



UNIUNEA EUROPEANĂ



GUVERNUL ROMÂNIEI
MINISTERUL MUNCII, FAMILIEI ȘI
PROTECȚIEI SOCIALE
AMPOSDRU



Fondul Social European
POS DRU 2007-2013



Instrumente Structurale
2007-2013



OIPOSDRU



UNIVERSITATEA
TEHNICĂ
DIN CLUJ-NAPOCA

Investește în oameni!

FONDUL SOCIAL EUROPEAN

Proiect cofinanțat din Fondul Social European prin Programul Operațional Sectorial pentru Dezvoltarea Resurselor Umane 2007 – 2013

Axa prioritară 1: "Educația și formarea profesională în sprijinul creșterii economice și dezvoltării societății bazate pe cunoaștere"

Domeniul major de intervenție 1.5: "Programe doctorale și post-doctorale în sprijinul cercetării"

Titlul proiectului: "Studii doctorale în științe inginerești în scopul dezvoltării societății bazate pe cunoaștere - SIDOC "

Cod contract: POSDRU/88/1.5/S/60078

Beneficiar: Universitatea Tehnică din Cluj-Napoca

FACULTATEA DE CONSTRUCȚII

Ing. Andrei FAUR

TEZĂ DE DOCTORAT

ÎMBINĂRI HIBRIDE PENTRU STRUCTURI ÎN CADRE PREFABRICATE DIN BETON ARMAT

Conducător științific,

Prof. dr. ing. Călin MIRCEA

Comisia de evaluare a tezei de doctorat:

- PREȘEDINTE: - Prof. dr. ing. **Zoltan KISS** - reprezentant al IOSUD, Universitatea Tehnică din Cluj-Napoca;
- MEMBRI: - Prof. dr. ing. **Călin MIRCEA** - conducător științific, Universitatea Tehnică din Cluj-Napoca;
- Prof. dr. ing. **Radu PASCU** - referent, Universitatea Tehnică de Construcții București;
- Conf. dr. ing. **Daniel DAN** - referent, Universitatea „Politehnica” din Timișoara;
- Prof. dr. ing. **Adrian IOANI** - referent, Universitatea Tehnică din Cluj-Napoca.

MULȚUMIRI

În primul rând, aș dori să mulțumesc conducătorului științific, domnul **Prof. Dr. Ing. Călin MIRCEA** pentru îndrumarea și sprijinul acordat pe întreaga perioadă a elaborării prezentei lucrări. De asemenea, țin să mulțumesc domnului Prof. Dr. Ing. Zoltan KISS pentru susținerea și înțelegerea de care a dat dovadă pe perioada de început a studiilor doctorale, și nu numai.

În al doilea rând, aș dori să mulțumesc colegilor de departament pentru discuțiile constructive și atmosfera destinsă, dar în același timp stimulantă, din cadrul colectivului.

Mulțumesc referenților științifici pentru aprecierile și sfaturile oferite în vederea finalizării tezei și mărturisesc că sunt deosebit de onorat că au acceptat să facă parte din comisia de evaluare. De asemenea, o imensa recunoștință este atribuită personalului de la INCER Cluj-Napoca pentru profesionalismul de care au dat dovadă la pregătirea și coordonarea programului experimental.

Nu în ultimul rând, apreciez sprijinul venit din partea familiei și a prietenilor apropiați, cărora le mulțumesc pe această cale pentru încrederea acordată și susținută necondiționat în tot acest timp.

**Această lucrare a beneficiat de suport financiar prin proiectul "Studii doctorale în științe inginerești în scopul dezvoltării societății bazate pe cunoaștere - SIDOC", contract: POSDRU/88/1.5/S/60078, proiect cofinanțat din Fondul Social European prin Programul Operațional Sectorial Dezvoltarea Resurselor Umane 2007-2013.*

CUPRINS

Cap. 1. Introducere	7
1.1. Descrierea problemei.....	7
1.2. Motivația cercetării.....	7
1.3. Obiectivele cercetării	8
1.4. Conținutul tezei de doctorat	8
Cap. 2. Conceptul de îmbinare hibridă. Integrarea îmbinărilor hibride în alcătuirea cadrelor prefabricate din beton armat	10
2.1. Principii de alcătuire și comportare	10
2.2. Istoric asupra evoluției sistemelor de cadre prefabricate cu îmbinări hibride	12
2.3. Stadiul actual al cunoașterii	14
2.3.1. Metode de evaluare a comportării la acțiunea seismică	14
2.3.2. Metode de calcul simplificat folosite la dimensionare	16
2.3.3. Prevederi ale standardelor de proiectare.....	18
Cap. 3. Programul experimental	21
3.1. Pregătirea programului experimental.....	21
3.1.1. Studii existente axate pe testarea experimentală a îmbinărilor hibride.....	21
3.1.2. Alegerea structurii reprezentative și determinarea eforturilor de calcul	22
3.1.3. Dimensionarea armăturii post-tensionate și a armăturilor speciale.....	28
3.1.4. Proiectarea ansamblelor de îmbinare grindă-stâlp	31
3.1.5. Pregătirea speciemenelor experimentale și a standului de încercare.....	34
3.1.6. Condiții necesare în vederea validării programului experimental.....	36
3.2. Derularea programului experimental.....	39
3.2.1. Încercarea speciemenelor N1 și N2.....	39
3.2.2. Rezultate și comentarii obținute în urma încercării speciemenului N1.....	40
3.2.3. Rezultate și comentarii obținute în urma încercării speciemenului N2.....	50
3.3. Rezultate comparative și concluzii asupra programului experimental.....	60
3.3.1. Particularități în modul de comportare a speciemenelor N1 și N2	60
3.3.2. Concluzii finale asupra rezultatelor experimentale	63
Cap. 4. Modele de analiză a îmbinărilor hibride	65
4.1. Studii existente axate pe modelarea numerică	65
4.1.1. Modele care folosesc elemente finite	65
4.1.2. Modele bazate pe reguli histerezis	66
4.1.3. Analogia Grinzii Monolite (Pampanin ș.a. [23]).....	68
4.1.4. Modele care folosesc elemente de tip resort	71
4.1.5. Insuficiențele soluțiilor de calcul existente	71
4.2. Modele constitutive uniaxiale pentru bare de oțel	73
4.2.1. Premisele integrării modelelor uniaxiale la acțiuni alternante	73
4.2.2. Modelul Menegotto-Pinto.....	73

4.2.3. Modelul Monti-Nuti.....	77
4.2.4. Alte modele constitutive.....	79
4.2.5. Motivația utilizării modelelor fără flambaj inelastic	79
4.3. Modelarea nodurilor hibride prin considerarea doar a deformațiilor ce se dezvoltă la interfața grindă-stâlp (Modelul MCDDI)	80
4.3.1. Necesitatea unui nou model de calcul la acțiuni alternante	80
4.3.2. Ipoteze simplificatoare	81
4.3.3. Alegerea modele constitutive de material	86
4.3.4. Metodologia și etapele de calcul a modelului MCDDI.....	92
4.3.5. Aspecte legate de implementarea numerică.....	98
4.3.6. Validarea modelului de calcul MCDDI	102
4.3.7. Studiu parametric pentru determinarea lungimii optime de neaderență.....	111
4.4. Modelarea nodurilor hibride folosind softuri comerciale de element finit cu posibilitate de analiză la nivel de fibră	116
4.4.1. Necesitatea folosirii softurilor comerciale de element finit.....	116
4.4.2. Modelarea probei experimentale N1 folosind programul SAP2000	116
4.4.3. Rezultate și studii comparative	118
4.5. Concluzii asupra modelelor de analiză	121
Cap. 5. Concluzii generale și direcții viitoare de cercetare	123
Cap. 6. Contribuțiile tezei	126
Bibliografie	128
ANEXA A - Tabele cu rezultatele încercării probei N1.....	133
ANEXA B - Tabele cu rezultatele încercării probei N2.....	149
ANEXA C - Implementarea claselor de obiecte.....	169
ANEXA D - Rezultate obținute cu modelul MCDDI.....	173
ANEXA E - Rezultatele analizei efectuate în programul SAP2000.....	175
ANEXA F - Publicații științifice.....	178

LISTA FIGURILOR

Fig. 2.1 Sistem structural în cadre care utilizează tipul de îmbinare hibridă.....	10
Fig. 2.2 Prototipul de îmbinare hibridă propus de NIST	11
Fig. 2.3 Forme de amortizare histerezis pentru structurile monolite de beton armat (stânga) și structurile hibride (dreapta) (Priestley [11]).....	11
Fig. 2.4 Principiile metodei DDBD (Priestley ș.a. [10])	15
Fig. 3.1 Modul de testare a nodurilor de cadru plan.....	21
Fig. 3.2 Obținerea eforturilor de dimensionare	23
Fig. 3.3 Componentele deformației elastice a deplasării de nivel (Priestley ș.a. [10]).....	24
Fig. 3.4 Calculul amortizării histerezis pentru o îmbinare hibridă (Priestley ș.a. [10])	26
Fig. 3.5 Spectrul elastic și spectrul redus al accelerațiilor	27
Fig. 3.6 Spectrul elastic și spectrul redus al deplasărilor.....	27
Fig. 3.7 Modelul de calcul (conform ACI T1.2-3).....	29
Fig. 3.8 Armarea elementelor prefabricate.....	31
Fig. 3.9 Propunerea pentru modificarea capetelor de grindă	32
Fig. 3.10 Primul tip de îmbinare hibridă.....	33
Fig. 3.11 Al doilea tip de îmbinare hibridă.....	33
Fig. 3.12 Echipamentul de încercare	36

Fig. 3.13 Secvența de testare în pași controlați de deplasări.....	37
Fig. 3.14 Reprezentarea grafică a coeficientului de disipare de energie (ACI T1.1-01 [24])	39
Fig. 3.15 Specimenele N1 (stânga) și N2 (dreapta) – poze de la fața locului	40
Fig. 3.16 Variația deplasării absolute (stânga) și a forței orizontale de nivel (dreapta) pt. N1.....	41
Fig. 3.17 Curba forță-deplasare pt. N1.....	41
Fig. 3.18 Înfașurătoarea curbelor histerezis pt. N1	41
Fig. 3.19 Citirile fleximetrului F3 (specimenul N1).....	42
Fig. 3.20 Citirile fleximetrului F4 (specimenul N1).....	42
Fig. 3.21 Citirile fleximetrului F5 (specimenul N1).....	42
Fig. 3.22 Citirile fleximetrului F6 (specimenul N1).....	43
Fig. 3.23 Citirile comparatorului C1 (specimenul N1).....	43
Fig. 3.24 Citirile comparatorului C2 (specimenul N1).....	43
Fig. 3.25. Citirile comparatorului C3 (specimenul N1).....	44
Fig. 3.26 Citirile comparatorului C4 (specimenul N1).....	44
Fig. 3.27 Citirile comparatorului C5 (specimenul N1).....	44
Fig. 3.28 Citirile comparatorului C6 (specimenul N1).....	45
Fig. 3.29 Releveul fisurilor pt. specimenul N1.....	45
Fig. 3.30 Variația deschiderii fisurii Fis. 1 (specimenul N1).....	46
Fig. 3.31 Variația deschiderii fisurii Fis. 2 (specimenul N1).....	46
Fig. 3.32 Variația deschiderii fisurii Fis. 3 (specimenul N1).....	46
Fig. 3.33 Variația deschiderii fisurii Fis. 4 (specimenul N1).....	47
Fig. 3.34 Variația efortului total de întindere în armătura post-tensionată (specimenul N1).....	47
Fig. 3.36 Ductilitatea și rigiditatea pe direcții (specimenul N1)	49
Fig. 3.35 Aria înfașurătoarei totale (stânga) și aria ultimelor cicluri complete (dreapta) raportate la aria disipatorului ideal (specimenul N1).....	50
Fig. 3.37 Variația deplasării absolute (stânga) și a forței orizontale de nivel (dreapta), pt. N2.....	51
Fig. 3.38 Curba forță-deplasare pt. N2.....	51
Fig. 3.39 Înfașurătoarea curbelor histerezis pt. N2	51
Fig. 3.40 Citirile fleximetrului F3 (specimenul N2).....	52
Fig. 3.41 Citirile fleximetrului F4 (specimenul N2).....	52
Fig. 3.42 Citirile fleximetrului F5 (specimenul N2).....	53
Fig. 3.43 Citirile fleximetrului F6 (specimenul N2).....	53
Fig. 3.44 Citirile comparatorului C1 (specimenul N2).....	54
Fig. 3.45 Citirile comparatorului C2 (specimenul N2).....	54
Fig. 3.46 Citirile comparatorului C3 (specimenul N2).....	54
Fig. 3.47 Citirile comparatorului C4 (specimenul N2).....	55
Fig. 3.48 Citirile comparatorului C5 (specimenul N2).....	55
Fig. 3.49 Citirile comparatorului C6 (specimenul N2).....	55
Fig. 3.50 Releveul fisurilor pt. specimenul N2.....	56
Fig. 3.51 Variația deschiderii fisurii Fis. 1 (specimenul N2).....	56
Fig. 3.52 Variația deschiderii fisurii Fis. 2 (specimenul N2).....	57
Fig. 3.53 Variația deschiderii fisurii Fis. 3 (specimenul N2).....	57
Fig. 3.54 Variația deschiderii fisurii Fis. 4 (specimenul N2).....	57
Fig. 3.55 Variația efortului total de întindere în armătura post-tensionată (specimenul N2).....	58
Fig. 3.56 Ductilitatea și rigiditatea pe direcții, pt. N2	59
Fig. 3.57 Aria înfașurătoarei totale (stânga) și aria ultimelor cicluri complete (dreapta) raportate la aria disipatorului ideal (specimenul N2).....	60
Fig. 3.58 Compararea curbelor <i>forță-deplasare</i> rezultate pentru speci­menele N1 și N2	61
Fig. 3.59 Compararea curbelor <i>înfașurătoare</i> rezultate pentru speci­menele N1 și N2	61
Fig. 3.60 Compararea curbelor <i>ultimelor cicluri complete</i> pentru speci­menele N1 și N2.....	62
Fig. 3.61 Compararea curbelor <i>bi-liniare</i> rezultate pentru speci­menele N1 și N2.....	62
Fig. 3.62 Extragerea unei bare de armătură în cazul probei N2	63

Fig. 3.63 Starea de deformație a nodului N2 în stadiul maxim de solicitare.....	64
Fig. 4.1 Modelul cu elemente finite (El-Sheikh ș.a. [52])	66
Fig. 4.2 Modelarea zonei de rost prin combinarea a două legi histerezis (Pampanin ș.a. [23]).....	67
Fig. 4.3 Distribuția eforturilor în betonul situat în zona comprimată.....	68
Fig. 4.4 Principiul Analogiei Grinzii Monolite (Pampanin ș.a. [23])	69
Fig. 4.5 Modelarea rostului de montaj cu elemente de tip resort (Spieth ș.a. [59])	71
Fig. 4.6 Modelul constitutiv pentru oțel PC52 în variantele Rumberg-Osgood și ideal bi-liniar	74
Fig. 4.7 Reprezentarea grafică a modelului Menegotto-Pinto [62]	76
Fig. 4.8 Comparație între modelele Menegotto-Pinto și Ramberg-Osgood.....	77
Fig. 4.9 Producerea flambajului împiedicat (Faur și Mircea [69])	80
Fig. 4.10 Deformata nodului considerând elasticitatea grinzilor	82
Fig. 4.11 Deformata nodului considerând rotirile de corp rigid ale grinzilor.....	82
Fig. 4.12 Deformata nodului ignorând rotirile de corp rigid ale grinzilor	82
Fig. 4.13 Alcătuirea zonei active	84
Fig. 4.14 Comportarea modelului Menegotto-Pinto - modificat	87
Fig. 4.15 Comportarea modelului Menegotto-Pinto – modificat pentru cicluri simetrice de înc.-desc..	87
Fig. 4.16 Comportarea modelului Monti-Nuti pentru $P=0,0$	88
Fig. 4.17 Comportarea modelului Monti-Nuti pentru $P=0,5$	88
Fig. 4.18 Comportarea modelului Monti-Nuti pentru $P=1,0$	89
Fig. 4.19 Comparația înfășurătoarelor maxime pentru trei valori ale lui P	89
Fig. 4.20 Comparația înfășurătoarelor maxime și ultimelor cicluri pentru ambele modele	90
Fig. 4.21 Modelele constitutive pentru fibrele de beton și armătura post-tensionată.....	91
Fig. 4.22 Deformația de ansamblu a nodului de cadru hibrid	93
Fig. 4.23 Stabilirea deformațiilor și a eforturilor la nivel de secțiune.....	94
Fig. 4.24 Etapele de calcul ale modelului MCDDI	98
Fig. 4.25 Structura clasei fibrelor de beton.....	99
Fig. 4.26 Structura clasei armăturilor post-tensionate	99
Fig. 4.27 Structura clasei armăturilor speciale	100
Fig. 4.28 Structura programului principal	101
Fig. 4.29 Suprapunerea curbelor obținute experimental și a celor obținute numeric.....	103
Fig. 4.30 Curbele înfășurătoare ale rezultatelor numerice	104
Fig. 4.31 Suprapunerea curbelor înfășurătoare	104
Fig. 4.32 Ultimele cicluri complete obținute experimental și numeric	105
Fig. 4.33 Curba generată printr-un singur ciclu complet.....	105
Fig. 4.34 Suprapunerea curbelor înfășurătoare obținute prin trei metode	106
Fig. 4.35 Variația distanțelor pentru ciclurile pozitive – ramurile de încărcare.....	107
Fig. 4.36 Variația distanțelor pentru ciclurile pozitive – ramurile de descărcare.....	107
Fig. 4.37 Variația distanțelor pentru ciclurile negative – ramurile de încărcare	108
Fig. 4.38 Variația distanțelor pentru ciclurile negative – ramurile de descărcare.....	108
Fig. 4.39 Variația distanțelor pentru ultimele cicluri pozitive – ramurile de încărcare	108
Fig. 4.40 Variația distanțelor pentru ultimele cicluri pozitive – ramurile de descărcare	109
Fig. 4.41 Variația distanțelor pentru ultimele cicluri negative – ramurile de încărcare.....	109
Fig. 4.42 Variația distanțelor pentru ultimele cicluri negative – ramurile de descărcare	109
Fig. 4.43 Variația înălțimii zonei comprimate de beton.....	110
Fig. 4.44 Deformata secțiunii de capăt a grinzii hibride.....	111
Fig. 4.45 Curbe obținute pentru un aport de 10% din partea AS la preluarea încovoierii.....	112
Fig. 4.46 Curbe obținute pentru un aport de 30% din partea AS la preluarea încovoierii.....	112
Fig. 4.47 Curbe obținute pentru un aport de 50% din partea AS la preluarea încovoierii.....	112
Fig. 4.48 Influența lungimii de neaderență asupra forței maxime de nivel.....	115
Fig. 4.49 Influența lungimii de neaderență asupra forței deplasării remanente	115
Fig. 4.50 Influența lungimii de neaderență asupra capacității de disipare de energie	115
Fig. 4.51 Modelul de analiză numerică.....	116

Fig. 4.52 Modele constitutive pentru materiale	117
Fig. 4.53 Suprapunerea rezultatelor numerice cu a celor experimentale	119
Fig. 4.54 Rezultate obținute cu programul SAP2000	120
Fig. 4.55 Comparația modelelor numerice	120
Fig. A.1 Curbele histerezis forță-deplasare pt. N1	136
Fig. B.1 Curbele histerezis forță-deplasare pt. N2	153
Fig. D.1 Variația efortului unitar în armăturile speciale.....	173
Fig. D.2 Variația efortului unitar în fibrele extrem-depărtate de beton.....	173
Fig. D.3 Variația efortului unitar în AP	173
Fig. D.4 Variația rezultantei forței axiale pe întreaga secțiune de grindă	173
Fig. D.5 Curbele histerezis <i>Moment-Rotire</i>	174
Fig. D.6 Curbele histerezis <i>Forță-Deplasare</i>	174
Fig. E.1 Modelul de calcul numeric - denumirea nodurilor	175
Fig. E.2 Modelul de calcul numeric – denumirea elementelor liniare de grindă și stâlp	175
Fig. E.3 Variația deplasărilor în nodurile 9, 39 și 10.....	176
Fig. E.4 Variația rotirilor în nodurile 9, 39 și 10	176
Fig. E.5 Efortul în armătura post-tensionată	176
Fig. E.6 Variația forței axiale din armătura specială	177
Fig. E.7 Variația alungirilor armăturilor speciale.....	177
Fig. E.8 Curba forța orizontală – drift relativ de nivel	177

LISTA TABELELOR

Tab. 3.1 Forțele de nivel pentru structura echivalentă	26
Tab. 3.2 Caracteristicile de ductilitate ale structurii echivalente	26
Tab. 3.3 Valorile necesare la proiectarea îmbinării	30
Tab. 3.4 Rezumatul raportului de încercare (conform <i>ACI T1.1-01</i> [24])	38
Tab. 3.5 Eforturi în armăturile speciale stânga-sus (specimenul N1).....	48
Tab. 3.6 Eforturi în armăturile speciale stânga-jos (specimenul N1).....	48
Tab. 3.7 Eforturi în armăturile speciale dreapta-sus (specimenul N1)	48
Tab. 3.8 Eforturi în armăturile speciale dreapta-jos (specimenul N1)	48
Tab. 3.9 Eforturi în armăturile speciale superioare (specimenul N2)	58
Tab. 3.10 Eforturi în armăturile speciale inferioare (specimenul N2)	58
Tab. 3.11 Caracteristicile de disipare de energie pentru N1 și N2	63
Tab. 4.1 Comparația modelelor constitutive uniaxiale.....	90
Tab. 4.2 Comparații între curbele înfășurătoare și ultimele cicluri.....	106
Tab. 4.3 Evaluarea rădăcinii erorii medii pătratice	109
Tab. 4.4 Rezultatele studiului parametric pentru un aport de 10% la preluarea momentului	113
Tab. 4.5 Rezultatele studiului parametric pentru un aport de 30% la preluarea momentului	113
Tab. 4.6 Rezultatele studiului parametric pentru un aport de 50% la preluarea momentului	113
Tab. 4.7 Expriarea cantitativă a curbelor obținute cu programul SAP2000.....	121
Tab. 4.8 Estimarea cantitativă a diferențelor dintre curbele din Fig. 4.57	121
Tab. A.1 Rezultatele histerezis forță-deplasare pt. N1.....	133
Tab. A.2 Rezultatele fleximetrelor pt. N1	136
Tab. A.3 Rezultatele comparatoarelor pt. N1	144
Tab. A.4 Citirile fisurilor 1, 2, 3 și 4 pt. N1	146

Tab. A.5 Citirile fisurilor 5, 6, 7 și 8 pt. N1	148
Tab. A.6 Citirile fisurilor 9, 10, 11 și 12 pt. N1	148
Tab. A.7 Citirile fisurilor 13, 14, 15 și 16 pt. N1	148
Tab. B.1 Rezultatele histerezis forță-deplasare pt. N2	149
Tab. B.2 Rezultatele fleximetrelor pt. N2.....	153
Tab. B.3 Rezultatele comparatoarelor pt. N2	164
Tab. B.4 Citirile fisurilor 1, 2, 3 și 4 pt. N2.....	166
Tab. B.5 Citirile fisurilor 5, 6, 7 și 8 pt. N2.....	167
Tab. B.6 Citirile fisurilor 9, 10, 11, 12 și 13 pt. N2	168

Cap. 1. Introducere

1.1. Descrierea problemei

În conformitate cu tendințele dezvoltării durabile, performanțele elementelor prefabricate în lucrările de construcții, pot fi considerate net superioare metodelor tradiționale de execuție prin folosirea elementelor monolite. Deși caracterul polivalent al conceptului de clădire durabilă se răsfrânge asupra tuturor ramurilor economico-sociale, în domeniul construcțiilor, tendințele de abordare pot fi orientate către protejarea mediului înconjurător și folosirea rațională a resurselor. Astfel, termeni ca *funcționalitate*, *întreținere*, și *siguranță în exploatare*, trebuie corelați, și de ce nu, completați cu ideea de „clădire demontabilă”.

Structurile din beton armat, monolite sau prefabricate, sunt deseori preferate în activitățile de construcții datorită posibilității utilizării resurselor locale. Spre deosebire de alte materiale folosite în alcătuirea sistemelor structurale, se comportă mult mai bine din punct de vedere al durabilității. Elementele de tipul grinzilor sau stâlpilor, care sunt alcătuite în atelierele de prefabricate, datorită controlului sporit al calității, prezintă o comportare mult mai bună în exploatare. Totuși, deficiențele se observă la nivel de structură, când este supusă solicitărilor seismice, acest lucru datorându-se modului deficitar în care sunt concepute îmbinările dintre elementele prefabricate. Experiența cutremurelor precedente a arătat faptul că structurile prefabricate din beton armat, și mai ales cele din beton precomprimat, au o comportare slabă la acțiunea solicitărilor dinamice. Marele neajuns este acela că, îmbinările nu prezintă un mod de comportare ductilă, cedarea producându-se neavertizat, casant, fără o disipare substanțială de energie. Dacă îmbinarea elementelor prefabricate se face prin post-tensionare, un alt dezavantaj îl reprezintă ductilitatea slabă a armăturilor active.

Pentru integrarea structurilor prefabricate în zonele cu seismicitate ridicată, în SUA, s-au demarat o serie de programe de cercetare, care au avut ca prim obiectiv: *îmbunătățirea performanțelor structurilor prefabricate la acțiunea seismică*. Deși direcțiile de abordare sunt multiple, există câteva principii care au generat o nouă viziune asupra modului de alcătuire ale îmbinărilor structurilor în cadre prefabricate de beton armat, și anume:

- Utilizarea armăturilor active, post-tensionate și neaderente ca dispozitive de îmbinare a elementelor prefabricate, a căror comportare mecanică să fie asemănătoare cu cea a resorturilor elastice;
- Folosirea de armăturilor pasive, acceptate din punct de vedere a ductilității, în vederea satisfacerii cerințelor de siguranță la acțiunea seismică;
- Concentrarea deformațiilor post-elastice la nivel de îmbinare pentru a obține un control sporit asupra degradărilor ce se produc în structură;
- Înzestrarea sistemului structural cu proprietăți de auto-centrare pentru diminuarea deformațiilor remanente ce se produc la nivel de element și la nivel de structură.

În urma studiilor efectuate și în virtutea principiilor mai sus amintite, s-au elaborat așa-numitele *îmbinări hibride*, care combină folosirea atât a armaturilor active post-tensionate cât și a celor ductile (armături obișnuite de rezistență medie).

1.2. Motivația cercetării

Programul experimental demarat la **NIST** (*National Institute of Standards and Technology*) [1,2] și programul experimental **PRESSS** (*PREcast Seismic Structural Systems*) [3–7] au definit conceptul de îmbinare hibridă și au stimulat procesul de integrare a acestor soluții de îmbinare în industria de prefabricate. De asemenea, au constituit o sursă indispensabilă pentru crearea prevederilor de proiectare și a modelelor de analiză existente. Cu toate acestea, îmbinările hibride nu au reușit să se impună în fața soluțiilor tradiționale de îmbinare, chiar dacă sunt cunoscute încă de la începutul anilor '90.

Motivele pentru care îmbinările hibride nu sunt exploatate la adevărata valoare în zonele cu seismicitate ridicată sunt multiple. În primul rând, fenomenele complexe care au loc la nivelul îmbinării nu

sunt pe deplin surprinse de nici un model de calcul existent. Pe de altă parte, standardele de proiectare impun verificarea prin teste de laborator a fiecărui tip de îmbinare care urmează să fie pus în operă, implicând costuri materiale și de timp semnificative. De asemenea, cerințele de proiectare diferă de la o țară la alta, în funcție de zona seismică și de disponibilitatea materialelor de construcții, ceea ce face necesară adaptarea obligatorie a prevederilor de proiectare la situația concretă din teren.

Prin urmare, în contextul integrării îmbinărilor hibride în țara noastră sub o formă sustenabilă de dezvoltare a structurilor în cadre prefabricate de beton armat, se consideră că există o motivație deosebită pentru îmbunătățirea soluțiilor de alcătuire și a modelelor de analiză existente pe plan mondial. Beneficiile sunt de ambele părți, atât pentru producătorii de prefabricate, care ar înregistra un spor al producției, cât și pentru societatea civilă, care ar obține produse de construcții mult mai eficiente. Desigur, implicațiile sunt pe termen mediu și lung, însă adoptarea structurilor cu proprietăți de auto-centrare ar putea reduce considerabil costurile de reparație și de întreținere, necesare în urma evenimentelor seismice de amploare. Pe de altă parte, intervențiile ulterioare cutremurelor de intensitate mică și medie, ar putea fi limitate doar la simple operații de monitorizare a degradărilor și, eventual, la refacerea părților de finisaj afectate.

1.3. Obiectivele cercetării

Având în vedere motivația exprimată anterior, se consideră că obiectivele cercetării trebuie să se axeze pe perfecționare soluțiilor de alcătuire a îmbinărilor hibride și pe îmbunătățire a modelelor de analiză existente. Explicit, obiectivele tezei de doctorat sunt în număr de cinci și sunt exprimate mai jos:

- Obiectivul 1:** Conceperea unui sistem de îmbinare hibridă, prin care operațiile de monitorizare și intervenție să fie cât mai simple și mai eficiente cu putință;
- Obiectivul 2:** Propunerea de soluții de alcătuire, care să permită înlocuirea pieselor degradate și să asigure posibilitatea demontării elementelor prefabricate de grindă;
- Obiectivul 3:** Dimensionarea și testarea prin programe experimentale a soluțiilor de îmbinare hibridă propuse, astfel încât să fie îndeplinite cerințele de siguranță în exploatare, impuse la nivel național;
- Obiectivul 4:** Dezvoltarea unui model de calcul numeric, care să fie simplu de implementat, dar suficient de puternic pentru a reproduce comportarea observată experimental;
- Obiectivul 5:** Propunerea de soluții de modelare numerică cu ajutorul softurilor comerciale de element finit, astfel încât proiectarea îmbinărilor hibride să fie accesibilă majorității inginerilor proiectanți de structuri.

1.4. Conținutul tezei de doctorat

Lucrarea de față este organizată în șase capitole. De asemenea, conține un capitol cu referințe bibliografice, enumerate în ordinea în care apar în text și șase anexe.

Capitolul 1 face o introducere în tema de cercetare, descrie motivația pentru care este necesară studierea îmbinărilor hibride și fixează obiectivele tezei de doctorat.

Capitolul 2 descrie conceptul de îmbinare hibridă. Sunt prezentate principiile de alcătuire și comportare, cu prezentarea elementelor care definesc acest tip de îmbinare. Un scurt istoric despre evoluția îmbinărilor hibride este necesar pentru a înțelege motivația pentru care au fost concepute. De asemenea, se prezintă stadiul actual al cunoașterii cu referire la metodele de evaluare a acțiunii seismice, metodele de calcul simplificat folosite la dimensionare și prevederile standardelor de proiectare. Deoarece constituie un subiect de noutate, s-a considerat că descrierea metodei de calcul seismic este de bun augur, mai ales că este o modalitate foarte eficientă de obținere a eforturilor de dimensionare pentru structurile cu îmbinări hibride.

Capitolul 3 descrie programul experimental, efectuat pentru testarea la acțiuni alternante a două prototipuri de îmbinări hibride. Sunt prezentate etapele care au fost urmate pentru pregătirea programului

experimental. Într-o primă fază, a fost nevoie de o documentare atentă asupra studiilor existente care descriu procedurile de testare a îmbinărilor hibride. Având la dispoziție resursele teoretice necesare, au urmat etapele de proiectarea a speciimenelor experimentale. Pentru aceasta, s-a creat un scenariu pentru localizarea speciimenelor ca făcând parte dintr-o structură situată într-o zonă seismică din România. Obținerea eforturilor de proiectare a fost posibilă prin aplicarea metodei de calcul seismic prezentată în Capitolul 2, iar dimensionare speciimenelor s-a făcut în conformitate cu prevederile standardelor care se referă la îmbinărilor hibride. Sunt descrise caracteristicile standului de încercare și instrumentele folosite pentru testare și preluare a datelor. Înainte de demararea încercărilor, s-au consultat criteriile de acceptanță pentru validarea programului experimental. Modul de încercare a speciimenelor și rezultatele obținute sunt prezentate atât sub formă tabelară cât și sub formă grafică. Un studiu comparativ, prin care s-au evidențiat caracteristicile de comportare a celor două probe, este descris în detaliu, în urma căruia sunt formulate concluziile finale asupra programului experimental.

Capitolul 4 conține aspecte legate de modelarea numerică a îmbinărilor hibride. În primul rând se face o trecere în revistă a celor mai reprezentative studii care tratează acest aspect. Este vorba de modele de calcul care folosesc elemente finite, de modele care surprind comportarea îmbinării prin conceptul de plastificare concentrată (articulație plastică) și care adaptează diferite reguli de amortizare histerezis, sau de modele care folosesc elemente de tip resort în caracterizarea deformațiilor neliniare. De asemenea, este descrisă o metodă care se bazează pe compatibilitatea deformațiilor între grinzile prefabricate cu îmbinări hibride și grinzile monolite din beton armat. Insuficiențele soluțiilor de calcul existente impune conceperea unui nou model de calcul numeric, fapt care necesită descrierea celor mai reprezentative modele constitutive uniaxiale pentru bare de oțel. Noul model de calcul se obține prin combinarea unor modele de calcul prezentate în capitolul în discuție și prin integrarea modelelor constitutive uniaxiale a materialelor care alcătuiesc îmbinărilor hibride. Sunt expuse ipotezele simplificatoare, principiile care au dus la alegerea modelelor constitutive de material, metodologia și etapele de calcul necesare modelului de calcul propus. De asemenea, sunt oferite indicații legate de implementarea numerică și descrierea tehnicilor de programare folosite la scrierea codului. Validarea modelului de calcul propus se face prin simularea testelor de laborator asupra unui speciimen de îmbinare hibridă. Un studiu parametric este prezentat pentru a evidenția influența unui parametru asupra comportării îmbinărilor hibride, parametru care este neglijat în toate studiile existente. Nu în ultimul rând, este propusă o variantă de modelare numerică prin utilizarea programelor comerciale de element finit. Rezultatele comparative ale celor două abordări propuse și concluziile asupra modelelor numerice sunt evaluate la sfârșitul capitolului.

Capitolul 5 expune concluziile generale asupra studiilor efectuate și indică direcțiile viitoare de cercetare, iar în **Capitolul 6** sunt prezentate contribuțiile aduse de către autor prin finalizarea tezei de doctorat.

Cap. 2. Conceptul de îmbinare hibridă. Integrarea îmbinărilor hibride în alcătuirea cadrelor prefabricate din beton armat

2.1. Principii de alcătuire și comportare

Termenul de îmbinare hibridă (din engl. *hybrid connection*) se referă la faptul că, în alcătuirea sistemelor de cadre prefabricate din beton armat se utilizează atât armătură pretensionată post-întinsă, cât și armătură pasivă. Armătura post-tensionată este situată în centrul secțiunii al grinzilor și este lipsită de aderență pe distanța dintre ancoraje. Armăturile pasive, se poziționează atât la partea inferioară cât și la partea superioară a grinzilor, în țevi de oțel (striate sau nu), care sunt injectate cu mortare de ciment, sau mortare cu fibre, astfel încât să se asigure legătura între cele două elemente metalice. Atât armăturile post-tensionate cât și armăturile pasive trec prin stâlpi făcând astfel legătura cu grinzile imediat învecinate (v. Fig. 2.1). Stâlpii pot fi monoliți sau prefabricați și pot fi executați pe mai multe nivele [8]. Barele de armătură pasivă sunt intenționat eliberate de aderență pe o zonă restrânsă de la interfața grindă-stâlp, pentru a evita ruperea prematură, cauzată de deformațiile ce se concentrează în acea zonă. Între capetele grinzilor și fețele stâlpilor se toarnă un mortar (v. Fig. 2.2), a cărui rezistență trebuie să fie comparabilă cu cea a betonului folosit la realizarea elementelor prefabricate de grindă și stâlp. Se recomandă utilizarea mortarelor cu fibre.

Termenul de armătură pasivă poate fi confundat cu armătura înglobată în elementele prefabricate. Prin urmare, se propune să utilizeze, în continuare, denumirea de *armătură specială* (din engl. *special reinforcement*), astfel încât să existe o diferențiere clară între cele două tipuri de armături.

Noțiunea de îmbinare hibridă, în accepțiunea în care este privită la ora actuală, apare odată cu demararea programului experimental **PRESSS** (**PRE**cast **Seismic** **Str**uctural **S**ystems) [3–7] și a încercărilor desfășurate la **NIST** (**N**ational **I**nstitute of **S**tandards and **T**echnology) [1,2]. Sistemele structurale în cadre prefabricate grindă-stâlp, care utilizează îmbinări hibride (structuri hibride) [2,9], presupun existența unor elemente verticale de susținere, de tipul stâlpilor monoliți sau prefabricați, între care sunt montate elemente prefabricate de grindă (v. Fig. 2.1). Contactul între cele două elemente este asigurat prin frecare, fenomen rezultat ca urmare a forței de post-tensionare ce se imprimă grinzilor. Practic, procedeul este de a precomprima, prin post-întindere, toate grinzile situate pe același ax, care se găsesc la același nivel (v. Fig. 2.1).

În Fig. 2.2 este reprezentat un nod de cadru hibrid, sub forma inițială în care a fost conceput la NIST (v. [1]). Este reprezentat specimenul M-P-Z4, care a fost concepută în faza a IV-a a programului de cercetare. Aici se pot observa elementele principale care alcătuiesc o îmbinare de tip hibrid: armătura post-tensionată, armăturile speciale, țevile din oțel în care sunt înglobate armăturile speciale, etc. O teacă din tablă striată sau polipropilenă este de obicei necesară pentru protejarea toroanelor, evitând astfel contactul cu elementul de beton. Se observă că zona de neaderență a barelor de armătură specială este localizată chiar la interfața de contact dintre grindă și stâlp. Grinzile prefabricate sunt concepute cu șanțuri la partea superioară și inferioară, necesare pentru a permite introducerea barelor de armătură specială în țevile de oțel și pentru a facilita injectarea mortarelor de aderență.

Concepute ca sisteme antiseismice, sistemele structurale hibride beneficiază de două particularități remarcabile. În primul rând, au capacitatea de a diminua deformațiile remanente, structura revenind practic

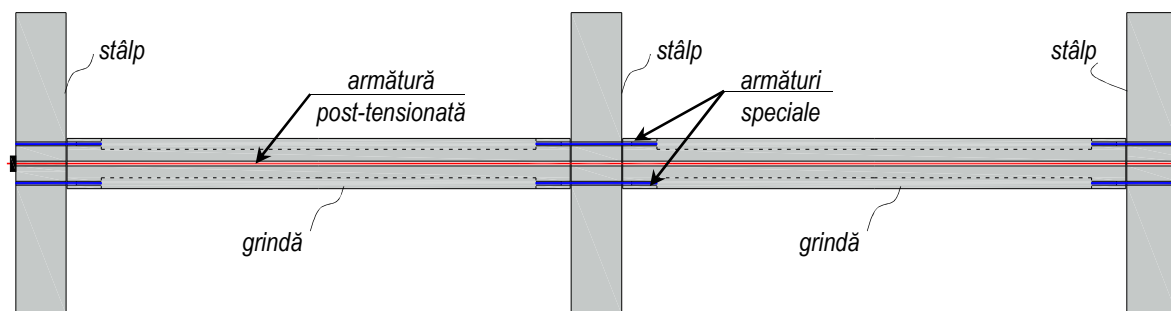


Fig. 2.1 Sistem structural în cadre care utilizează tipul de îmbinare hibridă

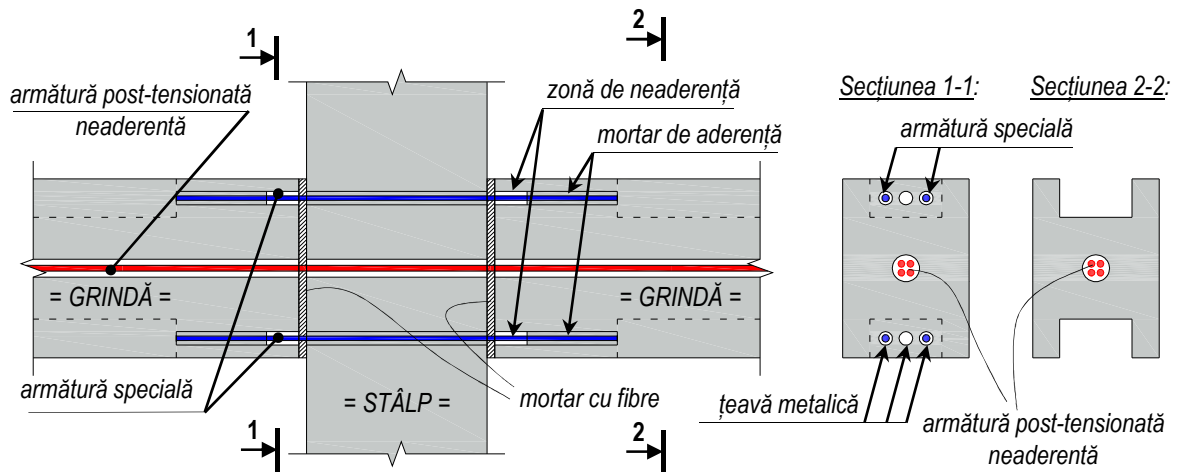


Fig. 2.2 Prototip de îmbinare hibridă propus de NIST

la stadiul inițial, nedeformat, iar în al doilea rând, au capacitatea de a concentra degradările strict în zona de contact dintre grindă și stâlp. Ca și consecință, în câmpul grinzilor apar doar degradări superficiale. Ambele caracteristici sunt datorate armăturii post-tensionate, care este proiectată să rămână în stadiul elastic de comportare. Practic, rolul precomprimării este:

- de a genera forța axială, necesară preluării prin frecare a forței tăietoare ce se dezvoltă la interfața de îmbinare dintre grindă și stâlp;
- de a contribui la preluarea eforturilor de încovoiere ce se dezvoltă la capetele grinzilor, și
- la diminuarea deformațiilor remanente, datorită comportării de tip resort elastic.

Armătura specială, fiind dispusă la partea superioară și la partea inferioară a grinzilor, contribuie împreună cu armătura post-tensionată la preluarea încovoierii. De asemenea, lucrează ca și dissipator de energie seismică, datorită incursiunilor post-elastice mari pe care le suportă în timpul cutremurelor. Din această cauză, armăturile speciale sunt parțial lipsite de aderență la interfața de îmbinare. Concluzionând, armăturile speciale au rolul:

- de a contribui împreună cu armătura post-tensionată la preluarea momentului încovoietor, și
- de a fi principalii dissipatori de energie seismică a sistemului structural.

Din punct de vedere al comportării histerezis, structurile hibride prezintă curbe de încărcare-

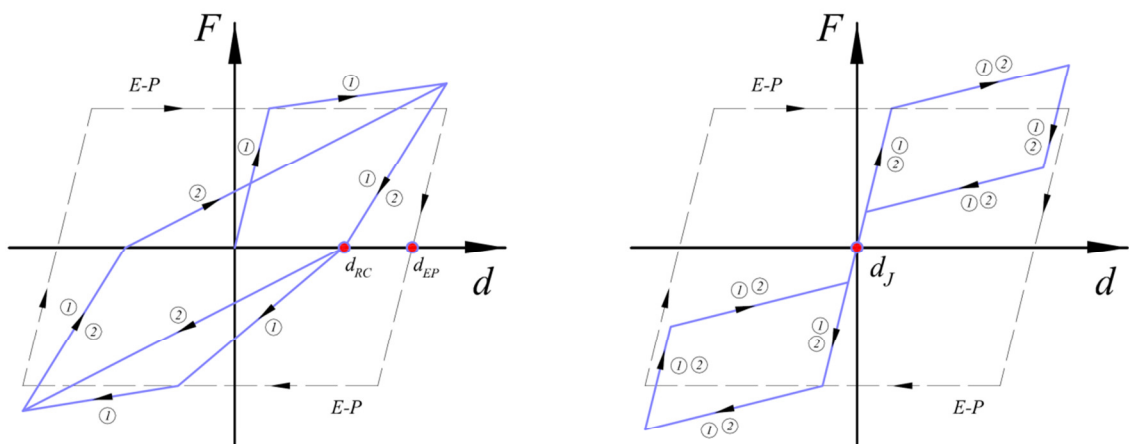


Fig. 2.3 Forme de amortizare histerezis pentru structurile monolite de beton armat (stânga) și structurile hibride (dreapta) (Priestley [11])

descărcare sub formă de „steag” (din engl. *flag shape*), asemenea celei prezentate în Fig. 2.3 [10]. Datorită geometriei formei de amortizare histerezis, rezultată ca urmare a gradului redus de degradare și a proprietăților de auto-centrare, aportul de energie seismică disipată este mai redus decât în cazul structurilor monolite de beton armat. Totodată, deformațiile remanente sunt mult diminuate, sau chiar inexistente.

În Fig. 2.3 sunt reprezentate formele de amortizare histerezis a structurilor monolite (dreapta), a structurilor hibride (stânga) și a sistemelor ideale elasto-plastice (notate cu E-P). Se observă că sistemele ideale elasto-plastice sunt disipatorii ideali de energie seismică (materializată prin aria interioară a curbelor histerezis), dar sunt și sistemele cu cele mai mari deformații remanente (notate în Fig. 2.3 cu d_{EP}). Tot aici (Fig. 2.3) sunt puse în valoare și deformațiile remanente suportate de structurile monolite (notate cu d_{RC}).

Față de structurile monolite de beton armat, deformația de curgere întâlnită la structurile hibride este mult mai redusă. Studiile [10,11] indică chiar o diferență de 60% între cele două tipuri de structuri. În fapt, acest spor de rigiditate este atribuit post-tensionării. Ca și consecință, structurile hibride prezintă un spor de ductilitate față de structurile monolite de beton armat.

Ca urmare a existenței lungimii de neaderență a barelor de armătură specială, secțiunile capetelor de grindă, care sunt în contact cu fețele laterale ale stâlpilor, nu rămân plane în timpul solicitărilor. Ca și consecință, ipoteza lui Bernoulli (ipoteza secțiunilor plane) nu poate fi utilizată în aprecierea deformațiilor la nivel de secțiune, iar aprecierea curburii (variația deformațiilor unitare pe înălțimea secțiunii) nu mai are sens. În fapt, este mult mai ușor de apreciat rotirea secțiunii decât curbura [12,13].

În concluzie, îmbinările hibride folosite la structurile de cadre prefabricate de beton armat sunt sisteme de îmbinare care permit construcția cadrelor prefabricate în zone cu seismicitate ridicată. Chiar dacă disipă mai puțină energie seismică decât îmbinările monolite, îmbinările hibride au proprietăți de auto-centrare prin care minimizează deplasările remanente ale structurii. Singurele zone în care degradările apar sunt la interfața de îmbinare dintre grindă și stâlp.

2.2. Istoric asupra evoluției sistemelor de cadre prefabricate cu îmbinări hibride

Interesul pentru promovarea structurilor prefabricate-pretensionate s-a datorat performanțelor deosebite pe care aceste structuri le pot oferi [14]. Din nefericire, experiența a dovedit fragilitatea structurilor prefabricate la solicitări de tip seismic [13,15], deficiențele fiind observate la nivelul îmbinărilor. În consecință, conceperea unor îmbinări ductile și înțelegerea fenomenelor care iau naștere la nivel de îmbinare, a constituit o prioritate în rândul celor preocupați de industria de prefabricate [16]. Englekirk [17] a fost printre primii care a propus o metoda de evaluare a deformațiilor la nivel de nod de cadru, prin compunerea deformațiilor elastice a elementelor prefabricate (grinzi și stâlpi) și a deformațiilor plastice din îmbinare.

În 1987, la NIST, s-a propus un program experimental, în care s-a dorit studiul comportării la acțiuni alternante a unor noduri de cadru, alcătuite din elemente prefabricate, scara 1/3 [1,2]. Programul a fost împărțit în patru faze. **Faza I** a presupus validarea conceptului de bază, în sensul în care, este sau nu posibilă conceperea unor îmbinări capabile să reziste unui eveniment seismic. Astfel, s-au realizat 4 probe de îmbinare grindă-stâlp (scara 1/3), toate în variantă monolită, care să corespundă a două zone seismice (Zona 2 și Zona 4 conform standardului UBC [18]) și două probe alcătuite din elemente prefabricate proiectate pentru zona seismică 4. Specimenele monolite au constituit probe de control pentru toate fazele. Toate specimenele au fost supuse la încărcări ciclice cu control în deplasări. În **Faza II**, principalul scop a fost de a îmbunătăți performanțele referitoare la disiparea energiei induse de încărcările dinamice. S-au conceput șase tipuri de probe, toate prefabricate. În decursul **Fazei III**, datorită degradărilor accentuate observate la speciemenele încercate în fazele I și II, s-a insistat pe folosirea *armăturilor post-tensionate cu aderență parțială* în locul celor cu aderență totală. Explicația a venit din ideea că, datorită contactului prin aderență între armătura activă și elementul de beton, la încărcări ciclice, armăturile pretensionate au prezentat pierderi importante de tensiune, fapt ce a dus la cedarea prematură a elementelor [1].

Ultima fază, **Faza IV**, a fost dedicată în întregime studiului *îmbinărilor hibride*. A fost împărțită în două sub-faze: **Faza IV A** și **Faza IV B**. **Faza IV A**, s-a axat pe testarea a trei configurații de îmbinări, concretizate în șase probe, obiectivul fiind acela de a alege cel mai viabil tip de îmbinare. Toate

specimenele au avut în alcătuire atât armături active, cât și armături pasive, singura diferență constând în modul lor de dispunere în secțiunea grinzii. Pe baza speciemenelor care s-au comportat cel mai bine la solicitările impuse, în **Faza IV B** s-au propus detaliile finale de execuție. S-au conceput patru probe în care s-a studiat tipul de oțel folosit în alcătuirea armăturilor ductile (armăturilor speciale). Problema s-a pus în a folosii oțeluri obișnuite de construcții sau oțeluri inoxidabile. Raționamentul pentru care s-a propus folosirea oțelurilor inoxidabile a fost acela de a beneficia de un palier de curgere cât mai mare. Pe lângă aceasta, s-a studiat și influența procentului de armare, atât la nivelul armăturii active cât și la nivelul celei pasive. În urma încercărilor, două probe au atras atenția asupra modului de comportare: speciemenul **M-P-Z4** și speciemenul **O-P-Z4**. Ambele specieme prezintă aceeași configurație a barelor în secțiune, diferențele constând doar în cantitatea de armătură ductilă folosită (procentul de armare).

Aria totală de armătură ductilă a fost astfel dimensionată, încât aportul la preluarea momentelor de la capătul grinzilor să fie de 10%, 20% și 30% (restul fiind atribuit armăturii post-tensionate), dar datorită diametrelor standard de fabricare a armăturilor, s-a recurs la varianta de a atribui un aport de 35% și 47% din totalul capacității de încovoieră [1]. În urma încercărilor, s-a constatat faptul că speciemele au avut o comportare foarte bună la încărcări ciclice până la o deplasare relativă de aproximativ 3%, după care, armăturile ductile au încetat să mai disipeze energie. Cu toate acestea, armăturile post-tensionate au rămas în domeniul elastic. După cedarea armăturilor ductile, elementele încă aveau capacitatea de preluare a eforturilor, datorită faptului că, armatura post-tensionată era încă intactă. Mai mult, după înlăturarea solicitărilor, speciemele au revenit la poziția inițială. Armăturile active din speciemele solicitate până la o deplasare relativă de 3,5% nu au suferit pierderi de tensiune. Ca urmare, nu s-au produs alunecări la suprafața de contact dintre grinzi și stâlpi. Fisurile în elementele prefabricate au fost mici, undeva în jurul valorilor de $0,1 \div 0,2$ mm, care s-au închis după înlăturarea solicitărilor. Până la o deplasare relativă de 1,5%, cantitatea de energie disipată a fost mai mare ca în cazul speciemele monolite. Peste această valoare, speciemele monolite au continuat să disipeze energie, până și cu 90% mai mult decât cele hibride, dar au suferit degradări importante. Totuși, trebuie menționat faptul că, îmbinările hibride au fost supuse la $38 \div 57$ cicluri de încărcare-descărcare, pe când cele monolite doar la 8 cicluri de încărcare-descărcare.

O altă observație asupra comportării speciemenelor M-P-Z4 și O-P-Z4 a fost faptul că, procentul de armare ductilă influențează mărimea deformațiilor remanente. Acest fapt se poate observa studiind alura curbelor histerezis prezentate în studiile [1,2]. În cazul probei O-P-Z4, care a avut un procent mai mare de armare, deformațiile remanente sunt mult mai mari decât în cazul probei M-P-Z4, însă și cantitatea de energie disipată a fost mai însemnată.

Programul experimental de la NIST s-a încheiat în anul 1994, dar între timp, începând cu anul 1990, un alt program experimental avea să se desfășoare, în care au fost implicate mediile academice, științifice și de afaceri din SUA și Japonia. Este vorba despre programul experimental PRESSS (**PRE**cast **Seismic Structural Systems**), care avea ca scop: îmbunătățirea soluțiilor de îmbinare între elementele prefabricate de beton armat, astfel încât să poată fi utilizate cu succes și în zonele cu seismicitate ridicată [3]. Mai mult, s-a dorit integrarea sistemelor de post-tensionare, într-o manieră, în care să nu afecteze, ci din contra, să îmbunătățească performanțele de ductilitate a sistemelor prefabricate (considerat ca fiind aspectul slab a tuturor ansamblurilor de elemente prefabricate). Rezultatul mult așteptat, s-a concretizat prin confirmarea performanțelor *îmbinărilor hibride* dezvoltate la NIST. De menționat este faptul că, prin *îmbinare hibridă* sau *sistem de îmbinare hibridă* se va face referire doar la îmbinările ansamblurilor de prefabricate grindă-stâlp, în varianta în care au fost proiectate în Faza a IV-a a programului experimental de la NIST, programul PRESSS având ca rezultat mai multe tipuri de îmbinări grindă-stâlp [7,19] și un tip de îmbinare ductilă pentru pereți structurali prefabricați [20,21]. Performanțele ambelor sisteme de îmbinare au fost puse în evidență la sfârșitul programului, când o structură spațială de cinci nivele, construită la 60% din scara naturală, a fost testată la solicitări pseudo-dinamice pe ambele direcții orizontale [6,7]. Pe una dintre direcții au participat doar cadre prefabricate, în care s-au folosit toate variantele de îmbinare (printre care și îmbinările hibride), iar pe cealaltă direcție a participat doar un perete prefabricat cu îmbinare ductilă. Rezultatele s-au dovedit a fi deosebit de satisfăcătoare.

Se poate aprecia că la finalul programului PRESSS (anul 1999), îmbinările hibride au fost recunoscute în rândul comunității științifice, ca fiind sisteme de îmbinare care pot fi utilizate în zone cu seismicitate ridicată.

Meritul testelor demarate la NIST și a programului experimental PRESSS a fost acela că au definit conceptul de îmbinare hibridă. De asemenea, au permis formularea de metode și modele de calcul, care s-au concretizat în standardul ACI T1.2-03 [22]. La actuală, datorită studiilor demarate de Priestley [11], există metode de calcul la acțiunea seismică a cadrelor prefabricate cu îmbinări hibride. Prin urmare, dimensionarea sistemelor hibride este posibilă, ca urmare a existenței instrumentelor de calcul necesare.

Pentru abordarea analitică, Pampanin ș.a. [23] a reușit să elimine nedeterminarea legată de nerespectarea ipotezei secțiunilor plane, prin procedeul de calcul *Analogia Grinzii Monolite*, care este unanim acceptat în rândul comunității științifice ca fiind o condiție de compatibilitate geometrică.

Cu toate acestea, standardul ACI T1.2-03 [22] specifică faptul că, orice îmbinare hibridă trebuie verificată prin teste de laborator, astfel încât să întrunească criteriile de acceptanță a standardului ACI T1.1-01 [24]. Reticența față de sistemele de îmbinare hibridă este vizibilă și prin numărul redus de clădiri în care s-a folosit. Totuși, Englekirk [25] a reușit integrarea unui sistem de îmbinare, asemănător sistemului hibrid, pentru alcătuirea sistemului structural în cadre prefabricate pentru o clădire cu 39 de etaje. Sistemul de îmbinare folosit de Englekirk presupune folosirea unor tije metalice pe post de disipatori de energie [26–28] în locul armăturilor speciale, dar armătură post-tensionată este situată, în acest caz, în stâlpi, și nu în grinzi. Englekirk nu justifică în [25] de ce nu a optat pentru o îmbinare hibridă, deși au fost îndeplinite toate criteriile de acceptanță a standardului ACI T1.1-01 [24].

Cât despre factorii care influențează comportare îmbinărilor hibride, se cunoaște cu certitudine, datorită studiilor demarate de Ozden și Ertas [29,30], că procentul de armătură specială dictează cantitatea de energie disipată și mărimea deformațiilor remanente.

Pe plan național, îmbinările hibride au fost studiate de Balica [31], care a formulat o metodă de dimensionare, în conformitate cu cerințele din Eurocode 2 [32]. De asemenea, a propus un model de calcul numeric folosind programul de element finit SAP2000.

2.3. Stadiul actual al cunoașterii

2.3.1. Metode de evaluare a comportării la acțiunea seismică

Normativul național de evaluare a acțiunii seismice *P100-1/2006* [33] acceptă două metode de calcul pentru proiectare: *Metoda Statică Echivalentă* și *Metoda de Calcul Modal cu Spectre de Răspuns*. Unul dintre dezavantajele acestor metode constă în aprecierea rigidităților elementelor structurale, asociate stadiului de solicitare rezultat în urma aplicării încărcărilor de calcul. Acest impediment este, într-o oarecare măsură, înlăturat prin reducerea solicitărilor elastice cu factorul de comportare q , care pentru tipurile obișnuite de structuri are o valoare cunoscută. Aceeași metodologie este întâlnită și în normativul european EC8 [34] și normativul american ASCE/SEI 7-10 [35] de calcul la acțiunea seismică. Problema acestor metode bazate pe evaluarea forței seismice (cunoscute în literatura de specialitate sub denumirea de *Force-Based Design Methods*) este generată de modul în care se calculează forța tăietoare de bază. Aceasta se obține din spectrul de proiectare, în funcție de perioada fundamentală de vibrație, care este calculată pe baza proprietăților elastice ale structurii. Spectrul de proiectare se obține prin reducerea spectrului elastic al accelerațiilor cu un factor supraunitar ce ține cont de proprietățile de amortizare ale structurii. Prin urmare, neajunsurile metodelor curente de proiectare sunt:

- evaluarea caracteristicilor de vibrație pe baza proprietăților elastice;
- dificultatea aprecierii și verificării factorului de comportare q .

Desigur, există metode avansate de verificare, cum ar fi metodele de tip *pushover* sau *metodele dinamice neliniare*, care, însă, necesită un efort suplimentar de analiză structurală.

O altă problemă ar fi legată de modul de apreciere a deplasărilor. Cu metodele existente, verificarea cerințelor de deplasare este o procedură cu un mare consum de timp și efort de calcul. În urma fiecărei etape de dimensionare este necesară verificarea deplasărilor, care dacă nu este îndeplinită, se impune

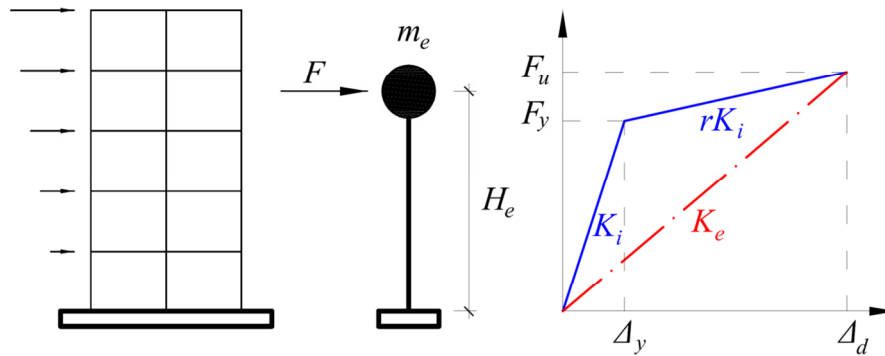


Fig. 2.4 Principiile metodei DDBD (Priestley ș.a. [10])

redimensionarea sistemului structural. Acest proces iterativ, deși este relativ simplu de implementat este deseori neglijat de proiectanți [36]. Totuși există și metode care combină metodele bazate pe forțe cu alte metode bazate pe deplasări [37], însă problemele legate de rigiditățile inițiale cu care se intră în calcul persistă și în rândul acestora.

Având în vedere caracterul de noutate a structurilor prefabricate cu sisteme de îmbinare hibridă, considerăm că este foarte dificilă evaluarea corectă a stării de solicitare prin folosirea metodelor bazate pe forțe. Mai mult, se dorește ca structura să fie capabilă să atingă deplasările impuse, decât să fie limitată de acestea ([11,36,38]).

O metodă care pare să rezolve toate neajunsurile enumerate mai sus este metoda propusă de Priestley, numită *Direct Displacement Based Design (DDBD)* [10], care este o metodă bazată pe deplasări și care nu necesită iterații de calcul. Caracteristica principală a acestei metode este modul de evaluare a rigidității sistemului structural. Practic se caută rigiditatea secantă pentru deplasarea țintă (sau deplasarea de dimensionare), prin convertirea sistemului cu mai multe grade de libertate dinamică într-unul cu un singur grad de libertate dinamică (v. Fig. 2.4).

Metoda DDBD se bazează pe un principiu, care a rezultat dintr-o serie de simulări numerice și programe experimentale [10]. Acest principiu permite evaluarea curburii de curgere a elementelor încovoiate de beton armat, fără a cunoaște detaliile legate de armarea acestora. Extrapolând la nivel de element structural, iar mai apoi la nivel de structură, deplasarea de curgere (notată cu Δ_y în Fig. 2.4) a sistemului echivalent cu un singur grad de libertate dinamică se poate determina doar cunoscând caracteristicile geometrice și de material.

Metoda DDBD permite dimensionarea structurilor pentru o stare de deplasare țintă (din engl. *target displacement*), considerând rigiditatea secantă a sistemului echivalent (v. Fig. 2.4). Prin urmare, deplasarea țintă, sau deplasarea de dimensionare (Δ_d) este o cerință de proiectare și este impusă de către proiectant, în conformitate cu limitele impuse de codurile de proiectare.

Într-o primă fază, metoda DDBD presupune cunoașterea deplasării de dimensionare (deplasarea țintă) și a deplasării de curgere, după care se poate determina ductilitatea sistemului echivalent, care se obține prin combinarea amortizării elastice și a amortizării histeretice. În cadrul metodei DDBD amortizarea sistemului este numită: amortizare echivalentă. Caracteristicile zonelor seismice se introduc, în calcul, sub formă de spectre de deplasări, care se obțin prin transformarea spectrelor de accelerații. Spectrele de deplasări se reduc proporțional cu amortizarea echivalentă, după care, se determină perioada de vibrație a structurii echivalente în funcție de deplasarea de dimensionare. În acest mod, caracteristicile de vibrație a structurii echivalente sunt evaluate pe baza stării de deformație, corespunzătoare deplasării de dimensionare. Cunoscând perioada fundamentală de vibrație a sistemului echivalent, rigiditatea secantă a sistemului echivalent (notată cu K_e în Fig. 2.4) se determină printr-o relație de transformare, iar pe baza acesteia și a deplasării de dimensionare, se găsește valoarea forței tăietoare de bază (F_u).

Etapele de calcul ale metodei DDBD vor fi expuse în *subcapitolul 3.1.2*, unde sunt utilizate la dimensionarea unui cadru prefabricat cu îmbinări hibride.

2.3.2. Metode de calcul simplificat folosite la dimensionare

Metoda propusă de NIST [8]

În 1996, la NIST (*National Institute of Standards and Technology*) [8], ca urmare a experienței dobândite prin testarea nodurilor de cadru, scara 1/3 [1], s-a propus o metodă simplificată de calcul pentru alcătuirea îmbinărilor de tip hibrid. La baza acestui studiu ([8]) s-au regăsit standardele americane aflate în vigoare la acea dată: *ACI 318-95 – Building Code Requirements for Structural Concrete* [39], standard care se referă la alcătuirea elementelor structurale de beton armat și *UBC-1995 – Uniform Building Code* [18], care reglementează buna practică a activității de construcții, valabil pe întreg teritoriul Statelor Unite. Scopul primar în demararea acestei proceduri a fost de a câștiga încrederea specialiștilor în utilizarea acestor sisteme hibride, oferindu-le, totodată, un model de calcul suficient de accesibil și ușor de aplicat în proiectare.

Principiile regăsite în [8] se referă la modul de alcătuire și execuție, dintre care amintim:

- Stâlpii de rezistență se recomandă a fi executați pe mai multe nivele, urmând ca elementele prefabricate de grindă să fie montate, ulterior, între aceștia;
- În acest mod, se poate asigura o legătură ductilă între elementele verticale (stâlpi) și cele horizontale (grinzi prefabricate), cu localizarea exactă a degradărilor în zona de interfață grindă-stâlp;
- Ca și consecință, gradul de solicitare a grinzilor (exceptând zonele de îmbinare) devine nesemnificativ, neafectând procesele de exploatare destinate construcției;
- Armătura post-tensionată are rolul de a induce în grindă o forță de compresiune suficient de mare, astfel încât prin frecarea generată la interfața grindă-stâlp să poată prelua solicitarea de forță tăietoare, rezultată din acțiunea încărcărilor gravitaționale și seismice. De asemenea, dacă starea de solicitare în armătura post-tensionată este menținută în domeniul elastic, forța de compresiune are capacitatea de a readuce sistemul structural la configurația inițială, anulând deformațiile remanente;
- Este necesară confinarea betonului în zonele maxim solícitate, astfel încât să nu apară fenomenul de expulzare;
- Armătura specială are rol de a contribui la formarea momentului capabil total al îmbinării și în a consuma, prin cicluri post-elastice de încărcare-descărcare, energia indusă de acțiunea seismică;
- Armătura specială trebuie dimensionată, astfel încât să poată susține sarcinile gravitaționale și în ipoteza unei eventual caz de cedare a armăturii post-tensionate.

Această ultimă observație reprezintă o formă de siguranță suplimentară pentru o situație neprevăzută de cedare a ancorajelor în armătura post-tensionată.

O altă observație importantă, regăsită în raportul *NISTIR 5765* [8] este analogia cu elementele monolite de beton armat. Sistemul structural trebuie să aibă o comportare comparabilă cu cea a sistemelor în cadre monolite din beton armat, în special, în ceea ce privește modul de disipare de energie. Reticența evidentă manifestată față de sistemele structurale prefabricate, pe de-o parte, și față de sistemele post-tensionate, pe de altă parte, sunt o consecință a comportării deficitare observate la acțiuni dinamice ([15]). Aceeași poziție critică este adoptată și de standardul *UBC* [18], care specifică clar, faptul că, orice sistem structural alcătuit din elemente prefabricate trebuie înzestrat cu o capacitate de disipare de energie echivalentă structurilor monolite uzuale. Totuși, există studii [40] care arată că pentru structurile care suportă deformații mari în timpul cutremurelor (structuri flexibile, cu perioade mari de vibrație), influența aportului de energie disipată în vederea îmbunătățirii comportării ductile este neclară și necesită studii suplimentare în această direcție (observație regăsită și în [8,31]). Priestley și Tao [40] au evidențiat acest fenomen comparând mai multe sisteme cu un singur grad de libertate dinamică, înzestrate cu diferite perioade proprii de vibrație și diverse forme de amortizare histeretice. S-a observat că cerința de ductilitate

necesară pentru controlul deformațiilor nu depinde atât de mult de regula de comportare histerezis, cât de caracteristicile accelerogramelor, proprii fiecărui cutremur. Diferențele dintre un sistem perfect elastic și unul bi-liniar, elasto-plastic fiind, practic, neînsemnate în cazul sistemelor cu perioada de vibrație mai mare de 2,0 secunde.

Această observație este de o importanță deosebită în cazul de față, deoarece poate elimina discrepanța (sesizată la deformații mari) referitoare la aportul de energie consumată dintre sistemele hibride și sistemele monolite, (v. Fig. 2.3). În aceste condiții, este evidentă necesitatea unui alt criteriu de performanță. Până la materializarea altor studii, putem accepta ca viitor trend în dezvoltarea îmbinărilor hibride: **îmbunătățirea capacității de disipare a energiei seismice induse în structură.**

Procedura de calcul simplificat propusă la NIST [8], presupune parcurgerea mai multor etape. Calculul se bazează pe o procedură iterativă de determinare a ariilor de armătură specială și post-tensionată. Iterațiile constau în determinarea poziției axei neutre, aceasta fiind necunoscută ca urmare a nerespectării principiului secțiunilor plane (ipoteza lui Bernoulli).

Deși există alte metode mai eficiente de dimensionare, metoda propusă de Cheok ș.a. [8] a constituit un punct de pornire în alcătuirea normei de proiectare ACI T1.2-3 [22].

Metoda propusă în urma programului experimental PRESSS [41]

O metodă mai performantă de calcul, care poate fi utilizată la dimensionare, a fost concepută în anul 2002, de către Stanton și Nakaki [41], ca urmare a finalizării programului experimental PRESSS. Această metodă se deosebește de metoda propusă de Cheok ș.a. [8], prin aceea că ține cont și de armătura specială comprimată și este capabilă de o estimare mai riguroasă a forțelor ce se formează în armături (armătura post-tensionată și armăturile speciale întinse și comprimate) și în zona comprimată de beton. De asemenea, conține relații de calcul pentru determinarea lungimii de neaderență a barelor de armătură specială, evaluează proprietățile de auto-centrare a îmbinării și oferă recomandări asupra modului de verificare a confinării zonei comprimate din grindă.

O sinteză a metodei propuse la NIST [8] și metodei rezultate în urma programului experimental PRESSS [41] este regăsită și în raportul de cercetare a autorilor Celik și Sritharan [15].

Metoda non-dimensională de calcul simplificat [42]

Metoda de calcul simplificat expusă în continuare, dezvoltată de Hawileh ș.a. [42], se bazează pe metoda propusă de Stanton și Nakaki [41], dar aduce îmbunătățiri referitoare la:

- includerea efectului de oboseală la număr de cicluri reduse (din engl. *low-cycle fatigue*);
- reducerea numărului etapelor de calcul;
- eliminarea iterațiilor de calcul prin folosirea unor diagrame de calcul;

Hawileh ș.a. [42] consideră că proprietățile armăturilor speciale sunt puternic influențate de efectul de oboseală la număr de cicluri reduse. Numărul de cicluri de încărcare-descărcare și amplitudinea deformațiilor unitare per ciclu sunt factorii principali care influențează comportarea barelor de armătură specială în timpul cutremurelor [42]. Influența efectului de oboseală la număr de cicluri reduse se materializează prin introducerea unor coeficienți de supra-rezistență cu care se afectează rezistențele de calcul ale barelor de armătură specială.

Alte studii în această direcție [43] au arătat că barele de armătură de diametre mici suportă mai bine oboseala la cicluri reduse decât barele de diametre mari. Importanța acestui aspect se reflectă asupra fenomenului de pierdere a stabilității prin flambaj inelastic. Odată cu reducerea diametrului, se reduce și zveltețea, iar studiile oferite de Monti și Nuti [44] au arătat că barele solicitate la acțiuni alternante flambează chiar și pentru valori mici ale zvelteței. Desigur, oboseala la cicluri reduse nu presupune producerea flambajului inelastic, sau cel puțin în studiul oferit de Hawileh ș.a. [42] nu se face referire la acest aspect.

Sunt propuse două proceduri de determinare a cantităților de armătură specială și post-tensionată. Prima procedură presupune parcurgerea a 11 etape de calcul și necesită iterații, iar cea de-a doua procedură se rezumă doar la 8 etape. În cea de-a doua procedură nu sunt necesare iterații de calcul, dar

se impune folosirea unor diagrame de calcul. Pentru formularea celei de-a doua proceduri, s-au efectuat studii parametrice în ideea de a optimiza procesul de calcul utilizat la prima procedură.

2.3.3. Prevederi ale standardelor de proiectare

Codul de proiectare seismică P100-1/2006 [33] nu face nici o referire asupra criteriilor care trebuie să le îndeplinească structurile în cadre prefabricate sau structurile care utilizează armătură pretensionată. Pe de altă parte, standardul EC8 [34] are un capitol dedicat structurilor prefabricate de beton armat, unde sunt specificate criteriile care trebuie luate în calculul de dimensionare. Despre îmbinările concepute pentru disiparea energiei seismice (din engl. *energy dissipating connections*), standardul EC8 [34] impune ca acestea să aibă o capacitate de deformare la acțiuni ciclice și o capacitate de preluare a energiei seismice, cel puțin egală cu a îmbinărilor monolite.

Unicul standard în care se reglementează modul de alcătuire a sistemelor de îmbinare hibridă este *ACI T1.2-03/T1.2R-03 – „Special Hybrid Moment Frames Composed of Discretely Jointed Precast and Post-Tensioned Concrete Members (ACI T1.2-03) and Commentary (ACI T1.2R-03)”* [22], care acceptă folosirea sistemelor de îmbinare hibridă în zonele cu seismicitate ridicată, anulând practic contraindicațiile găsite în *ACI 318* [39] cu privire la conformarea sistemelor de prefabricate. O condiție suplimentară în îndeplinirea acestui criteriu este de a dovedi performanțele acestor sisteme printr-o serie de teste și proceduri oferite de *ACI T1.1-03/ T1.1R-03 – „Acceptance Criteria for Moment Frames Based on Structural Testing (ACI T1.1-03) and Commentary (ACI T1.1R-03)”* [24], în care se punctează cerințele minime ce trebuie îndeplinite în asigurarea mecanismului corect de cedare, adică alcătuirea de grinzi „slabe” și stâlpi „puternici”. Mai mult, sunt specificate și diferențele admisibile legate de comportarea la acțiunea cutremurelor în raport cu structurile monolite de beton armat.

Standardul *ACI T1.2-03* [22] este aplicabil în condițiile în care se dispune de aceeași cantitate de armătură specială, atât la partea superioară, cât și la partea inferioară a grinzilor, iar armăturile post-tensionate nu conlucrează prin aderență cu restul elementelor structurale (sunt lipsite de aderență pe întreaga lungime). Pentru ca ecuațiile de echilibru secțional să aibă valabilitate, armătura post-tensionată trebuie să fie situată în centrul secțional al grinzilor și să parcurgă un traseu perfect rectiliniu. Prin urmare, prevederile oferite de acest standard se referă la modul de conformare: a armăturii post-tensionate, a armăturii speciale, a țevilor care înglobează armătura specială, a mortarului de legătură de la interfața grindă-stâlp, a mortarului care asigură aderența dintre barele de armătură specială și țevile care le înglobează. De asemenea se specifică: cerințele referitoare la deplasările relative de nivel admisibile, modul de interacțiune dintre sistemul de cadre și sistemul de planșee, reguli de conformare a elementelor ce alcătuiesc sistemul structural (dimensiuni geometrice și reguli de armare), principii de calcul a eforturilor de dimensionare, etc.

Armătura post-tensionată trebuie dimensionată, astfel încât să poată susține încărcările gravitaționale și cele datorate cutremurului, într-un stadiu elastic de comportare. Această condiție este esențială pentru capacitatea de revenire a sistemului structural. În acest sens, deformația unitară maximă atinsă la o deplasare relativă de nivel de 0,035, se limitează superior la valoarea 0,011 *mm/mm*.

Ancorajele utilizate în fixarea elementelor post-tensionate trebuie să fie capabile să reziste la minim 50 de cicluri de încărcare-descărcare cu intensitatea forței variind între 40% și 80% din valoarea rezistenței de rupere a armăturii. Există studii [45] care arată că cedarea toroanelor folosite pe post de armătură post-tensionată se produce prin ruperea succesivă a sârmelor în zona de ancorare. Caracterul alternant al solicitărilor poate genera o scădere a rezistenței de calcul cu mult sub valorile prescrise de norme. Desigur, gradul de incertitudine reflectat de [45] nu pot semnala o regulă asupra modului de cedare, însă autorii propun ca deformația unitară ultimă care trebuie să fie prevăzută la proiectare să nu depășească valoarea de 0,01 *mm/mm*.

Armătura specială are rolul de a disipa energia seismică indusă în structură prin incursiuni ciclice în domeniul post-elastic și de a contribui la preluarea eforturilor de încovoiere care se dezvoltă la interfața grindă-stâlp.

Pentru a evita ruperea prematură, barele de armătură specială sunt intenționat lăsate fără aderență în zona de îmbinare, pe o lungime a cărei valoare nu este specificată. Se recomandă ca aceasta să fie

determinată prin teste. Alegerea potrivită a lungimii de neaderență inițiale (l_{ui}) este un subiect prea puțin tratat de literatura de specialitate și necesită cercetări în această privință. Practic, nu s-a întâlnit nici o referință care să discute acest aspect.

În timpul solicitărilor, lungimea de neaderență inițială (l_{ui}) se mărește datorită deformațiilor de întindere și compresiune produse de acțiunea ciclică. Această creștere a lungimii de neaderență inițială se va numi lungime de neaderență suplimentară (l_{us}), care în standardul *ACI T1.2-03* [22] se stabilește în funcție de diametrul barei de armătură, folosind relația (2.1):

$$l_{ui} = \alpha_b d_b \quad (2.1)$$

unde: α_b - coeficient care cuantifică lungimea de neaderență suplimentară; d_b - diametrul barei de armătură.

Coeficientul α_b este recomandat a se lua între valorile 2,0÷5,5. Valoarea superioară a coeficientului α_b este propusă și de Cheok ș.a. [8], însă există critici [46] care contestă această recomandare, datorită numărului redus de date experimentale. În urma unor programe experimentale mai ample și a unor modele numerice bazate pe teoria elementelor finite, Raynor ș.a. [46] susțin valori mai reduse ale lungimii de neaderență suplimentare, deoarece modul de rupere a aderenței se produce prin strivire și nu prin despicarea mortarului. Acest fapt se datorează fenomenului de confinare produs de țeava metalică care înglobează bara de armătură specială. Influența mortarelor cu fibre este încă neclară (v. [46]), deși *ACI T1.2-03* [22] încurajează o astfel de practică.

Fenomenul de confinare din țeava de oțel reduce și lungimea de ancorare necesară. Valori de $25d_b$ sunt catalogate ca fiind suficiente, fiind permise și lungimi de ancorare mai reduse dacă se folosesc mortare cu fibre.

Țevile care înglobează barele de armătură specială au rolul de a confina zona de aderență a barelor de armătură și de a facilita operațiunile de montaj. În specificațiile propuse de *NIST* și rapoartele programului *PRESSS*, se indică ordinea operațiunilor de montaj, iar introducerea barelor de armătură specială precede operația fixare a grinzilor prin post-tensionare. Se recomandă folosirea țevilor striate în defavoarea celor netede pentru a îmbunătăți caracteristicile de aderență și confinare. Desigur, dacă se caută obținerea unui sistem perfect demontabil, această ultimă recomandare poate constitui un impediment. De asemenea, utilizarea mortarelor cu fibre pentru asigurarea aderenței reduce caracterul demontabil ale acestor tipuri de îmbinări. Cercetări suplimentare sunt necesare și în această direcție, subiectul fiind prea puțin tratat în literatură. Specificații privind caracteristicile geometrice ale țevilor (diametrul interior, diametrul exterior, grosimea peretelui, lungimi, etc.) nu se regăsesc în standardul *ACI T1.2-03* [22], dar există trimiteri către *ACI 318* [39].

Mortarul de la interfața grindă-stâlp are rol de montaj și rol în dezvoltarea forței de frecare generată de forța de post-tensionare. Rezistența acestui mortar trebuie să fie comparabilă cu rezistența betonului care intră în alcătuirea elementelor prefabricate. Un mortar prea rezistent ar putea duce la deteriorarea capetelor de grindă, pe când un mortar prea slab ar putea cauza lunecarea elementelor prefabricate. Se specifică faptul că, mortarul de la interfața de îmbinare trebuie să-și păstreze integritatea pe toată durata de acțiune a solicitărilor, nefiind admise striviri sau smulgeri care să pericliteze modul de rotire a rostului. În acest sens, se recomandă folosirea de fibre metalice sau din polipropilenă (preferate din motive legate de coroziune), minim 0,1% din volum mortarului.

