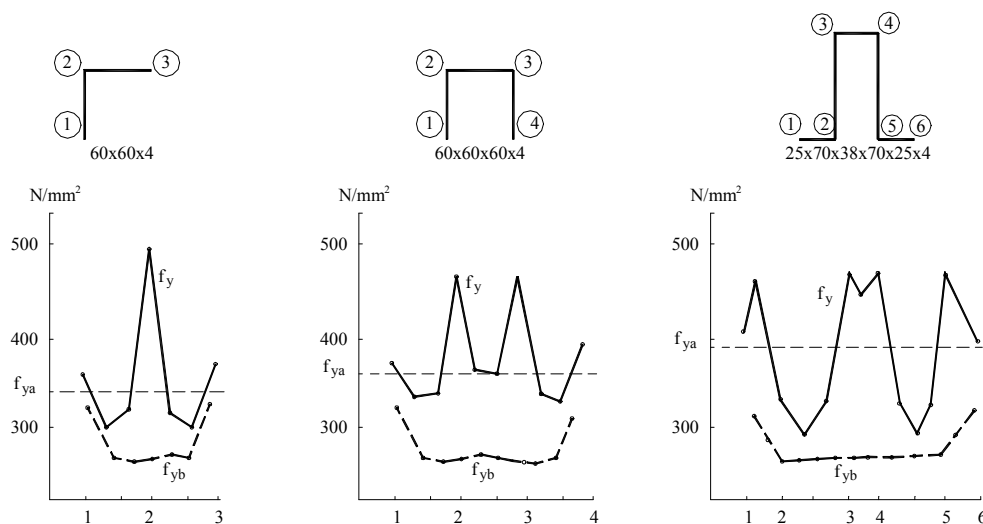


Figura 50: Măsurători efectuate de Grumbach și Prudhomme (1974)

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.

$$f_{ya} = C \cdot f_{yc} + (1 - C) \cdot f_y \quad (30)$$

Conform AISI (2002), limita de curgere se poate folosi în calcule numai în cazul elementelor 'compacte' solificate 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.

$$f_{ya} = f_{yb} + (f_u - f_{yb}) \cdot \frac{k \cdot n \cdot t^2}{A_g}, \quad (31)$$

dar

$$f_{ya} \leq \frac{f_u + f_{yb}}{2}. \quad (32)$$

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

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

3.3.3.2 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 caracteristicii mecanice a materialului de bază descrise anterior, cu singura diferență ca epruvetele (fâșiile) nu au fost prelucrate, acestea fiind extrase din profile conform Figura 51.

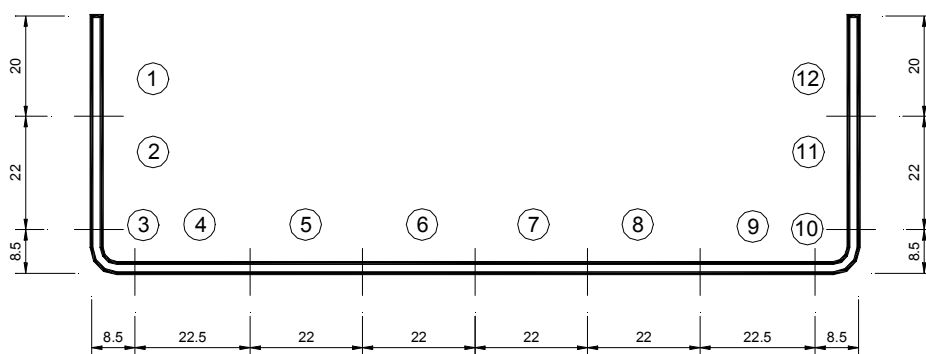


Figura 51: Dispunere fâșii pentru încercarea de tracțiune

Lățimea fâșiilor sunt cele corespunzătoare din Figura 51 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 52 se prezintă secțiunea transversală a fâșiilor de talpă / inima și de colț care au fost supuse la încercarea de tracțiune.

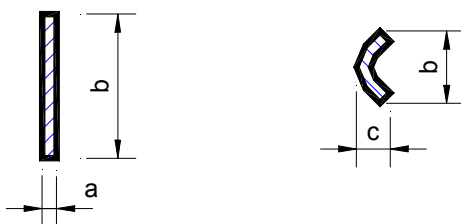


Figura 52: Secțiuni transversale pentru fâșiile de talpă / inima și de colț

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 53. 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).

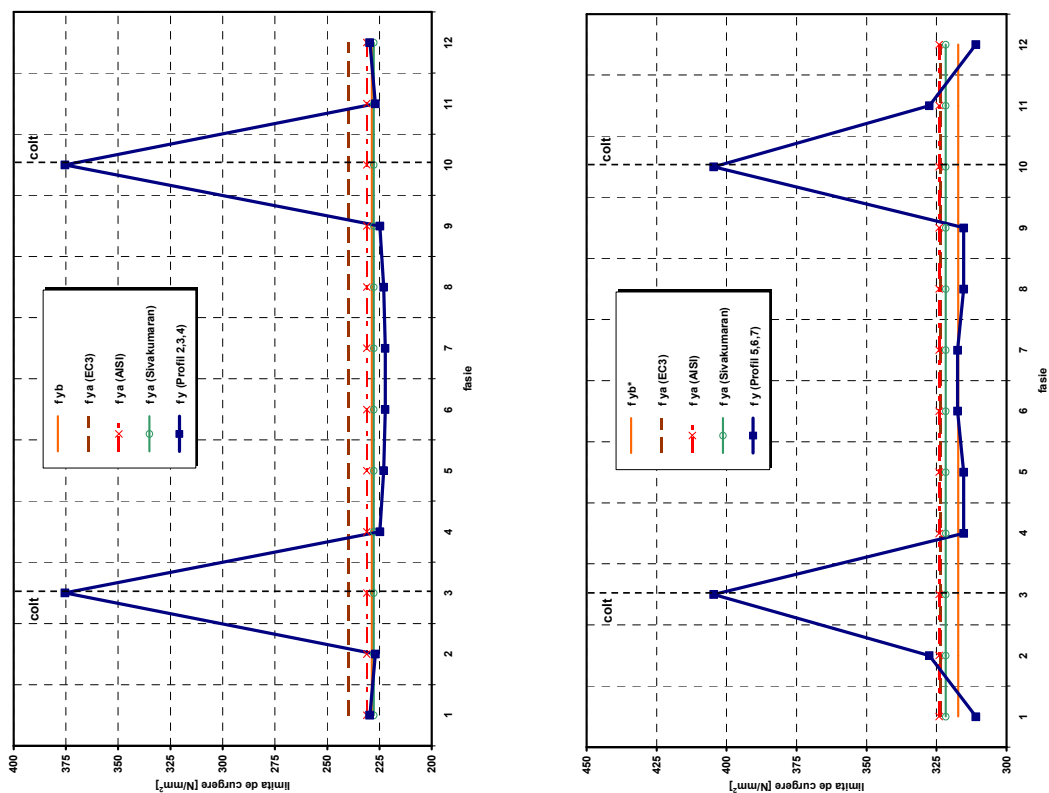


Figura 53: Modificarea limitei de curgere pe secțiunea transversală, respectiv limita de curgere mediată determinată prin diferite metode

În Tabel 14 și Tabel 15 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 14: 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 15: 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_{ya}	-	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 16 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 16: 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

3.3.4 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 ca 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.

Pornind 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 54 se prezintă tensiunile reziduale pentru o secțiune transversală de tip U formată la rece obținută de către Ingvarsson (1975).

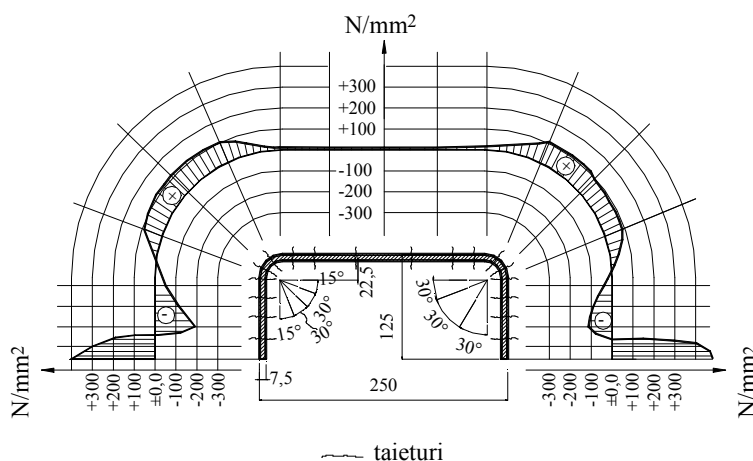


Figura 54: Tensiuni reziduale medii pe o secțiune formată la rece (Ingvarsson 1975)

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.

Notă: Acest subparagraf în mare măsură se bazează pe referințele Weng și Pekoz (1988) și Yu (2002). Pentru bibliografiile corespunzătoare consultați referințele.

3.3.4.1 Tensiuni reziduale la profile formate la rece

Secțiunile formate la rece sunt dominate de variația flexională sau prin grosime a tensiunilor reziduale. Aceasta 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 doua tipuri de tensiuni, și anume flexionale și membranare. Figura 55 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.

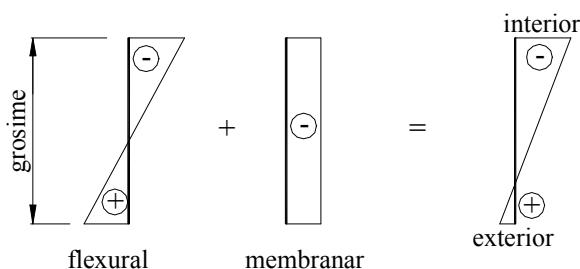


Figura 55: Definirea tensiunilor reziduale flexionale și membranare (Schafer și Pekoz 1998).

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 56 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.

Notă: Acest subparagraf în mare măsură se bazează pe referința Schafer și Pekoz (1998). Pentru bibliografiile corespunzătoare consultați referința.

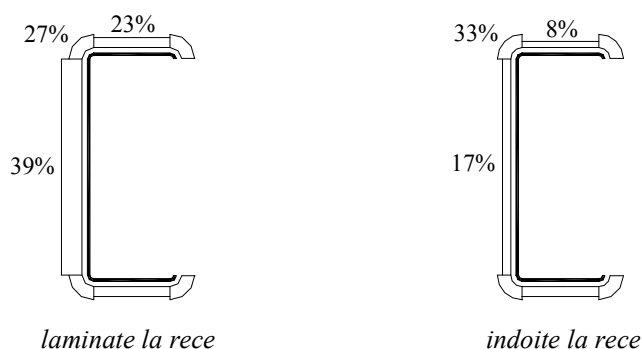


Figura 56: Tensiuni reziduale flexioanale procentual față de limita de curgere (Schafer și Pekoz 1998)

3.3.4.2 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 115). 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 57.

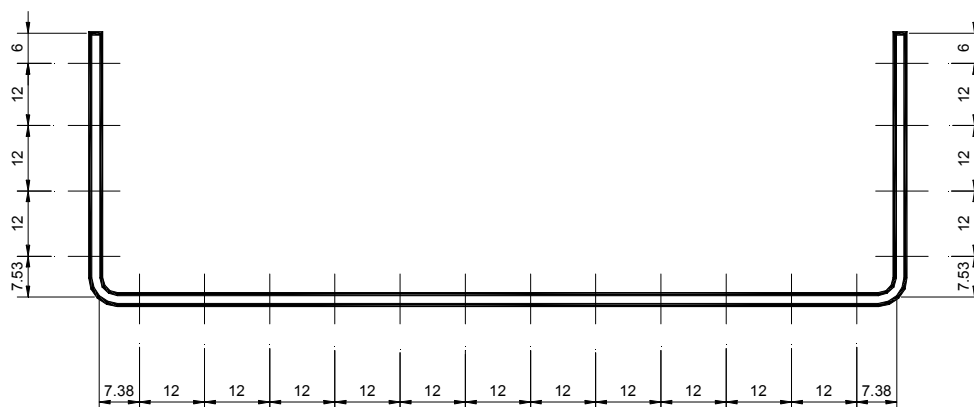


Figura 57: Dispunere găuri pe fâșii pentru determinare tensiune reziduală

Lăţimea fâşiiilor s-au considerat de 10.0 mm, respectiv în zona colţurilor au rezultat fâşii de aproximativ 9.4 mm. Dispunerea fâşiiilor pe secţiunea transversală este prezentată în Figura 58. Aici fâşiiile apar de 12.0 mm lăţime fiindcă a fost socotită şi grosimea discului de freză folosit pentru decupare. În prima etapa speci­menele au fost tăiate din profile de 420.0 mm lungime. În măsurători s-au considerat două cazuri de lungime a fâşiiilor, şi anume de 200.0 mm, respectiv de 150.0 mm.

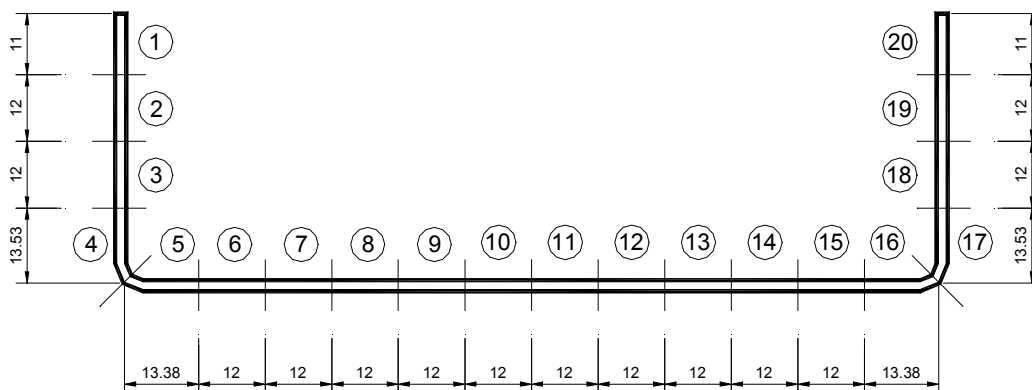


Figura 58: Dispunere fâşii pe secţiune transversală pentru determinare tensiune reziduală

În ce priveşte decuparea şi pregătirea epruvetelor acestea s-a efectuat în acelaşi mod ca şi cele prezentate în paragraful de determinarea modificării caracteristicilor de material.

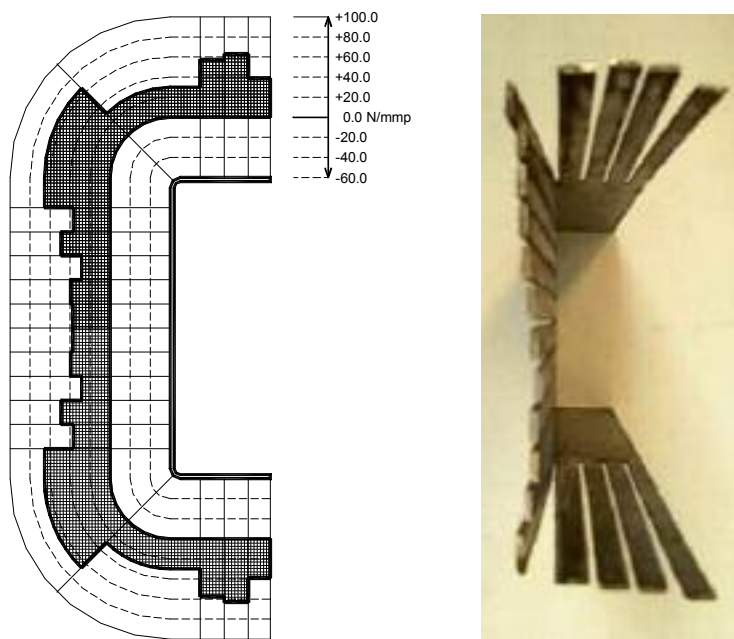


Figura 59: Distribuția mediată a tensiunilor reziduale flexionale pe secțiunea transversală și vederea superioară a flori reziduale

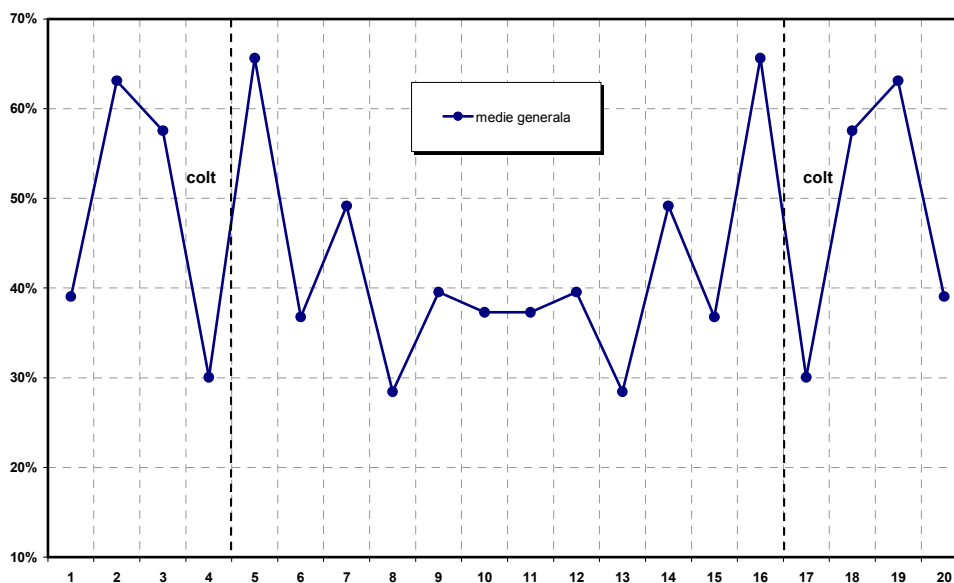


Figura 60: Variația tensiunii reziduale flexionale mediată pe fâșii raportat la limita de curgere a materialului de bază

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 61 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 62). 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 63, 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 61: Floare reziduală – vedere de ansamblu

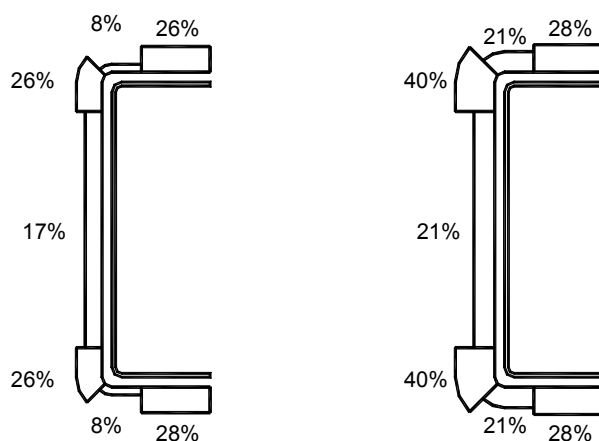


Figura 62: Distribuția procentuală a tensiunilor reziduale talpă-colț-inimă față de limita de curgere, pentru fâșii de 150.0 mm și 200.0 mm lungime

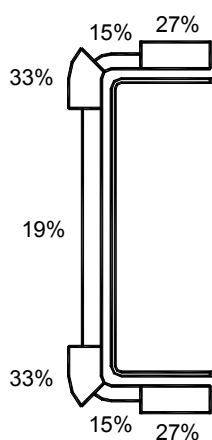


Figura 63: Distribuția medie procentuală a tensiunilor reziduale talpă-colț-inimă față de limita de curgere

În Tabel 17 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 statică 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 17: 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%	17%	15%
Inimă	17%	21%	19%		

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 64).

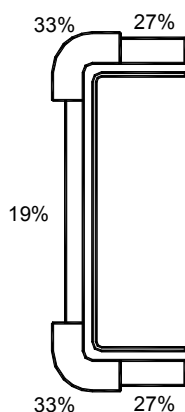


Figura 64: Propunere privind distribuția procentuală a tensiunilor reziduale talpă-colț-inimă față de limita de curgere

3.4 Încercări de compresiune

3.4.1 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 preseii 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 65).

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 66 ÷ Figura 68 se prezintă curbele caracteristice forță-deplasare obținute pentru trei seturi de specimene, iar în Tabel 18 se prezintă valorile forțelor maxime obținute obținute în urma încercărilor experimentale de compresiune.



Figura 65: Mașina universală de încercări de materiale UTS 250kN

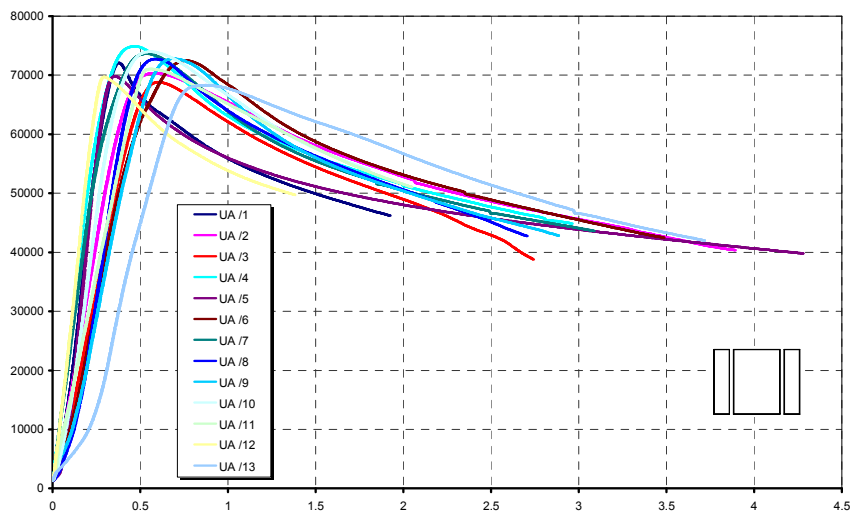


Figura 66: Curbe forță-deplasare seria de specimene UA

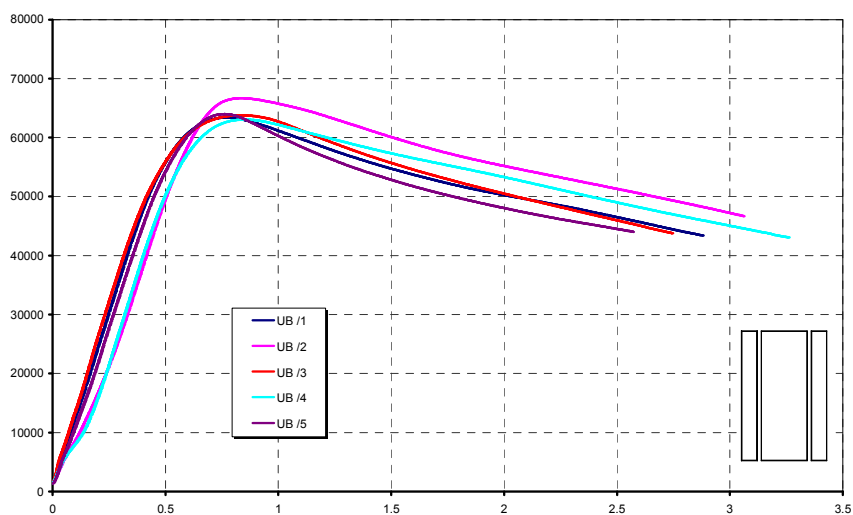


Figura 67: Curbe forță-deplasare seria de specimene UB

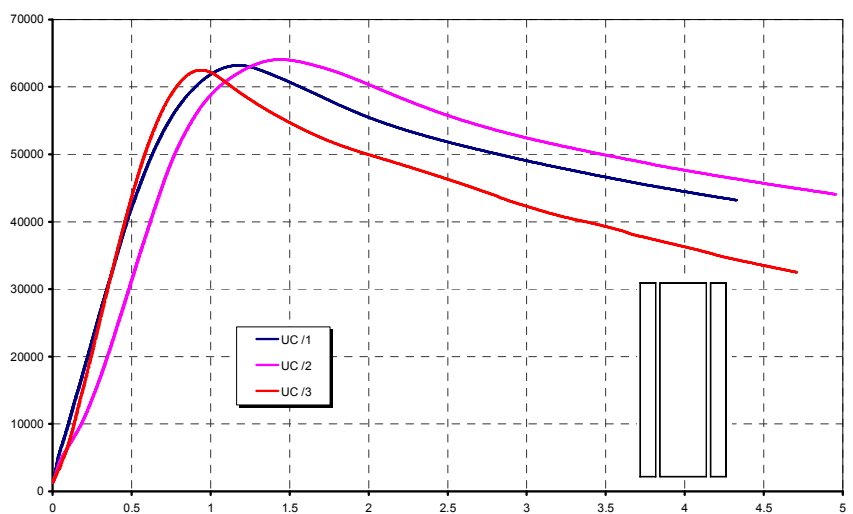


Figura 68: Curbe forță-deplasare seria de specimene UC

Tabel 18: Seturile de specimene și forța ultimă de compresiune obținute

Denumire specimen	Perforație		Lungime (mm)	Număr bucăți	Forța ultimă medie (kN)
	inimă	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
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
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.

3.4.1 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 69), 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 speci­menelor 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 69, unde mărimea d_2 avea valorile mediilor măsurătorilor geometrice descrise în subparagraful 4.3.1.2.

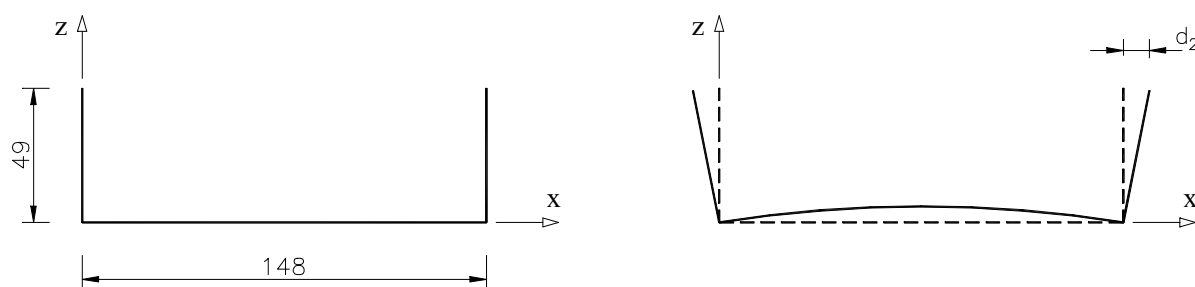


Figura 69: Dimensiuni secțiune transversală (linie mediană) și aplicare imperfecțiune geometrică

Modelul de material a fost cel de tipul multiliniar pentru materialul 1 și 2, iar de tip biliniar pentru materialul tip 3 (vezi Figura 70). Cum s-a prezentat anterior în studiul de modificării a limitei de curgere speci­menele au fost confecționate din două tipuri de materiale.

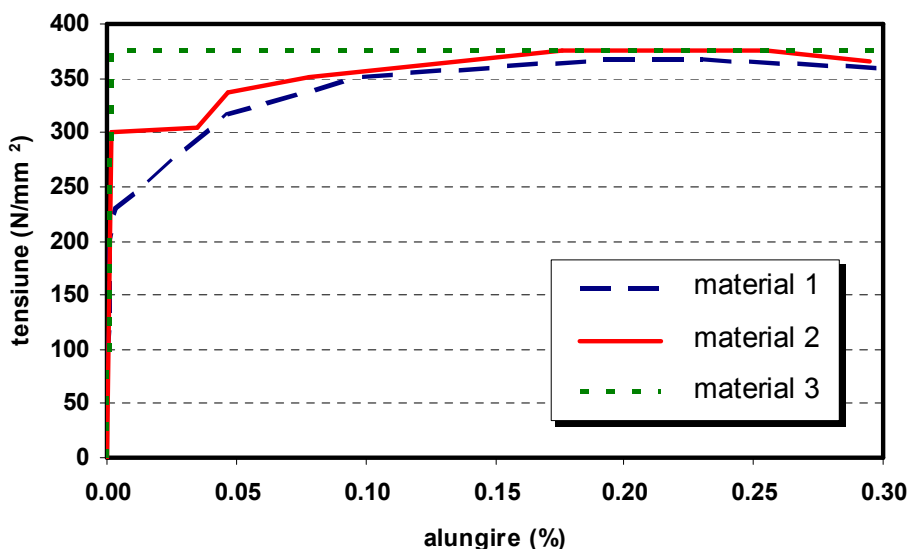


Figura 70: Modele de material pentru analiza numerică

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 evaluare 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 specimenelor supuse la compresiune. Deasemenea, datorită limitărilor facilităților pe care le oferă programul ANSYS (2001) s-a renunțat și la introducerea tensiunilor reziduale flexionale.

În Figura 71 ÷ Figura 73 se prezintă câteva imagini cu modelele cu elemente finite pentru specișimenele cu lungime de 210.0 mm.

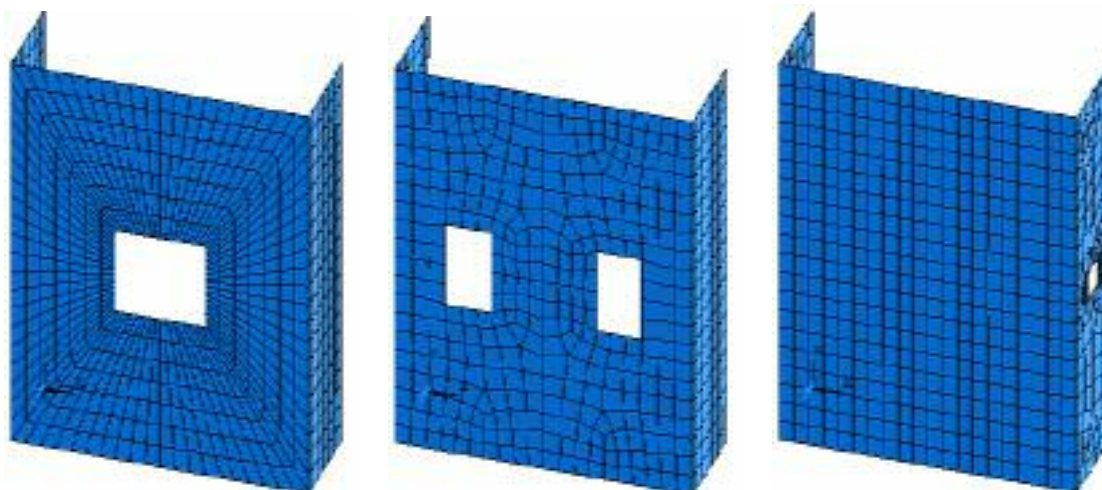


Figura 71: Modele cu elemente finite a seriilor de specișimene SWA, SSWA și SLA

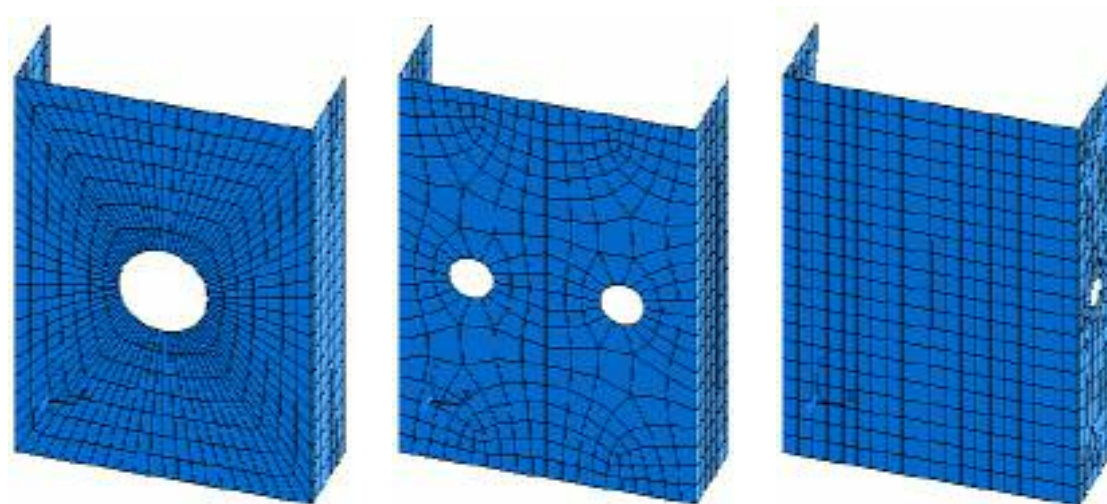


Figura 72: Modele cu elemente finite a seriilor de specimene CWA, CCWA și CLA

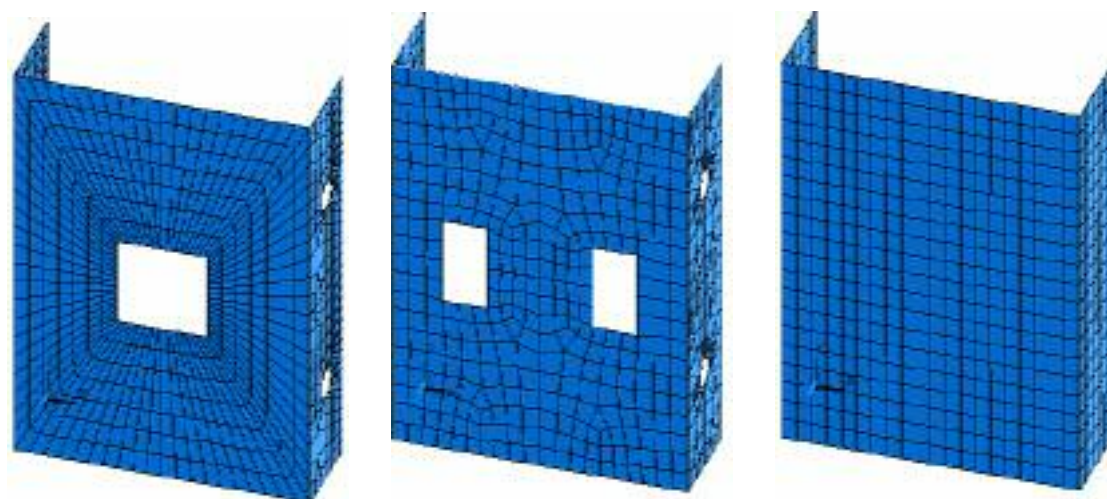


Figura 73: Modele cu elemente finite a seriilor de specimene SWCLA, SSWCLA și UA

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

3.4.2 Comparația 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.

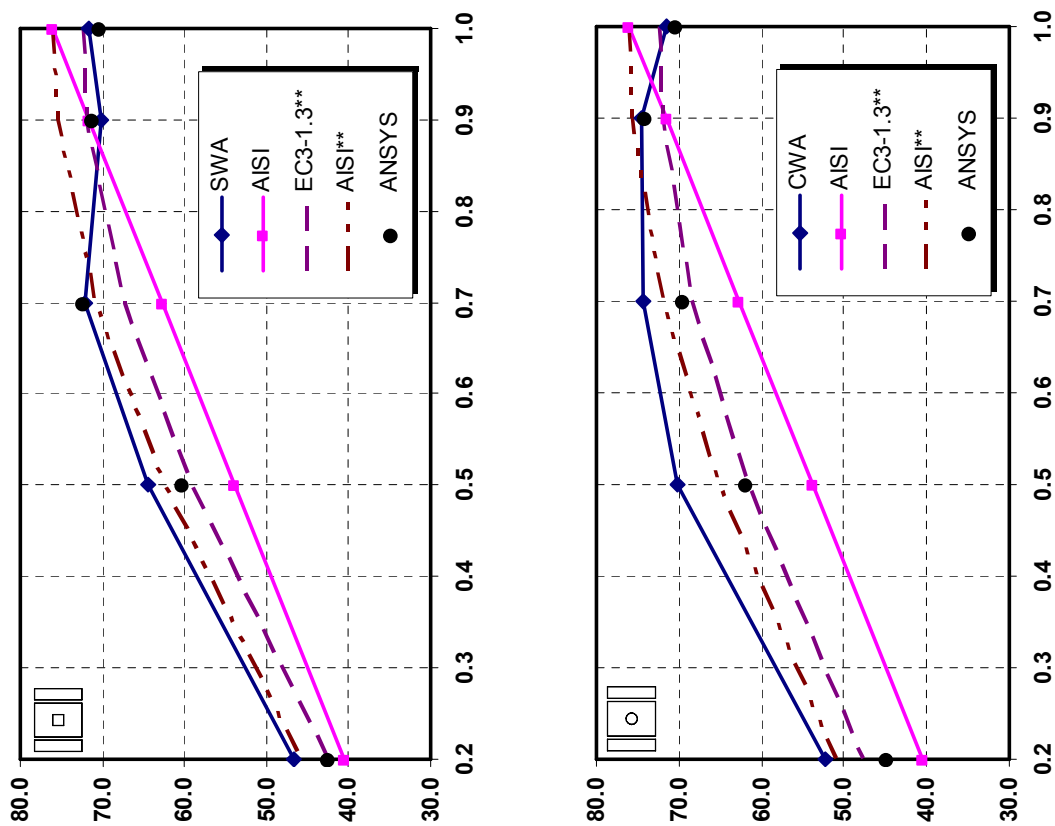


Figura 74: Comparație rezultate pentru seria de specimene SWA și CWA

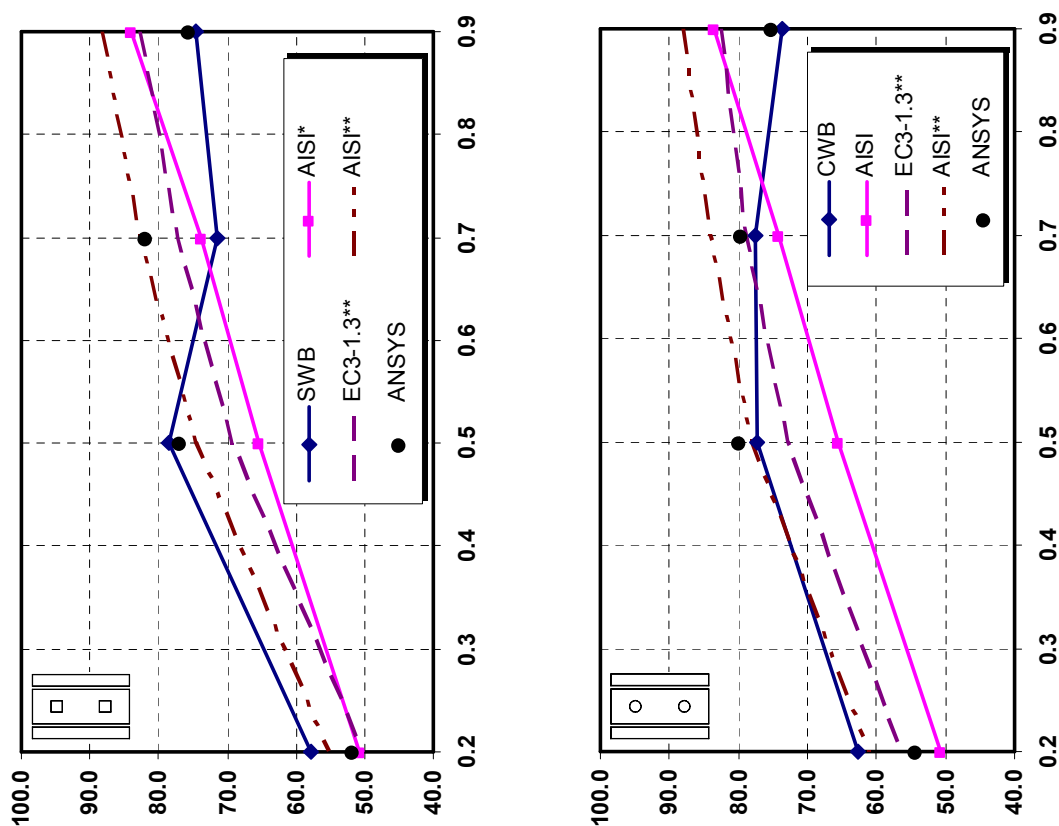


Figura 75: Comparație rezultate pentru seria de specimene SWB și CWB

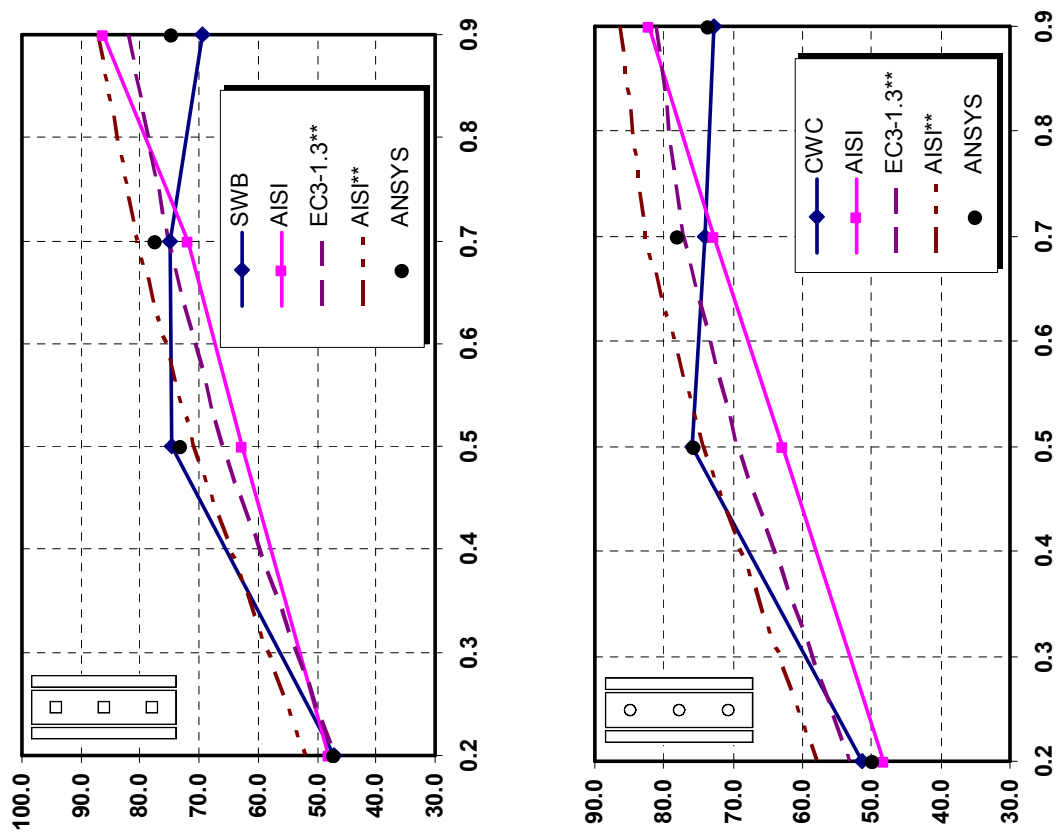


Figura 76: Comparație rezultate pentru seria de specimene SWC și CWC

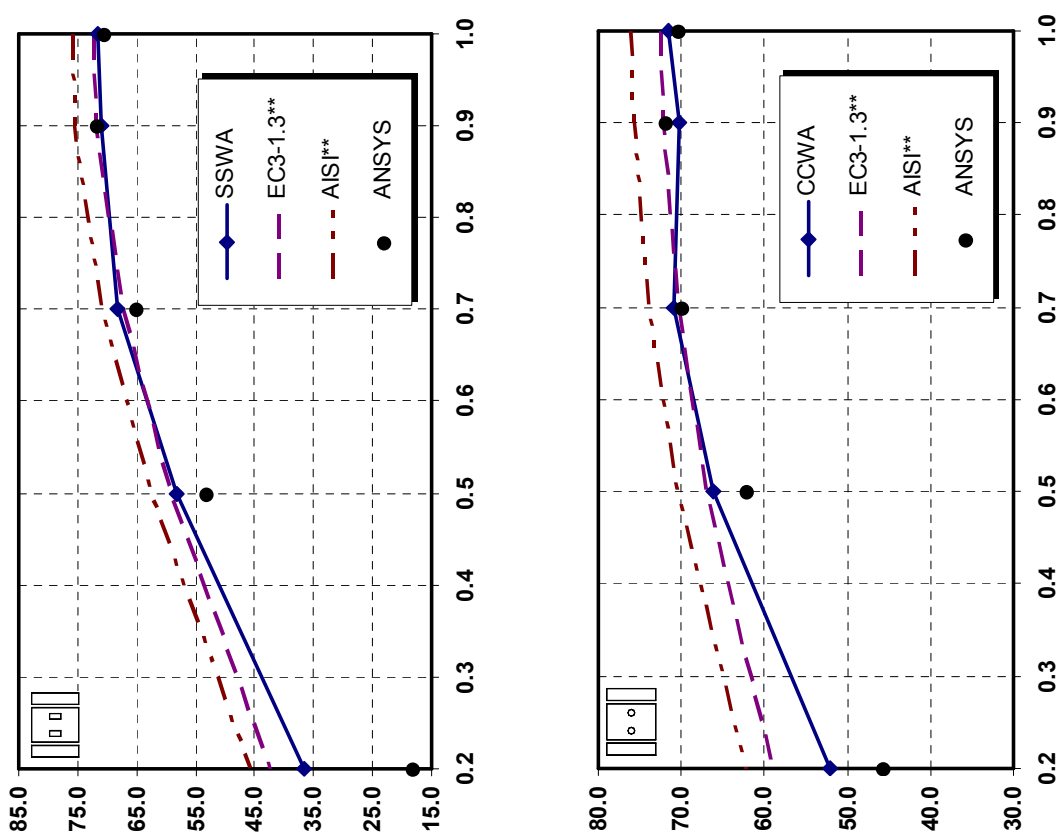


Figura 77: Comparație rezultate pentru seria de specimene SSWA și CCWA

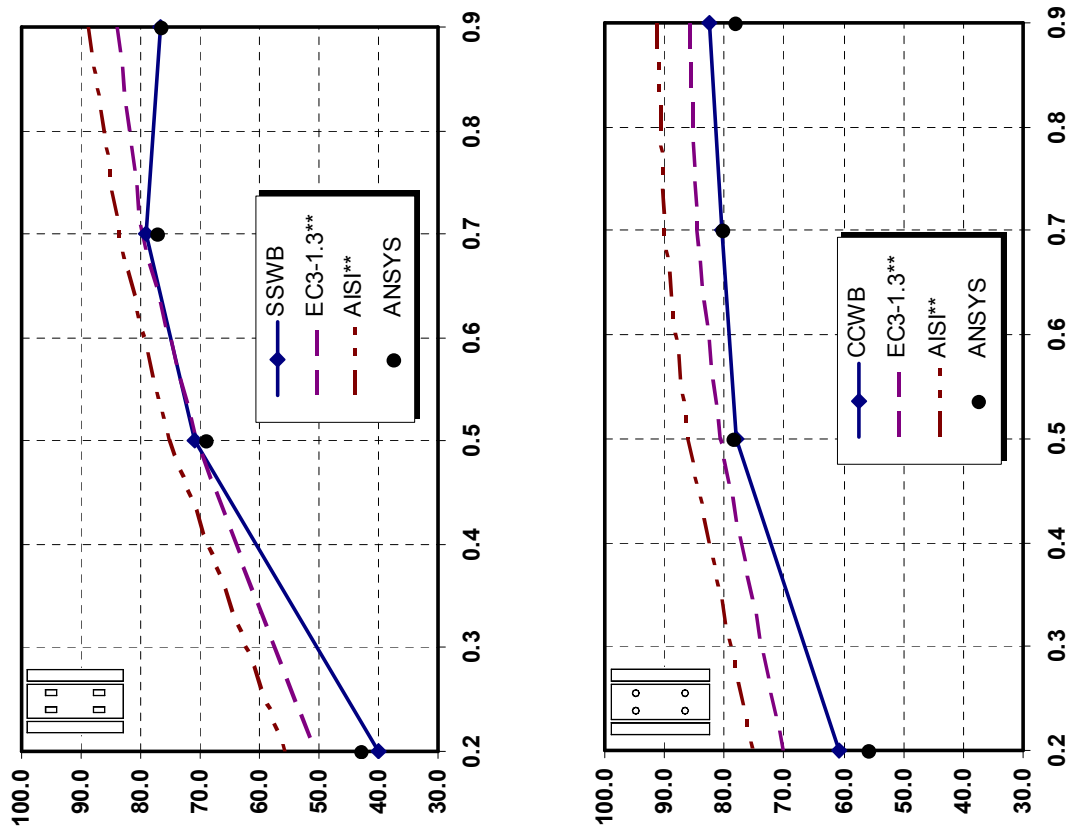


Figura 78: Comparație rezultate pentru seria de specimene SSWB și CCWB

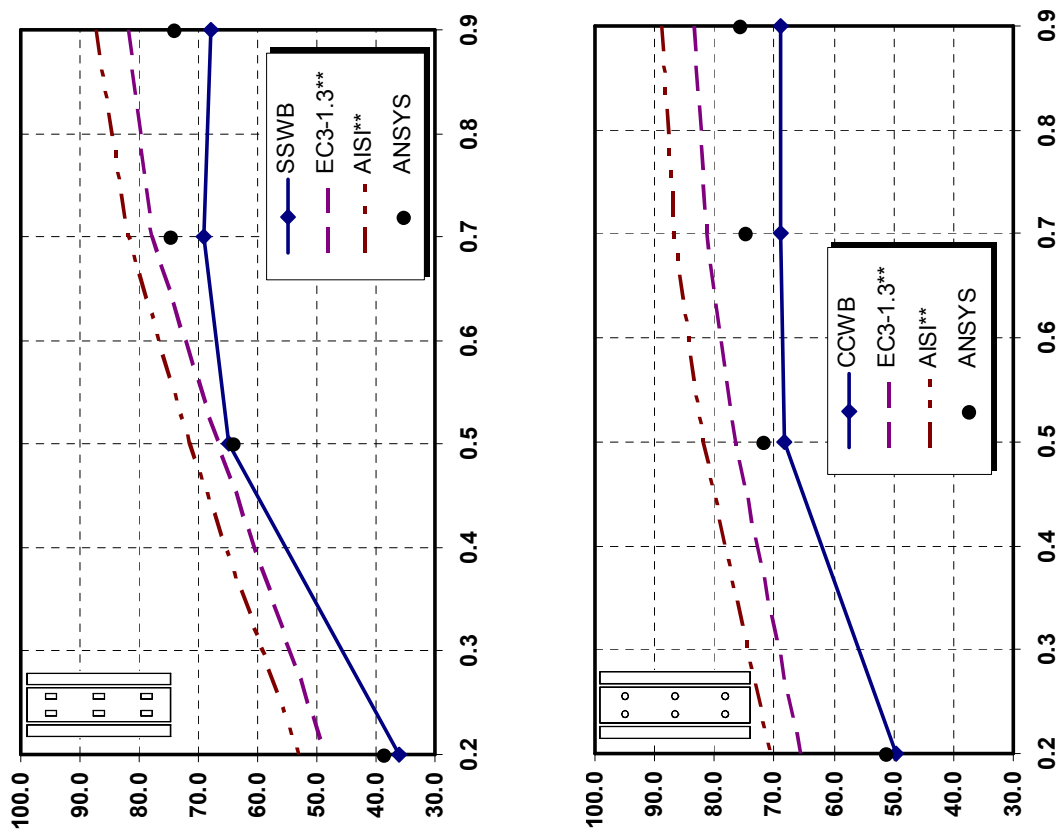


Figura 79: Comparație rezultate pentru seria de specimene SSWC și CCWC

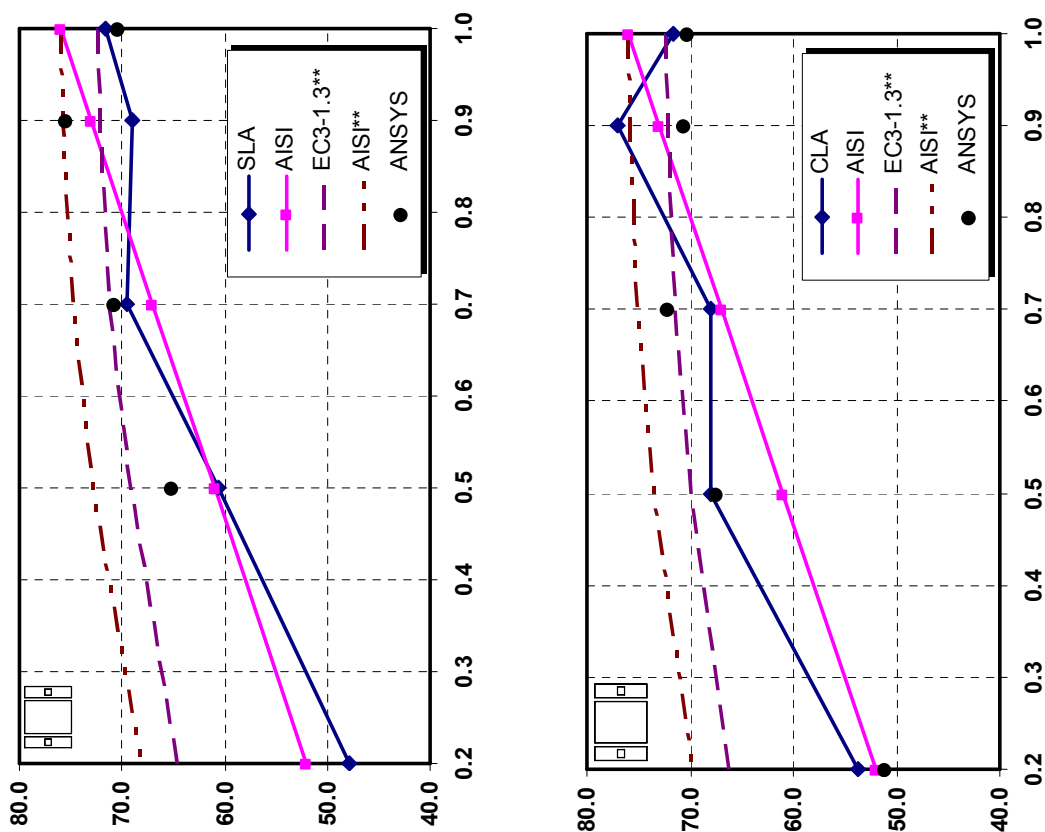


Figura 80: Comparație rezultate pentru seria de specimene SLA și CLA

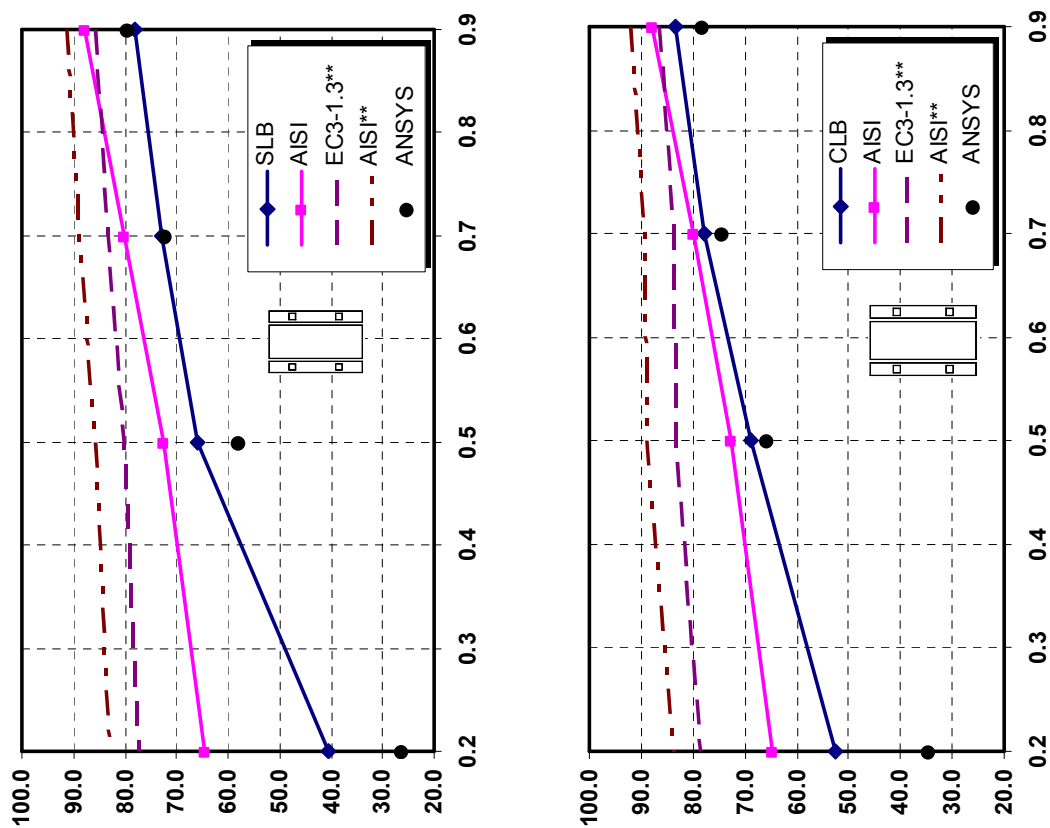


Figura 81: Comparație rezultate pentru seria de specimene SLB și CLB

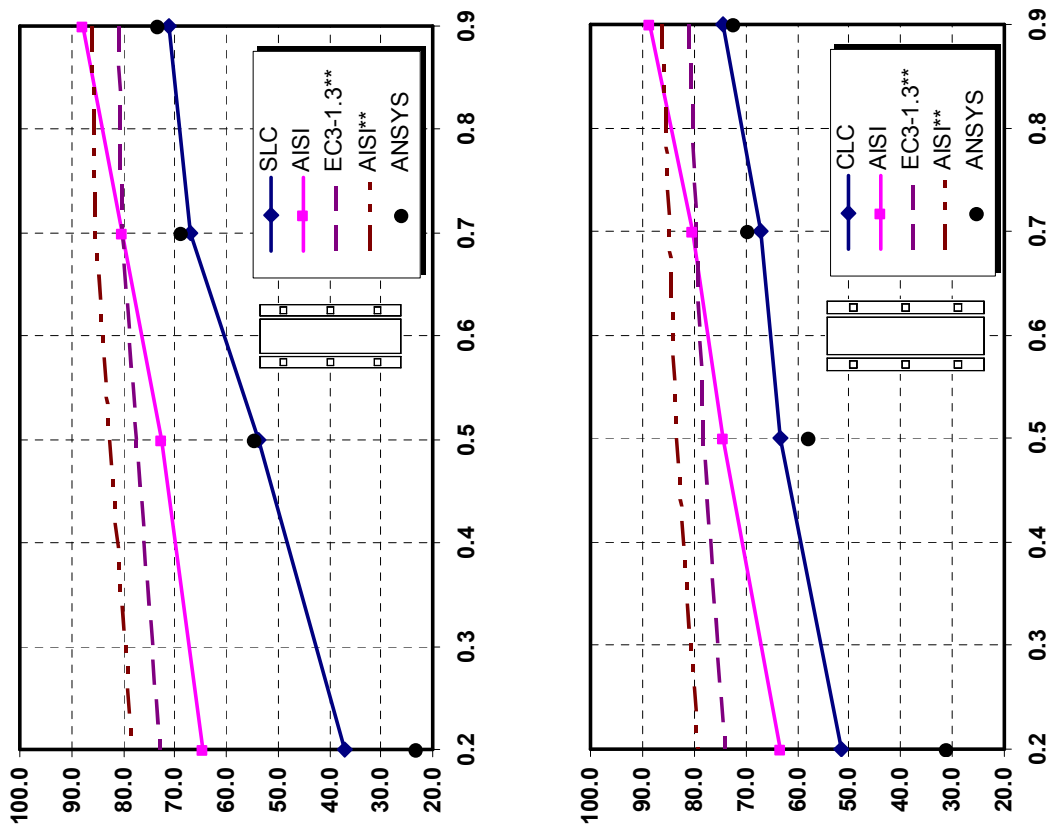


Figura 82: Comparație rezultate pentru seria de specimene SLC și CLC

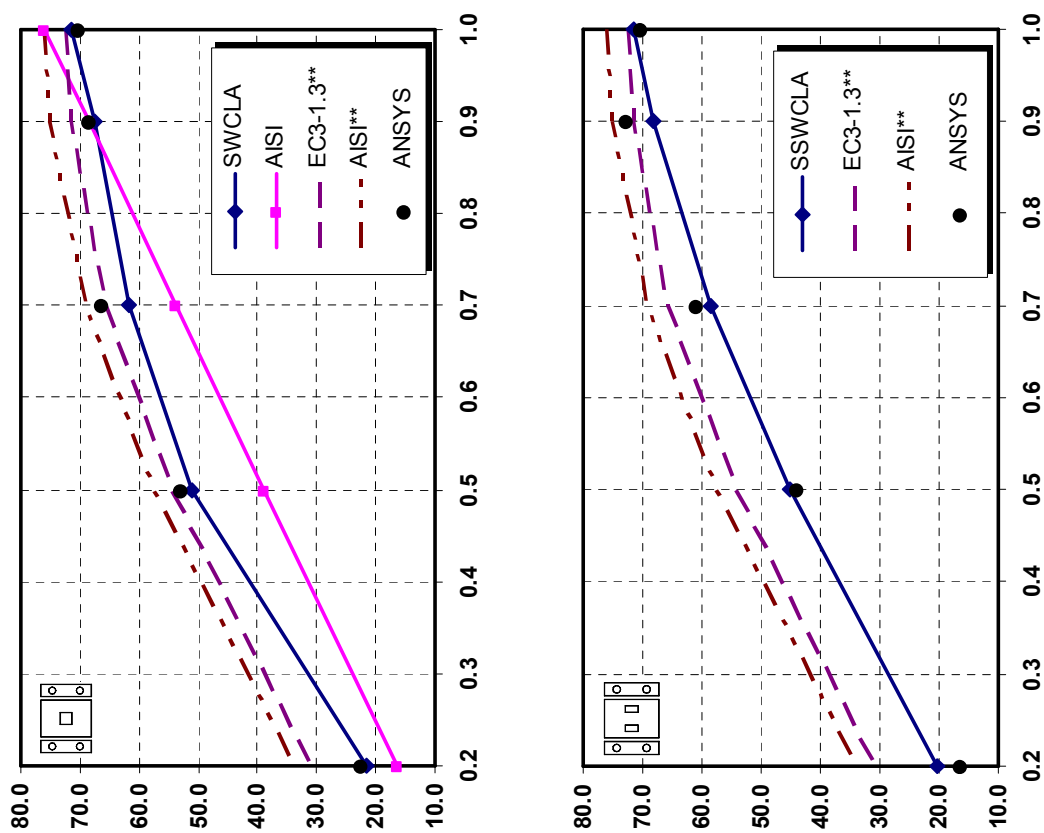


Figura 83: Comparație rezultate pentru seria de specimene SWCLA și SSWCLA

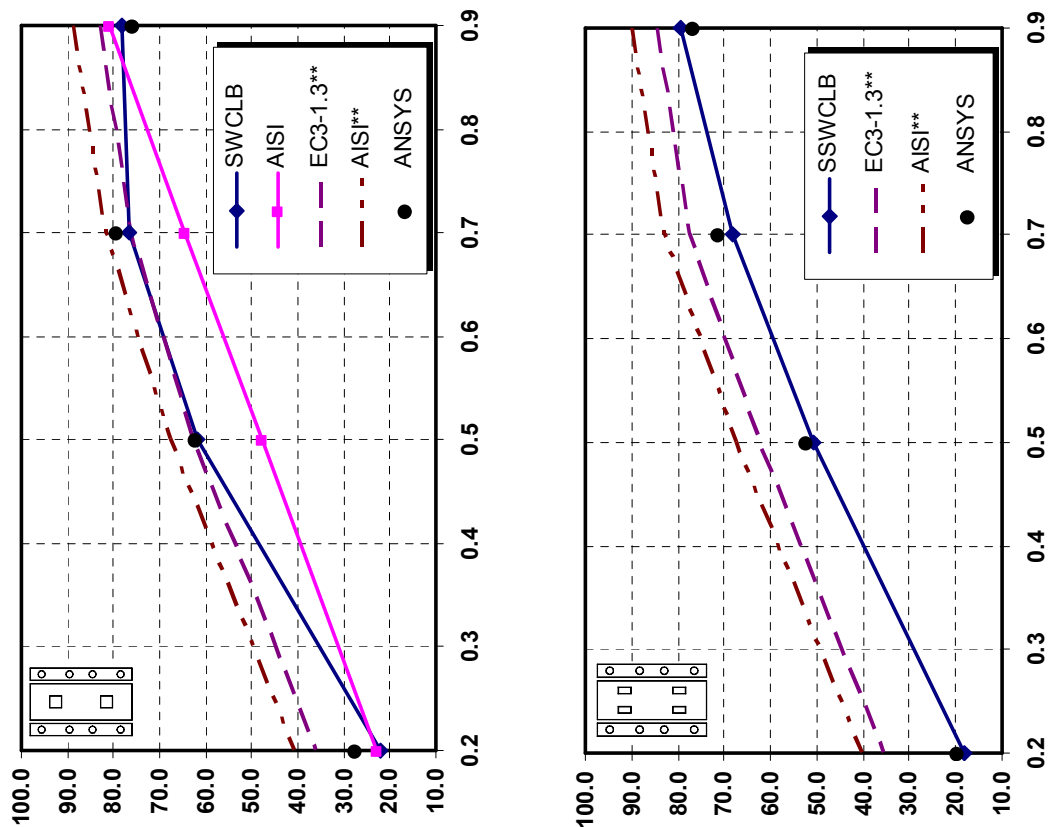


Figura 84: Comparație rezultate pentru seria de specimene SWCLB și SSWCLB

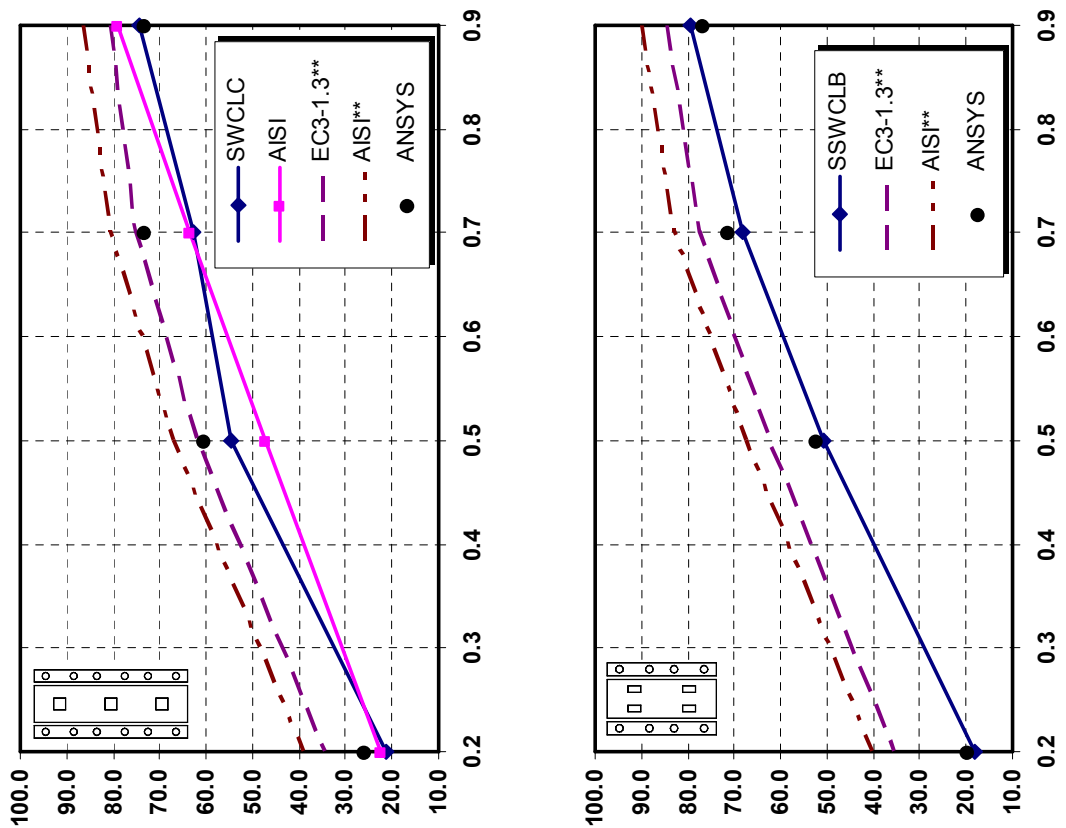


Figura 85: Comparație rezultate pentru seria de specimene SWCLC și SSWCLC

3.5 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 γ_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

$$r_i = g_{Rt}(\underline{X}) \quad (33)$$

care în acest caz este

$$r_i = A_{eff,n} \cdot f_{yb}; \quad (34)$$

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

$$\bar{b}_{(r)} = \frac{1}{n} \cdot \sum_{i=1}^n b_i \quad (35)$$

și valorii medii corectate a rezistenței

$$r = \bar{b} \cdot r_t; \quad (36)$$

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

$$V_r = \sqrt{V_{Rt}^2 + V_\delta^2} \leq 0.1 \quad (37)$$

și a coeficienților de pondere

$$\alpha_{rt} = \frac{Q_{rt}}{Q} = \frac{\sqrt{\ln(V_{rt}^2 + 1)}}{\sqrt{\ln(V_r^2 + 4)}} \quad (38)$$