Mortarul de aderență între barele de armătură specială și țevile metalice care le înglobează asigură ancorarea barelor de armătură. Conform celor expuse mai sus, există studii [46] care clarifică modul de rupere a aderenței între cele două elemente metalice. Și aici, sunt încurajate folosirea mortarelor cu fibre însă nu sunt oferite indicații de alcătuire a rețetei.

Elementele prefabricate de grindă și/sau stâlp trebuie să respecte prevederile de alcătuire și de armare specificate în *ACI 318* [39] și care sunt valabile pentru toate tipurile de prefabricate. În proiectare,

trebuie să se țină cont de faptul că, singurele zone plastice potențiale sunt acceptate la interfața grindă-stâlp și în zona de încastrare a stâlpilor.

Interacțiunea sistemului de cadre cu sistemul de planșee nu trebuie să inhibe comportarea rostului de la interfața grindă-stâlp. Se admit atât planșeele monolite cât și cele prefabricate, cu condiția ca acestea să conlucreze doar cu elementele de grindă. Zona din jurul stâlpilor se recomandă a fi izolată de restul planșeului. Nu se specifică în ce măsură această prevedere afectează rolul planșeului de a acționa ca o șaibă rigidă.

Obținerea eforturilor de calcul se face într-un mod asemănător cu metoda de calcul propusă la NIST [8]. În *capitolul 3.1.3* recomandările ACI T1.2-03 vor fi utilizate pentru dimensionarea armăturilor unui nod de cadru hibrid.

Cap. 3. Programul experimental

3.1. Pregătirea programului experimental

3.1.1. Studii existente axate pe testarea experimentală a îmbinărilor hibride

Proiectarea specimenelor experimentale a reprezentat prima etapă a programului de încercare. A fost nevoie de o documentare minuțioasă asupra ceea ce reprezintă un tip de îmbinare hibridă și asupra modului de comportare la diferite tipuri de solicitări. Activitatea de documentare necesară proiectării specimenelor experimentale a fost sintetizată în Cap. 2. Prin urmare, doar din motive de inteligibilitate, vom face o scurtă trecere în revistă a studiilor deja existente care tratează din punct de vedere experimental aceste tipuri de îmbinări prefabricate.

Se poate spune că programul PRESSS a fost cel mai ambițios program experimental. Practic, aici au fost inițiate conceptele legate de dimensionarea și testarea îmbinărilor hibride. Testele efectuate la NIST s-au demarat pe probe la scara 1:3 și au constatat în noduri de cadru supuse la acțiunea forțelor orizontale. Dimensiunile grinzilor și a stâlpilor care alcătuiesc nodul au fost presupuse ca făcând parte dintr-un cadru plan a unei structuri în cadre prefabricate de beton armat. Adoptând ipoteza prin care la mijlocul elementelor se formează puncte de inflexiune (atunci când cadrul este acționat de forțe orizontale), lungimile elementelor au corespuns exact distanței dintre două puncte de inflexiune consecutive. Conform rezultatelor obținute, s-a constatat că acest principiu este suficient de corect, confirmarea întărindu-se și în urma testării ansamblului spațial de cinci nivele efectuate la finalul programului [6,7].

Alte studii experimentale existente [29] au arătat că aportul optim al armăturii speciale la preluarea momentului încovoietor, este undeva în jurul valorii de 30% din momentul capabil total al îmbinării. Restul de 70% revine armăturii post-tensionate. Tot aici [29], s-a arătat că: odată cu creșterea procentului de armătură specială, crește și momentul capabil total al îmbinării, comportarea nodului apropiindu-se de cea a nodurilor de cadre monolite obișnuite. Aceasta presupune o îmbunătățire a capacității de disipare de energie (prin dilatarea curbelor histerzis), dar în detrimentul unei stări accentuate de degradare. Evident, procesul este reversibil odată cu creșterea procentului de armătură post-tensionată și de aceea este de o importanță deosebită determinarea echilibrului între: reducerea degradărilor și a deformațiilor remanente, față de creșterea momentului capabil și a capacității de disipare de energie.

Alți autori [47], au testat noduri marginale și noduri de colț. În ambele cazuri, standul de încercare a fost asemănător standului utilizat pentru testarea nodurilor interioare. Esențial este modul de rezemare a specimenelor. La baza stâlpului trebuie asigurată o prindere de tip articulată (blocarea translațiilor și permiterea rotirii plane), pe când în cazul grinzilor este necesară o prindere de tip reazem simplu (prin deblocarea translației pe orizontală, în același plan în care este permisă rotirea) (v. Fig. 3.1).

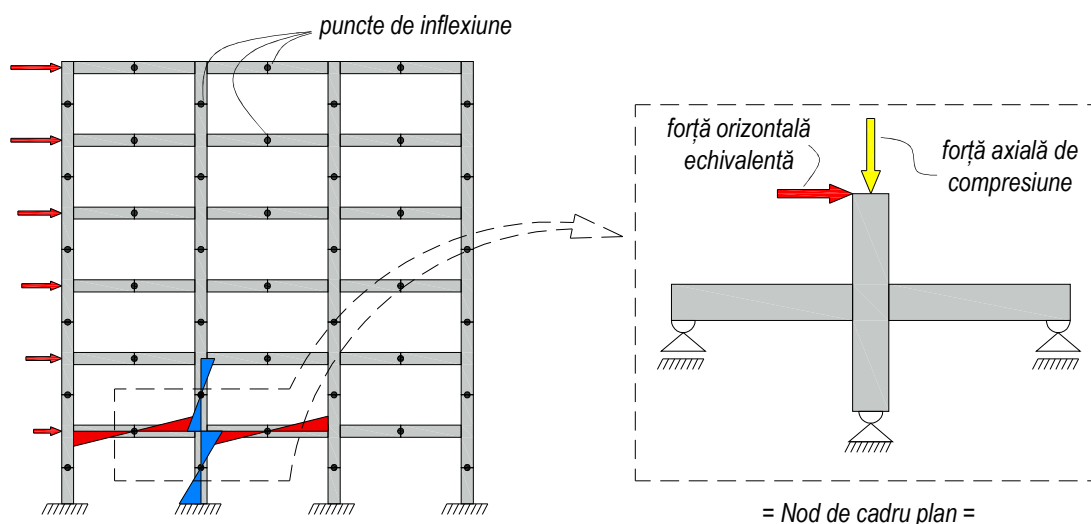


Fig. 3.1 Modul de testare a nodurilor de cadru plan

Forțele impuse ansamblului de îmbinare grindă-stâlp sunt de două tipuri: o forță orizontală, care simulează efectul acțiunii seismice și o forță axială de compresiune, care reprezintă totalul încărcărilor reduse la partea superioară a stâlpului. Punctul de aplicare a forțelor este de obicei la partea superioară a stâlpului (v. Fig. 3.1), dar se poate obține exact același efect mecanic, dacă forța orizontală este înlocuită cu o forță verticală aplicată la capătul grinzii [47]. Forța (deplasarea impusă) este obținută prin actuatori hidraulici sau prese hidraulice. Pentru generarea forțelor orizontale este necesar un perete de reacțiune, suficient de rigiditate în raport cu gabaritul specimenelor. Caracterul oscilant al cutremurului poate fi simulat prin solicitări monotone de încărcare-descărcare, aplicate în trepte, în care amplitudinea crește din trei în trei cicluri complete. Între două trepte de încărcare-descărcare de aceeași amplitudine este intercalat un singur ciclu de amplitudine egală cu 1/3 din amplitudinea ciclului precedent, cu scopul de a observa performanțele ansamblului între două șocuri seismice consecutive [8].

Desigur, prin *forță impusă* se înțelege *deplasare impusă*. Practic, ceea ce interesează este capacitatea de a atinge anumite deplasări limită fără pierderi semnificative de rezistență (din engl. *drift capacity*). Spre exemplu, normativul românesc de proiectare seismică [33] limitează deplasarea relativă de nivel (diferența dintre deplasările absolute a două nivele consecutive raportate la înălțimea de nivel) la 0,8% sau 2,5%, în funcție de cerința de performanță la care ne raportăm (SLS – *Stări Limită de Serviciu* sau SLU – *Stări Limită Ultime*). Pe de altă parte, normativul american ACI T1.2-03 [22] recomandă ca orice sistem structural hibrid trebuie să fie capabil să suporte o deplasare relativă de nivel de minim 3,5%. În testele efectuate la NIST s-a ajuns chiar și la valori de 6%, acesta reprezentând pragul de cedare pentru unele probe experimentale.

În toate studiile experimentale amintite, procesul de prelevarea a rezultatelor s-a concentrat pe obținerea curbelor histerezis. Pentru aceasta, după fiecare pas de încărcare, s-au citit forța și deplasarea corespunzătoare de nivel. De asemenea, s-au arătat rezultate legate de deschiderea și închiderea rostului, mărimea săgeților, poziționarea și monitorizarea fisurilor, modul de comportarea a armăturilor (prin evaluarea deformațiilor unitare), stadiul de degradare a elementelor, etc. Evident, a fost nevoie de aparatură și instrumente specifice acestor operațiuni, calitatea rezultatelor fiind puternic influențată de starea tehnică a acestora. Deoarece sistemele hibride sunt destinate preluării acțiunii seismice, s-a pus un accent deosebit pe: trasarea curbelor histerezis, evaluarea capacității de disipare de energie seismică, calculul capacității portante și a capacității de deformare (din engl. *drift capacity*), aportul fiecărui element la obținerea performanțelor sistemului structural. Aceleași puncte de interes au fost urmărite și în programul experimental prezentat în acest capitol.

3.1.2. Alegerea structurii reprezentative și determinarea eforturilor de calcul

Până în prezent, sistemele structurale în cadre prefabricate care folosesc îmbinări hibride de asamblare au fost concepute doar pentru zone cu seismicitate ridicată din SUA, unde accelerația terenului poate depăși chiar și fracțiuni de 0,5 din accelerația gravitațională [35]. Desigur, dacă ne raportăm la noile tendințe de proiectare antiseismică, unde accentul se pune pe proprietățile de deformare ale structurilor și nu pe capacitatea portantă, aspectele legate de proprietățile dinamice ale terenului par a fi prea puțin importante. Totuși, există studii [40] care susțin ideea că deformațiile relative de nivel mari sunt dictate de caracteristicile cutremurului și de perioada de vibrație a structurii (fapt subliniat și de Balica [31] și Cheok ș.a. [8]), indiferent de capacitatea de disipare de energie a structurii.

Prin urmare, s-a considerat că este necesar ca în procesul de dimensionare a specimenelor experimentale, să se țină cont de posibilitatea integrării structurilor hibride în rândul structurilor portante acceptate în România. O structură în cadre prefabricate cu 6 nivele, 3 deschideri și 5 travee, având înălțimea de nivel de 3,00 metri și lungimile interax de 6,00 metri pentru cele trei deschideri, respectiv 4,00 metri pentru cele cinci travee, a fost aleasă ca structură reprezentativă (v. Fig. 3.2). S-a presupus că este amplasată într-o zonă seismică având accelerația terenului $a_g = 0,24g$ (a_g – accelerația terenului; g – accelerația gravitațională, cu valoarea de $9,81 \text{ m/s}^2$) și perioada de colț $T_C = 1,0 \text{ s}$. Studiul s-a efectuat pe un cadru transversal interior, acesta fiind acționat de greutatea proprie, încărcarea permanentă și încărcarea utilă, ultimele două fiind aplicate sub formă de forțe uniform distribuite pe grinzi (v. Fig. 3.2). Valoarea totală a forțelor uniform distribuite a rezultat, în urma unor ipoteze reale de solicitare, de 20,8 kN/m.

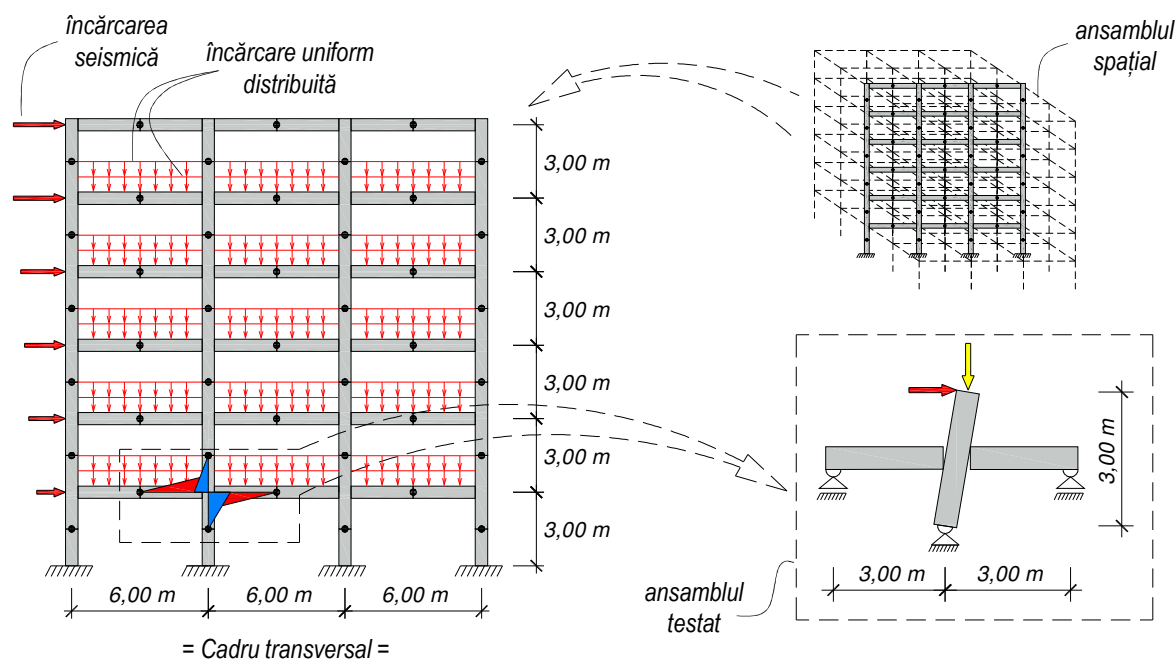


Fig. 3.2 Obținerea eforturilor de dimensionare

Eforturile pentru structura reprezentativă s-au calculat cu metoda **DBBD (Direct Displacement-Based Design)** [10] de evaluare a acțiunii seismice. În *capitolul 2.3.1* s-au expus motivele pentru care este de preferat această de metodă de calcul. Principalul motiv este faptul că eforturile rezultate pe structură corespund stării de deformație impuse, nefiind necesară cunoașterea rigidităților elementelor structurale (cunoscute doar în urma procesului de dimensionare). Acest aspect simplifică enorm procesul de calcul, iar metoda **DBBD** este mult mai directă și mai intuitivă decât *Metoda de Calcul Modal cu Spectre de Răspuns* sau *Metoda Statică Echivalentă*. Metoda poate fi aplicată chiar și fără ajutorul calculului numeric automat [10].

În continuare, se prezintă etapele prin care s-au determinat eforturile pentru ansamblul de îmbinare hibridă reprezentativ.

Etapele de dimensionare utilizând metoda **DBBD**:

1) Propunerea caracteristicilor geometrice ale structurii (deschideri, secțiuni, etc.)

Deschiderile interax, înălțimile de nivel și încărcările care acționează asupra structurii echivalente au fost prezentate anterior și pot fi vizualizate în Fig. 3.2. În urma unui calcul de pre-dimensionare, dimensiunile secționale ale elementelor au rezultat:

Grinzi - 200×500 [mm]

Stâlpi - 300×500 [mm]

Stâlpii s-au poziționat, astfel încât axa după care momentul de inerție este maxim să fie perpendiculară cu planul cadrului reprezentativ sau paralelă cu axa după care momentul de inerție este maxim în grinzi. În urma acestei etape este posibilă evaluarea greutateii proprii a structurii, a curburii de curgere și a deplasării de curgere pentru elementele cadrului structural. Teoria care stă la baza metodei se bazează pe supoziția că: la curgere, curbura elementelor nu este influențată de modul de armare (cantitatea de armătură) ci doar de dimensiunile secțiunilor transversale [10,11].

Materialele propuse pentru această etapă sunt:

Beton: C25/30

Oțel: S345 (PC52) și S1860

2) Stabilirea deplasării de dimensionare

În această etapă, s-a convenit asupra deplasării țintă pe care structura trebuie să fie capabilă să o atingă, fără a-și pierde capacitatea de rezistență și stabilitate, adică s-a stabilit limita de deformare maximă admisibilă. Majoritatea normelor, dintre care amintim *P100-1/2006* [33], *Eurocode 8* [34] sau *ASCE/SEI 07-10* [35], impun o deplasare relativă de nivel de maxim 2,5% din înălțimea de nivel. Această limită este în concordanță cu criteriile de performanță acceptate pentru structurile civile obișnuite. Prin urmare, cadrul reprezentativ trebuie dimensionat pentru această valoare a deplasării relative de nivel (maximă admisă de normativul *P100-1/2006* pentru SLU - Stări Limită Ultime):

$$d_r = d_{r,a}^{SLU} = 0,025 \cdot h_{niv} = 75 \text{ mm} \quad (3.1)$$

3) Stabilirea caracteristicilor structurii echivalente cu un singur grad de libertate dinamică:

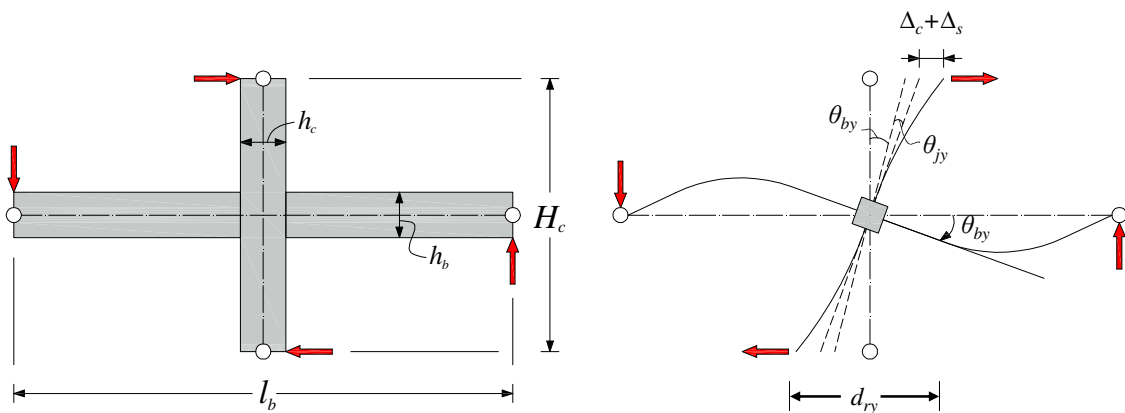
Cadrul transversal analizat se echivalează cu un sistem cu un singur grad de libertate dinamică. Interesează deplasarea echivalentă (Δ_d) la nivelul masei echivalente (H_e), valoarea masei echivalente (m_e), deplasarea echivalentă la curgere (Δ_y) și ductilitatea sistemului ($\mu = \Delta_d / \Delta_y$) (v. Fig. 2.4).

După ce se cunosc valorile maselor de nivel (m_i) și înălțimile acestora (H_i), măsurate de la cota de încastrare (de obicei cota nivelului zero), se calculează valorile normalizate ale deplasărilor pe orizontală, corespunzătoare primului mod inelastic de vibrație (δ_i):

$$\delta_i = \frac{4}{3} \cdot \left(\frac{H_i}{H_n} \right) \left(1 - \frac{H_i}{4H_n} \right) \quad (3.2)$$

unde: H_n – înălțimea până în dreptul masei de la ultimul nivel.

Se consideră că deplasările maselor de nivel (Δ_i) sunt proporționale primului mod inelastic de vibrație,



a) Dimensiunile și încărcările care acționează asupra nodului de cadru

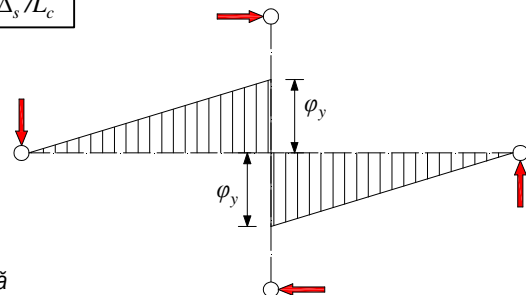
b) Factorii care influențează deplasarea de nivel

LEGENDĂ:

- H_c – lungimea stâlpului;
- l_b – lungimea grinzii;
- h_c – înălțimea secțiunii stâlpului;
- h_b – înălțimea secțiunii grinzii;
- d_{ry} – driftul de curgere;
- θ_y – rotirea (deplasarea) totală de nivel;
- θ_{by} – rotirea de nod cauzată de încovoierea grinzii;
- θ_{jy} – influența forței tăietoare la rotirea nodului;
- Δ_c – deplasarea din încovoiere de la capătul stâlpului raportată la rotirea de corp rigid;
- Δ_s – deplasarea din forță tăietoare de la capătul stâlpului;
- φ_y – curbura de curgere a grinzilor;

$$\theta_y = \theta_{by} + \theta_{jy} + 2\Delta_c / L_c + 2\Delta_s / L_c$$

$$d_{ry} = \theta_y \cdot H_c$$



c) Distribuția curburii de curgere

Fig. 3.3 Componentele deformăției elastice a deplasării de nivel (Priestley ș.a. [10])

factorul de scală fiind deplasarea impusă în dreptul nivelului unde deplasările sunt cele mai mari (de obicei în dreptul masei de la primul nivel, numită și masa critică):

$$\Delta_i = \delta_i \cdot \left(\frac{\Delta_c}{\delta_c} \right) \quad (3.3)$$

unde: Δ_i – deplasările din dreptul maselor de nivel; δ_c – valoarea normalizată a deplasării din dreptul masei critice de nivel corespunzătoare primului mod inelastic de vibrație; Δ_c – deplasarea la nivelul masei critice.

Deplasarea în dreptul masei echivalente (m_e) se calculează cu relația:

$$\Delta_d = \frac{\sum_{i=1}^n (m_i \Delta_i^2)}{\sum_{i=1}^n (m_i \Delta_i)} \quad (3.4)$$

Înălțimea (H_e) și masa (m_e) structurii cu un singur grad de libertate dinamică se calculează folosind formulele:

$$H_e = \frac{\sum_{i=1}^n (m_i \Delta_i H_i)}{\sum_{i=1}^n (m_i \Delta_i)} \quad (3.5)$$

$$m_e = \frac{\sum_{i=1}^n (m_i \Delta_i)}{\Delta_d} \quad (3.6)$$

Se poate demonstra (v. [10,11]) că în cazul cadrelor monolite din beton armat, rotirea de nivel, când rotire secțională a grinzilor ajunge la limita de proporționalitate, se poate aprecia simplificat (v. Fig. 3.3) cu relația:

$$\theta_y = 0,5 \cdot \varepsilon_y \cdot \frac{l_b}{h_b} \quad (3.7)$$

unde: θ_y – rotirea (sau deplasarea) la curgere a nivelului, ε_y – deformația specifică la curgere a armăturii întinse din grindă; l_b – lungimea grinzii măsurată între fețele stâlpilor; h_b – înălțimea secțională. Trebuie menționat că în studiile [10,11], rotirea la curgere a nivelului este numit drift de curgere (din engl. *yield drift*) cu toate că, termenul se referă la rotirea nodului de cadru. Se observă în figura Fig. 3.3 că, în ipoteza micilor deformații, deplasarea relativă de nivel este produsul unghiului de rotire înmulțit cu înălțimea de nivel. Prin urmare, θ_y poate fi privit ca valoarea normalizată a deplasării relative de nivel ($\theta_y = d_{ry} / H_c$).

În cazul structurilor hibride, driftul de curgere se estimează a fi 40÷50% din driftul unui ansamblu grindă-stâlp de beton armat monolit de aceeași capacitate portantă [10]. Rotirea la curgere pentru cazul de față se calculează simplificat, cu relația:

$$\theta_y = 0,0005 \cdot \frac{l_b}{h_b} \quad (3.8)$$

Deplasarea de curgere a structurii echivalente (Δ_y) se poate calcula ușor dacă presupunem o variație liniară cu înălțimea (H_e). Această ipoteză are sens dacă masa critică se găsește la primele niveluri ale structurii și deplasările nivelurilor superioare se pot raporta liniar la deplasarea acesteia. Prin urmare, deplasarea de curgere este:

$$\Delta_y = \theta_y \cdot H_e \quad (3.9)$$

În final, ductilitatea structurii echivalente se estimează printr-un coeficient (μ) care reprezintă raportul dintre deplasarea de dimensionare (Δ_d) și deplasarea la curgere (Δ_y):

$$\mu = \frac{\Delta_d}{\Delta_y} \quad (3.10)$$

Valorile termenilor definiți anterior sunt expuși în tabele Tab. 3.1 și Tab. 3.2:

Tab. 3.1 Forțele de nivel pentru structura echivalentă

Nivel, i	H_i	m_i	δ_i	Δ_i	$m_i \times \Delta_i$	$m_i \times \Delta_i^2$	$m_i \times \Delta_i \times H_i$	F_i
[-]	[m]	[to]	[-]	[m]	[to×m]	[to×m ²]	[to×m ²]	[kN]
6	18,00	41,87	1,000	0,352	14,744	5,192	265,391	85,609
5	15,00	44,54	0,880	0,310	13,798	4,274	206,972	80,117
4	12,00	44,54	0,741	0,261	11,619	3,031	139,434	67,467
3	9,00	44,54	0,583	0,205	9,150	1,880	82,353	53,130
2	6,00	44,54	0,407	0,143	6,391	0,917	38,344	37,107
1	3,00	44,54	0,213	0,075	3,341	0,251	10,022	19,397

Tab. 3.2 Caracteristicile de ductilitate ale structurii echivalente

Δ_d	H_e	θ_y	Δ_y	μ	m_e
[m]	[m]	[-]	[m]	[-]	[to]
0,263	12,576	0,006	0,075	3,489	224,254

4) Calculul amortizării echivalente:

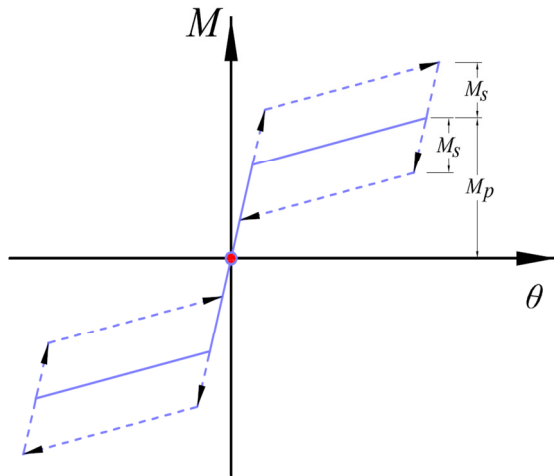


Fig. 3.4 Calculul amortizării histeresis pentru o îmbinare hibridă (Priestley ș.a. [10])

Pentru a evalua corect stadiul de solicitare pentru starea de deformație impusă, este necesară cunoașterea performanțelor de amortizare. Amortizarea totală echivalentă a structurii cu un singur grad de libertate dinamică se compune din *amortizarea elastică* și *amortizarea histeresis*. Amortizarea elastică se consideră, de obicei, egală cu 5% din amortizarea critică. Amortizarea histeresis se estimează ca fiind aria înfășurătoarei ciclurilor de încărcare-descărcare la care este supusă structura în timpul cutremurelor. În referințele care tratează metoda DDBD [10,11] se prezintă mai în detaliu principiile care dictează forma înfășurătorii curbelor histeresis pentru structurile hibride. Amintim doar că, datorită precomprimării, structurile hibride dispă mai puțină energie seismică decât structurile monolite de

beton armat, deci au o amortizarea histeresis mai redusă. Forma înfășurătorii curbelor histeresis poate fi văzută în Fig. 3.4, unde este prezentat și principiul de calcul al amortizării histeresis. Relația de calcul este:

$$\xi_{hyst} = \frac{\beta_h (\mu - 1)}{\mu \pi (1 + r (\mu - 1))} \quad (3.11)$$

unde: μ - ductilitatea sistemului; r - este raportul dintre rigiditatea post-elastică și rigiditatea elastică; iar β_h se calculează cu relația (3.12),

$$\beta_h = \frac{2 \cdot M_s}{M_s + M_p} \quad (3.12)$$

unde: M_s este momentul încovoietor preluat de armătura specială, iar M_p este momentul încovoietor preluat de armătura post-tensionată. Momentul capabil total al îmbinării (M_{nod}) este compus din suma celor două momente capabile ($M_{nod} = M_s + M_p$).

Amortizarea vâscoasă echivalentă se calculează în funcție de amortizarea elastică și amortizarea histeresis:

- Amortizarea elastică: $\xi_{el} = 0,05$

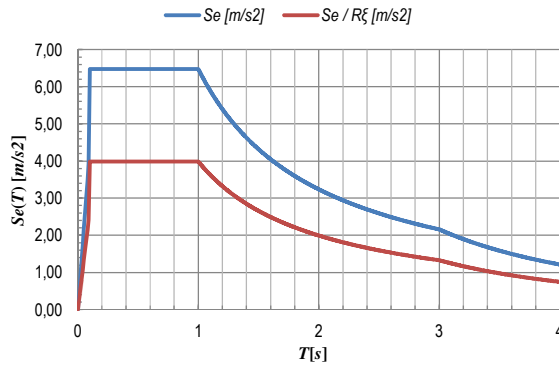


Fig. 3.5 Spectrul elastic și spectrul redus al accelerațiilor

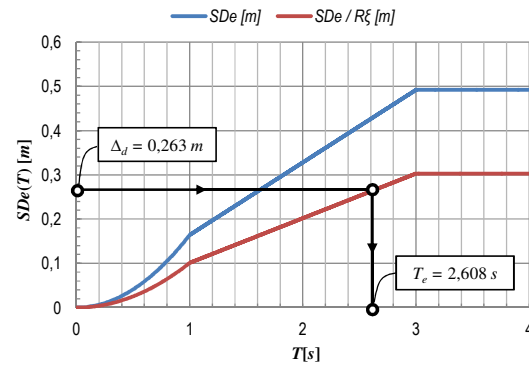


Fig. 3.6 Spectrul elastic și spectrul redus al deplasărilor

- Amortizarea histerezis: $\zeta_{hyst} = 0,145$
- Amortizarea vâscoasă echivalentă: $\zeta_{eq} = \mu^\emptyset \cdot \zeta_{el} + R \cdot \zeta_{hyst} = 0,165$

unde: $\emptyset = -0,43$ și $R = 0,937$ sunt factori de corecție detaliați în referința [10].

5) Alcătuirea spectrului de deplasări:

Se construiește spectrul de calcul al deplasărilor (Fig. 3.6) prin transformarea directă a spectrului accelerațiilor (Fig. 3.5). Pentru aceasta, se aplică relația de calcul indicată de *Normativul P100-1/2006* și *Eurocodul 8*:

$$S_{De}(T) = S_e(T) \cdot \left[\frac{T}{2\pi} \right]^2 \quad (3.13)$$

unde: $S_{De}(T)$ – spectrul elastic al deplasărilor; $S_e(T)$ – spectrul elastic al accelerațiilor; T – perioada.

Reducerea spectrului elastic al deplasărilor se face printr-un factor de corecție R_ζ , care ține cont de influența amortizării echivalente. Deși *Normativul P100-1/2006* [33] și *Eurocodul 8* [34] indică o relație de calcul a factorului de corecție a amortizării, s-a preferat relația propusă de Priestley ș.a. [10]:

$$R_\zeta = \left(\frac{0,07}{0,02 + \zeta_{eq}} \right)^{0,5} = 0,616 \quad (3.14)$$

unde: R_ζ – factorul de corecție a amortizării; ζ_{eq} – amortizarea vâscoasă echivalentă.

6) Determinarea perioadei proprii de vibrație a structurii echivalente:

Perioada de vibrație a structurii echivalente se calculează din spectrul redus al deplasărilor, prin citirea perioadei corespunzătoare deplasării echivalente $\Delta_d = 0,263$. Din Fig. 3.6 reiese valoarea perioadei proprii de vibrație pentru sistemul echivalent cu un singur grad de libertate dinamică:

$$T_e = 2,608 \text{ s} \quad (3.15)$$

7) Evaluarea rigidității secante a structurii echivalente:

Reamintim că simplitatea metodei constă în reducerea structurii reale la un oscilator elastic, neamortizat, cu un singur grad de libertate dinamică (v. Fig. 2.4). Acesta a fost numit: *structură echivalentă*. Pentru a surprinde comportarea sistemului real, amortizarea elastică și amortizarea histerezis au fost deduse prin reducerea spectrelor elastice de accelerații și deplasări (conform Fig. 3.5 și Fig. 3.6), iar rigiditatea structurii reale s-a rezumat la rigiditatea secantă, corespunzătoare stadiului de deformare impus (v. Fig. 2.4). Cum spectrele sunt construite pentru sisteme cu un singur grad de libertate dinamică, rigiditatea secantă reprezintă, întocmai, constanta elastică a oscilatorului cu perioada T_e . Rigiditatea secantă se obține cu relația (3.16).

$$K_e = \frac{4\pi^2 \cdot m_e}{T_e^2} = 1302,105 \text{ kN/m} \quad (3.16)$$

8) Determinarea forței tăietoare de bază și distribuția forțelor de nivel:

Cunoscând rigiditatea secantă K_e , corespunzătoare deplasării Δ_d , forța tăietoare de bază a structurii echivalente (V_{base}) se poate determina geometric din Fig. 2.4, rezultând:

$$V_{base} = K_e \times \Delta_d = 342,827 \text{ kN} \quad (3.17)$$

Distribuția pe verticală se face proporțional cu forma primului mod de vibrație inelastic [10], valorile forțelor de nivel găsindu-se în ultima coloană tabelului Tab. 3.1. Relația care se aplicată este:

$$F_i = \frac{V_{base} \cdot (m_i \Delta_i)}{\sum_{i=1}^n (m_i \Delta_i)} \quad (3.18)$$

9) Eforturile de calcul:

Ar fi absurd să se aplice un algoritm de calcul static liniar pe cadrul real, solicitat de forțele de nivel determinate la pasul anterior, deoarece ar trebui să estimăm rigiditatea relativă a elementelor structurale. Tocmai acest proces de calcul s-a vrut a fi eliminat din start, fiind foarte dificilă estimarea rigidităților elementelor în zona de îmbinare. Prin urmare, eforturile elementelor structurale s-au determinat doar din considerente de echilibru static, reducând gradele de nedeterminare statică prin introducerea de articulații plane la mijlocul elementelor (zona punctelor de inflexiune). Dacă admitem aceeași armare pentru toate grinzele de la un nivel curent, atunci putem impune egalitatea forței tăietoare în punctele de inflexiune, iar considerând că toate capetele de grinzi sunt plastificate, momentele încovoietoare de la capete vor avea aceeași valoare.

În urma calculului static, momentele de dimensionare din grinzele alăturate unui nod de cadru de la primul nivel (nivelul la care se găsește masa critică, v. Fig. 3.2), au rezultat ($M_{pr,1}$, $M_{pr,2}$ – momentele de la capetele grinzilor din stânga, respectiv dreapta nodului):

$$M_{pr,1} = M_{pr,2} \approx 150 \text{ kNm} \quad (3.19)$$

3.1.3. Dimensionarea armăturii post-tensionate și a armăturilor speciale

Pentru determinarea armăturii post-tensionate și a armăturii speciale, s-au aplicat recomandările date de *ACI (American Concrete Institute)* [22], unde se propune o metodă simplificată de calcul ce se bazează pe scrierea ecuațiilor de echilibru secțional în ipotezele secțiunilor plane și a micilor deformații (v. Fig. 3.7).

În continuare, se prezintă metodologia de calcul.

Forța minimă de pretensionare necesară menținerii integrității nodului se determină cu relația:

$$A_{ps} f_{se} = \frac{(1,4 \cdot V_D + 1,7 \cdot V_L)}{\phi \cdot \mu} = 247,40 \text{ kN} \quad (3.20)$$

unde: A_{ps} - aria de armătură post-tensionată; f_{se} - efortul în armătura post-tensionată, după epuizarea tuturor pierderilor de tensiune; V_D și V_L - sunt forțele tăietoare date de încărcările caracteristice permanente, respectiv utile; ϕ - factor de reducere ($\phi = 0,85$); μ - coeficient de frecare ($\mu = 0,6$).

Efortul la curgere în armătura specială trebuie să respecte condiția:

$$A_s f_y \geq \frac{(V_D + V_L)}{\phi} = 73,26 \text{ kN} \quad (3.21)$$

unde: A_s - aria totală de armătură specială de la partea superioară; f_y - rezistența la curgere a armăturii speciale. Armătura specială are rolul de a disipa energia seismică indusă în structură prin incursiuni ciclice

în domeniul post-elastic și de a contribui la preluarea eforturilor de încovoiere care se dezvoltă la interfața grindă-stâlp. Ca și măsură de siguranță trebuie să poată menține grinzile în poziția de montaj, în eventualitatea cedării armăturii post-tensionate. Această condiție este impusă doar armăturilor de la partea superioară.

Considerând 2 bare cu diametrul de 12 mm, tip PC52, condiția (3.21) este îndeplinită:

$$A_s = 226 \text{ mm}^2 \text{ (2 bare } \varnothing 12) \quad f_y = 345 \text{ MPa (Oțel PC52)}$$

$$A_s f_y = 77,97 \text{ kN} \geq \frac{(V_D + V_L)}{\phi} = 73,26 \text{ kN}$$

Forța tăietoare de calcul se determină din condiția de echilibru a grinzii acționată la capete de forțele tăietoare și momentele de proiectare, conform relației (3.22):

$$V_u = 0,75(1,4 \cdot V_D + 1,7 \cdot V_L) + \frac{(M_{pr,1} + M_{pr,2})}{L_{clear}} = 149,17 \text{ kN} \quad (3.22)$$

unde: $M_{pr,1}$ și $M_{pr,2}$ – sunt momentele de proiectare de la capetele grinzii (calculate la sfârșitul capitoului 3.1.2); L_{clear} – este lungimea efectivă a grinzii (măsurată la fața stâlpilor).

Momentul încovoietor preluat de armătura specială (M_s) reiese din scrierea ecuațiilor de echilibru la fața nodului, schema de calcul fiind cea din Fig. 3.7. Rezultă:

$$M_s = A_s f_u \left(d - \frac{\beta_1 c}{2} \right) - A'_s \cdot 1,25 \cdot f_y \left(d' - \frac{\beta_1 c}{2} \right) \quad (3.23)$$

unde: A'_s – aria totală de armătură specială de la partea inferioară ($A'_s = A_s$); f_u – este rezistența de calcul a armăturii speciale ($f_u = 510 \text{ MPa}$); d și d' – distanța măsurată de la partea inferioară a grinzii până în dreptul barelor de armătură specială întinse, respectiv comprimate; $\beta_1 c$ – are expresia:

$$\beta_1 c = \left[\frac{A_{ps} f_{prs} + A_s f_u - A'_s \cdot 1,25 f_y}{b(0,85 \cdot f'_c)} \right] \quad (3.24)$$

unde: f_{prs} – efortul unitar în armătura post-tensionată atunci când efortul în armătura specială este f_u ; f'_c – rezistența la compresiune a betonului ($f'_c = 16,67 \text{ MPa}$); b - lățimea grinzii. Trebuie menționat că pentru această etapă a calculului este necesară cunoașterea cantității de armătură post-tensionate, poziționarea barelor speciale și lungimea inițială de neaderență (L_u).

Deoarece normativul ACI T1.2-03 nu prezintă o procedură etapizată de calcul, necunoscutele au fost determinate prin încercări, singurele repere de calcul fiind momentele de proiectare $M_{pr,1}$ și $M_{pr,2}$, cantitatea și calitatea armăturilor speciale (inclusiv simetria acestora), tipul de beton și dimensiunile secționale ale elementelor. Ca și armătură post-tensionată s-au ales 4×TBP 12, având diametrul nominal de 12,5 mm și următoarele caracteristici:

$$A_{ps} = 380 \text{ mm}^2 \text{ (4×TBP 12)}$$

$$f_{pk} = 1860 \text{ MPa (S 1860)}; f_{prs} = 1540 \text{ MPa}$$

Rezultatele finale pot fi găsite în tabelul Tab. 3.3.

Momentul încovoietor preluat de armătura post-tensionată (M_{prs}) reiese din aceleași condiții de echilibru secțional, utilizând relația:

$$M_{prs} = A_{ps} f_{prs} \left(\frac{h - \beta_1 c}{2} \right) \quad (3.25)$$

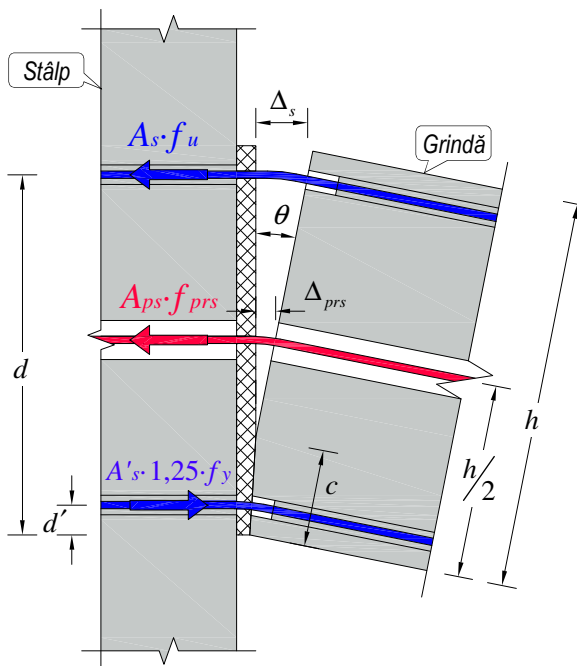


Fig. 3.7 Modelul de calcul (conform ACI T1.2-3)

unde: h – înălțimea totală a grinzii (v. Fig. 3.7).

Momentul capabil total al secțiunii este reprezentă însumarea aportului armăturilor speciale și a armăturii post-tensionate la preluarea încovoierii:

$$M_{pr} = M_s + M_{prs} \quad (3.26)$$

Procentual, momentul preluat de armătura specială are un aport de 30% din momentul capabil total al îmbinării. Acesta se consideră a fi procentul optim pentru armătura specială [29]. Cât despre lungimea inițială de neaderență, o marjă de 10 mm poate fi luată în considerare, studiile existente tratând cu prea mare lejeritate acest subiect. Se consideră că doar o cercetare minuțioasă asupra comportării îmbinării la acțiuni alternante ar fi pretabilă în găsirea unor lungimi optime de neaderență.

La fel ca în cazul grinzilor precomprimate uzuale, este necesară calcularea forței de precomprimare. Această etapă presupune evaluarea tuturor pierderilor de tensiune care pot apărea în etapa de transfer și de exploatare. Având în vedere că este vorba de un ansamblu experimental, s-au neglijat pierderile de tensiune dependente de timp cauzate de: contracție, curgere lentă și relaxare. Nu este necesar ca elementele să fie supuse la tratament termic, prin urmare, nu vor exista pierderi de tensiune cauzate de acest proces tehnologic. De asemenea, se neglijează și pierderile datorită frecării, traseul armăturilor fiind unul liniar, eventualele abateri găsindu-se în zona ancorajelor. Datorită cerinței de a menține efortul din toroane sub limita de elasticitate, pierderile datorate deformației instantanee a betonului se preconizează a fi mici și se vor neglija.

Prin urmare, doar pierderile în ancoraje pot influența valoarea forței de precomprimare. Cum majoritatea sistemelor de precomprimare sunt prevăzute cu ancoraje tipizate, s-a considerat că o alunecare medie de 5 mm la ambele ancoraje este destul de probabilă, rezultând o pierdere de tensiune de aproximativ 235 kN. Convenind asupra unei forțe de precomprimare de 300 kN ($>A_{ps} \cdot f_{se}$ – forța minimă de post-tensionare) și adăugând pierderea de tensiune rezultată anterior, reiese o forță totală de precomprimare necesară la transfer de 535 kN.

Tabelul Tab. 3.3 conține datele necesare dimensionării îmbinării hibride al ansamblului structural propus în studiu:

Tab. 3.3 Valorile necesare la proiectarea îmbinării

Mărime	Valoare	U.M.
A_{ps}	380	[mm ²]
A_s	226	[mm ²]
A'_s	226	[mm ²]
f_y	345	[MPa]
f_u	510	[MPa]
f_{prs}	1540	[MPa]
f'_c	16,7	[MPa]
b	350	[mm]
h	500	[mm]
d	455	[mm]
d'	35	[mm]
L_u	90	[mm]
β_{1c}	121,37	[mm]
M_s	47,95	[kNm]
M_{prs}	110,79	[kNm]
M_{pr}	158,74	[kNm]
M_{pr}/M_s	30	[%]

3.1.4. Proiectarea ansamblurilor de îmbinare grindă-stâlp

Până în prezent, s-a prezentat modul de calcul care a condus la stabilirea dimensiunilor elementelor structurale și a armăturilor specifice îmbinărilor hibride: armătura post-tensionată și armătura specială. Pentru ca elementele de grindă și stâlp să poată prelua încărcările de calcul, iar armăturile post-tensionate și speciale să funcționeze la parametrii normali, sunt necesare anumite elemente suplimentare, cum ar fi:

- Armături pasive în grinzi și stâlpi;
- Teci din polietilenă pentru protecția toroanelor;
- Țevi din oțel pentru montajul barelor de armătură specială și împiedicarea flambajului inelastic;
- Profile laminate din oțel, în formă de „L”, pentru protecția capetelor de grindă;
- Mortare de aderență și montaj;
- Materiale din polistiren sau burete pentru asigurarea lungimii de neaderență.

Armăturile pasive din grinzi au fost dimensionate ca armături longitudinale și armături transversale sub formă de etrieri, eforturile de dimensionare fiind cele rezultate în urma calculului static. Fiind elemente precomprimate, raționamentul după care s-au ales ariile de armătură a fost: *menținerea momentului capabil rezultat la interfața de îmbinare și în câmpul grinzilor*. Evident, este posibilă optimizarea modului de armare, dar având în vedere că este vorba de un program experimental, iar cercetările sunt într-o stare incipientă, s-a hotărât neglijarea acestui aspect. Prin urmare, s-a convenit la dispunerea pe întreaga lungime, atât la partea superioară cât și la partea inferioară, a câte două bare cu diametrul de 12 mm și

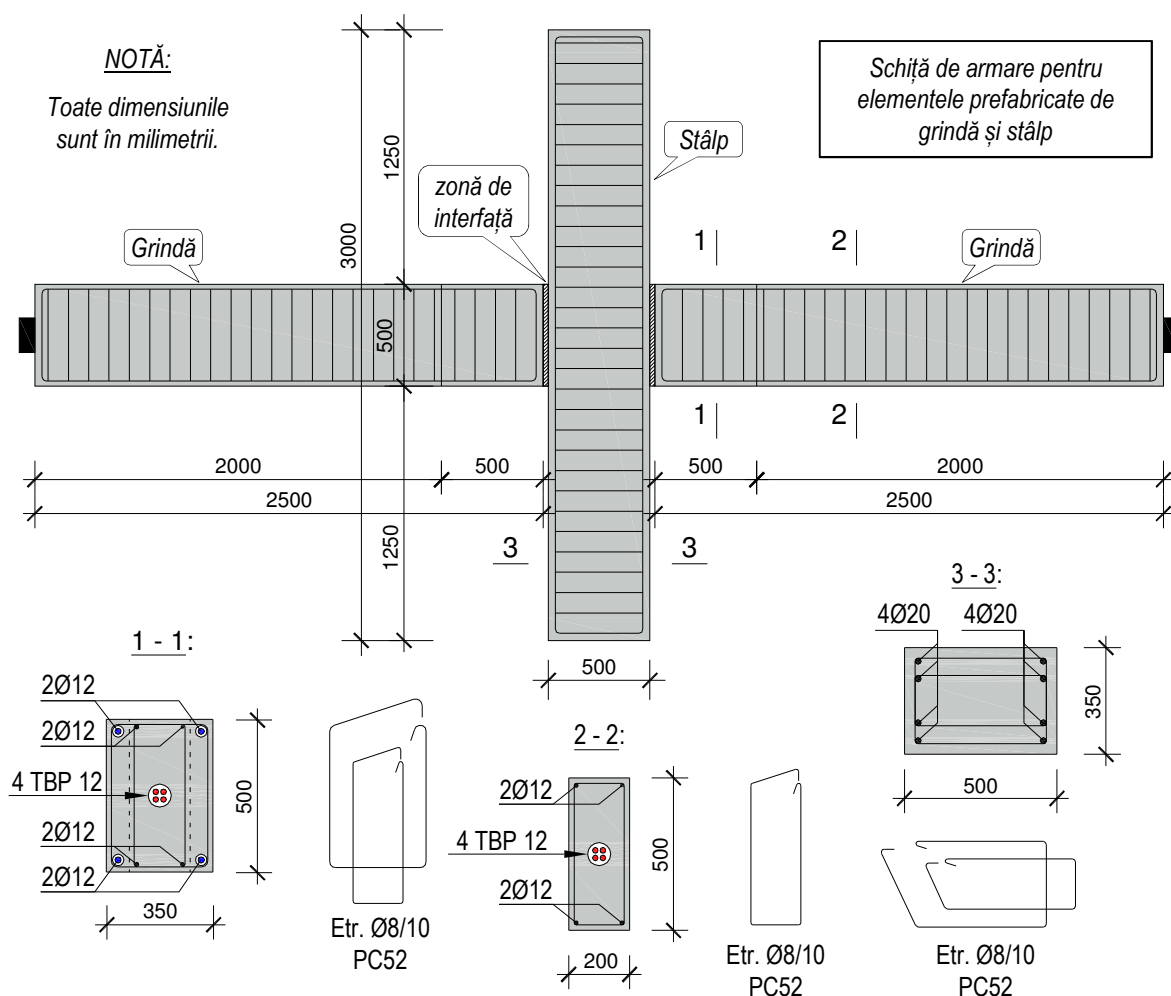


Fig. 3.8 Armarea elementelor prefabricate

etrieri cu diametrul de 8 mm, distanțați la 10 cm (v. Fig. 3.8).

Armăturile pasive din stâlpi trebuie să asigure un moment capabil mai mare decât momentul capabil total al grinzilor care intră în nod. Această condiție se găsește în normativul P100-1/2006 [33] sub următoarea formă:

$$\sum M_{Rc} \geq \gamma_{Rd} \cdot \sum M_{Rb} \quad (3.27)$$

unde: $\sum M_{Rc}$ - suma valorilor de proiectare ale momentelor capabile ale stâlpilor; $\sum M_{Rb}$ - suma valorilor de proiectare ale momentelor capabile în grinzile care intră în nod; γ_{Rd} - factorul de suprarezistență datorat efectului de consolidare al oțelului ($\gamma_{Rd} = 1,3$ – pentru clasa de ductilitate înaltă). Având în vedere că ansamblul trebuie proiectat pentru un drift de 2,5%, putem considera ca moment capabil în grindă, momentul de la interfața grindă-stâlp corespunzător acestei stări de deformație, adică valoarea momentului de proiectare:

$$\sum M_{Rb} = M_{pr,1} + M_{pr,2} = 150 \text{ kNm} + 150 \text{ kNm} = 300 \text{ kNm} \quad (3.28)$$

Această prezumție se justifică și din faptul că efortul din armătura specială întinsă s-a introdus în calculul de dimensionare cu valoarea rezistenței de rupere, iar efortul din armătura specială comprimată cu valoarea rezistenței de curgere (v. Fig. 3.7). Cum grinzile vor fi identice, iar stâlpul va avea aceeași armare în toate secțiunile, momentul capabil secțional a stâlpului trebuie să fie cel puțin egal cu 195 kNm.

Ca și observație, în cazul elementelor supuse la încovoiere cu compresiune nu se poate vorbi de un singur moment capabil, acesta depinzând de valoare forței de compresiune. Pe de altă parte, cadrele alcătuite cu tipuri de îmbinări hibride au fost gândite inițial ca și cadre de rigidizare la acțiuni orizontale, fiind private complet de preluarea încărcărilor verticale. Din acest motiv și din faptul că este foarte dificilă procedura de introducere a forțelor uniform distribuite pe grinzi și a forței de compresiune în stâlp, ansamblul de încercare va fi supus numai la încărcări orizontale și greutatea sa proprie. Forța de compresiune rezultată din calculul static pentru nodul ales ca probă de încercare este de 15 kN. În urma calculelor, a rezultat că sunt necesare 8 bare de armătură, cu diametrul de 20 mm, dispuse simetric în planul de încovoiere conform Fig. 3.8. Pentru preluarea forței tăietoare și asigurarea gradului necesar de confinare, a reieșit că sunt necesari etrieri cu diametrul de 8 mm, distanțați la 10 cm.

Tecile din polipropilenă sunt necesare **pentru protecția toroanelor**. De asemenea, au rol de cofraj la formarea canalului interior din grinzi, unde se poziționează ulterior armăturile post-tensionate.

Țevi din oțel sunt utilizate pentru facilitarea operațiilor de montaj ale armăturilor speciale. Ordinea de asamblarea a sistemelor în cadre hibride presupune ridicarea stâlpilor, care pot fi atât monoliți cât și

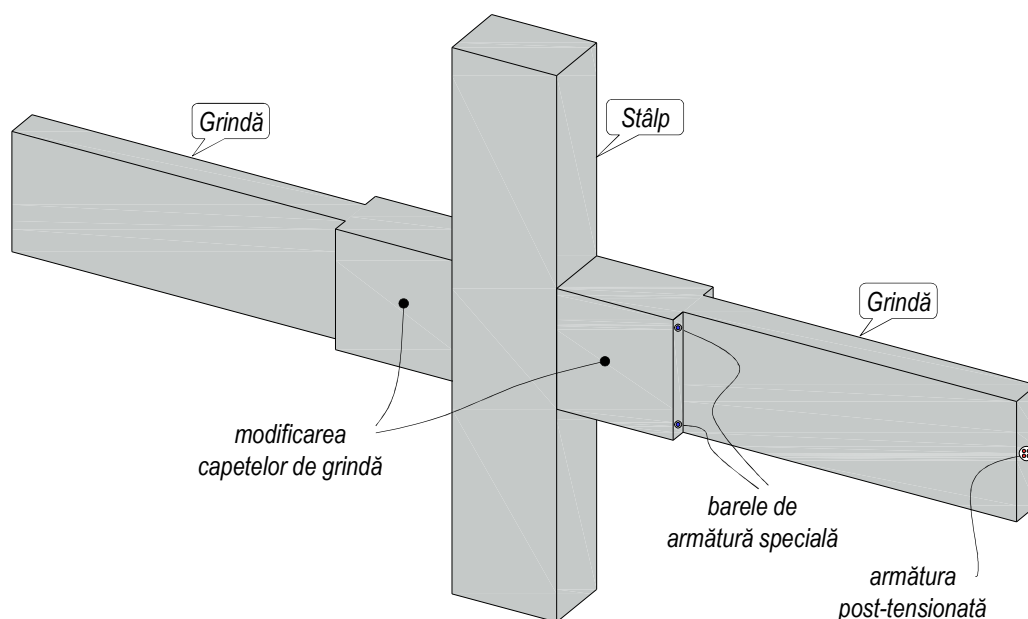


Fig. 3.9 Propunerea pentru modificarea capetelor de grindă

prefabricați, poziționarea grinzilor prefabricate, introducerea toroanelor și post-tensionarea lor, montajul barelor de armătură specială. Pentru ca această ultimă operațiune să decurgă cât mai ușor și cât mai precis cu putință, sunt utilizate aceste țevi metalice, care creează un spațiu continuu: de la un capăt de grindă, prin stâlp și apoi la capătul grinzii învecinate. Prin urmare, barele de armătură se pot introduce prin împingere.

Pe lângă aspectele legate de montaj, țevile metalice mai au și rolul de a menține integritatea barelor de armătură, împiedicând deformațiile excesive provocate de flambajul inelastic. Desigur, studii suplimentare sunt necesare pentru a stabili dimensiunile optime ale țevilor, acestea influențând și modul în care se formează aderența dintre bare - mortar de aderență - țevă metalică.

Capetele grinzilor, mai exact muchiile orizontale de la partea superioară și inferioară, sunt ranforsate cu **profile laminare în formă de „L”**. În timpul solicitărilor, capetele de grindă suportă deformații mari, în special, în zona comprimată (v. Fig. 3.7), aceasta având ca și consecință devierea de la principiul secțiunilor plane (principiul lui Bernoulli). Pentru a evita cedarea prematură a acestor zone, s-a recurs la înglobarea profilelor metalice, câte două la fiecare capăt de grindă.

Asigurarea legăturii dintre barele de armătură specială și țevile metalice în care sunt înglobate se face cu ajutorul unor **mortare de aderență**. Acestea pot fi mortare cu, sau fără fibre, însă trebuie avut în vedere și aspectul demontabilității. Există studii [46] care arată că nu există o diferență semnificativă între

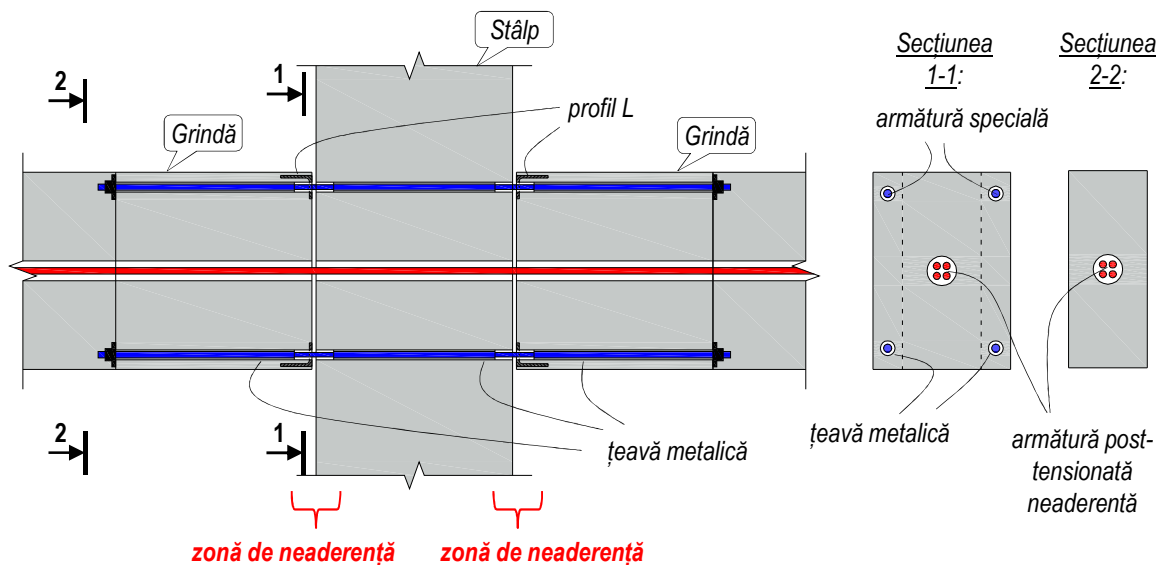


Fig. 3.10 Primul tip de îmbinare hibridă

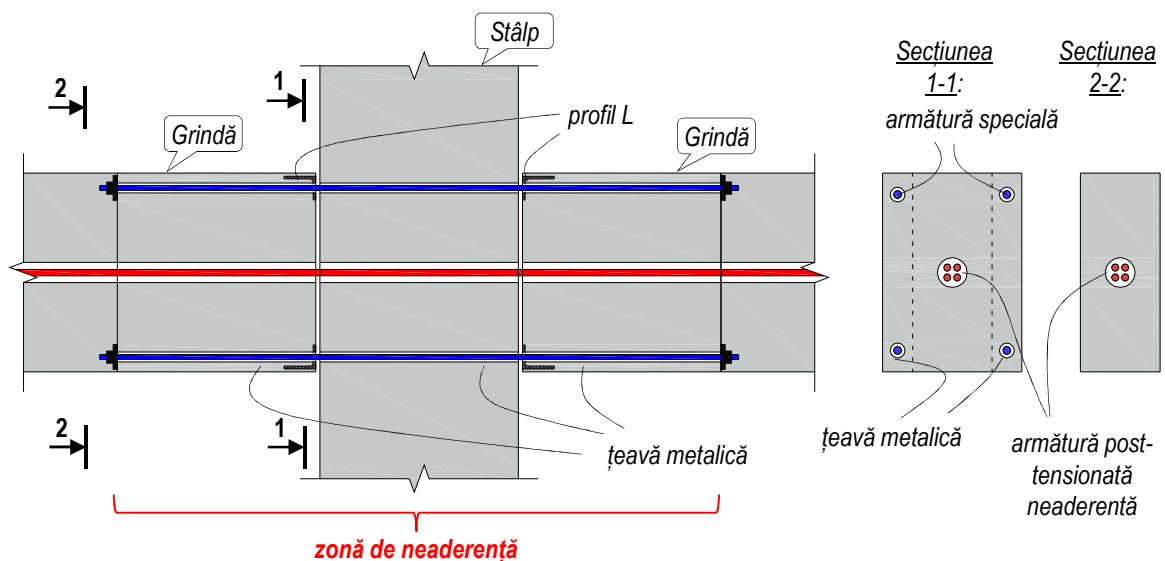


Fig. 3.11 Al doilea tip de îmbinare hibridă

mortarele cu fibre și cele fără fibre în ceea ce privește performanțele de aderență. Prin urmare sunt preferate mortarele care pot fi controlabile din punctul de vedere a degradării, astfel încât să mențină barele de armătură specială în poziția de montaj atât cât este nevoie, după care să poată fi ușor extrase pentru a permite înlocuirea barelor cu altele noi.

La interfața dintre grindă și stâlp este necesar un **mortar de montaj**, de aproximativ 1 cm grosime care să permită și o protecție adecvată a stâlpului și a capetelor de grindă. Integritatea acestui mortar se poate menține dacă se folosește un mortar cu fibre. Normativul american ACI T1.2-03 [22] specifică proprietățile care trebuie să la îndeplinească aceste mortare, o proprietate deosebit de importantă fiind aceea că rezistența la compresiune trebuie să fie comparabilă cu rezistența betonului care intră în compoziția grinzilor și a stâlpilor.

Nu în ultimul rând, este nevoie de elemente care să asigure lungimea de neaderență proiectată. Lungimea de neaderență a barelor de armătură specială este un element cheie la buna comportare a îmbinării. Dacă aceasta este mai mică decât necesar, poate atrage după sine ruperea prematură a barelor sau creșterea deformațiilor remanente. Pe de altă parte, dacă lungimea de neaderență este prea mare, capacitatea portantă a îmbinării va fi mai mică decât cea proiectată. Menținerea lungimii de neaderență necesare în timpul injectării cu mortar de aderență se poate face cu ajutorul unor **dopuri din burete sau polistiren**. Evident, se pot folosi și altfel de dispozitive însă cele menționate sunt cel mai ușor de procurat și prelucrat.

În momentul proiectării specimenelor experimentale s-a pus problema optimizării operațiilor de întreținere. Motivele sunt ușor de intuit. Dacă degradările se concentrează la interfața grindă-stâlp, putem facilita accesul la barele de armătură specială, poziționându-le spre extremitățile laterale ale secțiunii. Mai mult, dacă eliminăm aderența armăturilor speciale, puteam ușura operațiile de extragere și înlocuire.

În consecință, au fost concepute spre testare două noduri de cadru, ambele având grinzile cu capetele prelucrate spre a avea un acces mai bun la barele de armătură specială (v. Fig. 3.9), primul nod de cadru având barele de armătură specială cu lungimi de aderență și neaderență conform studiilor existente (v. Fig. 3.10), iar al doilea nod de cadru având barele de armătură specială total lipsite de aderență (v. Fig. 3.11). După cum se poate vedea în Fig. 2.2, forma grinzilor propuse la NIST îngreunează accesul la barele de armătură specială, în special la cele poziționate la partea superioară, deoarece necesită înlăturarea planșeului în zona de intervenție.

3.1.5. Pregătirea specimenelor experimentale și a standului de încercare

Capitolul precedent a avut ca și finalitate obținerea datelor necesare alcătuirii specimenelor experimentale. După cum s-a precizat, se dorește testarea celor două variante de îmbinare hibridă:

- primul tip de îmbinare, numit **N1**, în care barele de armătură specială sunt prevăzute cu o zonă de neaderență de dimensiuni uzuale;
- și cel de-al doilea tip de îmbinare, numit **N2**, unde barele de armătură speciale sunt total lipsite de aderență.

În timpul punerii în operă, a fost necesar să se recurgă la anumite ajustări care au implicat schimbarea clasei betonului și a barelor de armătură. Schimbarea clasei betonului a fost o alegere care avea să îmbunătățească performanțele elementelor. Se cunoaște faptul că elementele de beton precomprimat devin performante dacă se utilizează clase superioare de betoane. Chiar dacă calculele nu justifică o astfel de modificare, s-a avut în vedere și riscul de a nu obține clasa dorită. Prin urmare, s-a optat pentru clasa C30/37, dar probele martor încercate la 28 de zile au arătat neconcordanțe între clasa cerută și cea folosită la turnare. Mai exact, probele martor sub formă de cuburi, au indicat o rezistență de 34 N/mm², ceea ce transformat în rezistență cilindrică, înseamnă 27,3 N/mm². Relația de transformare folosită este cea din STAS 10107/0-90 [48] și este reluată mai jos:

$$R_{ck} = (0,87 - 0,002 \cdot R_{bk}) \cdot R_{bk} \quad (3.29)$$

unde: R_{ck} - rezistența caracteristică la compresiune și R_{bk} - rezistența la compresiune determinată pe cuburi. Având aceste caracteristici, betonul folosit la alcătuirea probelor ar corespunde unei clase

intermediare claselor C25/30 și C30/37, însă din dorința de a nu supraestima performanțele ansamblului, s-a considerat că toate calculele efectuate cu clasa C25/30 sunt suficient de exacte. Astfel, se exclude varianta redimensionării.

Intervenții s-au făcut și la barele de armătură specială. Scopul a fost acela de a concentra deformațiile, pe cât posibil, în zona de rost (zona de îmbinare). Pentru aceasta, s-au folosit bare de armătură PC52, cu diametrul de 16 cm, care au fost prelucrate mecanic, astfel încât pe zona de neaderență să aibă diametrul obținut în calculele de dimensionare (12 cm). Capetele barelor s-au filetat și s-au prevăzut cu șaibe și piulițe M14, rolul fiind de a evita curgerea mortarului de aderență în faza de montaj și de a preveni lunecarea barelor în cazul ruperii premature a aderenței.

Materialele și piesele folosite la alcătuirea specimenelor experimentale:

- 4 toroane TBP 12, cu diametrul nominal de 12,5 cm pentru fiecare probă;
- ancoraje tip Anderson OMV 13, câte 2 bucăți per probă;
- o bucată teacă din polipropilenă 45/50 per probă, pentru înglobarea armăturii active;
- 4 bare Ø16 PC52 per probă, prelucrate mecanic în scopul folosirii pe post de armături speciale;
- 12 țevi metalice 25×1,5 – 500 mm per probă, pentru înglobarea armăturilor speciale;
- pastă de ciment injectată sub presiune folosită pe post de material de aderență;
- mortar cu întărire rapidă cu fibre din polipropilenă la interfața grindă-stâlp;
- profile laminate L60×80×7 – 350 mm, pentru protecția capetelor de grindă, câte 4 bucăți per probă;
- armături pasive în elementele prefabricate, aproximativ 140 kg per probă.

Este de menționat faptul că înlocuirea mortarului de aderență cu pastă de ciment s-a făcut doar pentru a ușura operațiile de montaj. Având în vedere spațiul limitat de manevră a barei de armătură în țeava metalică, ar fi fost foarte dificil și fără garanția unei umpleri uniforme, utilizarea unui mortar cu fibre adecvat, conform cerințelor din standardul american ACI T1.2-3 [22]. Ca urmare, monitorizarea barelor de armătură specială devine o acțiune prioritară în timpul încercării.

Hala de încercare, echipamentele, precum și aparatura de încercare și măsurare au fost puse la dispoziție de către **INCERC Cluj-Napoca** (*Institutul Național de Cercetare-Dezvoltare în Construcții și Economia Construcțiilor, filiala Cluj-Napoca*). Hala de încercare este prevăzută cu două ziduri de reacțiune cu planșee de rezistență, elemente care sunt indispensabile la efectuarea testelor cu acțiuni alternante. În Fig. 3.12 este schițat standul de încercare, împreună cu echipamentul și aparatura necesară. După cum se poate observa, reazemele laterale care lucrează ca reazeme simple sunt alcătuite din tiranți, iar articulația de la bază este realizată cu ajutorul unui dorn. Un cilindru hidraulic este poziționat la partea superioară și are rolul de a produce forța necesară deformării ansamblului. Pentru a simula acțiunea alternantă, poziția cilindrului trebuie schimbată manual de la stânga la dreapta și invers, reacțiunea produsă fiind transmisă peretelui de reacțiune prin intermediul unor tiranți dispuși orizontal. Deplasarea pistonului este produsă cu ajutorul unei prese hidraulice.

Echipamentul de încercare:

- presă hidraulică cu capacitate de 300 tf, folosită pentru acționarea cilindrului hidraulic;
- traductor de forță tip C6A/3000 kN;
- cilindru hidraulic;
- 6 fleximetre care măsoară deplasarea punctelor caracteristice ale ansamblului (v. Fig. 3.12):
 - F1 – deplasarea la vârf;
 - F2 – deplasarea la bază;

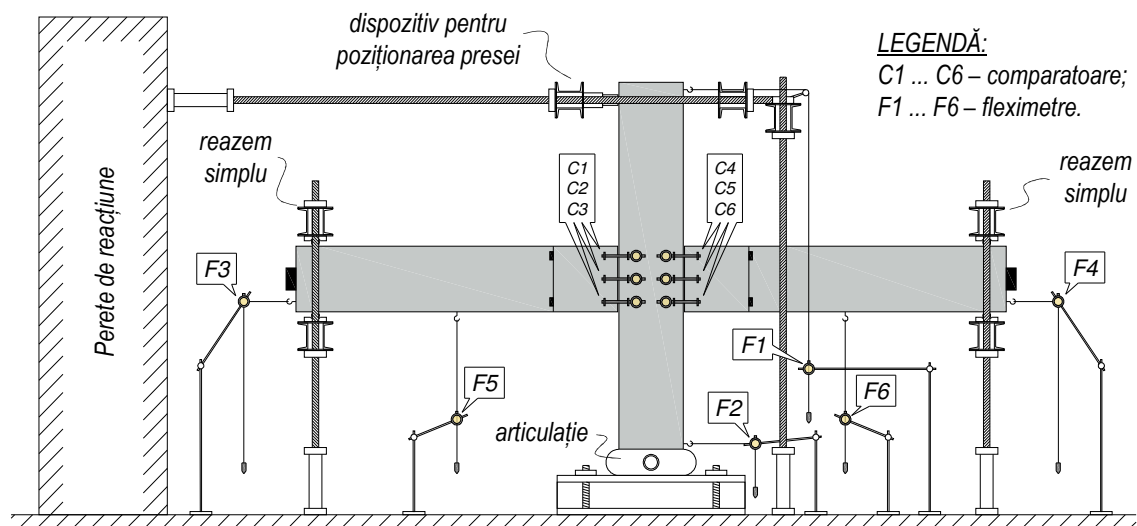


Fig. 3.12 Echipamentul de încercare

- F3 – deplasarea capătului de grindă cel mai apropiat de peretele de reacțiune;
- F4 – deplasarea capătului de grindă cel mai îndepărtat de peretele de reacțiune;
- F5 – săgeata la mijlocul grinzii apropiate de peretele de reacțiune;
- F6 – săgeata la mijlocul grinzii depărtate de peretele de reacțiune;
- 6 comparatoare care măsoară deschiderea și închiderea rostului de la interfața (v. Fig. 3.12):
 - C1 – poziționat la stânga stâlpului, în dreptul armăturii speciale din partea de sus;
 - C2 – poziționat la stânga stâlpului, în dreptul armăturii post-tensionate;
 - C3 – poziționat la stânga stâlpului, în dreptul armăturii speciale din partea de jos;
 - C4 – poziționat la dreapta stâlpului, în dreptul armăturii speciale din partea de sus;
 - C5 – poziționat la dreapta stâlpului, în dreptul armăturii post-tensionate;
 - C6 – poziționat la dreapta stâlpului, în dreptul armăturii speciale din partea de jos;
- câte 2 timbre tensometrice tip LY 41-6/120A per probă, poziționate pe barele de armătură specială (sus și jos);
- instrumente electronice de măsurare a datelor transmise de timbrele tensometrice;
- sistem de achiziție de date SPIDER 8, care preia informații atât de la traductorul de forță cât și de la timbrele tensometrice.

Menționăm că rolul fleximetrului F2 este de a măsura translația articulației, presupuse fixe, de la baza ansamblului. Deplasarea de nivel rezultă din diferența citirilor fleximetrelor F1 și F2.

La fiecare pas de încărcare s-au notat: valorile forței transmise de cilindrul hidraulic, citirile fleximetrelor și a comparatoarelor, momentele de apariție a fisurilor, deschiderea și mărimea fisurilor, deschiderea rostului de montaj, starea armăturilor speciale și a toroanelor. Rezultatele obținute sunt cuprinse în capitolele 3.2.2 și 3.2.3.

3.1.6. Condiții necesare în vederea validării programului experimental

Necesitatea utilizării sistemelor de cadre prefabricate în zone cu seismicitate ridicată ridică problema siguranței, care în cazul îmbinărilor hibride devine cu atât mai delicată cu cât experiența a dovedit vulnerabilitatea utilizării precomprimării în variantele standard de îmbinare. Sub nici o formă, sistemele analizate în acest studiu (îmbinările hibride) nu pot fi catalogate ca sisteme uzuale de îmbinare, menirea

acestora fiind de elemente/componente structurale antiseismice. Cu toate acestea, pentru a putea cuantifica performanțele structurale a oricărui sistem prefabricat, este nevoie de un etalon unanim acceptat. În cazul cadrelor prefabricate din beton armat, etalonul impus de standarde îl constituie cadrele monolite din beton armat.

Primul standard care se referă la aceste aspecte și care este standard de referință pentru alte norme, dintre care amintim *Eurocodul 8* [34], este standardul american *ACI T1.1-01 – „Acceptance Criteria for Moment Frames Based on Structural Testing”* [24]. Aici sunt specificate toate cerințele care trebuie îndeplinite în procedura de verificare prin teste de laborator a performanțelor unui sistem în cadre prefabricate. Sunt cerințe legate de modul de testare, cum ar fi: alcătuirea probelor, aplicarea forțelor, prelevarea și prelucrarea rezultatelor, determinarea forțelor de rezistență, a capacității de deformare și a performanțelor de disipare a energiei seismice induse în sistem.

Standardul *ACI T1.1-01* [24] impune ca din întreg eșantionul de probe, minim un specimen să fie testat din fiecare tip de probă. Acestea nu trebuie să fie alcătuite la o scară mai mică de 1/3 și trebuie să reproducă întocmai un nod de cadru, cu extensiile grinzilor și stâlpilor până la cele mai apropiate puncte de inflexiune. Specificăm faptul că, în cazul de față, sunt în discuție două probe distincte prin modul de concepere a armăturii speciale, ambele la scară naturală (1:1) și care sunt părți componente a unei structuri prezentate în *capitolul 3.1.2*. Din aceste considerente, probele respectă cerințele impuse.

Este impus ca testele să se desfășoare de către o agenție specializată, care posedă atât personal calificat cât și echipamente de testare corespunzătoare, iar supervizarea să fie efectuată de către un inginer cu experiență în proiectarea structurilor antiseismice. Prin faptul că testele s-au demarat la *INCERC Cluj-Napoca* (<http://www.incerc-cluj.ro/>), sub îndrumarea personalului calificat din această instituție și a profesorilor din cadrul *Universității Tehnice din Cluj-Napoca*: prof. dr. ing. Călin MIRCEA (îndrumător de doctorat) și a prof. dr. ing. Zoltan KISS; se validează condiția de mai sus.

Modul de aplicare a solicitărilor este prin deplasări impuse la vârf, pașii de încărcare fiind eșantionați în termeni de deplasare relativă de nivel. Regimul de solicitare este static, dar alternant. Aceasta presupune că o anumită treaptă de încărcare este urmată de o stare de descărcare completă, iar apoi de o încărcare în sens opus. Standardul cere ca treptele de încărcare să crească gradual până la o valoare de cel puțin 3,5% (valoare deplasării relative de nivel maxime), însă pentru ca o valoare curentă a solicitării să fie validă, aceasta trebuie să se încadreze în intervalul 125%÷150% din încărcarea precedentă. Pentru fiecare treaptă se impun trei cicluri de încărcare-descărcare, care sunt urmate de un ciclu de tranziție, având o treime din valoarea precedentă a deplasării. Rolul ciclului de tranziție este de a simula mișcarea oscilantă a terenului, care în timpul cutremurului nu are o creștere perfect monotonă, ci mișcările de intensitate maximă sunt urmate de mișcări cu intensitate mai redusă. Mai trebuie menționat și faptul că primul ciclu de încărcare se recomandă să fie pentru o deplasare cât mai apropiată de limita de elasticitate

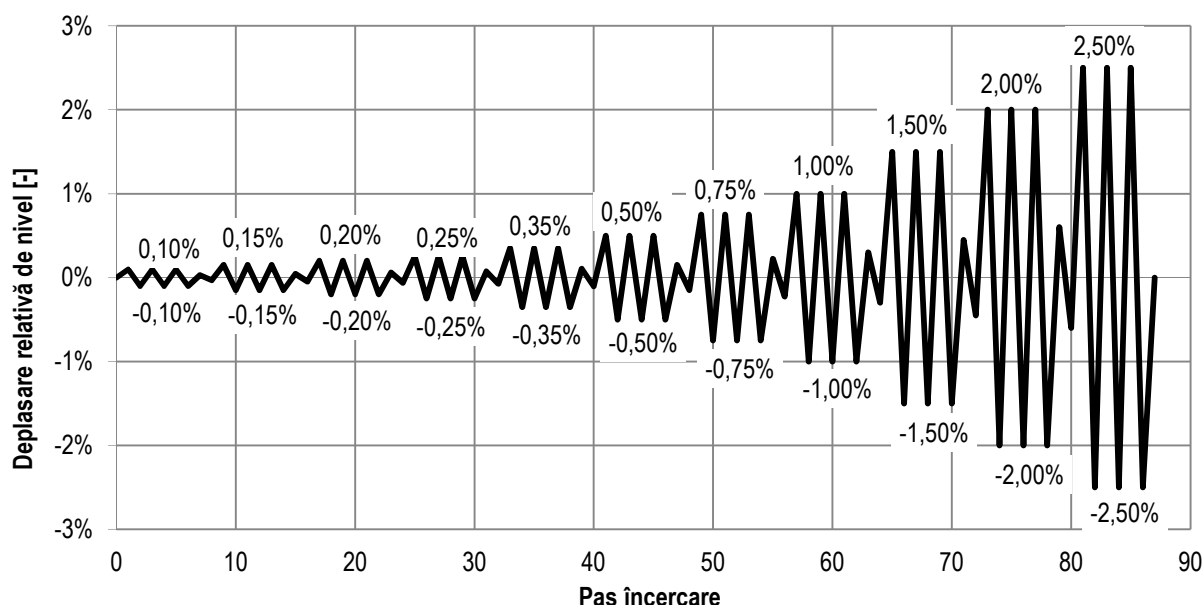


Fig. 3.13 Secvența de testare în pași controlați de deplasări

a întregului ansamblu, ceea ce înseamnă o valoare de circa 0,2% (în cazul nostru: 6 mm deplasare la vârf). Această valoare poate fi ușor dedusă folosind principiile metodei DDBD. Din conștientizarea faptului că metoda DDBD este o metodă simplificată de calcul, care are scopul de a ușura calculul de dimensionare, s-a recurs la a porni testul cu o deplasare de relativă de nivel de 0,1% (3 mm). Specificăm că în această manieră s-au efectuat și testele efectuate la NIST [8].

În Fig. 3.13 este prezentată secvența de testare a specimenelor, cu observația că deplasarea relativă maximă este de 2,5%, și nu 3,5% cât cere standardul ACI T1.1-01. Motivul pentru care s-a recurs la această soluție a fost generat de o serie de neajunsuri tehnice care altfel ar fi condus la costuri uriașe de timp și resurse umane. Pe de altă parte, fiind printre promotorii studiilor sistemelor hibride pe plan național, considerăm că rezultatele testelor efectuate chiar și în aceste condiții sunt de o importanță deosebită.

Raportul de încercare trebuie să conțină suficiente dovezi, astfel încât performanțele specimenelor să fie puse clar în valoare [24]. Conținutul acestuia este schematizat pe criterii în Tab. 3.4, unde sunt explicitate și metodele prin care acestea au fost soluționate.