și

$$\alpha_\delta = \frac{Q_\delta}{Q} = \frac{\sqrt{\ln(V_\delta^2 + 1)}}{\sqrt{\ln(V_r^2 + 1)}}; \quad (39)$$

- determinarea valorii caracteristicii a rezistenței

$$r_k = \bar{b} \cdot r_m \cdot \exp(-1.64 \cdot \alpha_{rt} \cdot Q_{rt} - u_{k,n} \cdot \alpha_\delta \cdot Q_\delta - 0.5 \cdot Q^2) \quad (40)$$

și valorii de calcul a rezistenței

$$r_d = \bar{b} \cdot r_m \cdot \exp\left(-3.04 \cdot \alpha_{rt} \cdot Q_{rt} - u_{d,n} \cdot \alpha_\delta \cdot Q_\delta - 0.5 \cdot Q^2\right); \quad (41)$$

- determinarea coeficientului parțial de siguranță

$$\gamma_R = \frac{r_k}{r_d}. \quad (42)$$

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 speciamentele 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 19.

Tabel 19: Etape de determinare coeficient parțial de siguranță

$\bar{b}(r)$	V_{rt}	V_δ	V	α_{rt}	α_δ	k	r_d	γ_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.

3.6 Concluzii

Numărul total al speciamentelor 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 speciamentele. 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 difertită funcție de tipo-dimensiunea perforației și pozitiei 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 4: FORME DE INSTABILITATE SIMPLE ȘI CUPLATE ALE PROFILELOR CU PEREȚI SUBȚIRI PERFORAȚI

4.1 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 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.

4.2 Factorul de imperfecțiune echivalent pentru profile perforate

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 α_{eq} echivalent care să corecteze curbele de flambaj Europene pentru elementele perforate comprimate.

4.2.1 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 86). În cazul unei bare cu pereți subțiri se consideră că cele două moduri teoretice de instabilitate care se cuplează sunt flambajul de bară (Euler)

$$\bar{N}_E = \frac{1}{\bar{\lambda}^2} \quad (43)$$

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

$$\bar{N}_L = Q. \quad (44)$$

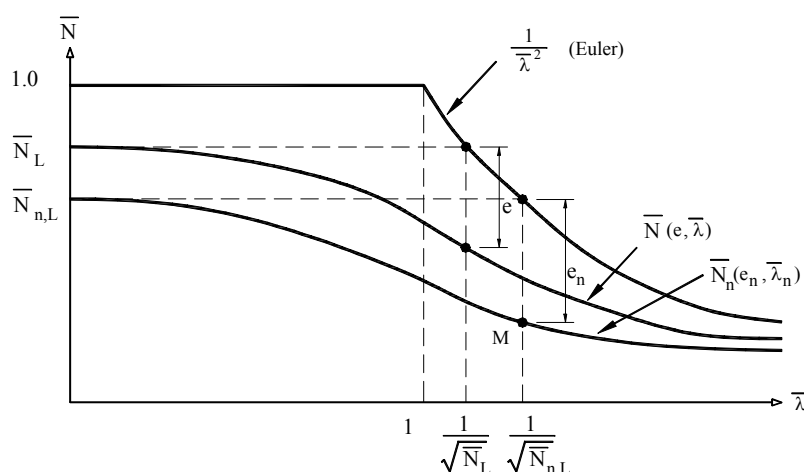


Figura 86: Modelul de flambaj interactiv conform teoriei ECBL

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

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

S-a extins această teorie la elemente cu secțiune transversală perforată supuse la compresiune, vezi Figura 86, și s-au folosit următoarele notații:

$$\overline{N}_L = \frac{N_L}{N_{pl}} \quad (45)$$

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

$$N_{pl} = A \cdot f_{yb} \quad (46)$$

Urmând același principiu s-a folosit notația de

$$\overline{N}_{n,L} = \frac{N_{n,L}}{N_{pl}} \quad (47)$$

unde $N_{n,L}$ 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 86, unde modul teoretic de bară (Euler) devine egal cu modul local, adică:

$$\frac{1}{\lambda_n^2} = \overline{N}_{n,L} \quad (48)$$

de unde rezultă abscisa de interacțiune:

$$\overline{\lambda}_{n,int} = \frac{1}{\sqrt{\overline{N}_n}} \quad (49)$$

Se poate scrie deci eroziunea netă e_n ca și:

$$e_n = \overline{N}_n - \overline{N}_n \left(\overline{\lambda}_n = \frac{1}{\sqrt{\overline{N}_n}} \right), \quad (50)$$

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

$$\alpha = \frac{e_n^2}{1 - e_n} \cdot \frac{\sqrt{N_n}}{1 - 0.2 \cdot \sqrt{N_n}}. \quad (51)$$

Această este nouă relație pentru determinarea coeficientului imperfecțiunilor α în cazul barelor cu pereți subțiri. Prin substituirea lui α 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.

4.2.2 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 λ_{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 87).

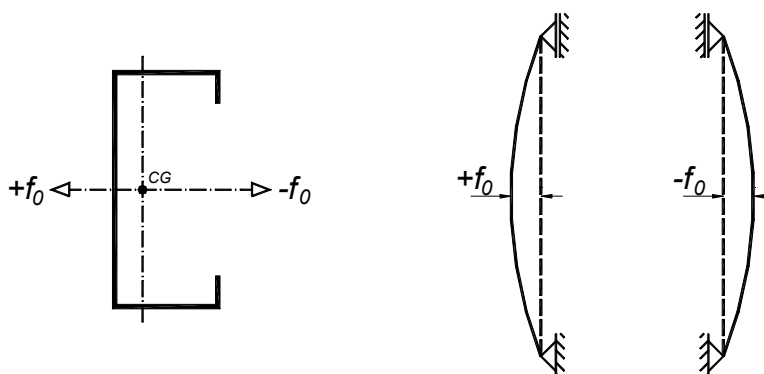


Figura 87: Aplicarea imperfecțiunii globale flexionale

Tabel 20 ÷ Tabel 46 prezintă rezultatele simulărilor numerice obținute cu ajutorul programului ANSYS pentru lungimile de interacțiune.

Tabel 20: Forțele ultime pentru specișenele cu perforație de $d = 16.5\text{mm}$ diametru

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

Tabel 21: Forțele ultime pentru specișenele cu perforație de $d = 33.0\text{mm}$ diametru

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

Tabel 22: Forțele ultime pentru specișenele cu perforație de $d = 49.5\text{mm}$ diametru

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

4.2.3 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 α_{eq} .

După o analiză preliminară de flambaj elastic s-a putut observa că rezistența ultimă a specișenelor 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 23 se prezintă valorile eroziunii netă e_n , și al factorului de imperfecțiune echivalent α_{eq} obținute pentru cele trei dimensiuni de perforație în comparație cu factorul de imperfecțiune α recomandat în EN1993-1-3 (20xx).

Tabel 23: Eroziunea netă și factorul de imperfecțiune echivalent

	$\bar{N}_{n,L}$	$\bar{N}_n(\bar{\lambda}_{int})$	e_n	α_{eq}	α
$d = 16.5mm$	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.

4.3 Metoda Rezistenței Efective (Direct Strength Method - 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.

Pentru a trage o paralelă între metoda DSM și propunerea introducerii coeficientului de imperfecțiune echivalent α_{eq} s-a aplicat metoda DSM pentru aceleași seturi de specimene care au fost descrise în subparagraful 4.2.2.

Pentru introducerea secțiunii transversale în programul CUFSM_{2.5} inima 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 4.4.

4.4 Prelucrarea și discutarea rezultatelor

Curbele caracteristice al rezistenței ultime a speciimenelor 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 88 ÷ Figura 93.

Aceste figuri conțin și curbele generate pe baza propunerilor descrise în paragraful 2.5, și anume folosind normativele EN1993-1-3 (20xx) și AISI (2002). Curbele EN'93* și AISI* reprezintă rezultatele obținute folosind lățimea eficace netă $b_{eff,n}$ propusă în Ecuația (19), și coloana EN'93** reprezintă rezultatele obținute folosind grosimea echivalentă t_{eq} propusă în Ecuația (23).

Se prezintă câte două seturi de figuri pentru foicare diametru de perforație pentru a sublinia importanța introducerii factorului de imperfecțiune echivalent α_{eq} în calcule.

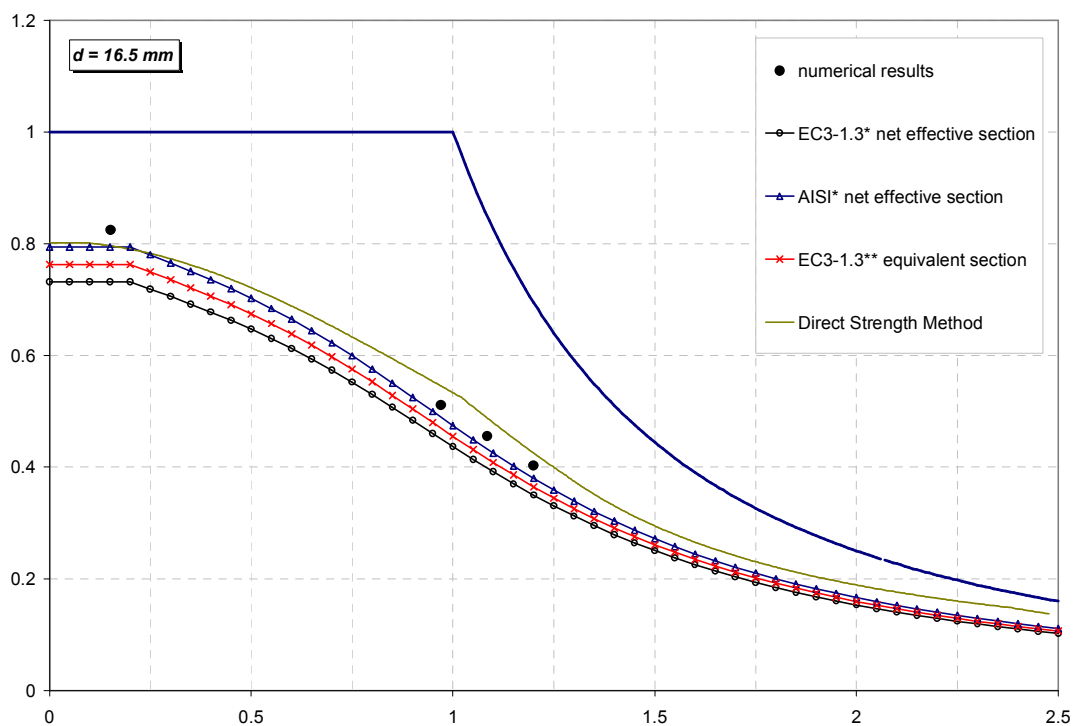


Figura 88: Speciimenele du perforații de $d = 16.5 \text{ mm}$ cu factorul de imperfecțiune α neafectat

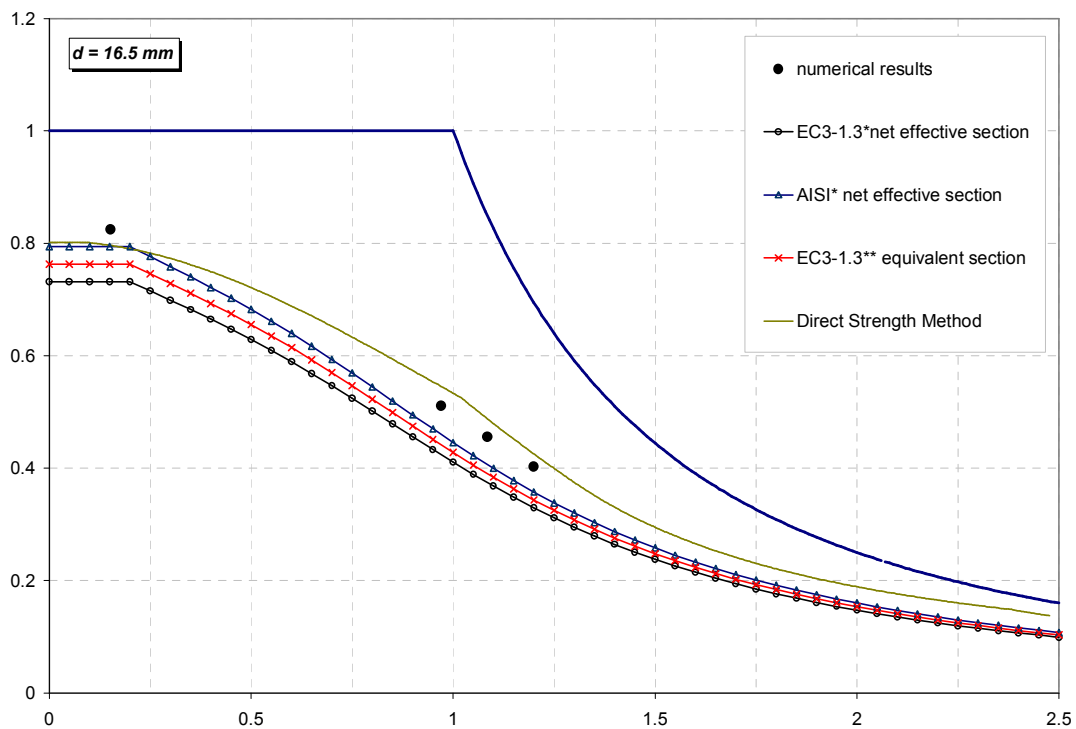


Figura 89: Specimenele du perforații de $d = 16.5 \text{ mm}$ cu factorul de imperfecțiune echivalent α_{eq}

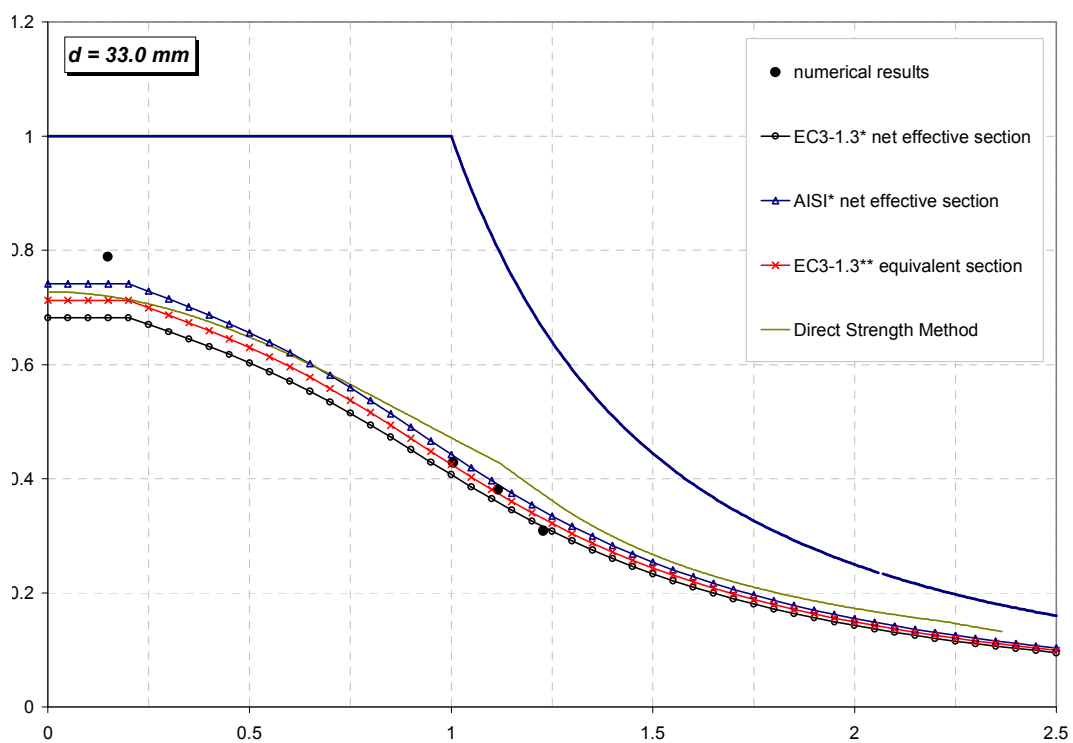


Figura 90: Specimenele du perforații de $d = 33.0 \text{ mm}$ cu factorul de imperfecțiune α neafectat

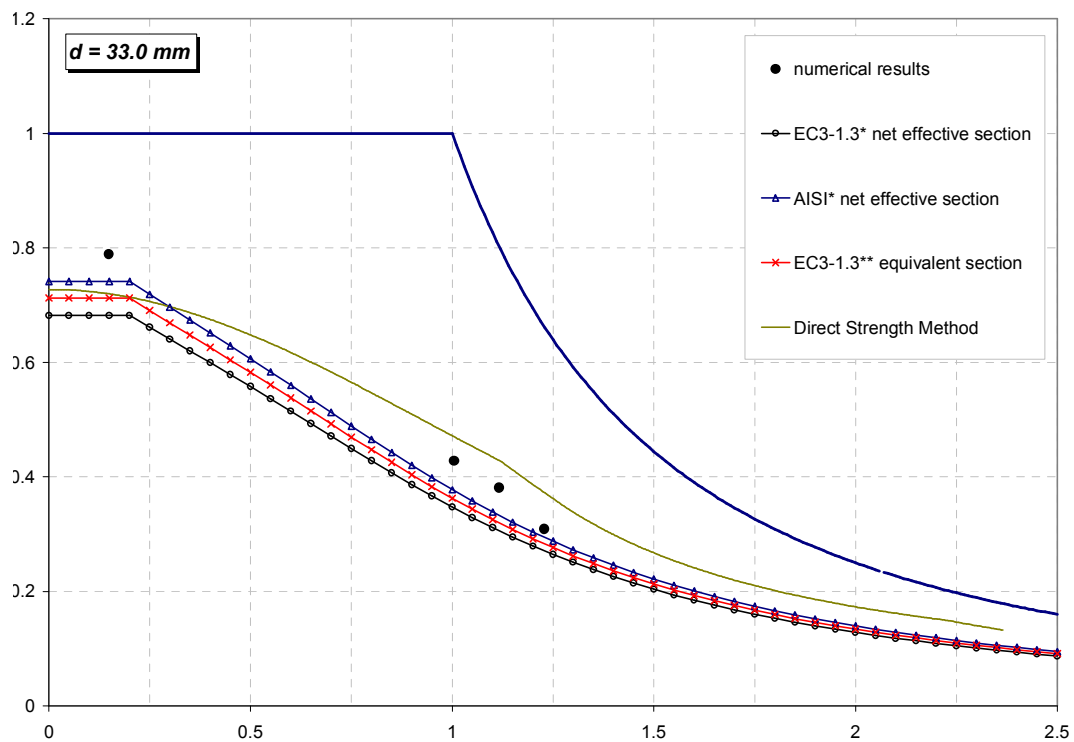


Figura 91: Specimenele du perforații de $d = 33.0\text{ mm}$ cu factorul de imperfecțiune echivalent α_{eq}

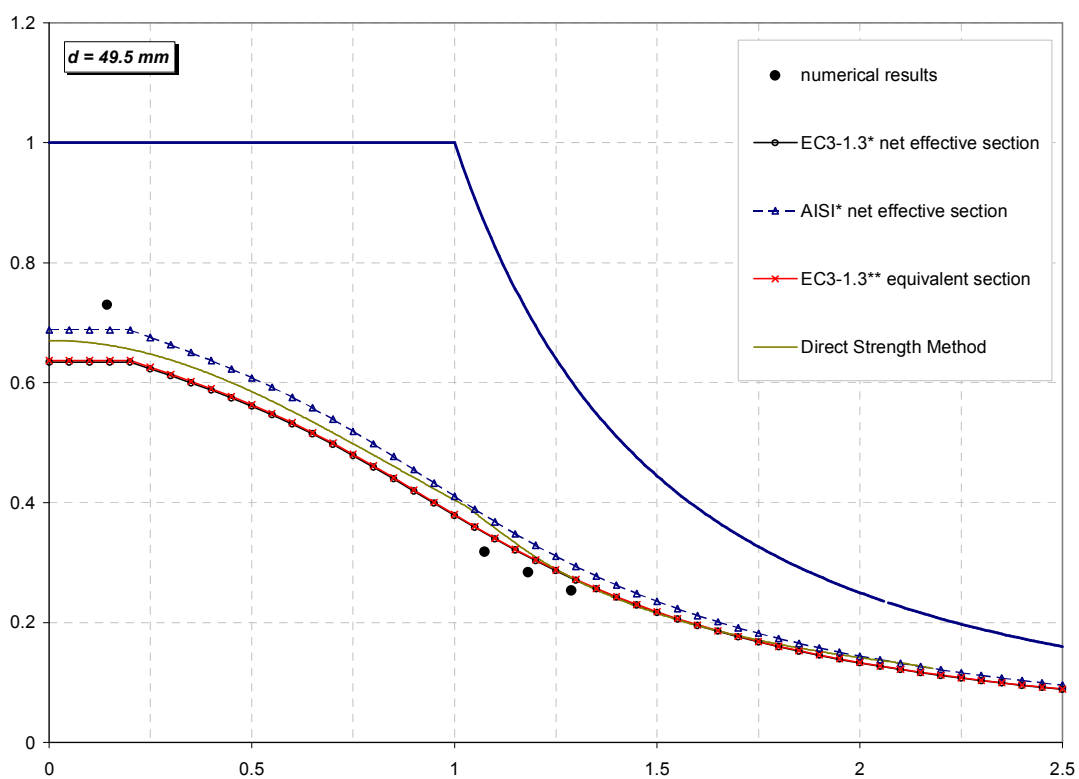


Figura 92: Specimenele du perforații de $d = 49.5\text{ mm}$ cu factorul de imperfecțiune α neafectat

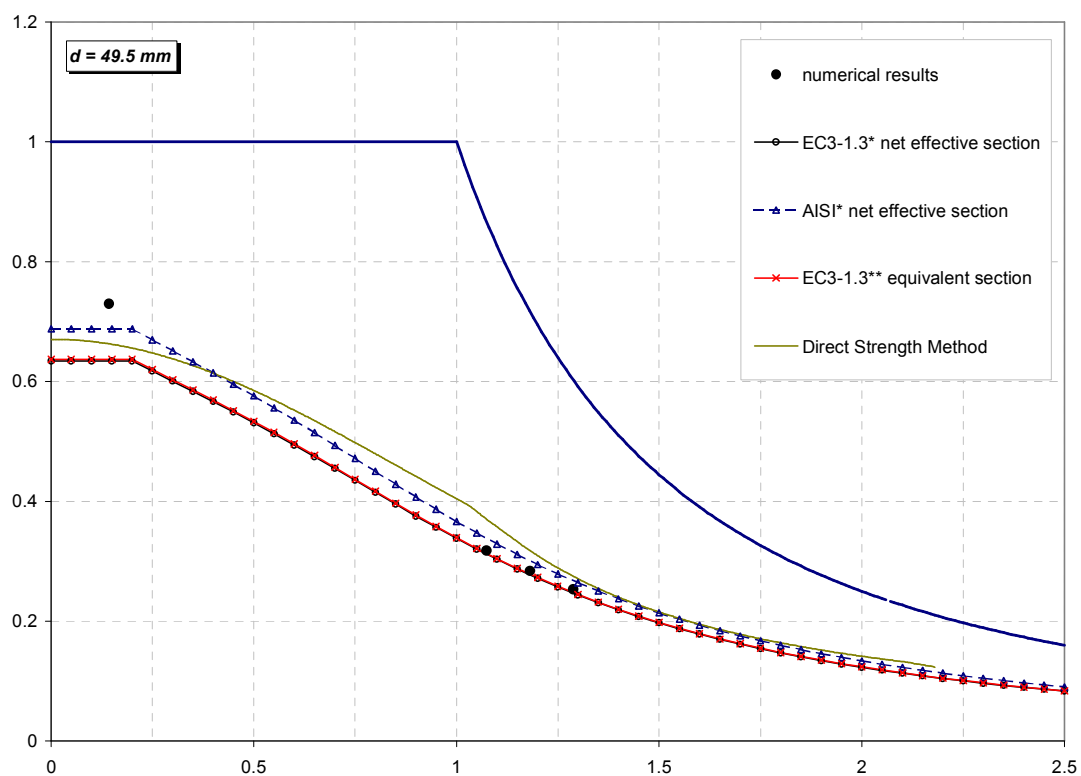


Figura 93: Specimenele du perforații de $d = 49.5mm$ cu factorul de imperfecțiune echivalent α_{eq}

4.6 Concluzii

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

5.1 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 1998). Aceste încercări conțin două seturi de secțiune transversală notate în ceea ce urmează cu Firma C-1 și C-2.

5.2 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 94.

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

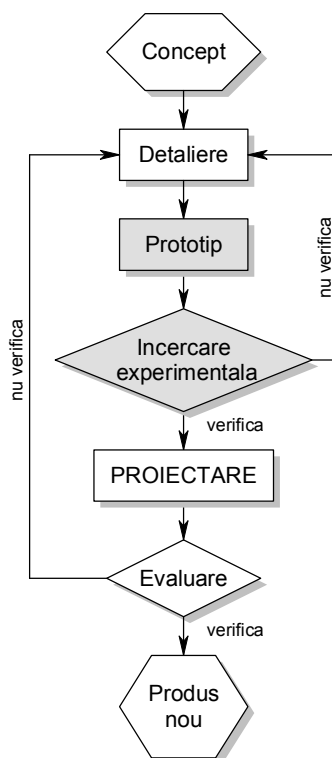


Figura 94: Procedura actuală de dimensionarea stâlpilor perforați (Davies ș.a. 1997)

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

$$\gamma_M = 1.0 . \quad (52)$$

(c) se determină raportul

$$\epsilon = \frac{N_{bd,Rd}}{N_{b,Rd}} . \quad (53)$$

(d) se modifică rezistența tronsonului scurt pentru luarea în considerare a flambajului prin distorsiune folosind relația

$$N_{c,Rd} = \frac{\epsilon \cdot f_y \cdot A_{eff}}{\gamma_M} \quad (54)$$

cu condiția ca

$$\epsilon \leq 1.0 . \quad (55)$$

(e) se continuă cu calculele conform paragrafelor 3.5.2 și 3.5.3 al FEM10.2.02 (1997).

5.3 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 rezeme tip bilă care reprezintă articulații cu o linie a încărcării bine definită (vezi Figura 95). 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.

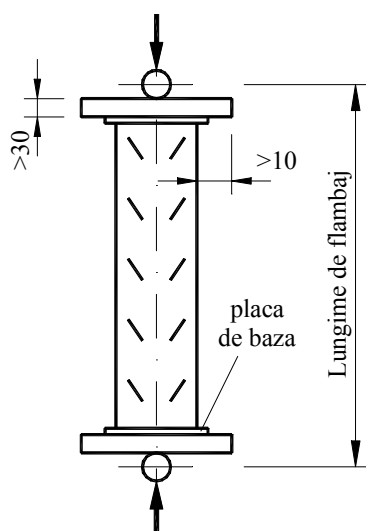


Figura 95: Modul de încercare a tronsonului scurt

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 96).

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.

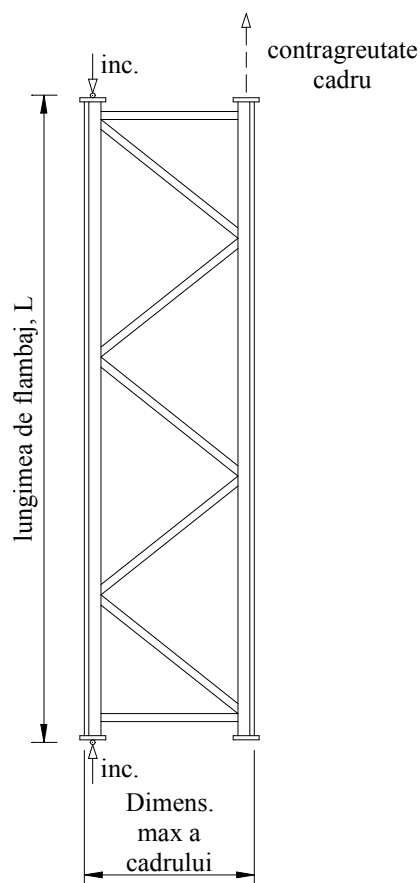


Figura 96: Modul de încercare a cadrului vertical

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.

5.4 Determinarea valorilor caracteristice rezultatelor obținute din încercări experimentale

5.4.1 Ajustarea rezultatelor experimentale

Obiectivul încercărilor este de 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

$$R_{ni} = R_{ii} \cdot \left(\frac{f_y}{f_t} \right)^\alpha \cdot \left(\frac{t}{t_t} \right)^\beta \quad (56)$$

unde α și β 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.

5.4.2 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 caracteristică pentru rezistența s-a adoptat o fracția de 95% cu un nivel de încredere de 75%, iar relația este următoarea:

$$R_k = R_m - k_s \cdot s \quad (57)$$

unde valoarea medie a rezultatelor experimentale se determină folosind relația

$$R_m = \frac{1}{n} \cdot \sum_{i=1}^n R_{ni} \quad (58)$$

Ca și regulă generală variația 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

$$R_k = R_d \cdot (1 - k_s \cdot s). \quad (59)$$

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.

5.4.3 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

$$A_{eff} = \frac{R_k}{f_y}. \quad (60)$$

5.5 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 94), 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 1998). Aceste încercări conțin două seturi de secțiune transversală notate în ceea ce urmează cu Firma C-1 și C-2.

5.5.1 Aplicarea metodei grosimii echivalente pentru secțiunea transversală tip Firma C-1

Secțiunea transversală a speciemenelor este prezentată în Figura 97.

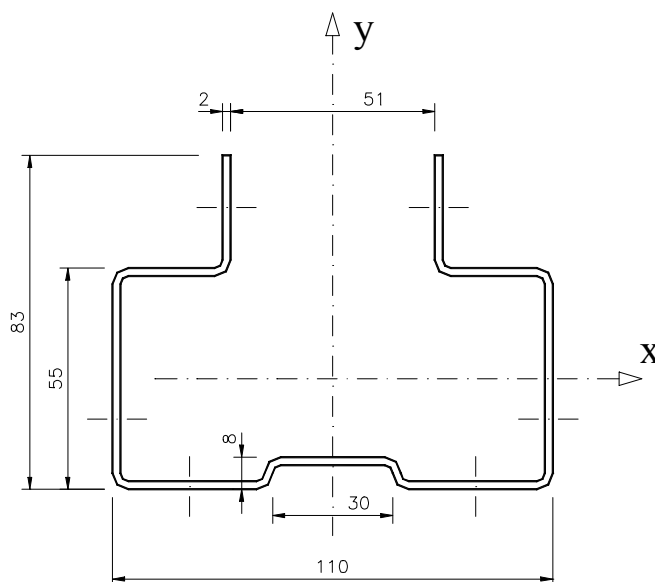


Figura 97: Secțiunea transversală specimene Firma C-1 (MSM 1998b)

Caracteristicile materialului de bază au fost determinat pe baza unor încercări de tracțiune și rezultatele sunt sumarizate în Tabel 24.

Tabel 24: Determinarea caracteristicilor materialului de bază pentru Firma C-1 (MSM 1998b)

Nume specimen	Grosime material t (mm)	Limita de curgere $f_{y0.2}$ (N/mm ²)	Tensiunea ultimă f_u (N/mm ²)
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 25. Deasemenea s-a determinat limita de curgere mediată pe secțiunea transversală.

Tabel 25: Cacrteristicile de material medii pentru Firma C-1

Limita de curgere f_{yb} (N/mm ²)	Tensiunea ultimă f_u (N/mm ²)	Limita de curgere mediată f_{ya} (N/mm ²)
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 26.

Tabel 26: 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 (23) 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 27.

Tabel 27: Grosimi echivalente cu grosime măsurată de 1.91 mm pentru Firma C-1

	Suprf. Element (mm ²)	Suprf. Perforație (mm ²)	Grosime măsurată (mm)	Grosime echivalentă (mm)
Inimă	1900.0	291.15	1.91	1.617
Talpă	1900.0	95.03	1.91	1.842
Talpă posterioară	1900.0	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 voaleză. Rezultatele obținute precum și raportul dintre forța ultimă rezultată și cea experimentală sunt prezentate în Tabel 28. Deasemenea se face observația că în toate calculele s-au folosit factorul de siguranță $\gamma_M = 1.0$.

Tabel 28: Comparație între rezultate experimentale și teoretice tronson scurt pentru Firma C-1

Forța ultimă exp. P_e (kN)	A_{eff} (mm ²)		P_t / P_e	
	cu f_{yb}	cu f_{ya}	cu f_{yb}	cu f_{ya}
181.0	594.47	591.25	0.910	1.008

Încercările pe tronsoanele lungi s-au efectuat deasemenea conform celor prezentate în paragraful 6.3. Configurația specimenelor este prezentată în Figura 98 și Figura 99, iar

rezultatele sumarizate în Tabel 29. Direcția și semnul pierderii stabilității corespunde notațiilor din secțiunea transversală.

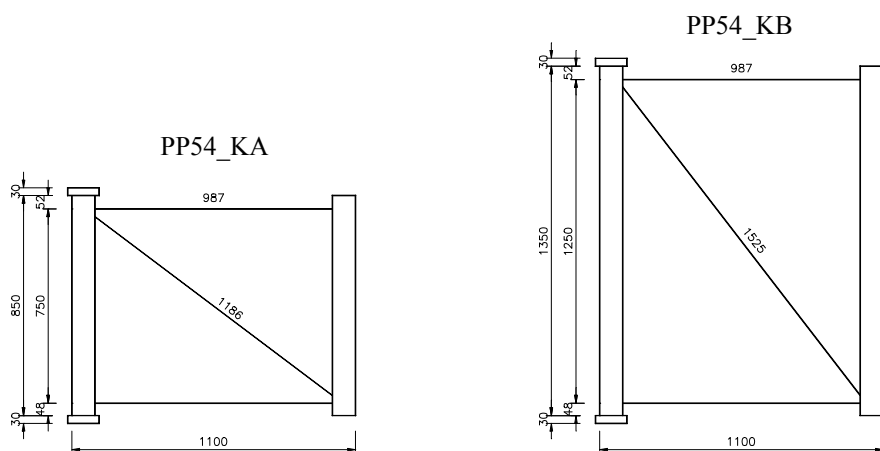


Figura 98: Configurația specimenelor PP54_KA și PP54_KB (MSM 1998b)

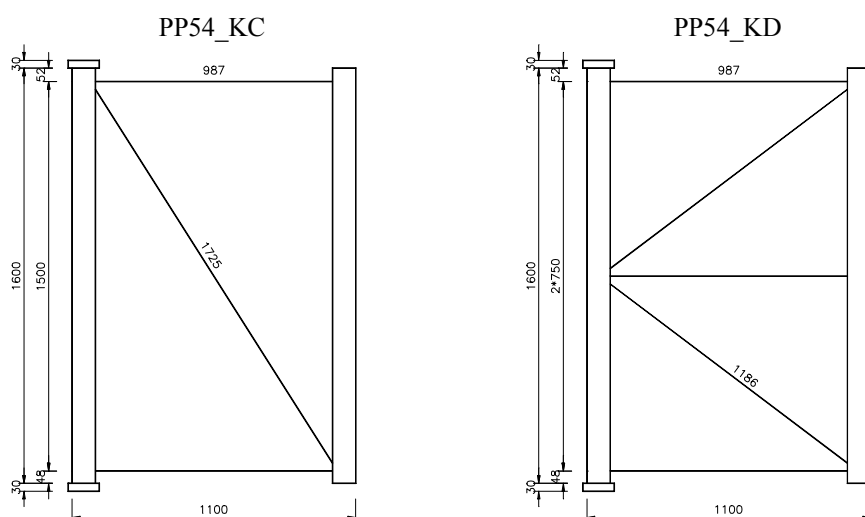


Figura 99: Configurația specimenelor PP54_KC și PP54_KD (MSM 1998b)

Tabel 29: 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 30 ÷ Tabel 31.

Tabel 30: Grosimi echivalente cu grosime măsurată de 1.99 mm pentru Firma C-1

	Suprf. Element (mm ²)	Suprf. Perforație (mm ²)	Grosime măsurată (mm)	Grosime echivalentă (mm)
Inimă	1900.0	291.15	1.99	1.685
Talpă	1900.0	95.03	1.99	1.919
Talpă posterioară	1900.0	63.62	1.99	1.903

Tabel 31: Grosimi echivalente cu grosime măsurată de 2.00 mm pentru Firma C-1

	Suprf. Element (mm ²)	Suprf. Perforație (mm ²)	Grosime măsurată (mm)	Grosime echivalentă (mm)
Inimă	1900.0	291.15	2.00	1.694
Talpă	1900.0	95.03	2.00	1.928
Talpă posterioară	1900.0	63.62	2.00	1.912

Tabel 32: Grosimi echivalente cu grosime măsurată de 2.01 mm pentru Firma C-1

	Suprf. Element (mm ²)	Suprf. Perforație (mm ²)	Grosime măsurată (mm)	Grosime echivalentă (mm)
Inimă	1900.0	291.15	2.01	1.702
Talpă	1900.0	95.03	2.01	1.938
Talpă posterioară	1900.0	63.62	2.01	1.922

Deasemenea s-au evaluat ariile eficiente A_{eff} pentru diferitele grosimi și sunt prezentate în Tabel 33. Acestea s-au evaluat folosind limita de curgere de bază fiindcă EN1993-1-3 (20xx) nu permite folosirea limitei de curgere mediate pe secțiuni 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 α . În locul acestuia s-a folosit factorul de imperfecțiune echivalent α_{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.

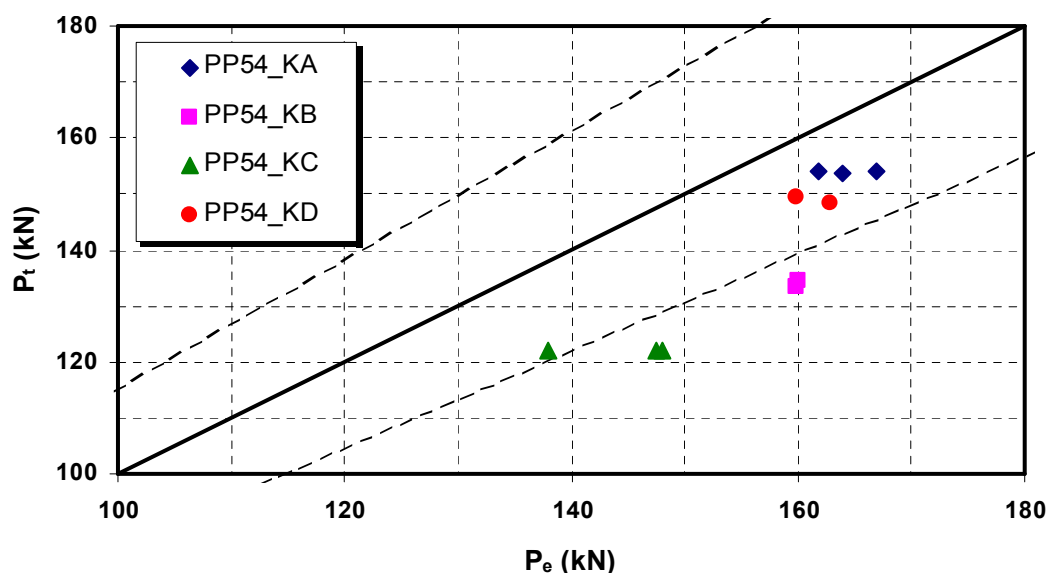
Tabel 33: Ariile eficace pentru tronsoanele lungi, Firma C-1

	$t = 1.90 \text{ mm}$	$t = 2.00 \text{ mm}$	$t = 2.01 \text{ mm}$
Aria eficace A_{eff} (mm^2)	621.99	624.37	628.84

Valorile forțelor ultime obținute comparativ cu cele experimentale sunt prezentate în Tabel 34 și în Figura 100.

Tabel 34: Comparație între rezultate experimentale și teoretice tronson lung pentru Firma C-1

Specimen	Forța ultimă experim.	Forța ultimă teoretică	P_t / P_e
	P_e (kN)	P_t (kN)	
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 100: Reprezentarea grafică al raportului P_t / P_e pentru Firma C-1

Diagonala din Figura 100 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.

5.5.3 Aplicarea metodei grosimii echivalente pentru secțiunea transversală tip Firma C-2

Secțiunea transversală a speciemenelor este prezentată în Figura 101.

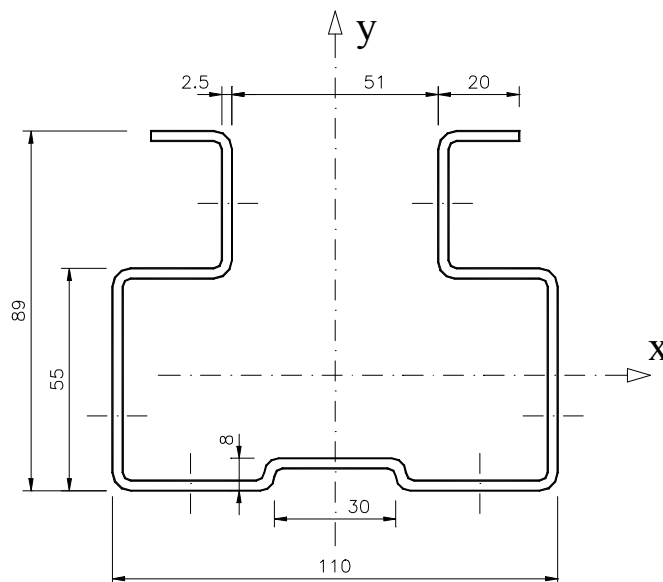


Figura 101: Secțiunea transversală specieme Firma C-2 (MSM 1998b)

Caracteristicile materialului de bază au fost determinat pe baza unor încercări de tracțiune și rezultatele sunt sumarizate în Tabel 35.

Tabel 35: Determinarea caracteristicilor materialului de bază pentru Firma C-2 (MSM 1998b)

Nume specimen	Grosime material (mm)	Limita de curgere (N/mm ²)	Tensiunea ultimă (N/mm ²)
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 36. Deasemenea s-a determinat limita de curgere mediată pe secțiunea transversală.

Tabel 36: Caracteristicile de material medii pentru Firma C-2

Limita de curgere f_{yb} (N/mm ²)	Tensiunea ultimă f_u (N/mm ²)	Limita de curgere mediată f_{ya} (N/mm ²)
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 102 și Figura 103, iar rezultatele sumarizate în Tabel 37.

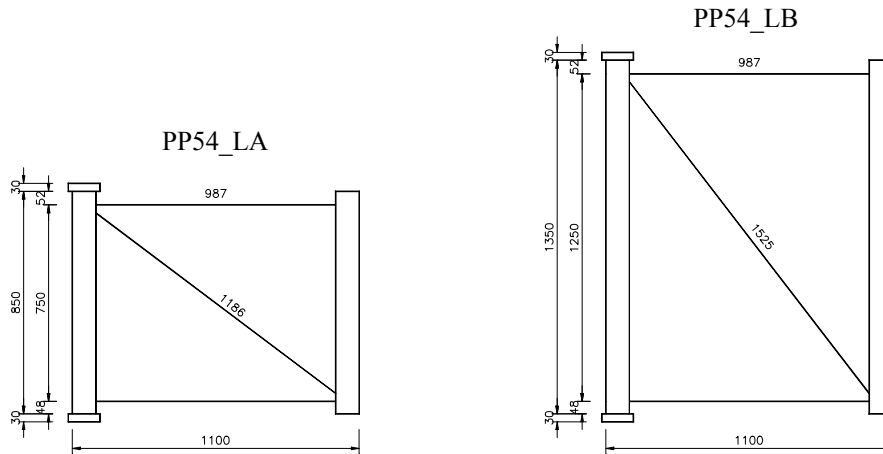


Figura 102: Configurația specimenelor PP54_LA și PP54_LB (MSM 1998b)

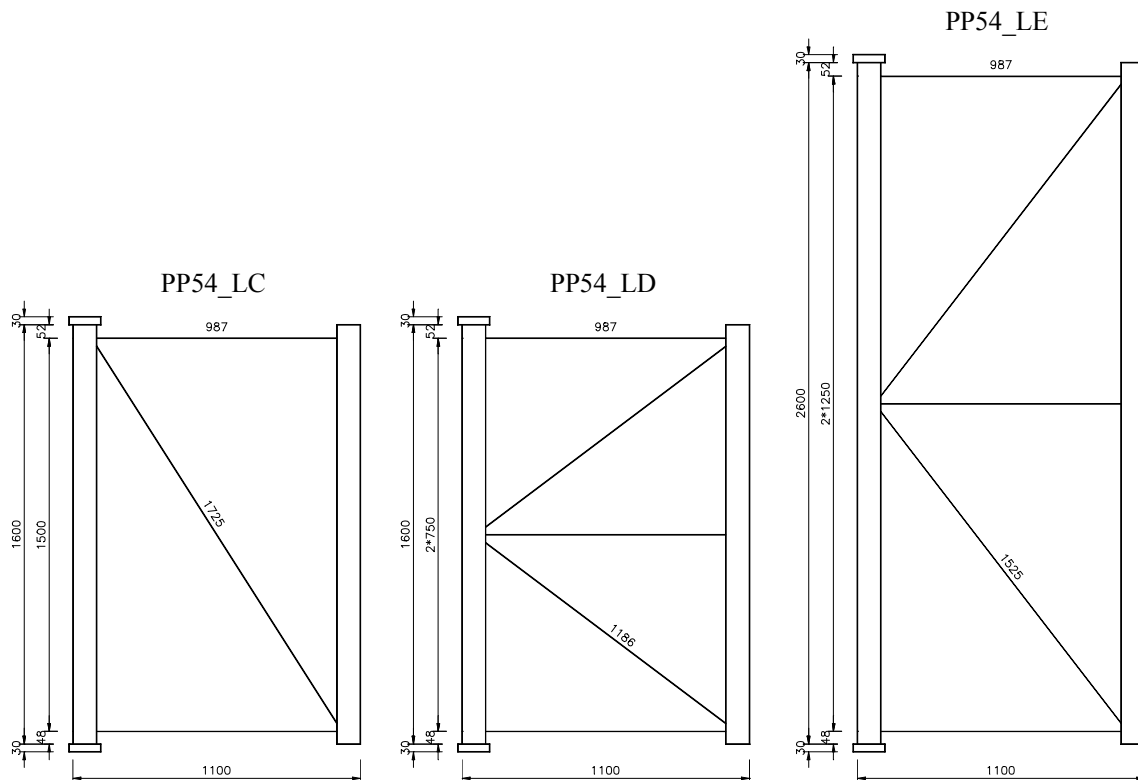


Figura 103: Configurația specimenelor PP54_LC, PP54_LD și PP54_LE (MSM 1998b)

Tabel 37: 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_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	-
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 speciamentele 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 38 ÷ Tabel 41.

Tabel 38: Grosimi echivalente cu grosime măsurată de 2.50 mm pentru Firma C-1

	Suprf. Element (mm ²)	Suprf. Perforație (mm ²)	Grosime măsurată (mm)	Grosime echivalentă (mm)
Inimă	1875.0	291.15	2.50	2.112
Talpă	1875.0	95.03	2.50	2.409
Talpă posterioară	1875.0	63.62	2.50	2.406

Tabel 39: Grosimi echivalente cu grosime măsurată de 2.51 mm pentru Firma C-1

	Suprf. Element (mm ²)	Suprf. Perforație (mm ²)	Grosime măsurată (mm)	Grosime echivalentă (mm)
Inimă	1875.0	291.15	2.51	2.120
Talpă	1875.0	95.03	2.51	2.419
Talpă posterioară	1875.0	63.62	2.51	2.416

Tabel 40: Grosimi echivalente cu grosime măsurată de 2.51 mm pentru Firma C-1

	Suprf. Element (mm ²)	Suprf. Perforație (mm ²)	Grosime măsurată (mm)	Grosime echivalentă (mm)
Inimă	1875.0	291.15	2.52	2.129
Talpă	1875.0	95.03	2.52	2.429
Talpă posterioară	1875.0	63.62	2.52	2.426

Tabel 41: Grosimi echivalente cu grosime măsurată de 2.51 mm pentru Firma C-1

	Suprf. Element (mm ²)	Suprf. Perforație (mm ²)	Grosime măsurată (mm)	Grosime echivalentă (mm)
Inimă	1875.0	291.15	2.53	2.137
Talpă	1875.0	95.03	2.53	2.438
Talpă posterioară	1875.0	63.62	2.53	2.435

Deasemenea s-au evaluat ariile eficiente A_{eff} pentru diferitele grosimi și sunt prezentate în Tabel 42.

Tabel 42: Ariile eficiente pentru tronsoanele lungi, Firma C-2

	$t = 2.50 \text{ mm}$	$t = 2.51 \text{ mm}$	$t = 2.52 \text{ mm}$	$t = 2.53 \text{ mm}$
Aria eficiente A_{eff} (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 43 și Figura 104.

Tabel 43: Comparatie între rezultate experimentale și teoretice tronson lung pentru Firma C-2

Specimen	Forța ultimă experim.	Forța ultimă teoretică	P_t / P_e
	P_e (kN)	P_t (kN)	
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 eficiente a secțiunii au rămas aceleași modificându-se doar forțele ultime P_t , care sunt prezentate în Tabel 44 și Figura 105.

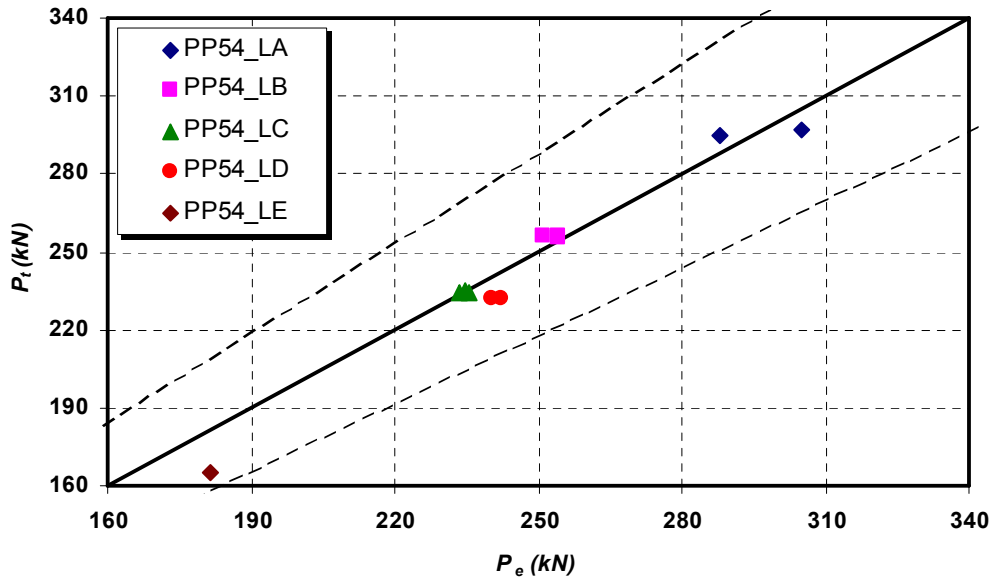


Figura 104: Reprezentarea grafică al raportului P_t / P_e pentru Firma C-2 (cu f_{yb})

Tabel 44: Comparație între rezultate experimentale și teoretice tronson lung pentru Firma C-2

Specimen	Forța ultimă experim.	Forța ultimă teoretică	P_t / P_e
	P_e (kN)	P_t (kN)	
PP54_LA2	287.972	333.74	1.159
PP54_LA3	305.148	336.39	1.102
PP54_LB1	254.271	289.23	1.138
PP54_LB2	251.143	290.41	1.156
PP54_LB3	254.022	290.41	1.143
PP54_LC1	233.317	265.23	1.137
PP54_LC2	235.650	265.23	1.126
PP54_LC3	234.806	266.25	1.134
PP54_LD1	242.351	263.10	1.086
PP54_LD2	240.167	263.10	1.095
PP54_LE3	181.331	186.84	1.030

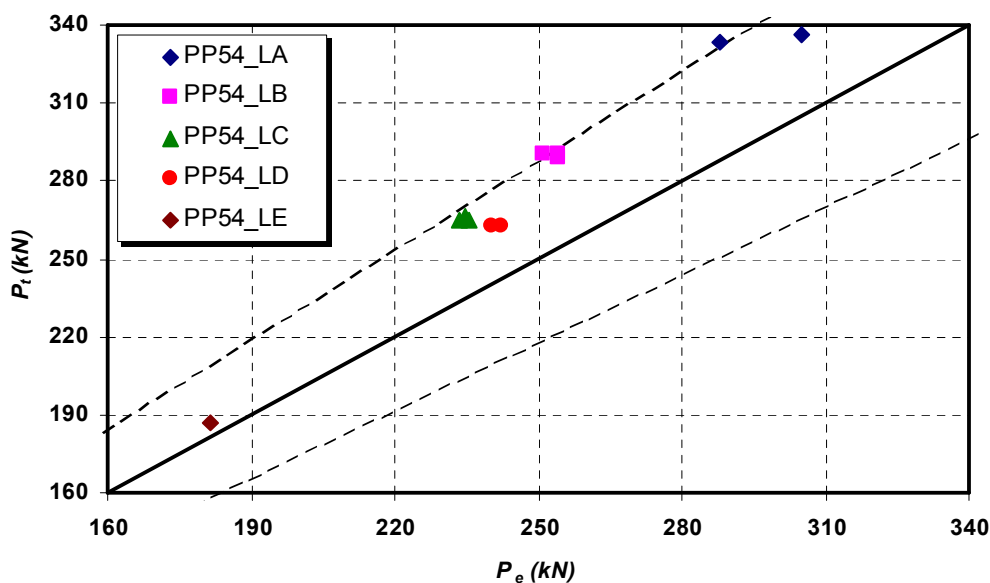


Figura 105 Reprezentarea grafică al raportului P_t / P_e pentru Firma C-2 (cu f_{ya})

5.6 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) și grosimea echivalentă determinată conform propunerii din Capitolul 3;
- determinarea coeficientului de imperfecțiune echivalent α_{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, desemenă verifică și coeficientul parțial de siguranță determinat în Capitolul 3.

CAPITOLUL 6: CONCLUZII FINALE – CONTRIBUȚIILE GRANTULUI

6.1 Concluzii pe capitole

Capitolul 1

Se 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.

În continuare s-a insistat puțin pe prezentarea structurilor de depozitare paletizate, care sunt cele mai răspândite. Soluțiile structurale ale acestora, elementele componente și modalitățile de îmbinare dintre acestea

Capitolul 2

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 3

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 munca 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 4

S-a prezentat posibilitatea de abordare a complexelor probleme de instabilitate locală, distorsiune, globală și/sau cuplarea acestora

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 5

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) și grosimea echivalentă determinată conform propunerii din Capitolul 3;
- determinarea coeficientului de imperfecțiune echivalent α_{eq} pentru secțiunea transversală și/sau tipodimensiunea de perforație folosită. Aceasta se determină cu ajutorul Metodei ECBL;
- aplicarea ecuțiilor 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.

6.2 Contribuții la dezvoltarea cunoașterii științifice

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:

- sinteza cunoștințelor acumulate în literatura de specialitate pe plan mondial cu privire la comportarea barelor cu pereți subțiri perforați, respectiv analiza 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, respectiv unei metode de grosime echivalentă care nu ia în considerare forma și poziția perforației pe secțiunea transversală;
- conceperea și realizarea unui program experimental propriu pentru studiul comportării barelor scurte cu pereți subțiri perforate solicitate la compresiune;
- validarea modelelor de calcul propuse prin intermediul rezultatelor încercărilor de compresiune, precum și simulărilor numerice cu element finit cu programul ANSYS;
- propunerea modalității de determinare a coeficientului de imperfecțiune echivalent α_{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.
- propunerea unei metodologii de calcul pentru determinarea rezistenței ultime 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.

6.3 Valorificarea rezultatelor obținute în cadrul Grantului

Rezultatele cercetării cuprinse în cadrul Grantului de Cercetare s-au materializat prin publicarea de către autor a 4 articole științifice, singur autor și în colaborare, prezentarea rezultatelor în cadrul unui conferințe și simpozioane cu participare internațională, precum și realizarea ca și director de proiect 1 contract de proiectare cu Lindab SRL.

Și cea mai importantă realizare fiind finalizarea tezei de doctorat al directorului de proiect, susținerea publică fiind programată pe 13 februarie 2004.

6.3.1 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

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., 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.

Teze de doctorat

Szabo, I.F., Studiul Sistemelor Structurale și Performanțelor Structurale ale Cadrelor Metalice pentru Depozite Paletizate. Teză de doctorat elaborată în vederea obținerii titlului științific de Doctor Inginer în domeniul Inginerie Civilă. Susținere publică Februarie 2004.

6.3.2 Contracte de proiectare în legătură directă cu subiectul Grantului

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.

6.4 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 ca într-adevăr rezultatul acestei studii nu este 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 al stâlpilor perforați comprimați.

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.

În final aș dori să mulțumesc CONSILIULUI NAȚIONAL AL CERCETĂRII DIN ÎNVĂȚĂMÂNTUL SUPERIOR (CNCSIS), și prin aceasta MINISTERULUI EDUCAȚIEI, CERCETĂRII ȘI TINERETULUI (MECT) pentru sprijinul acordat prin intermediul finanțării studiilor descrise în acest raport.

Director de proiect
Drd.Ing. Iosif Francisc Szabo

15.01.2004
Timișoara

REFERINȚE BIBLIOGRAFICE

- 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.
- 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.
- 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.
- 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.
- CSA S136 (1994). Cold-Formed Steel Structural Members. Standard CSA S136-94. Canadian Standard Association, Rexdale, Ont., Canada.
- Dhanalkshmi, M., Shanmugam, N.E. (2001). Design for Openings in Equal-Angle Cold-Formed Steel Columns. *Thin-Walled Structures* 39: 167-187.
- 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, Portugal.

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, Finland.

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, Poland.

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, Belgium.

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, Belgium.

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, Belgium.

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.

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.

Grumbach, M., Prudhomme, M.(1974). Proprietes des Profiles a Froid. Construction Metallique, No. 1.

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.

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.

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).

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.

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 in 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.

Miller, Th.H., Pekoz, T. (1994). Unstiffened Strip Approach for Perforated Wall Studs. Journal of Structural Engineering 120(2): 410-421.

MSM (1998). Essais Selon FEM10.2.02. Rapport N° 98/510. Departement Mecanique des Materiaux, Stabilite 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.

Ortiz-Colberg, R. (1981). The Load Carrying Capacity of Perforated Elements in Compression. M.Sc. Thesis. Cornell University, Ithaca, NY, S.U.A.

RAL-RG 614 (1990). Storage and Associated Equipment – Quality Assurance. German Institute for Quality Assurance and Marking. Bornheimer Str. 180, 5300 Bonn 1, Germania.

- 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). Profile a parois minces. 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.
- 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.

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.

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.

Szabo, I.F. (2002b). Numerical investigations on ultimate strength of perforated sections in compression. *Buletinul Stiintific al Universitatii 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. Budapest, 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., 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.

Ungureanu, D.V., Szabo, I.F., Dubina, D. (2003). Determinarea Tensiunilor Reziduale la Profilele din oțel cu Pereți Subțiri Formate la Rece. *Zilele Academice Timișene - 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.

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.