Tab. 3.4 Rezumatul raportului de încercare (conform ACI T1.1-01 [24])

Criterii minime	Rezolvare
1. Descrierea metodelor de calcul, din care să rezulte forța de nivel asociată deplasării de calcul;	• <i>Prezentate în capitolul 3.1.2;</i>
2. Detalii legate de modul de alcătuire și montaj a probelor, incluzând și planșe de execuție;	• <i>Ambele probe au fost construite conform unor planșe de execuție, întocmite înainte de demararea programului experimental;</i>
3. Caracteristicile materialelor cu care s-a făcut dimensionarea și caracteristicile obținute la faza de turnare și montaj;	• <i>Prezentate în capitolele 3.1.3, 3.1.4 și 3.1.5;</i>
4. Descrierea specimenelor și a standului de încercare;	• <i>Prezentate în capitolele 3.1.4 și 3.1.5;</i>
5. Descrierea instrumentelor și a aparaturii de testare;	• <i>Prezentate în capitolul 3.1.5 și Fig. 3.12</i>
6. Descrierea grafică de aplicare a solicitării;	• <i>În Fig. 3.13;</i>
7. Descrierea performanțelor, pe bază de observații vizuale, inclusiv fotografii, momentul de apariție a primei fisuri și momentul în care a cedat stratul de acoperire cu beton;	• <i>Sunt detaliate pentru fiecare probă în parte în capitolul 3.2, ANEXA A și ANEXA B;</i>
8. Reprezentarea grafică a curbelor forță-deplasare;	• <i>Prezentate pentru fiecare probă în parte în capitolul 3.2, ANEXA A și ANEXA B;</i>
9. Reprezentarea grafică a variației coeficientului de disipare de energie (β) în raport cu variația deplasării relative de nivel;	• <i>S-a considerat că nu este necesar din moment ce nu s-a testat un specimen monolit echivalent;</i>
10. Note referitoare la data efectuării testelor, a rapoartelor de încercare, a agenției de testare, personal, supervizori, etc.	• <i>Prezentate în capitolul curent și în capitolele 3.1.4 și 3.1.5</i>

Poate cele mai importante indicații pe care le oferă ACI T1.1-01 [24] sunt *criteriile de acceptanță*. Acestea stipulează foarte clar condițiile în care, un tip de probă poate fi implementat în producție și utilizat

ca și element structural antiseismic. În primul rând, specimenul trebuie să poată prelua o forță laterală mai mare decât cea determinată analitic pentru deplasarea limită impusă de standardul *IBC* (*International Building Code*) [49]. Altfel spus, forța laterală maximă care poate fi preluată (efortul capabil) trebuie să corespundă unei deplasări relative mai mari decât deplasarea relativă admisibilă. Menționăm că limitele impuse de standardul *IBC*, coincid, în acest caz, cu limita normativului *P100-1/2006* ($d_{ra} = 2,5\%$). Efortul capabil nu trebuie să depășească efortul calculat pentru deplasarea admisibilă înmulțit cu coeficientul de suprazistență folosit la dimensionarea stâlpului (v. [24]). Pentru cel de-al treilea ciclu corespondent deplasării relative de nivel maxime, se impun următoarele cerințe:

- efortul total preluat de întreg ansamblul de îmbinare nu trebuie să fie mai mic decât 75% din valoarea efortului capabil;
- coeficientul de disipare de energie (β), care se calculează cu relația:

$$\beta = \frac{A_h}{(E_1 + E_2) \cdot (\theta'_1 + \theta'_2)} \leq 0,125 \quad (3.30)$$

β reprezintă raportul dintre energia disipată de ansamblul de îmbinare (A_h) și energia disipată de un sistem teoretic *elasto - perfect plastic* (v. Fig. 3.14). β nu trebuie să fie mai mic decât 0,125 (1/8).

- rigiditatea secantă a ansamblului în intervalul $-0,0035 \div +0,0035$ nu trebuie să fie mai mică decât rigiditatea secantă determinată pentru primele cicluri de încărcare [24].

Notăm faptul că în Fig. 3.14, termenii E_1 și E_2 reprezintă eforturile totale, în ambele sensuri, preluate de ansamblul de îmbinare pentru al treilea ciclu corespondent deplasării relative maxime, iar θ'_1 și θ'_2 reprezintă valoarea teoretică a driftului remanent a sistemului echivalent *elasto - perfect plastic*. Rigiditățile secante K și K' corespund rigidităților inițiale ale ansamblului, atât pentru sensul pozitiv de solicitare cât și pentru cel negativ. De asemenea atragem atenția asupra lipsei de simetrie față de axa orizontală.

3.2. Derularea programului experimental

3.2.1. Încercarea specimenelor N1 și N2

Testarea efectivă a specimenelor s-a derulat în intervalul calendaristic 16.11.2010 ÷ 15.12.2010. Pentru specimenul N1 au fost necesare 4 zile (16.11.2010 ÷ 19.11.2010), iar pentru specimenul N2, 5 zile (9.12.2010 ÷ 15.12.2010, zilele de 11 și 12 fiind zile de repaus). În acest interval, prioritatea numărul unu a

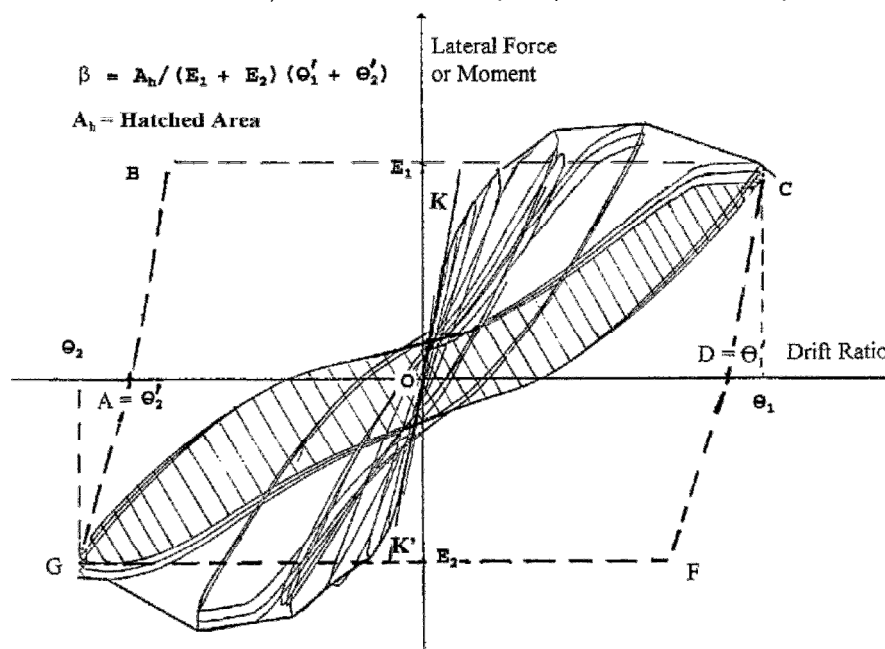


Fig. 3.14 Reprezentarea grafică a coeficientului de disipare de energie (*ACI T1.1-01* [24])



Fig. 3.15 Specimenele N1 (stânga) și N2 (dreapta) – poze de la fața locului

constat în supravegherea standului și a specimenelor de încercare.

S-a încercat respectarea secvenței de testare prezentată în Fig. 3.13, cu observația că, atunci când nu a fost posibil, controlul pașilor de încărcare s-a făcut în termeni de forță (aplicată la vârf), și nu de deplasare. În fapt, specimenul N2 a fost încercat în pași controlați de forțe, ușurând considerabil procesul de preluare a datelor.

O primă necesitate a fost de a alege sensul pozitiv pentru aplicarea deplasărilor. Pentru ambele teste, spunem că avem o deplasare pozitivă când punctul de aplicare a solicitării (capătul superior al stâlpului) se situează în partea dreaptă a poziției de echilibru, în partea stângă având ca reper peretele de reacțiune (asemenea schiței din Fig. 3.12). Forța necesară a fost generată cu o presă de 300 tf și transmisă unui cilindru hidraulic poziționat la capătul superior al stâlpului. Pentru fiecare pas de încărcare, specimenele s-au ținut în poziție deformată, timp în care s-au cules datele necesare: forța aplicată, citirile fleximetrelor, citirile comparatoarelor, deschiderea și înălțimea fisurilor, precum și observații vizuale și poze la fața locului. Menționăm că întregul proces a fost un mare consumator de timp, în special din cauza mutării succesive a cilindrului hidraulic odată cu modificarea sensului de acțiune. Rezultatele obținute sunt prezentate în capitolele 3.2.2 și 3.2.3, iar în Fig. 3.15 pot fi văzute cele două probe poziționate pe standul de încercare.

3.2.2. Rezultate și comentarii obținute în urma încercării specimenului N1

Specimenul notat cu N1 se referă la ansamblul de îmbinare grindă-stâlp, în care lungimea de neaderență a barelor de armătură specială este de dimensiuni uzuale (90 mm). În figura Fig. 3.10 se poate observa modul de dispunere și de alcătuire a nodului, iar în ANEXA A sunt prezentate, sub formă tabelară, toate datele înregistrate. Tot aici, găsim figura Fig. A.1, care conține reprezentarea grafică a curbelor histerezis forță-deplasare. Datele înregistrate cu ajutorul timbrelor tensometrice nu sunt concludente și nu vor fi prezentate în această lucrare.

Rezultate obținute experimental:

1) Variația deplasării absolute măsurate la vârf și variația forței orizontale:

Din Tab. A.1, putem trasa grafic variația reală a deplasării absolute la vârf și a forței orizontale de nivel. Ambele sunt reprezentate în Fig. 3.16.

2) Curba forță – deplasare, curbele histerezis și înfășurătoarea acestora:

Aceste curbe au fost deduse din datele afișate în Tab. A.1, iar reprezentările lor se găsesc în figurile Fig. 3.17 și Fig. 3.18. Cu marcaje de culoare galbenă sunt puse în evidență punctele caracteristice, care delimitează intervalele specifice de liniaritate, de tranziție spre plastic și de reconsolidare. De asemenea sunt evidențiate și valorile obținute la descărcare pentru ultimele cicluri.

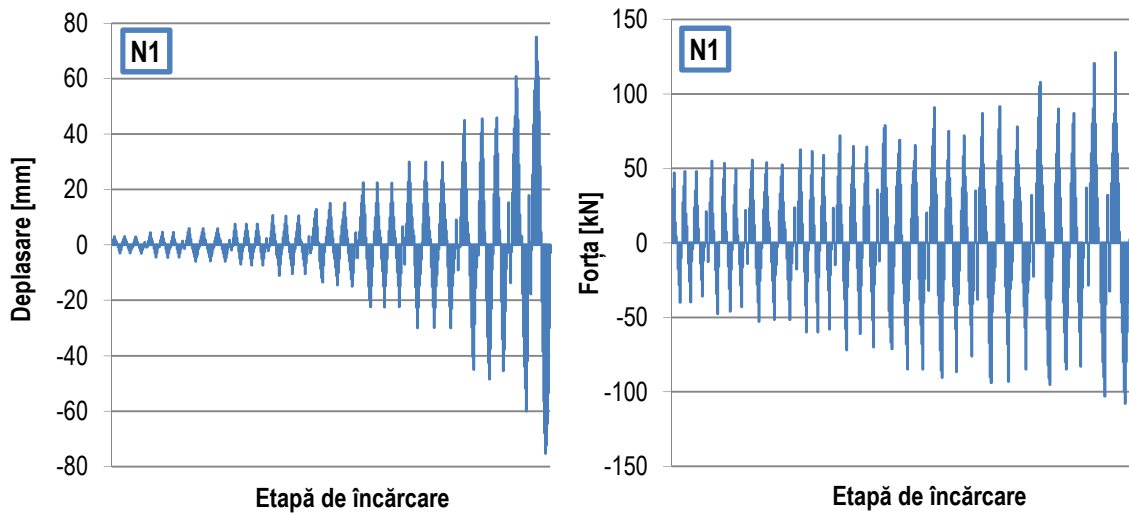


Fig. 3.16 Variația deplasării absolute (stânga) și a forței orizontale de nivel (dreapta) pt. N1

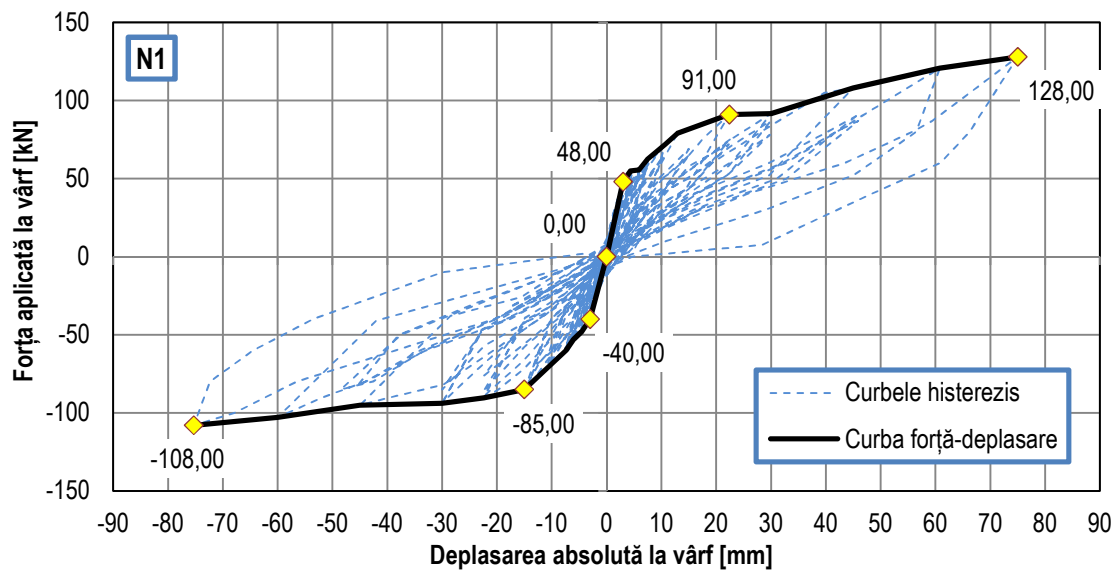


Fig. 3.17 Curba forță-deplasare pt. N1

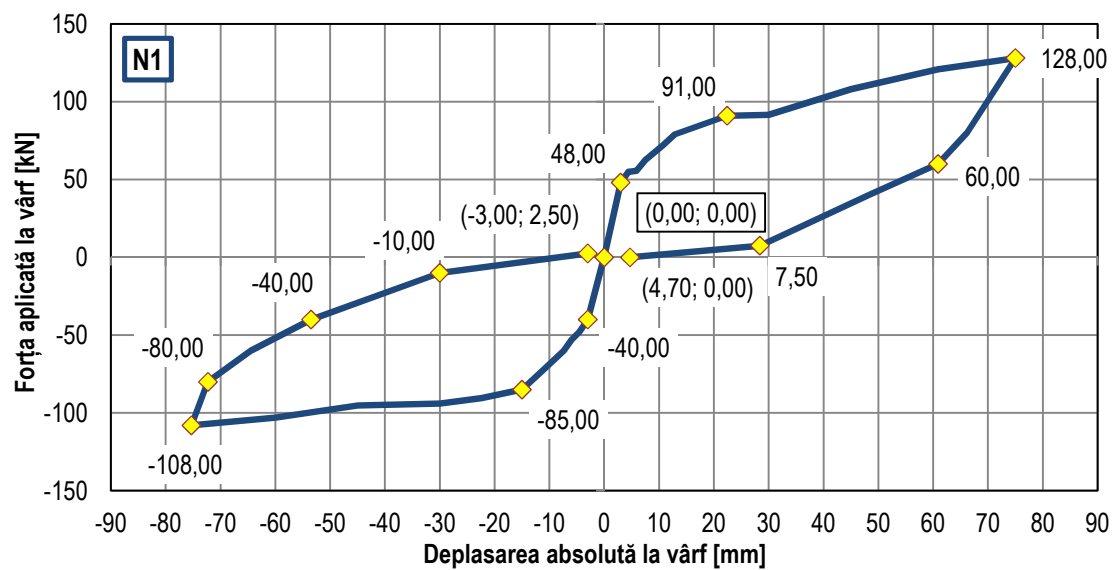


Fig. 3.18 Înfășurătoarea curbelor histerezis pt. N1

3) Mișcarea orizontală a capetelor de grindă și variația săgeții la mijlocul grinzilor:

Citirile fleximetrelor prezentate în Tab. A.2 oferă informații despre deplasarea capetelor de grindă (fleximetrele F3 și F4) și a săgeților înregistrate la mijlocul grinzilor (fleximetrele F5 și F6). Reprezentările grafice sunt în figurile Fig. 3.19, Fig. 3.20, Fig. 3.21 și Fig. 3.22. Se poate observa tendința de liniaritate a mișcării capetelor de grindă, ceea ce poate sugera caracterul de inextensibilitate a grinzilor și mișcarea de corp rigid a stâlpului. Pentru justificarea tendinței de liniaritate s-au indicat și ecuațiile *liniei de tendință* (*trendline*) împreună cu valoarea asociată a *coeficientului de determinare* (R^2). Tot aici, cu ajutorul funcției $STEYX(y;x)$ încorporată în programul *Excell* s-a putut determina eroarea standard a citirilor comparatoarelor pentru fiecare valoare a deplasării absolute de nivel. Valorile obținute sunt: F3: 12,91; F4: 13,29; F5: 2,05 și F6:1,09. Chiar dacă rezultatele pentru F5 și F6 nu sunt suficient de concludente, observăm că abaterea față de medie pentru F3 și F4 este acceptabilă, chiar și în ciuda unui coeficient de determinare nesatisfăcător.

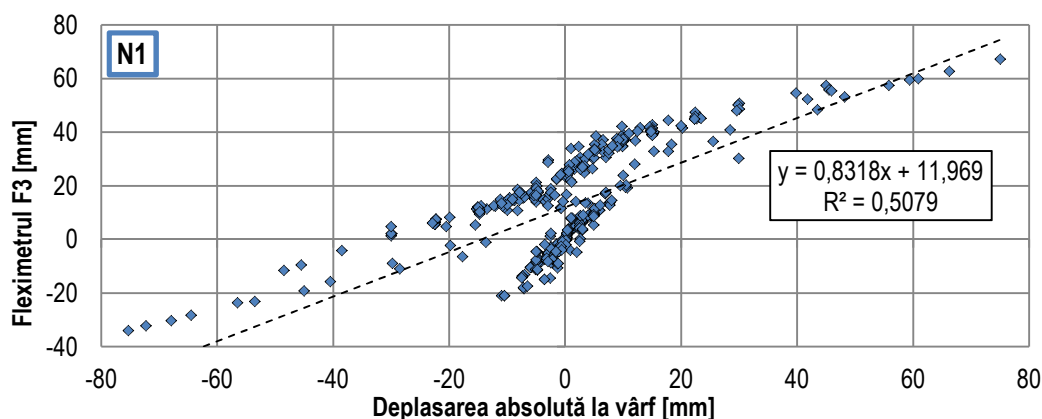


Fig. 3.19 Citirile fleximetrului F3 (specimenul N1)

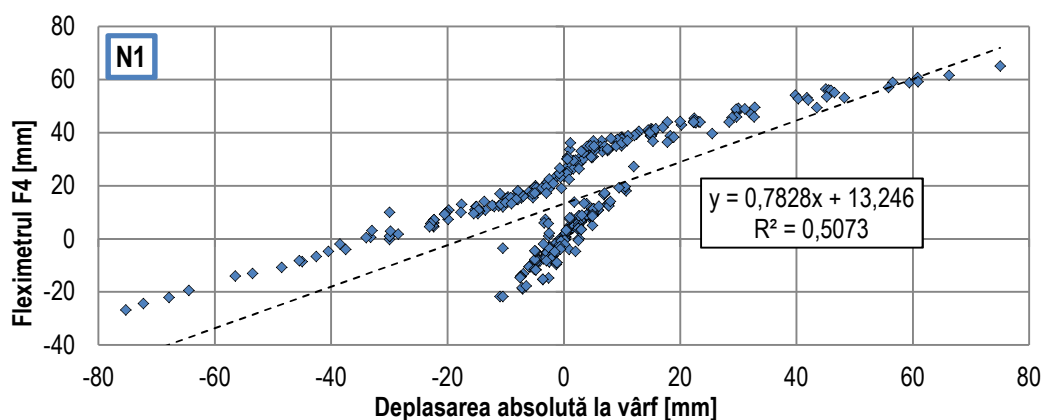


Fig. 3.20 Citirile fleximetrului F4 (specimenul N1)

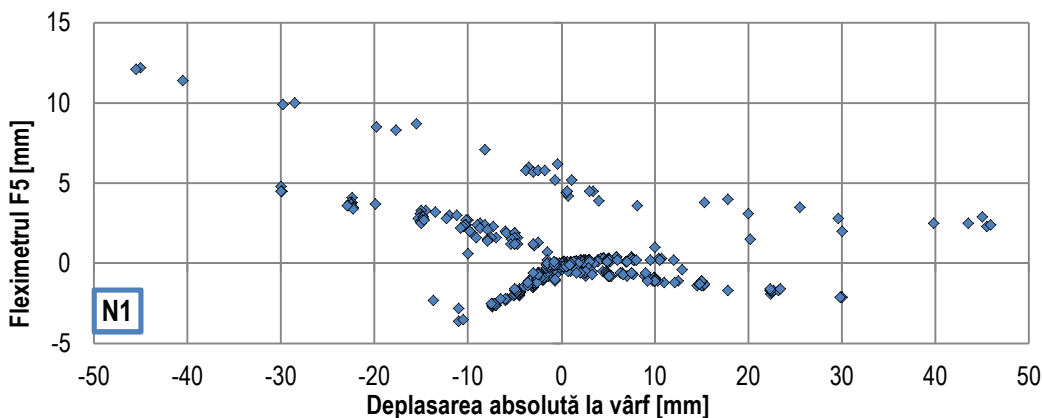


Fig. 3.21 Citirile fleximetrului F5 (specimenul N1)

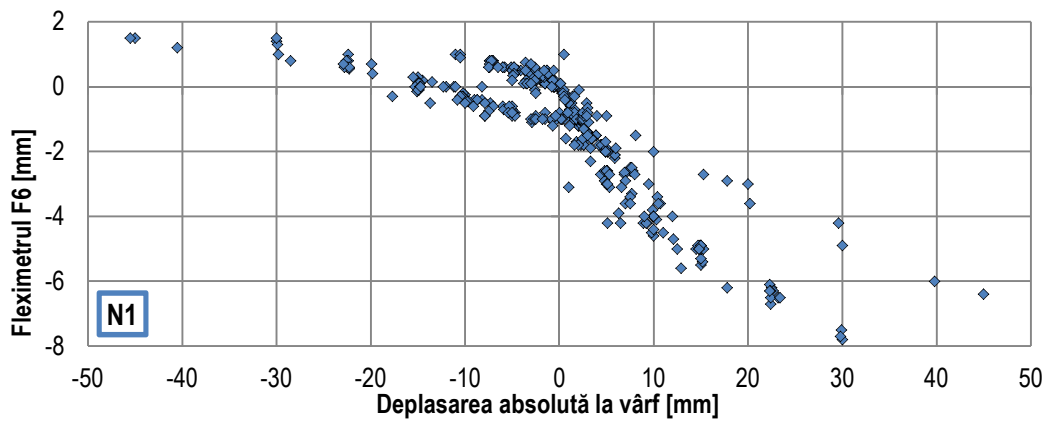


Fig. 3.22 Citirile fleximetrului F6 (specimenul N1)

4) Variația deschiderii rostului:

Comparatoarele C1÷C6 oferă informații despre comportarea rostului de la interfața grindă-stâlp. Comparatoarele C1 și C4 sunt poziționate în dreptul armăturilor speciale de la partea superioară, C2 și C5 în dreptul armăturii post-tensionate, iar C3 și C6 în dreptul armăturilor speciale de la partea inferioară. Pentru clarificare, se poate consulta schița din Fig. 3.12. Citirile sunt redată integral în Tab. A.3, iar reprezentările lor grafice se găsesc în figurile Fig. 3.23÷Fig. 3.28.

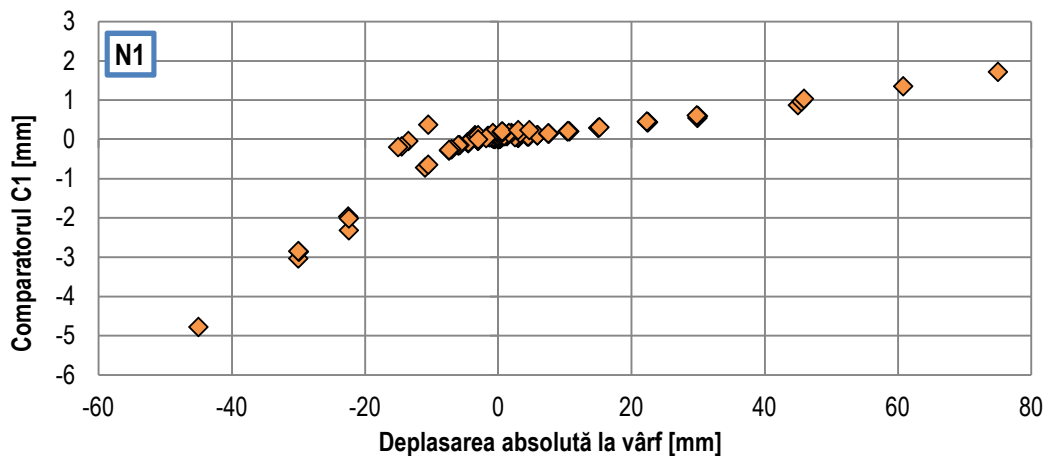


Fig. 3.23 Citirile comparatorului C1 (specimenul N1)

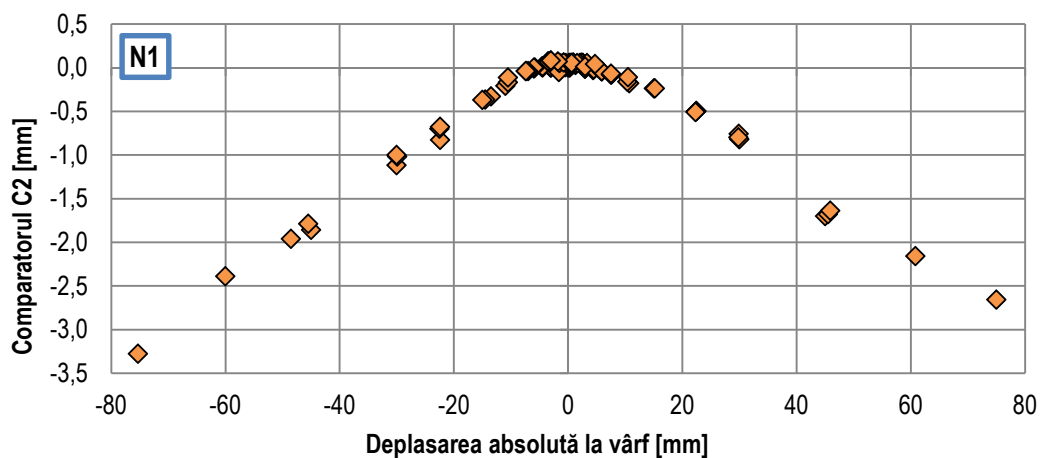


Fig. 3.24 Citirile comparatorului C2 (specimenul N1)

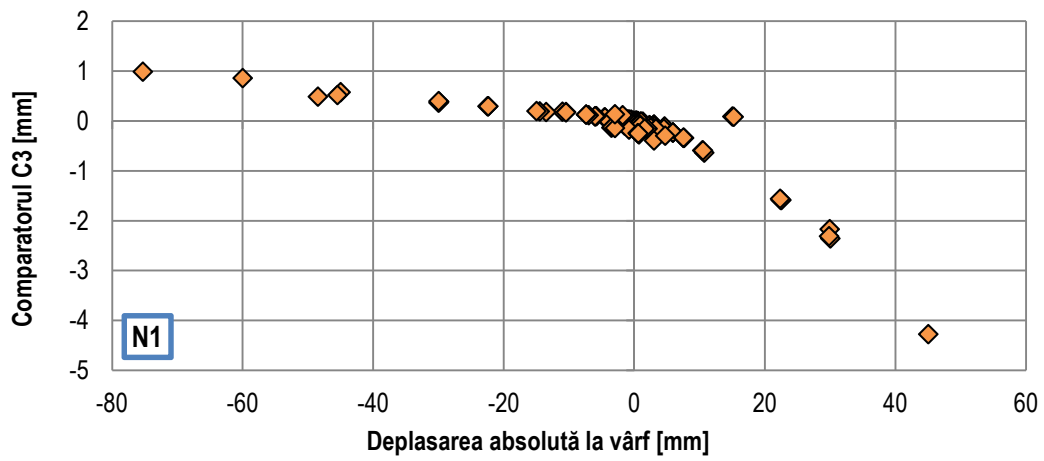


Fig. 3.25. Citirile comparatorului C3 (specimenul N1)

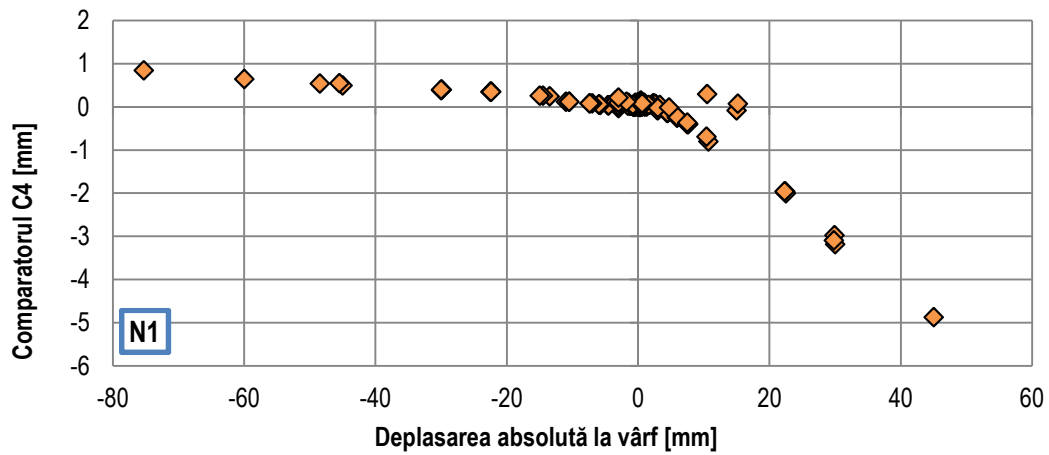


Fig. 3.26 Citirile comparatorului C4 (specimenul N1)

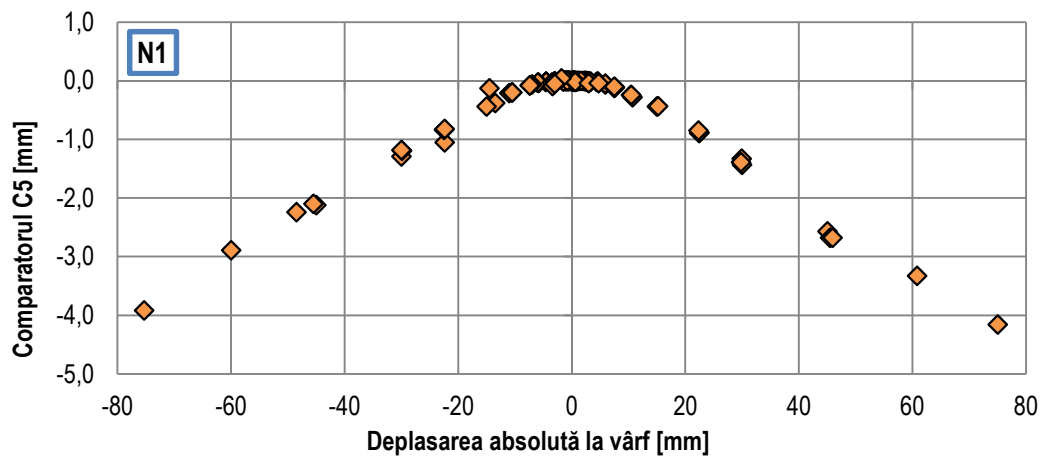


Fig. 3.27 Citirile comparatorului C5 (specimenul N1)

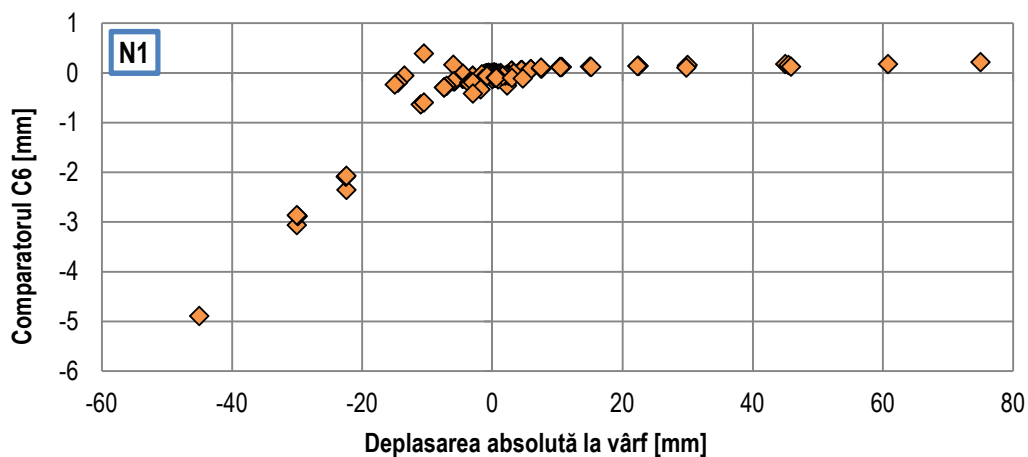


Fig. 3.28 Citirile comparatorului C6 (specimenul N1)

Trebuie remarcată asemănarea între rezultatele înregistrate de comparatoarele poziționate în diagonală față de nod: C1 cu C6 și C4 cu C4. Acest fapt este în concordanță cu fenomenul real, deoarece rosturile se deschid sau se închid simetric în raport cu diagonalele teoretice ale nodului. Spre exemplu, dacă la rostul din stânga, deschizătura este în partea de jos, atunci deschizătura rostului din dreapta va fi în partea de sus, și viceversa. Mai putem remarca diferența între deformațiile de compresiune și cele de întindere care apar în zona armăturilor speciale. Deformațiile de compresiune sunt mult mai mici și cu o tendință de creștere mult mai mică decât deformațiile de întindere. Cât despre C2 și C5, putem spune, bazându-ne pe forma graficelor din Fig. 3.24 și Fig. 3.27, că oricare ar fi sensul de solicitare, ambele rosturi sunt întotdeauna deschise în dreptul armăturilor post-tensionate. Această observație susține ideea în care înălțimea zonei comprimate nu trece de mijlocul secțiunii.

5) Ordinea de apariție a fisurilor și dimensiunile lor:

Fisurile s-au notat în ordinea de apariție, iar poziția lor poate fi văzută în releveul fisurilor de la Fig. 3.29. Precizăm faptul că, fisurile 1, 2, 3 și 4 reprezintă deschiderile rosturilor de montaj. Citirile complete atât ca deschidere cât și ca înălțime sunt în Tab. A.4 ÷ Tab. A.7, iar reprezentarea grafică a variației deschiderii rostului de montaj este în Fig. 3.30 ÷ Fig. 3.33. Tendința de variație liniară a deschiderii rosturilor este pusă în evidență cu ajutorul *liniilor de tendință* și a *coeficientului de determinare (R^2)*. Această tendință de variație liniară indică o relație de directă proporționalitate între deplasarea impusă la vârf și deschiderea rostului de montaj.

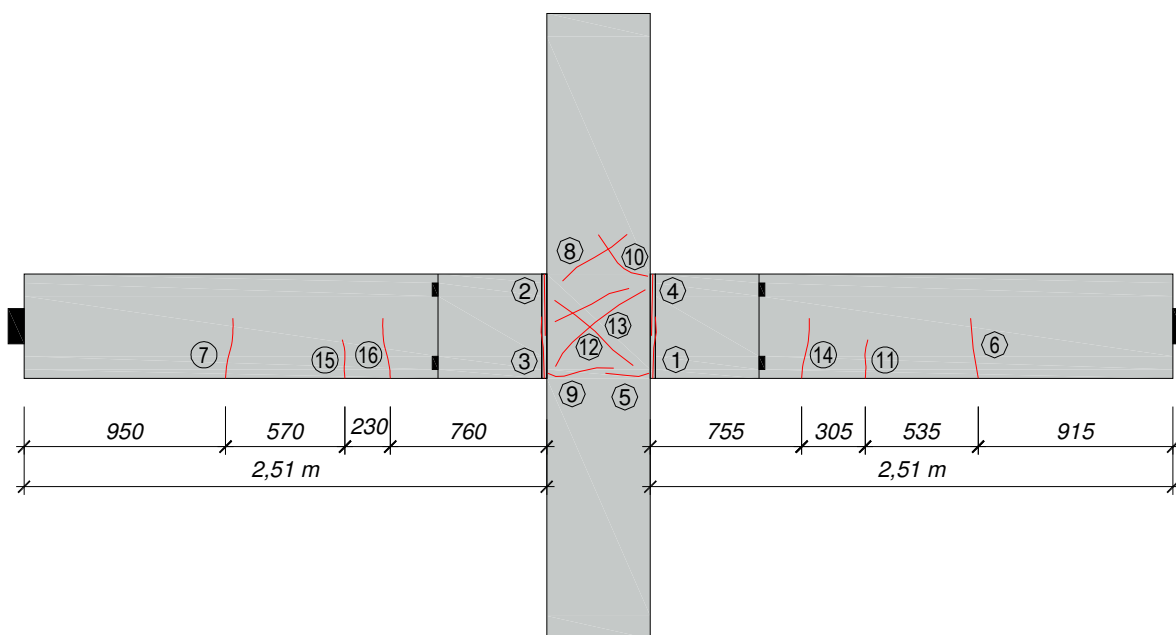


Fig. 3.29 Releveul fisurilor pt. specimenul N1

În Tab. A.4 se pot observa valorile maxime ale deschiderii rosturilor și a deschiderilor remanente pentru deplasare zero (notate în tabel cu *desc.*). Deschidere maximă este de 9,5 mm pentru fisura 4, corespunzătoare deplasării maxime de -75 mm, iar deschiderea remanentă este de 0,3 mm pentru Fis. 1, Fis 3, Fis 4 și de 0,2 mm pentru Fis 2.

Despre celelalte fisuri, putem spune că deschiderea maximă a fost de sub 1 mm, iar la mijlocul grinzii (Fis. 11 și Fis. 15) au fost chiar neînsemnate ca valoare. Aceste rezultate sunt în bună concordanță cu rezultatele obținute în cadrul programului PRESSS, ceea ce pune în evidență comportarea elastică a grinzilor.

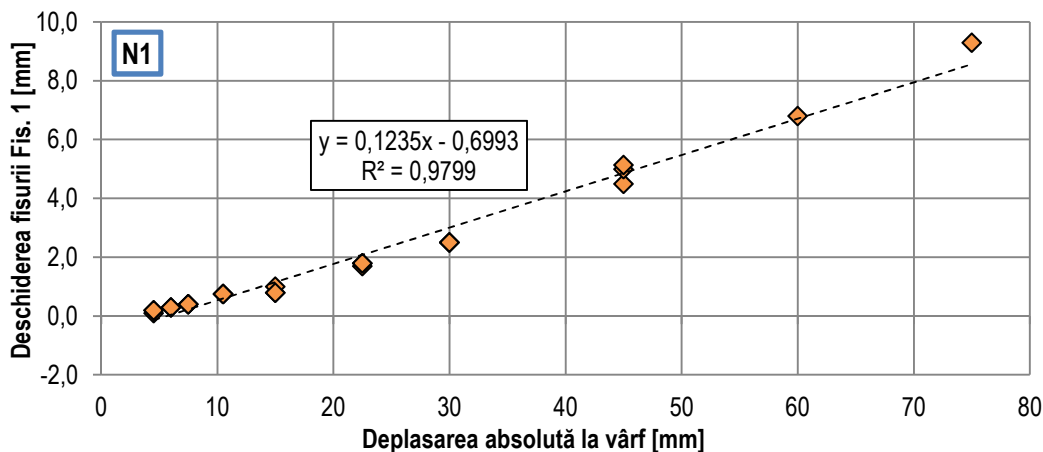


Fig. 3.30 Variația deschiderii fisurii Fis. 1 (specimenul N1)

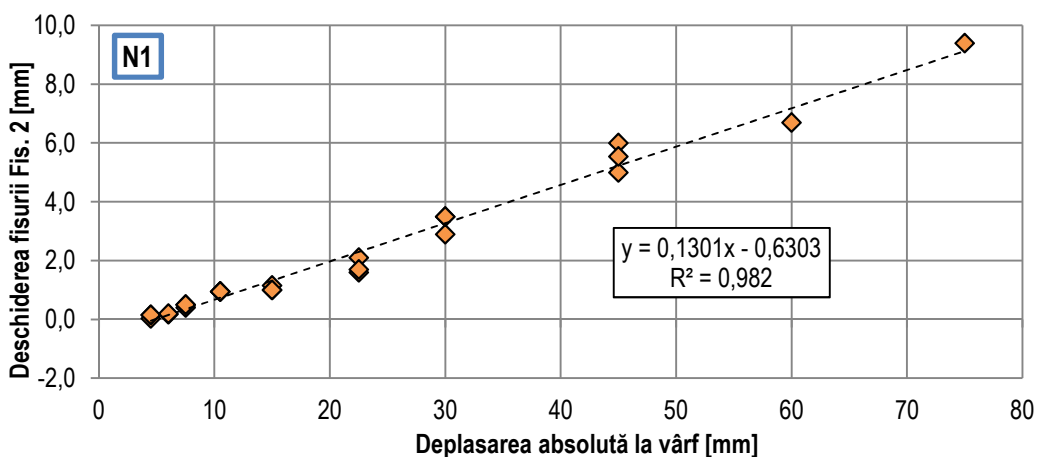


Fig. 3.31 Variația deschiderii fisurii Fis. 2 (specimenul N1)

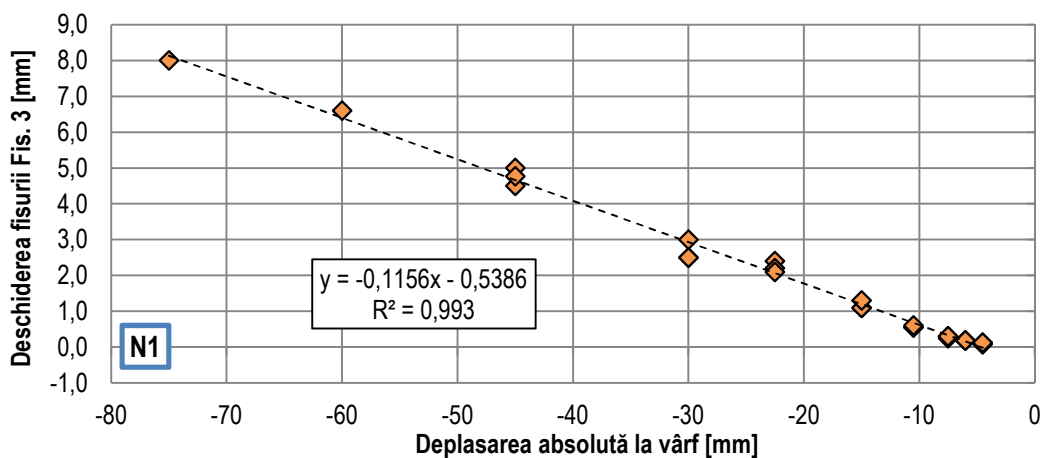


Fig. 3.32 Variația deschiderii fisurii Fis. 3 (specimenul N1)

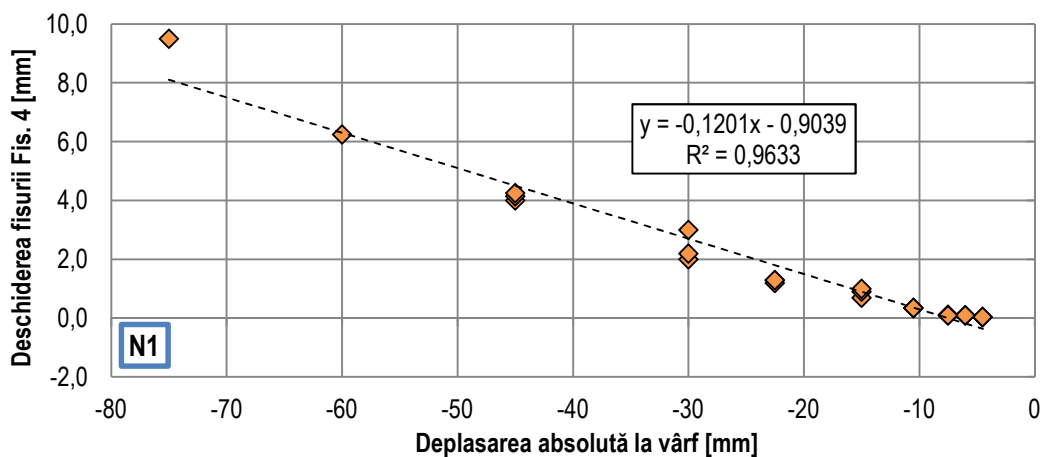


Fig. 3.33 Variația deschiderii fisurii Fis. 4 (specimenul N1)

6) Variația efortului în armătura post-tensionată

Efortul total în armătura post-tensionată, pentru fiecare treaptă de încărcare, se poate deduce din citirile comparatoarelor C2 și C5, afișate în Tab. A.3. Etapele de calcul sunt următoarele:

- se determină alungirea totală a toroanelor prin adunarea deschiderilor ambelor rosturi (din citirile comparatoarelor C2 și C5);
- se calculează deformația specifică prin raportarea alungirii la lungimea inițială;
- se determină tensiunile și efortul total de întindere prin înmulțire cu rigiditatea elastică (E_{ps}).

Variația efortului total în toroane, pentru fiecare pas de încărcare, este reprezentată grafic în figura Fig. 3.34, unde poate fi observată și valoarea maximă (corespunzătoare deplasării maxime de $-75,30 \text{ mm}$), egală cu $399,13 \text{ kN}$. Valoarea tensiunilor din toroane rezultă 1050 MPa .

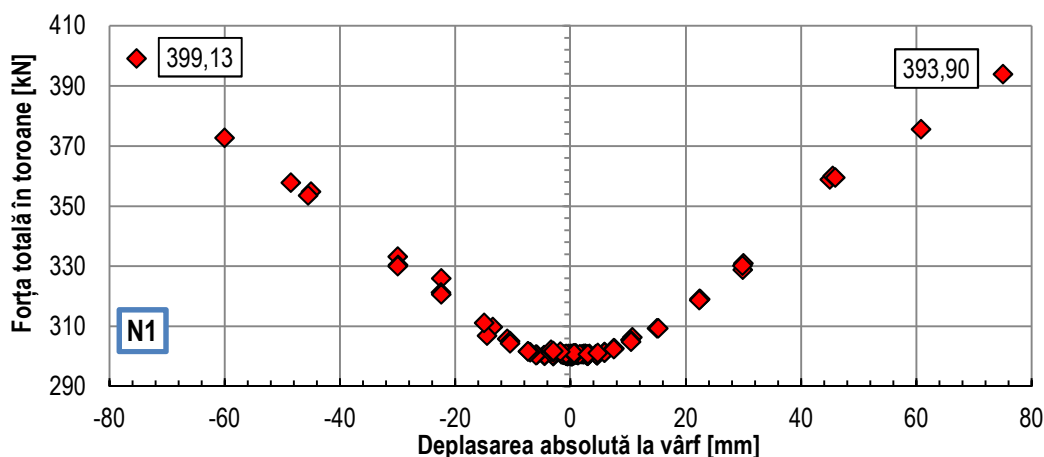


Fig. 3.34 Variația efortului total de întindere în armătura post-tensionată (specimenul N1)

7) Momentul de apariție a primei fisuri și eforturile în armăturile speciale:

Din Tab. A.4 se poate evidenția momentul de apariție al primei fisuri. Fisurile 1 și 2 (corespund deschiderii rosturilor, v. Fig. 3.29) apar pentru prima dată în ciclul nr. 9, când deplasarea la vârf are valoarea de $4,5 \text{ mm}$. Deschiderea fisurii 1, în ciclul numărul 9, este de $0,10 \text{ mm}$ și are înălțimea de 30 mm , pe când deschiderea fisurii 2 este de $0,03 \text{ mm}$ și are înălțimea de 18 mm . În ciclul imediat următor, ciclul nr. 10, sunt semnalate fisurile 3 și 4, care au următoarele dimensiuni: deschiderea de $0,08 \text{ mm}$ și înălțimea de 13 mm , respectiv $0,03 \text{ mm}$ în deschidere și 28 mm în înălțime.

Eforturile în armăturile speciale pot fi deduse prin corelarea datelor oferite de comparatoare și fisuri. În tabele următoare (Tab. 3.5–Tab. 3.8) găsim eforturile armăturilor speciale în diferite stadii de solicitare.

Tab. 3.5 Eforturi în armăturile speciale stânga-sus (specimenul N1)

Specimenul - N1				
Ciclu înc.	Drift	Forță	Efort unitar (σ)	Observații
[-]	[mm]	[kN]	[MPa]	[-]
18	-6,00	-53,00	355,005	inițierea curgerii la întindere
29	7,50	59,00	-333,330	inițierea curgerii la compresiune
66	-45,00	-95,20	463,670	efortul max. de întindere dedus din C1
81	75,00	128,00	-391,700	efortul max. de compresiune dedus din C1
82	-75,30	-108,00	-	efortul la deschiderea maximă a rostului nu poate fi estimat
	-3,00	2,50	-358,300	efortul remanent la încheierea testului

Tab. 3.6 Eforturi în armăturile speciale stânga-jos (specimenul N1)

Specimenul - N1				
Ciclu înc.	Drift	Forță	Efort unitar (σ)	Observații
[-]	[mm]	[kN]	[MPa]	[-]
9	4,40	55,00	333,333	inițierea curgerii la întindere
34	-11,00	-72,00	-355,710	inițierea curgerii la compresiune
65	45,00	108,00	451,670	efortul max. de întindere dedus din C3
81	75,00	128,00	-	efortul la deschiderea maximă a rostului nu poate fi estimat
	desc.	-	358,300	efortul remanent la încheierea testului
82	-75,30	-108,00	-374,530	efortul max. de compresiune dedus din C3

Tab. 3.7 Eforturi în armăturile speciale dreapta-sus (specimenul N1)

Specimenul - N1				
Ciclu înc.	Drift	Forță	Efort unitar (σ)	Observații
[-]	[mm]	[kN]	[MPa]	[-]
17	5,90	55,60	357,123	inițierea curgerii la întindere
37	10,50	64,40	-358,300	inițierea curgerii la compresiune
65	45,00	108,00	465,780	efortul max. de întindere dedus din C4
73	desc.	0,00	-357,123	efortul remanent la încheierea testului
81	75,00	128,00	-	efortul la deschiderea maximă a rostului nu poate fi estimat
82	-75,30	-108,00	-371,234	efortul max. de compresiune dedus din C4

Tab. 3.8 Eforturi în armăturile speciale dreapta-jos (specimenul N1)

Specimenul - N1				
Ciclu înc.	Drift	Forță	Efort unitar (σ)	Observații
[-]	[mm]	[kN]	[MPa]	[-]
18	-6,00	-53,00	-355,240	inițierea curgerii la compresiune
20	-5,80	-51,50	355,240	inițierea curgerii la întindere
38	-10,50	-70,00	-360,415	efortul max. de compresiune dedus din C6
66	-45,00	-95,20	466,250	efortul max. de întindere dedus din C6
83	-75,30	-108,00	-	efortul la deschiderea maximă a rostului nu poate fi estimat
	-3,00	2,50	-358,300	efortul remanent la încheierea testului

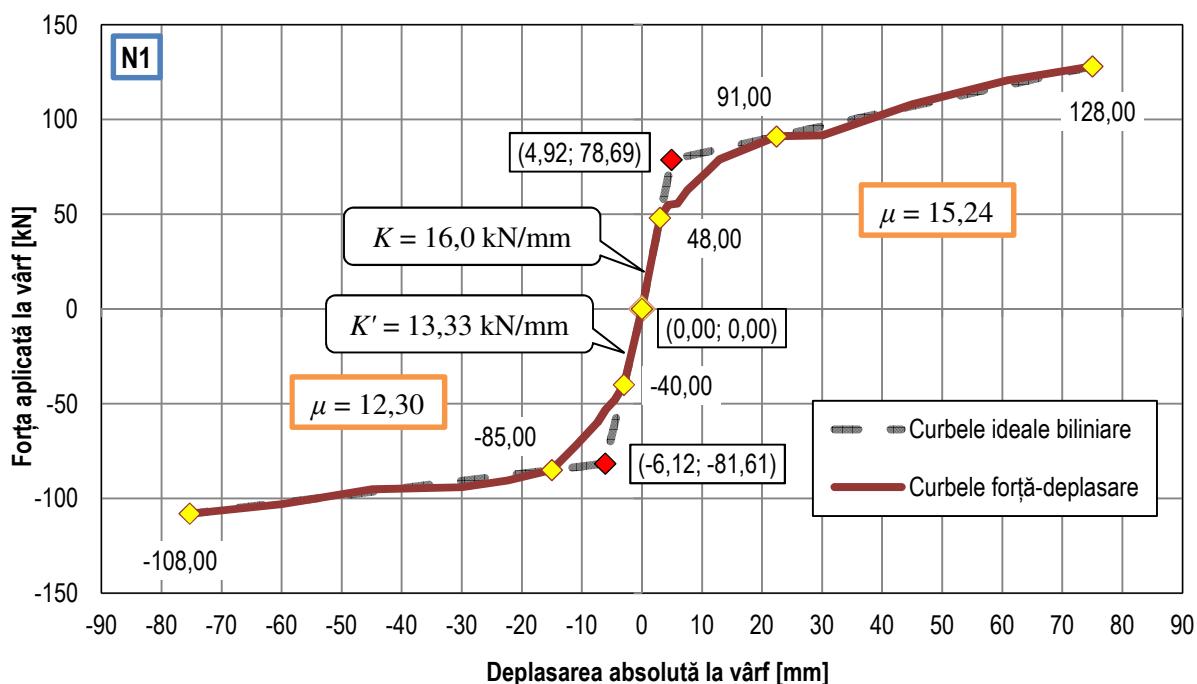


Fig. 3.35 Ductilitatea și rigiditatea pe direcții (specimenul N1)

Se poate deduce faptul că, inițierea curgerii la întindere apare mult mai devreme decât cea la compresiune, iar eforturile maxime atinse sunt sub valoarea efortului capabil (510 MPa). Atât eforturile maxime de compresiune cât și cele remanente rămân în jurul efortului de curgere (345 MPa).

8) Forța maximă și rigiditatea inițială a sistemului:

Forțele maxime orizontale pentru ambele sensuri de solicitare s-au atins pentru deplasările maxime. Valorile sunt afișate în Fig. 3.17 și le reluăm mai jos:

$$F_{\max}^{(+)} = 128 \text{ kN} \xrightarrow{\text{pt. deplasarea}} \Delta_{\max}^{(+)} = 75 \text{ mm}$$

$$F_{\max}^{(-)} = -108 \text{ kN} \xrightarrow{\text{pt. deplasarea}} \Delta_{\max}^{(-)} = 75,30 \text{ mm}$$

Diferența (în modul) a forțelor maxime, pentru sensul pozitiv și negativ de solicitare, se datorează asimetriei curbelor histerezis, care influențează și rigiditatea inițială a sistemului. Valorile rigidităților inițiale, pentru ambele sensuri de solicitare, sunt prezentate mai jos și în figura Fig. 3.35:

- rigiditatea inițială pentru sensul pozitiv: $K = 16,0 \text{ kN/mm}$;
- rigiditatea inițială pentru sensul negativ: $K' = 13,33 \text{ kN/mm}$.

9) Ductilitatea sistemului și capacitatea de disipare de energie:

Coeficientul de ductilitate (μ) se determină în funcție de *curbele ideale elasto-plastice*, prin împărțirea deplasării ultime la deplasarea de curgere. În Fig. 3.35 sunt reprezentate curbele forță-deplasare și curbele ideale bi-liniare, de asemenea și valorile coeficienților de ductilitate pentru ambele sensuri de solicitare. Cu marcaj roșu este pus în evidență punctul de curgere al diagramei ideale bi-liniare.

Capacitatea de disipare de energie este dată de coeficientul β , care se calculează conform relațiilor din *ACI T1.1-01* [24]. Chiar dacă nu se specifică, considerăm că este important să calculăm coeficientul β nu numai pentru ultimele cicluri ale testului (ciclurile 81 și 82), ci și pentru înfășurătoarele curbelor histerezis (curbele din Fig. 3.18). Prin urmare s-a conceput un program de calcul numeric, folosind limbajul de programare Python [50], care este capabil să calculeze automat caracteristicile de disipare de energie ale sistemului.

Desenele ajutoare (concepute în analogie cu Fig. 3.14) pentru calcul sunt prezentate în Fig. 3.36, iar valorile rezultate pentru β sunt redată mai jos:

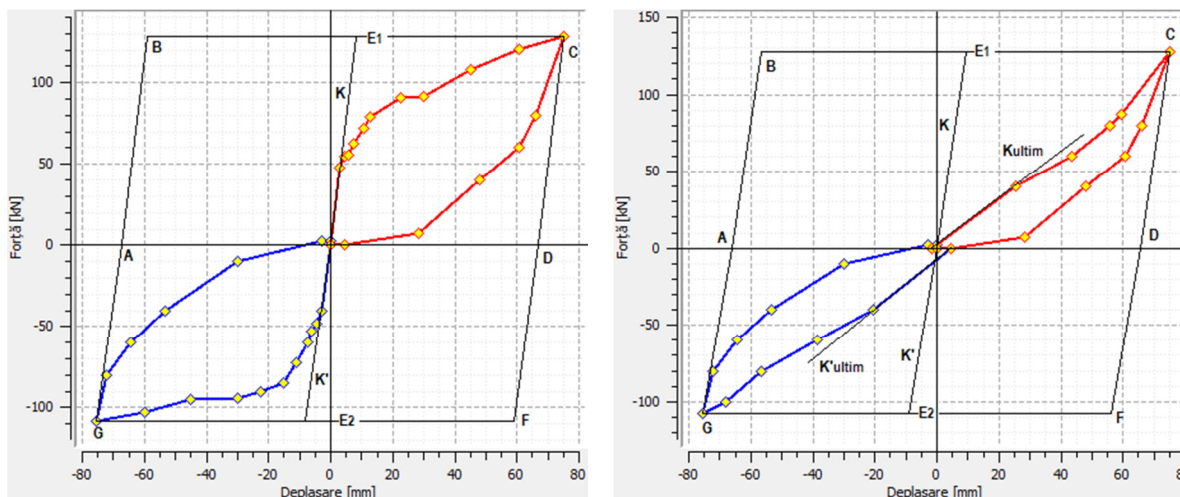


Fig. 3.36 Aria înfășurătoarei totale (stânga) și aria ultimelor cicluri complete (dreapta) raportate la aria disipatorului ideal (specimenul N1)

- coeficientul de disipare de energie pentru întreaga înfășurătoare: $\beta = 0,298$;
- coeficientul de disipare de energie pentru ultimele cicluri complete: $\beta = 0,133$.

Reamintim că valoarea maximă acceptată a lui β este 0,125, ceea ce înseamnă că ansamblul N1 satisface condițiile legate de capacitatea de disipare de energie pentru valoarea deplasării relative de nivel maxime atinse (2,5%). De asemenea, rigiditatea tangentă pentru ultimele cicluri, notată în Fig. 3.36 cu K_{ultim} pentru ciclul pozitiv și cu K'_{ultim} pentru ciclul negativ, respectă condițiile, prin care, în intervalul $-0,0035 \div 0,0035$ trebuie să aibă o valoare mai mare de 5% din rigiditatea inițială K și K' . Valorile obținute sunt:

$$K_{ultim} = 1,6 \text{ kN/mm}$$

$$K'_{ultim} = 1,3 \text{ kN/mm}$$

3.2.3. Rezultate și comentarii obținute în urma încercării specimenului N2

Specimenul notat cu N2 se referă la ansamblul de îmbinare grindă-stâlp la care barele de armătură specială sunt pe întreaga lungime lipsite de aderență. În figura Fig. 3.11 se poate observa modul de dispunere și de alcătuire a nodului, iar în ANEXA B sunt prezentate, sub formă tabelară, toate datele înregistrate. Tot aici, găsim figura Fig. B.1, care conține reprezentarea grafică a curbelor histerezis *forță-deplasare*. La fel ca în cazul probei N1, datele înregistrate cu ajutorul timbrelor tensometrice nu sunt concludente și nu vor fi prezentate în continuare.

Rezultate obținute experimental:

1) Variația deplasării absolute măsurate la vârf și variația forței orizontale:

Din Tab. B.1, putem trasa grafic variația reală a deplasării absolute la vârf și a forței orizontale de nivel. Ambele sunt reprezentate în Fig. 3.37.

2) Curba *forță – deplasare*, curbele histerezis și înfășurătoarea acestora:

Aceste curbe au fost deduse din datele afișate în Tab. B.1, iar reprezentările lor se găsesc în figurile Fig. 3.38 și Fig. 3.39. Cu marcate de culoare galbenă sunt puse în evidență punctele caracteristice care delimitează intervalele specifice de liniaritate, de tranziție spre plastic și de reconsolidare. De asemenea, sunt evidențiate și valorile obținute la descărcare pentru ultimele cicluri.

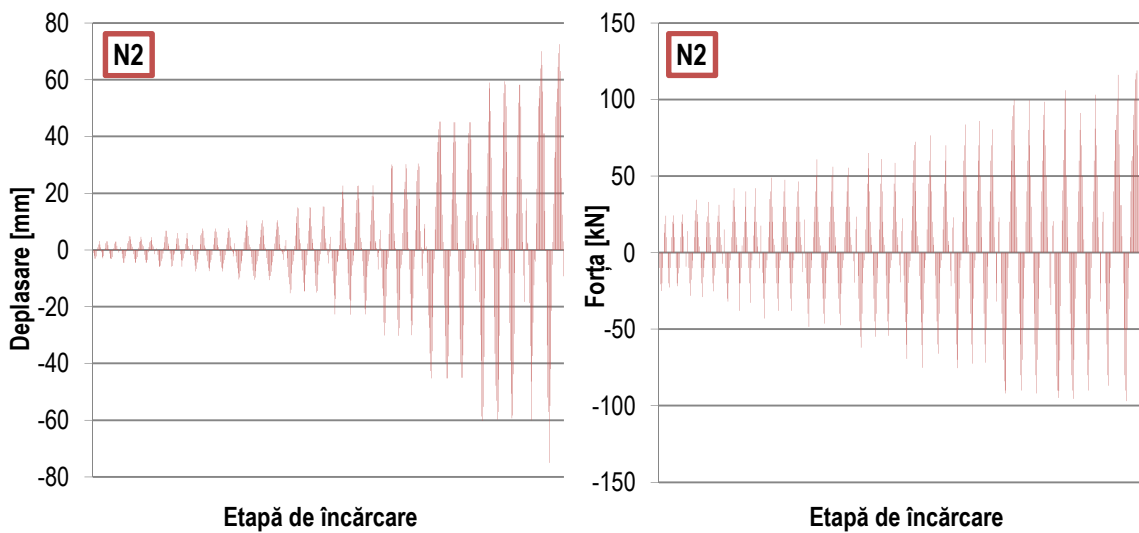


Fig. 3.37 Variația deplasării absolute (stânga) și a forței orizontale de nivel (dreapta), pt. N2

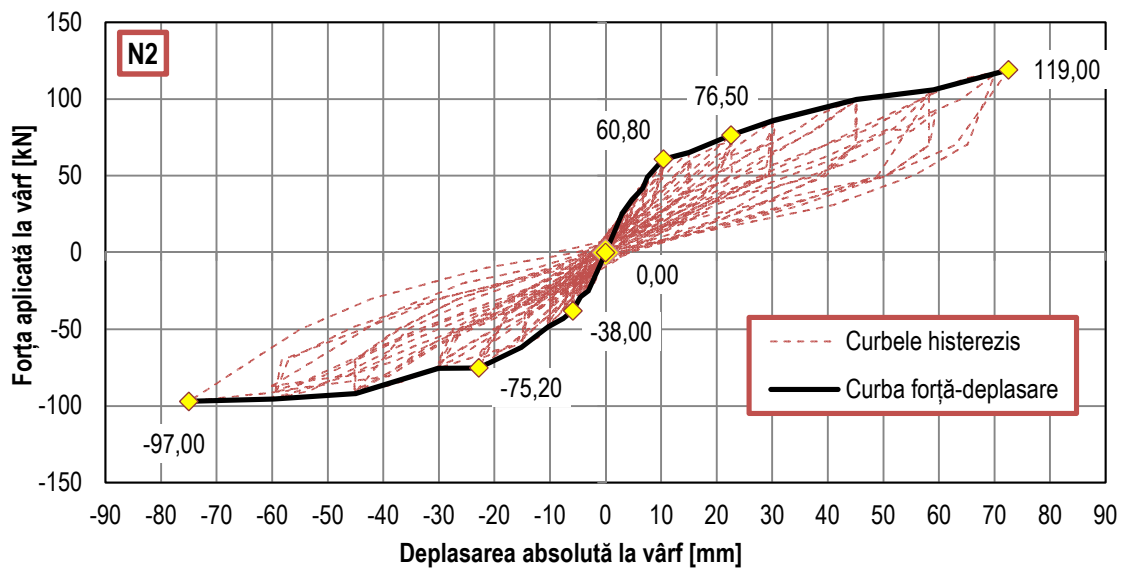


Fig. 3.38 Curba forță-deplasare pt. N2

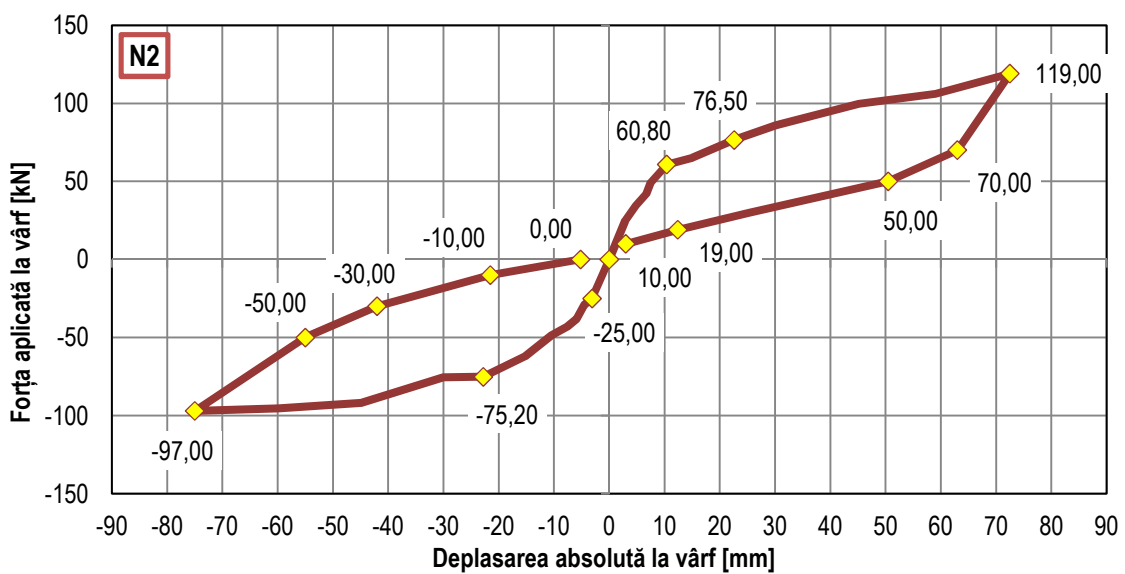


Fig. 3.39 Înfășurătoarea curbelor histerezis pt. N2

3) Mișcarea orizontală a capetelor de grindă și variația săgeții la mijlocul grinzilor:

Citirile fleximetrelor prezentate în Tab. B.2 oferă informații despre deplasarea capetelor de grindă (fleximetrele F3 și F4) și a săgeților înregistrate la mijlocul grinzilor (fleximetrele F5 și F6). Reprezentările grafice sunt în figurile Fig. 3.40, Fig. 3.41, Fig. 3.42 și Fig. 3.43. Se poate observa tendința liniară a mișcării capetelor de grindă, ceea ce poate sugera, ca și în cazul probei N1, caracterul de inextensibilitate a grinzilor și mișcarea de corp rigid a stâlpului. Ca justificare, s-au indicat și ecuațiile *liniei de tendință* (*trendline*) împreună cu valoarea asociată a *coeficientului de determinare* (R^2). Tot aici, cu ajutorul funcției $STEYX(y;x)$ încorporată în programul *Excell* s-a putut calcula eroarea standard a comparatoarelor pentru fiecare valoare a deplasării absolute de nivel. Valorile obținute sunt:

Fleximetru	F3	F4	F5	F6
$STEYX(y;x)$	5,07	5,34	1,20	1,41

Prin urmare, există o predicție mai bună a liniei de tendință decât în cazul specimenului N1.

Rezultatele pentru F5 și F6, fleximetrele care măsoară săgețile la mijlocul celor două grinzi, se mulează după curbe de gradul doi, fiind în concordanță cu gradul ecuației fibrei medii deformate a elementelor solicitate la încovoiere.

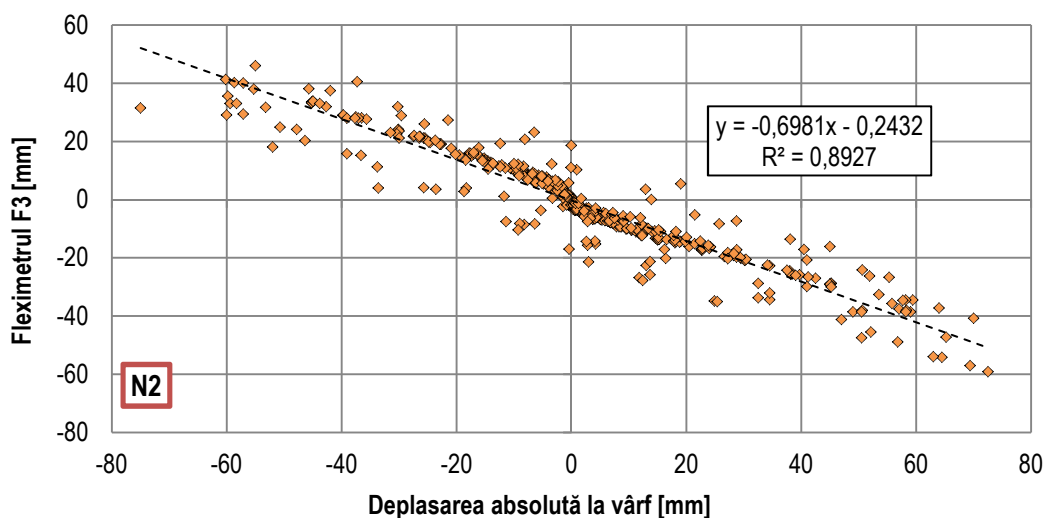


Fig. 3.40 Citirile fleximetrului F3 (specimenul N2)

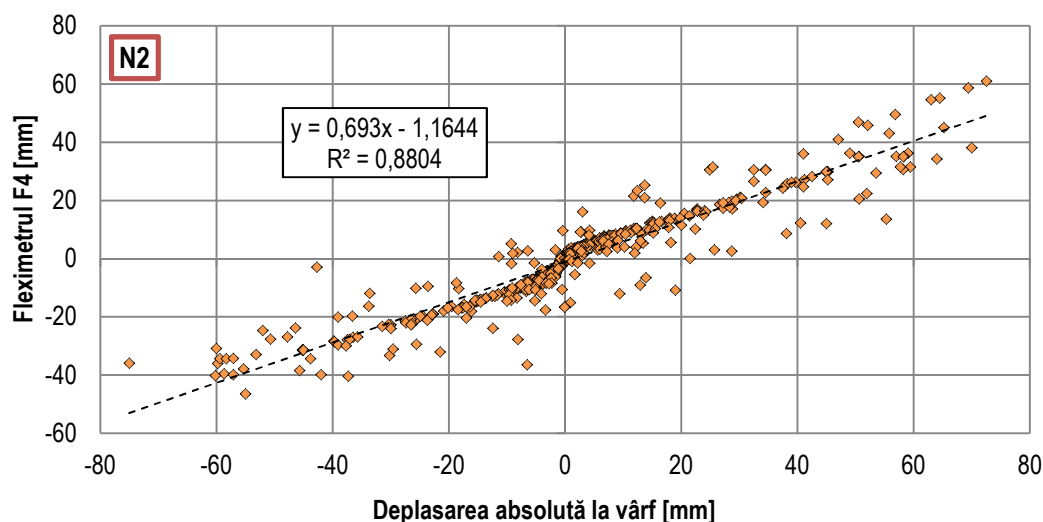


Fig. 3.41 Citirile fleximetrului F4 (specimenul N2)

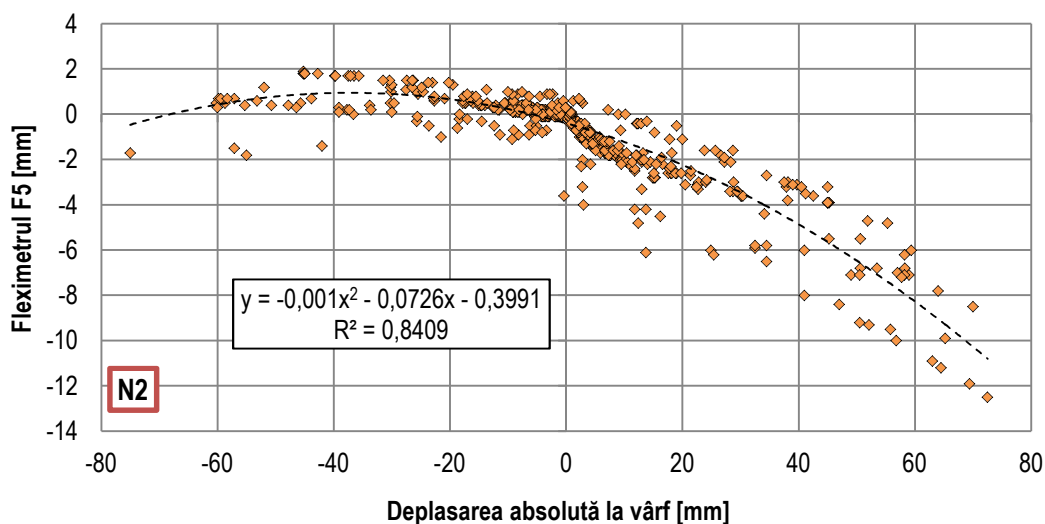


Fig. 3.42 Citirile fleximetrului F5 (specimenul N2)

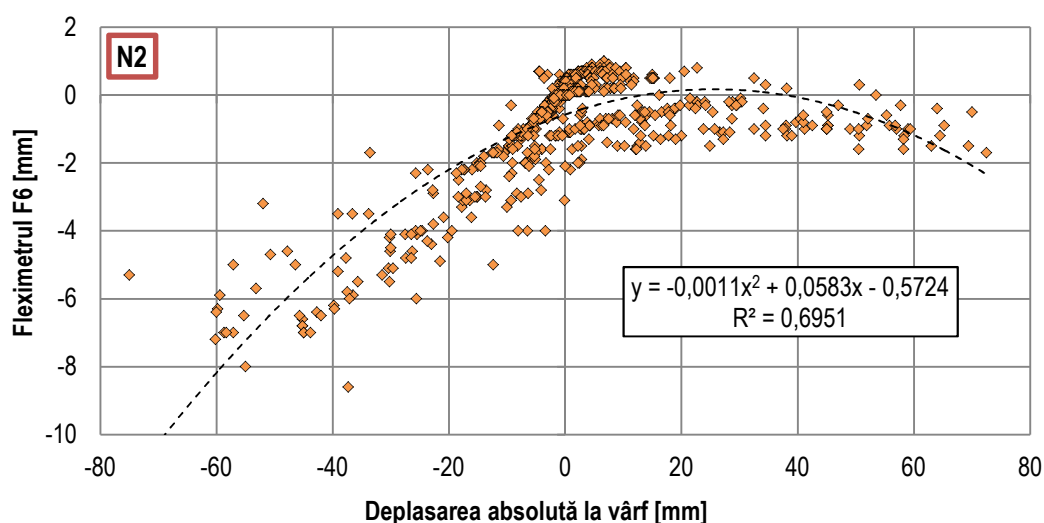


Fig. 3.43 Citirile fleximetrului F6 (specimenul N2)

4) Variația deschiderii rostului:

Comparatoarele C1÷C6 oferă informații despre comportarea rostului de la interfața grindă-stâlp. Reamintim faptul că, comparatoarele C1 și C4 sunt poziționate în dreptul armăturilor speciale de la partea superioară, C2 și C5 în dreptul armăturii post-tensionate, iar C3 și C6 în dreptul armăturilor speciale inferioare. Pentru clarificare se poate consulta schița din Fig. 3.12. Citirile sunt redactate integral în Tab. B.3 și sunt reprezentate grafic în figurile Fig. 3.44 ÷ Fig. 3.49.

Comparatoarele poziționate în diagonală față de nod (C1 cu C6 și C3 cu C4) prezintă comportări asemănătoare, chiar dacă sensul de măsurare al comparatorului C1 este în opoziție cu cel al comparatorului C6. Citirile arată că rosturile se deschid, sau se închid simetric în raport cu diagonalele teoretice ale nodului. Se mai poate remarca diferența între deformațiile de compresiune și cele de întindere care apar în zona armăturilor speciale. Deformațiile de compresiune sunt mult mai mici și cu o tendință de creștere mult mai mică decât deformațiile de întindere. Cât despre C2 și C5, putem spune că, oricare ar fi sensul de solicitare, bazându-ne pe forma graficelor din Fig. 3.45 și Fig. 3.48, sunt întotdeauna deschise în dreptul armăturilor post-tensionate. Această observație susține premisa în care: înălțimea zonei comprimate din secțiunea de capăt a grinzii nu trece de mijlocul secțiunii.