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

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 Δ_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

$$P(x < X \leq x + \Delta x) = f_X(x) dx, \quad (61)$$

iar funcția de repartiție a variabilei aleatoare X , $F_X(x)$ se definește prin probabilitatea

$$P(X \leq x) = F_X(x). \quad (62)$$

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

$$x_p = m_X + K \cdot \sigma_X \quad (63)$$

unde m_X este media σ_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

$$f_X(x) = \frac{1}{\sqrt{2 \cdot \pi} \cdot \sigma_X} \cdot e^{-\frac{1}{2} \left(\frac{x - m_X}{\sigma_X} \right)^2} \quad (64)$$

respectiv funcția de repartiție

$$F_X(x) = \frac{1}{\sqrt{2 \cdot \pi} \cdot \sigma_X} \cdot \int_{-\infty}^x e^{-\frac{1}{2} \left(\frac{x - m_X}{\sigma_X} \right)^2} dx \quad (65)$$

Calculul fractilor x_p se face cu ajutorul Ecuației (63). Parametrii repartiției normale, media m_X și abaterea standard σ_X se evaluează simplu din seria statistică de date cercetare $x_1, x_2, \dots, x_j, \dots, x_n$ cu formulele

$$m_X = \frac{\sum_{j=1}^n x_j}{n}, \text{ și} \quad (66)$$

$$\sigma_X = \sqrt{\frac{\sum_{j=1}^n (x_j - m_X)^2}{n}}. \quad (67)$$

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”

$$F_X(x) = 1 - e^{-e^{\alpha(x-u)}} \quad (68)$$

Densitatea de repartiție corespunzătoare funcției de repartiție Gumbel pentru minime este

$$f_X(x) = \frac{dF_X(x)}{dx} = \alpha \cdot e^{\alpha(x-u)} \cdot e^{-e^{\alpha(x-u)}} \quad (69)$$

și are asimetria negativă, „cocoșă” 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 α . Întrucât cei doi parametri se pot calcula în funcție de media m_X și abaterea standard σ_X cu relațiile

$$u = m_X + 0.45 \cdot \sigma_X \quad (70)$$

$$\alpha = \frac{1.282}{\sigma_X} \quad (71)$$

se poate spune ca repartiția Gumbel este complet definită de aceiași doi parametri de bază ca și în cazul repartiției normale, m_X și σ_X .

Relația pentru calculul fractililor se poate aduce la forma Ecuației (63), unde

$$K = 0.78 \cdot \ln \ln \frac{1}{1-p} + 0.45 \quad (72)$$

Repartiția Gumbel pentru maxime se definește asemănător celei minime, drept urmare se vor prezenta doar aspectele particulare repartiției maxime.

Funcția de repartiție este

$$F_X(x) = e^{-e^{-\alpha(x-u)}} \quad (73)$$

densitatea de repartiție

$$f_X(x) = \frac{dF_X(x)}{dx} = \alpha \cdot e^{-\alpha(x-u)} \cdot e^{-e^{-\alpha(x-u)}} \quad (74)$$

Parametrii ale repartiției Gumbel pentru maxime sunt

$$u = m_X - 0.45 \cdot \sigma_X \quad (75)$$

respectiv α cu ajutorul Ecuației (71), 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 (63), iar numărul K este

$$K = -0.78 \cdot \ln \ln \frac{1}{p} - 0.45. \quad (76)$$

A.2.1 Dimensiuni și imperfecțiuni geometrice

În Figura 106 se prezintă histograma frecvenței relative de măsurători, densitatea de repartiție normală (Gauss) și Gumbel (pentru minime) privind grosimile de material. În Figura 107 se prezintă histogramă frecvența relativă cumulată, funcția de repartiție normală (Gauss) și Gumbel (pentru minime) privind grosimile de material.

În Figura 108 se prezintă histograma frecvenței relative de măsurători, densitatea de repartiție normală (Gauss) și Gumbel (pentru minime) privind imperfecțiunile secționale. În Figura 109 se prezintă histogramă frecvența relativă cumulată, funcția de repartiție normală (Gauss) și Gumbel (pentru minime) privind imperfecțiunile secționale.

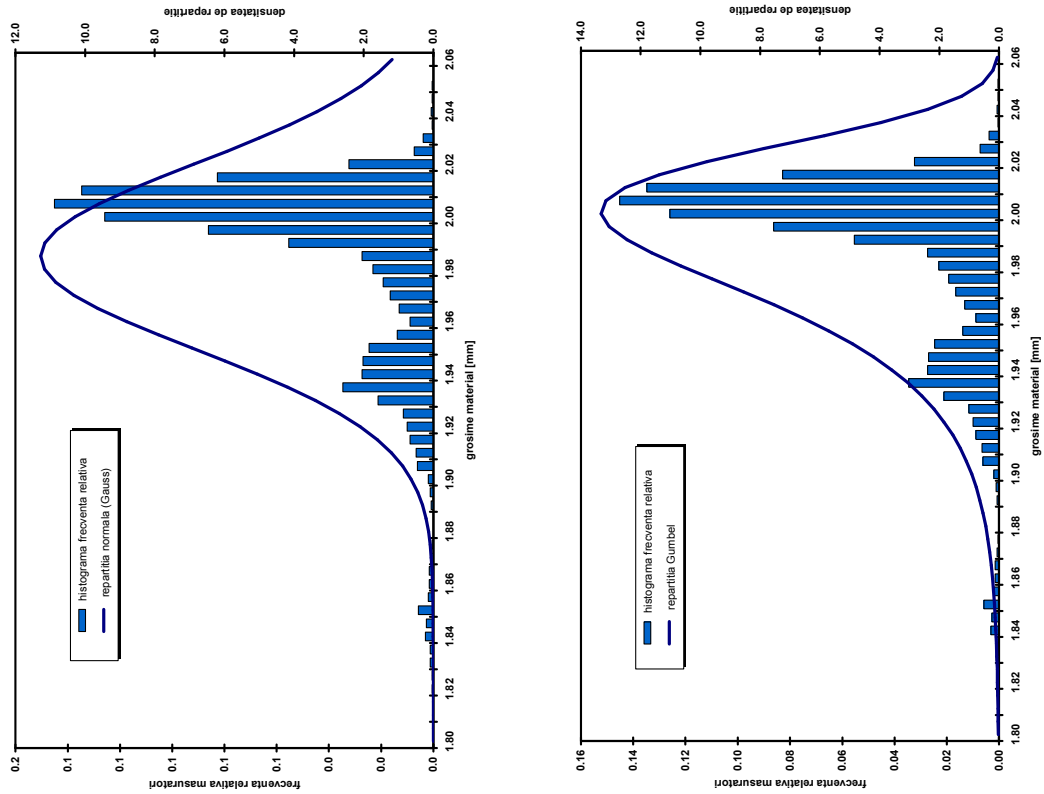


Figura 106: Histogramă frecvență relativă, repartiția normală (Gauss) și Gumbel (pentru minime) privind grosimile de material

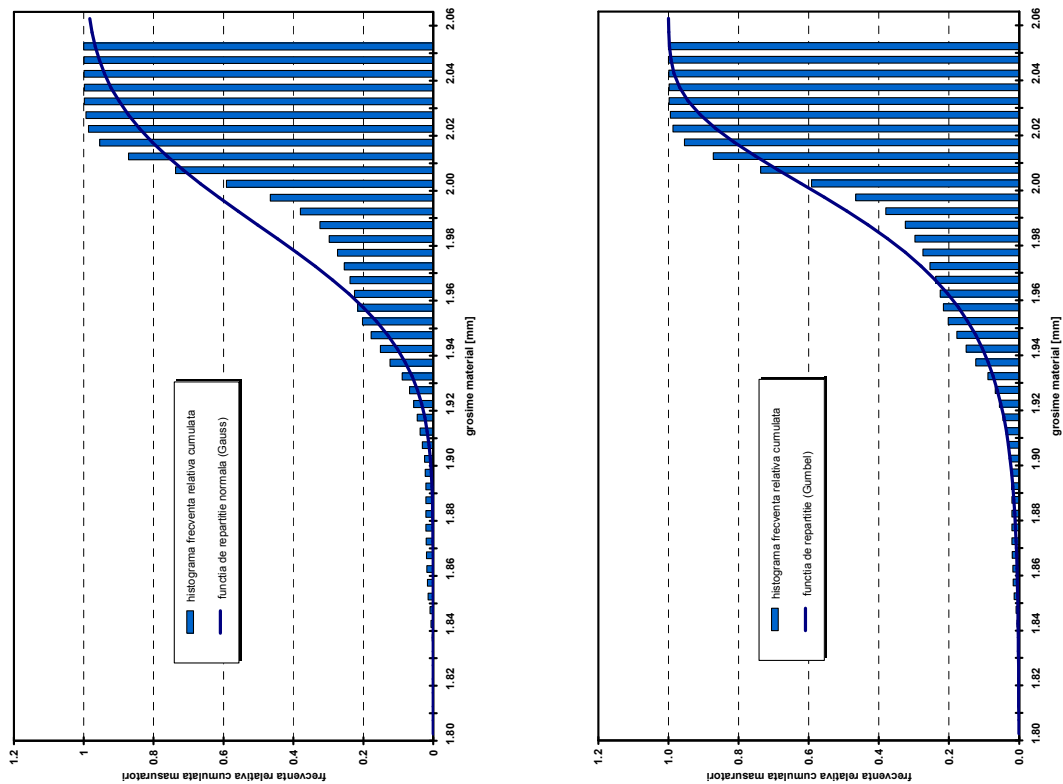


Figura 107: Histogramă frecvență relativă cumulată, funcția de repartiție normală (Gauss) și Gumbel (pentru minime) privind grosimile de material

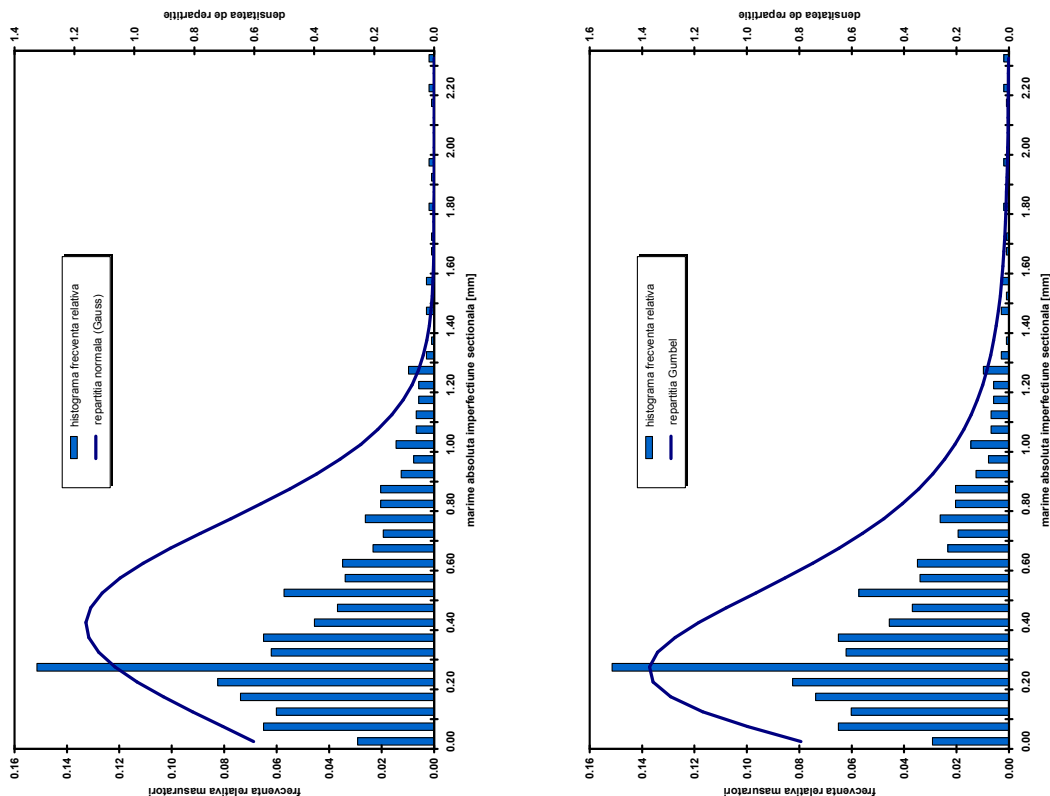


Figura 108: Histogramă frecvență relativă, repartiția normală (Gauss) și Gumbel (pentru maxime) privind imperfecțiunile secționale

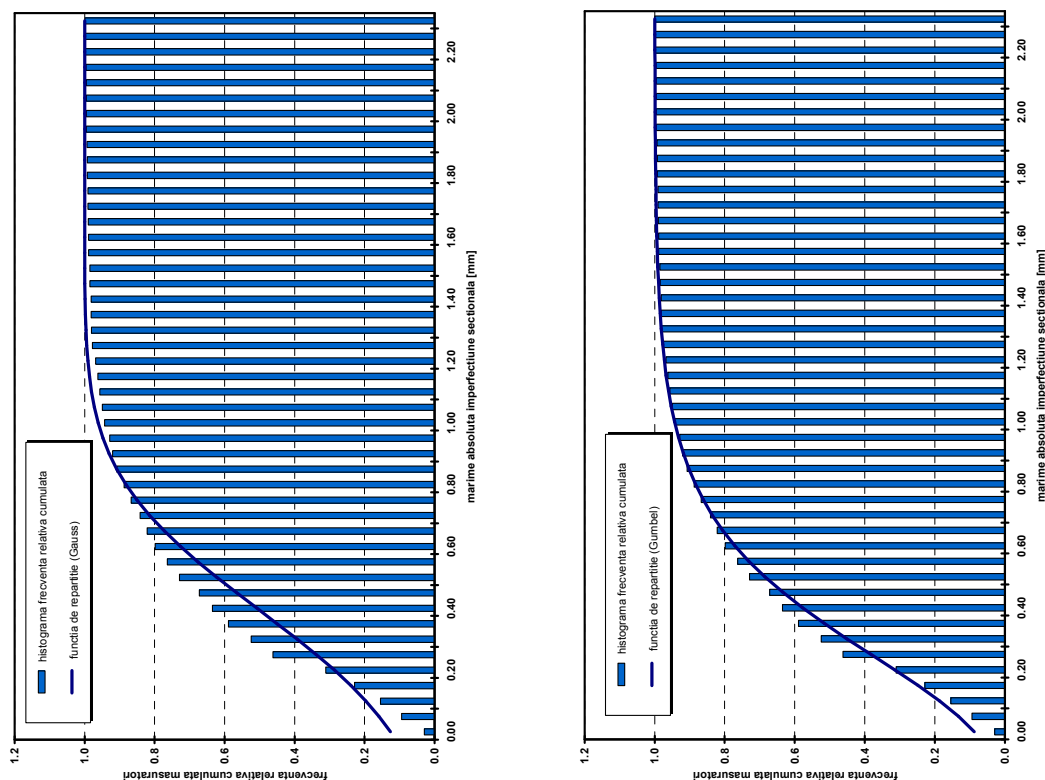


Figura 109: Histogramă frecvență relativă cumulată, funcția de repartiție normală (Gauss) și Gumbel (pentru maxime) privind imperfecțiunile secționale

A.2.2 Calitate material de baza

În Tabel 45 se prezintă rezultatele măsurătorilor geometrice asupra dimensiunilor epruvetelor de încercare de tracțiune pentru determinarea calității materialului de bază.

Tabel 45: 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 110: Fâșii decupate pentru determinarea modificării caracteristicii de material



Figura 110 (continuare)

Tabel 46: 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 47: 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 48: 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 49: 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 50: 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 51: 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

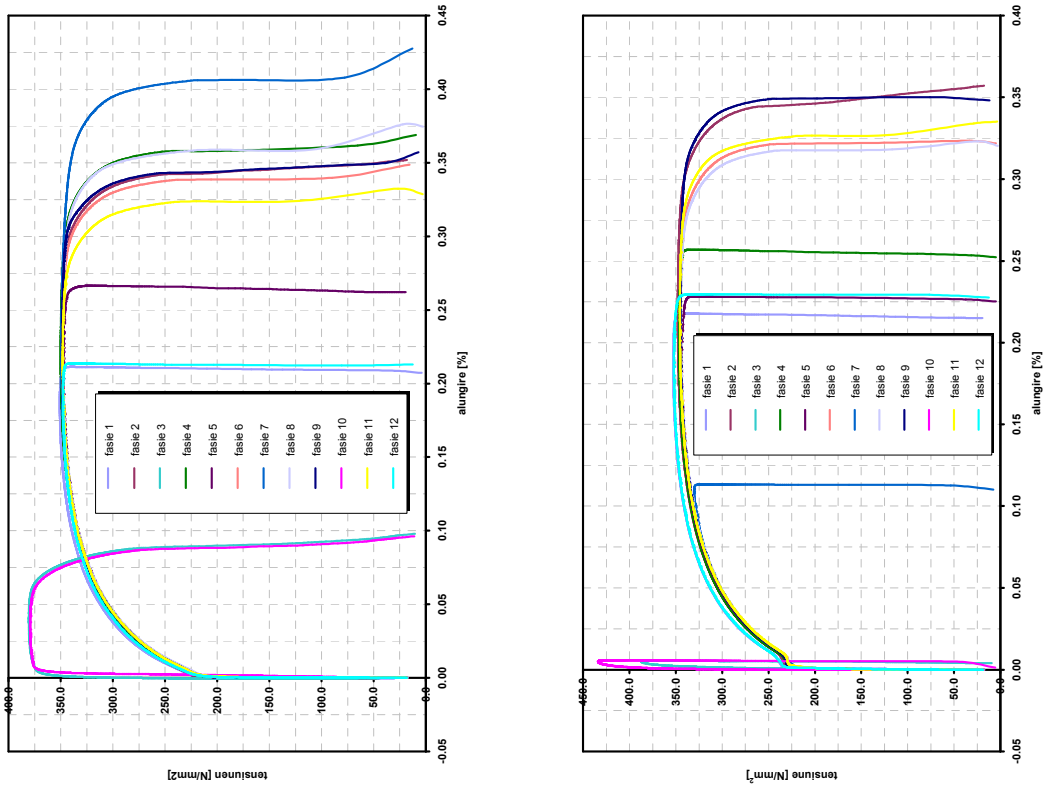


Figura 111: Curbe caracteristice de material pe fâșiile din Profil 2 și Profil 3

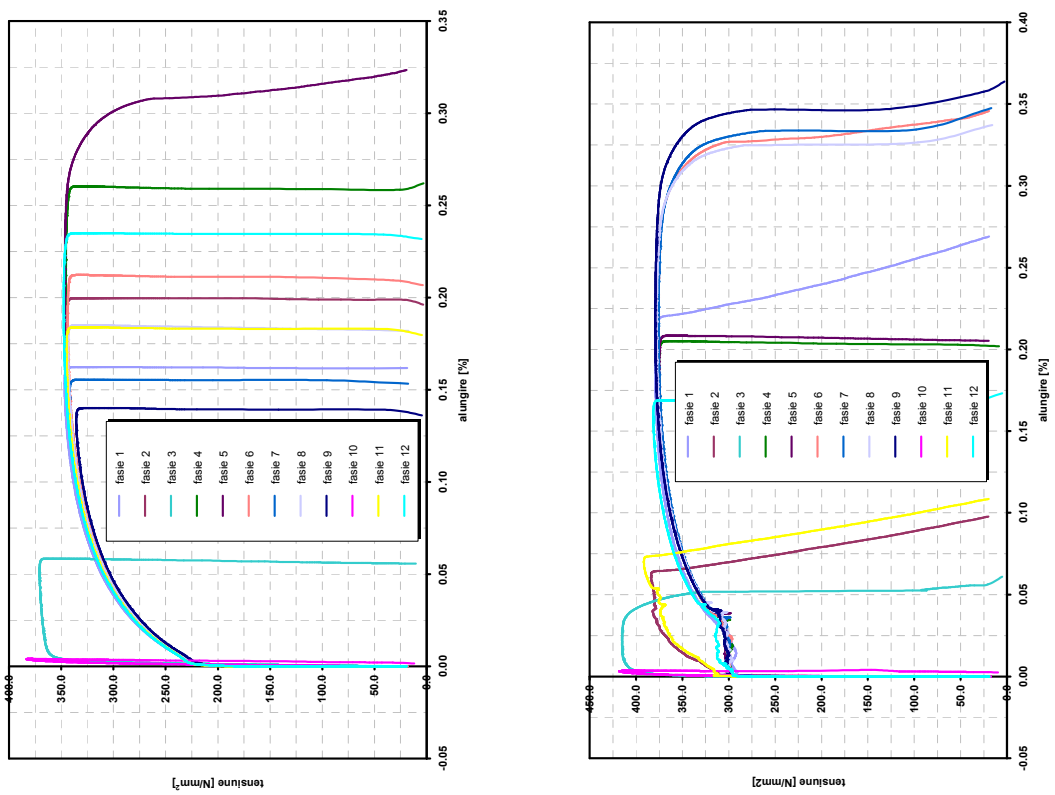


Figura 112: Curbe caracteristice de material pe fâșiile din Profil 4 și Profil 5

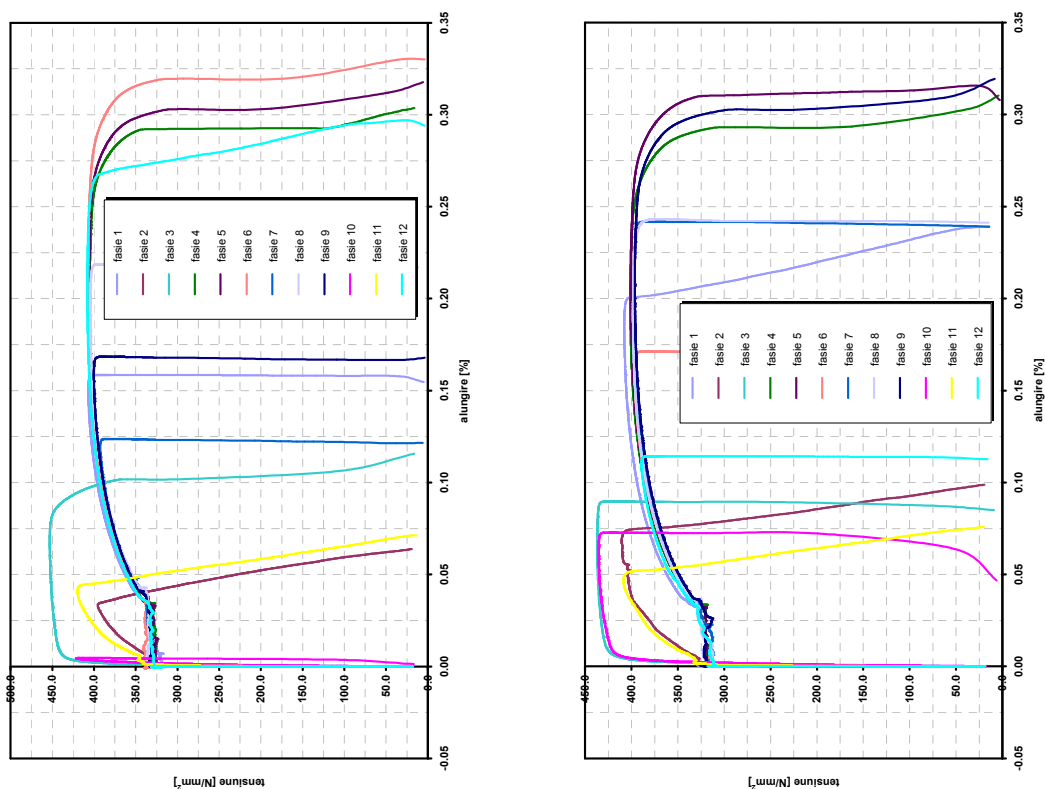


Figura 113: Curbe caracteristice de material pe fășiile din Profil 6 și Profil 7

Tabel 52: Rezultate încercări de tracțiune pe fășiile extrase din Profil 2 pentru determinarea modificării caracteristicilor materialului

Fășia	1 (T)	2 (T)	3 (C)	4 (I)	5 (I)	6 (I)
R_{p02} [N/mm ²]	224.12	223.75	358.09	221.25	218.54	218.59
R_m [N/mm ²]	351.03	349.41	380.71	350.09	347.58	348.64
Fășia	7 (I)	8 (I)	9 (I)	10 (C)	11 (T)	12 (T)
R_{p02} [N/mm ²]	219.39	218.17	221.28	371.57	221.78	223.99
R_m [N/mm ²]	349.49	348.45	348.86	379.46	348.26	348.07

Tabel 53: Rezultate încercări de tracțiune pe fășiile extrase din Profil 3 pentru determinarea modificării caracteristicilor materialului

Fășia	1 (T)	2 (T)	3 (C)	4 (I)	5 (I)	6 (I)
R_{p02} [N/mm ²]	236.88	232.49	372.27	229.75	227.36	226.66
R_m [N/mm ²]	352.87	347.91	387.52	346.43	344.06	344.84
Fășia	7 (I)	8 (I)	9 (I)	10 (C)	11 (T)	12 (T)
R_{p02} [N/mm ²]	223.05	227.40	230.35	413.70	227.92	235.69
R_m [N/mm ²]	330.40	344.69	345.39	434.21	345.70	352.04

Tabel 54: 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 ²]	227.61	226.89	353.81	224.28	223.13	222.65
R_m [N/mm ²]	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 ²]	223.28	223.86	221.63	383.16	228.70	229.66
R_m [N/mm ²]	341.91	343.54	335.66	383.44	345.05	347.65

Tabel 55: 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 ²]	291.56	315.99	390.88	296.81	298.45	302.43
R_m [N/mm ²]	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 ²]	299.88	299.64	298.36	412.62	313.94	296.19
R_m [N/mm ²]	375.80	377.78	379.42	417.83	391.75	381.49

Tabel 56: 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 ²]	318.36	331.43	421.65	325.19	326.80	337.78
R_m [N/mm ²]	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 ²]	332.93	337.01	333.57	404.89	340.72	328.39
R_m [N/mm ²]	392.65	404.62	400.23	421.88	420.01	408.05

Tabel 57: 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 ²]	319.63	330.78	400.68	317.09	315.98	315.64
R_m [N/mm ²]	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 ²]	315.97	313.73	320.77	396.60	332.46	311.36
R_m [N/mm ²]	397.94	398.61	396.30	435.49	408.89	389.39

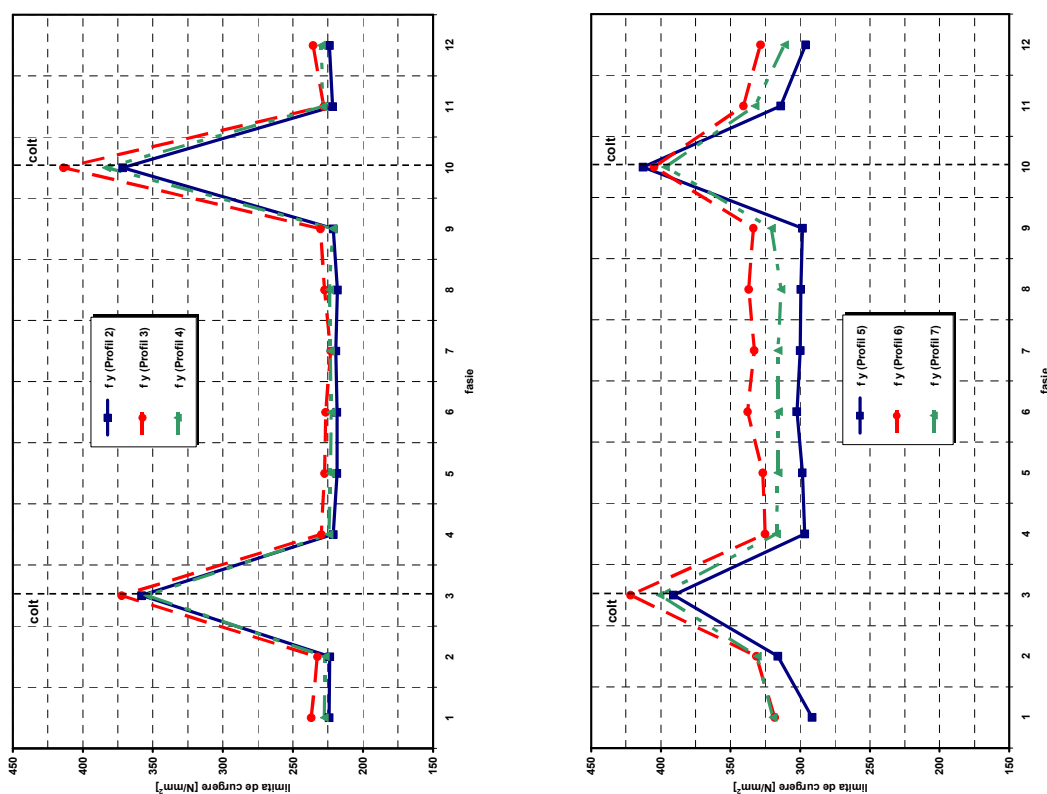


Figura 114: Modificarea limitei de curgere pe secțiunea transversală la Profilul 2, 3, 4 și Profilul 5, 6, 7

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 115).

O bază de măsurare între 60.0 și 80.0 mm este recomandată. Curbura fâșiei este determinată cu ajutorul formulei:

$$\rho = \frac{l^2}{8 \cdot f} \quad (77)$$

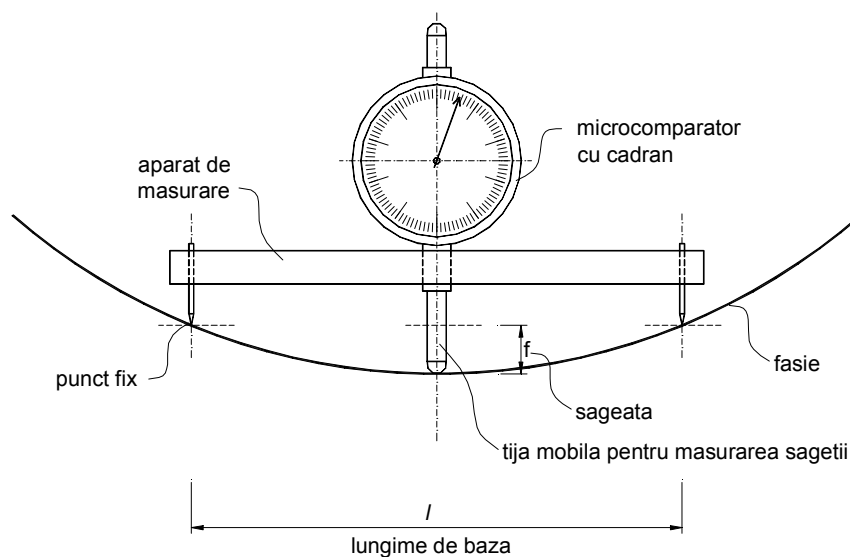


Figura 115: Dispozitivul de măsurare curburi

Calculul tensiunilor reziduale se face după legea încovoierii simple fie considerând distribuția elastică

$$\frac{1}{\rho} = \frac{M}{E \cdot I_y} \quad (78)$$

fie distribuția plastică

$$\frac{1}{\rho} = \frac{M}{E \cdot Z_y} \quad (79)$$

Se recomandă considerarea distribuției elastice, de unde

$$I_y = \frac{1 \cdot t^3}{12} \quad (80)$$

unde t este grosimea materialului din care a fost confecționat profilul, de unde cu:

$$\sigma = \frac{M}{I_y} \cdot \frac{t}{2} \quad (81)$$

se obține

$$\frac{E}{\rho} = \frac{M}{I_y} = \frac{2 \cdot \sigma}{t} \quad (82)$$

și rezultă

$$\sigma = 4 \cdot f \cdot \frac{E \cdot t}{l^2} \quad (83)$$

Acest σ 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 egala cu ± 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° . 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

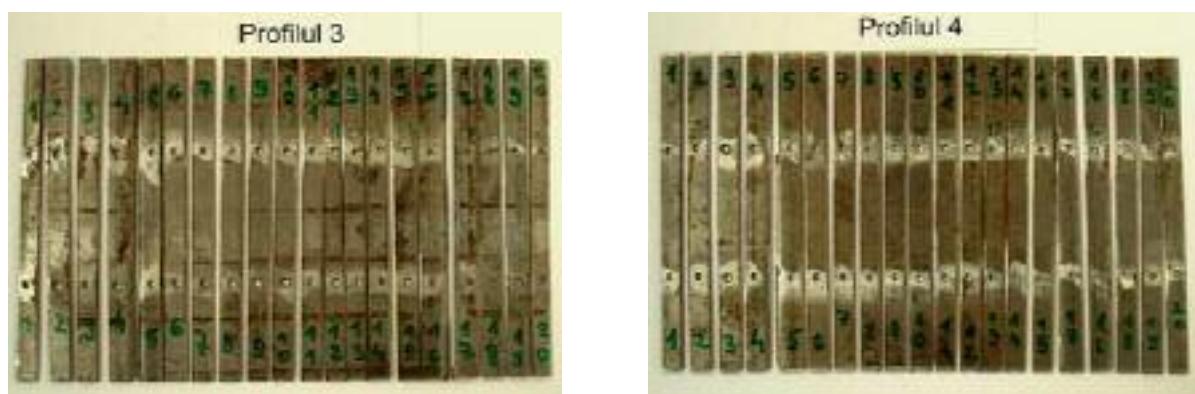


Figura 116: Profilul 3 și 4 decupate în fâșii pentru determinarea tensiunilor reziduale flexionale



Figura 117: Profilul 5 și 6 decupate în fâșii pentru determinarea tensiunilor reziduale flexionale

Tabel 58: Măsurători pe fâșiile Profil 3 pentru tensiuni reziduale (mm; N/mm²)

Fâșie	l^*	f_0 (x10 ⁻²)	f_1 (x10 ⁻²)	$F = f_0 - f_1$	t	σ^{**}
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 59: Măsurători pe fâșiile Profil 4 pentru tensiuni reziduale (mm; N/mm²)

Fâșie	l^*	f_0 (x10 ⁻²)	f_1 (x10 ⁻²)	$F = f_0 - f_1$	t	σ^{**}
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 60: Măsurători pe fâșiile Profil 5 pentru tensiuni reziduale (mm; N/mm²)

Fâșie	l^*	f_0 (x10 ⁻²)	f_1 (x10 ⁻²)	$F = f_0 - f_1$	t	σ^{**}
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 61: Măsurători pe fâșiile Profil 6 pentru tensiuni reziduale (mm; N/mm²)

Fâșie	l^*	f_0 ($\times 10^{-2}$)	f_1 ($\times 10^{-2}$)	$F = f_0 - f_1$	t	σ^{**}
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

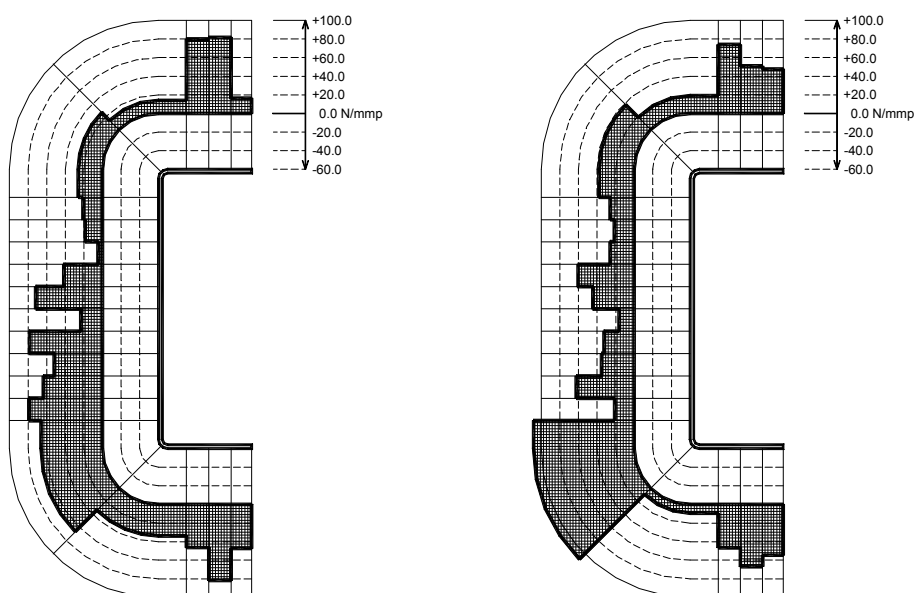


Figura 118: Distribuția tensiunilor reziduale flexionale pe secțiunea transversală a Profilelor 3 și 4 (fâșii de 150.0 mm lungime)

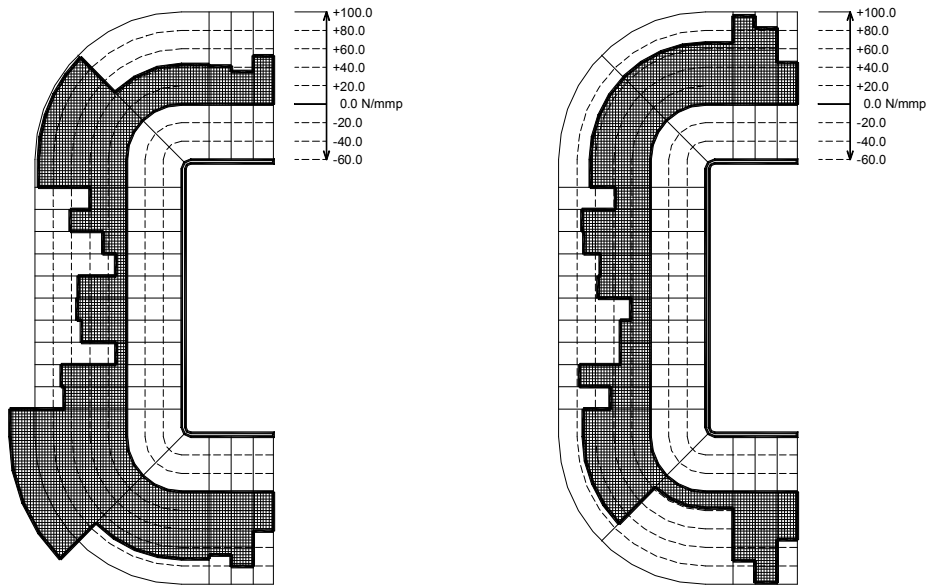


Figura 119: Distribuția tensiunilor reziduale flexionale pe secțiunea transversală a Profilelor 5 și 6 (fâșii de 200.0 mm lungime)

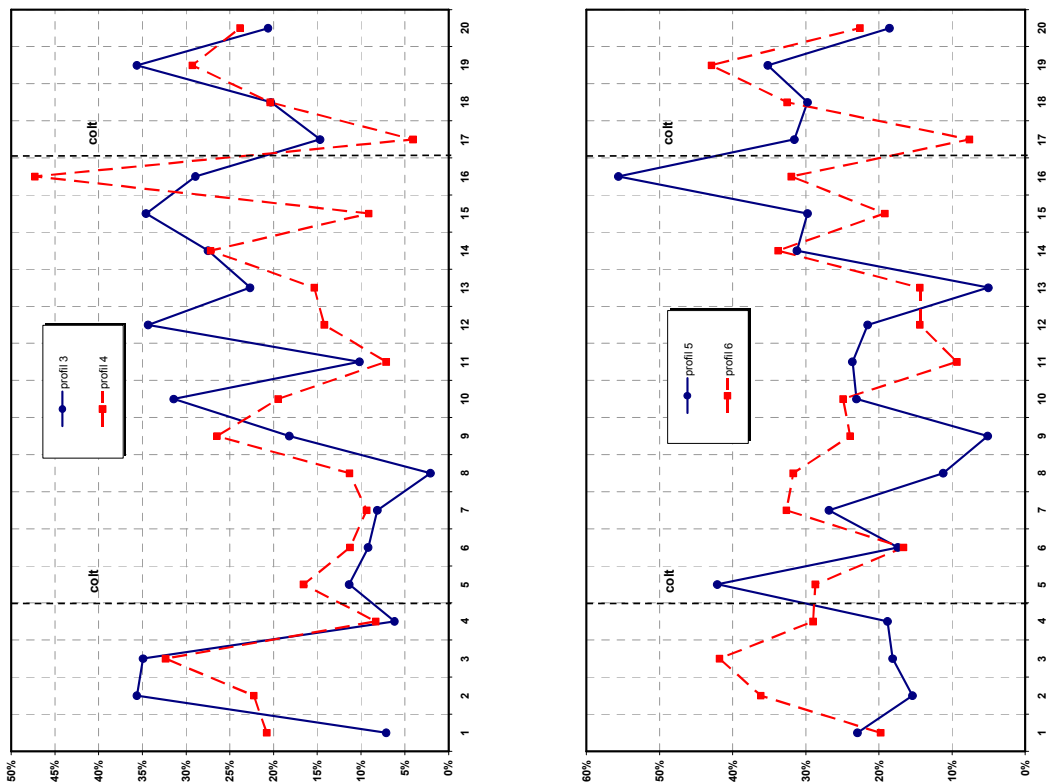


Figura 120: Variația tensiunii reziduale flexionale raportat la limita de curgere a materialului de bază pentru Profilul 3 și 4 și pentru Profilul 5 și 6

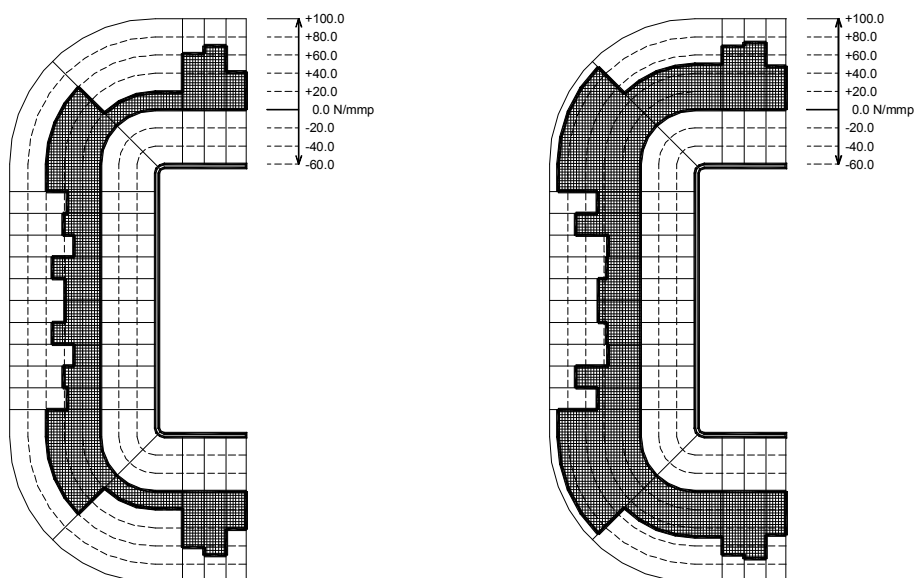


Figura 121: Distribuția tensiunilor reziduale flexionale mediată pe secțiunea transversală a Profilelor 3 și 4 și a Profilelor 5 și 6

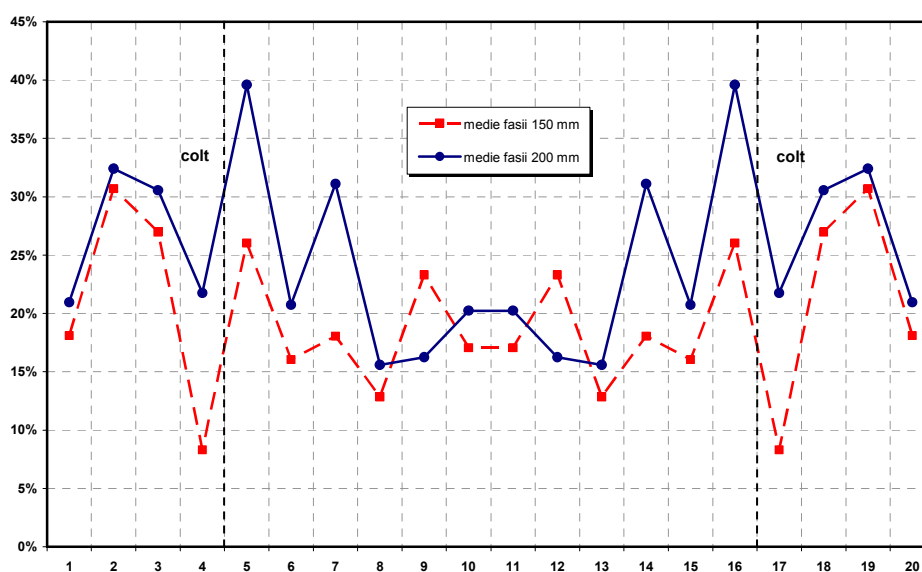


Figura 122: Variația tensiunii reziduale flexionale mediată pe fâșii raportat la limita de curgere a materialului de bază pentru Profilul 3 și 4 și Profilul 5 și 6



Figura 123: Floare reziduală – vedere talpă (stânga și dreapta)



Figura 124: 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 m, iar pe verticală este forța aplicată în N.