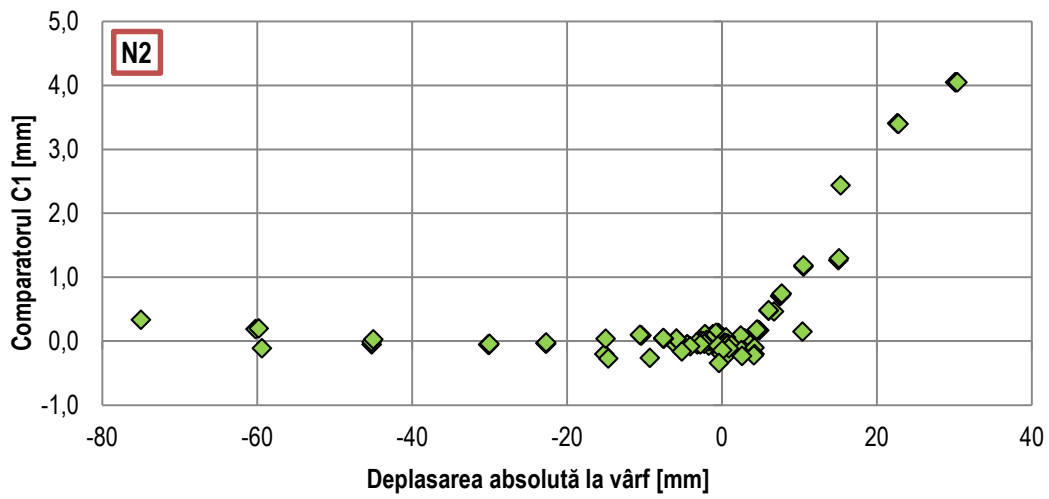


Fig. 3.44 Citirile comparatorului C1 (specimenul N2)

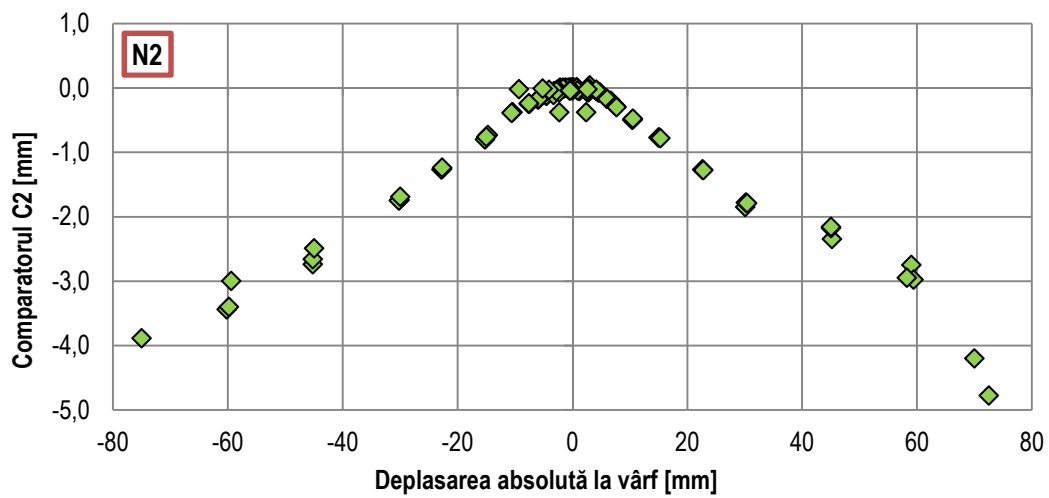


Fig. 3.45 Citirile comparatorului C2 (specimenul N2)

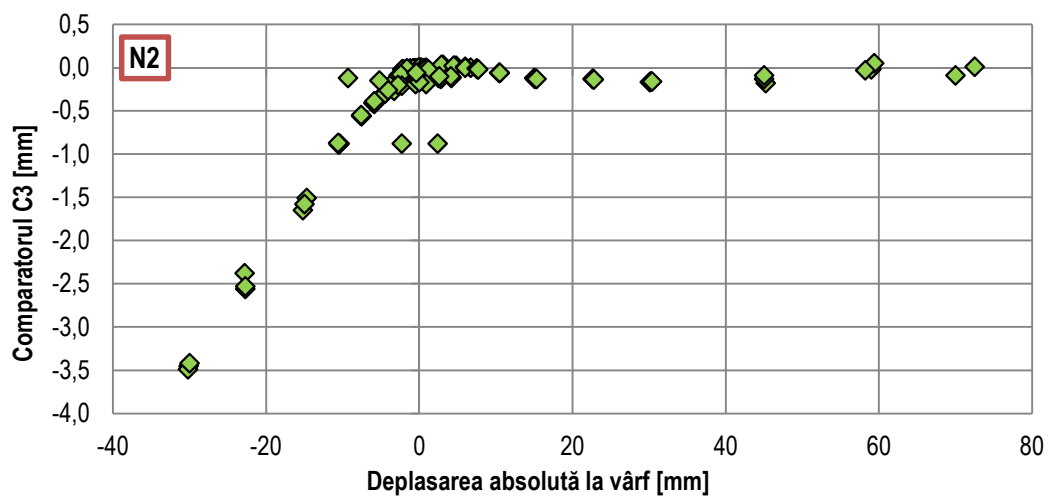


Fig. 3.46 Citirile comparatorului C3 (specimenul N2)

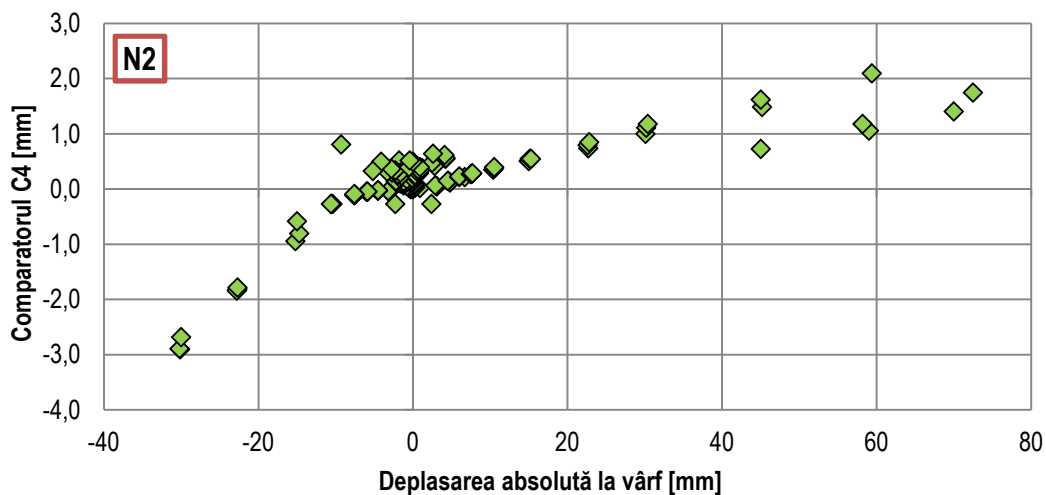


Fig. 3.47 Citirile comparatorului C4 (specimenul N2)

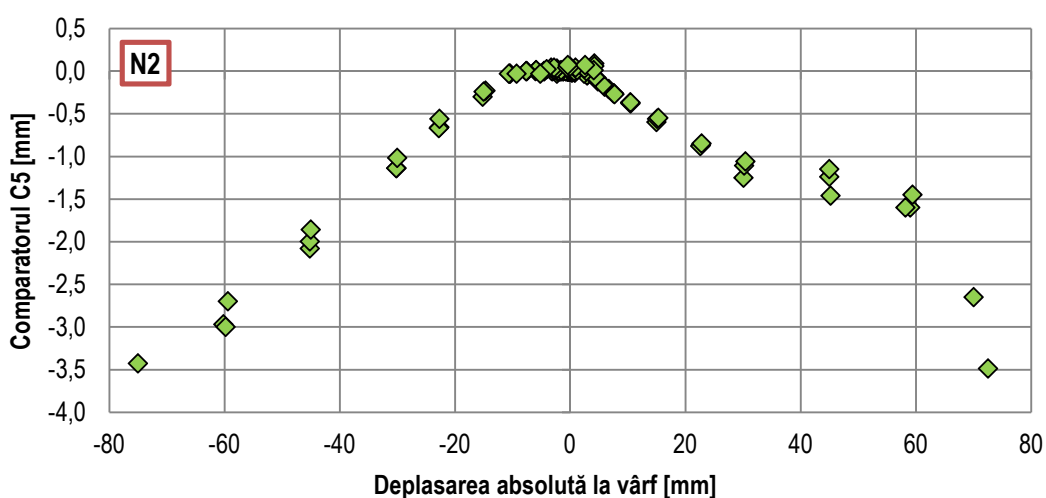


Fig. 3.48 Citirile comparatorului C5 (specimenul N2)

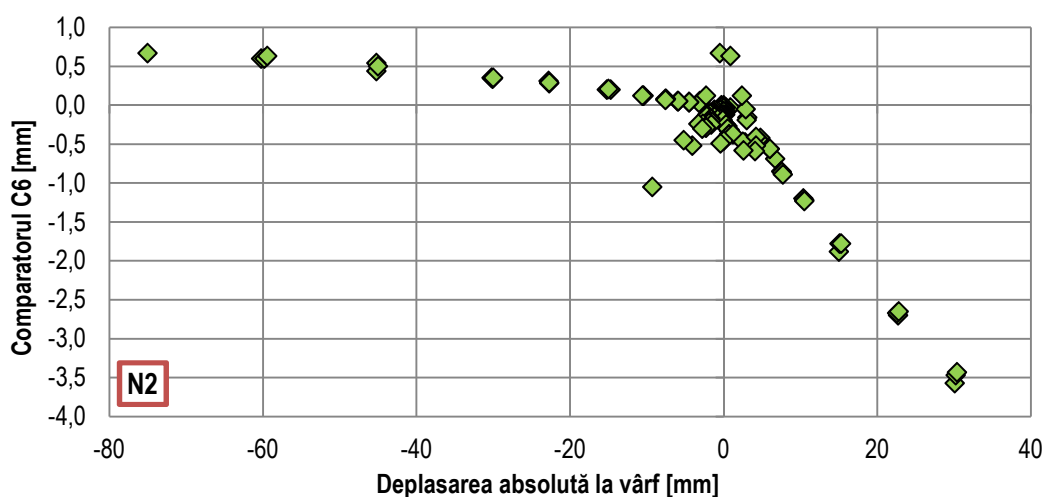


Fig. 3.49 Citirile comparatorului C6 (specimenul N2)

5) Ordinea de apariție a fisurilor și dimensiunile lor:

Fisurile s-au notat în ordinea lor de apariție, iar poziția lor poate fi văzută în releveul fisurilor de la Fig. 3.50. Fisurile 1, 2, 3 și 4 reprezintă deschiderile rosturilor de montaj. Citirile complete ale deschiderii rostului de la interfața de îmbinare, atât ca deschidere, cât și ca înălțime, sunt redată în Tab. B.4, iar reprezentarea grafică a variației deschiderii rostului de montaj în Fig. 3.51 ÷ Fig. 3.54. Este de observat tendința liniară a deschiderii rosturilor, fapt pus în evidență cu ajutorul *liniilor de tendință* și a *coeficientului*

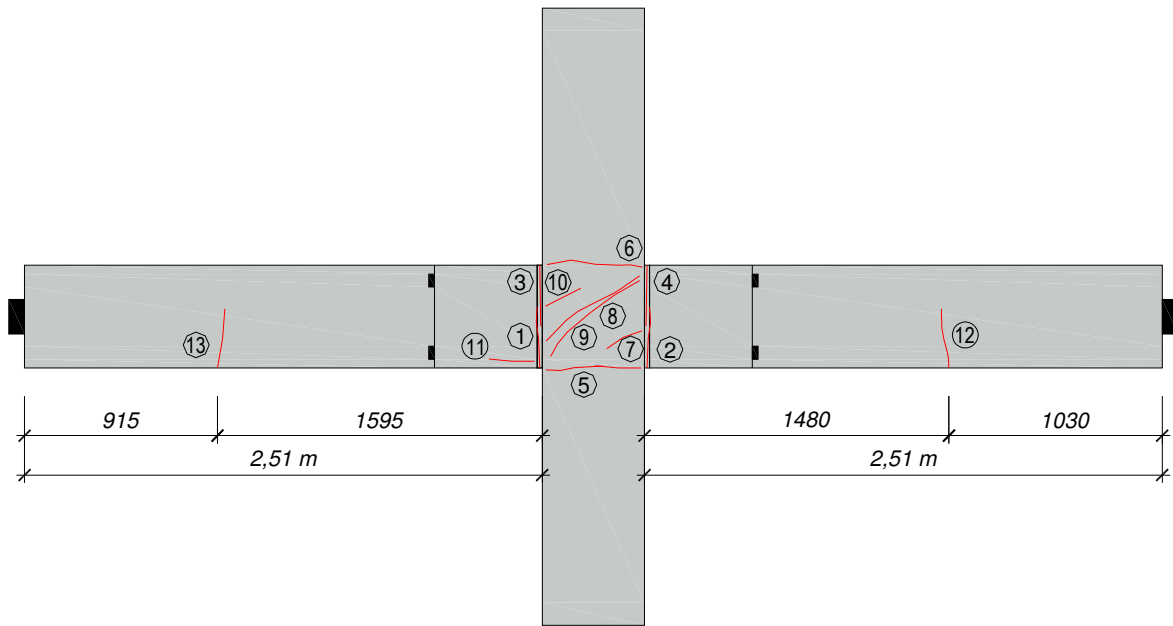


Fig. 3.50 Releveul fisurilor pt. specimenul N2

de determinare (R^2). Predicția este foarte bună, verificându-se relația de directă proporționalitate între deplasarea impusă la vârf și deschiderea rostului de montaj.

În Tab. B.4 se pot observa valorile maxime ale deschiderii rosturilor și deschiderilor remanente pentru deplasare egală cu zero (notate în tabel cu *desc.*). Deschiderea maximă este de 11 mm pentru fisura 2, căreia îi corespunde deplasarea maximă de +72,5 mm, iar deschiderea remanentă este 1,0 mm pentru toate celelalte fisuri de la rost. Fisurile obținute pentru N2 sunt mai mari decât fisurile obținute pentru N1, însă atribuim acest fenomen imperfecțiunilor de montaj și a erorilor de citire. Pe un model ideal, barele de armătură specială nu pot prelua compresiunile, datorită faptului că sunt lipsite de aderență. În aceste condiții, deformațiile remanente ar tinde spre zero, iar rosturile s-ar închide complet.

Despre celelalte fisuri, putem spune că deschiderea maximă a fost de sub 1,0 mm, iar la mijlocul grinzilor (Fig. 12 și Fig. 13), au fost chiar neînsemnate ca valoare. Trebuie remarcat faptul că fisurile s-au concentrat în zona nodului, iar în grinzi, au fost mai puține și mai mici ca dimensiuni decât în cazul specimenului N1.

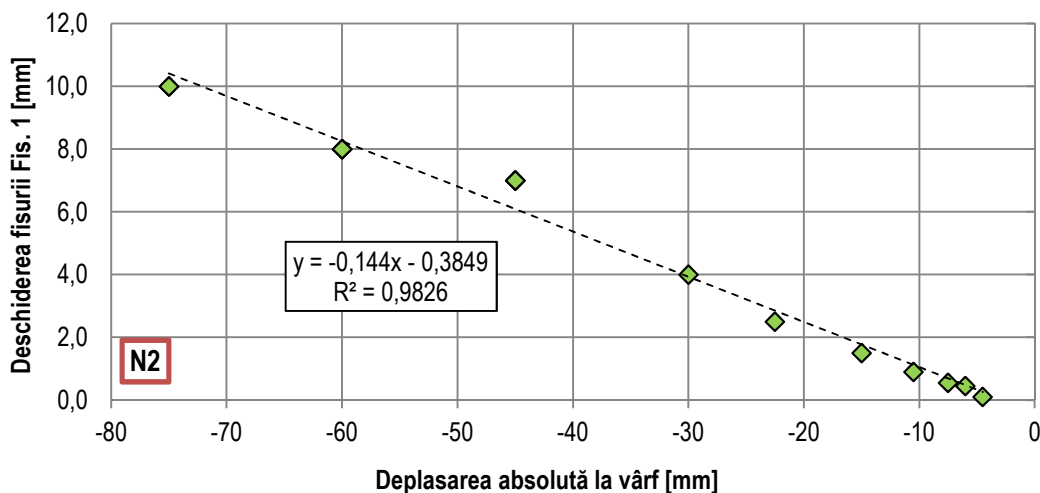


Fig. 3.51 Variația deschiderii fisurii Fis. 1 (specimenul N2)

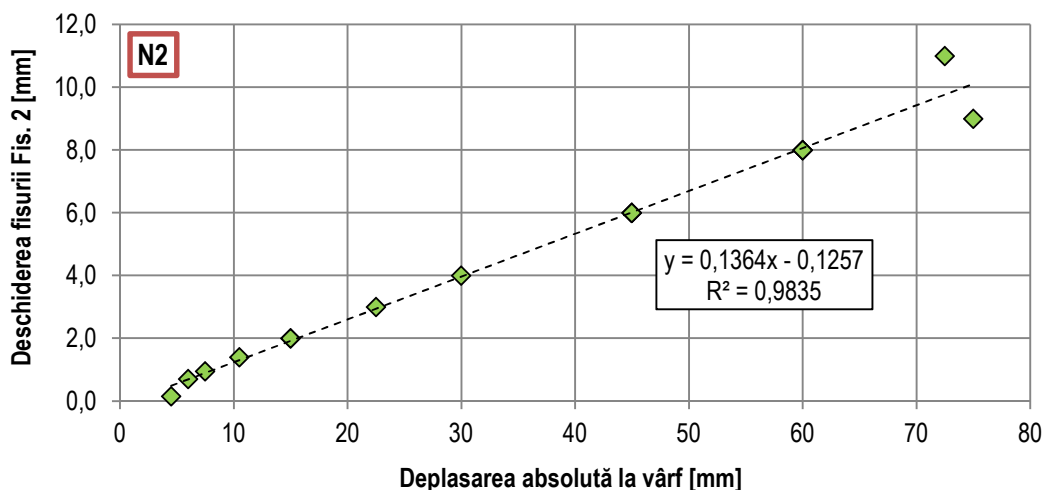


Fig. 3.52 Variația deschiderii fisurii Fis. 2 (specimenul N2)

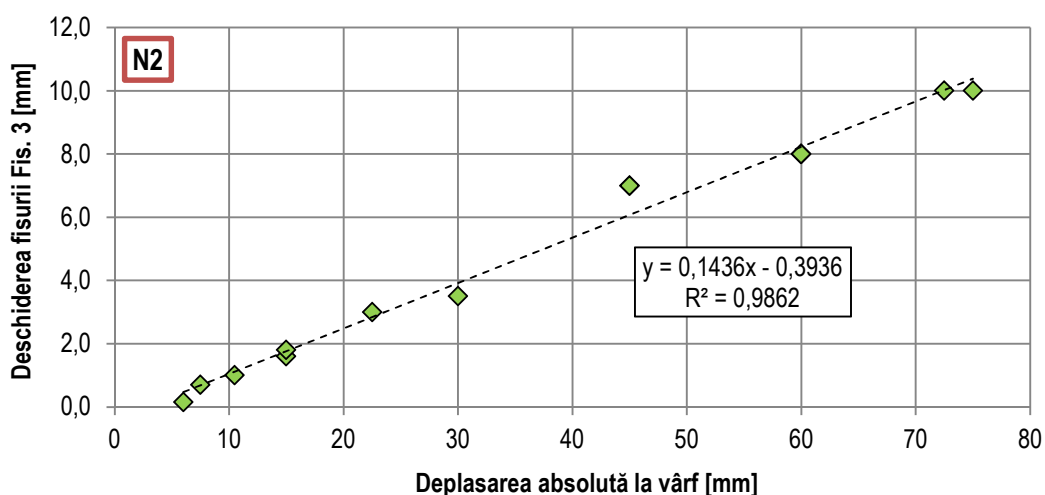


Fig. 3.53 Variația deschiderii fisurii Fis. 3 (specimenul N2)

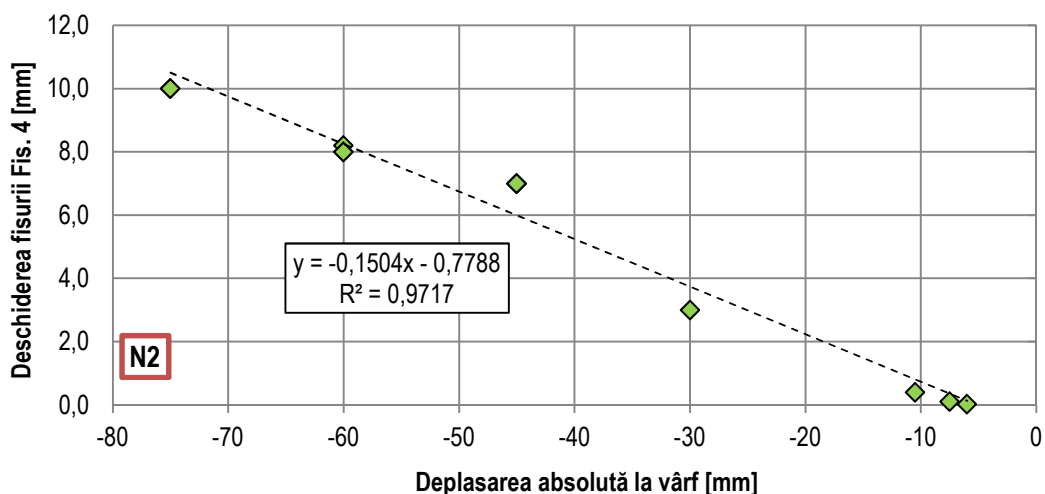


Fig. 3.54 Variația deschiderii fisurii Fis. 4 (specimenul N2)

6) Variația efortului în armătura post-tensionată:

Efortul total în armătura post-tensionată, pentru fiecare treaptă de încărcare, se poate deduce din citirile comparatoarelor C2 și C5, afișate în Tab. B.3. Etapele de calcul sunt identice cu cele prezentate pentru specimenul N1. Variația efortului total în toroane pentru fiecare pas de încărcare este prezentată grafic în figura Fig. 3.55, unde poate fi observată și valoarea maximă (corespunzătoare deplasării maxime de +72,50 mm) egală cu 413,86 kN. Valoarea tensiunilor în toroane rezultă: 1089,11 MPa.

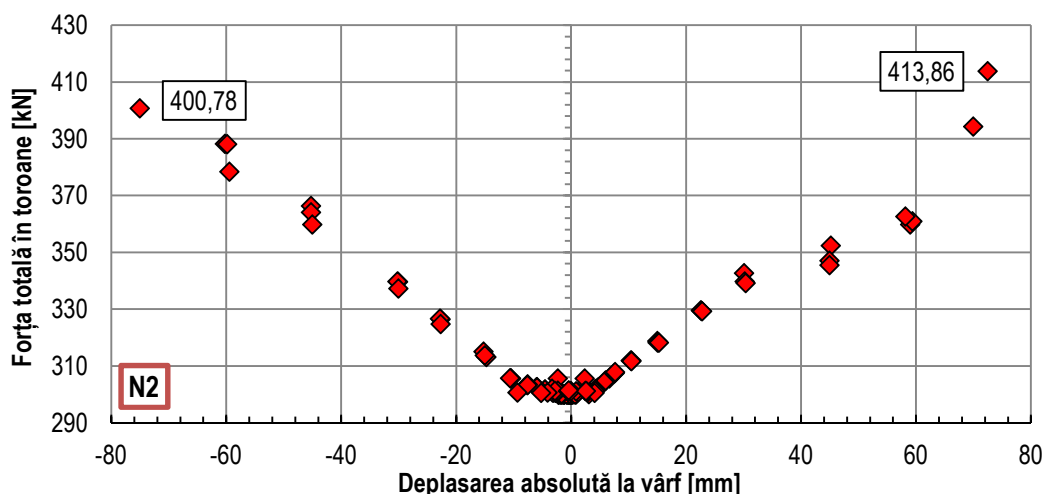


Fig. 3.55 Variația efortului total de întindere în armătura post-tensionată (specimenul N2)

7) Momentul de apariție a primei fisuri și eforturile în armăturile speciale:

Din Tab. B.4 se poate evidenția momentul de apariție al primei fisuri. Fisurile 1 și 2 (corespund deschiderii rosturilor) apar pentru prima dată în ciclul nr. 9, respectiv 10, când deplasarea la vârf are valoarea de 4,5 mm. Deschiderea fisurii 1 în ciclul 9 este de 0,10 mm și are înălțimea de 21 mm, pe când deschiderea fisurii 2 este de 0,15 mm și are înălțimea de 29 mm. În ciclurile 18 și 19 apar următoarele două fisuri, fisurile 3 și 4, care au următoarele dimensiuni: deschiderea de 0,15 mm și înălțimea de 30 mm, respectiv deschidere de 0,02 mm și înălțimea de 7 mm.

Eforturile în armăturile speciale pot fi deduse prin corelarea datelor oferite de comparatoare și fisuri, cu observația că, alungirea totală se deduce din mărimea deschiderii rostului, scăzând compresiunea betonului din zona de contact cu zona de grindă comprimată. În tabele următoare (Tab. 3.9 ÷ Tab. 3.10) sunt expuse eforturile armăturilor speciale în diferite stadii de solicitare.

Tab. 3.9 Eforturi în armăturile speciale superioare (specimenul N2)

Specimenul - N2					
Ciclu înc.	Drift	Forță	Deformația totală	Efort unitar (σ)	Observații
[-]	[mm]	[kN]	[mm]	[MPa]	[-]
50	22,70	72,30	2,660	350,000	inițierea curgerii
57	-30,10	-75,50	2,840	355,190	efortul maxim dedus din C4
62	30,40	80,50	2,870	355,240	efortul maxim dedus din C1
84	72,50	119,00	8,250	362,730	efortul maxim dedus din C4 și Fis. 3
	-9,30	0,00	0,190	25,000	efortul remanent la sfârșitul încercării

Tab. 3.10 Eforturi în armăturile speciale inferioare (specimenul N2)

Specimenul - N2					
Ciclu înc.	Drift	Forță	Deformația totală	Efort unitar (σ)	Observații
[-]	[mm]	[kN]	[mm]	[MPa]	[-]
50	22,70	72,30	2,570	338,158	inițierea curgerii
58	30,10	83,70	3,400	355,980	efortul maxim dedus din C6
59	-30,20	-72,50	3,840	356,590	efortul maxim dedus din C3
84	72,50	119,00	10,990	366,548	efortul maxim dedus din C3 și Fis. 2
	-9,30	0,00	0,930	122,368	efortul remanent la sfârșitul încercării

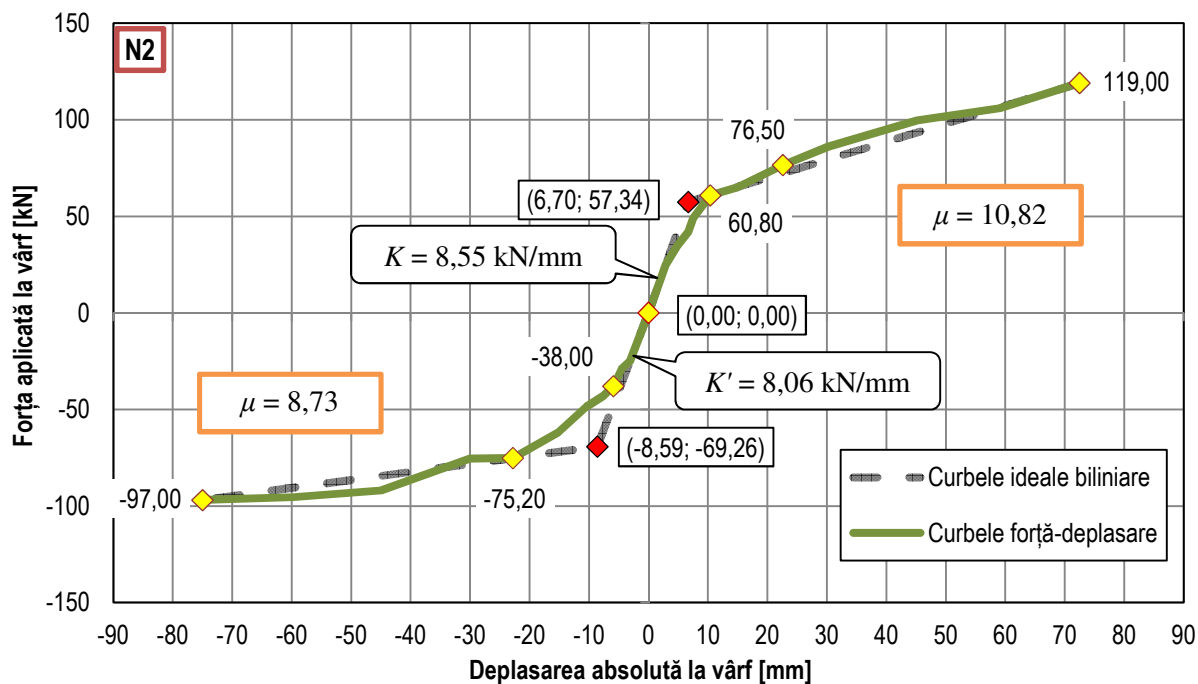


Fig. 3.56 Ductilitatea și rigiditatea pe direcții, pt. N2

Observăm că inițierea curgerii la întindere apare destul de târziu (ciclul 50), iar eforturile maxime nu depășesc cu mult limita de curgere. Cu aceasta, putem spune că barele au o comportare preponderent liniară, iar eforturile remanente la sfârșitul testului sunt cu mult mai reduse decât în cazul probei N1.

8) Forța maximă și rigiditatea inițială a sistemului:

Forțele maxime orizontale pentru ambele sensuri de solicitare s-au atins pentru deplasările maxime. Valorile sunt afișate în Fig. 3.38 și le reluăm mai jos:

$$F_{\max}^{(+)} = 119 \text{ kN} \xrightarrow{\text{pt. deplasarea}} \Delta_{\max}^{(+)} = 72,5 \text{ mm}$$

$$F_{\max}^{(-)} = -97 \text{ kN} \xrightarrow{\text{pt. deplasarea}} \Delta_{\max}^{(-)} = 75 \text{ mm}$$

Diferența (în modul) a forțelor maxime, pentru sensul pozitiv și negativ de solicitare se datorează asimetriei curbelor histeretice. Cât despre rigiditatea inițială a sistemului, se poate spune că sunt influențate de această asimetrie, valorile pentru ambele sensuri de solicitare fiind prezentate mai jos și în figura Fig. 3.56:

- rigiditatea inițială pentru sensul pozitiv: $K = 8,55 \text{ kN/mm}$;
- rigiditatea inițială pentru sensul negativ: $K' = 8,06 \text{ kN/mm}$.

9) Ductilitatea sistemului și capacitatea de disipare de energie:

Coeficientul de ductilitate (μ) se determină în funcție de curbele ideale elasto–plastice, prin împărțirea deplasării ultime la deplasarea de curgere. În Fig. 3.56 sunt reprezentate: curbele forță-deplasare, curbele ideale biliniare și valorile coeficienților de ductilitate pentru ambele sensuri de solicitare. Cu marcaj roșu este pus în evidență punctul de curgere al curbei ideale biliniare.

Pentru calculul coeficientului β , s-au folosit aceleași principii ca și în cazul probei N1, valorile fiind:

- coeficientul de disipare de energie pentru întreaga înfășurătoare: $\beta = 0,239$;
- coeficientul de disipare de energie pentru ultimele cicluri complete: $\beta = 0,129$.

Valoarea maximă acceptată a lui β este 0,125, ceea ce înseamnă că ansamblul N2 satisface, asemenea probei N1, condițiile legate de capacitatea de disipare de energie pentru deplasarea relativă de 2,5%. De asemenea, rigiditatea tangentă pentru ultimele cicluri, notată în Fig. 3.57 cu K_{ultim} pentru ciclul

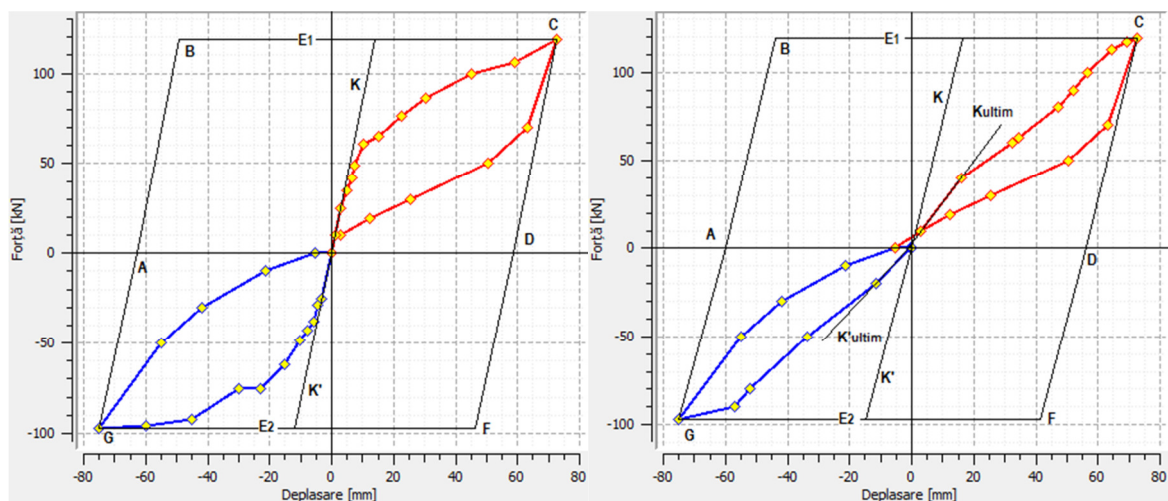


Fig. 3.57 Aria înfășurătoare totală (stânga) și aria ultimelor cicluri complete (dreapta) raportate la aria disipatorului ideal (specimenul N2)

pozitiv și cu K'_{ultim} pentru ciclul negativ, respectă condițiile prin care: în intervalul $-0,0035 \div 0,0035$ trebuie să aibă o valoare mai mare de 5% din rigiditatea inițială K , respectiv K' . Valorile obținute sunt:

$$K_{ultim} = 1,6 \text{ kN/mm}$$

$$K'_{ultim} = 1,4 \text{ kN/mm.}$$

3.3. Rezultate comparative și concluzii asupra programului experimental

3.3.1. Particularități în modul de comportare a speciemenelor N1 și N2

Singura diferență între speciemenele N1 și N2 este lungimea de neaderență a barelor de armătură specială. Elementul de noutate constă în construcția inedită a capetelor de grindă (v. Fig. 3.9). În cazul speciemenului N2, se beneficiază și de un mod de abordare unic de montaj a barelor de armătură specială, prin renunțarea totală la mortarele de aderență. Intenția a fost aceea de a ușura operațiile de înlocuire a barelor, fixarea acestora fiind posibilă doar cu ajutorul unor piulițe înfiletate la capete. Cel puțin la nivel teoretic, modul de comportare a celor două probe trebuie să fie diferit, datorită faptului că, lungimea de neaderență influențează starea de deformare a armăturilor, iar lipsa totală de aderență reprezintă, pentru barele de armătură specială a speciemenului N2, incapacitatea de a prelua eforturi de compresiune.

În cazul speciemenului N2, solicitarea redusă a barelor de armătură specială, reiese din analiza comparatoarelor (v. Tab. 3.9 și Tab. 3.10). În timp ce tensiunile abia depășesc valoarea de curgere, observăm un spor de efort din partea armăturilor post-tensionate (v. Fig. 3.34 și Fig. 3.55). Atribuim acest fenomen lipsei totale de aderență, chiar dacă eforturile din tabelele menționate mai sus au fost deduse prin calcul, și nu măsurate la fața locului. În fapt, este ușor de intuit că, pentru aceeași deschidere a rostului, barele cu lungimi de neaderență mai reduse vor fi mai puternic solicitate, deformațiile de întindere distribuindu-se pe o lungime mai mică. Cât despre incapacitatea de a prelua deformații de compresiune, s-a anticipat ca acesta să genereze o stare de deformare remanentă mult mai redusă decât în cazul speciemenului N1. Totuși, rezultatele fisurilor au arătat exact contrarul și presupunem că acest fapt s-a datorat imperfecțiunilor de turnare a probelor și imperfecțiunilor de montaj. De asemenea, nu excludem și eventuale erori de citire. Se presupune că barele s-au blocat în interiorul țevilor de oțel (datorită deformațiilor la care au fost supuse în timpul testului), ceea ce a dus la diminuarea lungimii de deformare liberă a armăturilor. Evident, este imposibil să cuantificăm lungimea pe care bara a fost activă atât la încărcare cât și la descărcare, și recomandăm ca pe viitor să se acorde o atenție deosebită acestui aspect.

Barele de armătură specială influențează comportarea întregului ansamblu. Acest fapt este vizibil atât în forma curbelor *forță-deplasare* (v. Fig. 3.58), cât și în forma curbelor înfășurătoare din Fig. 3.59. Forțele orizontale la vârf sunt mai mari în cazul speciemenului N1, iar pentru deplasarea ultimă atinsă, diferența este de 9 kN pentru sensul pozitiv și 11 kN pentru sensul negativ. Rezultă că speciemenul N1 este mai rigid

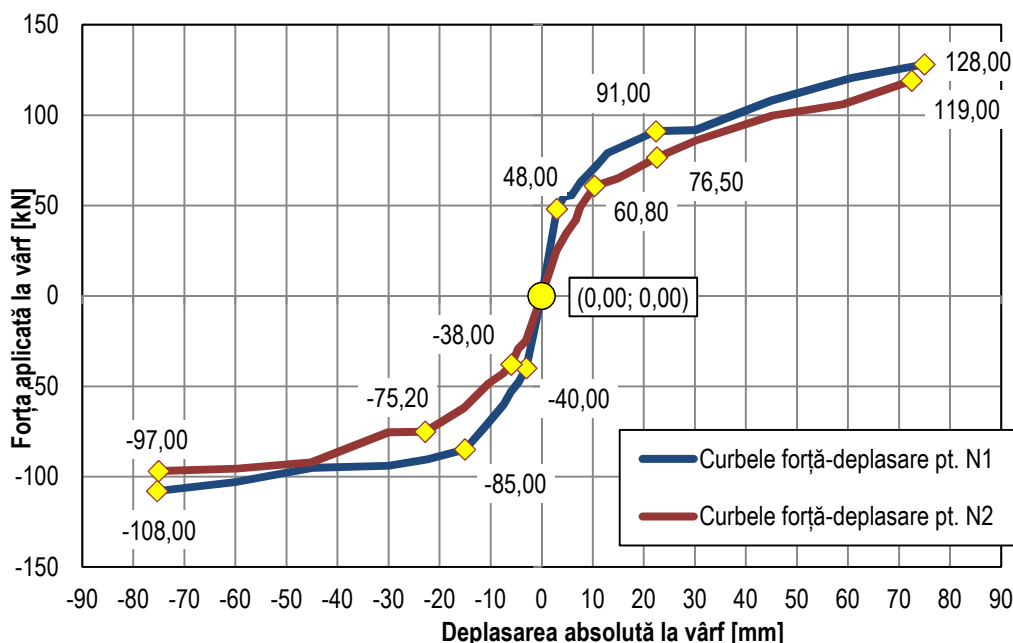


Fig. 3.58 Comparația curbelor *forță-deplasare* rezultate pentru speciemenele N1 și N2

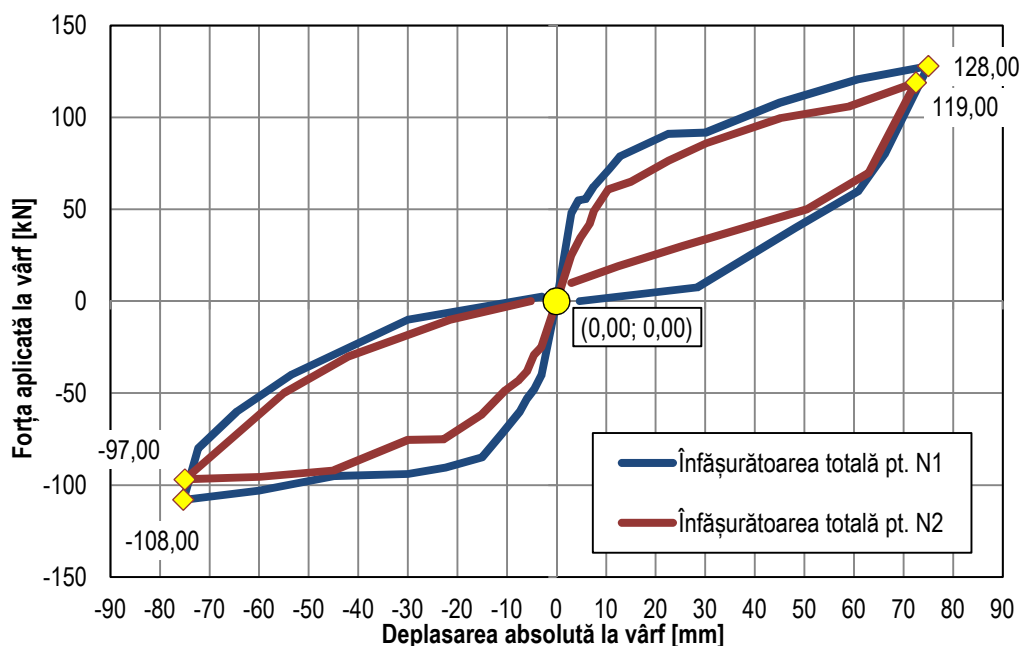


Fig. 3.59 Comparația curbelor *înfășurătoare* rezultate pentru speciemenele N1 și N2

decât speciemenul N2, sau cel puțin, rigiditatea elastică este vizibil mai mare în cazul speciemenului N1. Cât despre rigiditatea post-elastică, putem spune, în urma unei analize a curbelor ideale biliniare din Fig. 3.61, că speciemenele prezintă aproximativ aceeași rigiditate post-elastică pentru sensul negativ de acțiune, dar este mai mare în cazul speciemenului N2 pentru sensul pozitiv.

Ductilitatea celor două noduri diferă simțitor, în cazul speciemenului N1 fiind cu aproximativ 30% mai mare decât în cazul speciemenului N2 (v. Fig. 3.35 și Fig. 3.56), aceasta fiind tot o consecință a diferenței de rigiditate elastică între cele două probe. Pentru a înlătura eventuala confuzie, specificăm că, ductilitatea îmbinării este diferită de ductilitatea cadrului reprezentativ (obținută prin calcul în *capitolul 3.1.2*), deoarece sunt două sisteme structurale diferite.

Capacitatea de disipare de energie a ambelor probe a fost estimată în *capitolul 3.2*, iar în Tab. 3.11 sunt expuse datele necesare efectuării calculului din *ACI T1.1-01* [24]. Coeficientul β nu diferă într-un mod semnificativ, însă ariile curbelor histerzis prezentate în Fig. 3.59 și Fig. 3.60 sunt mult mai mari în cazul speciemenului N1. Aceasta este din cauză că β depinde de valoarea ultimă a efortului, iar până la alte studii

mai concludente, privim cu scepticism capacitatea reală de disipare de energie a îmbinării N2. Ceea ce putem spune cu certitudine este că, specimenul N2 prezintă deplasări remanente mai mici decât specimenul N1 (vizibile în Fig. 3.59), chiar dacă deschiderile remanente ale rosturilor susțin chiar contrarul.

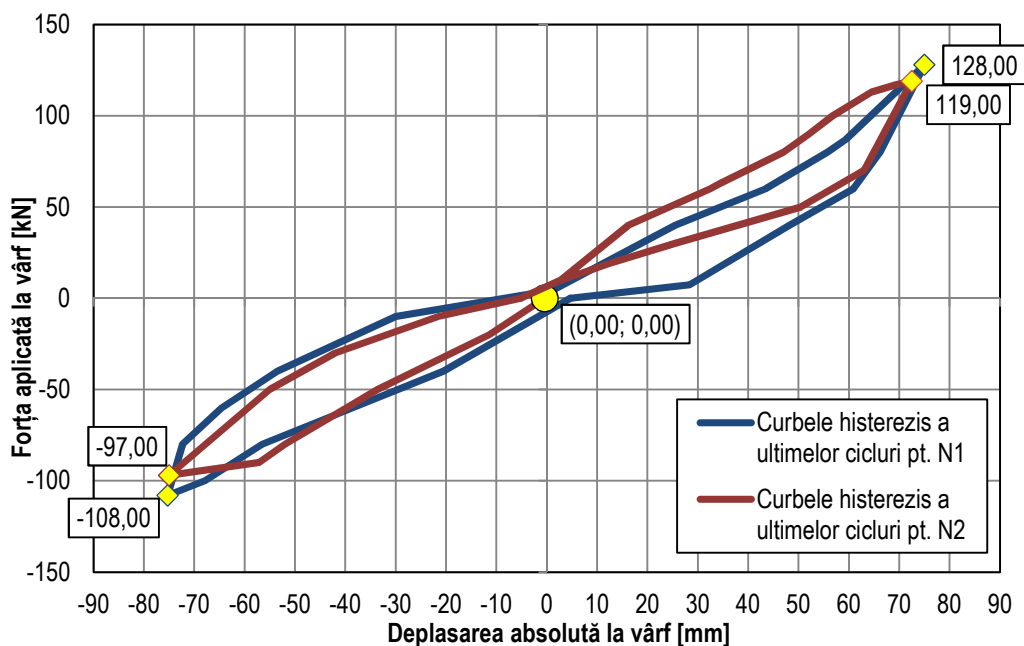


Fig. 3.60 Compararea curbelor *ultimelor cicluri complete* pentru speciemenele N1 și N2

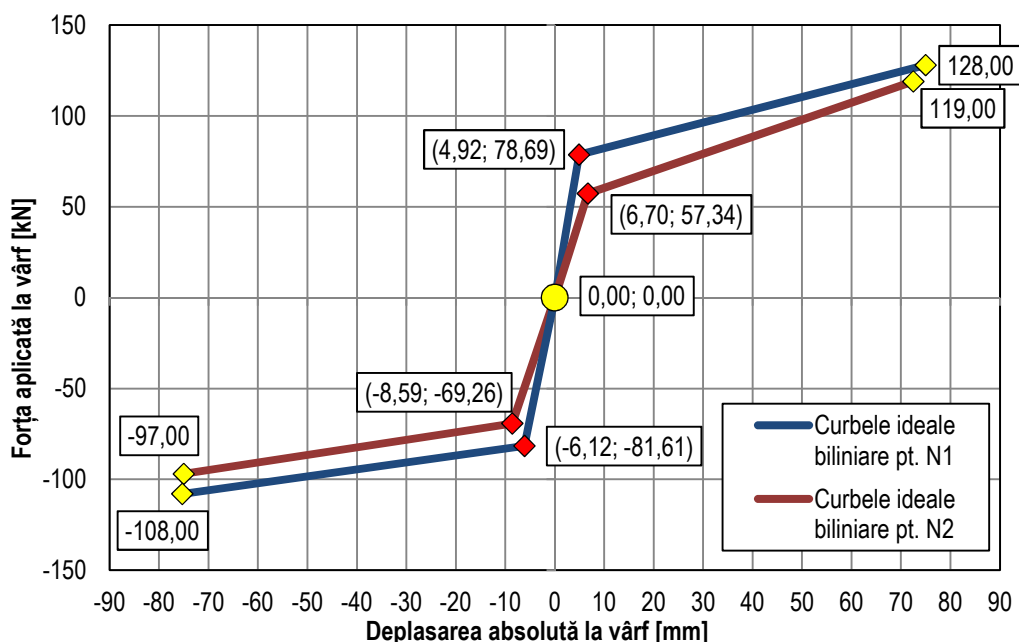


Fig. 3.61 Compararea curbelor *bi-liniare* rezultate pentru speciemenele N1 și N2

Pe de altă parte, tendința liniară a deplasărilor capetelor de grindă (poziția teoretică a punctelor de inflexiune) și a modului de deschidere a rosturilor este în ambele cazuri valabilă. Înseamnă că proporționalitatea între deplasarea la vârf și deschiderea rostului este aplicabilă, indiferent de lungimea de neaderență a barelor de armătură specială. Mai mult, când deplasările sunt mari, se poate deduce că unghiul de rotire a stâlpului (în jurul punctului de rezemare) este egal cu unghiul de deschidere a rostului, ceea ce presupune că, deformația elastică a stâlpului este mică în raport cu rotirea de corp rigid.

Înlocuirea barelor de armătură specială nu a fost posibilă în cazul probei N1, imposibilitatea distrugerii mortarului de aderență fiind principalul obstacol în extragerea barei de armătură din țeava de oțel. Într-un final, barele au putut fi extrase, însă a fost nevoie de un efort considerabil din partea personalului tehnic. În cazul probei N2, extragerea barelor s-a desfășurat mult mai ușor, după cum poate fi văzut în Fig. 3.62, însă

introducerea altor armături nu a fost posibilă. Considerăm că printr-un control mai minuțios de execuție și montaj a elementelor prefabricatelor, înlocuirea barelor de armătură specială este realizabilă, cu condiția să se renunțe complet la mortarul de aderență.

Tab. 3.11 Caracteristicile de disipare de energie pentru N1 și N2

Specimenul		N1		N2	
Ciclu înc. / Înfașurătoare		ultimul ciclu	înfașurătoarea	ultimul ciclu	înfașurătoarea
K	[kN/mm]	16,00	16,00	8,55	8,55
K_{ultim}	[kN/mm]	1,60	-	1,60	-
$K_{ultim} / K (>5\%)$	[%]	10,0	-	18,8	-
K'	[kN/mm]	13,33	13,33	8,06	8,06
K'_{ultim}	[kN/mm]	1,30	-	1,40	-
$K'_{ultim} / K (>5\%)$	[%]	9,8	-	17,4	-
$A_{hy}^{(+)}$	[kN×mm]	1804,28	4793,39	1687,55	3005,25
$A_{hy}^{(-)}$	[kN×mm]	2400,35	4643,00	1708,65	3273,89
A_{hy}^{TOT}	[kN×mm]	4204,63	9436,39	3396,20	6279,14
A_{EP}	[kN×mm]	31670,72	31670,72	26254,18	26254,18
$\beta (>0,125)$	[-]	0,133	0,298	0,129	0,239
A_{hy}^{TOT} / A_{EP}	[%]	13	30	13	24

3.3.2. Concluzii finale asupra rezultatelor experimentale

Gândite ca elemente structurale antiseismice, îmbinările hibride concepute prin acest program experimental s-au comportat în conformitate cu regulilor impuse de standardele de proiectare antiseismică. Considerăm, dintr-un punct de vedere cât se poate de obiectiv, că cele două tipuri de îmbinări sunt capabile să atingă deplasări relative de nivel de cel puțin 2,5% (limita maximă admisă de normativul P100-1/2006). Mai mult decât atât, fenomenele caracteristice îmbinărilor hibride, prezentate în studiile existente pe plan mondial s-au regăsit și în cazul de față.

Beneficiile oferite de acest program experimental sunt legate de rezultatele comparative cu privire la modul de alcătuire a barelor de armătură specială. S-a constatat faptul că lungimea de neaderență influențează modul de comportare a îmbinării prin următoarele aspecte:



Fig. 3.62 Extragerea unei bare de armătură în cazul probei N2

- dacă lungimea de neaderență crește sau este egală cu lungimea barelor (barele sunt total lipsite de aderență), atunci forța necesară deformării nodurilor scade, iar deformațiile remanente se reduc simțitor spre zero;

- dacă lungimea de neaderență crește, atunci înfașurătoarea curbelor histerezis se reduce ca și arie, însă nu se poate pune clar în valoare, în ce măsură, această reducere afectează capacitatea de disipare de energie;

- lipsa totală de aderență facilitează extragerea barelor în vederea înlocuirii lor, însă trebuie evitate pe cât posibil erorile de execuție și de montaj.

Trebuie remarcat faptul că nu s-au observat deplasări ale grinzilor în zona de interfață, armătura post-tensionată asigurând de fiecare dată forța de compresiune și, implicit, forța de frecare necesară. Degradările s-au concentrat cu precădere în zona rostului, concretizându-se doar la nivelul

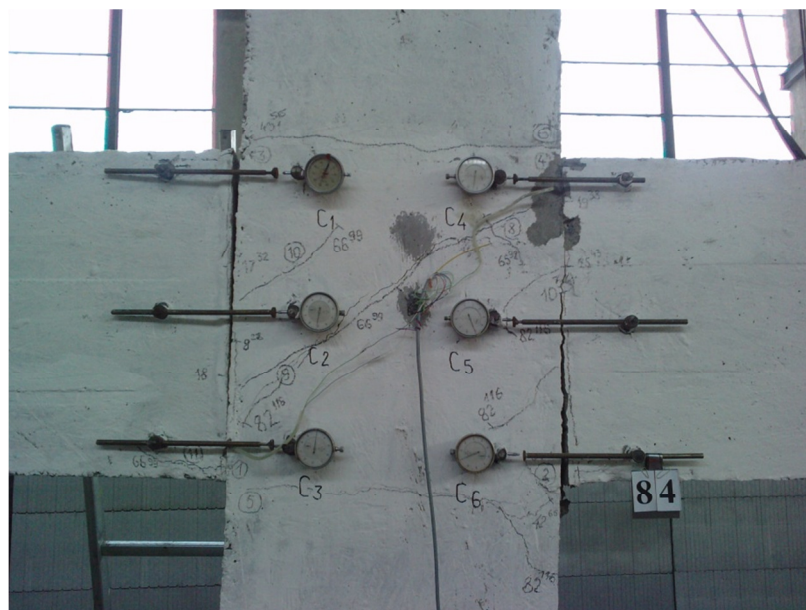


Fig. 3.63 Starea de deformație a nodului N2 în stadiul maxim de solicitare

mortarului de montaj și a armăturilor speciale (v. Fig. 3.63). Nu s-a observat expulzarea stratului de acoperire. Având în vedere starea de degradare aproape inexistentă a elementelor structurale (grinzi și stâlp), eventualele operații de repunere în funcțiune a întregului ansamblu se reduc la minimum.

Rezultatele oferite de acest program experimental deschid noi oportunități de studiu. Între cele două situații extreme, materializate prin speciemenele N1 și N2, există încă nelămuriri cu privire la modul în care lungimea de neaderență corelată cu procentul de armătură specială influențează comportarea îmbinărilor hibride. De asemenea, trebuie pus în valoare modul inedit în care au fost concepute barele de armătură specială pentru speciemenul N2, în studiile cunoscute până în prezent nemaifiind întâlnită o astfel de abordare. Datorită faptului că renunțarea totală la aderență nu a generat efectele intuite înainte de testarea propriu-zisă a speciemenelor, este de așteptat, ca în urma altor studii, să se observe o comportare radical diferită față de ceea ce se presupune a fi o „îmbinare hibridă”.

Cap. 4. Modele de analiză a îmbinărilor hibride

4.1. Studii existente axate pe modelarea numerică

Pentru utilizarea unui sistem structural este necesară cunoașterea deplină a comportării sistemului, oricare ar fi forma de solicitare. Pentru aceasta, trebuie privit în aceeași măsură, atât la nivelul elementelor componente, cât la nivel de ansamblu (la nivel de nod, cadru plan, structură). Costul programelor de testare experimentală nu justifică cercetarea pur empirică, însă stimulează abordarea analitică, care odată cu dezvoltarea instrumentelor de calcul automat, rezumă modelarea fenomenelor fizice la o problemă de implementare numerică. Desigur, procesul este mult mai complex, însă pentru validarea oricărui concept obținut pe cale analitică există cel puțin reperul rezultatului experimental.

Îmbinările hibride au câștigat o reputație deosebită în fața comunității științifice începând cu finalizarea programului experimental PRESSS. De atunci au existat numeroase încercări de modelare analitică, însă complexitatea fenomenelor care apar în zona rostului (la interfața grindă-stâlp) nu au putut fi incluse, în totalitate, într-un singur model de calcul. De aceea nu există un etalon, unanim acceptat, pentru modelarea îmbinărilor hibride. Sunt în schimb, câteva abordări care par să surprindă destul de fidel starea de comportare observată experimental. Acestea vor fi expuse sumar în continuare, atât în ideea de a prezenta starea actuală a modelelor de analiză, cât și datorită faptului că, pe două dintre acestea se bazează modelul de calcul propus în *capitolul 4.3*. De asemenea, mai menționăm că o clasificare asemănătoare a mai fost menționată în raportul *fib*, numărul 27 din 2003 [13] și reluată de Palermo ș.a. [51].

4.1.1. Modele care folosesc elemente finite

El-Sheikh, Pessiki, Sause, Lu [52,53]

Prima încercare de modelare folosind elemente finite a fost publicată de El-Sheikh ș.a. [52,53]. În fapt, nu se face referire la îmbinările de tip hibrid, ci la un tip asemănător de îmbinare cu proprietăți de auto-centrare, care utilizează doar armături post-tensionate, fără a îngloba bare cu rol de disipatori de energie seismică, de genul armăturilor speciale. Elementele de grindă și stâlp sunt modelate cu ajutorul elementelor finite de tip bară și bară cu fibre¹ (v. Fig. 4.1). Pentru a surprinde efectul de deschidere-închidere a rostului, elementele de grindă alăturate stâlpului, suferă o modificare în modul de lucru a fibrelor de beton. Rigiditatea și efortul la întindere se neglijează, în timp ce deformațiile sunt permise. Prin acestea, curba constitutivă a betonului păstrează ramura corespunzătoare deformațiilor de compresiune, și transformă ramura deformațiilor de întindere într-o curbă dreaptă de pantă zero. Se utilizează modelul Mander [54], atât pentru generarea curbei betonului neconfinat (fibrelor din exteriorul etrierilor corespunzătoare betonului de acoperire), cât și a curbei betonului neconfinat.

Armăturile post-tensionate sunt dispuse simetric față de centrul de greutate a grinzilor și sunt distribuite pe înălțimea secțiunii (v. Fig. 4.1). Acestea sunt modelate cu elemente de tip zăbrea (din engl. *truss element*), element liniar care lucrează doar la solicitări axiale. Lungimea zăbrelelor a fost considerată ca fiind egală cu lungimea de neaderență. De asemenea, s-a considerat că armăturile post-tensionate își păstrează geometria de bară dreaptă, iar eventualele frecări care apar la contactul cu pereții canalelor în care sunt înglobate nu influențează starea de solicitare. Legătura elementelor de zăbrea cu elementul de grindă este asigurată cu ajutorul unor legături rigide (din engl. *rigid link*), respectând astfel ipoteza secțiunilor plane.

Tot aici ([52,53]), frecarea, sau problema de contact dintre grindă și stâlp a fost surprinsă cu ajutorul unui element de tip resort de lungime zero (v. Fig. 4.1), ce prezintă o variație biliniară a deformațiilor din forfecare.

O altă indicație importantă a acestui studiu ([52]), se referă la modul de determinare a lungimii critice, aceasta reprezentând lungimea pe care se integrează deformațiile în fibrelor de beton. La modelele cu fibre,

¹ Tip de element finit unidimensional în care deformațiile sunt calculate prin discretizarea secțiunii în elemente cu comportare uniaxială.

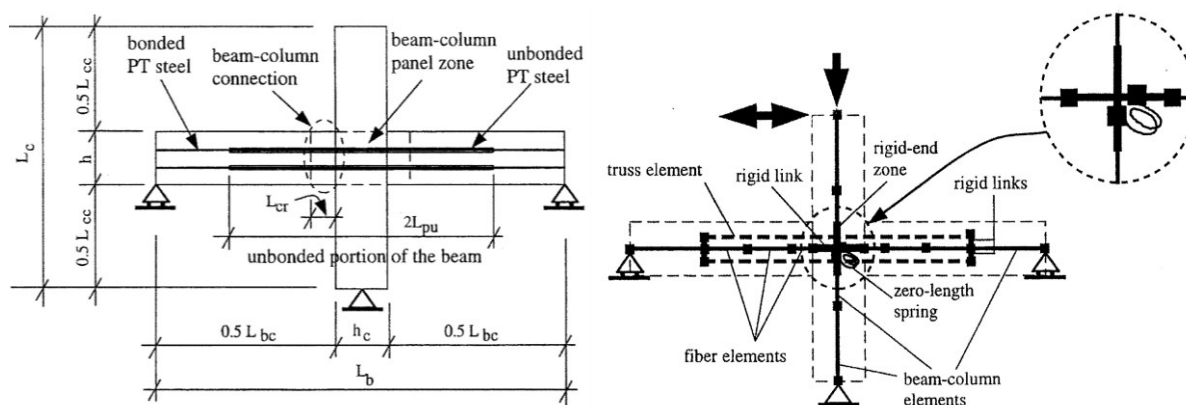


Fig. 4.1 Modelul cu elemente finite (EI-Sheikh ș.a. [52])

este foarte important să se evalueze corect lungimea pentru care deformațiile de întindere pot fi considerate constante. O lungime prea mică ar grăbi momentul de cedare, iar o lungime prea mare, ar întârzi cedarea și ar subevalua capacitatea secțiunii. Pentru a evita aceste probleme, autorii (EI-Sheikh ș.a. [52,53]) au propus ca lungimea critică să se determine în funcție de lungimea pe care se produce expulzarea miezului de beton confinat. Au propus două situații: când expulzarea se produce la fața superioară și inferioară și când expulzarea se produce la una dintre fețele laterale. Chiar dacă principiul se referă la tipul de armare transversală cu spirale, reținem modul de abordare a problemei în vederea unei eventuale adaptări la situația nodurilor hibride.

Rezultatele obținute cu ajutorul acestui model de calcul arată o bună concordanță cu rezultatele experimentale, curbele histerezis fiind cei mai buni indicatori. De asemenea, se propune o metodă simplificată de evaluare a curbei idealizate „tri-liniare” moment-rotire, metodă care a fost validată prin studii parametrice cu ajutorul modelului cu fibre. Aplicabilitatea metodei pentru nodurile hibride rămâne a fi demonstrată.

Hawileh, Rahman, Tabatabai [55]

Un model mai sofisticat a fost propus de Hawileh ș.a.[55], folosind programul de element finit ANSYS. Autorii modelează specimenul M-P-Z4 (primul prototip de nod hibrid), testat la NIST în faza a IV-a a programului experimental [2]. Autorii folosesc pentru modelarea matricei de beton a grinzilor și stâlpului, a armăturii post-tensionate, a armăturii speciale și a mortarului de interfață, elemente finite tridimensionale, cu opt noduri și 3 grade de libertate per nod. Pentru armăturile înglobate în grinzi și stâlp, s-au folosit elemente finite de tip zăbrea, cu două noduri și 3 grade de libertate per nod. Încărcarea s-a efectuat conform indicațiilor programului PRESSS, și a fost obținută prin deplasări impuse la partea superioară a stâlpului.

Prin compararea rezultatelor numerice cu cele experimentale, autorii indică o bună asemănare, cel mai evident aspect fiind legat de valorile forțelor de nivel asociate fiecărei deplasări. Prin aceasta, au obținut o înfășurătoare fidelă, care supraevaluează capacitatea îmbinării cu doar 15%, iar această supraevaluare corespunde cu precădere deplasării maxime (echivalentă deplasării relative de nivel de 2,5%) [55]. Trebuie menționat că înfășurătoarea se referă doar la ciclurile de încărcare. De asemenea, există o bună similitudine referitoare la capacitatea de disipare de energie, cu toate că, ramurile de descărcare ale curbelor histerezis nu sunt supuse unei comparații foarte clare.

Per total, considerăm că problema este abordată într-o manieră cât se poate de obiectivă, iar acest tip de analiză poate constitui un instrument performant de cercetare a nodurilor hibride.

4.1.2. Modele bazate pe reguli histerezis

Cheok, Stone, Kunnath [56]

Folosind aceleași rezultate ale programului experimental demarat la NIST (se face referire la același specimen M-P-Z4), Cheok ș.a. [56] au calibrat un model numeric prin modificarea regulilor histerezis

aplicabile structurilor din beton armat. Pentru aceasta, s-a ajuns la determinarea a șapte parametrii, care intră în relațiile de calcul ce caracterizează următoarele fenomene:

- **degradarea rigidității**, sau reducerea rigidității inițiale pentru fiecare etapă de descărcare;
- **scăderea rezistenței**, care se produce odată cu schimbarea sensului de solicitare;
- **reducerea deformațiilor remanente**, fenomen care apare la fiecare etapă de descărcare atunci când efortul se apropie de valoarea zero.

În urma comparării curbelor histerezis obținute pe modelul propus cu cele obținute experimental, au rezultat diferențe mai mici de 5% [56].

Beneficiind de o fidelitate atât de bună din partea modelului numeric, autorii au demarat o serie de analize *pushover* și *dinamice neliniare*, pe structuri multietajate de cadre, atât în variantă monolită cât și în variantă hibridă. Precizăm că structurile analizate au fost cu 4, 8, 12 și 22 de nivele, iar analizele dinamice neliniare s-au efectuat la acțiunea a 29 de accelerograme. Mai mult, variantele de cadre hibride au fost în număr de cinci, acestea diferențiindu-se prin aportul momentului încovoietor generat de armătura specială. Proporțiile au fost de 0%, 28%, 35%, 45% și 100% din valoarea momentului total al conexiunii. În urma comparațiilor, autorii concluzionează [56] că atingerea cerinței de deplasare (din engl. *drift demand*) nu pare să depindă de soluția structurală (variante monolită față de varianta hibridă) și nici de capacitatea de disipare de energie (caracterizată, în cazul structurilor hibride, de cantitatea de armătură specială), ci mai degrabă este influențată de caracteristicile dinamice ale terenului și de alura accelerogramelor. Aceeași concluzie o regăsim și în studiul făcut de Priestley și Tao [40], rezultatele lor fiind obținute pe noduri care utilizează doar armături post-tensionate, de tipul celor prezentate de El-Sheikh ș.a. [52,53]. Cu alte cuvinte, structurile hibride au prezentat o comportare cel puțin la fel de bună ca și structurile monolite.

Pampanin, Priestley, Sritharan [23]

În 2001, Pampanin ș.a. [23] au propus un model analitic, prin care se poate modela zona de rost a îmbinărilor hibride. Modelul presupune folosirea a două elemente de tip *resort de rotație* (din engl. *rotational spring*) care lucrează, fiecare în parte, după legi histerezis diferite (v. Fig. 4.2). Unul dintre cele două resorturi surprinde comportarea neliniar-elastică a armăturii post-tensionate. Celălalt resort modelează comportarea armăturilor speciale împreună cu zona comprimată de beton, folosind modelul *Takeda modificat* [57], unul dintre cele mai folosite modele histerezis pentru calculul elementelor de beton armat. Formele curbelor histerezis, pentru cele două situații, pot fi văzute în Fig. 4.2.

Implementarea efectivă a conceptului a presupus calibrarea rezultatelor experimentale a programului PRESS. A fost necesară construirea curbelor monotone forță-deplasare pentru două tipuri de îmbinări, altele decât îmbinarea de tip hibrid, acestea reprezentând sursele pentru modelele histerezis amintite anterior. Pentru aceasta, autorii (Pampanin, ș.a.[23]) au folosit un concept propriu, prezentat în aceeași lucrare, prin care se face o analogie cu grinda monolită de beton armat, iar în această manieră, se deduce o lege de compatibilitate a deformațiilor la nivelul zonei comprimate de beton. Acest concept poartă denumirea de *Analogia grinzii monolite* și este tratat, mai în detaliu, în capitolul următor.

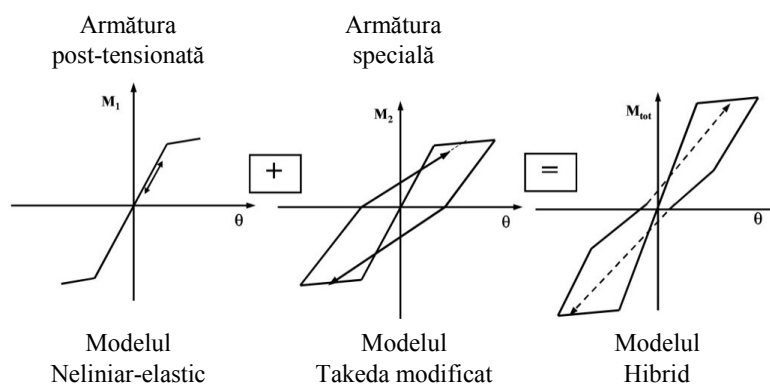


Fig. 4.2 Modelarea zonei de rost prin combinarea a două legi histerezis (Pampanin ș.a. [23])

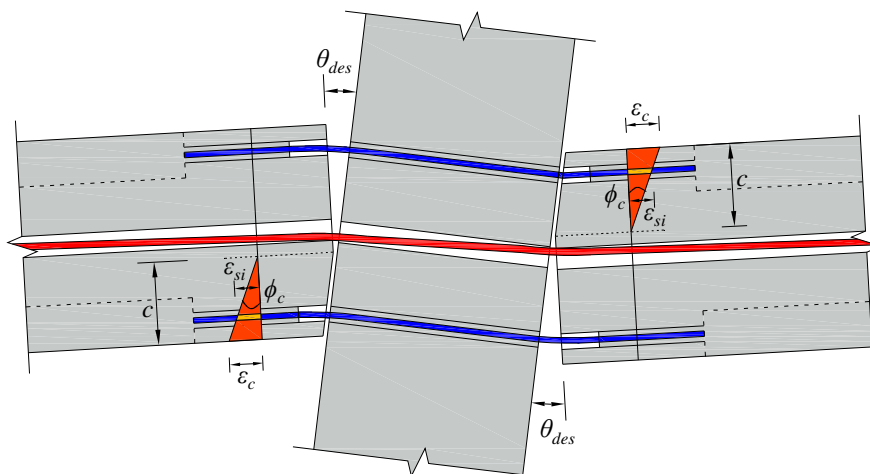


Fig. 4.3 Distribuția eforturilor în betonul situat în zona comprimată

Legea de comportare histerezis pentru modelul hibrid, prezentată în Fig. 4.2, se obține prin combinarea modelului *nelinar-elastic* cu modelul *Takeda modificat*, iar rezultatele analitice obținute folosind această abordare au arătat o bună concordanță cu rezultatele programului PRESSS.

Ozden, Ertas [30]

O abordare similară cu cea propusă de Pampanin ș.a. [23] a fost implementată destul de recent, de către Ozden și Ertas [30]. Noutatea constă în capacitatea modelului de a surprinde deplasarea remanentă a nodului prin transformarea modelului *Takeda modificat*. Pentru aceasta, s-au folosit doi parametri care țin cont de influența cantității de armătură specială asupra: rezistenței (forță sau moment rezistent asociat unei anumite stări de deformare/deplasare), cantității de energie disipată și deplasării remanente. Un parametru reprezintă raportul dintre momentul preluat de armătura specială și momentul total al conexiunii, iar celălalt este un factor obținut în urma calibrării cu rezultatele unui program experimental, ce căuta întocmai procentul optim de armătură specială [29].

Rezultatele comparative ale celor două studii ([29] și [30]) arată o concordanță deosebit de bună, în special în modul de evaluare a cantității de energie disipată. Ne permitem să afirmăm că modelul propus de Ozden și Ertas [30] este cel mai convingător dintre cele prezentate anterior, chiar dacă nu surprinde corect forța asociată ambelor sensuri de deplasare (curbele histerezis în cazul îmbinărilor hibride nu sunt perfect simetrice față de origine).

4.1.3. Analogia Grinzii Monolite (Pampanin ș.a. [23])

Când rostul de contact dintre grindă și stâlp se deschide, problema compatibilității deformațiilor din jurul nodului este dificil de estimat. Datorită nerespectării ipotezei secțiunilor plane, variația deformațiilor pe înălțimea secțiunii (curbura) nu are o valoare constantă, ceea ce generează două necunoscute în determinarea stării de deformație în zona de interfață grindă-stâlp (v. Fig. 4.3), și anume:

- **poziția axei neutre (c);**
- **valoarea deformației în fibra extremă comprimată de beton (ε_c).**

Desigur, cunoașterea completă a stării de deformație, cunoscând doar două necunoscute, presupune cunoașterea **unghiului de deschidere a rostului (θ_{des})** și a **modului de variație a deformațiilor în zona comprimată** (v. Fig. 4.3, unde este reprezentat modul de variație liniar).

În 2001, Pampanin ș.a. [23] au propus o metodă de determinare a deformației fibrei extreme de beton, făcând o analogie între grinda monolită și grinda cu îmbinări hibride. Autorii au presupus că ambele tipuri de elemente ar trebui să aibă aceeași săgeată în dreptul punctului de inflexiune (Δ_{tot}) (poziția din lungul grinzii în care momentul încovoietor schimbă semnul), dacă acestea corespund aceleiași deplasări relative de nivel (Fig. 4.4). Cum, în general, deformația post-elastică se poate descompune în deformație

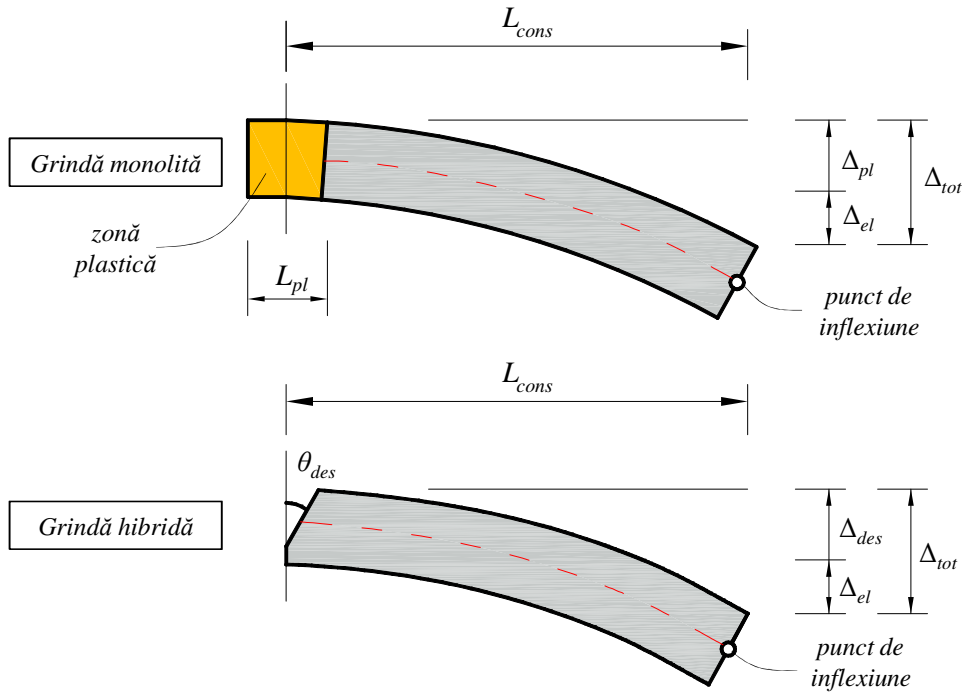


Fig. 4.4 Principiul Analogiei Grinzii Monolite (Pampanin ș.a. [23])

elastică și deformație plastică, și considerând că aportul deformației elastice (Δ_{el}) este același în ambele cazuri, s-a putut scrie o relație de egalitate între componentele deplasărilor plastice ($\Delta_{pl} = \Delta_{des}$). Practic, determinarea deplasării plastice, în ipoteza micilor deformații, presupune estimarea rotirii de corp rigid a grinzii în jurul centrului zonei plastice. În cazul îmbinărilor monolite, lungimea plastică (L_{pl}) se poate determina folosind diverse relații de calcul, iar în cazul îmbinărilor hibride, este suficientă cunoașterea unghiului de deschidere a rostului (θ_{des}).

Relațiile (4.1) și (4.2) sunt propuse de Pampanin ș.a. [23] pentru determinarea deplasărilor plastice:

$$\Delta_{pl} = \theta_{pl} L_{cons} = (\phi_{pl} l_{pl}) L_{cons} \quad (4.1)$$

$$\Delta_{des} = \theta_{des} L_{cons} \quad (4.2)$$

unde: θ_{pl} – rotirea zonei plastice ($\theta_{pl} = \phi_{pl} l_{pl}$);

ϕ_{pl} – curbura în stadiul plastic;

l_{pl} – lungimea zonei plastice;

L_{cons} – lungimea consolei (lungimea măsurată de la fața stâlpului până la punctul de inflexiune).

Egalând relațiile (4.1) (4.2), se ajunge la ecuația deformației fibrei extreme comprimate de beton [23]:

$$\epsilon_c = \left[\frac{(\theta_{des} \cdot L_{cons})}{\left(L_{cons} - \frac{l_{pl}}{2} \right) \cdot l_{pl}} + \phi_y \right] \cdot c \quad (4.3)$$

unde: c – înălțimea zonei comprimate;

ϕ_y – curbura la curgere.

Pentru determinarea lungimii plastice, autorii utilizează relația propusă de Paulay și Priestley [58]:

$$l_{pl} = 0,08 \cdot L_{cons} + l_{sp} \quad (4.4)$$

unde:

$$l_{sp} = 0,022 \cdot f_y \cdot d_{bl} \quad (4.5)$$

și reprezintă lungimea de pătrundere a deformațiilor armăturii în matricea de beton. În relația (4.5), f_y – reprezintă rezistența la curgere a armăturii (în MPa), iar d_{bl} – este diametrul armăturii (în mm).

Relația (4.3) este deosebit de utilă, deoarece deformația ε_c rezultă direct, (dacă se cunoaște înălțimea zonei comprimate - c), toți termenii din paranteza dreaptă fiind constanți. Trebuie să precizăm că, pentru determinarea lui l_{pl} , trebuie găsită varianta monolită echivalentă a grinzii cu îmbinări hibride, ceea ce poate constitui o problemă mai delicată. Una dintre prezumțiile de bază a metodei *DDBD* (*Direct Displacement Based Design*) precizează că: rigiditatea elastică nu depinde de cantitatea de armătură (procentul de armare), ci doar de caracteristicile geometrice (înălțimea secțiunii, etc.), dar pe de altă parte, capacitatea de rezistență, la nivel de secțiune, este influențată de modul de armare [10]. Prin urmare, varianta monolită ar putea presupune un element cu aceleași caracteristici geometrice (dimensiuni secționale, lungimi, etc.), dar cu o cantitate suficientă de armătură întinsă, astfel încât să poată echivala cantitatea de armătură specială întinsă și cantitatea de armătură post-tensionată.

Cu toate acestea, problema nu este rezolvată în totalitate, înălțimea zonei comprimate fiind necunoscută. Pampanin ș.a. propun, în același studiu [23], ca înălțimea zonei comprimate să fie determinată iterativ, validarea fiecărei iterații făcându-se cu ajutorul unei condiții de echilibru static. Pașii de implementare a metodei sunt prezentați în continuare:

Pas 1: Se impune o valoare pentru θ_{des} ;

Pas 2: Se impune o valoare pentru c ;

Pas 3: Se aplică **Analogia Grinzii Monolite**;

Pas 4: Se calculează ε_c ;

Pentru evaluarea lui ε_c se utilizează relația (4.3), sau, dacă neglijăm aportul lui ϕ_y și facem

următoarea aproximare: $\left(L_{cons} - \frac{l_{pl}}{2} \right) \cong L_{cons}$; se obține următoarea relație:

$$\varepsilon_c = \frac{\theta_{des}}{l_{pl}} \cdot c \quad (4.6)$$

Pas 5: Se calculează rezultanta eforturilor din zona comprimată;

Pentru aceasta este necesar să se adopte o lege de variație a deformațiilor pe înălțimea comprimată. Distribuția poate fi liniară (reprezentată în Fig. 4.3) sau constantă pentru a ușura calculul, sau de orice altă formă, dacă se caută o reprezentare mai fidelă a fenomenului.

Rezultanta compresiunilor se obține prin însumarea tensiunilor din beton (F_c).

Pas 6: Se verifică condiția de echilibru static;

Aici intervin: rezultanta compresiunilor din beton (calculată la pasul anterior), efortul total din armătura specială comprimată (F_{sc}) (dacă este inclusă în zona comprimată de beton), efortul total din armătura specială întinsă (F_{si}) și efortul total din armătura post-tensionată (F_p).

Relația de echilibru la nivel de secțiune ($F_{sec} = 0$) devine:

$$F_{sec} = F_c + F_{ss} + F_{si} + F_p = 0 \quad (4.7)$$

Pas 7: Dacă ecuația (4.7) este îndeplinită, atunci se trece la pasul următor, iar în caz contrar, se repetă procedeul începând cu **Pasul 2**;

Pas 8: Se calculează momentul la nivel de secțiune.

Având determinată valoarea momentului în zona de rost, se poate face o verificare a secțiunii, sau folosind ecuații de echilibru static, se poate calcula forța orizontală de nivel. Atribuind valori succesive pentru θ_{des} și ținând cont de încovoierea elastică a elementelor, Pampanin ș.a. [23], folosind procedeul prezentat anterior, au obținut curbe *forță-deplasare* pentru mai multe specimene ale programului experimental PRESSS. Comparând cu rezultatele experimentale, s-a observat o asemănare aproape perfectă pentru în cazul a două specimene (M-P-Z4 și O-P-Z4), ceea ce confirmă eficacitatea modelului de calcul.

4.1.4. Modele care folosesc elemente de tip resort

Un alt model de calcul pentru modelarea comportării rostului de îmbinare (zona de contact dintre capătul de grindă și stâlp) este propus de Spieth ș.a. [59]. Autorii surprind închiderea și deschiderea rostului prin folosirea elementelor de legătură de tip resort (din engl. *spring elements*) care lucrează doar la compresiune (rigiditatea la întindere fiind ignorată). De asemenea, în modelul propus, este inclus efectul deformațiilor axiale ale grinzilor, iar la nivel de structură se ține cont de influența alungirii tendoanelor post-tensionate.