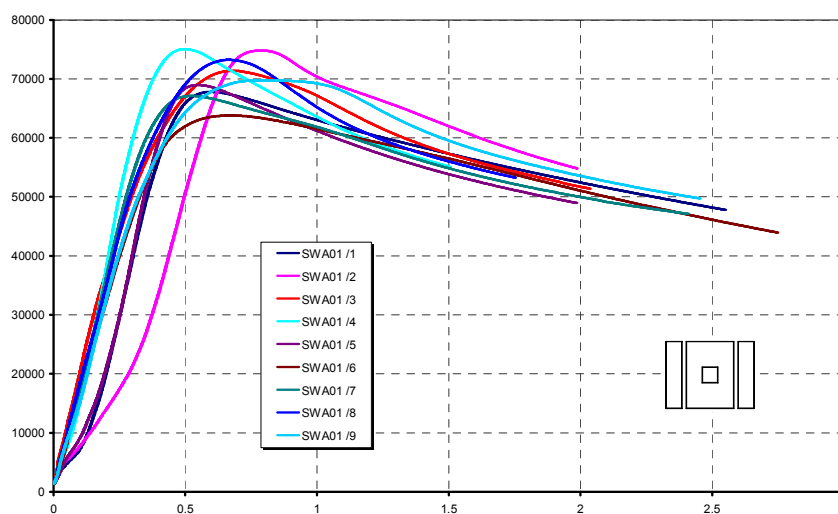


Figura 125: Curbe forță-deplasare seria de specimene SWA01

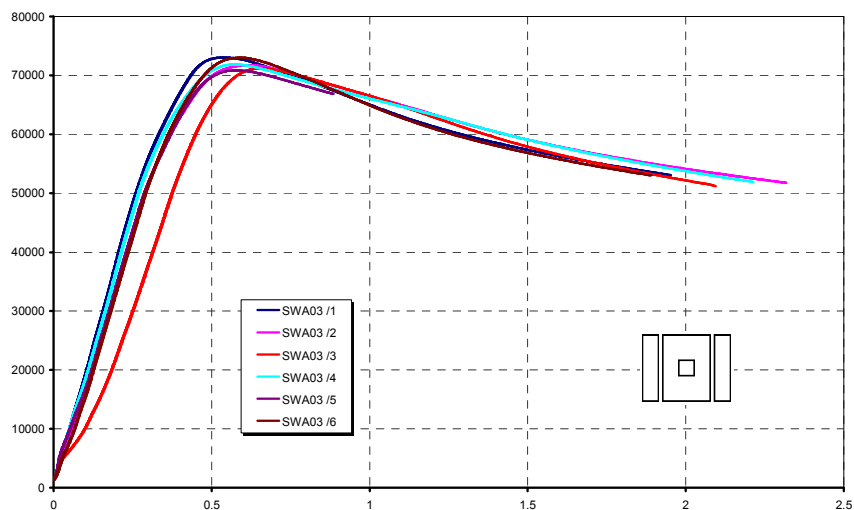


Figura 126: Curbe forță-deplasare seria de specimene SWA03

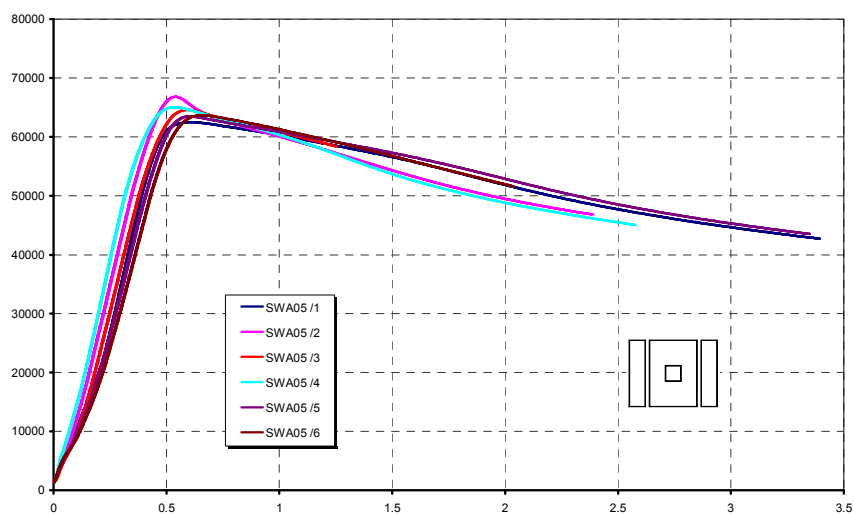


Figura 127: Curbe forță-deplasare seria de specimene SWA05

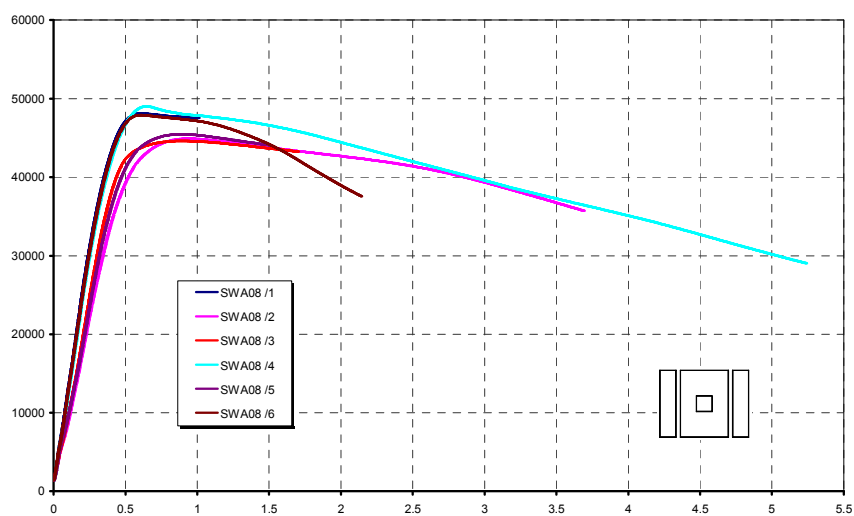


Figura 128: Curbe forță-deplasare seria de specimene SWA08

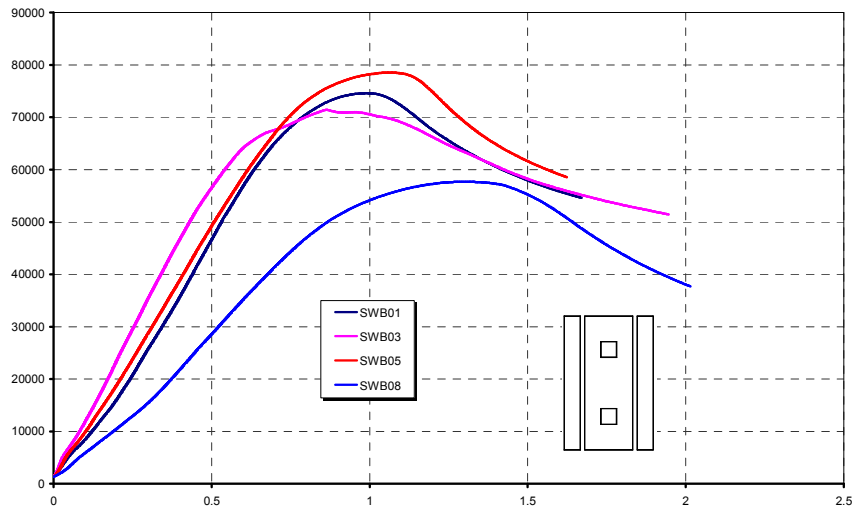


Figura 129: Curbe forță-deplasare seria de specimene SWB

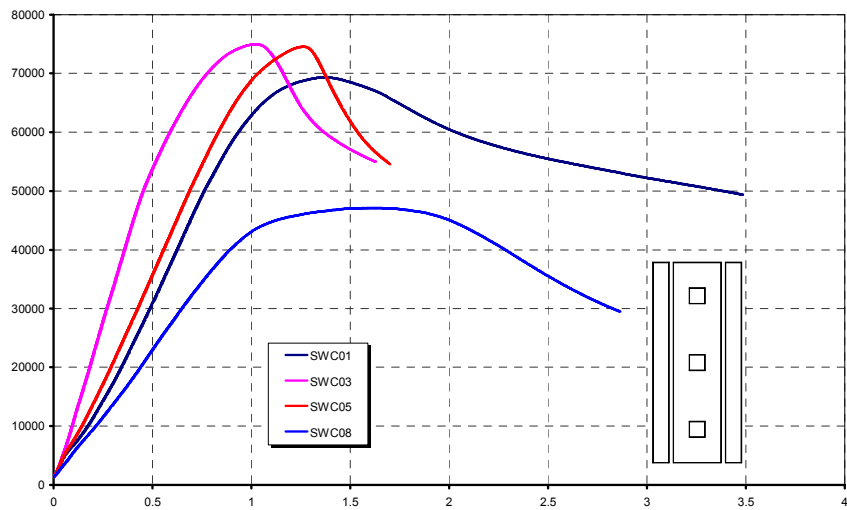


Figura 130: Curbe forță-deplasare seria de specimene SWC

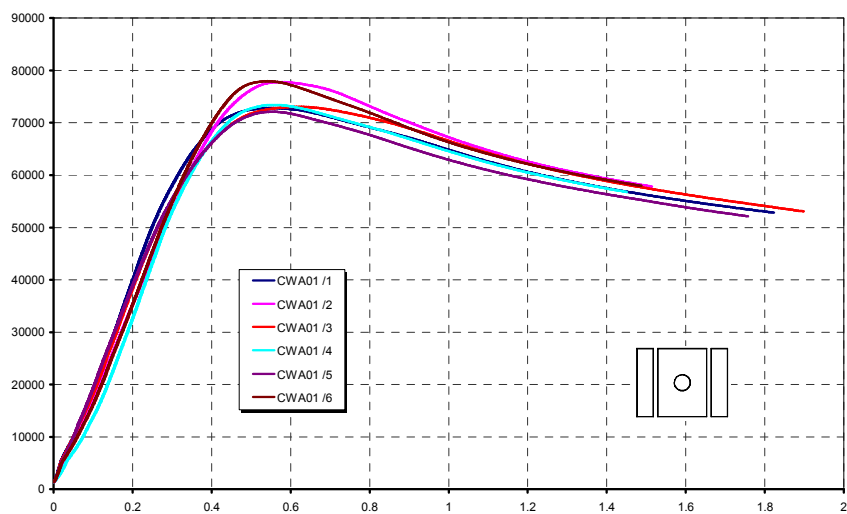


Figura 131: Curbe forță-deplasare seria de specimene CWA01

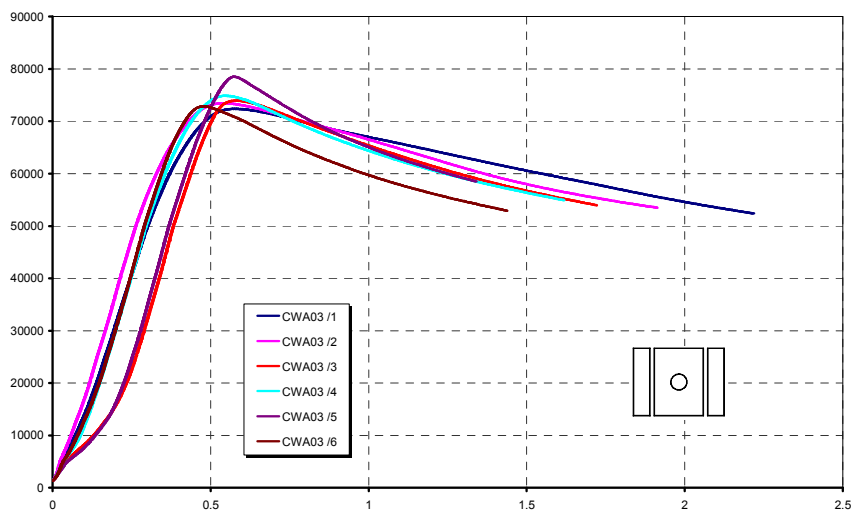


Figura 132: Curbe forță-deplasare seria de specimene CWA03

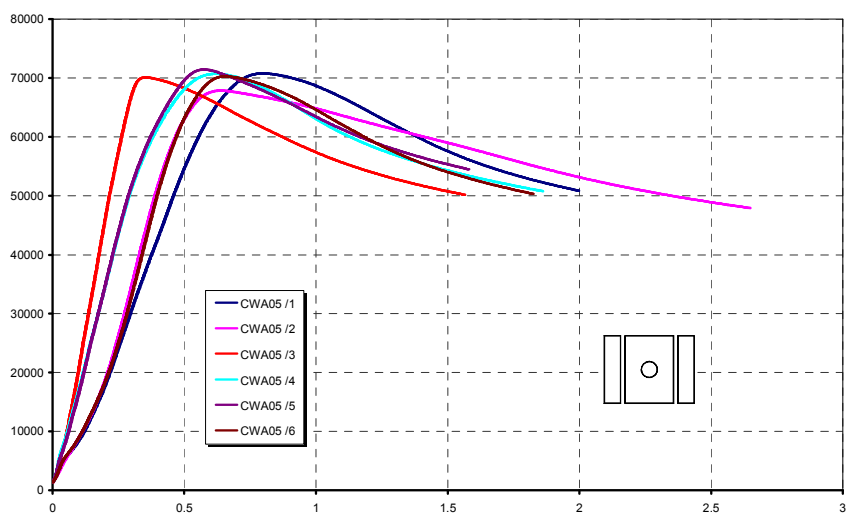


Figura 133: Curbe forță-deplasare seria de specimene CWA05

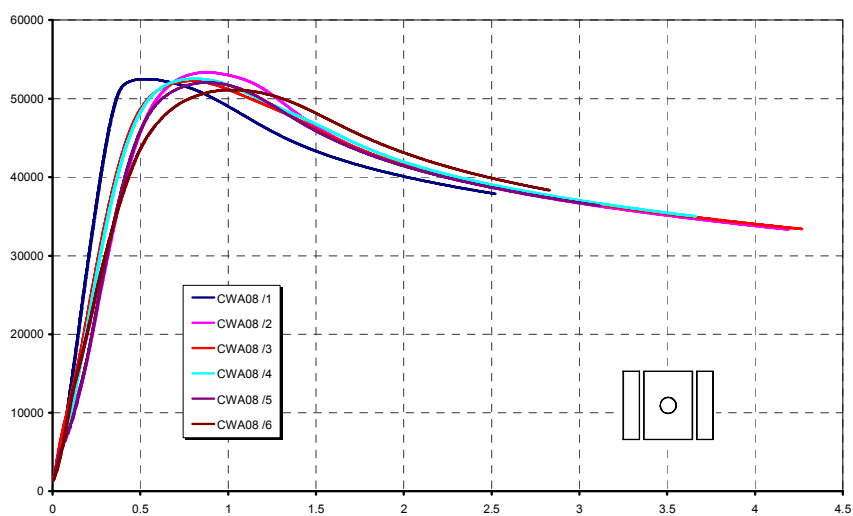


Figura 134: Curbe forță-deplasare seria de specimene CWA08

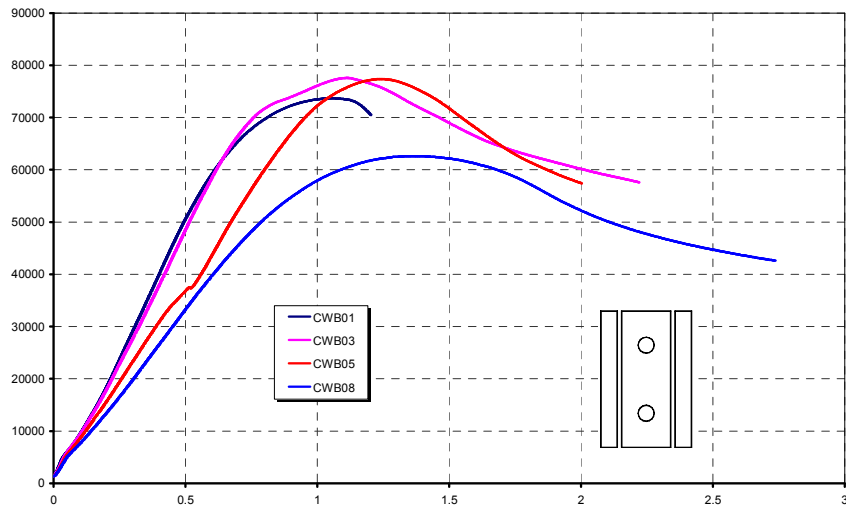


Figura 135: Curbe forță-deplasare seria de specimene CWB

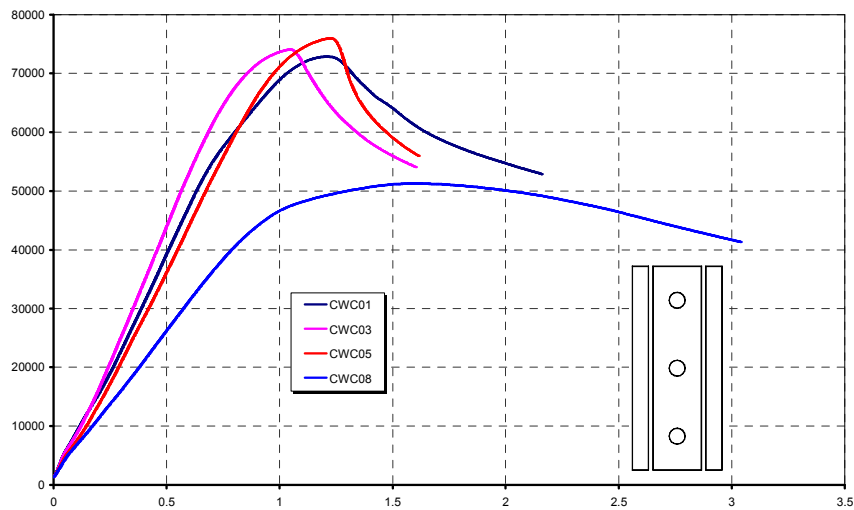


Figura 136: Curbe forță-deplasare seria de specimene CWC

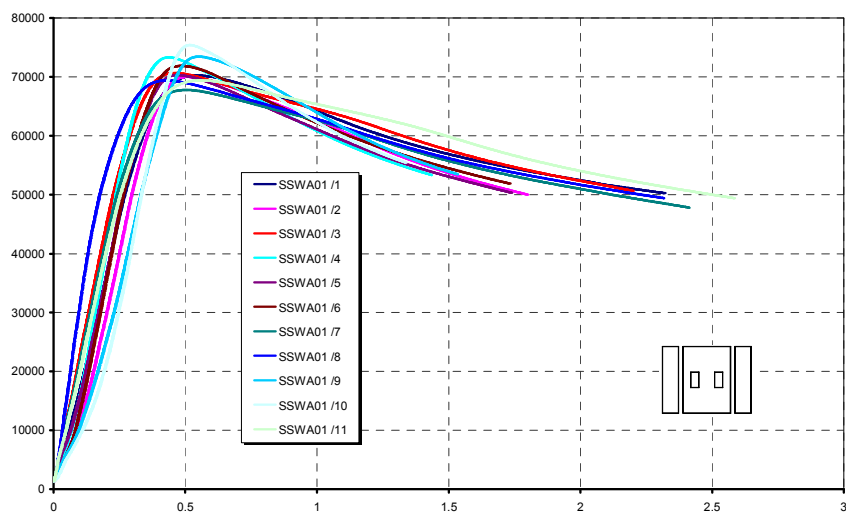


Figura 137: Curbe forță-deplasare seria de specimene SSWA01

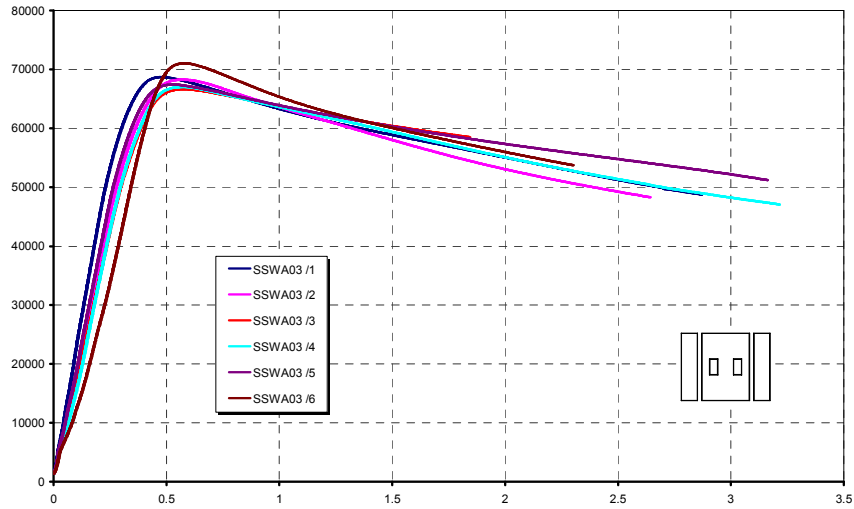


Figura 138: Curbe forță-deplasare seria de specimene SSWA03

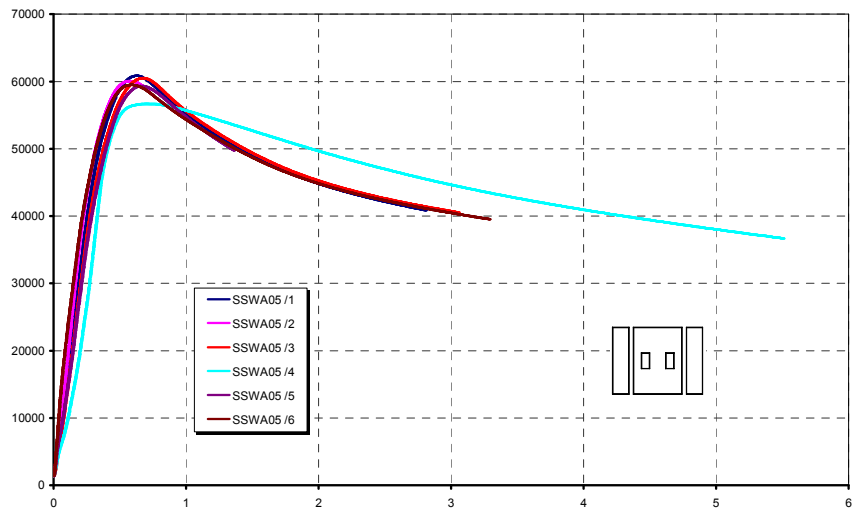


Figura 139: Curbe forță-deplasare seria de specimene SSWA05

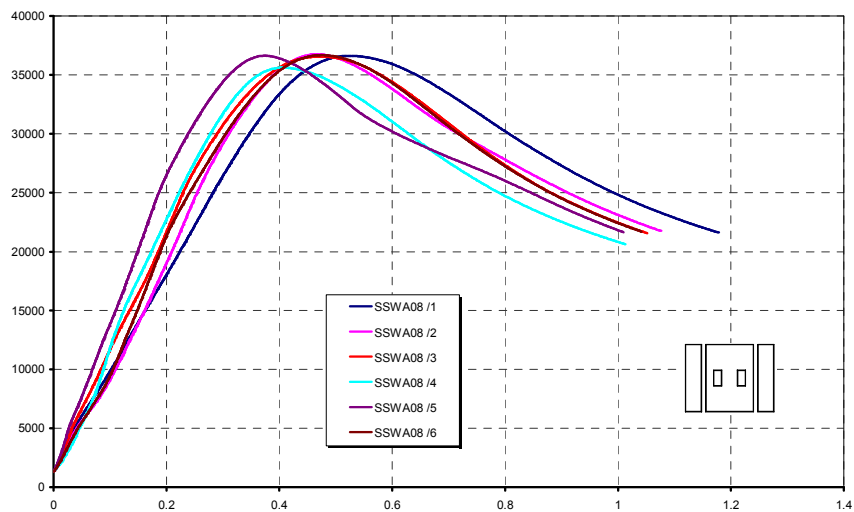


Figura 140: Curbe forță-deplasare seria de specimene SSWA08

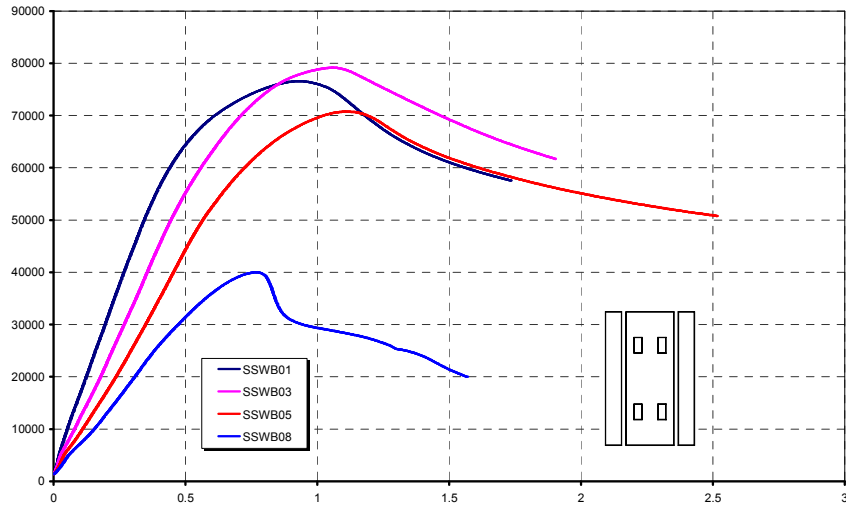


Figura 141: Curbe forță-deplasare seria de specimene SSWB

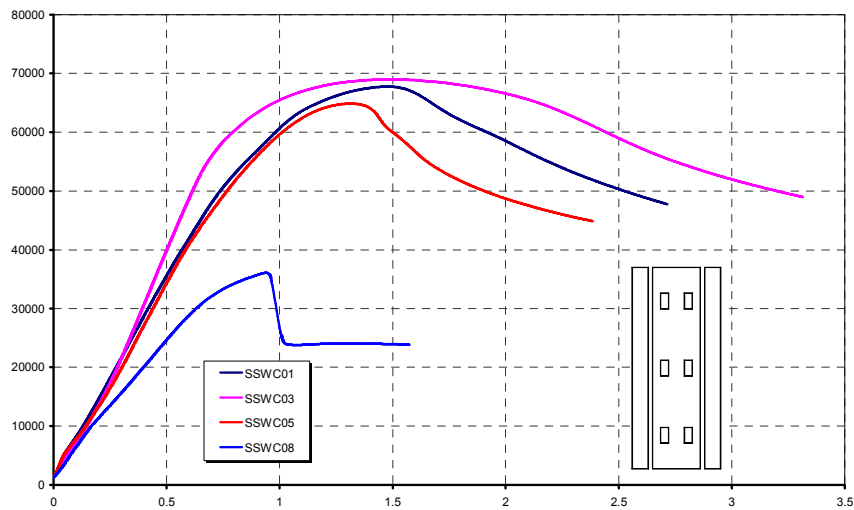


Figura 142: Curbe forță-deplasare seria de specimene SSWC

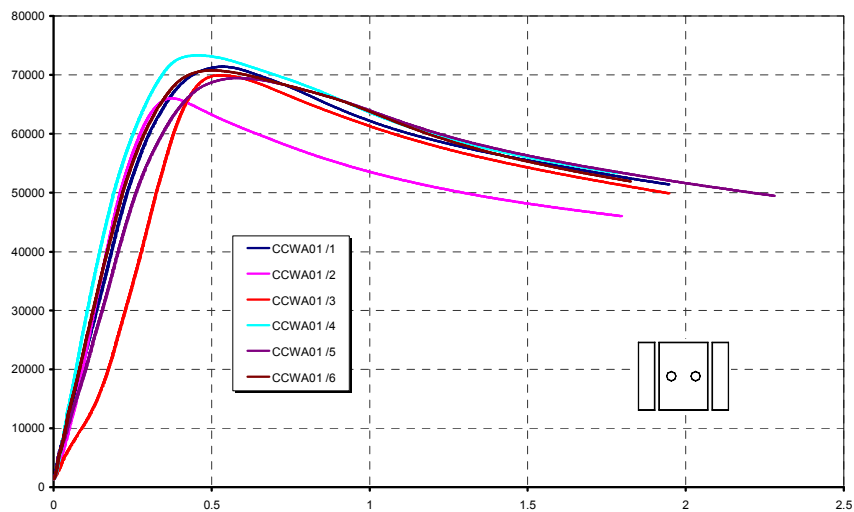


Figura 143: Curbe forță-deplasare seria de specimene CCWA01

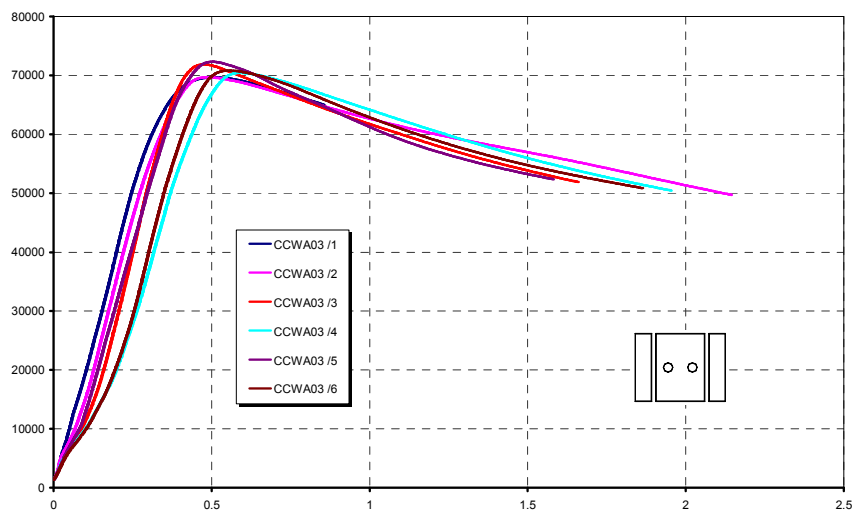


Figura 144: Curbe forță-deplasare seria de specimene CCWA03

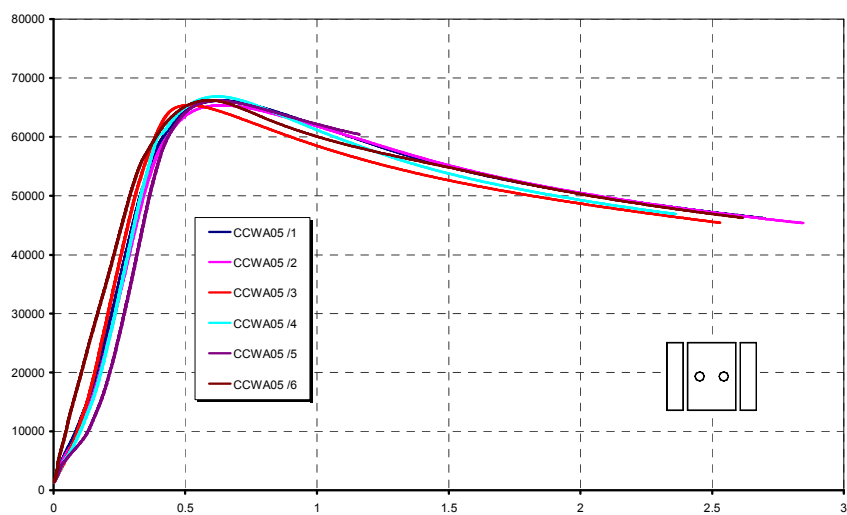


Figura 145: Curbe forță-deplasare seria de specimene CCWA05

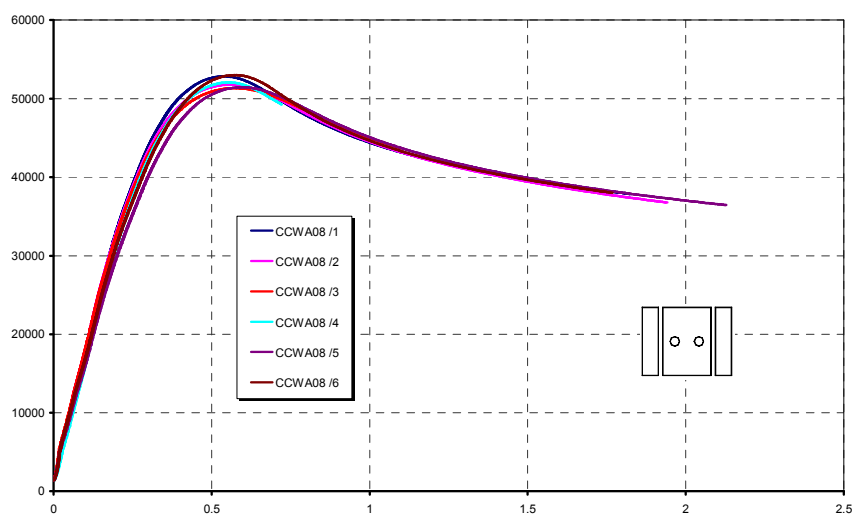


Figura 146: Curbe forță-deplasare seria de specimene CCWA08

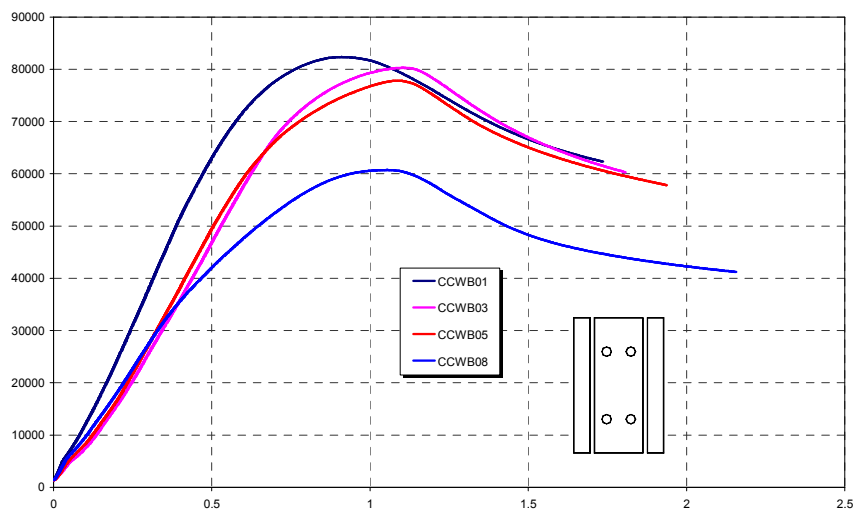


Figura 147: Curbe forță-deplasare seria de specimene CCWB

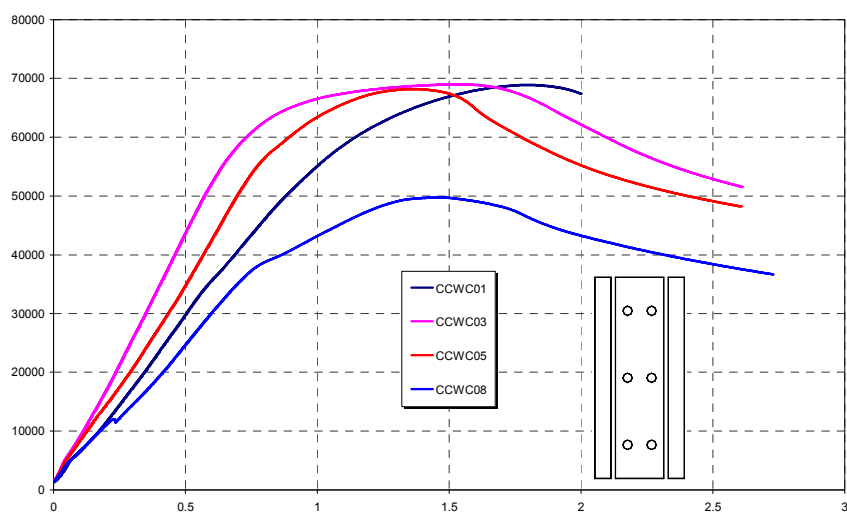


Figura 148: Curbe forță-deplasare seria de specimene CCWC

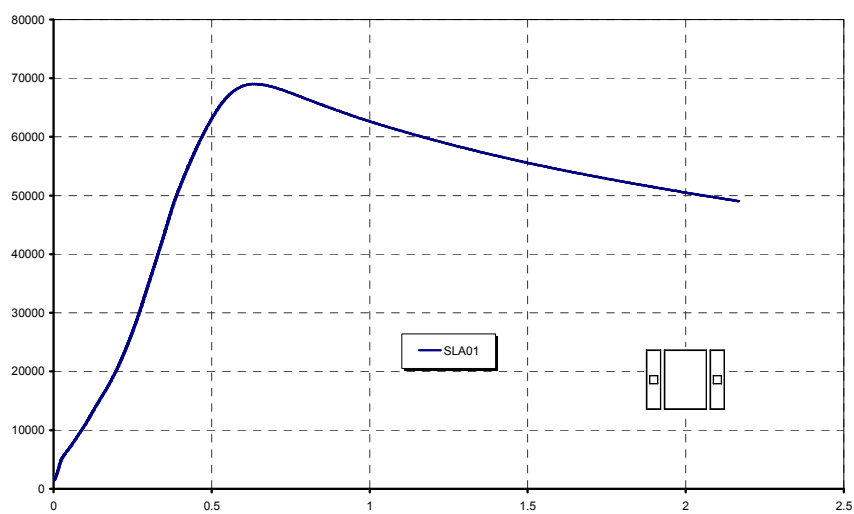


Figura 149: Curbe forță-deplasare seria de specimene SLA01

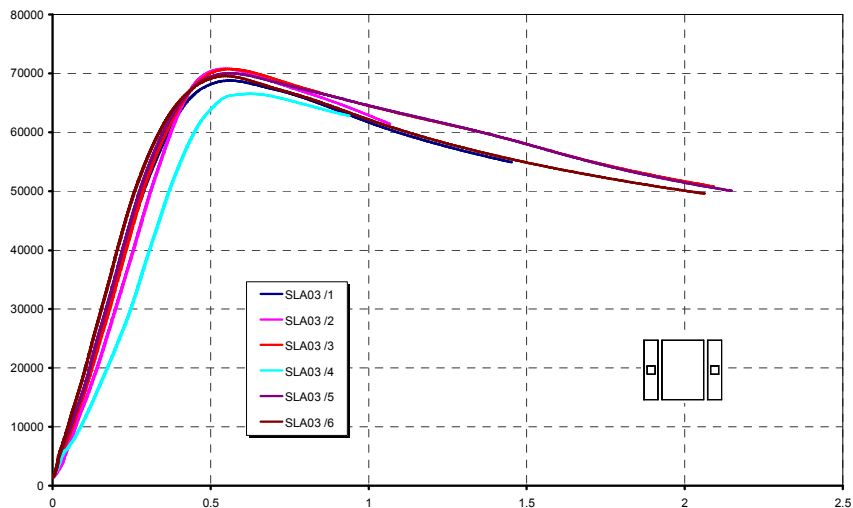


Figura 150: Curbe forță-deplasare seria de specimene SLA03

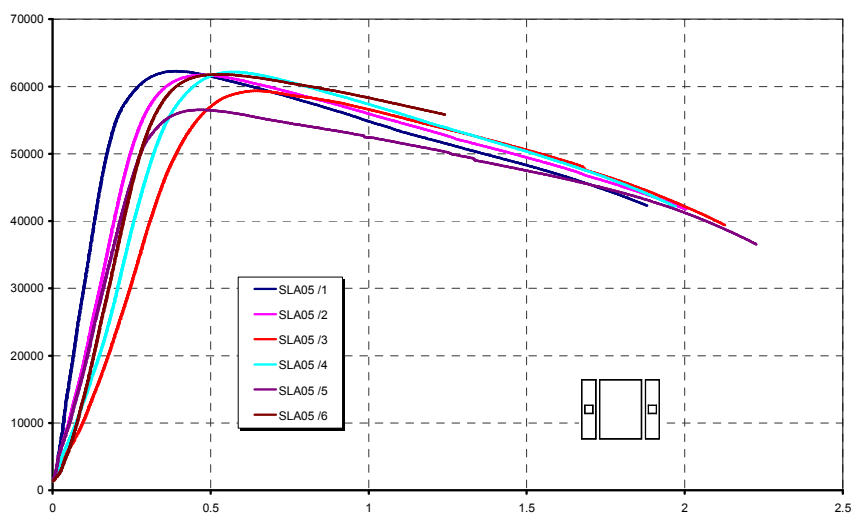


Figura 151: Curbe forță-deplasare seria de specimene SLA05

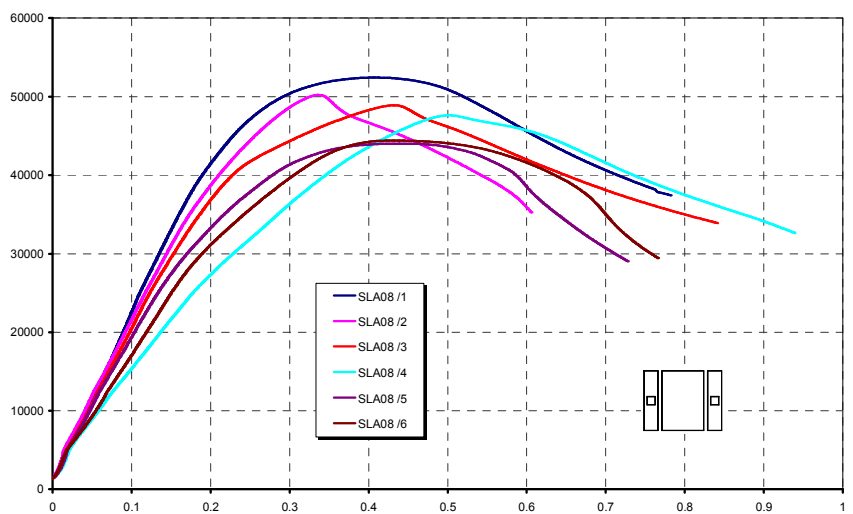


Figura 152: Curbe forță-deplasare seria de specimene SLA08

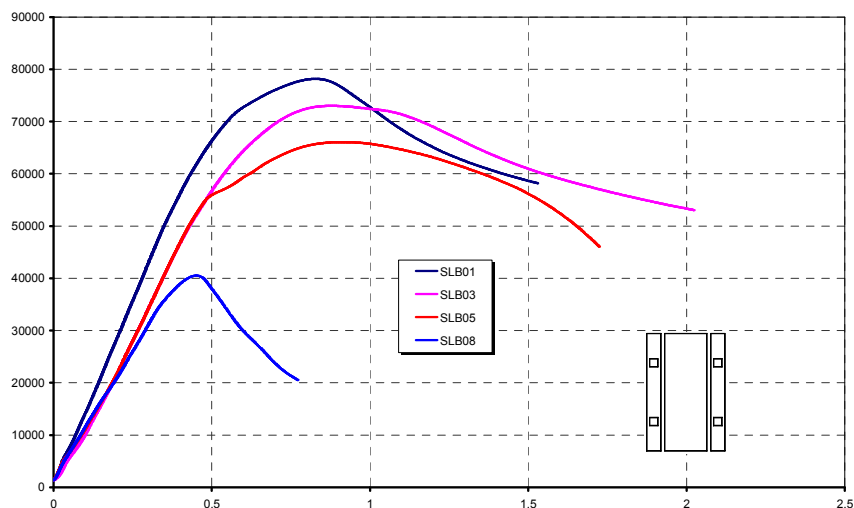


Figura 153: Curbe forță-deplasare seria de specimene SLB

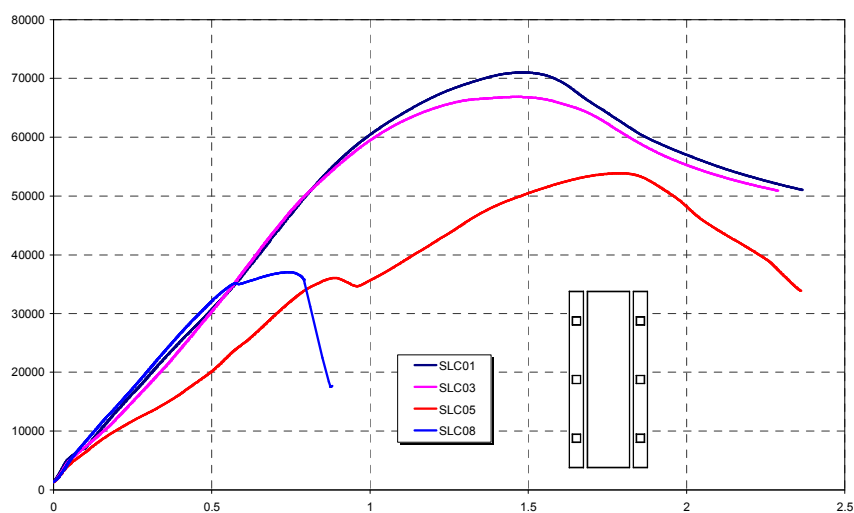


Figura 154: Curbe forță-deplasare seria de specimene SLC

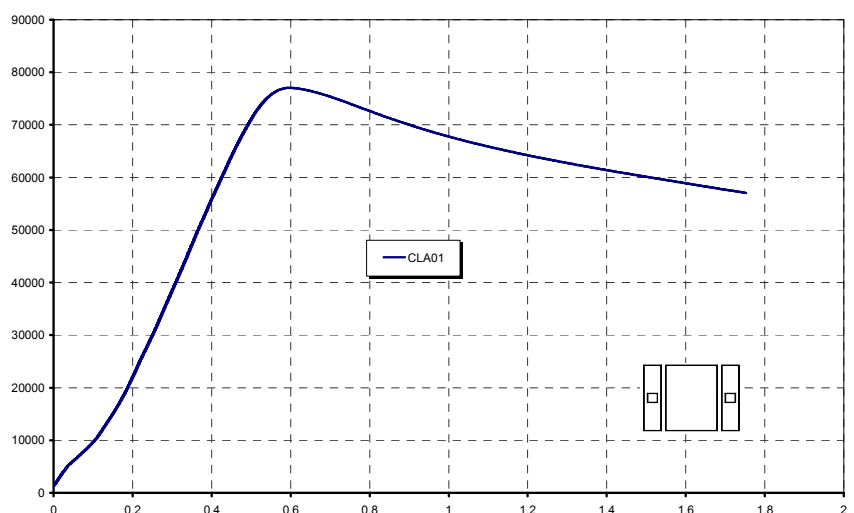


Figura 155: Curbe forță-deplasare seria de specimene CLA01

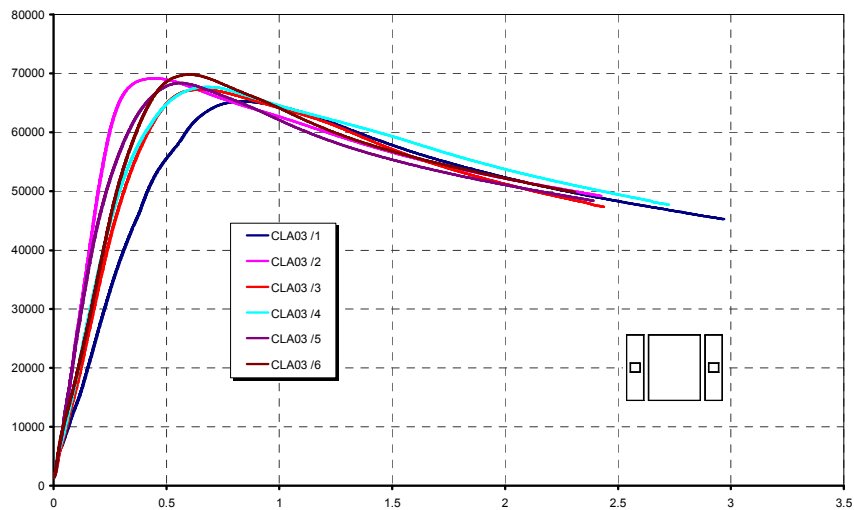