Tot aici ([59]), se reușește modelarea unor probe experimentale (sub formă de nod de cadru) folosind zece elemente de tip resort (acest număr a fost determinat în urma aplicării a două scheme de integrare:

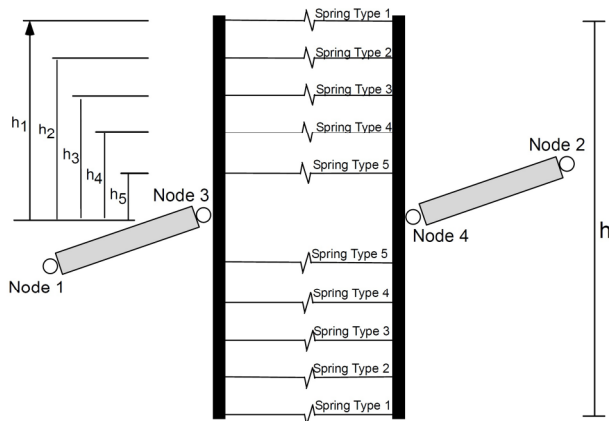


Fig. 4.5 Modelarea rostului de montaj cu elemente de tip resort (Spieth ș.a. [59])

Gauss și Lobatto), distribuite uniform pe întreaga înălțime a secțiunii (v. Fig. 4.5). Menționăm că specimenele în discuție nu sunt de tipul nodurilor hibride, însă au o alcătuire și o comportare asemănătoare, armăturile post-tensionate neaderente și barele cu rol de disipatori de energie seismică având aceleași atribuții [60]. Una dintre diferențe constă în aceea că, îmbinarea propriu-zisă nu se face la fața stâlpului, ci prin intermediul unor dispozitive metalice, sau console scurte din beton armat (această observație dorește clarificarea schiței din Fig. 4.5, în care apar elemente liniare de grindă în ambele părți ale îmbinării). Revenind,

cele zece elemente de tip resort modelează doar contactul între fețele plane ale îmbinării, armăturile post-tensionate și barele cu rol de disipatori de energie fiind introduse sub o altă formă (v. [59]).

Rezultatele obținute cu modelul propus sunt calitative, însă nu sunt oferite date cantitative referitoare la diferențele față de rezultatele experimentale. Prin urmare, această abordare de modelare a rostului nu poate fi ignorată, însă rămâne a fi definitivată prin cercetări ulterioare.

4.1.5. Insuficiențele soluțiilor de calcul existente

Eficiența metodelor de calcul simplificat (expuse în *capitolul 2.3.2*) se limitează la determinarea ariilor de armătură, fără a oferi soluții practice pentru stabilirea lungimii de neaderență a barelor de armătură specială. De asemenea, nu există recomandări cu privire la diametrul țevelor de oțel în care aceste bare sunt înglobate. Considerăm legătura dintre bară și țevă, ca și capacitatea de blocare a deformațiilor în cazul producerii flambajului inelastic (la nivelul barelor de armătură specială) sunt puternic influențate de dimensiunile secționale ale țevelor de oțel. Chiar dacă Raynor ș.a. [46], au oferit informații deosebit de importante asupra modului de rupere a aderenței, problema flambajului inelastic împiedecat rămâne încă un subiect netratat.

Aceste probleme nu sunt surprinse explicit nici cu ajutorul modelelor de calcul numeric, însă, pe de altă parte, au arătat că sunt capabile să surprindă comportarea la acțiuni alternante. Trebuie să atragem

atenția asupra modului în care modelele numerice au fost calibrate în raport cu rezultatele experimentale. Înafara studiilor lui Ozden și Ertas [30] și Spieth ș.a. [59], toate modelele numerice prezentate în anterior au avut ca și etalon rezultatele programului experimental demarat la NIST și a programului PRESSS, ori acestea nu pot constitui un eșantion reprezentativ pentru surprinderea tuturor factorilor care influențează comportarea îmbinării. Caracterul, spunem noi, subiectiv sub care s-au determinat legile de comportare histerezis, face ca modelele cu plasticitate concentrată (modelele bazate pe curbe histerezis) să nu fie aplicabile în orice situație. Chiar și modelul propus de Ozden și Ertas [30], care a fost catalogat ca fiind cel mai performant, este influențat de testele prezentate în referința [29], iar prin dependența de doar a doi parametri, care iau în calcul doar aportul cantității de armătură specială, fac din acest model, unul cu capabilități limitate.

Desigur, modele numerice bazate pe modificarea curbelor histerezis pot fi adaptate și altor situații. Spre exemplu, dacă pentru aceleași probe experimentale s-ar adopta alte lungimi de neaderență, testele ar trebui reluate, iar modelele numerice recalibrate. Datorită acestei interdependențe, eficacitatea este redusă din punctul de vedere al costurilor implicate.

O alternativă ar fi varianta propusă de Hawileh ș.a. [55], însă inconvenientul apelării la un astfel de model numeric provine tocmai din complexitatea sa. Folosirea programelor de element finit, gen ANSYS, ABAQUS, ADINA, etc., necesită o însușire temeinică a tehnicilor de modelare numerică din partea utilizatorului. De asemenea nu trebuie neglijat nici timpul alocat modelării, analizei și prelucrării rezultatelor, acesta variind în funcție de dimensiunile și complexitatea problemei, pe de-o parte, și de resursele de calcul disponibile (performanțele unităților de calcul: calculatoare, servere, etc.), pe de altă parte. Cu toate acestea, considerăm că printr-o astfel de abordare, îmbinările hibride pot fi modelate cu o acuratețe foarte bună.

Analogia Grinzii Monolite este un principiu simplu de aplicat și deosebit de eficient. În prezent este unanim acceptat ca fiind o condiție de compatibilitate a deformațiilor la nivelul zonei comprimate și, prin urmare, poate fi aplicată la calculul îmbinărilor hibride. O precizare referitoare la modul de determinare a lungimii zonei plastice (l_{pl}) este necesară. Lungimea zonei plastice corespunde grinzii monolite echivalentă (grindă monolită din beton armat care prezintă aceeași deformație în punctul de inflexiune ca și grinda hibridă) și intervine la numitor în ecuația (4.6). Pentru calcularea lungimii zonei plastice există în literatura de specialitate mai multe relații de calcul, Pampanin ș.a. [23] adoptând relația (4.4).

Într-un studiu recent demarat de Bae și Bayrak [61], în urma unei analize critice asupra relațiilor de calcul existente pentru determinare lungimii zonei plastice la stâlpi, în care a fost studiată și propunerea lui Paulay și Priestley [58], s-a ajuns la o altă modalitate de calcul, în care sunt incluse atât influența forței axiale aplicate, cât și aportul procentului de armare din zona întinsă. Relația propusă este (v. [61]):

$$\frac{l_{pl}}{h} = \left[0,3 \left(\frac{P}{P_0} \right) + 3 \left(\frac{A_s}{A_g} \right) - 0,1 \right] \frac{L}{h} + 0,25 \geq 0,25 \quad (4.8)$$

unde: l_{pl} – lungimea zonei plastice;

h – înălțimea secțiunii;

P – forța axială aplicată;

P_0 – capacitatea la compresiune;

A_s – aria de armătură longitudinală întinsă;

A_g – aria de totală de beton;

L – lungimea stâlpului.

Importanța aprecierii cât mai exacte a lungimii zonei plastice se poate verifica imediat în *Analogia Grinzii Monolite*, deoarece aceasta influențată direct înălțimea zonei comprimate și, implicit, eforturile la nivel de secțiune. În concluzie, neajunsurile soluțiilor de calcul existente împiedică analiza cu metode numerice a îmbinărilor hibride care ies din tiparul specimenelor prezentate la NIST [2]. Cum interesează influența lungimii de neaderență a barelor de armătură specială asupra comportării de ansamblu a nodurilor, considerăm că este nevoie de un nou model de calcul numeric, care să beneficieze de un grad ridicat de generalitate, dar care să nu necesite resurse mari de implementare. În această direcție, în

capitolul 4.3 este propus un model de calcul, care folosește conceptul de analiză neliniară la nivel de fibră, și care este capabil să surprindă comportarea la acțiuni alternante a barelor de armătură specială. Această abordare se bazează pe modelul propus de El-Sheikh ș.a. [52,53] și pe principiul *Analogiei Grinzii Monolite*.

4.2. Modele constitutive uniaxiale pentru bare de oțel

4.2.1. Premisele integrării modelelor uniaxiale la acțiuni alternante

Modelarea completă a nodurilor hibride la acțiuni alternante presupune obținerea curbelor histerezis cu o acuratețe cât mai bună. Pentru un ciclu oarecare de încărcare-descărcare sunt esențiale trei aspecte:

- valoarea efortului corespunzător fiecărei stări de deformație;
- aria interioară a ramurilor de încărcare-descărcare;
- valoarea deformației remanente (deformația când solicitarea exterioară revine la zero).

Dacă aceste trei mărimi corespund unor rezultate ce pot fi considerate etalon (spre exemplu rezultatele unor teste experimentale), atunci modelul de calcul prin care s-au generat ciclurile histerezis este unul pretabil studiului nodurilor hibride.

Obținerea pe cale numerică a curbelor histerezis este departe de a fi o problemă facilă, ca dovadă fiind complexitatea modelelor numerice prezentate în *capitolul 4.1*. Analizând influența armăturilor asupra comportării de ansamblu, s-a dovedit că aportul armăturii speciale la preluarea momentului rezistent este factorul cu cea mai mare influență [29]. Prin urmare, considerăm că legile de comportare adoptate, în cazul armăturilor speciale, sunt de o importanță deosebită.

Pentru modelele cu capabilități de analiză la nivel de fibră, cea mai convenabilă soluție o reprezintă integrarea relațiilor constitutive uniaxiale la acțiuni ciclice. Astfel, se poate ține cont de efectul Bauschinger, și de asemenea, de fenomenele de ecruisare/înmuiere izotropă și cinematică (din engl. *isotropic hardening/softening, kinematic hardening/softening*). Cu siguranță, aceste fenomene reologice influențează alura curbelor histerezis la nivel de îmbinare, chiar dacă sunt aplicate doar armăturilor speciale. Ca justificare, reamintim faptul că, armătura post-tensionată este gândită să rămână exclusiv în stadiul elastic, iar influența solicitărilor alternante asupra fibrelor comprimate de beton se rezumă doar la evaluarea corectă a deformațiilor remanente. Un alt aspect important este acela că barele de armătură specială pot fi modelate indiferent de diametru, proprietăți de material, sau lungime de neaderență.

Din dorința de a implementa un procedeu de calcul cu analiză la nivel de fibră, în care comportarea barelor de armătură specială să fie simulată cu ajutorul modelelor constitutive uniaxiale la acțiuni ciclice, prezentăm în continuare cele mai reprezentative soluții de modelare numerică a barelor de armătură.

4.2.2. Modelul Menegotto-Pinto

În analizele la solicitări alternante este important ca legile constitutive ale materialelor să fie capabile să surprindă corect fenomenele reologice care au loc atât în stadiile de încărcare, cât și în cele de descărcare. Pentru situațiile în care este necesară modelarea barelor de oțel, când este dovedită suficiența implementării doar a comportării la acțiuni axiale, există câteva modele constitutive care s-au dovedit eficiente de-a lungul timpului. Probabil primul, și cu siguranță cel mai important model constitutiv, care stă la baza tuturor modelelor constitutive uniaxiale folosite în cazul barelor de armătură, este modelul *Menegotto-Pinto* [62] (după alți autori, acesta apare și sub denumirea de *Giuffre-Menegotto-Pinto*).

În esență, modelul Menegotto-Pinto este o extindere a modelului Ramberg-Osgood [63], care deși a fost conceput la începutul anilor '40, a rămas până în momentul de față unul dintre cele mai utilizate modele constitutive uniaxiale la acțiuni monotone. Meritele autorilor Menegotto și Pinto sunt acelea că:

- au determinat ecuațiile pentru ramurile de descărcare;
- au inclus efectul Bauschinger și fenomenele de ecruisare;
- au formulat o relație generală de calcul, în care variația efortului unitar σ este reprezentată de

o funcție cu o singură variabilă, această variabilă fiind deformația unitară ε .

Pentru înțelegerea legăturii care există între relațiile Menegotto-Pinto și modelul Ramberg-Osgood, trebuie să facem câteva precizări. Expresia analitică propusă de Ramberg și Osgood, care descrie comportarea la acțiuni monotone pentru un tip de material care lucrează după o singură direcție, se găsește în referința [63], și este reluată în ecuația (4.9):

$$\varepsilon = \frac{\sigma}{E} + K \left(\frac{\sigma}{E} \right)^n \quad (4.9)$$

unde: ε – deformația unitară;
 σ – efortul unitar;
 E – modulul de elasticitate longitudinal (modulul lui Young);
 K, n – constante de material.

Raportând la efortul de curgere σ_y , ecuația (4.9) devine:

$$\varepsilon = \frac{\sigma}{E} + \alpha \frac{\sigma_y}{E} \left(\frac{\sigma}{\sigma_y} \right)^n \quad (4.10)$$

unde: α – constantă de material.

Se observă faptul că, primul termen al sumei (σ / E) reprezintă palierul elastic, unde se respectă, întocmai, legea lui Hooke, iar cel de-al doilea termen al sumei reprezintă palierul post-elastic, care are o rată de creștere exponențială, dictată de constanta de material n .

Modelarea armăturilor de tipul PC52 cu ajutorul relației (4.10) poate fi observată în Fig. 4.6, unde se figurează și modelul *ideal bi-liniar*. Pentru calibrarea modelului Ramberg-Osgood, constantelor de material α și n s-au atribuit valorile 5,4; respectiv 6,0; iar modulul de elasticitate longitudinal și efortul de curgere au fost introduși cu valorile $200000MPa$, respectiv $345MPa$. Diferențele între cele două modele sunt vizibile în zona limitei de proporționalitate.

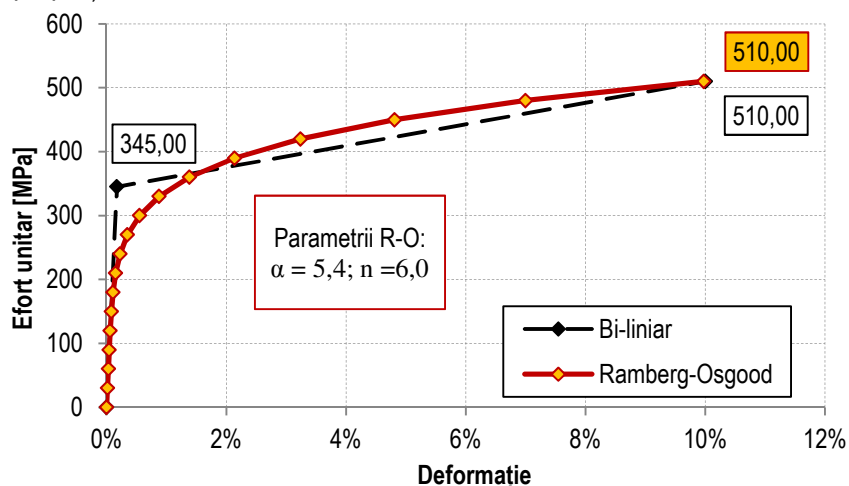


Fig. 4.6 Modelul constitutiv pentru oțel PC52 în variantele Rumberg-Osgood și ideal bi-liniar

Revenind la modelul Menegotto-Pinto, prezentăm în relația (4.11) ecuația generală de calcul scrisă sub formă normalizată:

$$\sigma_s^{norm} = b \varepsilon_s^{norm} + \frac{(1-b) \varepsilon_s^{norm}}{\left[1 + \left(\varepsilon_s^{norm} \right)^{R_n} \right]^{1/R_n}} \quad (4.11)$$

unde: σ_s^{norm} – valoarea normalizată a efortului unitar, v. ec. (4.12);

$$\sigma_s^{norm} = \frac{\sigma - \sigma_r^{(n-1)}}{\sigma_y^{(n)} - \sigma_r^{(n-1)}} \quad (4.12)$$

ε_s^{norm} – valoarea normalizată a deformației unitare, v. ec. (4.13);

$$\varepsilon_s^{norm} = \frac{\varepsilon - \varepsilon_r^{(n-1)}}{\varepsilon_y^{(n)} - \varepsilon_r^{(n-1)}} \quad (4.13)$$

b – raportul de ecrusare: raportul dintre coeficientul de ecrusare și modulul de elasticitate longitudinal, v. ec. (4.14);

$$b = E_{sh} / E_s \quad (4.14)$$

R_n – raza de curbură între două asimptote succesive, v. ec. (4.15) și Fig. 4.7.

$$R_n(\xi_n) = R_0 - \frac{A_1 \cdot \xi_n}{A_2 + \xi_n} \quad (4.15)$$

Semnificațiile termenilor din relațiile (4.12)÷(4.15) sunt prezentate în continuare (v. Fig. 4.7):

ε – deformația unitară a elementului de bară;

σ – efortul unitar corespunzător deformației unitare ε ;

$\varepsilon_y^{(n)}, \sigma_y^{(n)}$ – deformația și efortul unitar corespunzător, asociate punctului teoretic de curgere a fiecărei ramuri de încărcare/descărcare n ;

$\varepsilon_r^{(n-1)}, \sigma_r^{(n-1)}$ – deformația și efortul unitar corespunzător, asociate punctului de inversare (din engl. *reversal point*) dintre două ramuri succesive de încărcare/descărcare $n-1$ și n ;

E_{sh} – coeficient de ecrusare, sau rigiditatea post-elastică;

Observație: – coeficientul de ecrusare reprezintă panta de consolidare și poate fi calculat cu relația:

$$E_{sh} = \frac{\sigma_{uk} - \sigma_{yk}}{\varepsilon_{uk} - \varepsilon_{yk}} \quad (4.16)$$

unde: $\varepsilon_{yk}, \sigma_{yk}$ – valorile caracteristice ale deformației și efortului de curgere;

$\varepsilon_{uk}, \sigma_{uk}$ – valorile deformației și efortului de rupere la întindere.

E_s – modulul de elasticitate longitudinal (modulul lui Young), sau rigiditatea elastică;

R_0, A_1, A_2 – constante de material;

ξ_n – valoarea incursiunii plastice. Se calculează cu ajutorul relației (4.17), unde se observă că mărimea incursiunii plastice pentru fiecare ramură n este egală cu diferența dintre deformația asociată ultimului punct de inversare $\varepsilon_r^{(n-1)}$ și deformația punctului teoretic de curgere anterior $\varepsilon_y^{(n-1)}$:

$$\xi_n = \varepsilon_r^{(n-1)} - \varepsilon_y^{(n-1)} \quad (4.17)$$

Având o bară de oțel solicitată la cicluri de încărcare-descărcare axială, cu ajutorul modelului Menegotto-Pinto se poate construi întreaga istorie de solicitare, folosind ca date de intrare doar valorile discrete ale deformațiilor (ε) și caracteristicile de material: E_s, E_{sh} (care se determină cu relația (4.16)), R_0, A_1 și A_2 . În esență, ecuațiile descrise mai sus nu fac altceva decât să traseze o curbă între două puncte de inversare succesive (v. Fig. 4.7). Această curbă este ghidată de două drepte la care tinde asimptotic: prima având panta egală cu rigiditatea elastică a materialului (E_s), iar cea de-a doua având panta egală cu rigiditatea post-elastică (E_{sh}). La intersecția asimptotelor, curba generată cu modelul Menegotto-Pinto are

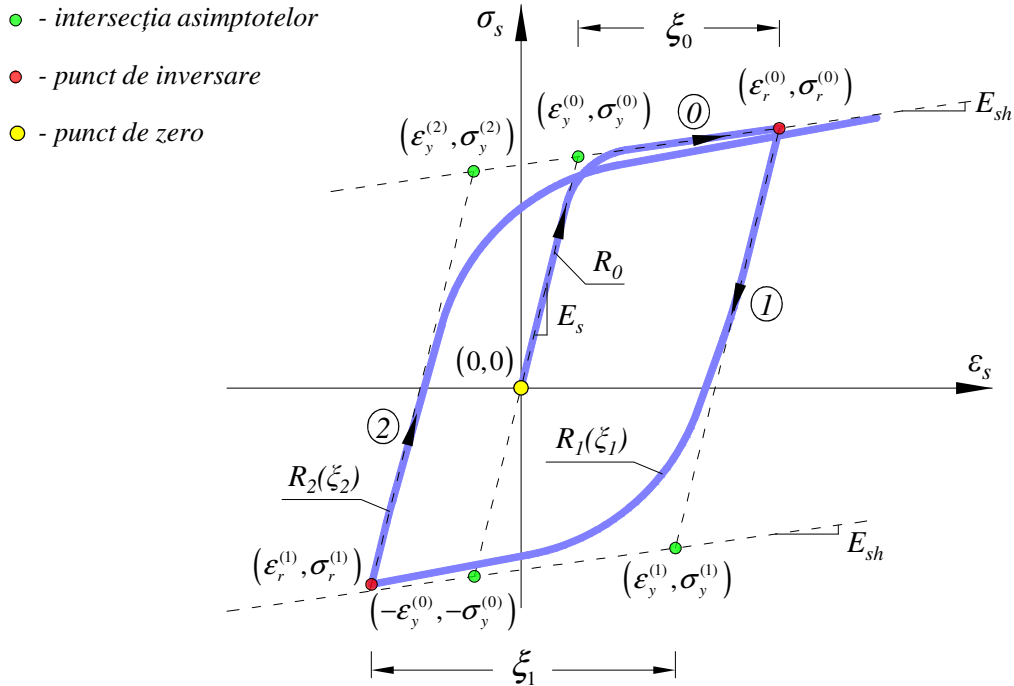


Fig. 4.7 Représentarea grafică a modelului Menegotto-Pinto [62]

o rază de racordare (rază de curbură relativă la cele două asimptote) care depinde de istoria solicitării, și care variază o dată cu apariția punctelor de inversare. Cu ajutorul razei de racordare (notată cu R_n) se simulează efectul Bauschinger.

După fiecare punct de inversare $(\epsilon_r^{(n-1)}, \sigma_r^{(n-1)})$, noul punct teoretic de curgere $(\epsilon_y^{(n)}, \sigma_y^{(n)})$ este determinat imediat, după care se poate continua procesul de calcul. Spre exemplu, dacă urmărim graficul din Fig. 4.7, observăm că pentru ramura de încărcare cu numărul doi ($n=2$), trebuie cunoscute coordonatele punctului teoretic de curgere $(\epsilon_y^{(2)}, \sigma_y^{(2)})$. Din acest motiv, ultimul punct de inversare poartă indicele ultimei ramuri de încărcare-descărcare $(\epsilon_r^{(1)}, \sigma_r^{(1)})$, sau spus altfel: o ramură de încărcare-descărcare începe să se formeze imediat după depistarea punctului de inversare, fără sa-l includă pe acesta din urmă, și se termină imediat după depistarea și includerea punctului de inversare următor.

Înainte de a trece mai departe, trebuie să atragem atenția asupra a câtorva aspecte. Ecuațiile (4.12) și (4.13) nu corespund, întocmai, primului model propus de Menegotto și Pinto. În varianta inițială, așa cum precizează și autorii Gomes și Appleton [64], valorile normalizate ale deformațiilor și eforturilor unitare se raportau doar la caracteristicile punctului de curgere din prima ramură ($n=0$). În ecuațiile (4.18)÷(4.19) sunt prezentate relațiile inițiale ale modelului Menegotto-Pinto, dar precizăm că acestea sunt incapabile să surprindă influența reală a istoriei de solicitare. În ecuațiile inițiale, valorile normalizate ale tensiunilor și a deformațiilor unitare se raportează întotdeauna punctul inițial de curgere, indiferent de natura solicitării precedente. Prin urmare, dacă descărcarea nu este completă, varianta inițială a modelului Menegotto-Pinto subvaluează starea se solicitare reală.

$$\sigma_s^{norm} = \frac{\sigma - \sigma_r^{(n-1)}}{2\sigma_y^{(0)}} \quad (4.18)$$

$$\epsilon_s^{norm} = \frac{\epsilon - \epsilon_r^{(n-1)}}{2\epsilon_y^{(0)}} \quad (4.19)$$

Pentru a face, totuși, o paralelă între modelul Menegotto-Pinto prezentat anterior și modelul Ramberg-Osgood, chiar și pentru cazul monoton de solicitare, este necesară generarea doar a ramurii cu indicele zero ($n=0$), în care punctul de inversare necesar $(\epsilon_r^{(-1)}, \sigma_r^{(-1)})$ coincide cu punctul de zero, sau punctul de

origine $(0,0)$. În Fig. 4.8 se poate observa că pentru anumite valori ale constantelor de material R_0 , A_1 și A_2 , curba generată cu modelul Menegotto-Pinto se suprapune perfect peste curba ideal bi-liniară.

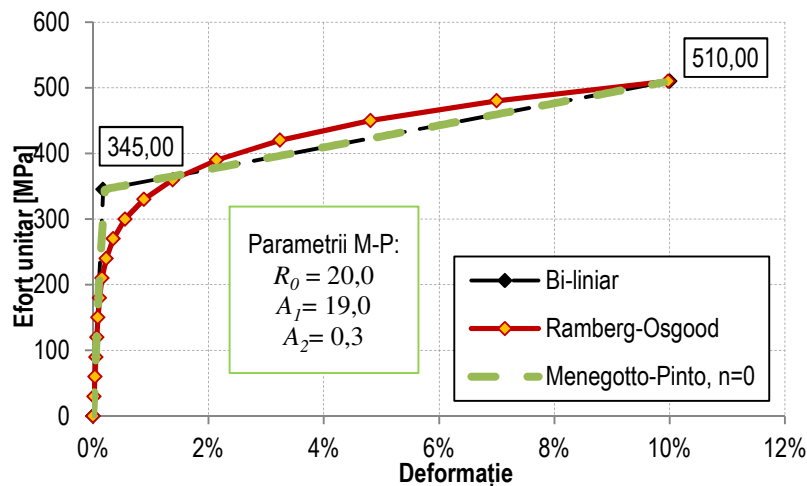


Fig. 4.8 Comparatie între modelele Menegotto-Pinto și Ramberg-Osgood

4.2.3. Modelul Monti-Nuti

Un alt model constitutiv important, care se bazează pe modelul Menegotto-Pinto, este modelul Monti-Nuti [44]. Deosebirea, sau noutatea, constă în introducerea unor reguli de ecruisare, cu ajutorul cărora, comportarea la acțiuni alternante a barelor de oțel devine mai fidelă fenomenului real. De asemenea, este inclus și fenomenul de flambaj inelastic, care, conform autorilor, este foarte probabil să se producă pentru barele care au o lungime liberă (nerezemată) mai mare de cinci diametre ($l_b/d_b > 5$; l_b – lungimea nerezemată a barei; d_b – diametrul barei). Procedura de calibrare a modelului este prezentată pas cu pas în [44] și are un grad mare de generalitate, modelul Monti-Nuti fiind aplicabil oricărui tip de oțel.

Regulile de ecruisare prezentate în referința [44], care nu cuprind flambajul inelastic, sunt în număr de patru:

1) Regula de ecruisare cinematică:

Prin această regulă, valoarea efortului unitar de curgere ($\sigma_y^{(n)}$) pentru ramura (n) de încărcare-descărcare se abate de la legea Menegotto-Pinto prin următoarea relație:

$$\sigma_y^n = \sigma_y^{(0)} \cdot \text{sign}(-\xi_n) + \underbrace{\sum_{i=1}^{n-1} bE\xi_i}_{\Delta\sigma_K^{(n-1)}} \quad (4.20)$$

unde: termenii au semnificațiile prezentate în *capitolul 4.2.2*, iar funcția $\text{sign}(x)$ este *funcția signum* (semn).

2) Regula de ecruisare izotropă:

Efortul unitar de curgere pentru ramura (n) de încărcare-descărcare, ținând cont de fenomenul de ecruisare izotropă, se calculează cu relația:

$$\sigma_y^n = \sigma_y^{(0)} \cdot \text{sign}(-\xi_n) + \underbrace{\left[\sum_{i=1}^{n-1} |bE\xi_i| \cdot \text{sign}(\Phi_n) \right]}_{\Delta\sigma_I^{(n-1)}} \cdot \text{sign}(-\xi_n) \quad (4.21)$$

Termenul Φ_n este definit, ca fiind: lucrul mecanic efectuat în ramura de încărcare-descărcare anterioară, notată $(n-1)$; și se calculează cu relația (4.22).

$$\Phi_n = \frac{1}{2} \left(\sigma_r^{(n-1)} - \sigma_y^{(n-1)} \right) \xi_n \quad (4.22)$$

3) Regula care ține cont de istoria solicitării (regula de memorie):

Monti și Nuti precizează în [44], faptul că: *incursiunea plastică pentru ramura curentă de încărcare-descărcare își schimbă valoarea doar dacă este mai mare decât maxima obținută până în acel moment.* Prin urmare, regula de memorie a modelului Monti-Nuti impune cunoașterea încursiunii plastice maxime ξ_{max} la care să se raporteze ramura curentă (n). Dacă pentru ramura ($n-1$), încursiunea plastică ξ_{n-1} este mai mică decât maxima produsă pentru ciclurile $(0) \div (n-2)$, ξ_{max} își păstrează valoarea, iar în caz contrar se actualizează cu valoarea lui ξ_{n-1} .

Un alt parametru este *incursiunea plastică adițională* (γ_n). Acesta, reprezintă o funcție cu două ramuri, care are valoarea zero dacă încursiunea plastică maximă nu trebuie actualizată, sau o valoare nenulă în caz contrar.

Incursiunea plastică maximă ξ_{max} și încursiunea plastică adițională γ_n se calculează cu relațiile:

$$\xi_{max} = \max\left(|\varepsilon_r^{(i)} - \varepsilon_y^{(i)}|\right); \quad i = \{0 \dots n-2\} \quad (4.23)$$

$$\gamma_n = \begin{cases} (|\xi_{n-1}| - \xi_{max}) \cdot \text{sign}(\xi_{n-1}), & \text{dacă: } |\xi_{n-1}| > \xi_{max} \\ 0, & \text{dacă: } |\xi_{n-1}| \leq \xi_{max} \end{cases} \quad (4.24)$$

4) Regula de saturație:

Dacă în modelul Menegotto-Pinto, parametrul b se menține constant pe toată secvența de încărcare, în modelul Monti-Nuti, acesta variază în funcție de istoria încursiunilor plastice, devenind un parametru b_n , care se actualizează după fiecare punct de inversare. Ca și consecință, asimptota de pantă E_{sh} din Fig. 4.7 se modifică în raport cu valoarea inițială, și odată cu aceasta, se modifică înfășurătoarea eforturilor unitare. Relația de calcul a parametrului b_n (necesar modelului Monti-Nuti) este următoarea:

$$b_n = b \cdot e^{\left(bE \sum_{i=1}^{n-1} \gamma_i \right) / (-0,5\sigma_y^{(0)})} \quad (4.25)$$

unde: γ_i – este încursiunea plastică adițională, care se calculează cu relația (4.24) prin simpla înlocuire a indicelui i cu n .

Dacă se integrează în modelul Menegotto-Pinto, cele patru reguli de ecruisare se pot aplica individual pentru orice tip de oțel. Integrarea este posibilă, deoarece intervențiile asupra modelului de calcul nu afectează ecuațiile (4.11)÷(4.13). Totuși, particularitățile constau în:

- modul de evaluare punctelor teoretice de curgere;
- modul de evaluare a încursiunii plastice;
- modificarea înfășurătoarei de eforturi, care se modifică odată cu variația parametrului b_n .

Inconvenientul, în aplicarea practică, este acela că trebuie reținută întreaga istorie de solicitare, sau cel puțin a tuturor punctelor teoretice de curgere (punctele de intersecție a asimptotelor) și a punctelor de inversare. Dacă se combină simultan toate cele patru reguli de ecruisare, modelul Monti-Nuti devine mult mai cuprinzător. Acest lucru este posibil doar dacă punctele teoretice de curgere se calculează cu relația (4.26), unde regula de saturație se aplică prin înlocuirea lui b cu b_n (v. [44]). Prin termenul $\Delta\sigma_{KIM}^{(n-1)}$ se combină regulile de ecruisare cinematică ($\Delta\sigma_K^{(n-1)}$, v. (4.20)), izotropă și regula de memorie. Semnificațiile termenilor din ecuația (4.26) nu diferă față de cele definite anterior, însă intervine un parametru nou, notat cu P , care este un coeficient de pondere, cu valori în intervalul $[0;1]$. P se obține experimental, iar cu ajutorul acestuia se poate estima aportul individual al fenomenelor de ecruisare cinematică și izotropă. Spre exemplu, dacă $P=0,3$, atunci 30% din ecruisarea totală revine ecruisării cinematice, iar restul de 60% revine ecruisării izotrope.

$$\sigma_y^n = \sigma_y^{(0)} \cdot \text{sign}(-\xi_n) + \underbrace{\left[P \Delta \sigma_K^{(n-1)} + (1-P) \left[\sum_{i=1}^{n-1} |b E \gamma_i| \cdot \text{sign}(\Phi_i) \right] \right]}_{\Delta \sigma_{KIM}^{(n-1)}} \cdot \text{sign}(-\xi_n) \quad (4.26)$$

Determinarea lui P presupune un proces experimental destul de laborios [44]. Sunt necesare parcurgerea a două ramuri de solicitare (una de încărcare și una de descărcare), în urma cărora se determină: modulul de elasticitate (E_s), deformația și efortul de curgere inițiale ($\varepsilon_y^{(0)}$, $\sigma_y^{(0)}$), raportul dintre coeficientul de ecruisare și modulul de elasticitate longitudinal (b) și punctul teoretic de curgere la prima descărcare ($\varepsilon_y^{(1)}$, $\sigma_y^{(1)}$). Evident, pentru obținerea acestor rezultate trebuie să se dispună de aparatură performantă de laborator și personal calificat. Datorită acestor considerente și a faptului că trebuie reținută întreaga istorie de solicitare, dificultatea de implementare numerică a modelului Monti-Nuti devine o problemă care nu mai poate fi neglijată.

4.2.4. Alte modele constitutive

Unul dintre aspectele pe care modelele Menegotto-Pinto și Monti-Nuti îl au în comun este acela că, ambele se raportează, mai mult sau mai puțin, la modelul *ideal bi-liniar*. Acest fapt este vizibil prin simpla dependență față de asimptotele de pantă E_s și E_{sh} (v. Fig. 4.7), care împreună constituie înfășurătoarea maximă posibilă pentru întreaga secvență de solicitare. Desigur, dacă se aplică regula de saturație în modelul Monti-Nuti, atunci dependența față de modelul ideal bi-liniar este mult diminuată. Întrebarea firească este: dacă nu există modele constitutive, în care înfășurătoarea maximă să fie mai apropiată de forma reală a curbei monotone σ - ε ?

Două modele constitutive, care folosesc modelul monoton propus de Mander ș.a. [65] pe post de înfășurătoare, sunt modelele Dhakal-Maekawa [66] și Massone-Moroder [67]. Ambele sunt concepute, astfel încât să fie inclus și fenomenul de flambaj inelastic. Modelul Dhakal-Maekawa [66] se bazează chiar pe modelele constitutive Menegotto-Pinto și Monti-Nuti, însă prin includerea modelului Mander ș.a. [65], acesta devine foarte greu de implementat. Dezavantajul se regăsește și în modelul Massone-Moroder [67]. Albanesi și Nuti [68] amplifică gradul de complexitate și concep trei variante pentru forma înfășurătoarei maxime. Modelul se bazează pe ecuațiile Menegotto-Pinto și Monti-Nuti, și este capabil să includă flambajul inelastic. Considerăm că este cel mai performant model constitutiv (modelul Albanesi-Nuti [68]), dar, din păcate, este și cel mai dificil de implementat.

4.2.5. Motivația utilizării modelelor fără flambaj inelastic

Toate modelele constitutive amintite anterior, mai puțin modelul Menegotto-Pinto [62], includ și fenomenul de flambaj inelastic. Acestea au fost concepute pentru a surprinde comportarea barelor de armătură longitudinală, care sunt înglobate în structurile de beton armat supuse la acțiuni seismice. Este bine cunoscut faptul că, fără o confinare adecvată, armăturile longitudinale au tendința să flambeze după ce se depășește stadiul de strivire a stratului de acoperire cu beton. Fenomenul este preponderent în cazul stâlpilor de beton armat puternic solicitați.

În cazul structurilor hibride, există incertitudinea exprimată în [69], față de posibilitatea producerii flambajului inelastic a barele de armătură specială. Spre deosebire de barele longitudinale din elementele de beton armat, barele de armătură specială sunt introduse în țevi de oțel, ceea ce limitează deformația laterală din pierderea de stabilitate (v. Fig. 4.9, b). În consecință, chiar în ipoteza producerii flambajului inelastic, deformația laterală a barei depinde de distanța până la pereții țevii de oțel în care este înglobată. Acest fenomen este numit: *flambaj împiedicat*. Pe de altă parte, este posibil ca din cauza ruperii premature a mortarului de aderență (v. Fig. 4.9, a) să nu se atingă efortul critic de flambaj. Există și situația diametral opusă, când flambajul se poate produce după încetarea ruperii mortarului de aderență, ca urmare a creșterii lungimii de flambaj (v. Fig. 4.9, b). Desigur, acestea sunt pure speculații, deoarece în literatura de specialitate nu există încă sesizări cu privire la producerea flambajului inelastic a barelor de armătură specială. Mai mult, Raynor ș.a [46] nu au făcut nici o observație în acest sens, deși probele testate de

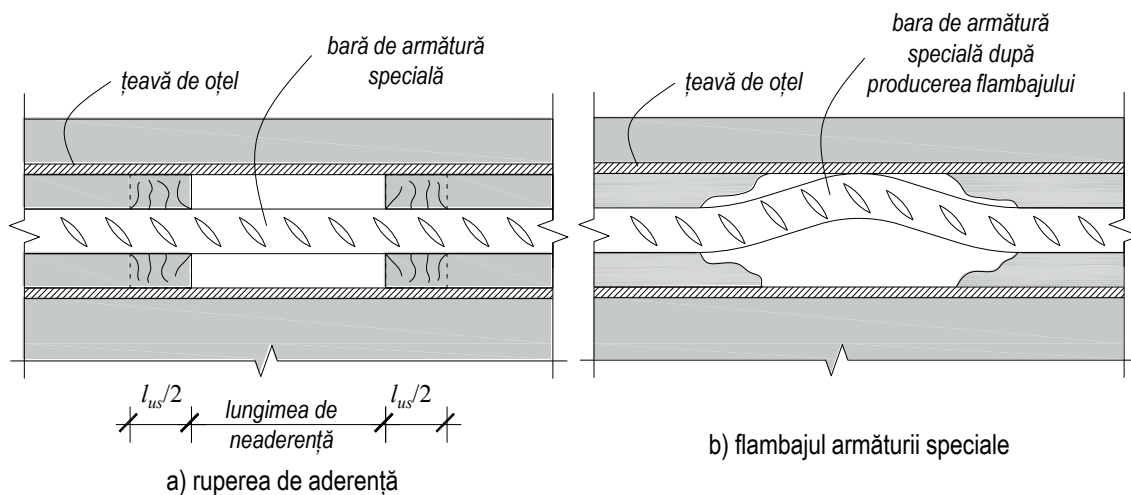


Fig. 4.9 Producerea flambajului împiedicat (Faur și Mircea [69])

aceștia au presupus bare cu diametre diferite pentru aceeași lungime de neaderență (lungimea de neaderență a variat între $6,67d_b$ și $11,11d_b$).

Suspiciunea producerii flambajului inelastic nu este neîntemeiată, în urma programului experimental demarat la INCERC Cluj-Napoca, după ce s-au extras, cu mari dificultăți, armăturile speciale a probei N1, s-a observat că acestea prezintă abateri de la geometria inițială de bară dreaptă. La acel moment, cauzele s-au identificat cu imperfecțiunile de montaj și calitatea defectuoasă a elementelor prefabricate de beton armat, dar nu putem exclude în totalitate și cauza de deformare laterală atribuită flambajului împiedicat.

Modelul complet Monti-Nuti [44] este apreciat pentru capacitatea sa de a surprinde fenomenul de flambaj. Cu toate acestea, nu se cunoaște capabilitatea de a modela flambajul inelastic împiedicat (această observație este valabilă pentru toate modelele uniaxiale). Tot aici ([44]), se studiază limita de la care barele de armătură sunt susceptibile de flambaj inelastic. S-a stabilit că, în cazul armăturilor cu raportul dintre *lungimea nerezemată* (l_b) și *diametrul barei* (d_b) mai mare ca cinci ($l_b/d_b > 5$), există o probabilitate foarte mare să flambeze într-o ramură oarecare de descărcare, dacă a depășit în prealabil efortul de curgere inițial. Dacă raportul este mai mic decât cinci, atunci relațiile (4.20)÷(4.26) se pot aplica fără probleme, deoarece flambajul inelastic nu se produce. Din moment ce Raynor ș.a [46] nu au semnalat prezența flambajului, chiar dacă specișenele folosite de aceștia erau pasibile de a întâlni flambajul inelastic, considerăm că impactul fenomenului de pierdere a stabilității poate fi ignorat în cazul barelor de armătură specială.

În concluzie, chiar dacă fenomenul de pierdere a stabilității prin flambaj inelastic împiedicat se produce în interiorul țevilor de oțel, acesta nu poate fi surprins cu modelele uniaxiale existente. Prin urmare, cea mai eficientă soluție de modelare a barelor de armătură specială este cu ajutorul modelelor uniaxiale Menegotto-Pinto, sau Monti-Nuti fără flambaj.

4.3. Modelarea nodurilor hibride prin considerarea doar a deformațiilor ce se dezvoltă la interfața grindă-stâlp (Modelul MCDDI)

4.3.1. Necesitatea unui nou model de calcul la acțiuni alternante

În *capitolul 4.1*, s-au trecut în revistă cele mai semnificative abordări legate de calculul numeric al îmbinărilor hibride. Concluzia la care s-a ajuns, în urma unei analize critice, este aceea că: metodele și modelele de calcul existente prezintă un grad restrâns de generalitate. Ca și eventuală excepție de la regulă, este doar modelului propus de Hawileh ș.a. [55], dar care necesită un efort prea mare de implementare din partea utilizatorului. Pentru a rezolva această problemă, se propune un nou model de calcul, numit **modelul MCDDI** (*Model de calcul care Consideră doar Deformațiile care se Dezvoltă la Interfața de Îmbinare*), în care efectul neliniar este studiat nivel de fibră, cu includerea modelelor constitutive uniaxiale pretabile solicitărilor alternante.

În general, modele de analiză la nivel de fibră sunt mari consumatoare de resurse de calcul, iar implementarea numerică nu este o operațiune ușor de abordat. Ca urmare, obiectivul propus este de a restrânge, pe cât posibil, numărul zonelor plastice care influențează comportarea de ansamblu a nodului de cadru și de a reduce gradul de nedeterminare statică și geometrică prin ipoteze simplificatoare pertinente. Considerăm că doar în această manieră se poate construi un model de calcul cu grad mare de generalitate, în care comportarea la acțiuni alternante a nodurilor hibride să fie modelată corect și fără un efort prea mare din partea utilizatorului.

4.3.2. Ipoteze simplificatoare

În urma testelor demarate la *INCERC Cluj-Napoca*, s-a formulat o observație foarte importantă cu privire la modul de comportare a stâlpului ce intră în alcătuirea nodului de cadru plan, și anume: *stâlpul prezintă o comportare de corp rigid între două puncte de inflexiune consecutive*. Mai mult, din studiul fisurilor și a deformațiilor obținute experimental, s-a constatat că elementele de grindă se limitează la stadiul elastic de comportare, cu excepția zonelor de rezemare la fața stâlpilor, unde efectul neliniar este preponderent. Cu excepția armăturilor speciale și a zonelor comprimate de beton, situate la interfața de contact grindă-stâlp, nodul de cadru hibrid poate fi considerat ca fiind un sistem cu comportare elastică, cel puțin pentru deplasări relative de nivel ce nu depășesc 2,5%.

Dacă stâlpul contribuie la deformarea totală a nodului prin rotirea de corp rigid, se pune întrebarea: *în ce măsură, încovoierea elastică a grinzilor influențează deformata totală a nodului?* Răspunsul la această întrebare nu este ușor de formulat, însă amintim un principiu pe care se bazează majoritatea soluțiilor de calcul existente, și anume că: *unghiul care se formează la deschiderea rostului de îmbinare, când se atinge deplasarea de dimensionare, este egal cu deplasarea relativă de nivel*. Evident, acest principiu este valabil doar în ipoteza micilor deformații, și este explicat pe larg în studiile care detaliază metoda de calcul DDBD (v. de ex. [10]). Dacă menținem ipoteza indeformabilității stâlpului, atunci se poate argumenta prin simple considerente geometrice, faptul că, unghiul de deschidere a rostului poate fi egal cu deplasarea relativă de nivel, doar dacă se impune și grinzilor o comportare de corp rigid. În caz contrar, se poate observa în Fig. 4.10 cum unghiul de deschidere a rostului este mai mic decât deplasarea relativă de nivel, acesta fiind egal cu θ_{ad} . Pentru determinarea acestui unghi, se consideră, într-o primă fază, existența unor legături monolite între grinzi și stâlpul rigid. Dacă se înlătură parțial aderența barelor longitudinale, asemenea armăturilor speciale, secțiunea de la capătul grinzii se rotește cu unghiul θ_{ad} , și prin urmare, se reduce deformata din încovoiere. Cauza acestui fenomen se datorează lungimii de neaderență a barelor speciale, care permite distribuția deformațiilor pe o lungime mai mare de armătură. Pentru a atinge unghiul θ_d (rotirea secțiunii asociată deplasării de dimensionare, care este egal cu deplasarea relativă de nivel: $\theta_d = \Delta_d / L_{st}$) trebuie înlăturată rotirea elastică θ_{el} (v. Fig. 4.10). În consecință, dacă se consideră elasticitatea grinzilor, rotirea θ_d se obține prin însumarea rotirii adiționale θ_{ad} (caracteristică îmbinărilor hibride) și a rotirii elastice θ_{el} , care este prezentă, și de aceeași valoare, atât în cazul grinzilor monolite, cât și în cazul grinzilor post-tensionate cu armătură activă neaderentă [10].

Dacă se neglijează elasticitatea grinzilor, și acestea se consideră a fi perfect rigide, cu excepția unei zone restrânse la interfața de îmbinare, pe care o numim *zonă activă*, atunci deformata de ansamblu a nodului de cadru hibrid este cea din Fig. 4.11. În acest caz, rotirea θ_d se obține prin scăderea rotirii de corp rigid θ_{dr} . Neglijând inclusiv rotirea de corp rigid a grinzilor, se obține o variantă intermediară, în care rotirea θ_d se obține direct, prin reguli simple de compatibilitate geometrică. Această ultimă variantă este reprezentată în Fig. 4.12 și considerăm că este varianta care se pretează cel mai bine modelului de calcul propus în acest capitol. În primul rând, este cea mai simplă ca și concept și mod de implementare numerică, și este singura care asigură dependența directă dintre deplasarea relativă de nivel și rotirea secțiunii de grindă de la fața stâlpului (deschiderea rostului). Din punctul de vedere al aprecierii deformației barei de armătură întinse, modelul de geometric din Fig. 4.12 reprezintă varianta de mijloc, prin care nu se subapreciază deformația de întindere conform modelului din Fig. 4.10, dar nici nu se supraestimează, asemenea modelului din Fig. 4.11. Cu alte cuvinte: *modelul de calcul, în care grinzile prezintă o comportare de corp rigid, este singurul corect din punct de vedere geometric*.

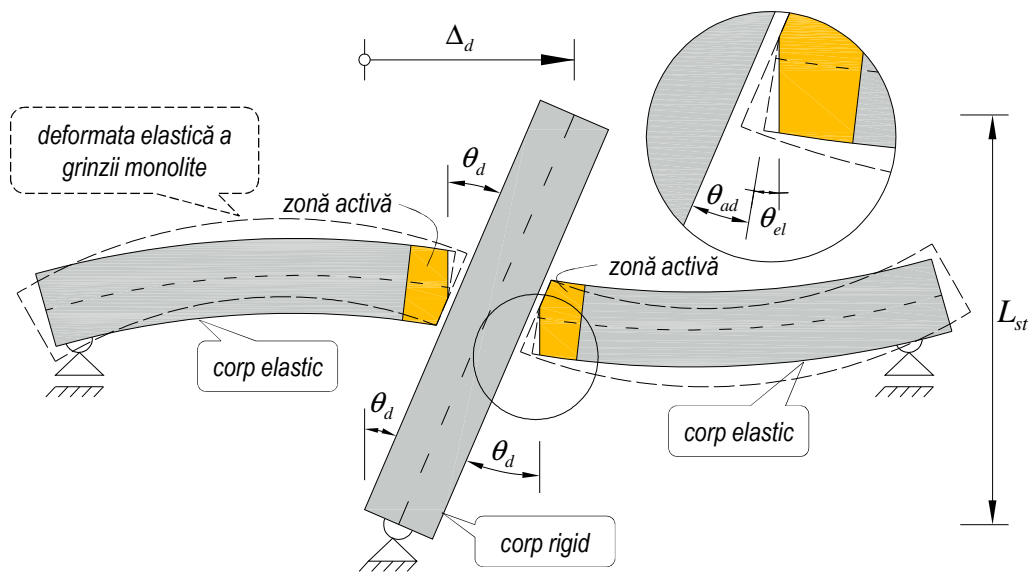


Fig. 4.10 Deformata nodului considerând elasticitatea grinzilor

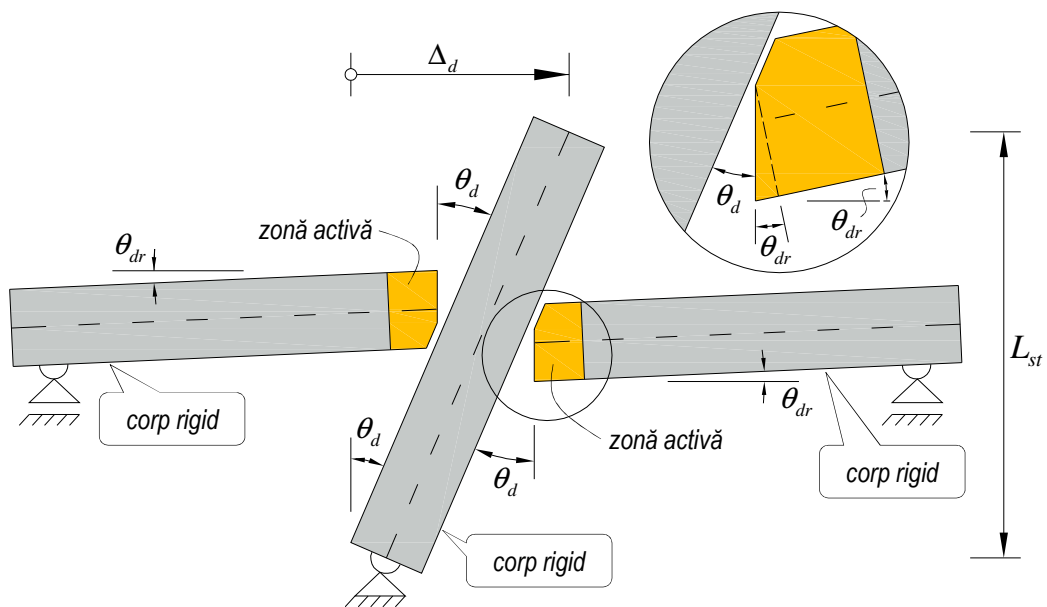


Fig. 4.11 Deformata nodului considerând rotirile de corp rigid ale grinzilor

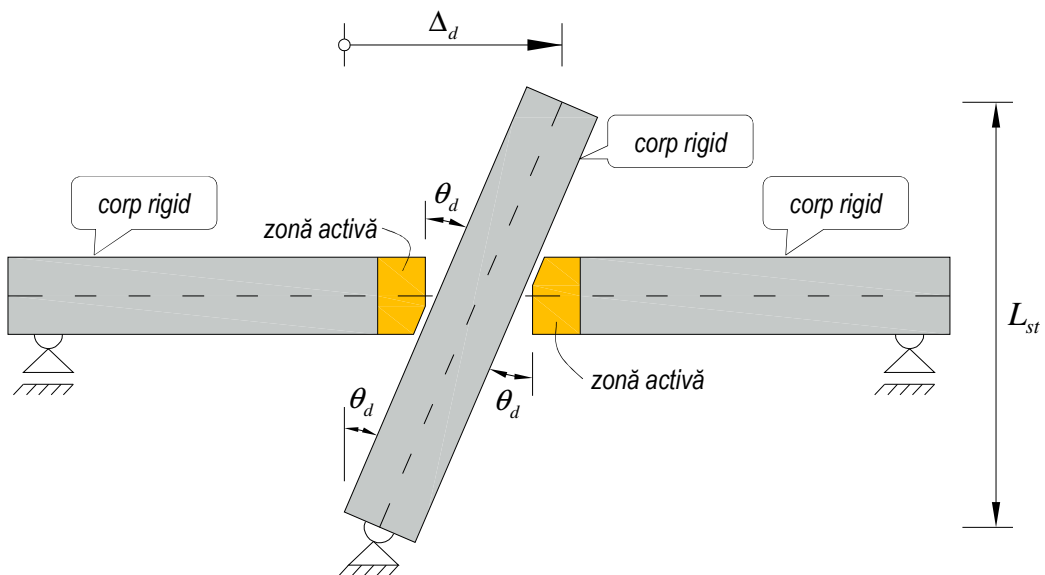


Fig. 4.12 Deformata nodului ignorând rotirile de corp rigid ale grinzilor

De asemenea, este singura abordare prin care satisfacerea concomitentă a existenței stâlpului perfect rigid și a egalității dintre unghiul de deschidere a rostului și deplasării relative de nivel este posibilă.

În urma acestor observații, se pot formula următoarele ipoteze de calcul:

IP-1: Stâlpul și grinzile prefabricate de beton armat se consideră perfect rigide, cu excepția zonelor active din grinzi, în care sunt permise doar deformațiile de tip axial.

IP-2: Deformațiile se situează în domeniul micilor deformații.

Consecințe ale ipotezelor 1 și 2:

C-1: Comportarea de ansamblu a nodului de cadru hibrid se poate determina doar prin cunoașterea stării de deformație a zonei active.

C-2: Deformata de ansamblu a nodului diferă de deformata reală prin aportul deformațiilor de încovoiere ale elementelor de grindă și stâlp.

Din dorința de a simplifica și mai mult modelul de calcul, considerăm că piesele care intră în alcătuirea elementelor prefabricate, în special cele din zona activă, nu influențează comportarea îmbinării și se pot neglija. Aceste piese și dispozitive sunt: țevile de oțel în care sunt înglobate armăturile speciale, profilele laminate L care protejează capetele de grindă, canalele în care sunt introduse armăturile speciale, armăturile longitudinale și transversale din elementele prefabricate. Prin urmare, se obține o nouă ipoteză de calcul:

IP-3: Singurele componente din zona activă care influențează comportarea îmbinării sunt: armăturile post-tensionate, armăturile speciale și fibrele longitudinale de beton.

Aprecierea corectă a dimensiunii zonei active este hotărâtoare pentru modelul de calcul propus. În analizele la nivel de fibră este necesară cunoașterea lungimii fibrelor pentru a putea calcula deformațiile și eforturile în fiecare dintre acestea. Cum elementele de fibră sunt elemente uniaxiale, care lucrează doar la eforturi de întindere și compresiune, este suficient să se estimeze doar alungirile, astfel încât starea finală de eforturi să fie posibilă. În această situație, dacă presupunem că fibrele de beton au o lungime egală cu lungimea zonei active, iar lungimea zonei active este mai mică decât cea reală și distribuția deformațiilor în lungul fibrelor este liniar-constantă, se obține o supraestimare a eforturilor în fibrele de beton care sunt situate în zona comprimată. În caz contrar, dacă lungimea zonei active este mai mare decât cea reală, atunci eforturile în fibrele de beton sunt subestimate.

În *capitolul 4.1.1*, când s-a prezentat modelul cu fibre al autorilor El-Sheik ș.a. [52,53], s-a precizat și abordarea acestora față de estimarea lungimii fibrelor de beton. În cazul nostru, avem în discuție noduri hibride, iar confinarea miezului de beton pentru speciemenle testate experimental s-a făcut doar prin etrieri (v. Fig. 3.8). Expulzarea miezului de beton nu a fost observată experimental, și nu a fost observată nici măcar expulzarea stratului de acoperire. Prin urmare, este posibil ca principiul formulat de El-Sheik ș.a. [52,53] să nu fie aplicabil nodurilor hibride, și de aceea, propunem ca până la apariția altor rezultate mai concludente, lungimea fibrelor de beton (l_{cf}) să o apreciem ca fiind egală cu lungimea de neaderență totală (l_u) a barelor de armătură specială (egală cu lungimea de neaderență inițială l_{ui} la care se adaugă o lungime suplimentară l_{us}). Dacă lungimea de aderență totală este mai mare decât lungimea zonei plastice (zona critică) a grinzii monolite echivalente (l_p), atunci lungimea fibrelor de beton și lungimea zonei active (l_{at}) se limitează la lungimea zonei plastice. În această situație, calculul se parcurge cu valori diferite pentru lungimea fibrelor și lungimea totală de neaderență.

Noile ipoteze rezultate sunt:

IP-4: Lungimea zonei active este egală cu lungimea de neaderență totală a barelor de armătură specială, numai dacă este mai mică sau egală cu lungimea zonei plastice. Altfel, aceasta se consideră egală cu lungimea fibrelor de beton.

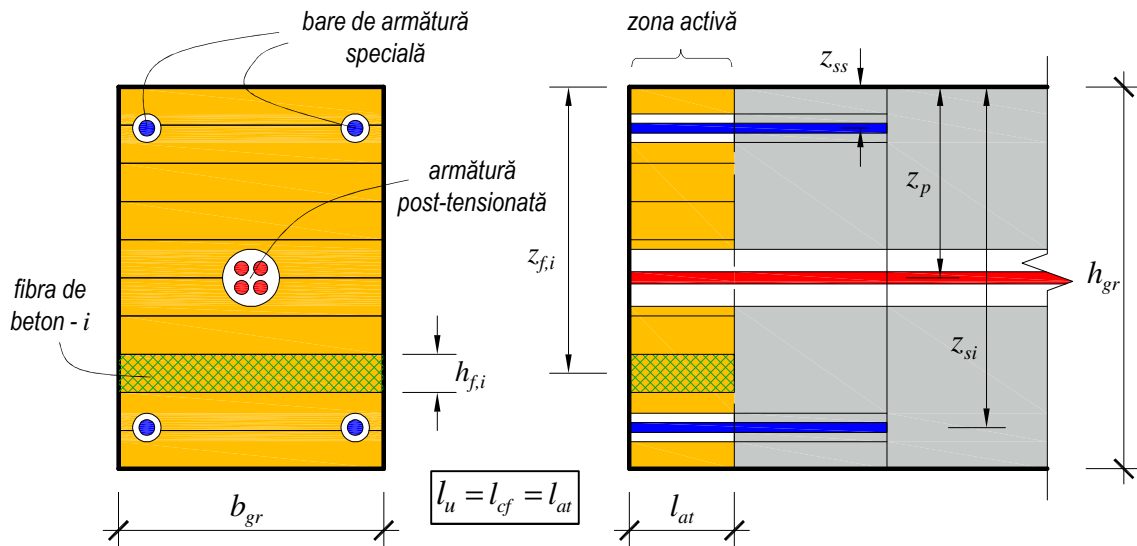


Fig. 4.13 Alcătuirea zonei active

$$l_{at} = \begin{cases} l_u & \rightarrow \text{dacă } : l_u \leq l_{pl} \\ l_{cf} & \rightarrow \text{dacă } : l_u > l_{pl} \end{cases} \quad (4.27)$$

IP-5: Deformațiile unitare ale armăturilor speciale și a fibrelor de beton au o distribuție liniar-constantă pe lungimea zonei active.

Lungimea de neaderență inițială (l_{ui}) se mărește în timpul solicitărilor datorită distrugerii mortarului de aderență care face legătura dintre bara de armătură specială și țeava de oțel în care este înglobată (v. Fig. 4.9-a). Pentru estimarea creșterii lungimii de neaderență, se sugerează folosirea relației de calcul propusă de Raynor [46], însă din dorința de a nu complica modelul de calcul, presupunem că ruperea de aderență rămâne constantă, indiferent de stadiul de solicitare. În consecință, propunem următoarele ipoteze de calcul și consecințe ale acestora:

IP-6: Lungimea de neaderență totală a barelor de armătură specială se compune din lungimea de neaderență inițială și lungimea de neaderență suplimentară.

IP-7: Lungimea de neaderență totală a barelor de armătură specială se calculează pentru stadiul maxim de solicitare și nu variază în raport cu starea de deformație.

C-3: Lungimea de calcul a barelor de armătură speciale este egală cu lungimea de neaderență totală, și prin urmare, stadiile de deformație, cu excepția stadiului asociat deplasării de dimensionare, se raportează la o lungime de neaderență mai mare decât cea reală.

Lungimea de neaderență suplimentară (l_{us}) se calculează cu relația (4.28) (v. [46]), unde termenii au semnificațiile din *capitolul 4.2.2*.

$$l_{us} = \frac{2,1(\sigma_{uk} - \sigma_{yk})}{(f_{cm})^{1,5}} d_b \quad (4.28)$$

IP-8: Nodul de cadru are o comportare plană și simetrică în raport cu axa longitudinală a stâlpului.

Ipoteza 8 (IP-8) se bazează pe observațiile încercărilor experimentale demarate la INCERC Cluj-Napoca, și este în concordanță cu modelele de calcul existente. Cu ipotezele formulate până în prezent se poate deduce alcătuirea zonei active. Aceasta este reprezentată în Fig. 4.13, unde se observă că, în virtutea ipotezei IP-8, fibrele de beton au lățimea egală cu lățimea secțiunii de grindă (b_{gr}). Astfel, efortul de calcul se reduce considerabil.

Armătura post-tensionată este total lipsită de aderență pe întreaga lungime. Neglijând rotirea de corp rigid a grinzilor, toroanele își păstrează liniaritatea pe porțiunile grinzilor, eliminându-se posibilitatea contactului cu pereții canalului în care este înglobată (v. Fig. 4.12). Dacă se ignoră și posibilitatea contactului din zona stâlpului (situație evidențiată în Fig. 4.3), atunci se poate considera o distribuție liniar-constantă a deformațiilor unitare pe întreaga lungime. Lungimea de calcul a armăturii post-tensionate devine, în acest caz, egală cu lungimea totală.

IP-9: Armătura post-tensionată nu interacționează cu pereții canalului în care este înglobată și nu prezintă pierderi de tensiune sau alunecări în ancoraje.

C-4: Distribuția deformațiilor unitare în armătura post-tensionată este constantă pe întreaga lungime.

Alte ipoteze simplificatoare, care necesare modelului de calcul:

IP-10: Mortarul de la interfața de rezemare are aceleași caracteristici mecanice ca și betonul folosit în elementele prefabricate grindă și stâlp.

IP-11: Este valabilă Analogia Grinzii Monolite în estimarea deformației fibrei extreme comprimate de beton.

C-5: Este înlăturată nedeterminarea generată de nerespectarea ipotezei secțiunilor plane.

IP-12: La interfața de contact grindă-stâlp, secțiunea grinzii se împarte, pe înălțime, în două zone plane, în care se respectă ipoteza lui Bernoulli.

C-6: Distribuția deformațiilor în zona comprimată de beton, pe de-o parte și în zona întinsă, pe de altă parte, este liniară pe înălțimea secțiunii (v. Fig. 4.3).

C-7: Starea de solicitare a îmbinării se poate determina doar cunoscând unghiul de deschidere a rostului și deformația fibrei extreme comprimate de beton.

Lungimea zonei plastice a grinzii monolite, necesară în estimarea corectă a deformației fibrei extreme comprimate și a lungimii zonei active, se poate calcula cu relațiile (4.4), sau (4.8). În ambele situații trebuie determinate caracteristicile grinzii monolite echivalente, ceea ce presupune: dimensionarea unei grinzi cu aceleași caracteristici geometrice (lungime, înălțimea secțiunii, etc.) ca și grinda hibridă, dar cu o arie de armătură întinsă suficientă, astfel încât să se obțină aceleași eforturi pentru deplasarea de dimensionare. Evident, pentru determinarea ariei de armătură necesare este nevoie de un calcul neliniar, dar dacă presupunem că este posibilă atingerea deplasării de dimensionare (spre exemplu, când deplasarea relativă de nivel este de 2,5%) fără epuizarea capacității portante, atunci limitele procentului de armare este permis între procentul minim și procentul maxim admis de normele de proiectare. Cum în relația (4.4) nu este necesară cunoașterea cantității de armătură, ci doar a diametrelor de bară, impunem limitele: diametrul barelor de armătură specială – ca limită inferioară; diametrul maxim, care poate fi folosit într-o situație similară întâlnită în practică de proiectare – ca limită superioară. Calculând aceste limite pentru grinzile specimenului N1, care a fost testat experimental, se obține:

– folosind relația (4.4), lungimea posibilă a zonei plastice este cuprinsă între: $291 \div 413 \text{ mm}$;

– folosind relația (4.8), lungimea posibilă a zonei plastice este cuprinsă între: $460 \div 575 \text{ mm}$.

Datorită diferențelor obținute cu cele două relații de calcul, propunem ca lungimea zonei plastice să se evalueze cu relația (4.8), deoarece are un grad mai mare de generalitate și include efectul forței axiale. Ca observație: pentru un procent de armare mediu (calculat ca media aritmetică între procentul maxim și procentul minim de armare), lungimea zonei plastice a grinzii echivalente rezultă (în cazul specimenului N1) ca fiind aproximativ egală cu înălțimea secțiunii. În concluzie, ultima ipoteză de calcul, se referă la aceste aspecte:

IP-13: În evaluarea lungimii zonei plastice a grinzii monolite echivalente, trebuie să se țină cont de contribuția armăturii și de efectului forței axiale de compresiune.

C-8: Relația de calcul care evaluează corect lungimea zonei plastice este relația (4.8).

4.3.3. Alegerea modele constitutive de material

Ipotezele de calcul permit aprecierea comportării de ansamblu a îmbinării doar prin analiza zonei active. Această zonă este alcătuită doar din trei tipuri de materiale. Fiind un model de calcul cu analiză la nivel de fibră, interesează doar comportarea uniaxială a materialelor componente: armăturile speciale, armăturile post-tensionate și fibrele de beton.

Armăturile speciale

În *capitolul 4.2* s-au detaliat două modele constitutive, care se utilizează frecvent în modelarea barelor de armătură. Aceste modele sunt: *modelul Menegotto-Pinto* și *modelul Monti-Nuti - fără flambaj*. Ambele sunt modele puternice de calcul, cu avantaje și dezavantaje, care pot fi integrate în modelul de analiză propus, astfel încât, respectând ipotezele de calcul, să se obțină o reprezentare cât mai fidelă a fenomenului real.

Ceea ce interesează la nivel de nod de cadru este: reprezentarea corectă a forțelor orizontale de nivel, estimarea corectă a energiei disipate prin cicluri de încărcare-descărcare și obținerea deplasării remanente. Aportul modelelor constitutive în îndeplinirea acestor cerințe este:

- de a caracteriza corect ramurile de încărcare, deoarece aportul armăturii speciale la preluarea efortului de încovoiere la fața stâlpului (în zona activă), se estimează a fi de 30%;
- să estimeze corect aria interioară a unui ciclu complet de încărcare-descărcare, deoarece armăturile speciale sunt principalii disipatori de energie;
- să reprezinte corect ramurile de descărcare, deoarece acestea dictează starea reală a deformațiilor remanente de la nivelul rostului de montaj.

Prin urmare, propunem un studiu comparativ între modelele *Menegotto-Pinto* și *Monti-Nuti - fără flambaj*, în urma căruia să se decidă asupra modelului cel mai potrivit pentru reprezentarea armăturilor speciale.

Se propune ca studiul să de demareze pe tipul de oțel PC52, acest oțel fiind folosit pentru armăturile speciale ale specimenelor testate experimental: N1 și N2. Caracteristicile de material sunt următoarele:

- modulul de elasticitate longitudinal: $E_s = 200.000MPa$;
- efortul la curgere: $\sigma_{yk} = 345MPa$;
- deformația la curgere: $\varepsilon_{yk} = \sigma_{yk} / E_s = 0,001725$ (0,1725%);
- efortul maxim (rezistența la întindere): $\sigma_{uk} = 510MPa$;
- deformația asociată efortului maxim: $\varepsilon_{uk} = 0,1$ (10%).

Istoria de încărcare este alcătuită din 28 de cicluri complete, pentru care deformația țintă de întindere (deformația în dreptul punctului de inversare) crește progresiv până la deformația asociată efortului maxim (ε_{uk}). Deformația maximă de compresiune s-a considerat a fi egală cu deformația ultimă a betonului: 3,5‰. Motivul a fost acela de a surprinde starea reală de solicitare a barelor de armătură specială. Deformația asociată efortului maxim de 0,1% a fost propusă fără o testare de laborator prealabilă. S-a dorit ca efortul maxim să corespundă deformației observate experimental pentru deplasarea relativă de nivel de 2,5%, când deschiderea rostului în dreptul armăturii întinse a fost, cu aproximație, egal cu 10mm.

Relațiile de calcul folosite în cazul ambelor modelele constitutive sunt cele prezentate în *capitolul 4.2*, cu excepția unei modificări aduse modelului Menegotto-Pinto, în care s-a inclus regula care ține cont de istoria încărcării a modelului Monti-Nuti. Considerăm că această modificare este una firească, iar singura diferență constă în înlocuirea incursiunii plastice ξ_n cu incursiunea plastică maximă ξ_{max} în relația de calcul (4.15). Prin urmare, noua modalitate de evaluarea a razei de racordare ($R_n(\xi_n)$), care reprezintă efectul fenomenului Bauschinger asupra modelului numeric, este dată de relația (4.29), iar modelul Menegotto-Pinto care include această modificare se va referii în text prin: modelul *Menegotto-Pinto – modificat*.

$$R_n(\xi_n) = R_0 - \frac{A_1 \cdot \xi_{max}}{A_2 + \xi_{max}} \quad (4.29)$$

În cazul modelului Monti-Nuti, precizăm că s-au luat în calcul toate regulile de ecrusare, prin aplicarea relațiilor (4.25) și (4.26). Ne având posibilitatea de calibrare a parametrului P , modelul Monti-Nuti a fost aplicat pentru mai multe situații. S-a început cu valoarea zero a parametrului P și s-a ajuns la valoarea unu, prin incremente de 0,1 unități. Astfel a fost acoperit întreg domeniul de definiție a lui P , și totodată au fost studiate toate situațiile posibile care pot apărea în aplicarea modelului Monti-Nuti fără flambaj.

Calculul a fost demarat folosind un algoritm de calcul, special conceput pentru aplicarea celor două modele constitutive. Implementarea s-a făcut în limbajul de programare *Python* [50], folosind pachetele de analiză numerică *Numpy* și *Scipy* [70].

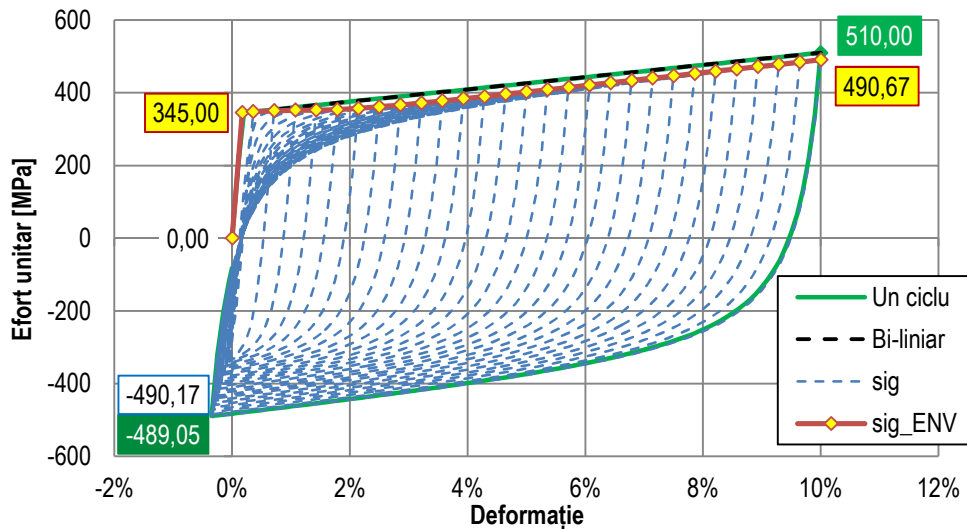


Fig. 4.14 Comportarea modelului Menegotto-Pinto - modificat

Curbele de încărcare-descărcare obținute cu modelul Menegotto-Pinto sunt cele din Fig. 4.14. Pentru a avea un rezultat despre măsura fenomenelor de ecrusare, s-a figurat și modelul bi-liniar, de unde rezultă că acest fenomen nu se produce. Înășurătoarea rezultatelor, notată cu sig_ENV , este, în medie, cu doar 20 MPa sub curba bi-liniară, ceea ce arată o tendință de „înmuire” a materialului. Cauza se datorează faptului că, descărcarea este limitată la valoarea deformației de maxim 3,5%. În alte situații, când descărcarea se produce până la deformații mult mai mari, fenomenul de ecrusare se produce printr-o

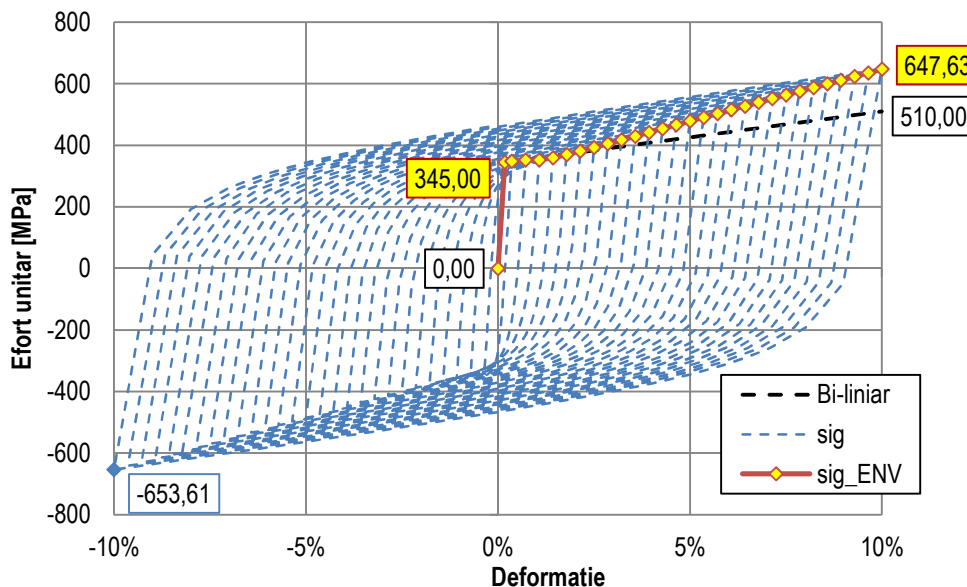


Fig. 4.15 Comportarea modelului Menegotto-Pinto – modificat pentru cicluri simetrice de înc.-desc.

„întărire” a materialului. O astfel de situație este prezentată în Fig. 4.15, unde se observă că efortul asociat deformației maxime ajunge la o valoare cu 33% mai mare decât în situația prezentată în Fig. 4.14. Prin urmare, modul unic de solicitare a armăturilor speciale diminuează efectul de ecruisare.

În Fig. 4.14, s-a generat o curbă (notată: *Un ciclu*) obținută prin parcurgere întregului interval de deformații, doar printr-un singur ciclu de încărcare-descărcare. S-a observat că numărul de cicluri nu influențează semnificativ starea finală de eforturi, diferențele fiind sub 4%. Mai mult, ramura de încărcare se suprapune peste curba bi-liniară, efectul ecruisării fiind inexistent. Prin urmare, *putem estima starea finală de solicitare doar aplicând un singur ciclu de încărcare-descărcare*. Această observație este de mare utilitate dacă nu interesează istoria încărcării, sau se dorește un proces de calcul mult mai eficient.

Curbele obținute cu modelul Monti-Nuti, în trei situații diferite, sunt prezentate în Fig. 4.16÷Fig. 4.18. Aici, putem observa cum efortul maxim și aria curbelor scad invers proporțional odată cu creșterea parametrului P . Aceasta se datorează regulii de ecruisare izotrope și a regulii de saturație. Înfășurătoarea curbelor se apropie de modelul bi-liniar pentru $P=0$, diferența fiind sub 4%. În această situație (când $P=0$), modelul Monti-Nuti are o comportare identică cu modelul *Menegotto-Pinto – modificat*. În celelalte cazuri, diferențele sunt: 22%, când $P=0,5$; respectiv 49%, când $P=1$. Comparația grafică a înfășurătoarelor pozitive, pentru cele trei valori ale lui P , sunt reprezentate în Fig. 4.19.

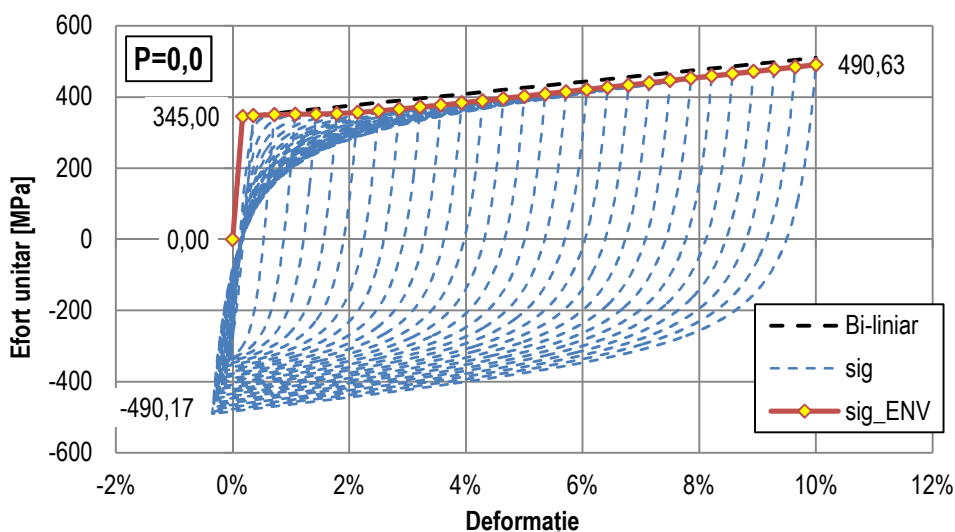


Fig. 4.16 Comportarea modelului Monti-Nuti pentru $P=0,0$

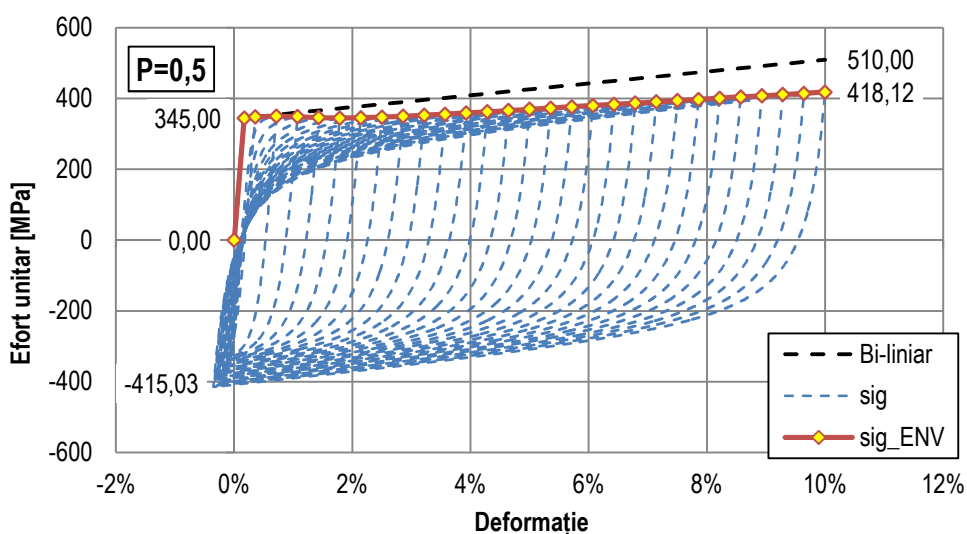


Fig. 4.17 Comportarea modelului Monti-Nuti pentru $P=0,5$

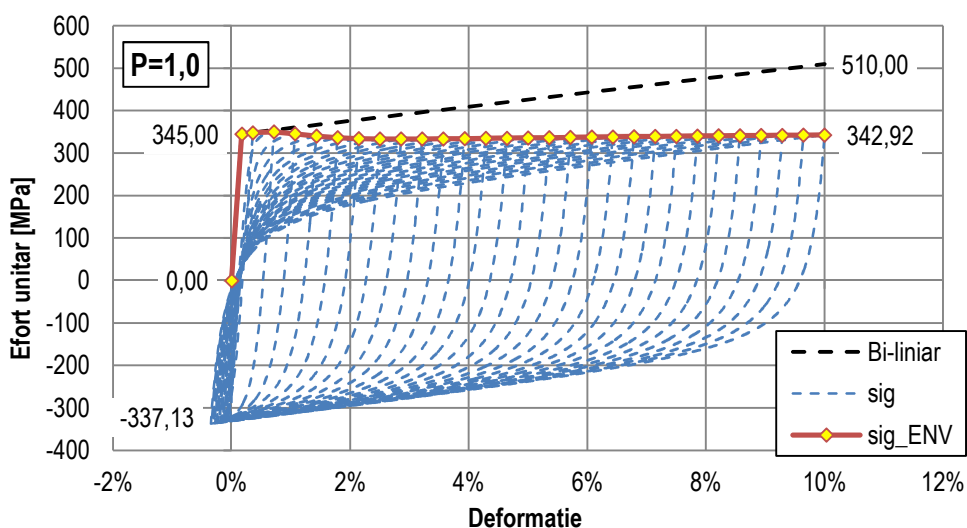


Fig. 4.18 Comportarea modelului Monti-Nuti pentru $P=1,0$

Fenomenul de „înmuiere” se accentuează cu cât valoarea parametrului P se apropie de valoarea unu, iar, totodată, scade și aria ultimului ciclu de încărcare-descărcare. Prin urmare, oțelurile care prezintă o comportare ce poate fi asociată modelului Monti-Nuti cu $P=1$, sunt cele care contribuie în cea mai mică măsură asupra rezistenței și disipării de energie induse în întreg ansamblul de îmbinare. Din Fig. 4.20 și Tab. 4.1 reiese că modelul Menegotto-Pinto are o comportare identică cu modelul Monti-Nuti cu $P=0$, în opoziție fiind modelul Monti-Nuti cu $P=1$. Diferențele între aceste două situații extreme sunt de 43% în aprecierea eforturilor și de 51% în aprecierea ariilor ultimelor cicluri.

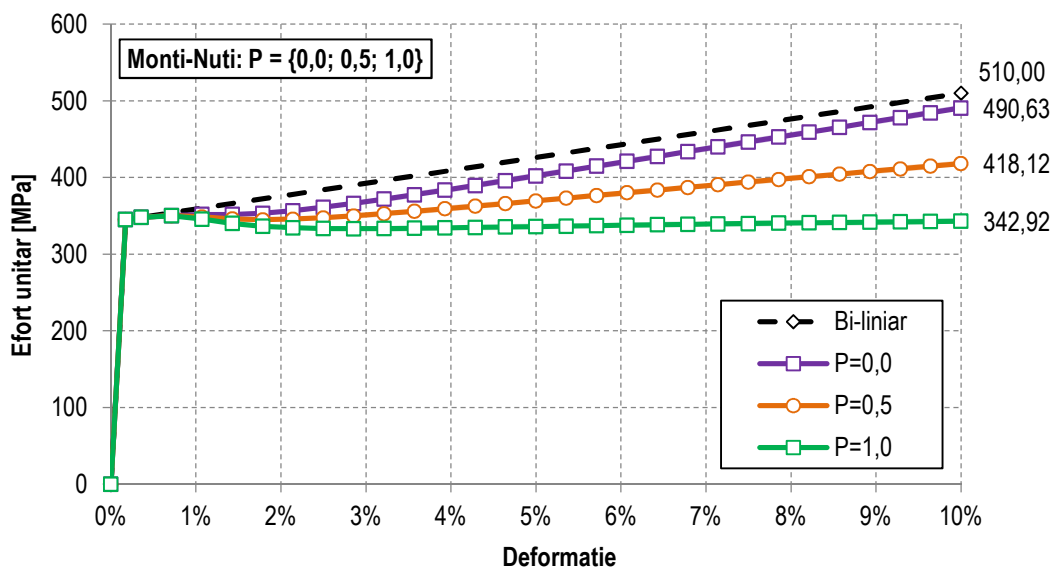


Fig. 4.19 Comparăția înfășurătoarelor maxime pentru trei valori ale lui P

În concluzie, fără a putea realiza calibrarea parametrului P și din dorința de a simplifica pe cât posibil modelul de calcul, considerăm că modelul Menegotto-Pinto, cu modificarea propusă prin relația (4.29), este cel mai potrivit pentru acest studiu. Caracteristica modelului de a surprinde starea finală de solicitare printr-un singur ciclu de încărcare-descărcare, se verifică și prin comparația ariilor interioare a ultimului ciclu complet și cea obținută printr-un singur ciclu (având aria de 75,66 MPa), diferențele fiind de 9%. Este evident că cele două curbe nu pot fi identice datorită accentuării efectului Bauschinger, ceea ce face ca diferențele între cele două curbe să fie puternic vizibile în zona deformațiilor de curgere. De asemenea, se observă că eforturile unitare obținute cu modelul *Menegotto-Pinto - modificat* nu depășesc limita impusă de modelul bi-liniar, în timp ce eforturile obținute cu modelul Monti-Nuti, din contra, înregistrează o scădere, corelată cu creșterea parametrului P . Prin urmare, adoptând modelul *Menegotto-Pinto - modificat*, aportul armăturilor speciale la generarea forței rezistente laterale și la consumarea energiei induse în sistemul de îmbinare este maxim.

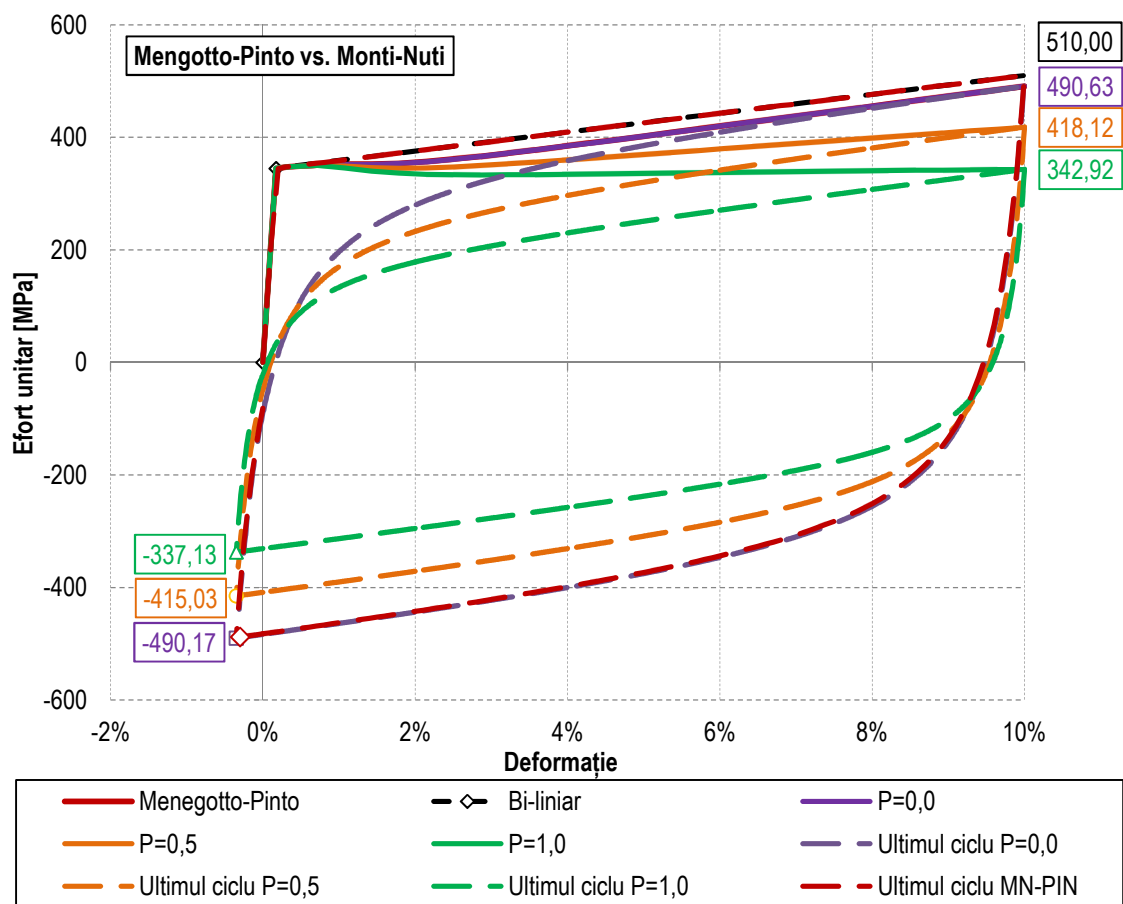


Fig. 4.20 Comparația înfășurătoarelor maxime și ultimelor cicluri pentru ambele modele

Tab. 4.1 Comparația modelelor constitutive uniaxiale

Proveniența rezultatelor	σ_{\max}	σ_{\min}	Aria ultimului ciclu
	[MPa]	[MPa]	[MPa·%]
Menegotto-Pinto	490,67	-490,17	69,44
Menegotto-Pinto (un ciclu)	510,00	-489,05	-
Ideal bi-liniar	510,00	0,00	-
Monti-Nuti (P=0,0)	490,63	-490,17	69,41
Monti-Nuti (P=0,5)	418,12	-415,03	58,25
Monti-Nuti (P=1,0)	342,92	-337,13	46,06

Armătura post-tensionată

Armătura activă post-tensionată se așteaptă să nu depășească stadiul elastic de solicitare. Prin urmare, comportarea poate fi asemănată cu aceea de resort elastic, în care rigiditatea este egală cu modulul de elasticitate longitudinal al oțelului din care sunt fabricate armăturile post-tensionate. Din dorința de a spori gradul de generalitate a modelului de calcul, se propune ca modelul constitutiv uniaxial să conțină și ramura de consolidare, iar încărcarea și descărcarea să se producă, întotdeauna, după tangenta palierului elastic, conform graficului din Fig. 4.21-b. Chiar dacă efortul în armătură nu poate scădea sub valoarea efortului din faza inițială (efortul de pretensionare, obținut în urma tuturor pierderilor de tensiune), modelul propus permite atingerea stării de efort zero.

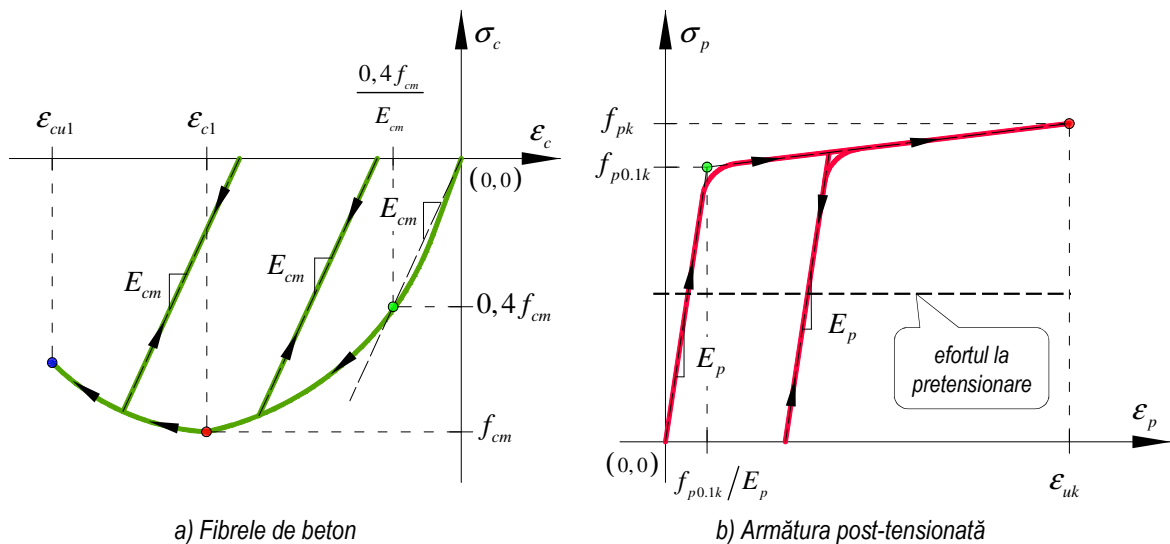


Fig. 4.21 Modelele constitutive pentru fibrele de beton și armătura post-tensionată

Fibrele de beton

Modelarea betonului supus la cicluri de încărcare-descărcare reprezintă o problemă de implementare numerică foarte complexă. În referința [71], Mircea ș.a. expun două abordări care tratează comportarea ciclică a betonului. Prima se referă la modelul Karson-Jirsa [72], iar cea de-a doua, care este o completare a primei, este modelul Darwin-Pecknold [73]. S-a considerat că aceste modele impun un efort mult prea mare de implementare numerică, atunci când se impune o analiză la nivel de fibră. Prin urmare, modelul constitutiv, uniaxial, adoptat pentru modelarea fibrelor de beton, se bazează pe modelul nelinier recomandat de norma de calcul EC2 [32]. Acesta poate fi văzut în Fig. 4.21-a. Fiind un model care nu se pretează analizelor la acțiuni alternante, s-au propus câteva modificări, astfel încât să se extindă domeniul de aplicabilitate. Aceste modificări se referă la modul de determinare a ramurilor de descărcare și reîncărcare. Înainte de prima descărcare, fibrele de beton respectă modelul din EC2, a cărui ecuație este prezentată mai jos:

$$\sigma_c = f_{cm} \frac{k\eta - \eta^2}{1 + (k-2)\eta} \quad (4.30)$$

unde: σ_c – efortul de compresiune în fibra de beton;

f_{cm} – rezistența medie a betonului;

$$k = (1,05 \cdot E_{cm} |\epsilon_{c1}|) / f_{cm}$$

$$\eta = \epsilon_c / \epsilon_{c1}$$

Termeni care intră în expresiile lui k și η sunt definiți în EC2 [32] și sunt reprezentați în Fig. 4.21-a. Când descărcarea se produce, efortul scade în raport cu modulul de elasticitate mediu E_{cm} până la apariția unui punct de inversare (este reluată încărcare), sau, până când efortul devine efort de întindere. Reîncărcarea se produce după aceeași tangentă, până se întâlnește curba care definește comportarea monotonă, definită în ecuația (4.30). Prin urmare, modelul propus nu ia în considerare eventualele fenomene reologice de ecruisare, dar considerăm că acestea sunt mici în cazul betoanelor obișnuite. De asemenea, modelul neglijează rezistența la întindere a betonului.

Precizăm că acest model constitutiv se poate folosi la modelarea betonului neconfinat, în timp ce, pentru miezul de beton confinat este nevoie de un alt model constitutiv. Unul dintre cele mai utilizate modele constitutive uniaxiale pentru betonul neconfinat, dar mai ales, pentru betonul confinat este modelul Mander [54]. Acesta este integrat chiar și în unele softuri comerciale de element finit. SAP2000 este un astfel de produs, care permite modelarea articulațiilor plastice la nivel de fibră, cu posibilitatea folosirii modelelor Mander. Dacă generarea curbei constitutive pentru betonul neconfinat reprezintă o problemă

relativ simplă, pentru betonul confinat există o serie de dificultăți în determinarea rezistenței maxime și a deformației ultime. Acestea depind de modul în care armarea longitudinală și transversală (caracteristicile mecanice ale armăturilor, modul de dispunere în secțiune, etc.) influențează proprietățile miezului de beton (betonul din interiorul armăturilor transversale).

Pe de altă parte, în situațiile în care zona comprimată de beton este de mici dimensiuni, influența betonului confinat este mai puțin semnificativă. Din moment ce expulzarea stratului de acoperire nu a fost observată experimental (în testele demarate la INCERC Cluj-Napoca), rezultă că deformația maximă a fibrei extreme comprimate nu a depășit valoarea ultimă ε_{cu} . Presupunând că poziția axei neutre se situează la o distanță, de aproximativ, de două ori mai mare decât distanța dintre fibra extremă comprimată și armătura specială comprimată, iar distribuția tensiunilor este liniară pe înălțimea secțiunii, se poate asuma, cu suficientă acuratețe, că eforturile de compresiune ale fibrelor comprimate din interiorul miezului de beton pot fi calculate cu ajutorul modelelor constitutive ale betonului neconfinat. Prin urmare, modelul constitutiv prezentat în Fig. 4.21-a poate fi utilizat la modelarea fibrelor de beton, oricare ar fi poziția acestora în secțiunea grinzii.

4.3.4. Metodologia și etapele de calcul a modelului MCDDI

Cunoscând geometria ansamblului de îmbinare, materialele și secvența de încărcare, se pot trasa curbele histerezis în funcție de forța aplicată la vârf și deplasarea corespunzătoare de nivel. De fapt, modelul propus în continuare (modelul MCDDI) consideră solicitările exterioare sub formă de deplasări impuse de nivel, nu sub formă de forțe de nivel. Reamintim că secvențele de încărcare ale programelor experimentale, în care se studiază comportarea îmbinărilor hibride la solicitări orizontale, sunt, de asemenea, controlate în deplasări. Prin urmare, starea de eforturi va corespunde, întotdeauna, unei deplasări impuse la capătul superior al stâlpului, simulând astfel variația deplasării relative de nivel. Deoarece deplasările sunt introduse în regim static, nu se pot evalua forțele de inerție întâlnite în timpul unui cutremur, și prin aceasta, modelul de analiză nu este un model de calcul dinamic. Dacă neliniaritatea se consideră doar la nivel de material, ignorând neliniaritatea geometrică, atunci formularea corectă a tipului de analiză propus în continuare este: *analiză statică neliniară la solicitări alternante*.

Chiar dacă ipotezele de calcul IP-1÷IP-13 simplifică mult procesul de calcul, rămâne o nedeterminare, care nu se poate rezolva decât iterativ. Această nedeterminare este înălțimea zonei comprimate, sau poziția axei neutre. Fiind un model cu fibre, iterațiile constau în mutarea succesivă a poziției axei neutre, în dreptul fibrelor de beton, până când este îndeplinită condiția de echilibru a secțiunii. În principiu, etapele de calcul sunt similare cu cele prezentate de Pampanin ș.a. [23] în formularea Analogiei Grinzii Monolite (v. *capitolul 4.1.3*), însă diferența majoră constă în modul de parcurgere a iterațiilor.

Datele de intrare care trebuie stabilite în prealabil și care țin de alcătuirea îmbinării sunt:

- Poziția relativă a elementelor de îmbinare;
- Caracteristicile geometrice ale elementelor prefabricate de beton: stâlpul și cele două grinzi;
- Caracteristicile geometrice și mecanice ale armăturilor speciale, ale armăturii post-tensionate și ale fibrelor de beton de la interfața de îmbinare, inclusiv stabilirea lungimii fibrelor de beton;
- Numărul și poziționarea armăturilor speciale;
- Numărul și poziționarea fibrelor de beton;
- Lungimea de neaderență și, implicit, lungimea zonei active.

Dacă se dispune de aceste date, atunci alcătuirea zonei active este complet determinată (v. Fig. 4.13), iar calculul se poate efectua.

Un model similar de calcul a fost prezentat în lucrarea de la referința [74].

Pentru o deplasare oarecare impusă la vârf (Δ_{imp}), răspunsul ansamblului de îmbinare hibridă reprezentat în Fig. 4.22, se obține cu ajutorul următoarelor etape de calcul:

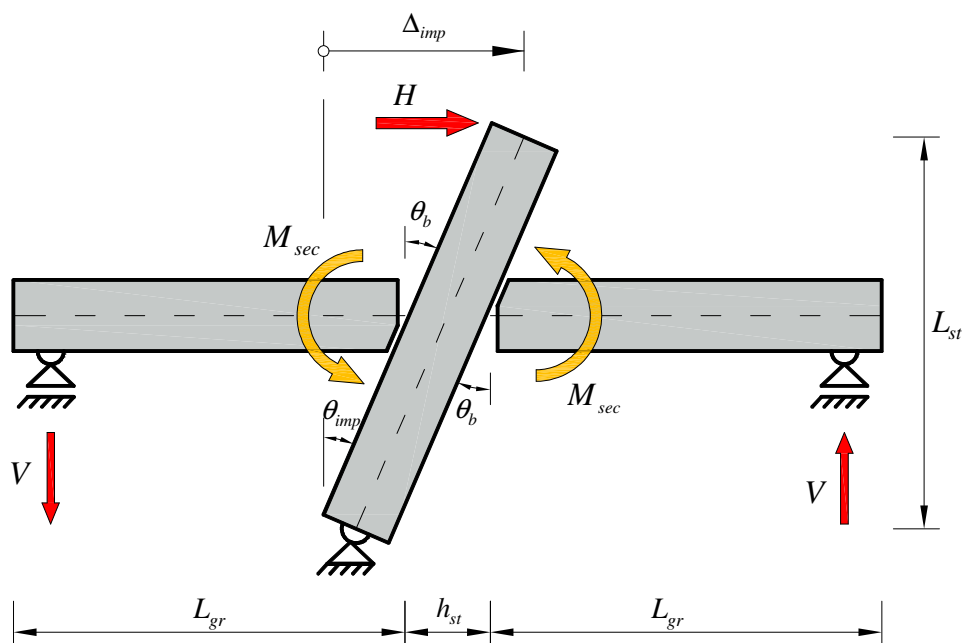


Fig. 4.22 Deformația de ansamblu a nodului de cadru hibrid

Et. 1: Se impune deplasarea la partea superioară a stâlpului;

Et. 2: Se calculează unghiul de deschidere a rostului;

Având în vedere ipotezele de calcul IP-1, IP-2 și modelul geometric din Fig. 4.12, unghiul de deschidere a rostului θ_b se consideră a fi egal cu θ_{imp} :

$$\theta_b = \theta_{imp} = \frac{\Delta_{imp}}{L_{st}} \quad (4.31)$$

Et. 3: Se impune o valoare pentru înălțimea zonei comprimate de beton;

Dacă se cunoaște o valoare aproximativă a poziției axei neutre, atunci se poate porni cu această valoare, iar la următoarea iterație, poziția corectă să se caute în vecinătatea poziției anterioare. Din moment ce înălțimea zonei comprimate este mică în raport cu înălțimea secțiunii, se poate porni cu poziționarea axei neutre în dreptul fibrei extreme comprimate de beton, după care mutarea să se facă succesiv, în dreptul fibrelor și în sensul de parcurgere a întregii secțiuni de grindă. Analitic, această regulă se exprimă, pentru iterația (i) cu relația (4.32).

$$c_{(i)} = z_{f,i} = z_{f,i-1} + \frac{h_{f,i}}{2} \quad (4.32)$$

Semnificația termenilor din relația (4.32) este cea din Fig. 4.13, unde: $c_{(i)}$ - poziția axei neutre, sau înălțimea zonei comprimate, măsurată de la fibra extremă comprimată de beton, corespunzătoare iterației (i); $z_{f,i}$ - poziția fibrei curente i ; $h_{f,i}$ - înălțimea fibrei curente i .

În această situație, indicele iterației corespunde cu indicele fibrei de beton, iar numărul maxim de iterații posibile este egal cu numărul total al fibrelor de beton.

Observație: - iterațiile pentru determinarea poziției axei neutre încep cu etapa a III-a de calcul (Et. 3) și se opresc atunci când este îndeplinită condiția de echilibru static la nivel de secțiune.

Et. 4: Se determină deformația în fibra extremă de beton, folosind Analogia Grinzii Monolite;

Se utilizează relația (4.6) sub următoarea formă:

$$\varepsilon_c^{max} = \frac{\theta_b}{l_{pl}} \cdot c \quad (4.33)$$

unde: ε_c^{max} - deformația de compresiune în fibra extremă comprimată de beton; θ_b - unghiul de deschidere a rostului (v. Fig. 4.22 și Fig. 4.23); iar lungimea zonei plastice a grinzii monolite echivalente l_{pl} se calculează cu relația (4.8).

Et. 5: Se calculează deformațiile armăturilor și a fibrelor de beton;

Pentru aceasta, se face uz de ipoteza micilor deformații și se aplică principiile de compatibilitate geometrică pe modelul din Fig. 4.23. Se observă că prin cunoașterea celor trei parametri: unghiul de deschidere a rostului (θ_b), înălțimea zonei comprimate (c) și deformația fibrei extreme de beton (ε_c^{max}); starea de deformație în zona activă este cunoscută în totalitate.

Cu θ_c este notat unghiul de rotire a zonei comprimate. Acesta cuantifică alungirea fibrelor de beton din zona comprimată și nu trebuie confundat cu variația deformațiilor unitare, sau curbura zonei comprimate. Deși nu este necesar în evaluarea deformațiilor, poate oferi informații importante despre forma deformată a secțiunii. Pe de altă parte, implementarea numerică decurge mai ușor dacă deformațiile din zona comprimată se calculează cu ajutorul lui θ_c , deoarece relațiile de calcul au aceeași formă pentru toate componentele zonei active, indiferent de poziția lor în secțiune. Prin urmare, deformațiile se evaluează cu relațiile:

$$\varepsilon_{f,i} = \frac{(z_{f,i} - c)\theta_c}{l_{cf}} \quad (4.34)$$

$$\varepsilon_{ss} = \frac{(c - z_{ss})\theta_c}{l_u} \quad (4.35)$$

$$\varepsilon_p = 2 \times \frac{(z_p - c)\theta_b}{l_{up}} \quad (4.36)$$

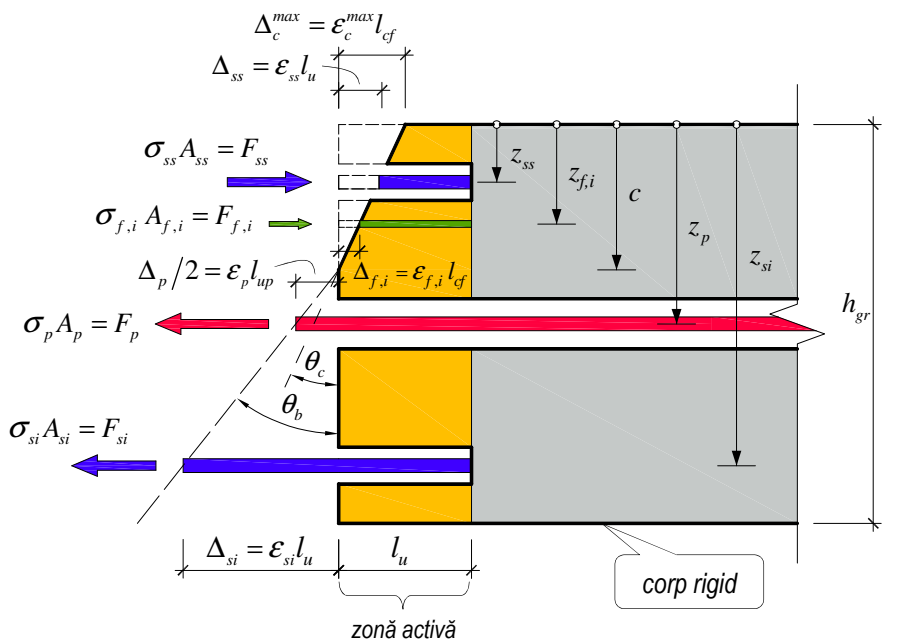


Fig. 4.23 Stabilirea deformațiilor și a eforturilor la nivel de secțiune

$$\varepsilon_{si} = \frac{(z_{si} - c)\theta_b}{l_u} \quad (4.37)$$

unde: $\varepsilon_{f,i}$ – deformația unitară în fibra de beton i ;

$z_{f,i}$ – distanța de la fibra extremă comprimată de beton la poziția fibrei de beton i ;

ε_{ss} – deformația unitară în armătura specială de la partea superioară;

z_{ss} – distanța de la fibra extremă comprimată de beton la poziția armăturii speciale de la partea superioară;

ε_p – deformația unitară în armătura post-tensionată;

z_{ss} – distanța de la fibra extremă comprimată de beton la poziția armăturii post-tensionate;

ε_{si} – deformația unitară în armătura specială de la partea inferioară;

z_{si} – distanța de la fibra extremă comprimată de beton la poziția armăturii speciale de la partea inferioară;

l_{cf} – lungimea nedeformată a fibrelor de beton;

l_u – lungimea totală de neaderență a barelor de armătură specială;

l_{up} – lungimea nedeformată a armăturii post-tensionate.

Unghiul de rotire a zonei comprimate se calculează cu relația (4.38).

$$\theta_c = \frac{\Delta_{cf}}{c} = \frac{\varepsilon_c^{max} l_{cf}}{c} \quad (4.38)$$

Dacă lungimea totală de neaderență a armăturilor speciale este mai mică decât lungimea zonei plastice a grinzii monolite echivalente, atunci lungimile l_{cf} , l_u și l_{at} au aceeași valoare. Relațiile (4.34)÷(4.37) reprezintă cazul general, când condiția menționată anterior nu este valabilă.

În relația (4.36), deformația unitară în armătura post-tensionată se calculează pentru ambele deschideri ale rostului, ca și sumă a deschiderilor care apar de ambele părți ale stâlpului. Aceasta este o consecință a ipotezei prin care, starea de deformație a întregului ansamblu de îmbinare se consideră a fi simetrică în raport cu axa longitudinală a stâlpului.

Et. 6: Se calculează eforturile în armături și în fibrele de beton

Cunoscând deformațiile unitare, se pot calcula tensiunile din armături și din fibrele de beton, prin intermediul funcțiilor care definesc modelele constitutive de material. Prin urmare, tensiunile în armăturile speciale se calculează cu modelul *Menegotto-Pinto – modificat* (modelul inițial propus de Menegotto și Pinto [62], la care se adaugă regula de memorie a modelului Monti-Nuti [44]), tensiunile în fibrele de beton, cu modelul *EC2* adaptat la solicitări alternante (v. Fig. 4.21-a), iar tensiunile în armătura post-tensionată, cu modelul bi-liniar din Fig. 4.21-b.

Dacă există deja o istorie a încărcării, adică ansamblul de îmbinare a mai fost supus la deplasări impuse la vârf, predecesoare deplasării Δ_{imp} , atunci trebuie să se țină cont de aceasta, deoarece aplicarea modelului *Menegotto-Pinto – modificat* depinde de cunoașterea întregii istorii de solicitare pentru determinare incursiunii plastice maxime (ξ_{max}). În cazul celorlalte modele constitutive, este suficientă cunoașterea doar a stării predecesoare de deformație. Considerând că deplasarea impusă Δ_{imp} , corespunde stării de solicitare (n), expresiile tensiunilor sunt redată în relațiile de mai jos:

$$\sigma_{ss(si)} = \sigma_{ss(si)}^{(n)} = f_{MP-mod}(\varepsilon_s^{(n)}, \varepsilon_r^{(n-1)}, \varepsilon_y^{(n)}, \xi_{max}) \quad (4.39)$$

$$\sigma_{f,i} = \sigma_{f,i}^{(n)} = f_{EC2-ciclic}(\varepsilon_c^{(n)}, \varepsilon_c^{(n-1)}) \quad (4.40)$$

$$\sigma_p = \sigma_p^{(n)} = f_{BL-ciclic}(\varepsilon_p^{(n)}, \varepsilon_p^{(n-1)}) \quad (4.41)$$

unde: f_{MP-mod} – reprezintă aplicarea modelului *Menegotto-Pinto – modificat*;
 $f_{EC2-ciclic}$ – reprezintă aplicarea modelului *EC2 adaptat la solicitări alternante*; și
 $f_{BL-ciclic}$ – reprezintă aplicarea modelului *bi-liniar cu descărcare*.

Trebuie, însă, să subliniem că este o diferență între starea (n) de solicitare și iterația (i). În cadrul procesului de iterare, starea de solicitare a zonei active nu este compatibilă cu starea de solicitare a întregului ansamblu de îmbinare, deoarece poziția corectă a axei neutre rămâne necunoscută până în momentul în care este îndeplinită condiție de echilibru la nivel de secțiune. Prin urmare, tensiunile se memorează, în vederea determinării stării ($n+1$), abia după ieșirea din procesul de iterație, adică, după găsirea poziției corecte a axei neutre. Tensiunile obținute în cadrul procesului de iterare nu au o semnificație fizică relevantă, de aceea nu este necesară memorarea lor.

Dacă se cunosc tensiunile, atunci se pot determina eforturile axiale pentru fiecare componentă a zonei active. Pentru aceasta se folosesc relațiile (v. Fig. 4.23):

$$F_{ss} = \sigma_{ss} A_{ss} \quad (4.42)$$

$$F_{si} = \sigma_{si} A_{si} \quad (4.43)$$

$$F_c = \sum_{i=1}^{n_f} \sigma_{f,i} A_{f,i} \quad (4.44)$$

$$F_p = \sigma_p A_p \quad (4.45)$$

unde: A_{ss} – aria totală a armăturilor de la partea superioară;

A_{si} – aria totală a armăturilor de la partea inferioară;

$A_{f,i}$ – aria fibrei de beton i ;

A_p – aria armăturii post-tensionate;

n_f – numărul fibrelor de beton cuprinse în zona comprimată;

F_{ss} , F_{si} , F_p – eforturile totale în armături;

F_c – efortul total de compresiune al fibrelor de beton situate în zona comprimată.

Et. 7: Se verifică condiția de echilibru la nivel de secțiune;

Verificarea se face prin comparația rezultantei eforturilor axiale la nivel de secțiune față de o valoare considerată a fi toleranța de calcul. Propunem ca toleranța de calcul să fie egală cu efortul axial total de la interfața de contact din faza inițială (starea de eforturi întâlnită după post-tensionare și epuizarea pierderilor de tensiune, dar înaintea aplicării deplasărilor exterioare). Prin urmare, relațiile de calcul necesare în această etapă sunt:

$$|F_{sec}| \leq |e_{tol}| \quad (4.46)$$

$$F_{sec} = F_c + F_{ss} + F_{si} + F_p \quad (4.47)$$

$$e_{tol} = F_c^{(0)} + F_{ss}^{(0)} + F_{si}^{(0)} + F_p^{(0)} \quad (4.48)$$

unde: F_{sec} – efortul axial total al secțiunii;

e_{tol} – toleranța de calcul;

$F_c^{(0)}$, $F_{ss}^{(0)}$, $F_{si}^{(0)}$, $F_p^{(0)}$ – eforturile din faza inițială.

Dacă poziția axei neutre este unică, atunci evaluarea toleranței de calcul nu mai are sens, iar condiția de echilibru se îndeplinește când F_{sec} schimbă semnul. În această situație, eroarea de calcul este

generată de înălțimea fibrelor de beton, ceea ce face ca modelul de calcul să fie sensibil la numărul de fibre de beton care intră în alcătuirea zonei active.

În funcție de numărul și dimensiunile de fibre de beton, există posibilitatea ca pentru anumite situații de solicitare, condiția (4.46) să nu fie îndeplinită, chiar dacă F_{sec} schimbă semnul, sau din contra, rezultanta eforturilor axiale să fie mai mică decât toleranța de calcul, dar poziția axei neutre să nu fie cea corectă (înălțimea zonei comprimate prea mică). Prin urmare, verificarea condiției de echilibru pentru iterația (i) trebuie să cuprindă ambele condiții: *cât timp rezultanta eforturilor axiale este mai mare decât toleranța de calcul și nu a schimbat semnul, atunci se continuă procesul de iterare*. În pseudocod condiția se scrie:

$$c\hat{a}t\ timp\ \left(\left| F_{sec, (i)} \right| > |e_{tol, (i)}| \right) \wedge \left(sign\left(F_{sec, (i)} \right) = sign\left(F_{sec, (i-1)} \right) \right): \quad i = i + 1$$

Et. 8: Etapă decizională

Dacă este verificată condiția (4.46), atunci se încheie procesul iterativ și se continuă cu etapa următoare (**Et. 9**). În caz contrar, calculul se reia printr-o nouă iterație, începând cu etapa a treia (**Et. 3**)

Et. 9: Se calculează momentul încovoietor de la fața stâlpului;

Dacă eforturile se reduc în dreptul axei neutre, relațiile de calcul sunt următoarele:

$$M_{sec} = M_c + M_{ss} + M_{si} + M_p \quad (4.49)$$

unde:

$$M_c = \sum_{i=1}^{n_c} \sigma_{f,i} A_{f,i} |z_{f,i} - c| \quad (4.50)$$

$$M_{ss} = F_{ss} \cdot |z_{ss} - c| \quad (4.51)$$

$$M_{si} = F_{si} \cdot |z_{si} - c| \quad (4.52)$$

$$M_p = F_p \cdot |z_p - c| \quad (4.53)$$

Et. 10: Se calculează forța orizontală de nivel.

Determinarea forței orizontale de nivel H , asociată deplasării impuse Δ_{imp} , presupune scrierea ecuațiilor de echilibru în raport cu punctul de rezemare al stâlpului, pe schema statică din Fig. 4.22. Prin urmare, H se obține cu relațiile:

$$H = \frac{2L_{gr} + h_{st}}{L_{st}} \cdot V \quad (4.54)$$

unde reacțiunea V se deduce cu relația (4.55).

$$V = \frac{M_{sec}}{L_{gr}} \quad (4.55)$$

Cu ajutorul acestor etape de calcul, putem obține forța orizontală necesară pentru a produce deplasarea de nivel impusă. Dacă de dispune de o succesiune de încărcare în deplasări, atunci se pot genera curbele histerezis forță-deplasare, și odată cu acestea, se pot trage concluzii cu privire la comportarea îmbinării. Pentru fiecare valoare a deplasării la vârf este necesară parcurgerea etapelor prezentate anterior, etape care sunt schematizate în Fig. 4.24.

Modelul de calcul propus, în care comportarea de ansamblu a îmbinării este obținută prin determinarea eforturilor doar la nivelul interfeței de îmbinare (modelul MCDDI), are un grad mare de

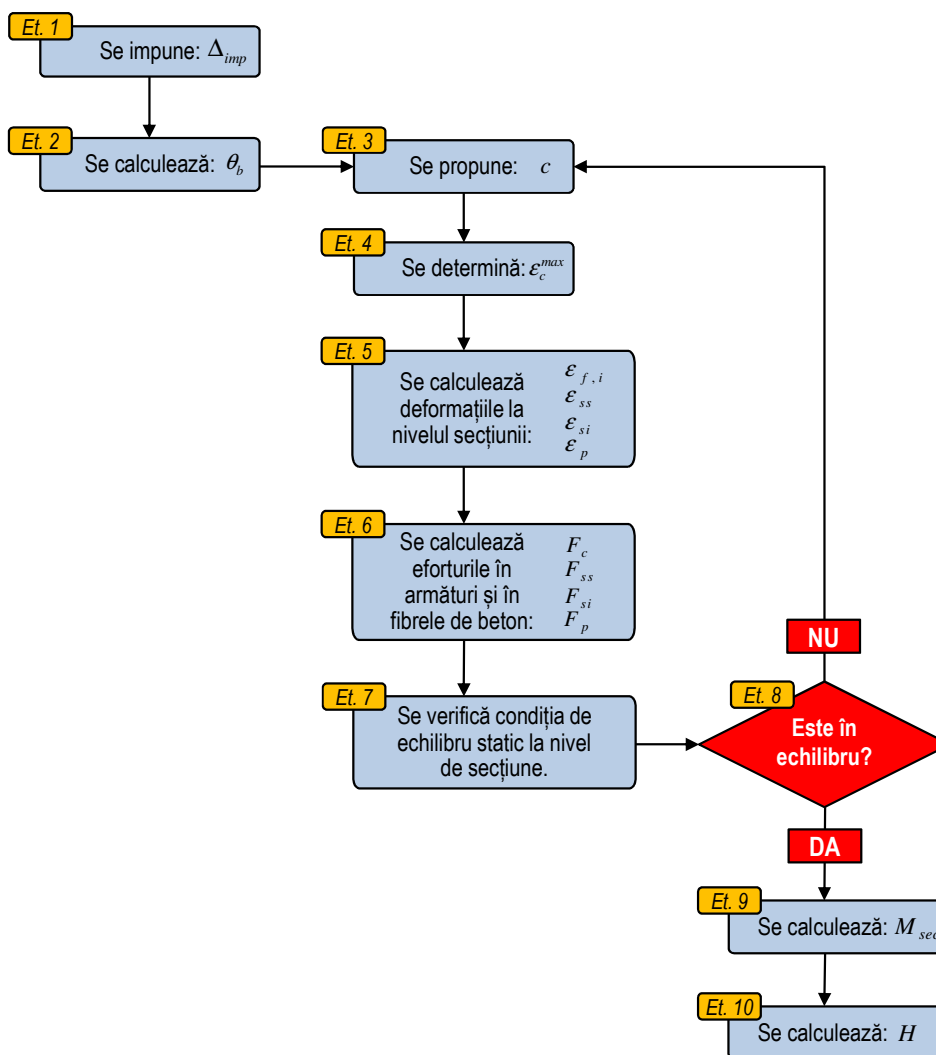


Fig. 4.24 Etapele de calcul ale modelului MCDDI

generalitate, și poate fi aplicat pentru orice tip de îmbinare hibridă, indiferent de modul de alcătuire a zonei de contact dintre grindă și stâlp (indiferent de: numărul armăturilor speciale sau post-tensionate, dispunerea lor pe înălțimea secțiunii, lungimea inițială de neaderență, etc.).

4.3.5. Aspecte legate de implementarea numerică

Implementarea numerică a algoritmului de calcul a fost posibilă cu ajutorul limbajului de programare *Python* [50] și a pachetelor de analiză numerică *Scipy* și *Numpy* [70]. *Python* este un limbaj de programare dinamic, foarte puternic, care permite programarea orientată pe obiect. Este simplu de procurat, deoarece se poate descărca online fără licență, iar limbajul în sine este foarte intuitiv și ușor de folosit. Documentația existentă este accesibilă și deosebit de vastă, ceea ce simplifică foarte mult procesul de programare.

Fiind un limbaj de programare orientată obiectual, definirea armăturilor și a fibrelor de beton, precum și operațiile care caracterizează comportarea acestora, s-au organizat sub formă de clase de obiecte (clase). Prin urmare, există trei clase:

- clasa armăturilor speciale (Clasa AS);
- clasa armăturilor post-tensionate (Clasa PT);
- și clasa fibrelor de beton (Clasa FIBRELOR DE BETON).

Obiectele, sau „instanțierile” claselor, caracterizează componentele zonei active a îmbinării hibride, adică armăturile și fibrele de beton, definite prin caracteristicile geometrice și proprietățile de deformare ale

acestora. Numărul total al obiectelor este compus din numărul armăturilor speciale, numărul armăturilor post-tensionate și numărul total al fibrelor, acestea din urmă fiind cuprinse într-o listă de date.

Structura clasei fibrelor de beton este prezentată în Fig. 4.25. Variabilele de instanță, sau variabilele de „instanțiere” (din engl. *instance variables*) ale clasei fibrelor de beton se referă la: poziția în secțiune, aria, lungimea de calcul, alungirea, deformația inițială și starea de solicitare anterioară. Deformația inițială reprezintă starea în urma post-tensionării, ceea ce implică faptul că, înainte de aplicarea deformațiilor exterioare, ca și pe tot parcursul secvenței de solicitare, se ține cont de efectul de compresiune a post-tensionării asupra fibrelor de beton. Starea de solicitare anterioară reprezintă deformația unitară și tensiunea ultimului stadiu de solicitare încheiat. Pentru a putea ține cont de aceasta, se folosește o variabilă de indexare care reprezintă coloana matricei în care este memorată istoria de solicitare a tuturor fibrelor de beton. Metodele clasei fibrelor de beton calculează: tensiunea inițială în fibră, deformația unitară, tensiunea în fibră și efortul total în fibră. De asemenea, reține istoria de solicitare. Tensiunile sunt calculate

cu o funcție care implementează modelul constitutiv *EC2 adaptat la solicitări alternante*.

Clasa armăturilor post-tensionate conține, în mare parte, aceleași variabile de instanță și metode ca și clasa fibrelor de beton. Poziția în secțiune grinzii, aria secțională, lungimea totală de neaderență, alungirea, deformația inițială, vectorul deformațiilor unitare și vectorul tensiunilor constituie atributele constructorului. Cei doi vectori sunt responsabili cu memorarea întregii istorii de solicitare. Metodele clasei sunt funcțiile care calculează: deformația unitară, tensiunea, efortul total pe secțiunea armăturii; și o funcție care actualizează istoria de solicitare. Menționăm că tensiunile se calculează folosind modelul constitutiv bi-liniar, iar structura clasei armăturilor post-tensionate este reprezentată în Fig. 4.26.

În cazul armăturilor speciale, atributele clasei sunt mai numeroase, deoarece întreaga istorie de solicitare este cuantificată prin mai mulți vectori. Constructorul clasei conține date care țin de topologia și geometria armăturilor, dar și vectori în care se memorează punctele de inversare, punctele teoretice de curgere, incursiunile plastice, etc., (v. Fig. 4.27). Metodele conțin funcții de calcul pentru deformații, tensiuni, eforturi secționale și de actualizare a vectorilor de intrare. Totalitatea variabilelor de instanță și a metodelor sunt reprezentate în Fig. 4.27. Tensiunea în armături este calculată cu modelul constitutiv *Menegotto-Pinto-modificat*, cu precizarea că, variația raportului de ecrusare (b) și variația razei de racordare (R_n) se memorează în doi vectori numerici. Identificatorul de poziție (id_poz) este o variabilă care semnalează poziția punctului curent în raport cu ultimul punct de inversare și decide asupra punctului

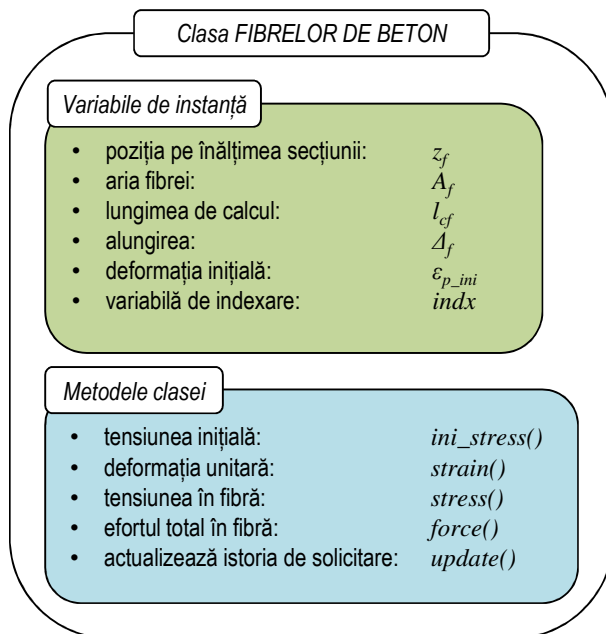


Fig. 4.25 Structura clasei fibrelor de beton

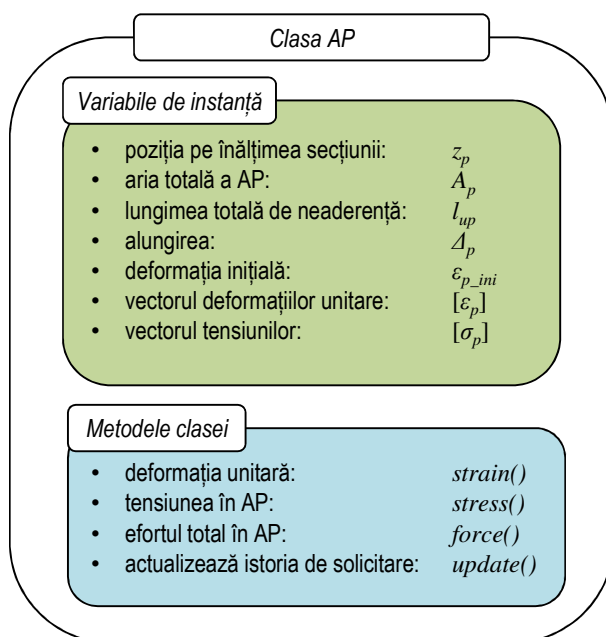


Fig. 4.26 Structura clasei armăturilor post-tensionate

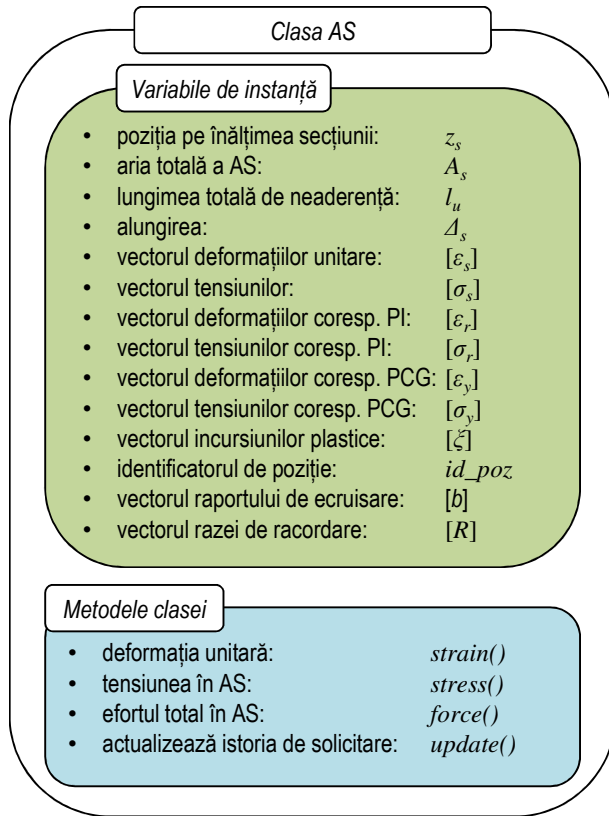


Fig. 4.27 Structura clasei armăturilor speciale

de curgere la care se raportează. Cunoașterea poziției punctului curent este obligatorie, deoarece modelele constitutive prezentate în *subcapitolul 4.2* nu sunt aplicabile și în cazul incursiunilor plastice de mici dimensiuni. Corecții în acest sens au fost propuse în lucrările [68] și [75], iar modelul numeric prezentat în acest capitol ține cont de aceste modificări. Deoarece dezvoltarea acestui subiect ar depăși cu mult obiectivele tezei de doctorat, precizăm doar că, funcția $Vf_Peak(new_e, eps)$ este cea care stabilește poziția punctului curent. Funcția este apelată în metoda clasei $stress()$ (v. ANEXA C).

Acest tip de abordare permite o mai bună organizare a codului, oferind posibilități, practic nelimitate, de extindere și generalizare. Trebuie să remarcăm încă odată eficiența programării obiectuale în modelarea zonei active. Prin definirea claselor, identificăm elementele cu aceleași proprietăți și comportare mecanică, iar construcția efectivă a zonei active se materializează prin definirea și inițializarea obiectelor. Cum nu există un număr prescris pentru numărul de obiecte

necesare, modelul de calcul poate, cel puțin la nivel teoretic, să modeleze orice tip de îmbinare hibridă, indiferent de numărul și poziționarea armăturilor speciale și post-tensionate. Cele trei clase, scrise în limbaj Python, pot fi consultate în ANEXA C.

Istoria de solicitare se memorează cu ajutorul vectorilor numerici, iar în cazul fibrelor de beton, cu ajutorul matricelor numerice. Acestea sunt de tipul *ndarray*, un tip de date prin care se reprezintă vectorii n -dimensionali ai pachetelor de analiză numerică *Scipy* și *Numpy*. Spre exemplu, structura vectorului în care se rețin deformațiile punctelor de inversare și structura matricei în care se rețin deformațiile fibrelor de beton, pentru starea n de solicitare, sunt reprezentate mai jos:

$$[\varepsilon_r] = [\varepsilon_r^{(0)} \quad \varepsilon_r^{(1)} \quad \dots \quad \varepsilon_r^{(i)} \quad \dots \quad \varepsilon_r^{(n-1)}] \quad (4.56)$$

$$[\varepsilon_f] = \begin{bmatrix} \varepsilon_{f,0}^{(0)} & \varepsilon_{f,0}^{(1)} & \dots & \varepsilon_{f,0}^{(i)} & \dots & \varepsilon_{f,0}^{(n-1)} \\ \varepsilon_{f,1}^{(0)} & \varepsilon_{f,1}^{(1)} & \dots & \varepsilon_{f,1}^{(i)} & \dots & \varepsilon_{f,1}^{(n-1)} \\ \vdots & \vdots & \dots & \vdots & \dots & \vdots \\ \varepsilon_{f,i}^{(0)} & \varepsilon_{f,i}^{(1)} & \dots & \varepsilon_{f,i}^{(i)} & \dots & \varepsilon_{f,i}^{(n-1)} \\ \vdots & \vdots & \dots & \vdots & \dots & \vdots \\ \varepsilon_{f,n_f}^{(0)} & \varepsilon_{f,n_f}^{(1)} & \dots & \varepsilon_{f,n_f}^{(i)} & \dots & \varepsilon_{f,n_f}^{(n-1)} \end{bmatrix} \quad (4.57)$$

De fiecare dată când se găsește poziția corectă a axei neutre, vectorii și matricele în care se memorează istoria de solicitare, se actualizează prin adăugarea valorilor noi găsite. Astfel vectorul $[\varepsilon_r]$ se actualizează prin inserarea, la capăt, a deformației $\varepsilon_r^{(n)}$, iar matricea $[\varepsilon_f]$, prin inserarea coloanei cu indicele superior (n). Următoarea apelare a vectorului $[\varepsilon_r]$ și a matricei $[\varepsilon_f]$ se face doar la pasul $(n+1)$.

Algoritmul de calcul cuprinde un modul principal (programul principal) în care sunt importate funcții și proceduri, organizate în module auxiliare. Există un modul care conține modelele constitutive (M1), un altul (M2), în care sunt definite funcțiile de calcul a poziției axei neutre și a unghiului de rotație a zonei comprimate, a momentului la interfața de îmbinare și a forței orizontale de nivel, și un modul (M3) în care sunt cuprinse funcțiile și procedurile folosite în procesul de post-procesare (utilizează librării de reprezentare grafică: *matplotlib*, *gnuplot*; pachete de citire și scriere a datelor în format Excel: *xlrd*, *xlwt*; etc.). Desigur, totalitatea funcțiilor și procedurilor folosite într-un astfel de proiect numeric este mult mai mare însă structura și componentele de bază sunt reprezentate în Fig. 4.28. După cum se poate observa, structura este bazată pe algoritmul de calcul din Fig. 4.24, cu precizarea că algoritmul se reia pentru fiecare valoare a deplasării impuse la vârf (parcurea vectorului de deplasări impuse). Legătura dintre obiectele fizice (armăturile, betonul, etc.) și obiectele abstracte ale claselor este posibilă datorită modului de definire a constructorilor și metodelor claselor, dar și prin intermediul datelor de intrare, unde intervin proprietățile de material și caracteristicile zonei active.

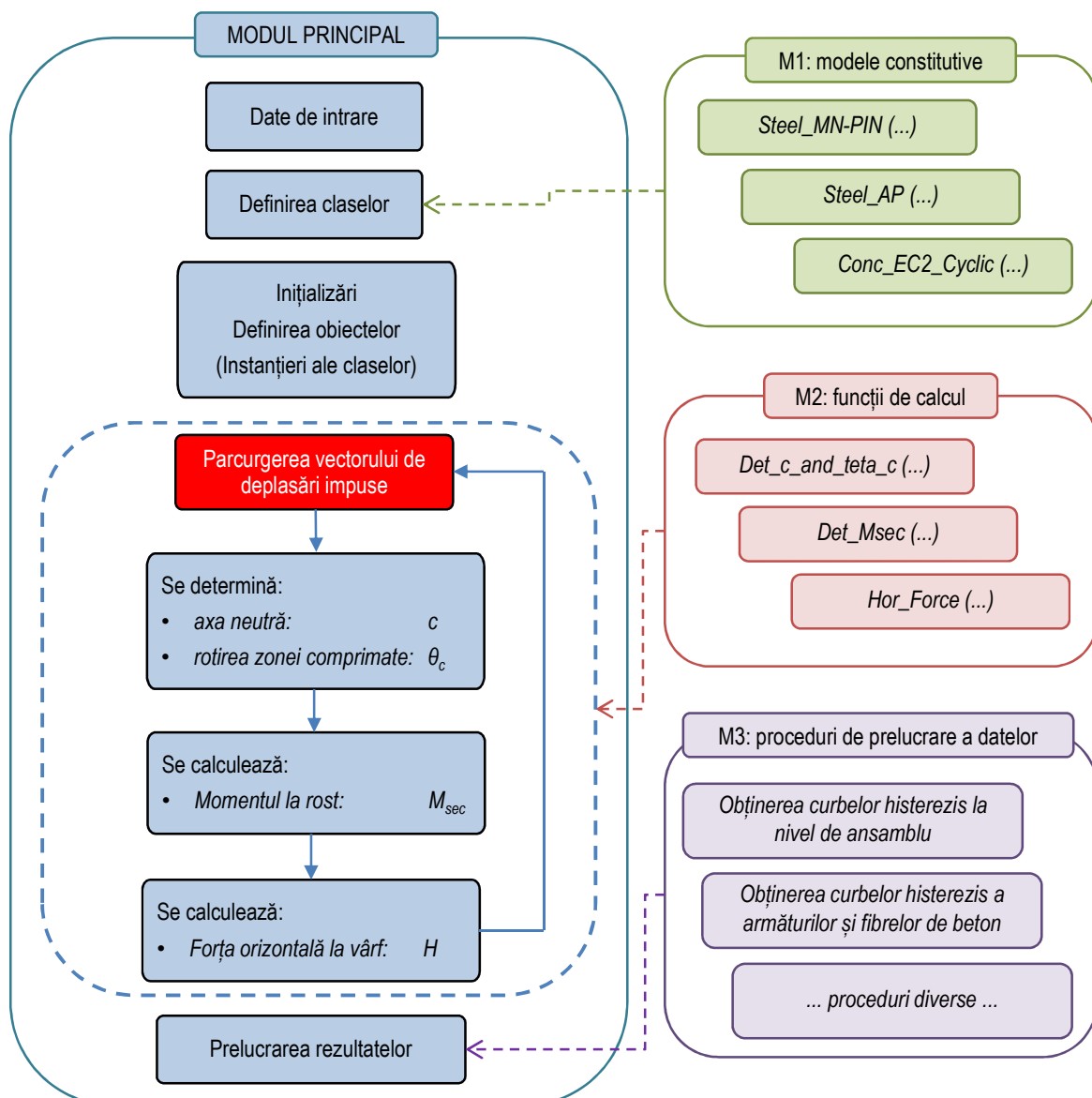


Fig. 4.28 Structura programului principal

Secvența deplasărilor impuse de nivel este de asemenea cuprinsă într-un vector $[\Delta_{imp}]$, dar cu dimensiune fixă (de lungime egală cu $len[\Delta_{imp}] = m + 1$ elemente). Parcurea acestui vector reprezintă aplicarea succesivă a deplasărilor impuse la vârf, deplasarea curentă fiind caracterizată de indicele (n).

$$[\Delta_{imp}] = [\Delta^{(0)} \quad \Delta^{(1)} \quad \dots \quad \Delta^{(n)} \quad \dots \quad \Delta^{(m)}] \quad (4.58)$$

Secvența de calcul este prezentată în Fig. 4.28, dar se atrage atenția asupra diferențierii față de procesul de iterare pentru determinarea poziției axei neutre. Determinarea curbelor histerezis presupune calcularea succesivă a forțelor orizontale, necesare la partea superioară a stâlpului pentru a produce deplasările impuse. Forțele orizontale sunt stocate într-un vector, având același număr de elemente ca și vectorul deplasărilor impuse ($m+1$ elemente). Prin urmare, istoria de solicitare este complet determinată doar prin parcurgerea completă a vectorului de deplasări impuse și obținerea vectorului forțelor orizontale de nivel $[H]$.

$$[H] = [H^{(0)} \quad H^{(1)} \quad \dots \quad H^{(n)} \quad \dots \quad H^{(m)}] \quad (4.59)$$

Procesul de iterare pentru determinarea poziției axei neutre are loc pentru fiecare element din matricea deplasărilor impuse $\Delta^{(n)}$, deoarece forța corespunzătoare de nivel $H^{(n)}$ nu se poate obține decât iterativ, prin parcurgerea algoritmului de calcul din Fig. 4.24. În modulul principal de calcul, aceste iterații de determinare a poziției axei neutre și a unghiului de rotire a zonei comprimate de beton sunt efectuate la apelarea funcției *Det_c_and_teta_c()* (v. Fig. 4.28)

În modelele cu fibre interesează numărul minim de fibre pentru care este surprins fenomenul real. În cazul de față, performanțele se evaluează prin calitatea similitudinilor curbelor obținute numeric în raport cu alte curbe obținute experimental, sau cu alte curbe considerate etalon. În acest sens, s-a efectuat un studiu parametric pe un model numeric care simulează comportarea specimenului N1. Printr-un singur ciclu complet, s-au atins deplasările maxime de nivel în ambele sensuri de solicitare. Pentru a simplifica procesul de calcul, fibrele de beton s-au consideră ca fiind de aceeași dimensiune pe întreaga secțiune de grindă (aceleași lățime și înălțime, v. Fig. 4.13). Comparând mai multe situații, în care s-a variat numărul de fibre, s-a constatat că rezultatele diferă prea puțin pentru un număr mai mare de 50 de fibre de beton, distribuite uniform pe întreaga secțiune a grinzii. Pentru un număr mai mic, ramurile de descărcare au arătat că se subestimează capacitatea de rezistență a îmbinării. Totuși, s-a decis ca pentru a dispune de o mai bună apreciere a poziției axei neutre, numărul de fibre să fie dublat (100 de fibre), în cazul de față fiind recomandată o înălțime a fibrei de 5mm.

Numărul de fibre și dimensiunile acestora influențează și rapiditatea procesului de convergență, deoarece determinarea poziției axei neutre presupune parcurgerea succesivă a fibrelor, începând cu fibra de beton extremă comprimată, și finalizând cu fibra pentru care este îndeplinită condiția de echilibru static la nivel de secțiune. Prin urmare, numărul minim de iterații este egal cu numărul fibrelor parcurse până la stabilirea poziției axei neutre, plus unu, o ultimă iterație fiind necesară pentru verificarea condiției de schimbare de semn. Pe de altă parte, numărul maxim de iterații corespunde cu numărul total al fibrelor, iar atingerea acestei limite este posibilă doar dacă nu este îndeplinită condiția de echilibru. Soluția, în această situație, este doar creșterea numărului de fibre.

4.3.6. Validarea modelului de calcul MCDDI

Pentru a confirma performanțele modelului MCDDI, se face o analiză asupra probei experimentale N1. Caracteristicile de alcătuire și secvența de încărcare au fost prezentate în Cap. 3. Vectorul deplasărilor impuse la vârf conține pașii de încărcare obținuți experimental, mai puțin ciclurile de revenire elastică (ciclurile cu amplitudine de 30% din valoarea deplasării maxime a ciclului anterior). Curbele histerezis sunt obținute numeric cu ajutorul programului scris în limbajul Python. Estimarea energiei disipate de îmbinare și a deformațiilor remanente, după epuizarea secvenței de încărcare, au fost obținute în urma prelucrării curbelor histerezis.

Numărul de fibre de beton adoptat pentru acest model este de 100 de fibre, toate fiind de aceeași dimensiuni, și distribuite uniform înălțimea secțiunii de grindă. Caracteristicile de material pentru armături și fibrele de beton, au fost stabilite în conformitate cu materialele folosite în cadrul programului experimental. Constantele de material, necesare la implementarea modelului *Menegotto-Pinto - modificat*, au următoarele valori: $R_0 = 20,0$; $A_1 = 19,0$; $A_2 = 0,3$.

În încercarea de a obține rezultate asemănătoare cu cele experimentale, s-a observat că modelul de calcul numeric este sensibil la un anumit parametru care influențează comportarea modelului *Menegotto-Pinto – modificat*. Acest parametru este ε_{uk} , care reprezintă deformația unitară asociată rezistenței de întindere a armăturii. Sensibilitatea derivă din faptul că, asimptota de pantă E_{sh} (v. Fig. 4.7) și, implicit, valoarea parametrului b depinde de mărimea palierului de ductilitate (intervalului dintre deformația de curgere ε_{yk} și deformația ε_{uk}). Practic, ceea ce interesează în cazul de față este valoarea coeficientului de ecrusare E_{sh} , care, conform ecuației (4.16) variază invers proporțional cu dimensiunea palierului de ductilitate ($\varepsilon_{uk} - \varepsilon_{yk}$). În urma procesului de calibrare a modelului numeric, care a presupus variația lui ε_{uk} , astfel încât pentru deplasarea maximă de nivel să se obțină o forță orizontală de nivel apropiată de cea rezultată experimental, s-a obținut următorul rezultat: $\varepsilon_{uk} = 0,05$. Menționăm că aceasta a fost singura intervenție cu caracter subiectiv (nu are un fundament dovedit experimental) din cadrul procesului de calibrare.

Rezultatele obținute în urma analizei numerice sunt reprezentate grafic în ANEXA D. Graficele au fost generate cu ajutorul librăriei *matplotlib* (<http://matplotlib.sourceforge.net/contents.html>). Curbele de comportare a armăturilor speciale (v. Fig. D.1) relevă, foarte clar, caracteristicile modelului *Menegotto-Pinto – modificat*, iar asemănarea dintre aceste curbe și cele generate în Fig. 4.14 dovedește buna funcționalitate a programului de calcul. Modificarea adusă în urma calibrării are o influență puternică asupra efortului unitar, ajungând ca la deformația unitară maximă (12,65%), să ajungă la o valoare de peste 700 MPa. Această supraapreciere se datorează incapacității modelului *Menegotto-Pinto – modificat* de a se abate de la palierul ascendent, de pantă E_{sh} . Dacă nu se impune o deformație limită, care să corespundă cu ruperea fizică a armăturii, tensiunea în armătura specială poate ajunge la valori aberante, care nu sunt în concordanță cu fenomenul real de solicitare. Din păcate, acestea sunt limitările modelului *Menegotto-Pinto – modificat*.

Curbele de solicitare a fibrelor extreme comprimate (v. Fig. D.2) arată o ușoară nesimetrie între sensurile de solicitare. Cu alte cuvinte, secțiunea de grindă de la interfața de îmbinare prezintă o comportare nesimetrică față de poziția de repaus (solicitățile exterioare sunt egale cu zero). Acest fenomen este observat și experimental, iar curbele histeresis, obținute numeric și reprezentate în Fig. D.6, surprind aceeași nesimetrie față de deplasarea zero. Tot în ANEXA D, sunt prezentate: variația tensiunii în armătura post-tensionată (Fig. D.3), variația rezultantei forțelor axiale la nivel de secțiune (Fig. D.4) și curbele histeresis *moment-rotire* (Fig. D.5).

Asemănarea dintre curbele obținute numeric și cele obținute experimental este pusă în evidență, prin suprapunere, în Fig. 4.29. Curbele înfășurătoare ale rezultatelor obținute numeric, sunt reprezentate pe ramuri de încărcare-descărcare în Fig. 4.30.

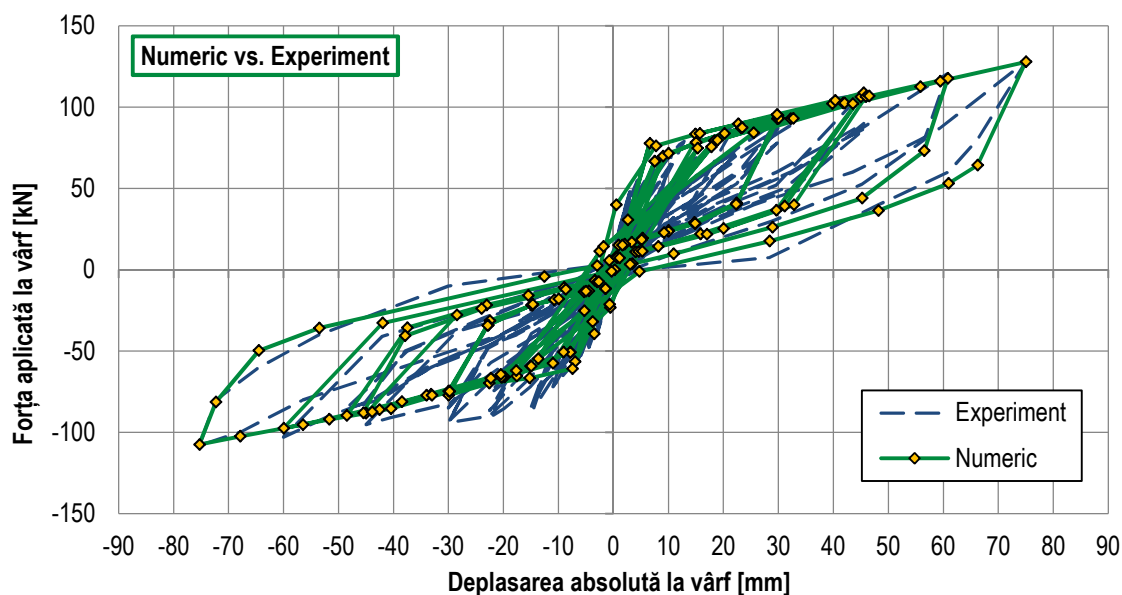


Fig. 4.29 Suprapunerea curbelor obținute experimental și a celor obținute numeric

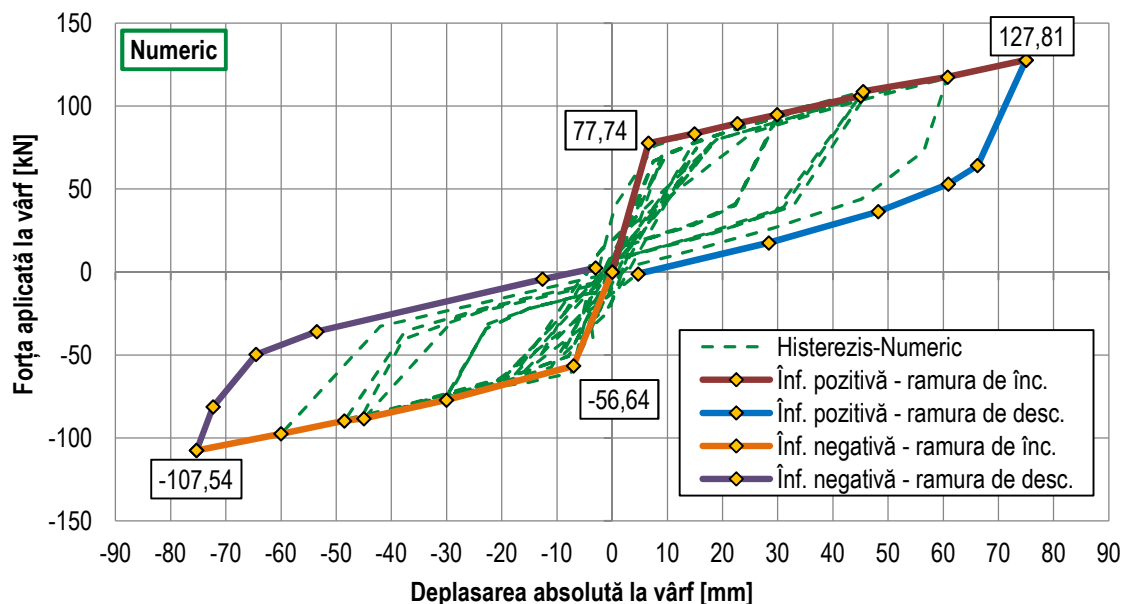


Fig. 4.30 Curbele înfășurătoare ale rezultatelor numerice

Comparând înfășurătoarele rezultatelor numerice cu cele experimentale, se observă o bună asemănare între cele două (Fig. 4.31), cu excepția ramurilor de încărcare ale sensului negativ de solicitare. Se presupune că diferențele sunt generate de erorile de citire din timpul programului experimental. Pe de altă parte, rezultatele numerice sunt foarte satisfăcătoare în estimarea forței orizontale pentru deplasarea maximă și a deplasărilor remanente.

Estimarea capacității de disipare de energie este cuantificată cu ajutorul factorului β , definit în normativul ACI T1.1-01 [24] și folosit de Ozden și Ertas [30] pentru validarea propriului model numeric. Relația de calcul a lui β este (3.30), deoarece cu ajutorul acesteia, s-au evaluat performanțele energetice ale specimenelor N1 și N2. Deși este specificat că β se calculează doar pentru ultimele cicluri de încărcare-descărcare [24], se consideră că poate oferi o imagine relevantă despre capacitatea de disipare de energie a îmbinării, dacă se calculează pe curbele înfășurătoare totale. În consecință, în Fig. 4.31 și Fig. 4.32 sunt afișate valorile lui β obținute pe modelul numeric. Ultimele cicluri complete sunt suprapuse în Fig. 4.32.

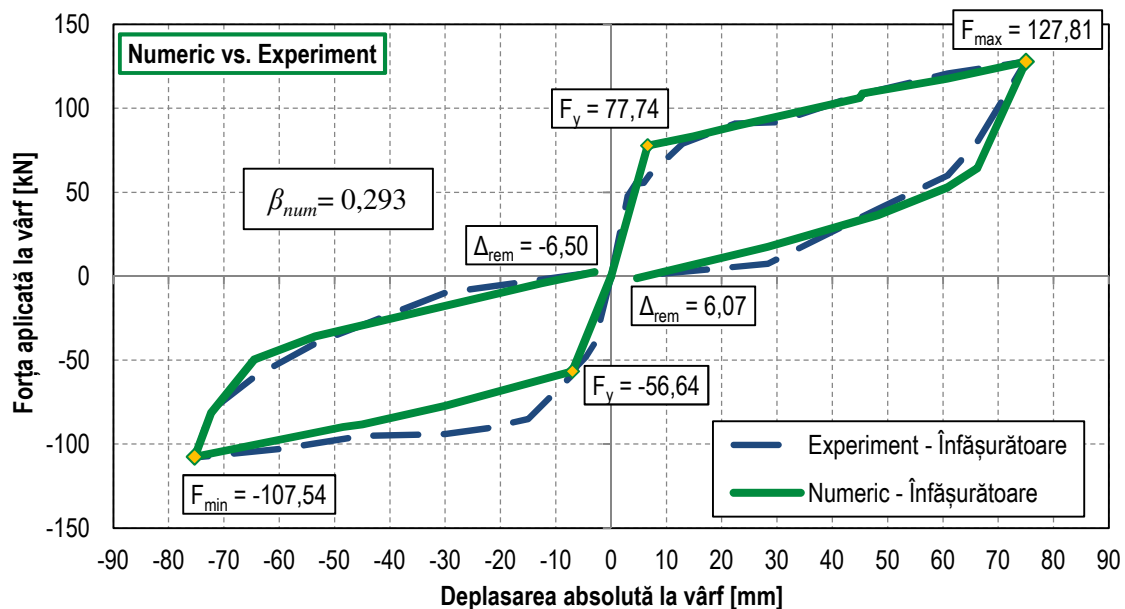


Fig. 4.31 Suprapunerea curbelor înfășurătoare

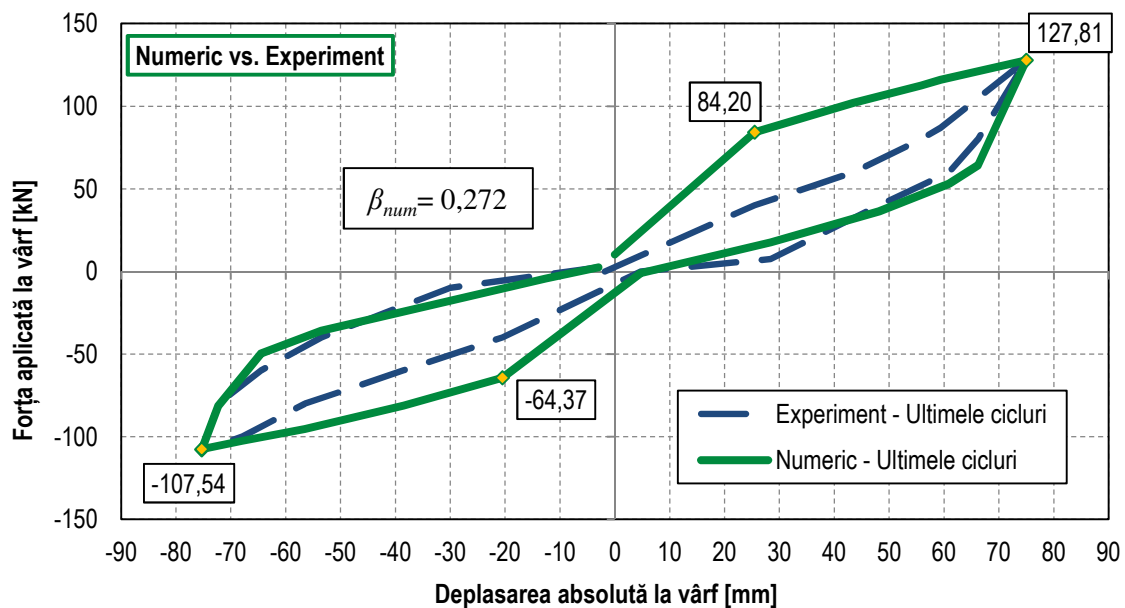


Fig. 4.32 Ultimele cicluri complete obținute experimental și numeric

Când s-a analizat modelul *Menegotto-Pinto – modificat*, s-a făcut o observație cu privire la, faptul că, numărul de cicluri nu pare să influențeze comportarea barei de armătură specială. Cum armăturile speciale au fost dimensionate, astfel încât să contribuie în proporție de 30% la preluarea momentului de la interfața de îmbinare, și cum acestea sunt principalii disipatori de energie, presupunem că înfășurătoarele totale pot fi obținute prin parcurgerea doar a unui singur ciclu complet de încărcare-descărcare, în care deplasarea țintă să corespundă cu deplasarea de dimensionare. Secvența de solicitare, în această situație, poate fi generată prin incrementuri de deplasare de 5mm, pornind din zero, încărcând spre deplasarea de 75mm (corespunde deplasării relative de nivel de 2,5%), încărcând spre -75mm, iar apoi descărcând din nou spre zero. Curba rezultată este cea din Fig. 4.33.

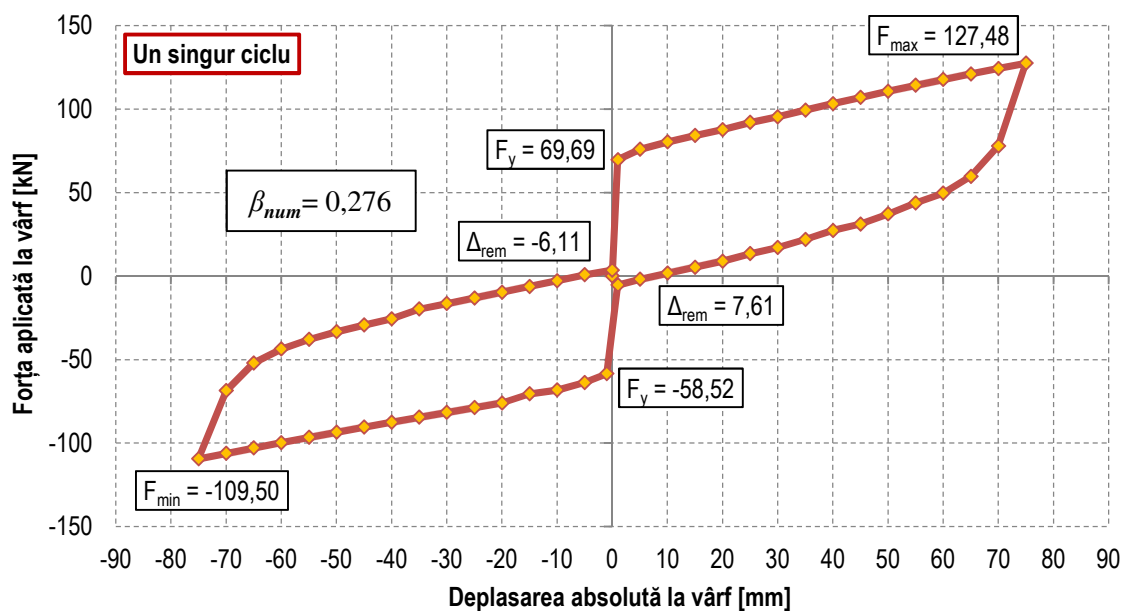


Fig. 4.33 Curba generată printr-un singur ciclu complet

Suprapunerea celor trei curbe înfășurătoare (curba obținută experimental, curba obținută numeric prin unirea punctelor extreme și curba obținută printr-un singur ciclu complet) poate fi observată în Fig. 4.34. Asemănarea celor trei curbe este evidentă, mai ales în zonele deplasărilor maxime de nivel și în zonele deplasărilor remanente.