Figura 156: Curbe forță-deplasare seria de specimene CLA03

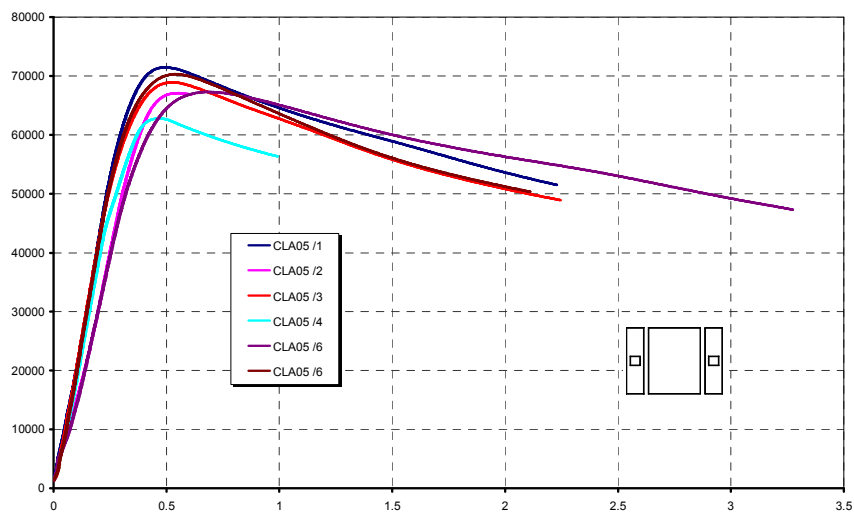


Figura 157: Curbe forță-deplasare seria de specimene CLA05

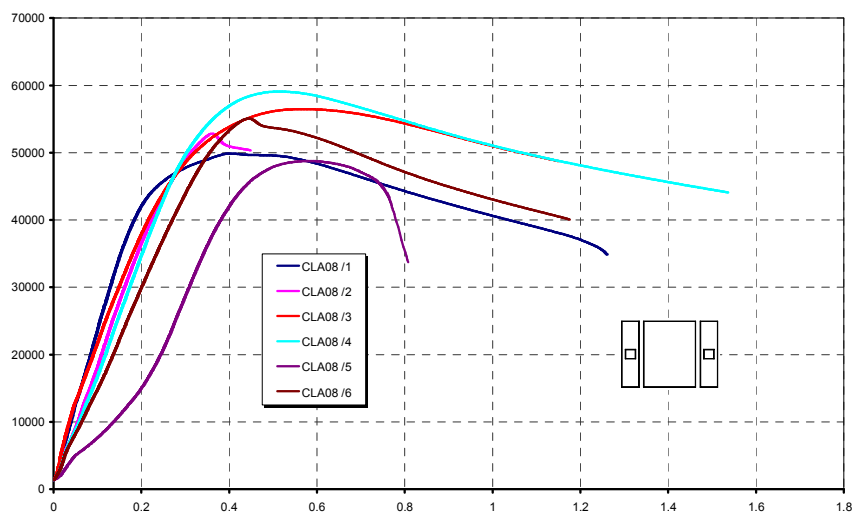


Figura 158: Curbe forță-deplasare seria de specimene CLA08

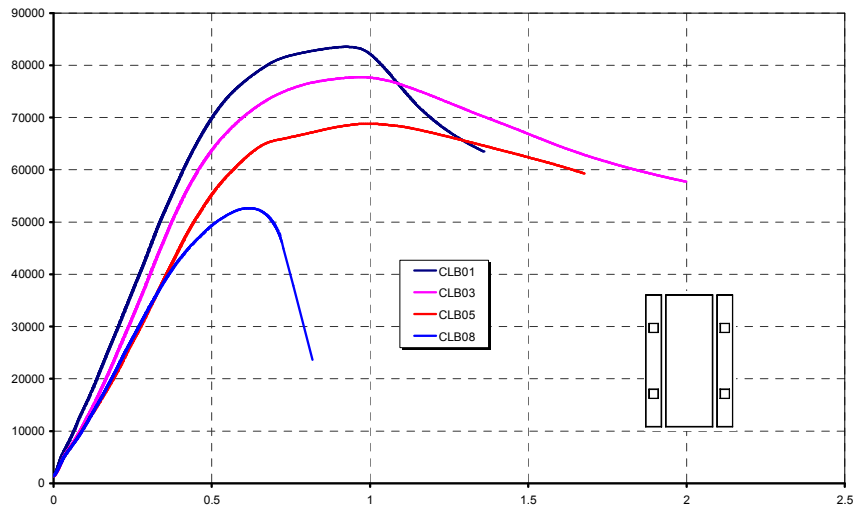


Figura 159: Curbe forță-deplasare seria de specimene CLB

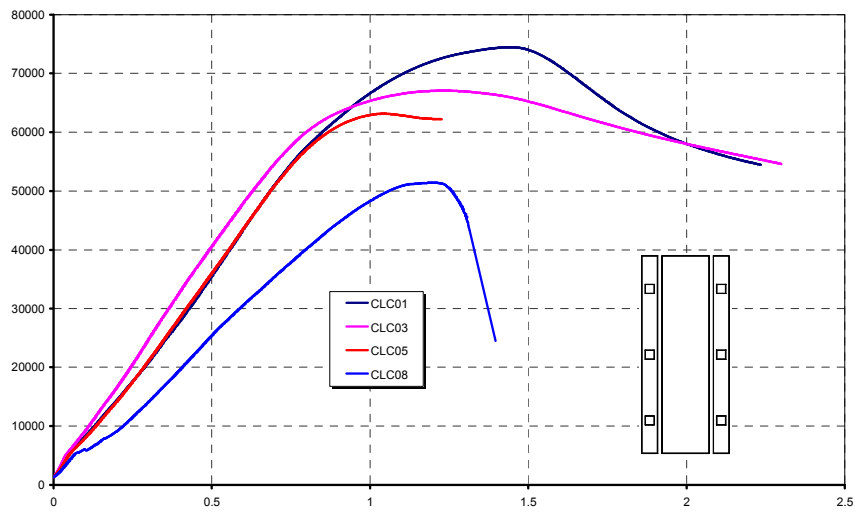


Figura 160: Curbe forță-deplasare seria de specimene CLC

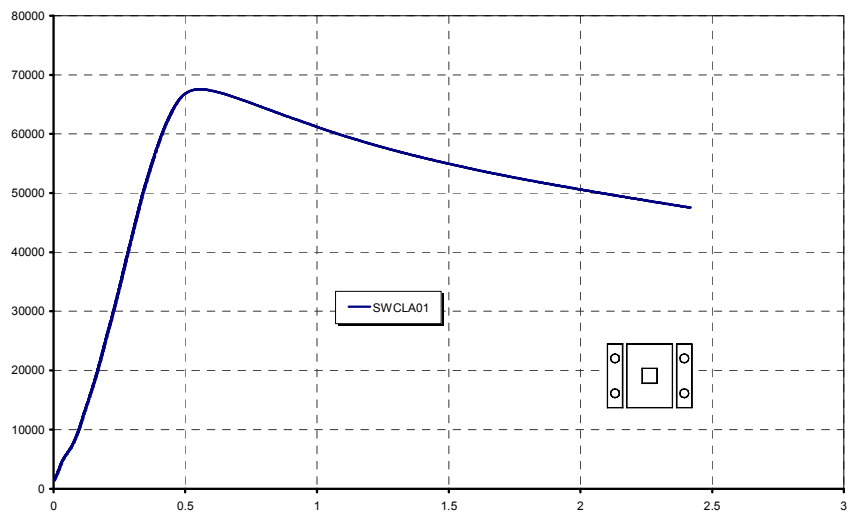


Figura 161: Curbe forță-deplasare seria de specimene SWCLA01

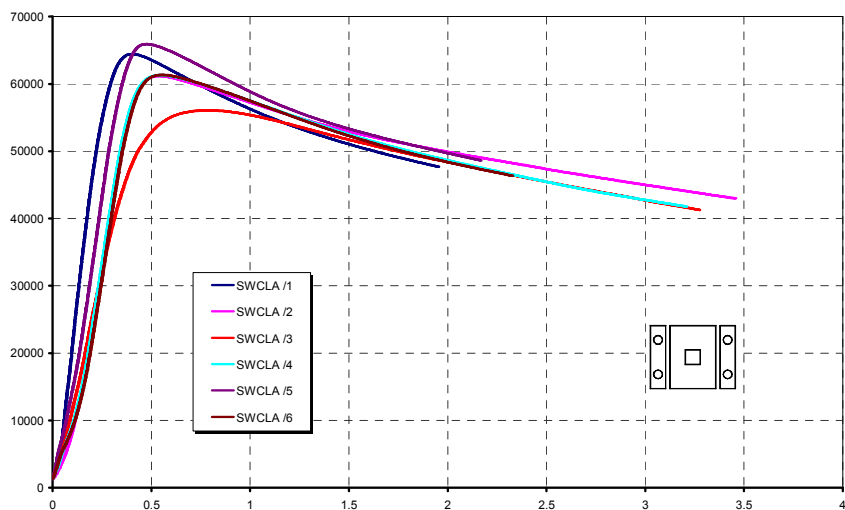


Figura 162: Curbe forță-deplasare seria de specimene SWCLA03

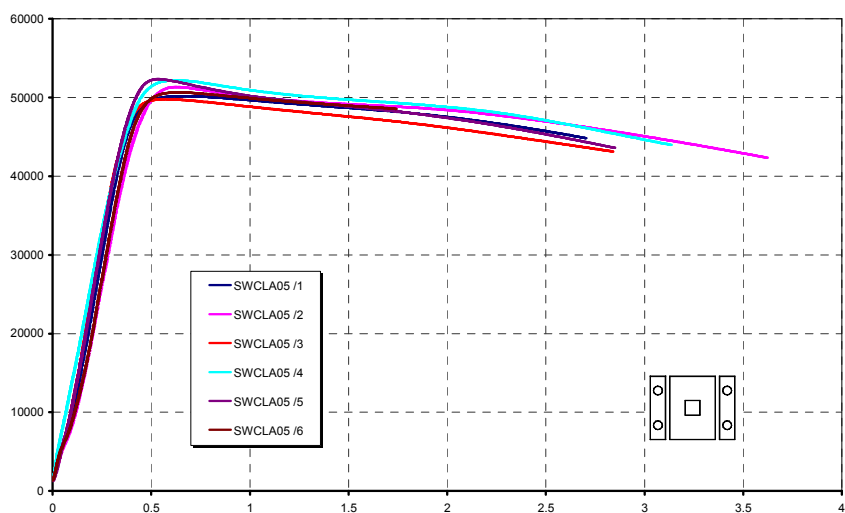


Figura 163: Curbe forță-deplasare seria de specimene SWCLA05

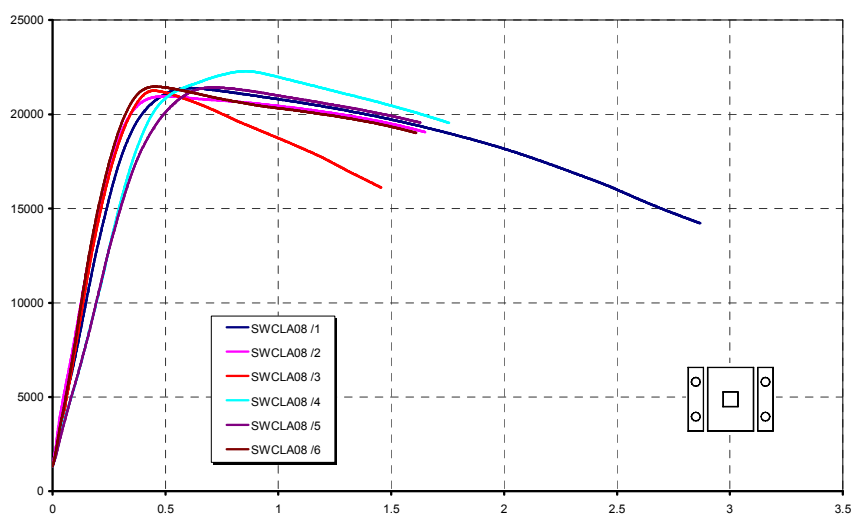


Figura 164: Curbe forță-deplasare seria de specimene SWCLA08

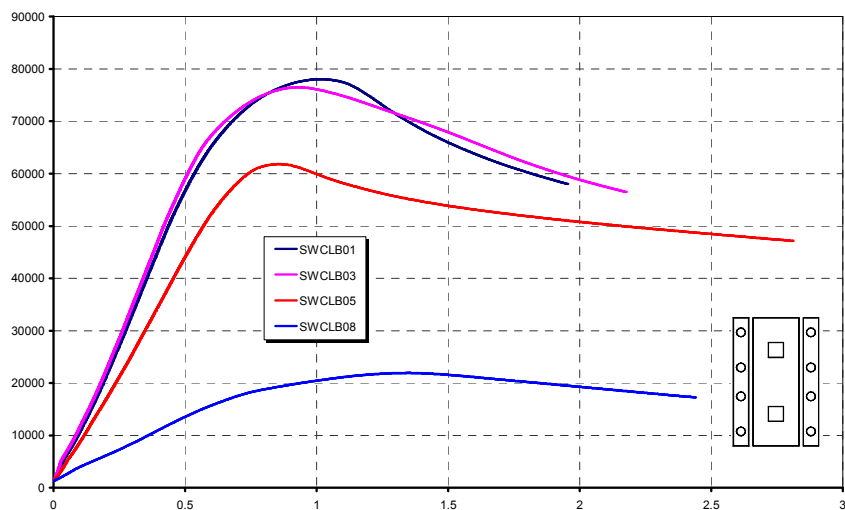


Figura 165: Curbe forță-deplasare seria de specimene SWCLB

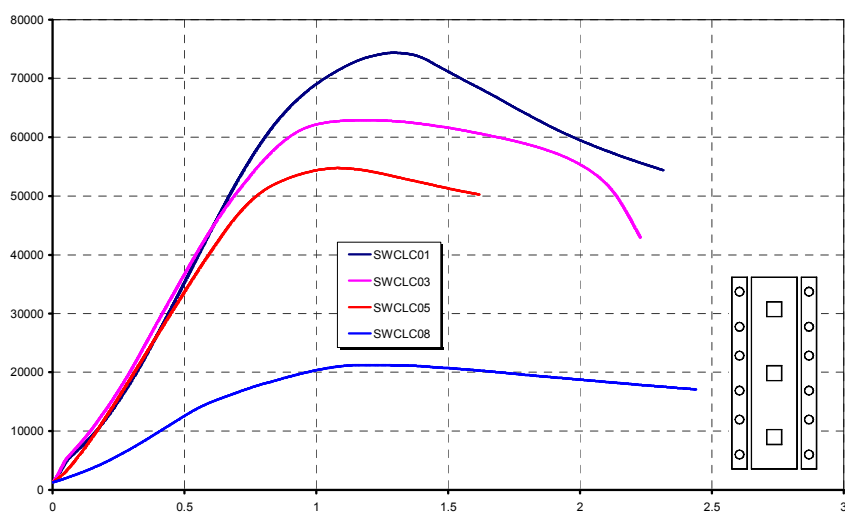


Figura 166: Curbe forță-deplasare seria de specimene SWCLC

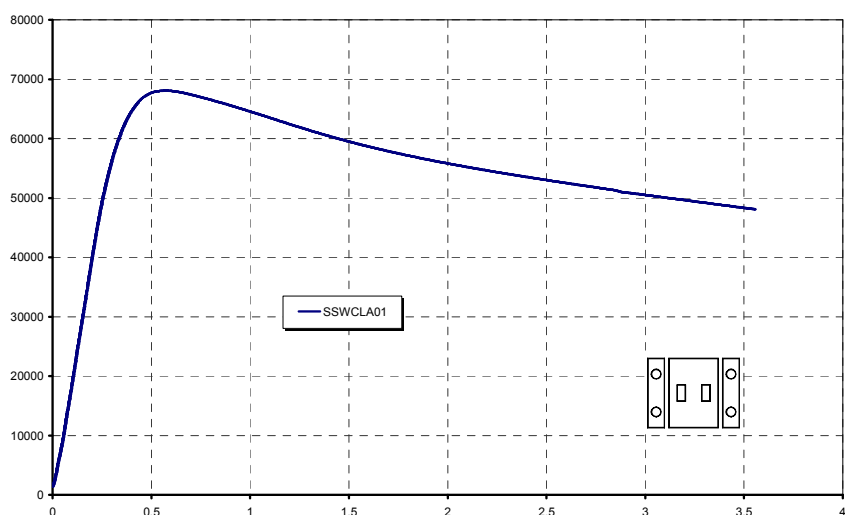


Figura 167: Curbe forță-deplasare seria de specimene SSWCLA01

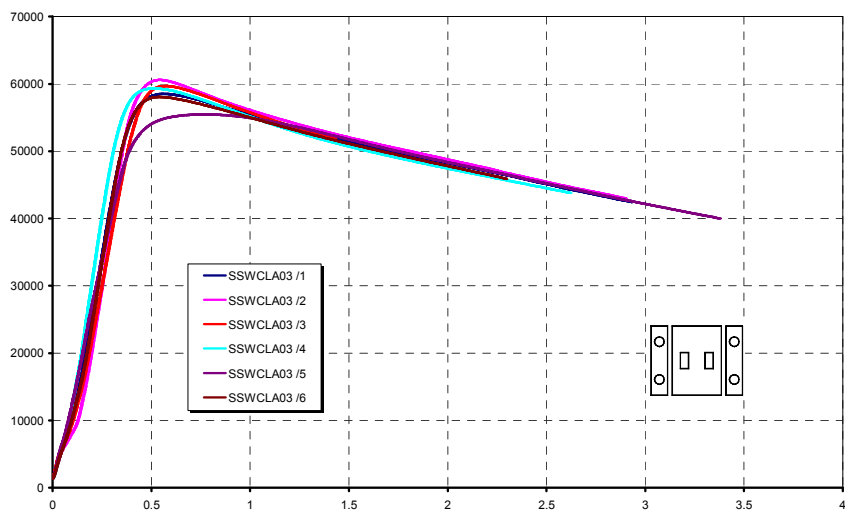


Figura 168: Curbe forță-deplasare seria de specimene SSWCLA03

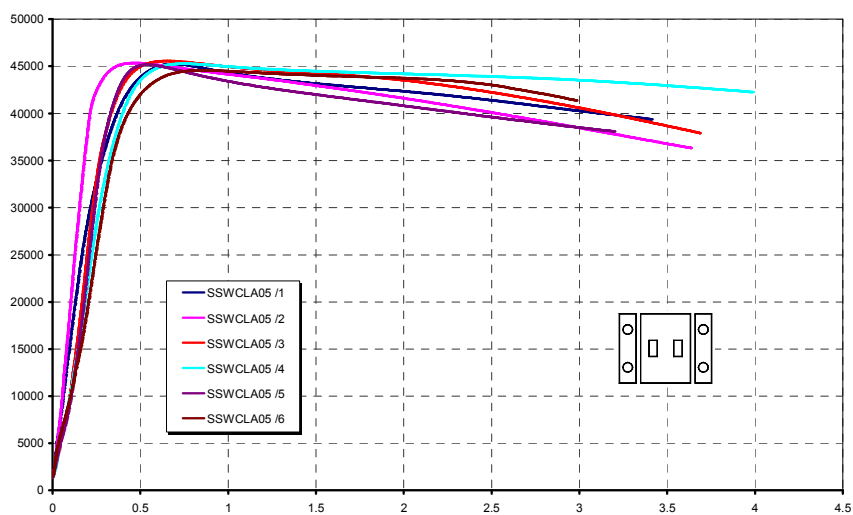


Figura 169: Curbe forță-deplasare seria de specimene SSWCLA05

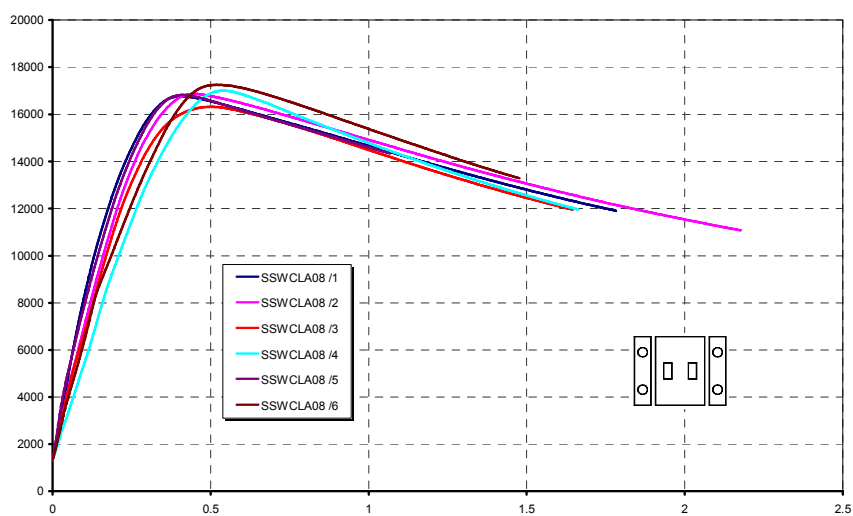


Figura 170: Curbe forță-deplasare seria de specimene SSWCLA08

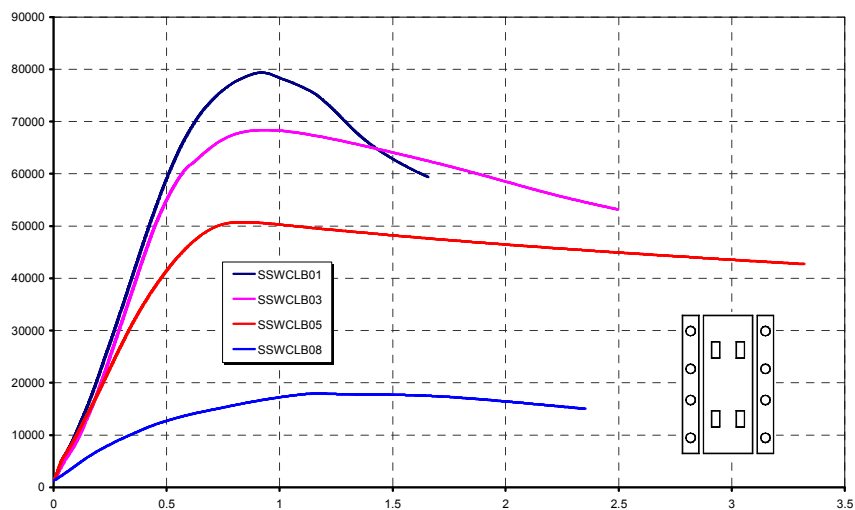


Figura 171: Curbe forță-deplasare seria de specimene SSWCLB

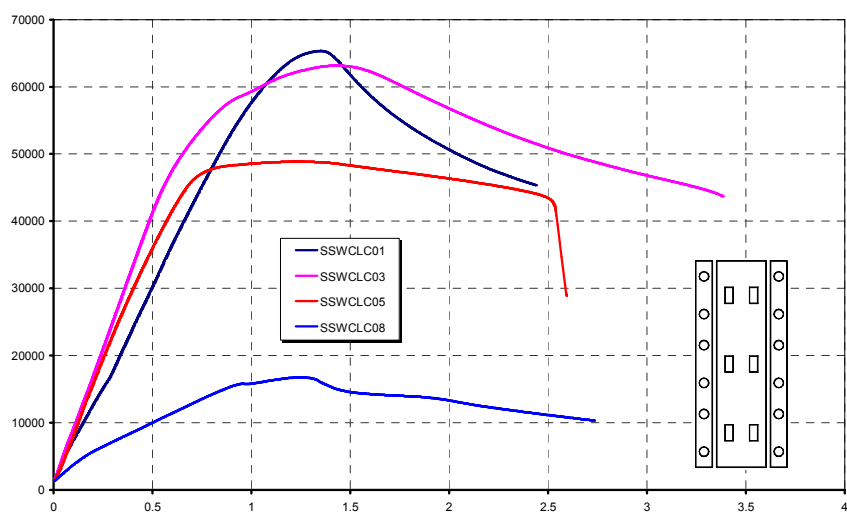


Figura 172: Curbe forță-deplasare seria de specimene SSWCLC

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 păsuite 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 173). 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 traveile marginale.

Cadrele transversale sunt alcătuite din profile formate la rece tip C Lindab dublu pentru stâlpi, iar profilele 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.

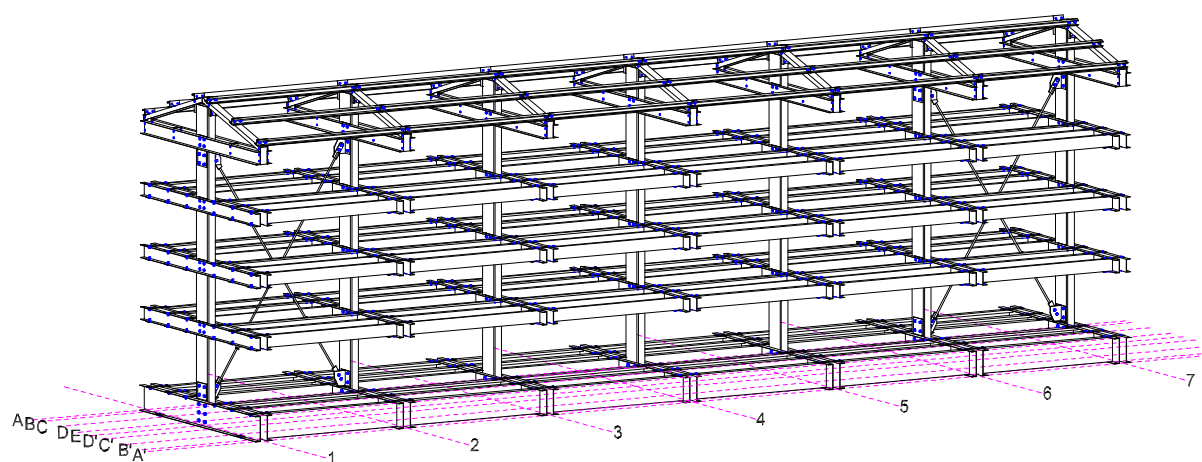


Figura 173: Ansamblu spațial structură

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 greutatei 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 – Reccomendation 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

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 62: Valorile perioadelor proprii de vibrație și deplărilor 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 deformatele corespunzătoare primelor două moduri de vibrație.

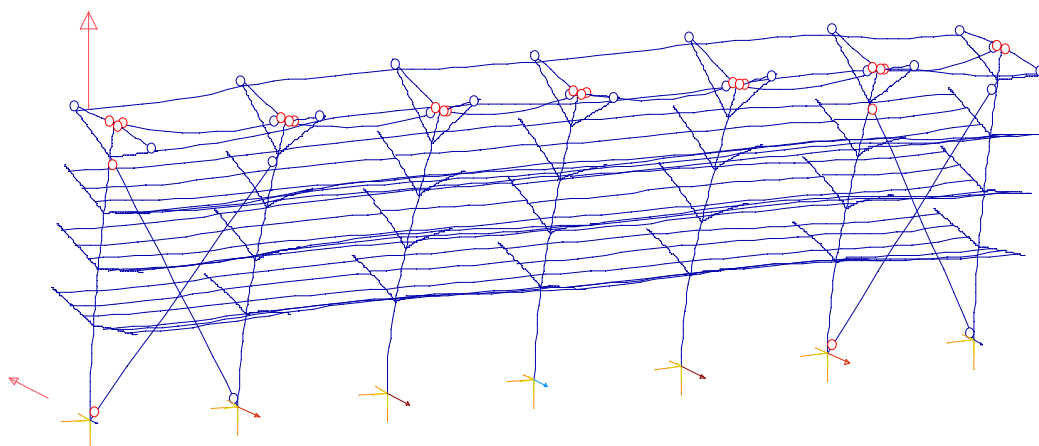


Figura 174: Deformata corespunzătoare modului I de vibrație

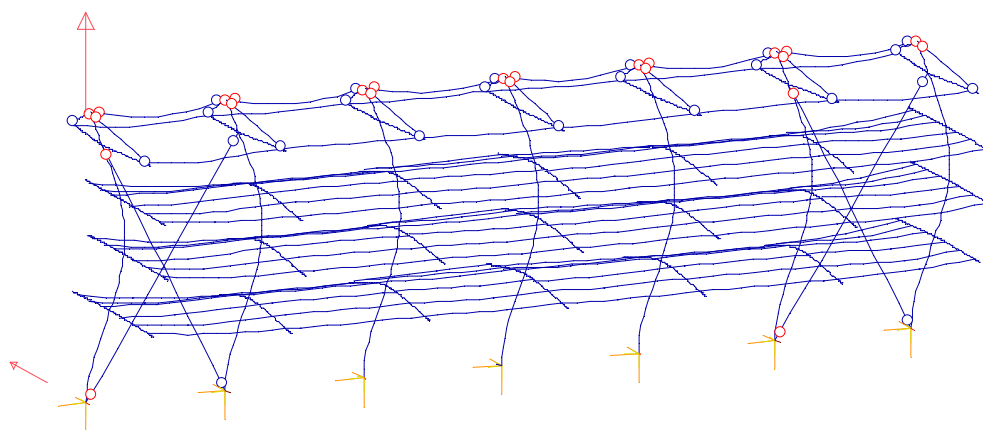


Figura 175: Deformata corespunzătoare modului II de vibrație

B.2.3 Dimensionarea elementelor 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.

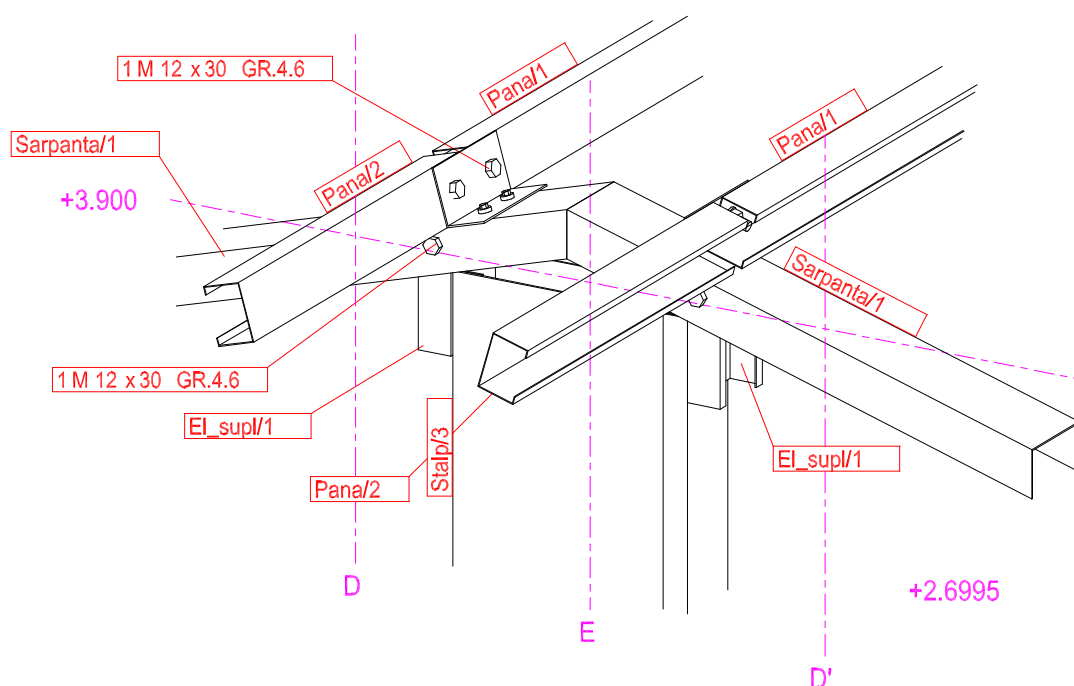


Figura 176: Detaliu șarpantă structură de depozitare modelată

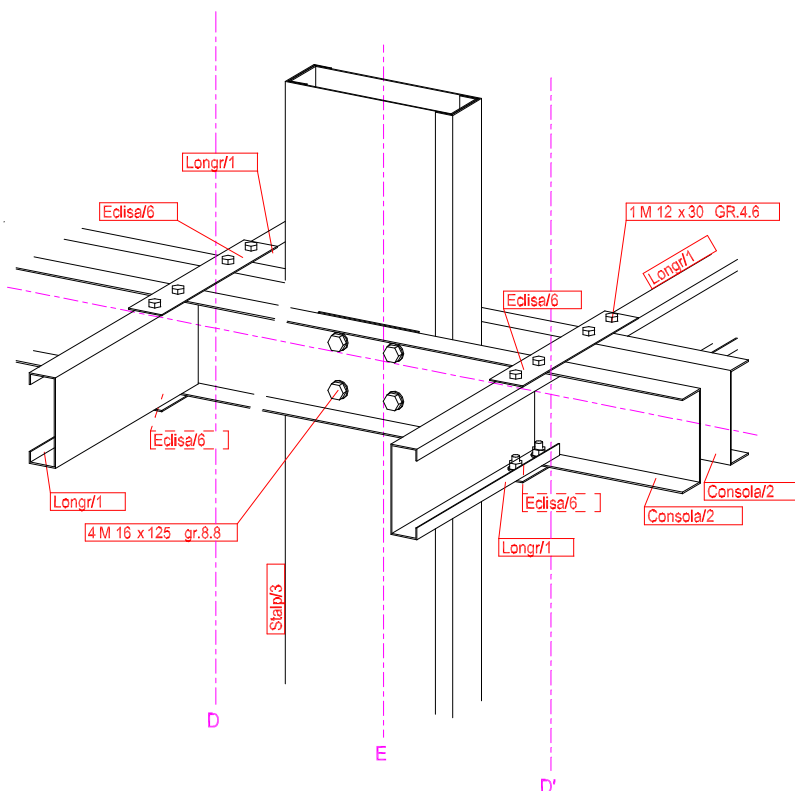


Figura 177: Detaliu îmbinare consolă susținere-stâlp pentru structura de depozitare modelată

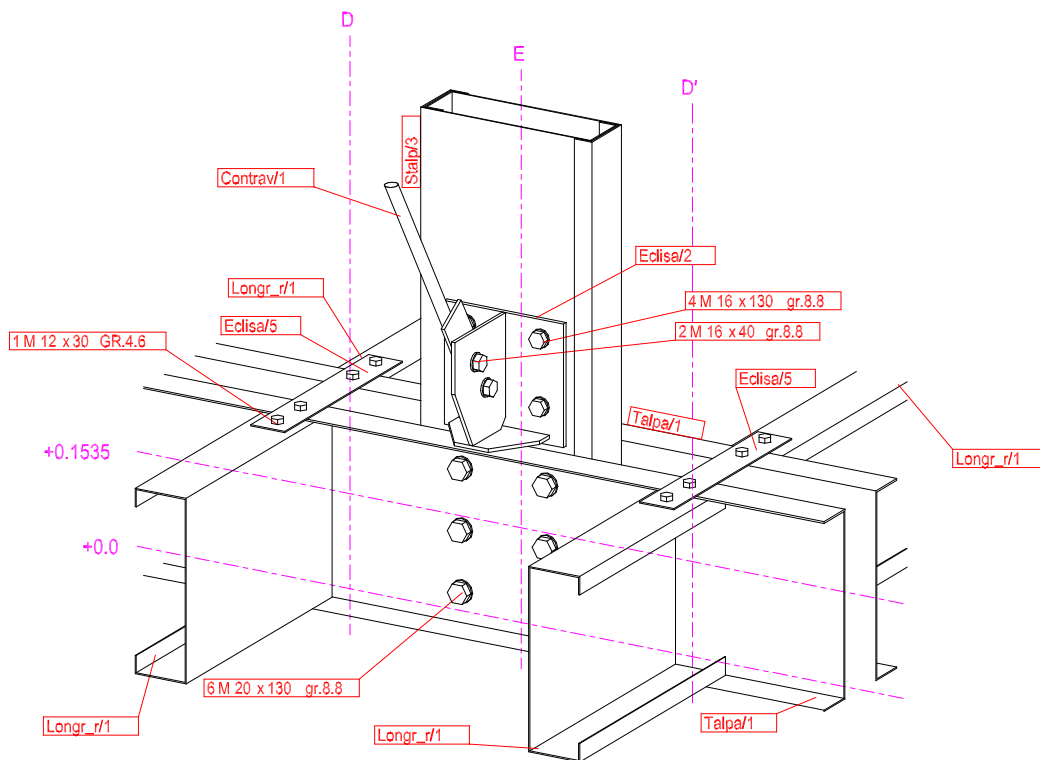


Figura 178: Detaliu îmbinare talpă rezemare-stâlp pentru structura de depozitare modelată