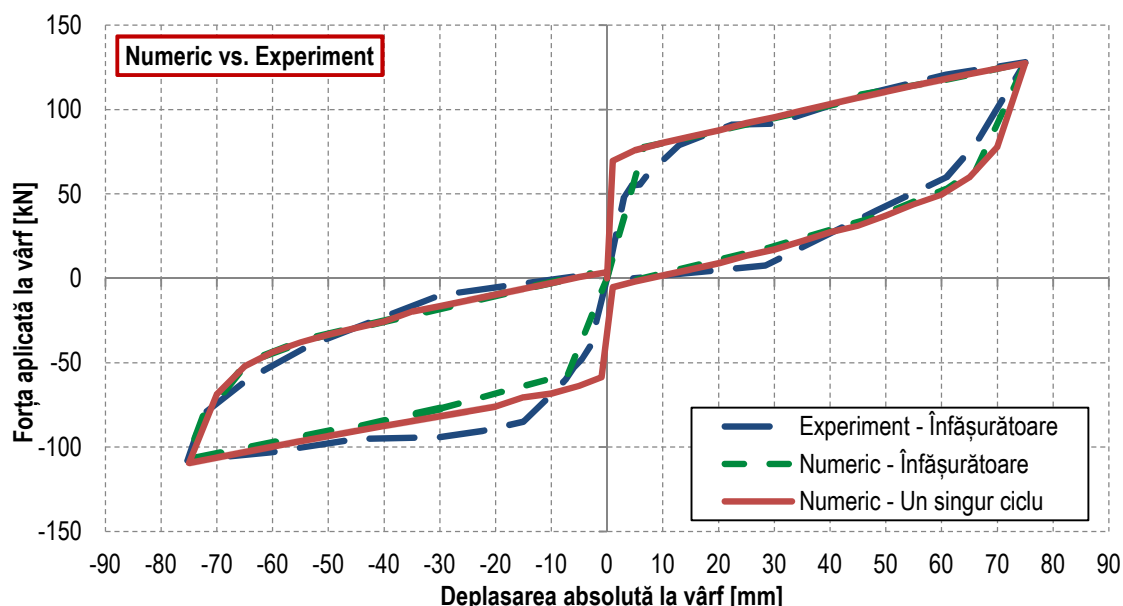


Fig. 4.34 Suprapunerea curbelor înfășurătoare obținute prin trei metode

Cuantificarea valorică a diferențelor, în raport cu forța maximă de nivel, energia disipată și deplasarea remanentă este prezentată în Tab. 4.2. Notățiile folosite sunt cele din normativul ACI T1.1-01 [24]:

- K – rigiditatea inițială a sistemului pentru sensul pozitiv de încărcare;
- K' – rigiditatea inițială a sistemului pentru sensul negativ de încărcare;
- $\Delta_{rem} (+)$ și $\Delta_{rem} (-)$ – deplasările remanente pentru sensul pozitiv, respectiv negativ de încărcare;
- A_{EP} – aria sistemului elastic - perfect plastic;
- A_{hy} – aria din interiorul curbelor;
- β – coeficientul care evaluează capacitatea de disipare de energie.

După aceste criterii, considerăm că modelul de calcul propus, surprinde foarte fidel comportarea observată experimental, cu excepția ultimelor cicluri complete, unde diferențele sunt de aproape 100% în estimarea coeficientului β .

Tab. 4.2 Comparații între curbele înfășurătoare și ultimele cicluri

Proveniența rezultatelor	F_{max}	F_{min}	$\Delta_{rem} (+)$	$\Delta_{rem} (-)$	K	K'	A_{EP}	A_{hy}	β (12,5%)
	[kN]	[kN]	[mm]	[mm]	[kN/mm]	[kN/mm]	[kN·mm]	[kN·mm]	[%]
Înfășurătoarea rezultatelor experimentale	128,00	-108,00	4,70	-8,40	16,00	13,33	31670,72	9436,38	29,79%
Înfășurătoarea rezultatelor numerice	127,81	-107,54	6,08	-6,50	11,74	6,70	29033,42	8710,54	30,00%
Rezultate numerice obținute printr-un singur ciclu	127,48	109,50	7,61	-6,11	69,69	58,52	34670,28	9586,41	27,65%
Ultimele cicluri obținute experimental	128,00	-108,00	4,70	-8,40	1,60	1,30	31670,72	4204,62	13,27%
Ultimele cicluri obținute numeric	127,81	-107,54	6,08	-6,50	3,30	3,14	29033,42	7443,38	25,63%

Performanțele modelului MCDDI sunt și mai clar puse în valoare dacă asemănarea curbelor înfășurătoare obținute numeric cu cele obținute experimental poate fi dovedită prin considerente pur geometrice. Cu alte cuvinte, se propune aprecierea cantitativă a similitudinilor observate vizual în Fig. 4.34. Pentru aceasta este necesară aprecierea distanțelor în plan dintre punctele care formează curbele

histerezis, după care, diferențele între ramurile de încărcare-descărcare pot fi cuantificate prin *rădăcina erorii medii pătratice (RMSE)*. Relația de calcul este:

$$RMSE = \sqrt{\frac{1}{N} \sum_{i=1}^N \left[(y_{2,i} - y_{1,i})^2 + (x_{2,i} - x_{1,i})^2 \right]} \quad (4.60)$$

iar distanța între două puncte în plan:

$$d_{2-1} = \sqrt{(y_{2,i} - y_{1,i})^2 + (x_{2,i} - x_{1,i})^2} \quad (4.61)$$

N – numărul perechilor de puncte care se compară;

$(x_{1,i}, y_{1,i})$ – coordonatele punctului care aparține primei curbe;

$(x_{2,i}, y_{2,i})$ – coordonatele punctului care aparține celei de-a doua curbe.

Aplicând relația (4.61) pentru cele trei curbele înfășurătoare, două câte două, obținem următoarele variații ale distanțelor între punctele ramurilor de încărcare-descărcare:

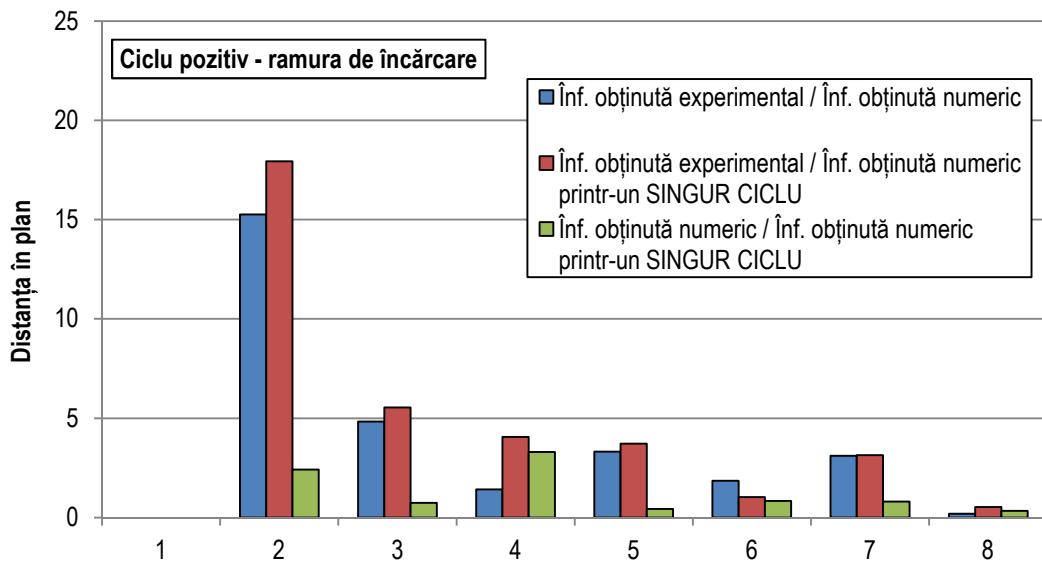


Fig. 4.35 Variația distanțelor pentru ciclurile pozitive – ramurile de încărcare

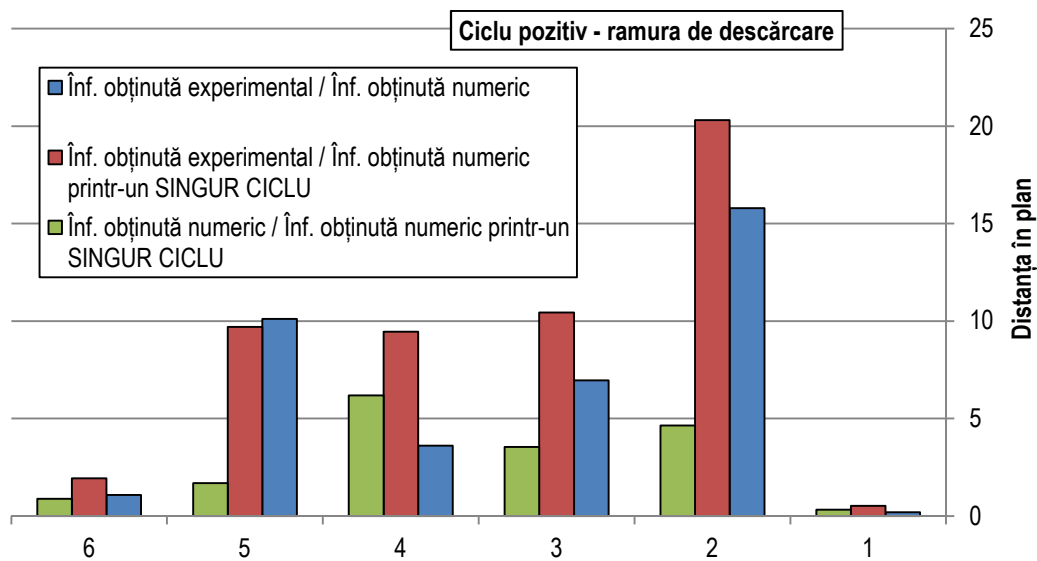


Fig. 4.36 Variația distanțelor pentru ciclurile pozitive – ramurile de descărcare

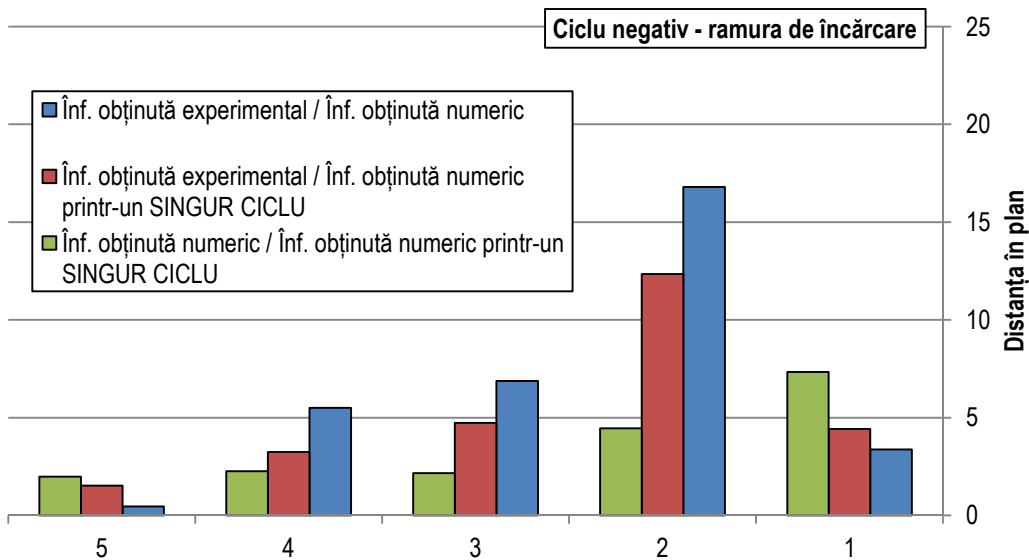


Fig. 4.37 Variația distanțelor pentru ciclurile negative – ramurile de încărcare

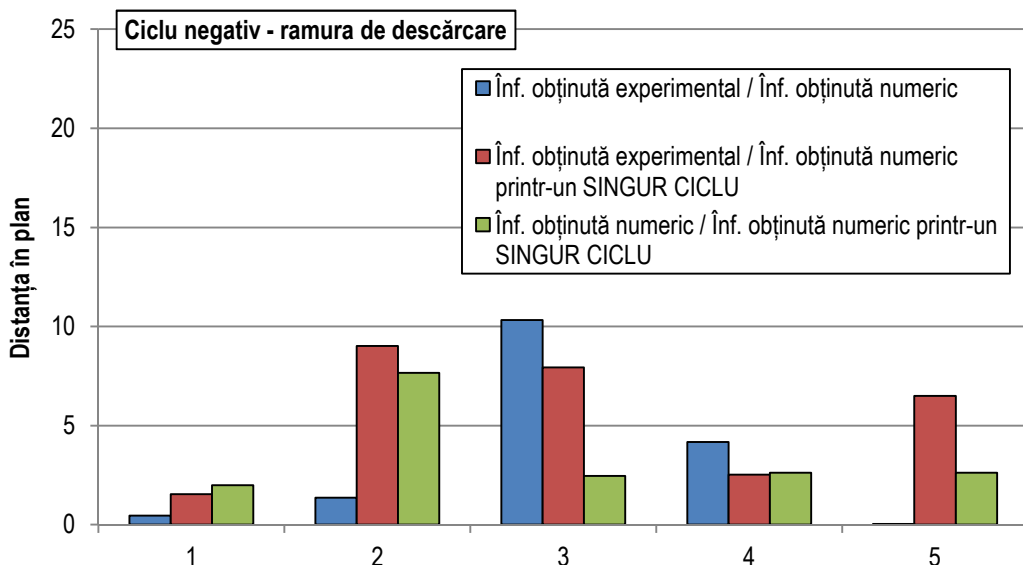


Fig. 4.38 Variația distanțelor pentru ciclurile negative – ramurile de descărcare

Rezultatele grafice din Fig. 4.35÷Fig. 4.38, confirmă observațiile cu privire la diferențele dintre ramurile de încărcare-descărcare. Când se caută obținerea înfășurătoarei prin parcurgerea unui singur ciclu complet, modelul de calcul nu poate surprinde în totalitate fenomenele care apar în zona de curgere.

Dacă se aplică același principiu și ultimelor cicluri histerezis (asociate deplasărilor maxime de nivel), se obțin următoarele reprezentări grafice:

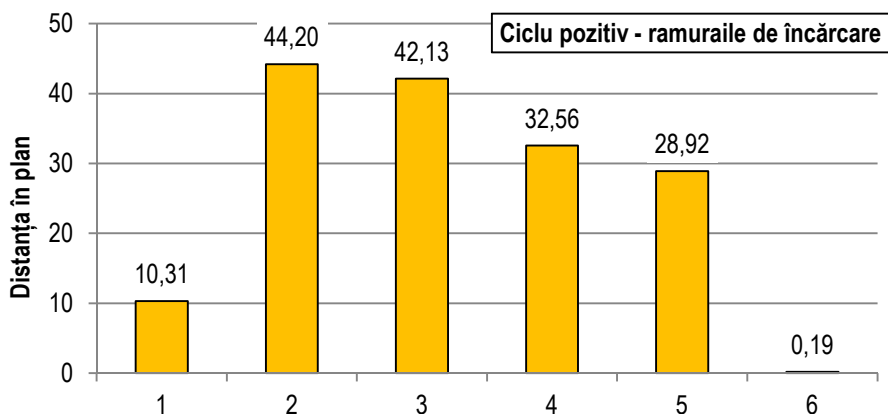


Fig. 4.39 Variația distanțelor pentru ultimele cicluri pozitive – ramurile de încărcare

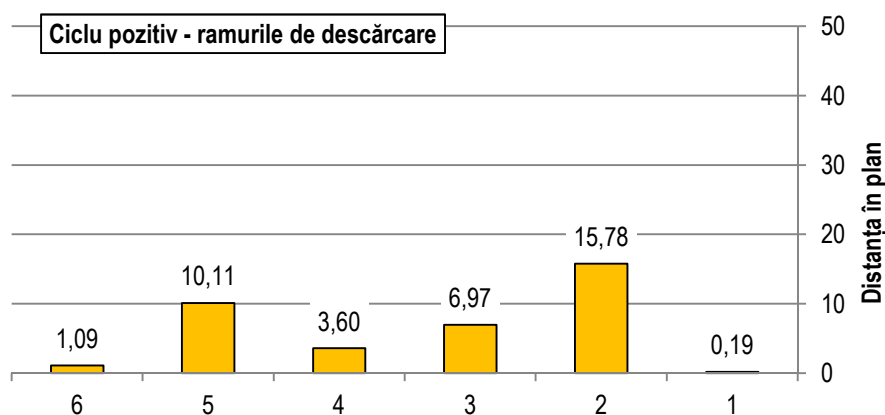


Fig. 4.40 Variația distanțelor pentru ultimele cicluri pozitive – ramurile de descărcare

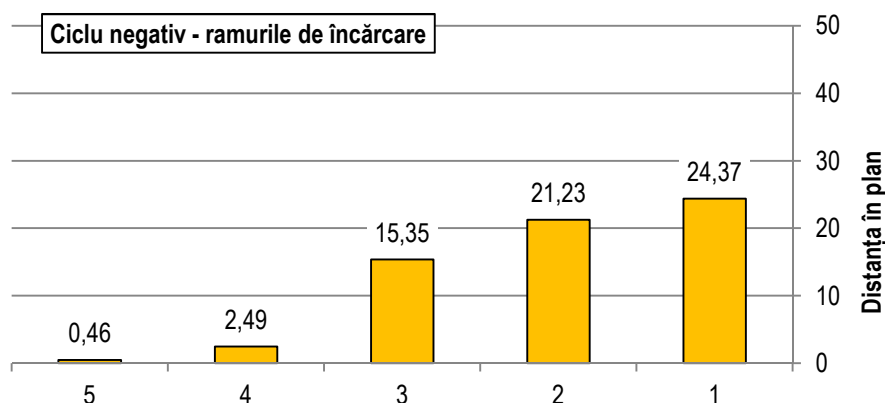


Fig. 4.41 Variația distanțelor pentru ultimele cicluri negative – ramurile de încărcare

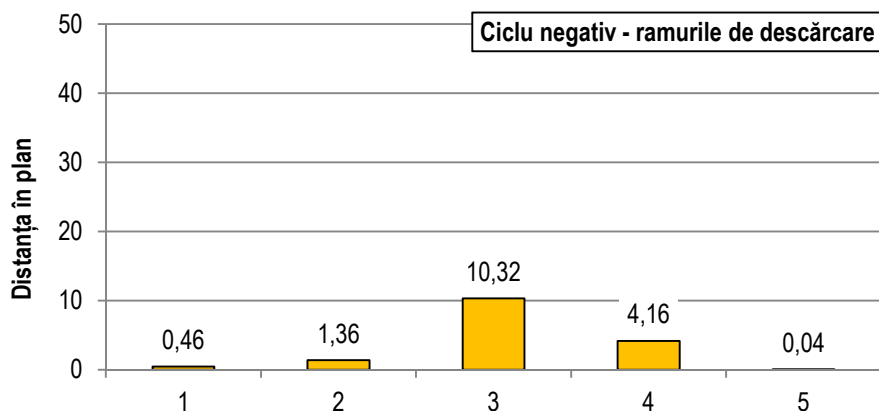


Fig. 4.42 Variația distanțelor pentru ultimele cicluri negative – ramurile de descărcare

În acest caz, diferențele sunt mai pronunțate, în special pentru ramurile de încărcare. Eroarea rădăcinii medii pătratice este calculată în Tab. 4.3.

Tab. 4.3 Evaluarea rădăcinii erorii medii pătratice

Rădăcina erorii medii pătratice (RMSE)					
Proveniența rezultatelor	Ciclu pozitiv: ramura de încărcare	Ciclu pozitiv: ramura de descărcare	Ciclu negativ: ramura de încărcare	Ciclu negativ: ramura de descărcare	Total pe ambele sensuri de încărcare
Înf. Obținută experimental / Înf. Obținută numeric	5,94	8,31	8,62	5,02	7,37
Înf. Obținută experimental / Înf. Obținută numeric printr-un SINGUR CICLU	7,02	10,87	6,44	6,24	8,26

Înf. Obținută numeric / Înf. Obținută numeric printr-un SINGUR CICLU	1,54	3,56	4,18	4,05	3,44
Ultimele cicluri obținute experimental / Ultimele cicluri obținute numeric	30,92	8,31	16,04	5,02	19,44

În concluzie, din punct de vedere geometric, modelul de calcul MCDDI nu surprinde suficient de fidel ramurile de încărcare a ultimelor cicluri histerezis obținute experimental. De asemenea, înfășurătoarea obținută printr-un singur ciclu complet supraestimează comportarea îmbinării în zona de curgere. Considerăm că aceste neajunsuri se datorează ipotezei prin care se neglijează elasticitatea grinzilor și a supraestimării efortului în armătura specială.

Pe de altă parte, rezultatele sunt deosebit de satisfăcătoare în ceea ce privește generarea curbelor înfășurătoare. Eficiența modelului numeric constă în evaluarea corectă a ramurilor de descărcare și, implicit, a deplasărilor remanente. Considerăm că aceste performanțe se datorează posibilității de analiză la nivel de fibră și integrării modelelor constitutive uniaxiale la cicluri alternante pentru barele de armătură specială.

Despre capacitatea de surprindere a nesimetriei curbelor histerezis, menționăm că în nici un alt studiu nu s-a mai făcut o astfel de observație. Pentru a explica acest rezultat remarcabil, s-a studiat variația înălțimii comprimate de beton și s-a constatat că diferă în raport cu sensul de solicitare. Prin urmare, ecuațiile de reducere a momentului încovoietor se raportează, în cadrul aceluiași ciclu complet, la două poziții distincte ale axei neutre, una pentru sensul de solicitare pozitiv și alta pentru sensul de solicitare negativ.

Reprezentarea grafică a variației înălțimii zonei comprimate de beton este prezentată în Fig. 4.43, unde sunt puse în evidență și limitele maxime și minime întâlnite în procesul de calcul. Înălțimea zonei comprimate diferă, în funcție de sensul de solicitare, cu 20mm (4% din înălțimea grinzii).

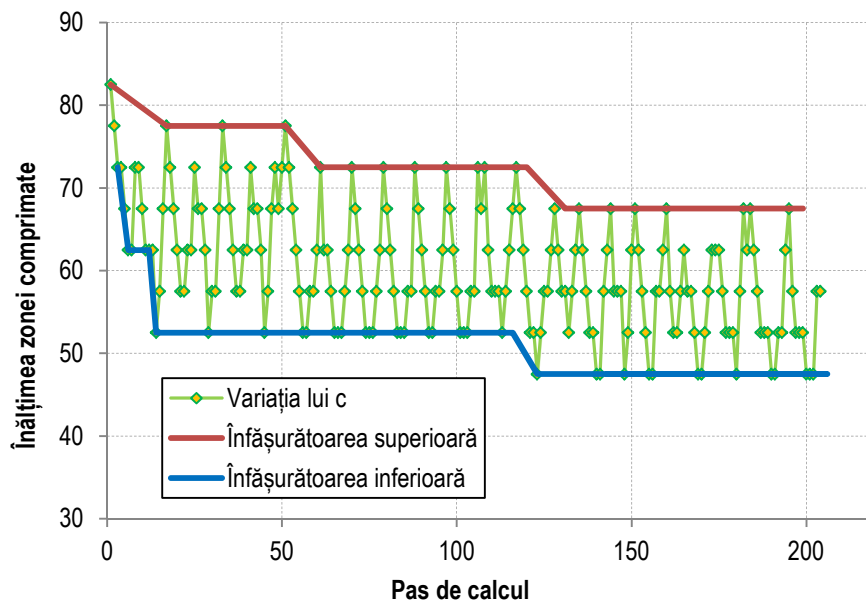


Fig. 4.43 Variația înălțimii zonei comprimate de beton

Modelul de calcul propus se bazează pe *Analogia Grinzii Monolite*, iar deducerea deformațiilor în zona activă se face conform reprezentării grafice din Fig. 4.23. Pentru a verifica dacă aceasta este deformația corectă a capătului de grindă, în Fig. 4.44 sunt reprezentate deformațiile, obținute în urma analizei, a tuturor fibrelor de beton asociate deplasării maxime de nivel. Se constată că alura deformațiilor este asemănătoare, iar zona întinsă a secțiunii prezintă o comportare similară cu cea observată experimental. Prin urmare, modelul numeric este capabil să surprindă corect deschiderea rostului de la interfața de îmbinare.

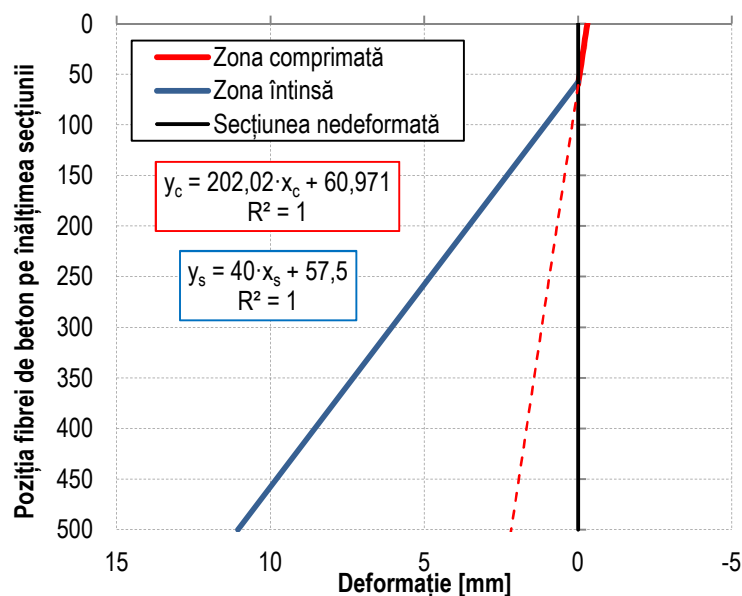


Fig. 4.44 Deformata secțiunii de capăt a grinzii hibride

Cu toate acestea, sunt necesare câteva precizări asupra modului de deformație a capătului de grindă. Prin aprecierea deformațiilor zonei plastice a grinzii monolite echivalente și aplicând *Analogia Grinzii Monolite*, se determină deformația fibrei extreme comprimate de beton. În consecință, deformațiile zonei comprimate din Fig. 4.44 aparțin grinzii monolite echivalente și nu reprezintă o stare reală de deformație a capătului de grindă hibridă. Ca și ultimă remarcă, unghiul de rotire a zonei întinse este de ≈ 5 ori mai mare decât unghiul de rotire a zonei comprimate.

4.3.7. Studiu parametric pentru determinarea lungimii optime de neaderență

Având confirmată validitatea modelului numeric, se poate studia influența lungimii de neaderență asupra comportării de ansamblu a îmbinării. Pentru aceasta, s-a demarat un studiu parametric, în care s-a variat lungimea de neaderență și procentul de armare. Diferitele procente de armare s-au obținut prin schimbarea diametrelor barelor de armătură. Eficientizarea procesului de parametrizare a fost posibilă prin generarea înfășurătoarelor prin parcurgerea doar a unui singur ciclu complet de încărcare-descărcare, deplasarea maximă de nivel fiind de 75mm (2,5% - deplasare relativă de nivel).

Fără a ține cont de limita recomandată de Monti și Nuti [44], prin care evitarea flambajului inelastic se poate realiza prin limitarea lungimii nerezemate a barei de oțel la maxim cinci diametre, s-au propus următoarele situații de analiză:

- Aportul armăturii speciale la preluarea momentului este de 10%, diametrul barei este de 6mm, iar lungimea de neaderență este de $6,67 \div 20$ ori mai mare decât diametrul barei;
- Aportul armăturii speciale la preluarea momentului este de 30%, diametrul barei este de 12mm, iar lungimea de neaderență este de $5 \div 20$ ori mai mare decât diametrul barei;
- Aportul armăturii speciale la preluarea momentului este de 50%, diametrul barei este de 18mm, iar lungimea de neaderență este de $5 \div 70$ ori mai mare decât diametrul barei;

Menționăm că ultima situație, în care lungimea de neaderență este de 70 de ori mai mare decât diametrul barei, reprezintă o exagerare, dar are scopul de a testa limitele modelului de calcul.

Curbele obținute în urma studiului parametric sunt prezentate în Fig. 4.45÷Fig. 4.47, iar forța maximă (F_{max}), forța minimă (F_{min}), deplasările remanente pentru sensurile pozitiv și negativ de solicitare ($\Delta_{rem}(+)$ și $\Delta_{rem}(-)$), precum și valorile pentru parametrul β , sunt prezentate sub formă tabelară în Tab. 4.4÷Tab. 4.6. Reamintim că l_{ui} reprezintă lungimea de neaderență inițială. Restul termenilor din tabelele Tab. 4.4÷Tab. 4.6 au fost definiți anterior în lucrare. Ultima linie a tabelului Tab. 4.4, care este marcată cu font de culoare roșie, sugerează faptul că, pentru acea situație nu este îndeplinită condiția de disipare de energie, valoare parametrului β fiind sub valoarea admisibilă.

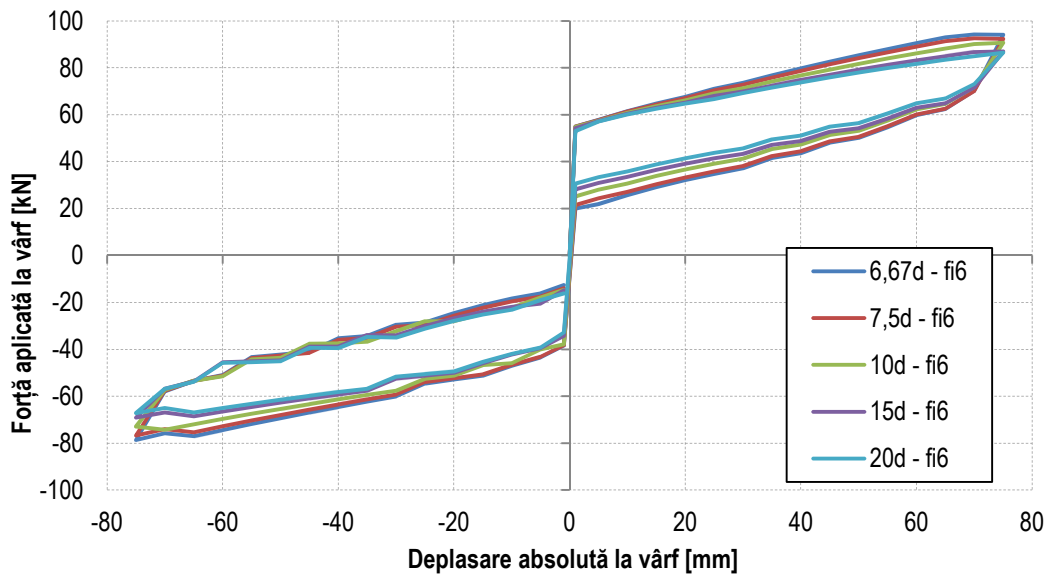


Fig. 4.45 Curbe obținute pentru un aport de 10% din partea AS la preluarea încovoierii

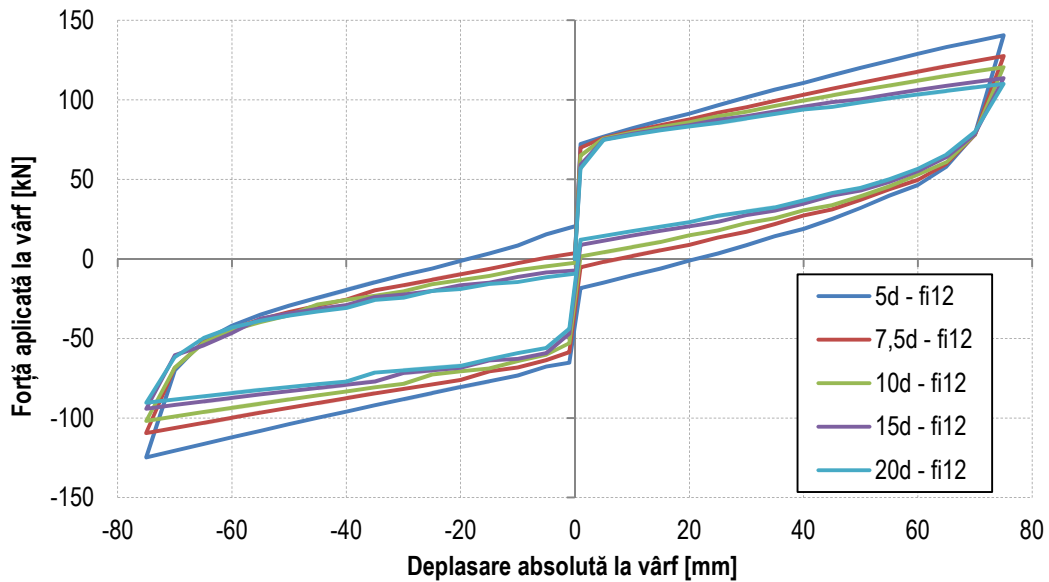


Fig. 4.46 Curbe obținute pentru un aport de 30% din partea AS la preluarea încovoierii

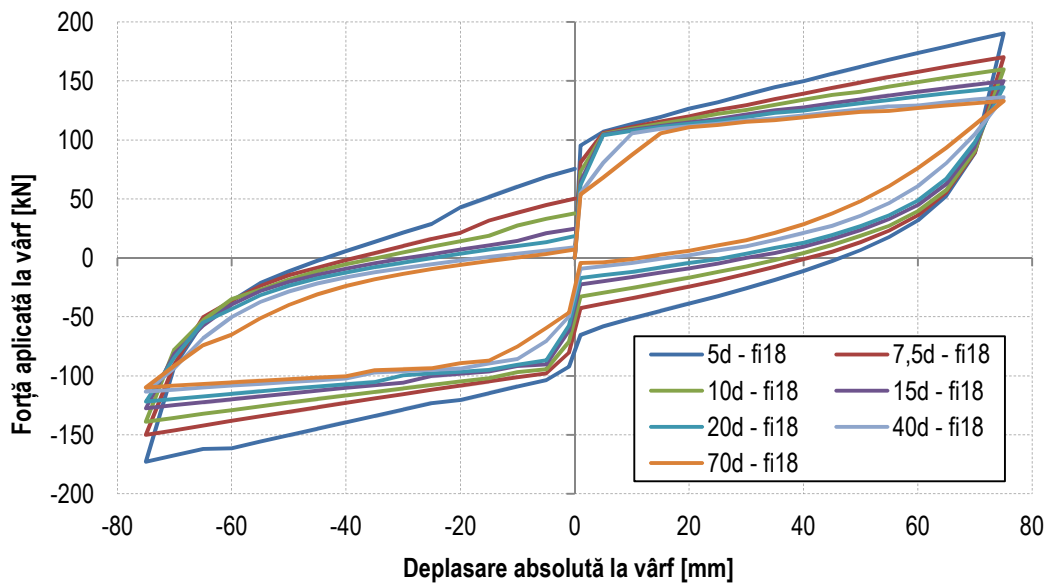


Fig. 4.47 Curbe obținute pentru un aport de 50% din partea AS la preluarea încovoierii

Tab. 4.4 Rezultatele studiului parametric pentru un aport de 10% la preluarea momentului

Diametrul AS (ϕ_{as})	Aria totală de AS întinsă	M_{as} / M_s	l_{ui}	l_{ui} / ϕ_{as}	F_{max}	F_{min}	$\Delta_{rem} (+)$	$\Delta_{rem} (-)$	β (12,5%)
[mm]	[mm ²]	[%]	[mm]	[-]	[kN]	[kN]	[mm]	[mm]	[%]
6	56,6	10%	40	6,67	94,21	-78,72	0,00	0,00	17,21%
			45	7,5	92,53	-76,80	0,00	0,00	16,58%
			60	10	90,13	-72,97	0,00	0,00	14,84%
			90	15	86,70	-69,13	0,00	0,00	13,72%
			120	20	86,46	-67,21	0,00	0,00	12,42%

Tab. 4.5 Rezultatele studiului parametric pentru un aport de 30% la preluarea momentului

Diametrul AS (ϕ_{as})	Aria totală de AS întinsă	M_{as} / M_s	l_{ui}	l_{ui} / ϕ_{as}	F_{max}	F_{min}	$\Delta_{rem} (+)$	$\Delta_{rem} (-)$	β (12,5%)
[mm]	[mm ²]	[%]	[mm]	[-]	[kN]	[kN]	[mm]	[mm]	[%]
12	226	30%	60	5	140,67	-124,80	21,15	-18,58	30,09%
			90	7,5	127,48	-109,50	7,61	-6,11	27,65%
			120	10	120,47	-101,84	0,94	0,00	26,23%
			180	15	113,64	-94,19	0,00	0,00	24,62%
			240	20	110,05	-90,35	0,00	0,00	23,64%

Tab. 4.6 Rezultatele studiului parametric pentru un aport de 50% la preluarea momentului

Diametrul AS (ϕ_{as})	Aria totală de AS întinsă	M_{as} / M_s	l_{ui}	l_{ui} / ϕ_{as}	F_{max}	F_{min}	$\Delta_{rem} (+)$	$\Delta_{rem} (-)$	β (12,5%)
[mm]	[mm ²]	[%]	[mm]	[-]	[kN]	[kN]	[mm]	[mm]	[%]
18	508	50%	90	5	190,16	-172,84	46,49	-43,48	40,30%
			135	7,5	170,85	-150,18	40,89	-38,42	38,54%
			180	10	160,00	-138,87	36,62	-34,61	37,62%
			270	15	149,75	-127,52	30,03	-29,41	36,18%
			360	20	144,63	-121,85	26,16	-24,83	35,17%
			720	40	136,4	-111,68	14,13	-13,91	32,28%
			1260	70	133,03	-109,76	11,47	-10,56	28,79%

Concluziile care pot fi formulate în urma procesului de parametrizare, prin acceptarea validității modelului de calcul MCDDI pentru toate cazurile analizate, sunt următoarele:

- Pentru valori mici ale aportului armăturii speciale la preluarea momentului încovoietor de la fața stâlpului (Tab. 4.4), deformațiile remanente sunt nule, dar forțele de nivel sunt mult mai mici decât în celelalte situații, iar aportul de disipare de energie este la limita de acceptanță, sau chiar nesatisfăcătoare pentru lungimi mari de neaderență;
- Pentru valori medii ale aportului armăturii speciale la preluarea momentului încovoietor (Tab. 4.5), deformațiile remanente sunt în limitele acceptate, cu excepția situației în care lungimea

de neaderență este cea mai mică, forțele de nivel sunt în concordanță cu cele observate experimental, iar aportul de disipare de energie este în limitele uzuale;

- Pentru valori mari ale aportului armăturii speciale la preluarea momentului încovoietor (Tab. 4.6), deformațiile remanente, forțele de nivel și aportul de disipare de energie sunt cu mult mai mari decât în situațiile precedente.

Modul cum procentul de armare influențează comportarea de ansamblu a îmbinării a fost studiat și de Ozden și Ertas [29], iar fenomenele observate de acești autori se regăsesc și în studiul de față. Se confirmă faptul că: odată cu creșterea procentului de armare, comportarea îmbinărilor hibride se apropie de comportarea îmbinărilor monolite (deplasări remanente mari; disipatori mari de energie), iar odată cu reducerea procentului de armare, comportarea se apropie de cea de resort elastic (deplasări remanente inexistente; disipatori ineficienți de energie). Procentul de armare optim, demonstrat în referința [29], și care se confirmă și în studiul de față, este cel prin care aportul armăturii speciale la preluarea momentului încovoietor este de 30%.

Rezultatele studiului parametric, mai arată faptul că, lungimea de neaderență influențează vizibil comportarea îmbinării. Dacă se reduce lungimea de neaderență, comportarea îmbinărilor hibride se apropie de comportarea îmbinărilor monolite, iar dacă se micșorează lungimea de neaderență, comportarea îmbinărilor hibride se apropie de comportarea de resort elastic. Efectul asupra forțelor maxime și minime de nivel, deplasările remanente și capacitatea de disipare de energie este reprezentat în Fig. 4.48÷ Fig. 4.50.

Ca și ultim concluzie asupra studiului parametric, notând cu ϕ_{as} diametrul barei de armătură specială, afirmăm că:

Lungimea de neaderență recomandată pentru armăturile speciale este de:

$$(7,5 \div 10)\phi_{as}$$

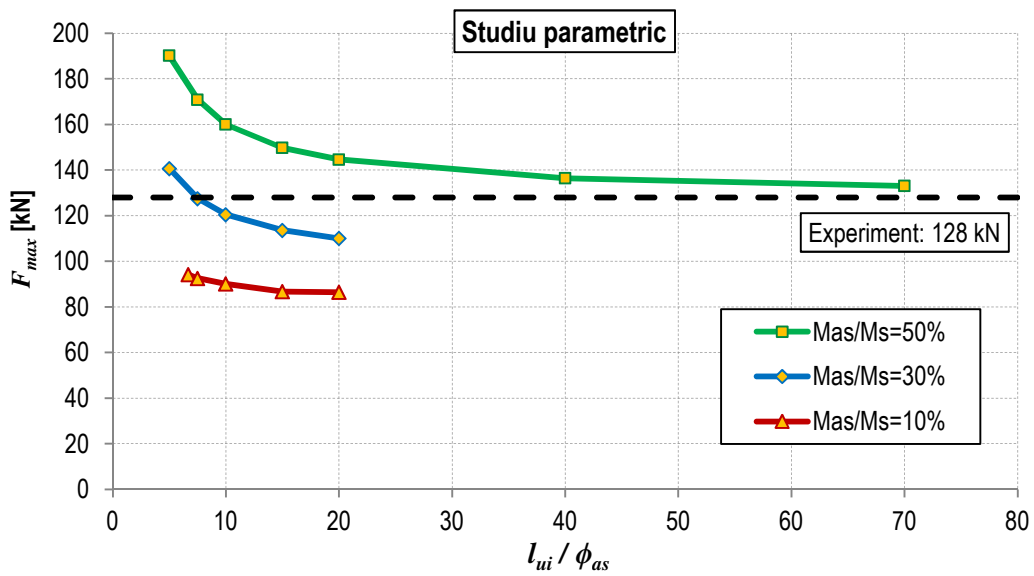


Fig. 4.48 Influența lungimii de neaderență asupra forței maxime de nivel

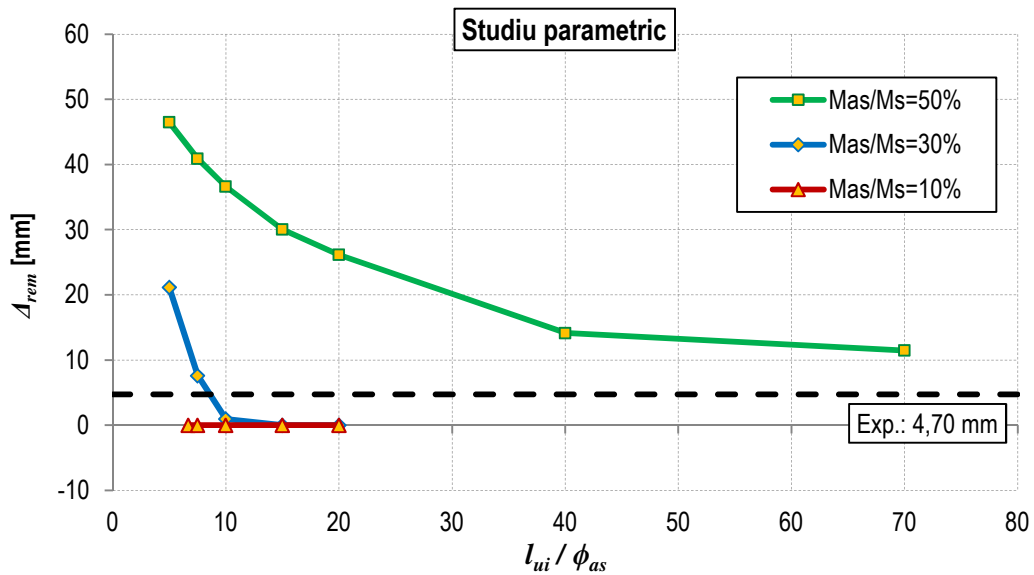


Fig. 4.49 Influența lungimii de neaderență asupra forței deplasării remanente

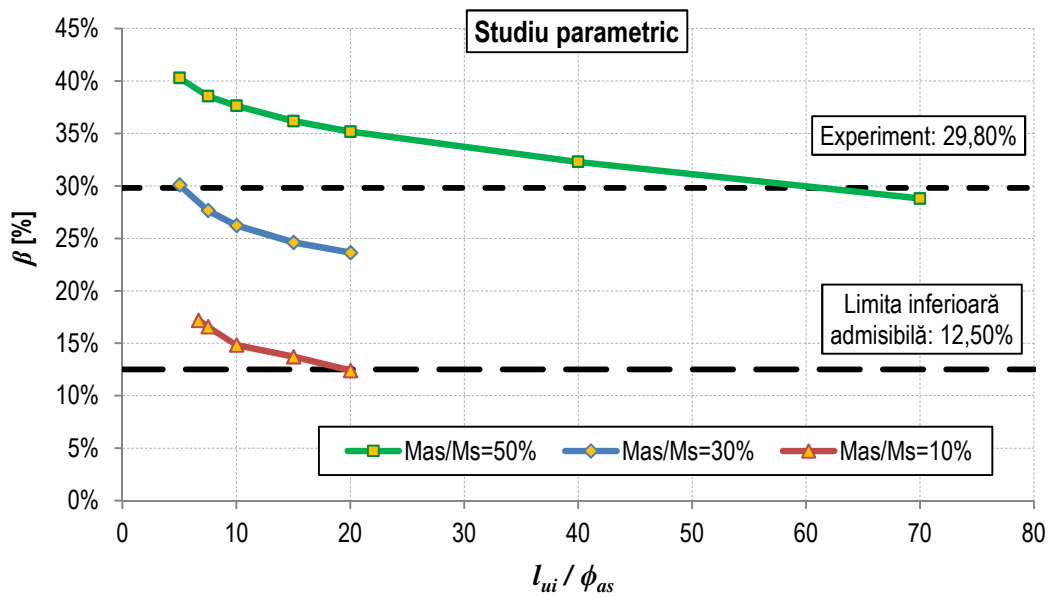


Fig. 4.50 Influența lungimii de neaderență asupra capacității de disipare de energie

4.4. Modelarea nodurilor hibride folosind softuri comerciale de element finit cu posibilitate de analiză la nivel de fibră

4.4.1. Necesitatea folosirii softurilor comerciale de element finit

Modelul care permite obținerea comportării de ansamblu a îmbinării prin reducerea procesului de calcul doar la nivelul rostului de montaj este un model foarte eficient, dar are dezavantajul că necesită implementarea numerică prin intermediul unui limbaj de programare. De asemenea, scrierea unui astfel de cod este un mare consumator de timp. Pe de altă parte, modelul necesită îmbunătățiri pentru caracterizarea corectă a fenomenelor ce se petrec în jurul punctelor de curgere și în obținerea curbelor histerezis a ultimelor cicluri complete. Se presupune că aceste neajunsuri pot fi diminuate prin considerarea elasticității elementelor prefabricate de grindă și stâlp, dar o astfel de modificare adusă modelului MCDDI, ar presupune complicații prea mari de implementare numerică.

Din aceste motive, o alternativă viabilă și, în același timp, accesibilă pentru analiza îmbinărilor hibride, o poate reprezenta utilizarea programelor comerciale de element finit, în care este posibilă modelarea neliniarității la nivel de fibră.

4.4.2. Modelarea probei experimentale N1 folosind programul SAP2000

Programul de calcul de element finit **SAP2000** (<http://www.csiberkeley.com/sap2000>) este un soft comercial, folosit la calculul structurilor de construcții. Este un produs al companiei *Computers and Structures (CSI)* care s-a bucurat de un mare succes, încă de la apariția primei versiuni, în anul 1976. Performanțele programului în modelarea neliniarităților geometrice și de material sunt deosebite, fiind capabil de analiză la nivel de fibră, cu considerarea unor modele constitutive uniaxiale foarte eficiente pentru modelarea betonului și armăturilor. De asemenea, neliniaritatea mai poate fi surprinsă și cu ajutorul elementelor de legătură de tip *link*.

Modelarea îmbinărilor hibride cu programul SAP2000 a fost realizată și de Balica [31], care a modelat rostul de la interfața de îmbinare print intermediul mai multor elemente de tip *link*. Frecarea dintre grindă și fața stâlpului a fost integrată print folosirea mai multor linkuri de tipul *T/C Friction Isolator*. Armăturile speciale au fost definite cu linkuri de tipul *Multilinear Plastic*, iar armătura post-tensionată cu un link de tipul *Multilinear Elastic*. Efectul post-tensionării a fost introdus printr-un element de tip *tendon* (rom. tendon), o facilitate oferită de programul SAP2000 pentru modelarea elementelor de tip cablu sau toron. Terminologiile mai sus amintite pot fi consultate în documentația programului SAP2000 [76]. Rezultatele obținute de Balica [31], prin această abordare, s-au considerat a fi foarte bune în raport cu rezultatele programului experimental PRESSS.

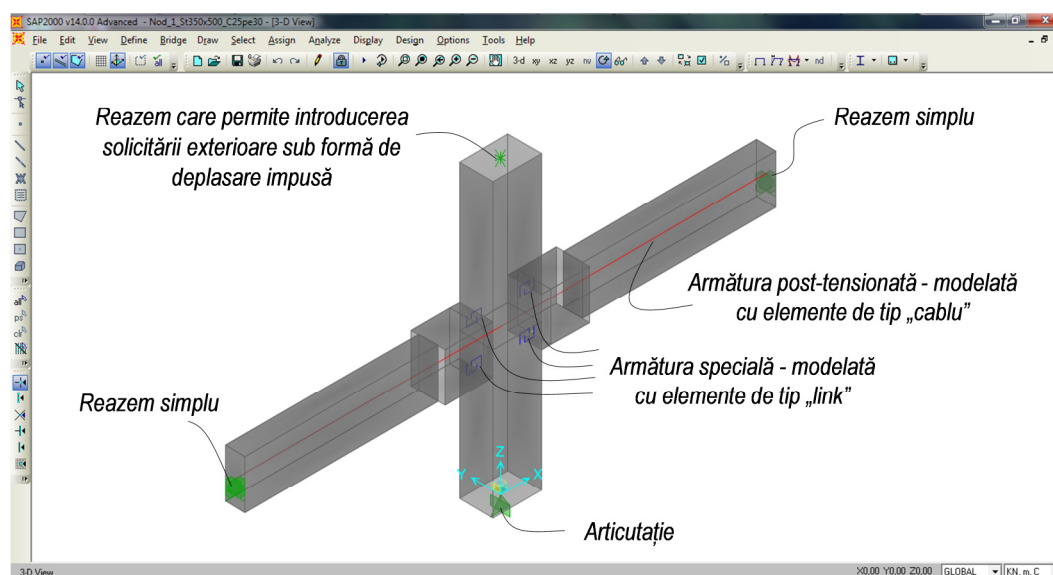


Fig. 4.51 Modelul de analiză numerică

Din dorința de a include și aportul betonului, prin considerarea fenomenelor neliniare ce au loc în zona comprimată, și pentru a simula mai corect deschiderea rostului de la interfața de îmbinare, se propune în continuare, o abordare similară cu cea folosită în *capitolul 4.3* (modelul MCDDI), unde modelarea zonei de contact a fost posibilă la nivel de fibră. Scopul analizei este de a modela specimenul N1 printr-o abordare cât mai simplă, folosind programul SAP2000. Simplificările care sunt necesare în acest demers, se referă la neglijarea fenomenului de frecare de la fața stâlpului și considerarea neliniarității doar la nivel de articulație plastică punctuală, doar în imediata vecinătate a zonei de contact grindă-stâlp. Ambele simplificări sunt permise, deoarece în timpul încercărilor demarate la INCERC Cluj-Napoca nu au fost semnalate alunecări ale capetelor de grindă, iar modelul numeric MCDDI a dovedit suficiența considerării neliniarității doar pe o zonă restrânsă a capătului de grindă.

Acceptând aceste simplificări, s-a adoptat un model de calcul asemănător celui propus de El-Sheikh, ș.a. [52,53]. Grinzile și stâlpii sunt modelate prin elemente finite liniare, iar zonele puternic solicitate de la interfața de îmbinare, prin articulații plastice punctuale. Având în vedere forma grinzilor folosite în alcătuirea probei N1, au fost necesare trei elemente finite liniare pentru alcătuirea modelului numeric a grinzilor. Primul element, situat în zona de contact a stâlpului are o lungime egală cu lungimea de neaderență și este singurul care conține articulații plastice punctuale. Celelalte două, diferă în funcție de schimbarea dimensiunilor secționale și nu conțin articulații plastice punctuale, comportarea lor fiind liniară. Alcătuirea grinzilor, cât și a întregului ansamblu poate fi observată în Fig. 4.51 și în ANEXA E (Fig. E.1 și Fig. E.2).

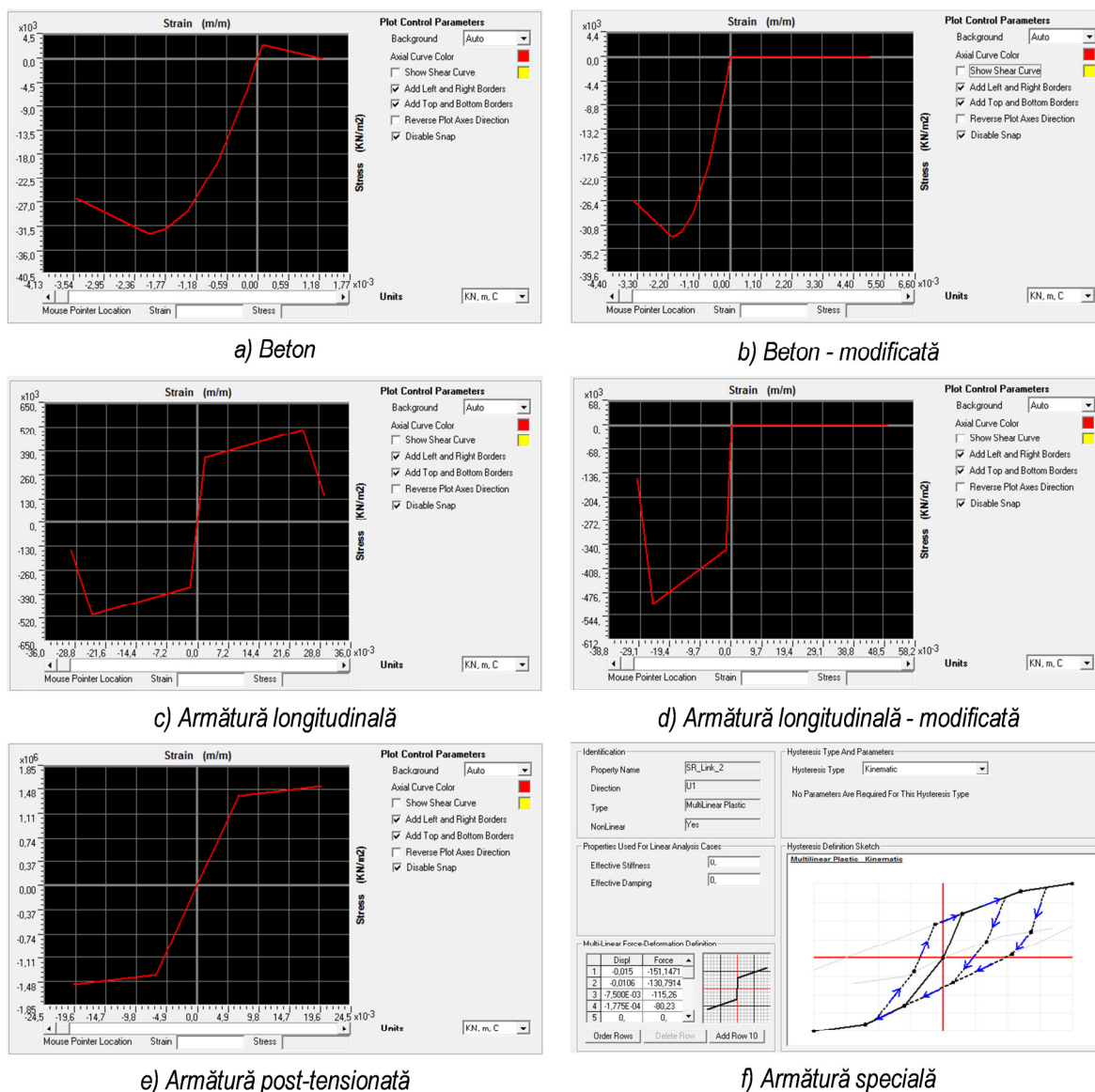


Fig. 4.52 Modele constitutive pentru materiale

Armătura post-tensionată a fost modelată cu elemente de tip *cablu* (din engl. *cable*), (v. Fig. 4.51) și nu prin elemente de tip *tendon*. Elementele de tip cablu sunt integrate și în alte softuri de element finit, ceea ce oferă posibilitatea de utilizare și a altor produse de calcul. Curba caracteristică de comportare este o curbă bi-liniară, care poate fi observată în Fig. 4.52.e. Barele de armătură specială, datorită faptului că sunt elementele cu cele mai mari incursiuni post-elastice, s-au modelat cu ajutorul elementelor de tip *link* (rom. legătură), (v. Fig. 4.51), care dau posibilitatea de a introduce legi de comportare histerezis de tipul *Takeda*, *Cinematic* sau *Pivot* (v. Fig. 4.52.f). În cazul de față, fiind vorba de bare metalice, regula histerezis adoptată este regula *cinematică* (din engl. *Kinematic*). S-au considerat doar deformațiilor axiale.

Reazemele ansamblului (v. Fig. 4.51) respectă indicațiile schițelor din figurile Fig. 3.1 și Fig. 3.2, adică: stâlpul este rezemat la bază cu ajutorul unei articulații punctuale și liber la partea superioară, iar grinzele sunt simplu rezemate la capete cu ajutorul unor reazeme punctuale de tip role. Deși sunt de așteptat să apară degradări importante în zona de nod a stâlpului, considerăm că acestea influențează prea puțin modul de deformare a ansamblului de îmbinare, și pot fi controlate prin soluții adecvate de confinare și rigidizare. În consecință, zona de nod s-a presupus ca având comportare de corp infinit rigid, iar modelarea s-a făcut cu ajutorul constrângerilor de tip *Body*.

Modelul de articulație plastică utilizat este cel de: articulație plastică punctuală cu plastificare graduală la nivel de secțiune. Pentru a surprinde plastificarea progresivă a secțiunii s-a adoptat un model cu fibre. Comportarea uni-axială a fibrelor facilitează aplicare neliniarității de material, deoarece introducerea curbelor de întindere/compresiune σ - ε (v. Fig. 4.52.a și c) este o acțiune suficientă pentru cunoașterea comportării la nivel de secțiune. Modelul cu fibre este deosebit de util în surprinderea efectului de deschidere și închidere a rostului de montaj, însă în cazul betonului este necesară modificarea curbelor σ - ε (după cum poate fi observat în Fig. 4.52.b și d), modificare care este necesară pentru evitarea erorilor de calcul. Intervenția constă în modificarea ramurii pozitive, care se referă la întinderea betonului, prin impunerea unei curbe de pantă zero care să permită întinderea liberă a fibrelor de beton, fără a genera un spor de efort. Altfel spus, rigiditatea la întindere a betonului se considerat egală cu zero.

De asemenea, aceleași modificări au fost necesare și în cazul barelor de armătură longitudinale care sunt incluse în elementele prefabricate de grindă (v. Fig. 4.52.c și d). Trebuie înțeles că acest artificiu s-a aplicat doar articulațiilor plastice situate în imediata vecinătate a rostului de montaj.

Nu s-a optat pentru o analiză dinamică, ci pentru o analiză statică, efectul forțelor exterioare fiind introdus prin deplasări impuse la vârf. Motivul principal a fost acela de a reduce cât mai mult timpul de analiză și implicit de a observa dacă există similitudini între curba forță-deplasare obținută numeric și înfășurătoarea rezultatelor experimentale. Pe de altă parte, interesează mai mult starea de solicitare ultimă, când la vârf se atinge deplasarea limită $d_r = 75$ mm, adică: valoarea forței orizontale, momentul capabil al nodului, forța totală din toroane și forța din armăturile speciale.

4.4.3. Rezultate și studii comparative

În urma analizei și a procesării datelor, rezultatele s-au considerat a fi destul de mulțumitoare. Ele sunt expuse în ANEXA E, și se referă la variația deplasărilor și rotirilor în trei noduri caracteristice (nodurile de la baza, centrul și partea superioară a ansamblului), a eforturilor în armătura post-tensionată și în armăturile speciale, precum și variația forței orizontale de la partea superioară a stâlpului. Toate rezultatele sunt raportate la deplasarea relativă de nivel (driftul relativ de nivel), calculată prin împărțirea deplasării impuse la vârf (d_r), la înălțimea subansamblului (egală cu înălțimea de nivel, h_{niv}). Figurile Fig. E.1 și Fig. E.2 din ANEXA E sunt menite să localizeze poziția nodurilor și a elementelor care alcătuiesc modelul de calcul.

În continuare, sunt prezentate observații și interpretări ale rezultatelor obținute în urma analizei:

Obs. 1: Stâlpul prezintă o mișcare de corp rigid.

S-a observat că stâlpul efectuează o rotire de corp rigid în jurul punctului de sprijin – nodul 9 (v. Fig. E.1). Acest fapt poate fi observat în figurile Fig. E.3 și Fig. E.4. Analizând curbele din figura Fig. E.3, care reprezintă variația deplasărilor orizontale ale nodurilor 9, 10 și 39, constatăm că ele sunt proporționale printr-un scalar, care este aproximativ egal cu doi. Mai mult, variația rotirilor aceluiași noduri (v. Fig. E.4)

indică o comportare liniară, curbele obținute fiind de pantă egală cu unu (asemenea funcției bisectoare din primul cadran). Pentru a dovedi această afirmație, s-au generat ecuațiile aproximative ale celor trei curbe (folosind comanda *Trendline* a programului *Excel Office*), rezultând ecuațiile: $y = 1,0082x + 0,0002$ (coeficientul de determinare² fiind $R^2 = 1,0$), pentru nodul de la bază și cel de la vârf, și de asemenea $y = 0,9838x - 0,0004$ ($R^2 = 0,9998$), pentru nodul de mijloc. Ca urmare a suprapunerii perfecte a curbelor nodurilor de la bază și a celui de la vârf (Joint 9 și Joint 10), cât și a asemănării acestora cu funcția bisectoare din primul cadran ($y=x$) se verifică ipoteza în care aproximativ deplasarea relativă de nivel cu rotirea nodului, sau după cum tocmai s-a arătat, cu rotirea de corp rigid a stâlpului.

Obs. 2: Efortul în armătura post-tensionată are o variație liniară.

Într-adevăr, dacă se analizează curba din figura Fig. E.5, se observă că există tendința de creștere liniară a efortului de întindere, începând de la valoarea asociată momentului de decomprimare (când în fibrele de beton încep să apară eforturi de întindere). Valoarea maximă a efortului apare pentru deplasarea maximă și are valoarea de 452,63 kN, ceea ce înseamnă că efortul unitar în armătura post-tensionată nu a depășit valoarea efortului de curgere ($\sigma_p = 1191,13 \text{ MPa} < f_{p0,k} = 1679 \text{ MPa}$). Menționăm că forța de pretensionare introdusă în cablu a fost de 315 kN, aceasta fiind singura intervenție de calibrare a modelului de calcul.

Obs. 3: Comportarea armăturilor speciale este apropiată de cea observată experimental.

Analizând Fig. E.6 și Fig. E.7 se deduce că armăturile speciale comprimate (Link 1 și Link 4) sunt mai slab sollicitate decât armăturile speciale întinse (Link 2 și Link 3), valorile maxime ale eforturilor unitare fiind $\sigma^+_{as} = 702,48 \text{ MPa}$, respectiv $\sigma^-_{as} = -352,12 \text{ MPa}$. Justificarea vine de la faptul că armăturile speciale care sunt comprimate se situează întotdeauna în zona comprimată de beton.

Se remarcă valoarea tensiunii în armătura întinsă, care se apropie mult de valoare obținută cu modelul MCDDI (v. *capitolul 4.3*). Explicația este faptul că s-a folosit același coeficient de ecruisare în definirea curbelor de comportare axială a linkurilor.

Alungirile maxime a armăturilor speciale întinse sunt apropiate ca valoare de alungirile rezultate experimental și de cele rezultate în urma analizei numerice folosind modelul MCDDI. Variația alungirilor este reprezentată grafic în Fig. E.7.

Obs. 4: Curbele Forță – Deplasare obținute numeric și experimental sunt asemănătoare.

Curba *Forță – Deplasare*, sau în cazul nostru *Forță orizontală – Drift relativ de nivel* (v. Fig. E.8) caracterizează, suficient de fidel, comportarea monotonă a ansamblului de îmbinare. Se poate afirma, cu suficientă acuratețe că, limita de proporționalitate se găsește undeva în jurul valorii de 74,60 kN, aceasta

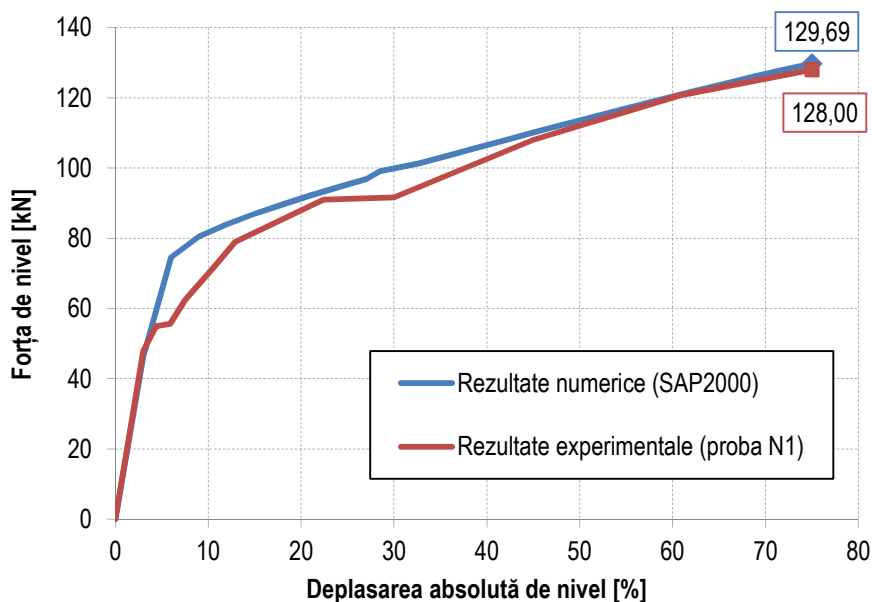


Fig. 4.53 Suprapunerea rezultatelor numerice cu a celor experimentale

fiind asociată unui drift relativ de 0,25%. Rigiditatea la deformații orizontale a acestui palier are valoarea de aproximativ 12400 kN/m. Peste această valoare, există o tendință de comportare liniară, caracterizată de o rigiditate de 730 kN/m din valoarea inițială. Limita superioară a curbei *Forță – Deplasare* corespunde deplasării relative de nivel de 2,5% și forței orizontale de nivel de 129,69 kN. Prin urmare, palierul de curgere este cuprins între valorile 0,25% și 2,5%, sau altfel spus: de la începutul abaterii de la liniaritate până la atingerea deplasării ultime, nodul de la partea superioară a ansamblului (Joint 10) parcurge o deplasare orizontală de 67,5 mm. Reamintim că deplasarea de calcul este de 75 mm, de unde se poate deduce că palierul elastic este de 7,5 mm, de 10 ori mai mic decât deplasarea totală (ductilitatea îmbinării este $\mu=10$).

Asemănarea dintre curba *forță – deplasare* generată cu programul SAP2000 și ramura de încărcare a înfășurătoarei pozitive, obținută pentru specimenul N1, este pusă în evidență în Fig. 4.53. Diferența între forțele maxime de nivel este de doar 1,69 kN, iar între valorile rigidităților inițiale există o diferență de doar

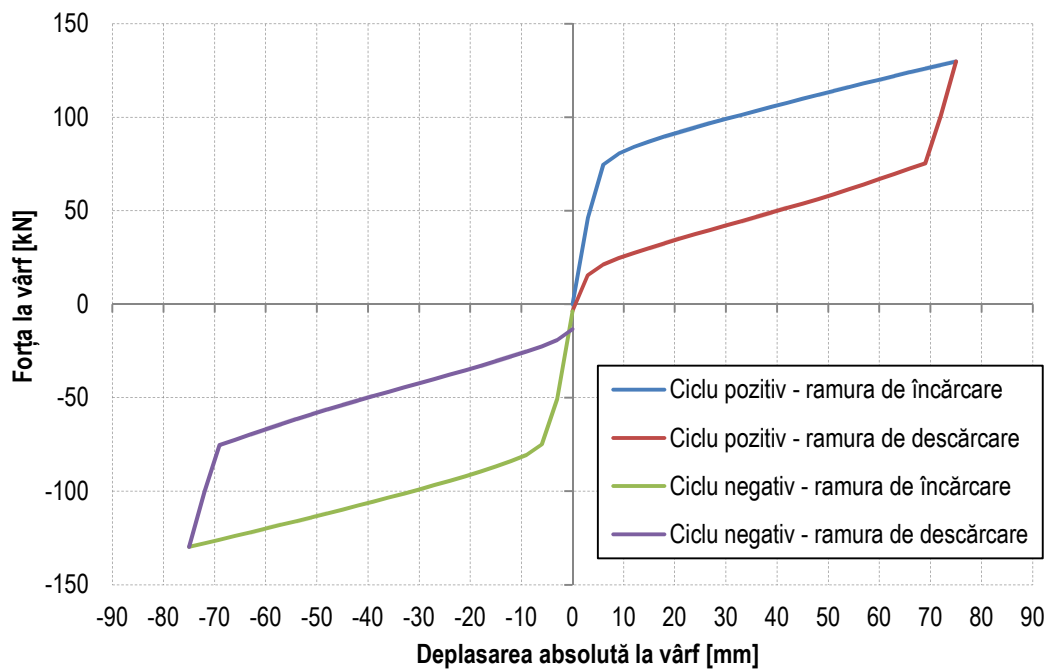


Fig. 4.54 Rezultate obținute cu programul SAP2000

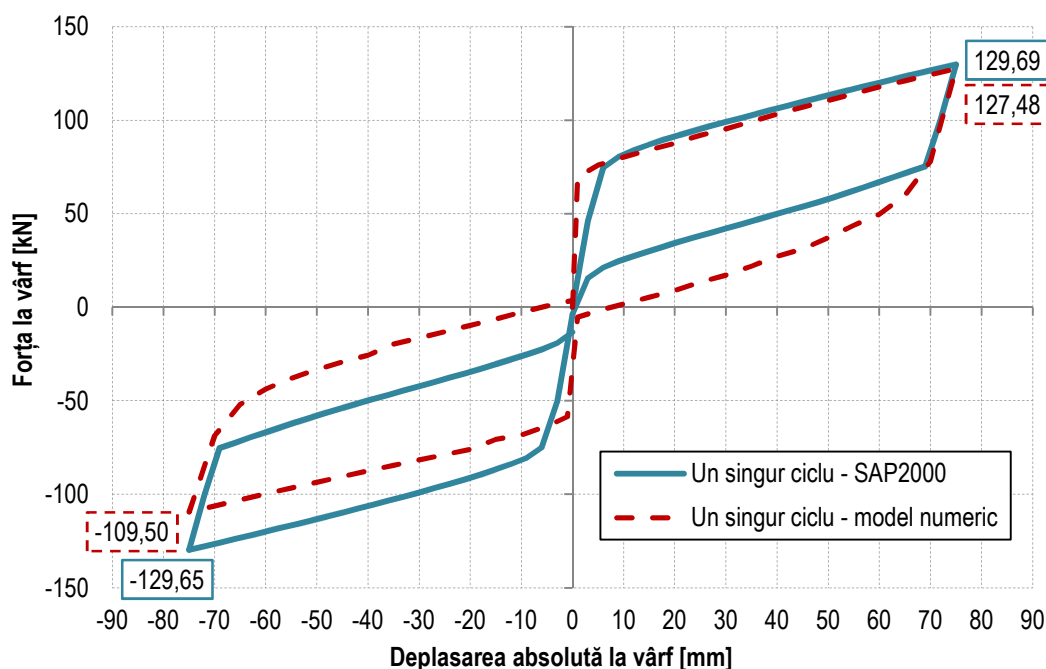


Fig. 4.55 Compararea modelelor numerice

0,57 kN/mm. Prin urmare, modelarea solicitării monotone a îmbinărilor hibride, folosind programe comerciale de element finit, este foarte eficientă, în condițiile în care este posibilă o analiză al nivel de fibră.

Dacă se aplică principiul aplicării unui singur ciclu complet în determinarea înfășurătoarei totale, se poate realiza o comparație între modelul de calcul realizat cu programul SAP2000 și modelul numeric MCDDI. În acest sens, s-au generat curbele din Fig. 4.54, evidențiate pe ramuri de încărcare. De remarcat este simetria curbelor față de starea de echilibru și absența deplasării remanente.

Dacă se suprapun curbele obținute cu modelul MCDDI și curbele obținute cu SAP2000, se obțin graficele din Fig. 4.55, unde se pot observa, foarte clar, diferențele între cele două abordări. În primul rând, există mari diferențe în aprecierea ramurilor de descărcare și, implicit, a deformațiilor remanente, iar ciclurile asociate sensului negativ de solicitare prezintă diferențe în aprecierea forței de nivel. Cu alte cuvinte, modelul realizat cu ajutorul programului SAP2000 nu apreciază corect ramurile de descărcare, și nu surprinde nesimetria curbelor histerezis forță-deplasare.

În Tab. 4.7 sunt redate forțele maxime de nivel, valoarea deplasărilor remanente și valoarea coeficientului β , calculate pe curba din Fig. 4.54.

Tab. 4.7 Explicarea cantitativă a curbelor obținute cu programul SAP2000

Proveniența rezultatelor	F_{max}	F_{min}	$\Delta_{rem} (+)$	$\Delta_{rem} (-)$	K	K'	A_{EP}	A_{hy}	β (12,5%)
	[kN]	[kN]	[mm]	[mm]	[kN/mm]	[kN/mm]	[kN·mm]	[kN·mm]	[%]
Rezultate numerice obținute din SAP2000	129,69	-129,65	0,00	0,00	15,43	15,63	34570,18	7630,59	22,00%

Aprecierea cantitativă a diferențelor dintre curbele din Fig. 4.55 este redată în Tab. 4.8, de unde reiese că, singurele similitudini sunt asociate ramurilor de încărcare ale ciclurilor pozitive. Per total, rădăcina erorii medii pătratice arată o slabă asemănare ale celor două grafice.

Tab. 4.8 Estimarea cantitativă a diferențelor dintre curbele din Fig. 4.55

Rădăcina erorii medii pătratice (RMSE)					
Proveniența rezultatelor	Ciclu pozitiv - ramura de încărcare	Ciclu pozitiv - ramura de descărcare	Ciclu negativ - ramura de încărcare	Ciclu negativ - ramura de descărcare	Total pe ambele sensuri de încărcare
Modelul de calcul MCDDI / SAP2000	6,32	20,72	17,51	22,83	22,10

Avantajul considerării elasticității grinzilor este vizibil în zona palierului elastic. Comparând rigiditățile inițiale (K și K') în cele două abordări de calcul, se observă un spor important de rigiditate obținut cu modelul MCDDI (unde se neglijează elasticitatea elementelor de grindă și stâlp). Prin comparația făcută în Fig. 4.53, se deduce că: *dacă se încearcă obținerea înfășurătoarelor prin parcurgerea doar a unui singur ciclu de încărcare-descărcare, palierul elastic a îmbinării hibride poate fi reprodus doar prin considerarea elasticității elementelor liniare de grindă și stâlp.*

4.5. Concluzii asupra modelelor de analiză

Insuficiențele modelelor de calcul prezentate în *capitolul 4.1*, au fost, într-o mare măsură, înlăturate prin conceperea modelului de calcul prezentat în *capitolul 4.3* (modelul MCDDI), care și-a dovedit eficiența prin modelarea specimenului N1.

Performanțele modelului **MCDDI** sunt justificate de:

- Obținerea, în concordanță cu rezultatele obținute experimental, a forțelor maxime de nivel, a capacității de disipare de energie și a deplasării remanente;
- Generarea curbelor histerezis și a curbelor înfășurătoare, similare cu cele obținute pentru

specimenul N1;

- Surprinderea fenomenului de nesimetrie între curbele histerezis asociate ambelor sensuri de solicitare;
- Grad mare de generalizare și parametrizare;
- Simplitatea principiilor de calcul, timp redus de analiză și costuri scăzute de implementare.

Dezavantajele modelului MCDDI:

- Incapacitatea de a surprinde corect eforturile în zona de curgere, și a ramurilor de încărcare a ultimelor ciclurilor asociate deplasării maxime;
- Supraaprecierea capacității de disipare de energie, dacă aceasta se deduce din ultime cicluri de încărcare-descărcare;
- Necesitatea implementării numerice.

În urma studiului parametric, s-a dovedit că lungimea de neaderență influențează comportarea de ansamblu a îmbinării, iar pentru a păstra caracteristicile de îmbinare hibridă, se recomandă ca lungimea de neaderență să nu fie mai mică de 7,5 diametre și mai mare de 10 diametre.

Integrarea modelului constitutiv *Menegotto-Pinto – modificat* a făcut posibilă obținerea cu o acuratețe deosebită a ramurilor de descărcare din cadrul ciclurilor histerezis, chiar dacă pentru valori mari ale deformațiilor, efortul în armătură este supraapreciat. Analiza la nivel de fibră, corelată cu *Analogia Grinzii Monolite* a permis simularea fenomenului real al deschiderii rostului de la interfața de îmbinare, iar eficientizarea procesului de calcul a fost posibilă prin adoptarea unor ipoteze simplificatoare, care au redus foarte mult efortul de implementare numerică a modelului MCDDI.

Cât despre abordare de calcul materializată cu ajutorul programului SAP2000, se poate spune că reprezintă o alternativă viabilă în determinarea răspunsului monoton a îmbinărilor hibride, cel puțin pentru deplasări relative de nivel care nu depășesc valoarea de 2,5%. Cu certitudine, rigiditatea inițială (rigiditatea elastică) a îmbinării poate fi obținută foarte ușor dacă se apelează la o astfel de abordare, în studiile de specialitate neexistând recomandări, sau metode de evaluare, referitoare la comportarea elastică a îmbinărilor hibride.

Cap. 5. Concluzii generale și direcții viitoare de cercetare

Complexitatea subiectului de cercetare se datorează caracteristicilor de comportare ale îmbinărilor hibride, care nu pot fi tratate ca și structuri obișnuite prefabricate sau precomprimate de beton armat. Chiar dacă aceste soluții de îmbinare sunt cunoscute încă de la începutul anilor '90, nu există studii suficiente, care să elucideze, în totalitate, acest subiect. În fapt, majoritatea studiilor de referință sunt întreprinse de către cercetătorii implicați în programele experimentale demarate la NIST și în programul experimental PRESSS. Prin urmare, referințele folosite în conținutul tezei de doctorat au fost selectate, astfel încât să se adreseze direct problemelor de interes, necesare la îndeplinirea obiectivelor de cercetare propuse.

Fiecare etapă care a contribuit la formularea prezentului studiu a fost finalizată prin formularea concluziilor, marcând, astfel, evoluția cercetărilor. Prin urmare, la finele capitolelor trei și patru au fost oferite concluziile generale asupra programului experimental, respectiv asupra modelelor de analiză studiate și concepute de către autor. De asemenea, pe parcursul lucrării s-au evidențiat aspectele importante, ceea ce impune ca lucrarea de față să fie privită ca „un întreg”, separarea din context a anumitor capitole sau părți ale tezei nefiind o sursă suficientă de documentare. Pentru a oferi o privire de ansamblu asupra cercetărilor prezentate în teză, se propune, în continuare, un sumar al principalelor rezultate obținute.

Obiective stabilite la începutul programului de cercetare (v. *capitolul 1.3*) au constat în conceperea de noi soluții de îmbinare hibridă. Datorită dificultăților de adaptare a metodelor uzuale de calcul, pentru dimensionarea îmbinărilor, s-a apelat la metoda de calcul seismic DDBD și la prevederile standardului ACI T1.2-03. În consecință, a fost nevoie de o documentare foarte atentă asupra principiilor care stau la baza acestor metode de calcul, fapt pentru care au fost descrise în conținutul tezei. În urma testelor de laborator și a analizelor numerice efectuate, s-a putut constata că eforturile obținute la nivel de îmbinare și în armături au corespuns, în cea mai mare măsură, cu eforturile prezise în stadiul de dimensionare. Prin urmare, instrumentele de calcul folosite la alcătuirea îmbinărilor au generat rezultate foarte bune, chiar și în condițiile utilizării materialelor uzuale din România (beton: C25/30; armături: PC52) și a influenței cutremurelor Vrancea. Metoda DDBD s-a dovedit a fi foarte eficientă în dimensionarea nodurilor hibride, urmând ca aceasta să fie adaptată în conformitate cu cerințele de proiectare seismică din România și pentru alte tipuri de structuri.

Soluțiile de îmbinare hibridă concepute împreună cu domnul prof. dr. ing. Călin MIRCEA și colectivul de cercetare din cadrul INCERC Cluj-Napoca (reprezentat prin domnul dr. Mircea PĂSTRĂV) au prezentat o comportare foarte bună la solicitări alternante. Forma inedită a capetelor de grindă a facilitat accesul la barele de armătură specială. Se consideră că acest tip de alcătuire are o utilitate practică mai bună decât varianta propusă la NIST și prin programul experimental PRESSS. Înlocuirea barelor de armătură specială nu a fost posibilă, însă în cazul probei N2, unde aceste bare au fost lipsite de aderență pe întreaga lungime, au putut fi extrase din țevile de oțel fără un efort prea mare din partea personalului tehnic. În cazul probei N1, barele au putut fi extrase abia după distrugerea mortarului de aderență, operație care este impracticabilă într-o situație reală de intervenție la fața locului. Se presupune că aceste inconveniente sunt datorate imperfecțiunilor de turnare și de montaj a elementelor prefabricate. În această direcție, printr-un control mai riguros al calității elementelor prefabricate și prin studii care să stabilească diametrele optime ale țevilor în care sunt înglobate armăturile speciale, este posibilă obținerea de îmbinări hibride perfect demontabile.

Ambele probe au fost supuse la solicitări alternante, deplasarea maximă atinsă fiind echivalentă a deplasării relative de nivel de 2,5%. Aceasta este valoarea maximă admisă de normativului P100-1/2006 pentru Starea Limită Ultimă de proiectare. Având în vedere că specișenele nu și-au atins capacitatea portantă, prezentând chiar o tendință de consolidare a rezistenței de deformabilitate (observată la fața locului și confirmată de evoluția curbelor histerezis) și remarcând faptul că, deplasările remanente au fost mici la finalul testelor, se poate aprecia că cele două soluții de îmbinare hibridă sunt pretabile integrării în structurile de prefabricate. Mai mult, conform criteriilor de acceptanță impuse de standardul american ACI T1.1-01, ambele specișene au îndeplinit cerințele cu privire la aportul de energie disipată. Desigur,

testarea celor două soluții de îmbinare hibridă la deplasări relative de nivel mai mari de 2,5%, poate constitui o direcție pertinentă de cercetare.

Cât despre particularitățile de comportare, se poate aprecia că specimenul N1 a prezentat un spor de rigiditate și a consumat o cantitate mai mare de energie față de specimenul N2. Pe de altă parte, a arătat o capacitate de auto-centrare mai slabă. La nici una dintre probe nu s-au observat deplasări ale grinzilor din poziția inițială (poziția de montaj) și nu s-au produs expulzări ale stratului de acoperire cu beton. Degradările s-au concentrat, cu precădere, în zona de interfață grindă-stâlp. Având în vedere starea de degradare aproape inexistentă a elementelor prefabricate, se poate spune că specișenele au prezentat o comportare tipică de noduri de cadre cu îmbinări hibride.

Studiul modelelor de analiză existente pe plan mondial a permis identificarea punctelor forte și a punctelor slabe, care trebuie avute în vedere pentru îndeplinirea obiectivelor patru și cinci (v. *capitolul 1.3*). În urma acestei etape a cercetării, s-a considerat că singura variantă prin care pot fi aduse îmbunătățiri, este de a implementa un model de calcul numeric cu capabilități de analiză la nivel de fibră, în care comportarea barelor de armătură specială (principalii disipatori de energie) să fie surprinsă cu ajutorul modelelor constitutive uniaxiale la solicitări alternante. Mai mult, în urma observațiilor experimentale, s-a presupus că este posibilă obținerea stării de eforturi la nivel de ansamblu de îmbinare, doar prin cunoașterea stării de deformație ce se dezvoltă la interfața grindă-stâlp. Prin urmare, s-a formulat modelul de calcul MCDDI, care combină avantajele modelului cu elemente finite propus de El-Sheikh ș.a. [52,53] cu eficiența de calcul a Analogiei Grinzii Monolite a lui Pampanin ș.a. [23]. Prin formularea unor ipoteze simplificatoare adecvate și integrarea modelului constitutiv uniaxial Menegotto-Pinto [62], în care s-au acceptat modificările propuse de Monti și Nuti [44] cu privire la evaluarea incursiunilor plastice, modelul numeric MCDDI devine un aparat de calcul extrem de performant în evaluarea comportării la solicitări alternante a îmbinărilor hibride.

Alegerea modelelor constitutive pentru barele de armătură specială a constituit o altă etapă importantă de cercetare. Căutarea unui model simplu, dar eficient, a presupus implementarea și testarea numerică a mai multor modele constitutive. Două dintre acestea s-au considerat a fi pretabile pentru cazul de față. Este vorba de modelul Menegotto-Pinto și modelul Monti și Nuti, ambele fiind expuse în *capitolul 4.2*. În urma simulărilor numerice, s-a constatat că modul unic de comportare a barelor de armătură specială exclude producerea fenomenelor de ecruisare. Mai mult, s-a observat că modelul Menegotto-Pinto, sub varianta în care s-a integrat în modelul MCDDI, este insensibil la numărul de cicluri de încărcare-descărcare. Cu alte cuvinte, pentru reproducerea unei anumite stări de deformație, este suficientă parcurgerea unui singur ciclu de încărcare-descărcare, indiferent de evenimentele de solicitare anterioare (istoria de solicitare). Deocamdată, această proprietate a fost demonstrată doar pentru barele de armătură specială, urmând ca pe viitor să fie identificată și pe alte tipuri de armături. Ca urmare a dificultăților de calibrare și implementare numerică a modelului Monti-Nuti, s-a considerat că cel mai potrivit model constitutiv pentru modelarea armăturii speciale este varianta modificată a modelului Menegotto-Pinto.

Modelele constitutive pentru modelarea fibrelor de beton și a armăturii post tensionate au fost concepute prin adaptarea la solicitări alternante a unor modele constitutive uniaxiale, care sunt folosite pentru caracterizarea solicitărilor monotone. În cazul betonului, s-a utilizat modelul de calcul neliniar recomandat de EC2, iar în cazul armăturii post-tensionate, s-a folosit un model bi-liniar. În nici una dintre cele două situații nu s-au considerat fenomenele reologice de ecruisare, fapt care poate constitui o formă viitoare de îmbunătățire a modelului MCDDI.

Modelul de calcul MCDDI constă într-o metodă iterativă de căutare a poziției axei neutre, metodă care are la bază principiul Analogiei Grinzii Monolite. Este un model de calcul numeric, deoarece întreg procesul de calcul se desfășoară automat. Cunoscând poziția axei neutre, modelul MCDDI este capabil să determine starea de eforturi la nivel de ansamblu de îmbinare, fapt datorat ipotezelor simplificatoare adoptate. Una dintre ipoteze permite neglijarea elasticității elementelor prefabricate, ceea ce presupune o comportare de corp rigid a grinzilor și stâlpilor, cu excepția unei zone restrânse de la interfața de îmbinare. Această zonă este numită, în text: zonă activă. Lungimea zonei active este în strânsă legătură cu lungimea de neaderență a barelor de armătură specială estimată pentru stadiul final de solicitare. Modul de

evaluare a lungimii zonei active, precum și modul de evoluție a lungimii de neaderență odată cu creșterea stadiului de solicitare pot reprezenta alte modalități pentru îmbunătățirea modelului MCDDI.

Fiind un model de calcul numeric, modelul MCDDI poate fi materializat doar prin intermediul unui limbaj de programare. Pentru scrierea codului s-a adoptat limbajul de programare Python, motivele fiind enumerate în *capitolul 4.3.5*. Datorită faptului că Python este un limbaj de programare obiectuală, s-a considerat că o mare parte a codului poate fi implementată cu ajutorul claselor de obiecte. Printr-o astfel de abordare s-a obținut o mai bună structurare a codului, oferind posibilități de reutilizare a claselor în vederea modelării oricărei configurații de îmbinare hibridă.

Validarea modelului MCDDI a fost posibilă prin modelarea probei N1 și supunerea acestuia la solicitările obținute experimental. Rezultatele arată o asemănare foarte bună între rezultatele experimentale și cele numerice, atât din punct de vedere a forțelor de nivel, aport de energie disipată și mărimea deformațiilor remanente, cât și din punct de vedere al asemănării curbelor înfășurătoare. S-a apreciat că punctul forte al modelului MCDDI constă în estimarea foarte fidelă a ramurilor de descărcare. Proprietatea modelului constitutiv Menegotto-Pinto – modificat de a nu depinde de istoria de solicitare, a permis evaluarea stării de eforturi corespunzătoare deplasărilor maxime la nivelul ansamblului de îmbinare, doar prin parcurgerea unui singur ciclu complet de încărcare-descărcare. Această implicație a ușurat considerabil demersul studiului parametric pentru determinarea lungimii optime de neaderență, aspect care este neglijat în toate studiile referitoare la îmbinările de tip hibrid. De asemenea, s-a constatat că modelul numeric este capabil să surprindă chiar și nesimetria curbelor histerezis, această performanță nemaifiind întâlnită pentru nici un alt model de calcul existent. Studiind variația înălțimii zonei comprimate de beton (poziția axei neutre), s-a constatat că aceasta variază în funcție de sensul de solicitare, deformațiile la nivel de secțiune nefiind simetrice în raport cu centrul geometric al secțiunii.

Totuși, modelul MCDDI supraestimează capacitatea de disipare de energie a îmbinării, dacă aceasta se apreciază pe baza ultimelor curbe histerezis. Motivul se datorează estimării eronate a ramurilor de încărcare. De asemenea, atunci când se aplică doar un singur ciclu de încărcare-descărcare, supraestimează rigiditate elastică a îmbinării. În ambele cazuri, micile neconcordanțe cu rezultatele experimentale sunt datorate neglijării elasticității elementelor de grindă și stâlp și, de asemenea, supraestimării efortului în armătura specială, ca urmare a limitărilor modelului constitutiv Menegotto-Pinto – modificat. Este o certitudine că îmbunătățirea modelelor constitutive a armăturilor speciale sau adoptarea altor legi de comportare mai performante, precum și includerea elasticității elementelor de grindă și stâlp, reprezintă o direcție foarte promițătoare de dezvoltare a modelului MCDDI. Pe lângă aceste aspecte, din studiul deformațiilor obținute la nivel de secțiune, s-a constatat că aplicarea principiului Analogiei Grinzii Monolite, cel puțin în forma sub care s-a implementat în modelul MCDDI, nu oferă o variație reală, posibilă din punct de vedere geometric la nivelul întregii secțiuni. Prin urmare, ca primă prioritate a cercetărilor viitoare, se impune identificarea cauzelor care generează această anomalie, punctul de pornire constând în căutarea formei reale de variație a deformațiilor din zona comprimată de beton.

Inconvenientul determinat de necesitatea implementării numerice a modelului MCDDI a condus la propunerea unei variante de calcul mai accesibilă, care poate fi utilizată în analizele obișnuite de proiectare. Prin urmare, s-a conceput un model de calcul numeric, care poate fi implementat în orice soft de element finit cu capabilități de analiză la nivel de fibră. În cazul de față, s-a utilizat programul SAP2000. Rezultatele obținute în urma modelării specimenului N1 au fost comparate cu rezultatele experimentale și rezultatele obținute cu modelul MCDDI. S-a constatat că modelul de calcul implementat în programul SAP2000 este capabil să reproducă ramura de încărcare a curbei înfășurătoare pozitive obținută experimental. De asemenea, surprinde foarte corect rigiditatea elastică a specimenului N1 și variația forțelor de nivel. Aplicând principiu de obținere a curbelor înfășurătoare prin parcurgerea unui singur ciclu complet de încărcare-descărcare, s-a constatat că, diferența față de modelul MCDDI constă în aprecierea corectă a rigidității elastice observată experimental. Pe de altă parte, modelul implementat în programul SAP2000 nu surprinde corect ramurile de descărcare și nici nesimetria curbelor înfășurătoare. Prin această manieră, s-a arătat necesitatea considerării în modelul MCDDI a elasticității elementelor de grindă și stâlp, pentru modelarea corectă a palierului elastic de comportare.

Cap. 6. Contribuțiile tezei

Principalele contribuții ale tezei sunt sintetizate după cum urmează:

1) Proiectare a două tipuri de îmbinări hibride care, prin alcătuirea lor, ușurează intervențiile de reparație și monitorizare a pieselor avariate;

Cele două tipuri de îmbinări a fost concepute împreună cu domnul Prof. dr. ing. Călin MIRCEA și colectivul de cercetare din cadrul INCERC Cluj-Napoca. Elementele de noutate au constat în modificarea capetelor de grindă pentru a permite dispunerea armăturilor speciale către părțile laterale ale secțiunii. În cazul probei N2, barele de armătură specială au fost lipsite de aderență pe întreaga lungime, fapt care a permis extragerea barelor la finele programului experimental.

2) Prelucrarea și interpretarea rezultatelor obținute în urma testării la solicitări alternante a două tipuri de îmbinare hibridă;

Din câte se cunosc, programul experimental demarat la INCERC Cluj-Napoca este unic pe plan național. În cadrul acestui program de cercetare, s-au testat la solicitări alternante două tipuri de îmbinări hibride. Atingerea deplasării relativă de nivel de 2,5% a constituit un efort considerabil de prelevarea a rezultatelor, fiind realizate peste 80 de cicluri de încărcare-descărcare per probă.

3) Evidențierea caracteristicilor de comportare mecanică a specimenelor de îmbinare hibridă;

Caracteristicile de comportare observate în urma programului experimental s-au referit, în principal, la variația forței orizontale de nivel, capacitatea de disipare de energie și capacitatea de auto-centrare. De asemenea, s-au estimat rigiditățile elastice și post-elastice, precum și caracteristicile de ductilitate.

4) Aplicare metodei de calcul seismic DDBD în stadiul de proiectare a specimenelor N1 și N2;

Eficiența metodei în stabilirea răspunsului seismic a nodurilor de cadru hibrid a constat în estimarea corectă a eforturilor folosite la dimensionare. Se precizează că utilizarea metodei DDBD în dimensionarea structurilor cu îmbinări hibride nu a mai fost consemnată la nivel național.

5) Integrarea într-un model de calcul numeric a modelelor constitutive uniaxiale de modelare a barelor de armătură la solicitări alternante;

Dificultatea implementării numerice a modelelor constitutive uniaxiale la solicitări alternante a restricționat utilizarea acestora în modelele de calcul numeric. În cazul modelului MCDDI, acest impediment este înlăturat prin ipotezele simplificatoare adoptate și prin tehnicile de programare obiectuală folosite la scrierea codului.

6) Evidențierea prin studii numerice a caracteristicilor de comportare la acțiuni alternante a barelor de armătură specială;

Studiile numerice au arătat că fenomenul de ecrisare este inexistent în cazul barelor de armătură specială. Acest mod de comportare a fost surprins cu ajutorul modelelor *Menegotto-Pinto – modificat* și *Monti-Nuti – fără flambaj*.

7) Conceperea unui model de calcul numeric pentru caracterizarea comportării la solicitări alternante a îmbinărilor hibride (modelul MCDDI);

Modelul numeric MCDDI s-a dovedit a fi deosebit de eficient în modelarea îmbinărilor hibride. Includerea modelului constitutiv *Menegotto-Pinto* într-un model de analiză la nivel de fibră, constituie o premieră în cercetarea nodurilor hibride.

8) Implementarea modelului MCDDI prin tehnici de programare obiectuală;

Explicarea tehnicilor de programare utilizate la implementarea modelului MCDDI constituie o sursă de informare asupra modului de structurare a codului. Se consideră că printr-o abordare orientată pe obiect, efortul de programare a modelelor de analiză se reduce considerabil. Mai mult, s-a realizat că nu există documentații suficiente, care să ofere indicații de implementarea numerică prin folosirea programării

obiectuale. În acest sens, lucrarea de față poate constitui o sursă de documentare asupra modului de implementare a modelelor numerice.

9) Stabilirea lungimii optime de neaderență pentru barele de armătură specială;

Eficiența de calcul a modelului MCDDI a permis realizarea unui studiu parametric, în urma căruia a rezultat un interval de valori optime pentru stabilirea lungimii de neaderență inițială a barelor de armătură specială, aspect care a fost neglijat în sursele de documentare existente. Prin urmare, această teză de doctorat nu numai că oferă indicații despre mărimea lungimii de neaderență inițială, dar explică și modul în care aceasta afectează comportarea la nivel de îmbinare.

10) Propunerea unui model de calcul care poate fi implementat în majoritatea softurilor comercial de element finit cu capabilități de analiză la nivel de fibră;

Acest tip de abordare nu este o premieră, dar se consideră că oferă o tehnică de modelare eficientă a nodurilor hibride. Modelul poate fi aplicat cu succes în obținerea curbei monotone forță-deplasare.

Bibliografie

- [1] Cheok G. S., and Stone W. C., 1994, Performance of 1/3-Scale Model Precast Concrete Beam-Column Connections Subjected to Cyclic Inelastic Loads – Report No. 4, Building and Fire Research Laboratory, NISTIR 5436.
- [2] Stone W. C., Cheok G. S., and Stanton J. F., 1995, “Performance of Hybrid Moment-Resisting Precast Beam-Column Concrete Connections Subjected to Cyclic Loading,” *ACI Structural Journal*, **91**(2), pp. 229–249.
- [3] Priestley M. J. N., 1991, “Overview of PRESSS Research Program,” *PCI Journal*, **36**(July-August), pp. 50–57.
- [4] Nakaki S. D., and Englekirk R. E., 1991, “PRESSS Industry Seismic Workshops: Concept Development,” *PCI Journal*, (September-October), pp. 54–61.
- [5] Priestly M. J. N., 1996, “The PRESSS Program - Current Status and Proposed Plans for Phase III,” *PCI Journal*, (March-April), pp. 22–40.
- [6] Priestly M. J. N., Sritharan S., Conley J. R., and Pampanin S., 1999, “Preliminary Results and Conclusions From the PRESSS Five-Story Precast Concrete Test Building,” *PCI Journal*, (November-December), pp. 42–67.
- [7] Nakaki S. D., Stanton J. F., and Sritharan S., 1999, “An Overview of the PRESSS Five-Story Precast Test Building,” *PCI Journal*, (March-April), pp. 26–39.
- [8] Cheok G. S., Stone W. C., and Nakaki S. D., 1996, Simplified Design Procedure for Hybrid Precast Concrete Connections.
- [9] Stanton J. F., Stone W. C., and Cheok G. S., 1997, “A Hybrid Reinforced Precast Frame for Seismic Regions,” *PCI Journal*, **42**(March-April), pp. 21–32.
- [10] Priestley M. J. N., Calvi G. M., and Kowalsky M. J., 2007, Displacement-Based Seismic Design of Structures, IUSS Press, Pavia, Italy.
- [11] Priestley M. J. N., 2002, “Direct Displacement-Based Design of Precast / Prestressed Concrete Buildings,” *PCI Journal*, (November-December), pp. 66–80.
- [12] Pampanin S., and Nishiyama M., 2002, “Critical Aspects in Modelling the Seismic Behavior of Precast / Prestressed Concrete Building Connections and Systems,” 1st fib Congress, Concrete Structures in the 21st Century, pp. 1–10.
- [13] Task Group 7.3, 2003, Seismic design of precast concrete building structures, State-of-art-report, fib Bulletin Nr. 27, Federation Internationale du Beton (fib).
- [14] Scott N. L., 2004, “Reflections on the Early Precast / Prestressed Concrete,” *PCI Journal*, (March-April), pp. 20–33.
- [15] Celik O., and Sritharan S., 2004, An Evaluation of Seismic Design Guidelines Proposed for Precast Concrete Hybrid Frame Systems, Iowa State University, Department of Civil, Construction and Environmental Engineering.

- [16] Englekirk R. E., 1987, "Concepts for the Development of Earthquake Resistant Ductile Frames of Precast Concrete," *PCI Journal*, (January-February), pp. 30–48.
- [17] Englekirk R. E., 1989, "An Analytical Approach to Establishing the Seismic Resistance Available in Precast Concrete Frame Structures," *PCI Journal*, (January-February), pp. 92–101.
- [18] International Conference of Building Officials, 1994, *Uniform Building Code: Volume 2, Structural Engineering Design Provisions*, Whittier, CA, May.
- [19] Abrams D., Bell B., Hyatt N., and Wood S., 1997, *Dinamic Response of Precast Concrete Frames*, University of Illinois, Department of Civil Engineering.
- [20] Thomas D. J., and Sritharan S., 2004, *An Evaluation of Seismic Design Guidelines Proposed for Jointed Wall Systems*, Iowa State University, Department of Civil, Construction and Environmental Engineering.
- [21] Hawkins N. M., and Ghosh S. K., 2004, "Acceptance Criteria for Special Precast Concrete Structural Walls Based on Validation Testing," *PCI Journal*, (September-October), pp. 78–92.
- [22] ACI Innovation Task Group 1 and Collaborators, 2003, *Special Hybrid Moment Frames Composed of Discretely Jointed Precast and Post-Tensioned Concrete Members (ACI T1.2-03) and Commentary (ACI T1.2R-03)*.
- [23] Pampanin S., Priestley N. J. M., and Sritharan S., 2001, "Analytical modelling of the seismic behaviour of precast concrete frames designed with ductile connections," *Journal of Earthquake Engineering*, **5**(3), pp. 329–365.
- [24] ACI Innovation Task Group 1 and Collaborators, 2001, *Acceptance Criteria for Moment Frames Based on Structural Testing (ACI T1.1-01) and Commentary (ACI T1.1R-01)*.
- [25] Englekirk R. E., 2002, "Design-Construction of The Paramount – A 39-Story Precast Prestressed Concrete Apartment Building," *PCI Journal*, (July-August), pp. 56–72.
- [26] Nakaki S. D., Englekirk R. E., and Plaehn J. L., 1994, "Ductile Connectors for a Precast Concrete Frame," *PCI Journal*, (September-October), pp. 46–59.
- [27] Englekirk R. E., 1996, "An Innovative Design Solution for Precast Prestressed Concrete Buildings in High Seismic Zones," *PCI Journal*, (July-August).
- [28] Englekirk R. E., 2008, "Design of Precast Concrete Seismic Bracing Systems," *Concrete Construction Engineering Handbook*, Taylor & Francis Group, pp. 34–1 – 34–26.
- [29] Ozden S., and Ertas O., 2007, "Behavior of Unbonded, Post-Tensioned, Precast Concrete Connections with Different Percentages of Mild Steel Reinforcement," *PCI Journal*, (March-April), pp. 32–44.
- [30] Ozden S., and Ertas O., 2010, "Modeling of pre-cast concrete hybrid connections by considering the residual deformations," *International Journal of the Physical Sciences*, **5**(June), pp. 781–792.
- [31] Balica N. A., 2010, "Contribuții la Perfecționarea Teoriei și Practicii Construcțiilor din Beton Precomprimat - Teză de doctorat," *Universitatea Tehnică de Construcții București*.

- [32] EUROCODE 2, Design of concrete structures – Part 1-1: General rules and rules for buildings;
- [33] “P100-1/2006, Cod de proiectare seismică – Partea I: Prevederi de proiectare pentru clădiri.”
- [34] “EUROCODE 8, Design of structures for earthquake resistance – Part I: General rules, seismic actions and rules for buildings.”
- [35] “ASCE Standard ASCE/SEI 7-10, (2010). Minimum Design Loads for Buildings and Other Structures, American Society of Civil Engineers,”
- [36] Priestley M. J. N., Grant D. N., and Blandon C. A., 2005, “Direct displacement-based seismic design,” NZSEE Conference.
- [37] Judi H. J., Davidson B. J., and Fenwick R. C., 2003, “Displacement Focused Seismic Design Methods - A Comparative Study,” Pacific Conference on Earthquake Engineering.
- [38] Priestly M. J. N., 2006, “Seismological Information For Displacement-Based Design - A Structural Engineer’s Wish List,” First European Conference on Earthquake Engineering and Seismology, Geneva, Switzerland, 3-8 September, pp. 3–8.
- [39] ACI Committee 318, 2008, “Building Code Requirements for Structural Concrete (ACI 318-08) and Commentary.”
- [40] Priestley M. J. N., and Tao J. R., 1993, “Seismic Response of Precast Prestressed Concrete Frames With Partially Debonded Tendons,” PCI Journal, (January-February), pp. 58–69.
- [41] Stanton J. F., and Nakaki S. D., 2002, Design Guidelines for Precast Concrete Seismic Structural Systems, PRESSS Report No. 01/03-09, UW Report No. SM 02-02 The University of Washington and The Nakaki Bashaw Group, Inc.
- [42] Hawileh R., Tabatabai H., A. R., and Amro A., 2006, “Non-Dimensional Design Procedures for Precast, Prestressed Concrete Hybrid Frames,” PCI Journal, **51**(5), pp. 110–130.
- [43] Brown J., and Kunnath S. K., 2004, “Low-Cycle Fatigue Failure of Reinforcing Steel Bars,” ACI Materials Journal, **101**(6), pp. 457–466.
- [44] Monti B. G., and Nuti C., 1993, “Nonlinear cyclic behavior of reinforcing bars including buckling,” Journal of Structural Engineering, **118**(12), pp. 3268–3284.
- [45] Walsh K. Q., and Kurama Y. C., 2010, “Behavior of unbonded tensioning monostrand anchorage systems under monotonic tensile loading,” PCI Journal, (Winter), pp. 97–117.
- [46] Raynor D. J., Lehman D. E., and Stanton J. F., 2003, “Bond-Slip Response of Reinforcing Bars Grouted in Ducts,” ACI Structural Journal, **99**(5), pp. 568–576.
- [47] Kim J., Stanton J., Macrae G., Day S., and Sugata M., 2004, “Cyclic Load Testing of Precast Hybrid Frame Connections,” 13th World Conference on Earthquake Engineering, Vancouver, B.C., Canada, August 1-6, Paper Nr. 1671.
- [48] “STAS 10107/0-90, Calculul și alcătuirea elementelor structurale din beton, beton armat și beton precomprimat.”

- [49] International Code Council, 2006, International Building Code.
- [50] “<http://www.python.org/doc/> - Documentație on-line pentru limbajul de programare Python.”
- [51] Palermo A., Pampanin S., and Carr A., 2005, “Efficiency of Simplified Alternative Modelling Approaches to Predict the Seismic Response of Precast Concrete Hybrid Systems,” fib Symposium “Keep Concrete Attractive,” Budapest, pp. 1–7.
- [52] El-sheikh M., Pessiki S., Sause R., and Lu L., 2000, “Moment Rotation Behavior of Unbonded Post-Tensioned Precast Concrete Beam-Column Connections,” ACI Structural Journal, **97**(1), pp. 122–132.
- [53] El-Sheikh M. T., Sause R., Pessiki S., and Lu L.-W., 1999, “Seismic Behavior and Design of Unbonded Post-Tensioned Precast Concrete Frames,” PCI Journal, (May-June), pp. 54–71.
- [54] Mander J. B., Priestley M. J. N., and Park R., 1988, “Theoretical Stress-Strain Model for Confined Concrete” (1988),” Journal of Structural Engineering, **114**(8), pp. 1804–1826.
- [55] Hawileh R., Rahman A., and Tabatabai H., 2010, “Nonlinear finite element analysis and modeling of a precast hybrid beam–column connection subjected to cyclic loads,” Applied Mathematical Modelling, **34**(9), pp. 2562–2583.
- [56] Cheok G. S., Stone W. C., and Kunnath S. K., 1998, “Seismic Response of Precast Concrete Frames with Hybrid Connections,” ACI Structural Journal, **95**(5), pp. 527–539.
- [57] Takeda T., Sozen M., and Nielsen N. N., 1970, “Reinforced Concrete Response to Simulated Earthquakes,” Journal of Structural Division, **96**, pp. 2557–2573.
- [58] Paulay T., and Priestley M. J. N., 1992, Seismic Design of Reinforced Concrete and Masonry Buildings, John Wiley and Sons, New York, USA.
- [59] Spieth H. A., Carr A. J., Murahidy A. G., Arnolds D., Davies M., and Mander J. B., 2004, “Modelling of post-tensioned precast reinforced concrete frame structures with rocking beam-column connections,” NZSEE Conference.
- [60] Spieth H. A., Arnold D., Davies M., Mander J. B., and Carr A. J., 2004, “Seismic performance of post-tensioned precast concrete beam to column connections with supplementary energy dissipation,” NZSEE Conference, pp. 1–8.
- [61] Bae S., and Bayrak O., 2008, “Plastic Hinge Length of Reinforced Concrete Columns,” ACI Structural Journal, **105**(3), pp. 290–300.
- [62] Menegotto M., and Pinto P. E., 1973, “Methods of Analysis of Cyclically Loaded R.C. Plane Frames Including Changes and Non-Elastic Behavior of Elements under Combined Normal Force and Bending,” Proc., IABSE Symp. of Resistance and Ultimate Deformability of Structures Acted on by Well- Defined Repeated Loads, International Association of Bridge and Structural Engineering, Libson, Portugal, pp. 15–22.
- [63] Ramberg W. A., and Osgood W. R., 1943, Description of stress-strain curves by three parameters.
- [64] Gomes A., and Appleton J., 1997, “Nonlinear cyclic stress-strain relationship of reinforcing bars including buckling,” Engineering Structures, **19**(10), pp. 822–826.

- [65] Mander J. B., Priestley M. J. N., and Park R., 1984, Seismic design of bridge piers, Report 84-2, Department of civil engineering, University of Canterbury;
- [66] Dhakal R. P., and Maekawa K., 2002, "Path-dependent cyclic stress–strain relationship of reinforcing bar including buckling," *Engineering Structures*, **24**(11), pp. 1383–1396.
- [67] Massone L. M., and Moroder D., 2009, "Buckling modeling of reinforcing bars with imperfections," *Engineering Structures*, **31**(3), pp. 758–767.
- [68] Albanesi T., and Nuti C., 2007, Reinforcing Steel Bar Model, Department of Structures, University Roma Tre, Rome, Italy.
- [69] Faur A., and Mircea C., 2011, "Hybrid connections – the sustainable approach for prefabricated frame structures," *Concrete Solutions 2011*, 4th International Conference on Concrete Repair.
- [70] "<http://docs.scipy.org/doc/> - Documentație on-line pentru pachetele de analiză numerică Numpy și Scipy."
- [71] Mircea C., Petrovay G., and Nicoară H., 2004, Calculul Neliniar al Elementelor de Beton Armat și Precomprimat, Napoca Star, Cluj-Napoca, România.
- [72] Karson I. D., and Jirsa J. O., 1969, "Behaviour of Concrete Under Compressive Loadings," *Journal of Structural Division*, **95**(12), pp. 2543–2563.
- [73] Darwin D., and Pecknold D. A., 1977, "Analysis of cyclic loading of plane structures," *Computers & Structures*, **7**(1), pp. 137–147.
- [74] Faur A., and Mircea C., 2011, "Research on Self-Centring Ability of Hybrid Frame Connections," *IABSE-IASS Symposium 2011, Taller, Longer, Lighter – Meeting growing demand with limited resources*.
- [75] Fragiadakis M., Pinho R., and Antoniou S., 2007, "Modelling inelastic buckling of reinforcing bars under earthquake loading," *ECCOMAS Thematic Conference on Computational Methods in Structural Dynamics and Earthquake Engineering*, Rethymno, Crete, Greece, 13–16 June.
- [76] Computers & Structures Inc., 2009, "CSI Analysis Reference Manual For SAP2000®, ETABS®, and SAFE – manual de utilizare."

ANEXA A - Tabele cu rezultatele încercării probei N1

NOTĂ: - codul culorilor folosite în tabelele din prezenta anexă:

- 123 - ciclu de încărcare pozitiv;
- 123 - ciclu de încărcare negativ;
- 123 - maximul ciclului de încărcare pozitiv;
- 123 - minimul ciclului de încărcare negativ;
- 123 - valorile extreme obținute într-o etapă de încărcare.

Tab. A.1 Rezultatele histerezis forță-deplasare pt. N1

Specimenul - N1								
Ciclu înc.	Deplasare absolută la vârf	Forța aplicată la vârf						
[-]	[mm]	[kN]						
1	0,00	0,00	10	1,50	27,00	18	2,00	12,20
	1,10	25,00		2,90	43,70		0,30	0,00
	2,00	36,30		4,40	55,00		-1,50	-16,70
	3,00	47,00		2,40	19,60		-2,90	-28,00
	1,90	14,00		1,40	8,00		-4,40	-40,00
	1,20	4,60		0,30	0,00		-6,00	-53,00
2	0,30	0,00	11	-1,40	-18,50	19	-4,50	-25,40
	-0,90	-17,50		-3,00	-34,50		-4,50	-17,00
	-2,00	-28,20		-4,50	-47,80		-1,60	-3,50
	-3,00	-40,00		-2,90	-16,00		-0,80	0,00
3	-1,80	-10,00	12	-1,10	0,70	20	1,50	22,60
	-0,50	0,00		-0,70	0,00		3,00	34,50
	1,20	27,00		-0,70	0,00		4,50	46,50
	2,10	38,00		1,70	31,00		5,90	54,00
	3,00	48,00		3,00	43,00		4,20	31,00
	2,00	19,50		4,60	53,50		2,20	14,00
4	1,20	11,00	13	2,40	20,00	21	1,60	10,00
	0,20	0,00		1,00	7,50		0,30	0,00
	-1,00	-14,00		0,20	0,00		-1,50	-13,00
	-1,90	-26,00		-1,50	-15,80		-2,90	-25,30
	-3,00	-39,70		-3,00	-30,80		-4,40	-39,70
	-1,90	-12,20		-4,60	-46,00		-5,80	-51,50
5	-1,10	-4,00	14	-3,00	-18,00	22	-4,10	-21,70
	-0,60	0,00		-1,50	-5,00		-3,20	-14,80
	0,90	23,60		-0,60	0,00		-1,60	-3,10
	2,00	35,00		1,50	25,30		-0,80	0,00
	2,90	48,00		3,00	39,00		1,50	21,50
	2,10	25,00		4,50	49,30		2,90	33,00
6	1,10	9,50	15	2,10	16,40	23	4,50	44,60
	0,20	0,00		1,00	5,00		5,90	52,50
	-1,00	-13,70		0,20	0,00		3,90	27,60
	-2,00	-24,70		-1,50	-14,70		2,20	14,00
	-3,05	-36,00		-3,00	-28,70		1,60	9,00
	-1,90	-12,00		-4,50	-43,00		0,30	0,00
7	-1,10	-3,00	16	-1,50	-3,20	24	-1,50	-10,50
	-0,60	0,00		-0,80	0,00		-2,90	-24,60
	1,00	21,00		1,40	22,00		-4,50	-38,00
8	0,05	0,00	17	-0,10	0,00	25	-6,00	-51,50
	-0,90	-12,60		-1,35	-14,00		-4,70	-25,00
9	-0,50	0,00					-3,20	-13,50

Tab. A.1 - Continuare -

	2,50	27,80
	5,00	49,00
	7,50	62,50
	5,10	33,90
	2,60	12,70
26	0,60	0,00
	-2,40	-19,30
	-4,90	-42,00
	-7,00	-60,00
	-5,10	-26,00
27	-2,40	-5,30
	-0,90	0,00
	2,50	28,60
	4,90	45,30
	7,60	61,50
28	5,20	30,50
	2,60	11,90
	0,50	0,00
	-2,50	-20,00
	-5,00	-40,00
29	-7,40	-60,00
	-4,80	-23,00
	-2,50	-5,10
	-1,00	0,00
	2,50	25,00
30	5,00	44,00
	7,50	59,00
	5,10	31,00
	3,10	13,60
	0,40	0,00
31	-2,60	-18,00
	-5,00	-31,80
	-7,40	-58,00
	-4,80	-21,70
	-2,50	-4,50
32	-1,10	0,00
	2,30	23,50
	0,10	0,00
	-2,20	-14,80
	-0,70	0,00
33	2,50	25,00
	4,90	44,50
	7,80	60,00
	10,70	72,00
	6,90	25,50
34	3,90	12,00
	1,30	0,00
	-3,50	-25,80
	-4,80	-38,00
	-7,40	-58,00
35	-11,00	-72,00
	-7,10	-29,50
	-3,60	-11,60
	-1,30	0,00
	2,60	24,00
	4,90	39,30
	7,70	51,40
	10,40	65,00
	6,90	36,20
	3,50	13,50

	1,00	0,00
	-2,60	-16,70
	-4,90	-32,00
	-7,40	-51,00
	-10,50	-61,00
36	-7,20	-29,00
	-2,60	-10,40
	-1,30	0,00
	2,50	24,30
	4,90	40,10
37	8,00	53,30
	10,50	64,40
	7,00	46,90
	1,80	25,00
	1,00	0,00
38	-2,50	-16,00
	-5,00	-33,00
	-7,50	-52,00
	-10,50	-70,00
	-6,50	-28,00
39	-3,60	-14,80
	-1,20	0,00
	3,00	35,70
	-0,60	0,00
	-3,00	-12,20
40	-1,60	0,00
	3,00	32,80
	6,00	49,70
	9,50	66,50
	12,00	77,00
41	12,90	79,00
	6,50	37,00
	1,00	17,10
	0,70	0,00
	-6,00	-45,50
42	-8,70	-56,60
	-12,00	-66,90
	-13,50	-71,20
	-7,30	-33,90
	-2,50	-15,60
43	0,40	0,00
	2,90	11,80
	6,30	38,00
	8,90	48,00
	12,50	60,00
44	15,00	69,00
	10,00	39,00
	5,10	5,00
	2,30	0,00
	-2,90	-27,00
45	-5,00	-40,50
	-8,20	-55,00
	-11,20	-68,00
	-14,50	-85,00
	-10,00	-39,00
	-5,00	-24,50
	0,20	0,00
	3,30	16,20
	7,00	39,00
	9,30	48,00

	12,10	55,00
	15,20	65,50
	9,80	40,70
	5,30	17,70
	2,30	0,00
46	-3,00	-24,00
	-5,90	-38,00
	-9,00	-55,00
	-12,30	-68,00
	-15,00	-85,00
47	-10,20	-40,00
	-5,00	-24,00
	-0,40	0,00
	4,40	20,20
	1,60	0,00
48	-4,70	-32,00
	0,60	0,00
	4,80	24,00
	10,00	49,00
	15,00	65,00
49	17,80	76,50
	22,40	91,00
	14,50	43,50
	11,00	32,50
	2,60	0,00
50	-4,90	-35,00
	-8,70	-47,50
	-15,10	-72,00
	-19,90	-85,50
	-22,40	-90,50
51	-14,90	-39,20
	-7,90	-24,50
	0,00	0,00
	4,80	23,30
	9,90	41,20
52	15,10	55,60
	22,50	75,00
	15,00	43,40
	10,30	30,20
	5,10	11,40
53	2,60	0,00
	-5,00	-29,20
	-9,60	-41,90
	-15,00	-57,80
	-22,50	-86,60
54	-14,90	-42,00
	-10,20	-34,60
	-5,00	-18,80
	0,30	0,00
	5,00	21,50
	9,90	37,00
	15,00	58,00
	22,30	72,00
	15,30	44,70
	10,00	34,00
	5,00	10,50
	2,50	0,00
	-4,70	-25,70
	-9,80	-41,00
	-14,80	-55,30

Tab. A.1 - Continuare -

	-22,40	-76,20
	-14,90	-40,90
	-10,30	-31,90
55	0,20	0,00
	6,60	35,00
56	2,60	0,00
	-7,00	-38,00
57	0,50	0,00
	7,70	37,00
	14,90	50,00
	22,70	71,00
	29,90	87,00
	22,40	53,00
	14,70	36,00
	10,00	24,70
	5,30	7,50
58	3,30	0,00
	-7,50	-36,50
	-15,30	-67,00
	-22,60	-90,00
	-30,00	-94,00
	-22,50	-46,50
	-14,80	-34,40
-10,50	-25,60	
-5,30	-16,20	
59	0,90	0,00
	7,50	37,80
	15,00	55,10
	23,20	76,30
	30,00	91,60
	22,40	58,50
	14,80	40,00
10,00	27,80	
5,00	12,50	
60	2,00	0,00
	-7,90	-29,30
	-15,10	-46,50
	-22,30	-68,00
	-29,90	-93,00
	-22,80	-47,00
	-14,90	-30,70
	-10,80	-25,00
-5,40	-12,50	
61	-1,50	0,00
	7,50	29,00
	15,00	44,00
	23,40	62,00
	29,80	78,00
	22,30	53,00
	14,80	37,40
	9,20	28,00
5,10	13,50	
62	1,60	0,00
	-7,90	-26,70
	-15,00	-42,50
	-22,30	-57,00
	-30,00	-85,00

	-22,90	-48,50
	-14,70	-33,30
	-10,00	-24,70
	-5,00	-13,00
63	-1,50	0,00
	9,00	32,00
64	-0,60	0,00
	-9,10	-22,50
65	-0,80	0,00
	-0,80	0,00
	10,00	40,00
	20,20	62,40
	30,00	84,00
	39,80	105,00
	45,00	108,00
	29,60	52,00
	20,00	38,80
66	8,10	20,50
	4,00	9,30
	0,70	0,00
	-11,00	-37,00
	-19,80	-58,00
	-29,80	-82,00
	-40,50	-91,00
-45,00	-95,20	
67	-28,50	-38,00
	-15,50	-25,80
	-8,20	-9,20
	-3,50	0,00
	-3,80	0,00
	15,70	40,00
	29,70	60,00
40,30	80,00	
45,50	90,00	
31,10	50,00	
15,80	30,00	
4,60	10,00	
68	0,50	0,00
	-20,20	-40,00
	-33,20	-60,00
	-42,60	-80,00
	-48,50	-85,00
	-37,50	-50,00
	-23,10	-30,00
	-9,00	-10,00
-3,40	0,00	
69	18,30	40,00
	32,20	60,00
	41,80	80,00
	45,90	87,00
	32,80	50,00
	17,00	30,00
5,20	10,00	
70	0,60	0,00
	-20,40	-40,00
	-34,00	-60,00
	-45,50	-83,00

	-37,90	-50,00
	-24,00	-30,00
	-8,70	-10,00
	-3,00	0,00
71	-2,70	0,00
	15,30	37,00
72	-0,70	0,00
	-13,70	-28,50
73	-2,50	0,00
	18,90	40,00
	32,70	60,00
	42,00	80,00
	46,50	90,00
	60,80	120,70
	56,50	80,00
	45,20	52,50
74	28,90	30,00
	10,90	10,00
	3,40	0,00
	3,00	0,00
	-17,60	-40,00
	-33,00	-60,00
	-43,90	-80,00
-51,70	-90,00	
-60,00	-103,00	
79	-42,00	-41,00
	-0,40	0,00
80	17,80	32,00
	1,10	0,00
81	-17,70	-32,50
	-1,80	0,00
	25,50	40,00
	43,50	60,00
	55,80	80,00
	59,40	87,00
	75,00	128,00
	66,20	80,00
60,90	60,00	
82	48,20	40,00
	28,40	7,50
	4,70	0,00
	-20,50	-40,00
	-38,50	-60,00
	-56,50	-80,00
	-67,90	-100,00
	-75,30	-108,00
-72,30	-80,00	
	-64,50	-60,00
	-53,50	-40,00
	-30,00	-10,00
	-3,00	2,50

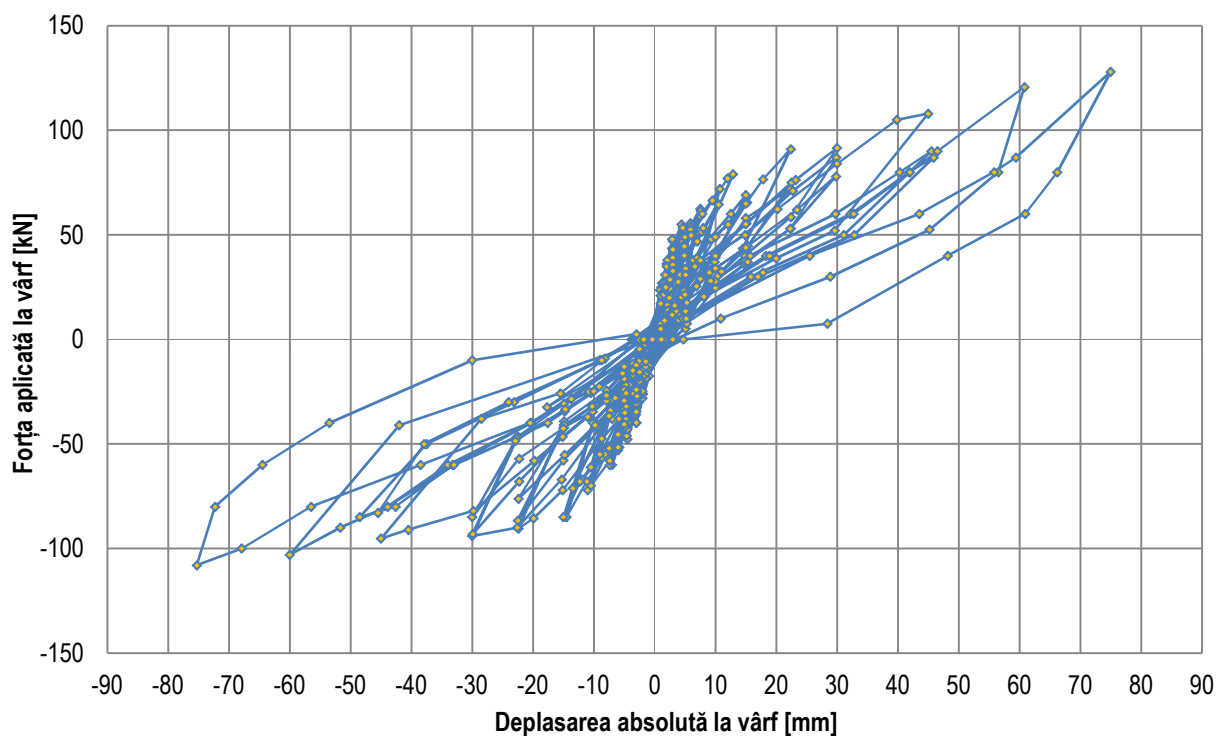


Fig. A.1 Curbele histerezis forță-deplasare pt. N1

Tab. A.2 Rezultatele fleximetrelor pt. N1

Specimenul - N1							
Ciclu înc.	Deplasare absolută la vârf (F1-F2)	Deplasare măsurată de F1	Deplasare măsurată de F2	Deplasare măsurată de F3	Deplasare măsurată de F4	Deplasare măsurată de F5	Deplasare măsurată de F6
[-]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]
1	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00
	1,10	4,50	3,40	4,20	4,20	0,00	-0,80
	2,00	6,00	4,00	5,20	5,20	0,00	-1,20
	3,00	7,90	4,90	6,60	6,60	0,10	-1,60
	1,90	6,00	4,10	4,90	4,90	0,00	-1,00
	1,20	4,50	3,30	3,70	3,70	0,00	-0,60
2	0,30	0,90	0,60	0,60	0,60	0,00	-0,20
	-0,90	-3,50	-2,60	-3,30	-3,40	-0,70	0,10
	-2,00	-5,40	-3,40	-4,65	-4,80	-1,05	0,30
	-3,00	-7,40	-4,40	-6,30	-6,40	-1,50	0,40
	-1,80	-5,50	-3,70	-4,40	-4,50	-0,75	0,20
3	-0,50	-1,30	-0,80	-0,80	-0,80	-0,10	0,00
	1,20	4,50	3,30	4,10	4,20	-0,05	-0,90
	2,10	6,00	3,90	5,20	5,20	0,05	-1,20
	3,00	7,60	4,60	6,40	6,40	0,15	-1,50
	2,00	6,00	4,00	4,80	4,90	0,05	-1,00
	1,20	4,50	3,30	3,80	3,80	0,00	-0,70
4	0,20	0,10	-0,10	-0,10	-0,20	0,00	-0,10
	-1,00	-3,80	-2,80	-3,40	-3,60	-0,60	0,10
	-1,90	-5,50	-3,60	-4,75	-4,90	-1,00	0,20
	-3,00	-7,50	-4,50	-6,30	-6,50	-1,40	0,40
	-1,90	-5,50	-3,60	-4,40	-4,60	-0,80	0,20
	-1,10	-4,00	-2,90	-3,20	-3,30	-0,30	0,10
5	-0,60	-1,20	-0,60	-0,60	-0,60	-0,10	0,00
	0,90	4,30	3,40	-4,00	-4,00	-0,05	-0,80

Tab. A.2 – Continuare -

	2,00	6,00	4,00	-4,75	-4,70	0,05	-1,20
	2,90	7,50	4,60	6,50	6,50	0,20	-0,50
	2,10	6,40	4,30	5,20	5,30	0,10	-0,10
	1,10	4,50	3,40	3,70	3,70	0,00	-0,70
6	0,20	0,20	0,00	0,00	-0,10	0,00	-0,10
	-1,00	-3,90	-2,90	-3,50	-3,60	-0,60	0,10
	-2,00	-5,70	-3,70	-4,90	-5,00	-1,00	0,20
	-3,05	-7,50	-4,45	-6,20	-6,40	-1,50	0,50
	-1,90	-5,50	-3,60	-4,40	-4,60	-0,70	0,20
	-1,10	-4,00	-2,90	-3,10	-3,30	-0,30	0,20
7	-0,60	-1,20	-0,60	-0,60	-0,10	-0,70	0,00
	1,00	4,40	3,40	4,10	4,10	0,00	-0,80
8	0,05	-0,20	-0,25	-0,30	0,00	-0,40	0,00
	-0,90	-4,00	-3,10	-3,70	-3,90	-0,50	0,20
9	-0,50	-1,00	-0,50	-0,50	-0,60	0,00	0,00
	1,50	5,30	3,80	4,80	4,80	0,10	-1,00
	2,90	7,50	4,60	6,30	6,40	0,20	-1,40
	4,40	10,00	5,60	8,10	8,10	0,30	-1,80
	2,40	7,40	5,00	6,00	6,00	0,20	-1,20
	1,40	5,40	4,00	4,60	4,60	0,10	-0,70
10	0,30	1,10	0,80	0,90	0,80	0,10	-0,10
	-1,40	-4,00	-2,60	-3,40	-3,60	-0,80	0,20
	-3,00	-6,80	-3,80	-5,50	-5,70	-1,40	0,50
	-4,50	-10,00	-5,50	-8,00	-8,20	-2,00	0,50
	-2,90	-7,30	-4,40	-5,50	-5,80	-1,00	0,40
	-1,10	-4,30	-3,20	-3,40	-3,50	-0,30	0,20
11	-0,70	-1,70	-1,00	-1,00	-0,10	-1,10	0,10
	-0,70	-1,70	-1,00	-0,90	0,00	-1,00	0,10
	1,70	5,40	3,70	4,80	4,90	0,10	-1,00
	3,00	7,50	4,50	6,40	6,40	0,20	-1,40
	4,60	10,50	5,90	8,60	8,60	0,30	-1,90
	2,40	7,50	5,10	6,10	6,20	0,20	-1,10
	1,00	5,00	4,00	4,50	4,40	0,10	-0,50
12	0,20	1,00	0,80	0,80	0,80	0,10	-0,10
	-1,50	-3,80	-2,30	-3,00	-3,20	-0,70	0,20
	-3,00	-6,50	-3,50	-5,20	-5,30	-1,40	0,40
	-4,60	-10,00	-5,40	-7,90	-8,00	-1,90	0,50
	-3,00	-7,50	-4,50	-5,70	-5,90	-1,10	0,40
	-1,50	-5,00	-3,50	-3,90	-4,10	-0,40	0,30
13	-0,60	-1,60	-1,00	-0,30	-0,90	0,00	0,10
	1,50	5,20	3,70	5,20	4,80	0,10	-1,00
	3,00	8,00	5,00	6,80	6,80	0,20	-1,40
	4,50	11,00	6,50	9,10	9,00	0,30	-1,80
	2,10	7,60	5,50	6,50	6,50	0,20	-1,00
	1,00	5,50	4,50	5,00	5,00	0,10	-0,50
14	0,20	1,70	1,50	1,60	1,50	0,10	-0,10
	-1,50	-3,20	-1,70	-2,50	-2,70	0,70	0,20
	-3,00	-6,50	-3,50	-5,10	-5,20	-1,30	0,30
	-4,50	-10,00	-5,50	-7,90	-8,00	-1,90	0,50
	-3,00	-7,50	-4,50	-5,70	-5,90	-1,00	0,40
	-1,50	-5,00	-3,50	-3,70	-3,90	0,20	0,20
15	-0,80	-1,80	-1,00	-1,00	-1,00	0,00	0,20
	1,40	5,00	3,60	4,80	4,70	0,10	-0,30
16	-0,10	-0,30	-0,20	-0,20	-0,30	-0,30	0,00
	-1,35	-4,80	-3,45	-4,20	-4,30	-0,70	0,30
17	-0,20	-1,00	-0,80	-1,00	-1,00	0,00	0,00
	1,50	5,50	4,00	5,10	5,00	0,10	-0,90
	2,90	8,30	5,40	7,30	7,10	0,20	-1,40
	4,50	11,00	6,50	9,20	9,10	0,30	-1,80
	5,90	13,50	7,60	11,00	10,80	0,40	-2,20

Tab. A.2 – Continuare -

	3,90	11,00	7,10	9,00	9,00	0,20	-1,50
	2,00	8,00	6,00	7,10	7,00	0,20	-0,90
18	0,30	2,50	2,20	2,30	2,10	0,10	-0,10
	-1,50	-3,00	-1,50	-2,30	-2,50	-0,80	0,10
	-2,90	-6,40	-3,50	-4,90	-5,10	-1,30	0,40
	-4,40	-9,40	-5,00	-7,40	-7,50	-1,80	0,50
	-6,00	-13,00	-7,00	-10,30	-10,50	-2,30	0,60
	-4,50	-11,00	-6,50	-8,60	-8,80	-1,60	0,50
	-3,50	-9,30	-5,80	-7,30	-7,50	-1,10	0,45
	-1,60	-6,50	-4,90	-5,30	-5,50	-0,40	0,30
19	-0,80	-3,10	-2,30	-2,20	-2,30	-0,10	0,20
	1,50	4,50	3,00	4,40	4,00	0,10	-0,90
	3,00	8,00	5,00	7,00	6,80	0,20	-1,40
	4,50	11,00	6,50	9,10	8,90	0,30	-1,80
	5,90	13,50	7,60	11,00	10,70	0,40	-2,10
	4,20	11,50	7,30	9,50	9,30	0,30	-1,80
	2,20	8,50	6,30	7,50	7,30	0,10	-1,00
	1,60	7,50	5,90	6,80	6,60	0,10	-0,70
20	0,30	2,50	2,20	2,40	2,20	0,10	-0,10
	-1,50	-2,50	-1,00	-1,70	-1,90	-0,60	0,10
	-2,90	-6,30	-3,40	-4,90	-5,00	-1,30	0,20
	-4,40	-9,80	-5,40	-7,70	-7,90	-1,80	0,50
	-5,80	-13,00	-7,20	-10,30	-10,50	-2,20	0,60
	-4,10	-10,50	-6,40	-8,20	-8,40	-1,50	0,50
	-3,20	-9,00	-5,80	-7,10	-7,40	-1,00	0,40
	-1,60	-6,50	-4,90	-5,30	-5,50	-0,30	0,40
21	-0,80	-3,00	-2,20	-2,10	-2,30	0,00	0,20
	1,50	4,70	3,20	4,60	4,20	0,10	-0,90
	2,90	8,20	5,30	7,20	7,00	0,20	-1,40
	4,50	11,00	6,50	9,20	9,00	0,30	-1,80
	5,90	13,50	7,60	11,00	10,80	0,40	-2,10
	3,90	11,00	7,10	9,00	9,00	0,20	-1,50
	2,20	8,50	6,30	7,50	7,40	0,15	-1,00
	1,60	7,50	5,90	6,80	6,60	0,15	-0,80
22	0,30	2,50	2,20	2,40	2,20	0,10	-0,10
	-1,50	-2,50	-1,00	-1,80	-2,00	-0,60	0,10
	-2,90	-6,50	-3,60	-5,10	-5,20	-1,20	0,30
	-4,50	-10,00	-5,50	-7,90	-8,10	-1,80	0,50
	-6,00	-13,00	-7,00	-10,40	-10,50	-2,20	0,60
	-4,70	-11,40	-6,70	-8,80	-8,80	-1,80	0,50
	-3,20	-9,00	-5,80	-7,00	7,30	-1,00	0,45
	-1,60	-6,50	-4,90	-5,30	-5,50	-0,30	0,30
23	-0,80	-3,00	-2,20	-2,10	-2,30	0,00	0,20
	1,80	5,50	3,70	5,10	4,90	0,10	-1,00
24	0,10	-0,30	-0,40	-0,30	-0,50	0,00	0,10
	-1,90	-6,40	-4,50	-5,60	-5,80	-0,90	0,30
25	-0,50	-1,50	-1,00	-0,80	-0,90	0,00	0,20
	2,50	7,00	4,50	6,20	6,10	0,10	-1,10
	5,00	12,00	7,00	9,90	9,70	0,30	-0,90
	7,50	16,50	9,00	13,30	12,90	0,40	-2,50
	5,10	14,00	8,90	11,40	11,30	0,30	-2,00
	2,60	10,00	7,40	8,80	8,70	0,20	-1,00
26	0,60	3,90	3,30	3,70	3,50	0,10	-0,20
	-2,40	-4,00	-1,60	-2,80	-3,00	-1,00	0,20
	-4,90	-10,40	-5,50	-8,10	-8,30	-1,90	0,50
	-7,00	-16,00	-9,00	-13,00	-13,20	-2,60	0,80
	-5,10	-14,00	-8,90	-11,20	-11,50	-2,00	0,60
	-2,40	-9,20	-6,80	-7,60	-7,90	-0,60	0,50
27	-0,90	-4,60	-3,70	-3,70	-4,00	-0,10	0,30
	2,50	6,00	3,50	5,20	5,00	0,00	-1,10

Tab. A.2 – Continuare -

	4,90	11,00	6,10	9,20	9,00	0,10	-2,00
	7,60	16,70	9,10	13,60	13,10	0,30	-2,60
	5,20	14,00	8,80	11,30	11,20	0,10	-2,00
	2,60	9,90	7,30	8,90	8,70	0,10	-1,10
28	0,50	3,70	3,20	3,60	3,30	0,00	-0,10
	-2,50	-4,50	-2,00	-3,20	-3,30	-1,10	0,20
	-5,00	-10,50	-5,50	-8,10	-8,20	-1,90	0,50
	-7,40	-17,00	-9,60	-13,60	-14,10	-2,70	0,80
	-4,80	-14,00	-9,20	-11,40	-11,60	-1,80	0,60
	-2,50	-10,00	-7,50	-8,40	-8,60	-0,60	0,50
29	-1,00	-5,20	-4,20	-4,30	-4,50	-0,10	0,30
	2,50	5,10	2,60	4,40	4,20	0,00	-1,00
	5,00	11,00	6,00	9,20	9,00	0,20	-1,90
	7,50	16,50	9,00	13,40	13,00	0,30	-2,60
	5,10	14,00	8,90	11,50	11,30	0,20	-2,00
	3,10	10,50	7,40	9,10	8,90	0,10	-1,10
30	0,40	3,60	3,20	3,50	3,30	0,00	-0,20
	-2,60	-4,50	-1,90	-3,00	-3,30	-1,00	0,20
	-5,00	-10,00	-5,00	-7,60	-7,80	-1,70	0,50
	-7,40	-17,40	-10,00	-14,00	-14,30	-2,60	0,80
	-4,80	-14,00	-9,20	-11,20	-11,70	-1,70	0,60
	-2,50	-10,00	-7,50	-8,60	-8,70	-0,60	0,50
31	-1,10	-5,50	-4,40	-4,50	-4,60	-0,10	0,40
	2,30	4,50	2,20	4,00	3,70	0,10	-1,00
32	0,10	-2,00	-2,10	-1,90	-2,10	0,00	0,10
	-2,20	-8,40	-6,20	-7,40	-7,50	-0,90	0,40
33	-0,70	-3,40	-2,70	-2,60	-2,90	0,00	0,20
	2,50	5,00	2,50	4,30	4,00	0,00	-1,00
	4,90	11,20	6,30	9,30	9,20	0,10	-2,00
	7,80	17,00	9,20	14,00	13,50	0,20	-2,60
	10,70	24,00	13,30	19,30	18,10	0,30	-3,60
	6,90	20,70	13,80	17,20	16,90	0,10	-2,70
	3,90	15,90	12,00	13,60	13,30	0,10	-1,50
34	1,30	8,50	7,20	8,00	7,80	0,10	-0,50
	-3,50	-3,50	0,00	-1,80	-2,00	-1,30	0,20
	-4,80	-7,00	-2,20	-4,60	-4,90	-1,80	0,40
	-7,40	-17,00	-9,60	-13,60	-14,10	-2,60	0,70
	-11,00	-26,50	-15,50	-20,90	-21,70	-3,60	1,00
	-7,10	-22,00	-14,90	-18,30	-18,80	-2,60	0,80
	-3,60	-17,00	-13,40	-14,90	-15,30	-1,40	0,75
35	-1,30	-10,50	-9,20	-10,50	-9,70	-0,30	0,50
	2,60	1,00	-1,60	0,30	0,10	-0,10	-0,90
	4,90	7,10	2,20	5,40	5,10	0,10	-1,70
	7,70	16,00	8,30	12,90	12,40	0,20	-2,50
	10,40	24,00	13,60	19,50	18,80	0,30	-3,40
	6,90	20,50	13,60	17,10	16,60	0,10	-2,65
	3,50	15,50	12,00	13,70	13,40	0,00	-1,60
36	1,00	8,20	7,20	7,90	7,50	0,00	-0,50
	-2,60	0,00	2,60	1,30	1,10	-0,90	-0,10
	-4,90	-7,00	-2,10	-4,50	-4,70	-1,70	0,35
	-7,40	-17,30	-9,90	-13,70	-14,20	-2,50	0,60
	-10,50	-26,00	-15,50	-20,90	-21,80	-3,50	1,00
	-7,20	-21,80	-14,60	-18,00	-18,50	-2,50	0,80
	-2,60	-16,50	-13,90	-14,40	-14,80	-1,20	0,60
37	-1,30	-9,90	-8,60	-9,00	-9,00	-0,20	0,50
	2,50	0,00	-2,50	-0,60	-0,65	0,00	-0,80
	4,90	10,50	5,60	8,70	8,50	0,10	-2,00
	8,00	18,00	10,00	14,70	14,10	0,20	-2,70
	10,50	25,00	14,50	20,40	19,60	0,20	-3,60
	7,00	21,00	14,00	17,60	17,30	0,10	-2,90

Tab. A.2 – Continuare -

	1,80	16,00	14,20	14,20	13,90	0,00	-1,70
38	1,00	8,40	7,40	8,10	7,90	0,00	-0,50
	-2,50	1,00	3,50	2,30	2,10	-0,70	-0,20
	-5,00	-7,00	-2,00	-4,40	-4,50	-1,60	0,20
	-7,50	-18,00	-10,50	-14,30	-14,60	-2,50	0,60
	-10,50	-26,00	-15,50	-20,90	-3,50	-	0,90
	-6,50	-21,00	-14,50	-17,40	-17,80	-2,20	0,60
	-3,60	-17,00	-13,40	-14,80	-15,20	-1,20	0,50
39	-1,20	-9,90	-8,70	-8,90	-9,00	-0,10	0,40
	3,00	4,00	1,00	3,50	3,60	0,20	-0,65
40	-0,60	-4,50	-3,90	-3,80	-3,90	0,00	0,50
	-3,00	-10,00	-7,00	-8,10	-8,20	-0,60	0,70
41	-1,60	-6,00	-4,40	-4,40	-4,80	-0,10	0,50
	3,00	4,50	1,50	3,90	3,50	0,10	-0,80
	6,00	15,00	9,00	12,90	12,30	0,20	-1,90
	9,50	24,00	14,50	20,10	19,30	0,20	-3,00
	12,00	33,00	21,00	28,10	27,20	0,20	-4,00
	12,90	47,00	34,10	41,80	40,50	-0,40	-5,60
	6,50	40,00	33,50	37,20	36,90	-0,60	-4,20
	1,00	35,00	34,00	34,00	33,60	-0,50	-3,10
42	0,70	27,40	26,70	26,80	27,20	-0,50	-1,60
	-6,00	14,00	20,00	17,00	17,00	2,00	-0,60
	-8,70	10,00	18,70	14,60	14,40	2,50	-0,40
	-12,00	6,00	18,00	12,50	12,20	3,00	0,00
	-13,50	4,00	17,50	11,40	10,90	3,20	0,15
	-7,30	11,00	18,30	15,50	15,40	2,30	-0,50
	-2,50	17,00	19,50	18,90	18,90	1,30	-0,90
43	0,40	24,10	23,70	24,80	24,40	-0,10	-1,00
	2,90	29,00	26,10	29,00	28,80	-0,30	-0,90
	6,30	37,00	30,70	35,60	34,70	-0,60	-3,90
	8,90	40,50	31,60	37,70	36,90	-0,80	-4,20
	12,50	45,00	32,50	40,40	39,40	-1,10	-5,00
	15,00	48,50	33,50	42,80	41,50	-1,30	-5,50
	10,00	43,00	33,00	39,20	38,40	-1,00	-4,60
	5,10	37,00	31,90	35,50	36,90	-0,80	-4,20
44	2,30	30,00	27,70	29,70	29,10	-0,60	-1,80
	-2,90	19,50	22,40	29,70	21,40	1,10	-1,10
	-5,00	16,00	21,00	21,30	19,00	1,60	-0,80
	-8,20	10,00	19,20	18,70	15,10	2,40	-0,40
	-11,20	5,50	18,40	15,00	12,40	3,00	0,00
	-14,50	3,20	17,70	12,60	10,50	3,30	0,20
	-10,00	8,00	18,00	10,90	14,00	2,70	-0,25
	-5,00	13,70	18,70	14,00	17,20	1,90	-0,70
45	0,20	24,00	23,80	16,80	24,70	-0,20	-1,00
	3,30	31,00	27,70	24,90	30,70	-0,50	-2,30
	7,00	37,00	30,00	30,70	34,90	-0,80	-3,60
	9,30	40,00	30,70	34,90	36,50	-0,90	-4,20
	12,10	44,00	31,90	36,80	39,00	-1,20	-4,70
	15,20	48,00	32,80	39,50	41,20	-1,40	-5,40
	9,80	42,70	32,90	42,20	38,30	-1,10	-4,50
	5,30	36,50	31,20	38,60	34,50	-0,80	-3,10
46	2,30	29,30	27,00	34,70	28,70	-0,60	-1,70
	-3,00	22,00	19,00	28,90	20,90	1,20	-1,00
	-5,90	14,50	20,40	17,50	17,80	1,90	-0,70
	-9,00	10,00	19,00	14,80	15,00	2,40	-0,40
	-12,30	6,00	18,30	12,60	12,60	2,80	0,00
	-15,00	2,50	17,50	10,50	10,40	3,30	0,30
	-10,20	7,50	17,70	13,50	13,60	2,70	-0,20
	-5,00	3,50	18,50	16,50	17,00	1,90	-0,70
47	-0,40	23,00	23,40	24,50	24,50	-0,10	-1,00

Tab. A.2 – Continuare -

48	4,40	33,00	28,60	32,00	32,10	-0,50	-2,70
	1,60	26,50	24,90	26,30	26,40	-0,40	-0,30
	-4,70	15,00	19,70	17,50	18,10	1,60	-0,80
49	0,60	24,80	24,20	25,40	25,40	-0,20	-1,00
	4,80	34,00	29,20	32,80	32,80	-0,50	-2,90
	10,00	41,50	31,50	38,00	37,70	-0,90	-4,40
	15,00	47,50	32,50	41,60	40,80	-1,30	-5,30
	17,80	53,50	33,70	44,50	44,00	-1,70	-6,20
	22,40	56,50	34,10	47,50	45,50	-1,90	-6,70
	14,50	48,00	33,50	42,00	41,00	-1,40	-5,00
	11,00	41,00	30,00	39,60	38,90	-1,20	-4,50
50	2,60	31,30	28,70	30,70	30,30	-0,80	-1,80
	-4,90	17,00	21,90	20,00	20,00	1,30	-0,80
	-8,70	10,00	19,70	15,60	15,40	2,20	-0,40
	-15,10	3,00	18,10	11,70	11,00	3,10	0,20
	-19,90	-3,00	16,90	8,30	7,30	3,70	0,70
	-22,40	-6,00	16,40	5,70	4,60	4,10	1,00
	-14,90	2,00	16,90	10,90	10,60	3,00	0,00
	-7,90	9,70	17,60	14,60	14,80	2,10	-0,50
51	0,00	22,50	22,50	23,50	23,60	-0,20	-0,80
	4,80	31,50	26,70	30,20	30,60	-0,60	-2,60
	9,90	38,50	28,60	35,00	35,20	-0,90	-4,00
	15,10	46,00	30,90	39,80	39,40	-1,20	-5,00
	22,50	55,00	32,50	45,60	44,20	-1,80	-6,20
	15,00	47,00	32,00	40,60	40,20	-1,40	-5,00
	10,30	41,50	31,20	37,30	37,30	-1,10	-4,10
	5,10	35,00	29,90	33,00	33,10	-0,80	-2,60
52	2,60	29,50	26,90	28,90	28,70	-0,60	-1,80
	-5,00	16,00	21,00	19,10	19,40	1,20	-0,90
	-9,60	10,00	19,60	15,60	15,80	1,90	-0,45
	-15,00	3,00	18,00	11,50	11,40	2,80	0,10
	-22,50	-6,00	16,50	6,80	6,10	3,80	0,80
	-14,90	2,00	16,90	10,80	10,80	2,90	0,10
	-10,20	7,00	17,20	13,20	13,50	2,40	-0,30
	-5,00	13,00	18,00	16,30	16,90	1,60	-0,60
53	0,30	23,40	23,10	24,00	24,20	-0,20	-1,00
	5,00	32,00	27,00	30,50	31,00	-0,60	-2,60
	9,90	38,50	28,60	34,70	35,10	-0,90	-3,80
	15,00	45,50	30,50	39,30	39,20	-1,20	-4,90
	22,30	54,50	32,20	45,00	43,90	-1,70	-6,10
	15,30	47,00	31,70	40,20	40,00	-1,30	-5,00
	10,00	41,00	31,00	36,60	37,00	-1,00	-4,00
	5,00	34,50	29,50	32,90	32,90	-0,70	-2,60
54	2,50	29,00	26,50	28,40	28,50	-0,60	-1,60
	-4,70	16,00	20,70	18,10	19,20	1,20	-0,90
	-9,80	9,50	19,30	15,00	15,30	2,00	-0,45
	-14,80	3,00	17,80	11,30	11,40	2,80	0,10
	-22,40	-6,00	16,40	6,50	6,00	3,80	0,80
	-14,90	2,00	16,90	10,60	10,70	2,90	0,10
	-10,30	7,00	17,30	13,00	13,40	2,40	-0,30
	0,20	23,20	23,00	23,80	24,20	-0,20	-1,00
55	6,60	35,00	28,40	32,80	32,90	-0,70	-3,10
	2,60	26,80	24,20	26,20	26,40	-0,50	-1,30
56	-7,00	12,00	19,00	15,90	16,00	1,60	-0,60
	0,50	24,00	23,50	24,50	24,60	-0,20	1,00
57	7,70	36,50	28,80	33,60	33,70	-0,70	-3,30
	14,90	45,50	30,60	39,30	38,80	-1,20	-4,90
	22,70	55,00	32,30	45,10	43,80	-1,70	-6,30
	29,90	63,50	33,60	30,30	48,00	-2,10	-7,50
	22,40	55,50	33,10	45,50	44,20	-1,70	-6,30

Tab. A.2 – Continuare -

	14,70	47,00	32,30	40,40	40,00	-1,30	-4,90
	10,00	41,50	31,50	37,10	37,10	-1,10	-4,00
	5,30	35,50	30,20	33,20	33,30	-0,80	-2,70
58	3,30	31,00	27,70	29,80	30,00	-0,70	-1,90
	-7,50	13,00	20,50	17,30	17,30	1,60	-0,75
	-15,30	3,00	18,30	11,40	11,00	2,80	0,00
	-22,60	-6,00	16,60	6,30	6,50	3,80	0,80
	-30,00	-15,00	15,00	1,40	-0,20	4,80	1,40
	-22,50	-7,00	15,50	5,70	5,00	3,70	0,60
	-14,80	1,20	16,00	9,50	9,50	2,90	0,00
	-10,50	6,00	10,50	11,90	12,00	2,30	-0,30
	-5,30	12,00	17,30	15,10	15,60	1,50	-0,60
59	0,90	22,60	21,70	22,20	22,40	-0,10	-0,80
	7,50	35,50	28,00	32,20	33,30	-0,60	-3,40
	15,00	45,00	30,00	39,10	38,80	-1,10	-4,90
	23,20	55,00	31,80	45,60	44,20	-1,70	-6,50
	30,00	63,50	33,50	50,80	48,70	-2,10	-7,80
	22,40	55,50	33,10	45,90	44,60	-1,70	-6,50
	14,80	47,00	32,20	40,90	40,60	-1,30	-5,00
	10,00	41,50	31,50	37,40	37,60	-1,10	-4,00
	5,00	35,50	30,50	33,70	34,10	-0,80	-3,00
60	2,00	29,50	27,50	29,30	29,70	-0,60	-1,80
	-7,90	13,00	20,90	17,60	18,00	1,50	-0,90
	-15,10	3,50	18,60	12,10	12,20	2,60	-0,15
	-22,30	-5,00	17,30	7,70	7,20	3,50	0,55
	-29,90	-14,50	15,40	2,20	0,90	4,50	1,30
	-22,80	-7,00	15,80	6,30	5,70	3,60	0,60
	-14,90	1,50	16,40	10,40	10,60	2,70	-0,10
	-10,80	6,00	16,80	12,50	13,00	2,20	-0,40
	-5,40	12,50	17,90	16,40	17,00	1,20	-0,80
61	-1,50	20,50	22,00	22,40	22,70	0,00	-0,80
	7,50	36,00	28,50	33,50	33,90	-0,60	-3,60
	15,00	45,00	30,00	38,90	38,70	-1,10	-4,90
	23,40	55,00	31,60	45,20	44,00	-1,60	-6,50
	29,80	63,00	33,20	50,20	48,30	-2,10	-7,70
	22,30	55,00	32,70	45,00	44,00	-1,60	-6,30
	14,80	46,80	32,00	40,30	40,00	-1,30	-5,00
	9,20	40,50	31,30	37,20	37,50	-1,10	-4,20
	5,10	35,50	30,40	33,50	34,10	-0,80	-3,00
62	1,60	29,00	27,40	28,90	29,50	-0,60	-1,80
	-7,90	13,00	20,90	17,60	18,10	1,40	-0,90
	-15,00	3,50	18,50	12,00	12,20	2,50	-0,10
	-22,30	-5,00	17,30	7,50	7,20	3,40	0,60
	-30,00	-14,50	15,50	2,20	1,00	4,50	1,50
	-22,90	-7,00	15,90	6,20	5,80	3,60	0,70
	-14,70	1,80	16,50	10,40	10,80	2,70	0,00
	-10,00	7,00	17,00	13,00	13,70	0,60	-0,50
	-5,00	13,00	18,00	16,60	17,30	1,20	-0,80
63	-1,50	21,00	22,50	22,70	23,10	0,00	-1,00
	9,00	38,00	29,00	34,60	35,00	-0,60	-4,00
64	-0,60	23,40	24,00	24,70	23,20	-0,10	-1,10
	-9,10	9,50	18,60	15,00	15,50	1,60	-0,60
65	-0,80	22,80	23,60	24,20	24,70	-0,10	-1,00
	-0,80	22,30	23,10	11,90	24,60	0,10	0,00
	10,00	39,00	29,00	24,00	36,20	1,00	-2,00
	20,20	51,50	31,30	41,60	43,00	1,50	-3,60
	30,00	63,50	33,50	48,70	49,20	2,00	-4,90
	39,80	74,50	34,70	54,70	54,20	2,50	-6,00
	45,00	80,00	35,00	57,50	56,50	2,90	-6,40
	29,60	63,50	33,90	48,10	48,90	2,80	-4,20

Tab. A.2 – Continuare -

	20,00	53,00	33,00	42,50	44,30	3,10	-3,00
	8,10	40,00	31,90	35,00	37,90	3,60	-1,50
	4,00	35,00	31,00	31,80	34,90	3,90	-0,90
66	0,70	29,50	28,80	27,90	31,00	4,20	-0,40
	-11,00	9,70	20,70	13,60	17,00	-2,80	0,00
	-19,80	-1,00	18,80	-2,20	10,80	8,50	0,40
	-29,80	-13,00	16,80	-8,90	2,90	9,90	1,00
	-40,50	-25,00	15,50	-15,70	-4,70	11,40	1,20
	-45,00	-31,50	13,50	-19,20	-8,60	12,20	1,50
	-28,50	-14,00	14,50	-10,90	1,80	10,00	0,80
	-15,50	-0,50	15,00	5,50	9,50	8,70	0,30
	-8,20	2,00	-6,20	10,80	15,00	7,10	0,00
	-3,50	14,80	18,30	14,90	18,80	6,00	0,10
67	-3,80	15,50	19,30	14,80	19,20	5,80	0,10
	15,70	43,70	28,00	-	-	-	-
	29,70	60,00	30,30	-	46,00	-	-
	40,30	73,50	33,20	-	52,90	-	-
	45,50	80,00	34,50	55,90	56,10	2,30	-
	31,10	64,50	33,40	-	49,00	-	-
	15,80	48,00	32,20	-	41,50	-	-
	4,60	35,50	30,90	-	35,10	-	-
	0,50	28,50	28,00	26,00	30,10	4,40	-0,30
68	-20,20	-1,70	18,50	-	10,00	-	-
	-33,20	-17,00	16,20	-	0,60	-	-
	-42,60	-28,50	14,10	-	-6,70	-	-
	-48,50	-35,50	13,00	-11,50	-10,80	-	-
	-37,50	-23,80	13,70	-	-4,00	-	-
	-23,10	-8,70	14,40	-	4,60	-	-
	-9,00	6,50	15,50	-	13,20	-	-
69	-3,40	14,50	17,90	14,20	6,00	-	0,10
	18,30	46,30	28,00	35,60	38,80	-	-
	32,20	62,50	30,30	-	47,00	-	-
	41,80	74,80	33,00	52,40	53,20	-	-
	45,90	80,00	34,10	55,50	56,00	2,40	-
	32,80	66,00	33,20	-	49,60	-	-
	17,00	49,00	32,00	-	42,00	-	-
5,20	36,00	30,80	-	35,00	-	-	
70	0,60	28,50	27,90	25,40	30,00	4,50	-0,40
	-20,40	-2,20	18,20	-	9,50	-	-
	-34,00	-17,50	16,50	-	0,50	-	-
	-45,50	-31,50	14,00	-9,50	-8,20	12,10	1,50
	-37,90	-23,60	14,30	-	-	-	-
	-24,00	-9,00	15,00	-	-	-	-
	-8,70	7,50	16,20	-	-	-	-
71	-3,00	16,00	19,00	15,20	19,70	5,70	0,10
	-2,70	17,30	20,00	16,80	5,80	-	-1,00
72	15,30	41,00	25,70	32,90	36,80	3,80	-2,70
	-0,70	23,30	24,00	11,70	26,70	5,20	-1,20
73	-13,70	4,30	18,00	-1,00	14,10	-2,30	-0,50
	-2,50	18,00	20,50	17,60	22,50	5,80	-1,00
	18,90	44,80	25,90	-	38,40	-	-
	32,70	60,30	27,60	-	46,00	-	-
	42,00	72,50	30,50	-	52,40	-	-
	46,50	78,00	31,50	-	55,10	-	-
	60,80	93,00	32,20	-	60,80	-	-
	56,50	88,50	32,00	-	59,00	-	-
	45,20	76,20	31,00	-	53,60	-	-
	28,90	59,00	30,10	-	45,70	-	-
	10,90	40,00	29,10	-	37,00	-	-
3,40	31,50	28,10	27,40	32,40	4,50	-1,60	

Tab. A.2 –Continuare -

74	3,00	31,00	28,00	27,10	33,00	4,50	-1,50
	-17,60	2,30	19,90	-	13,00	-	-
	-33,00	-15,00	18,00	-	3,10	-	-
	-43,90	-28,00	15,90	-	-	-	-
	-51,70	-37,00	14,70	-	-	-	-
	-60,00	-46,50	13,50	-	-	-	-
79	-42,00	-27,50	14,50	-	-	-	-
	-0,40	17,50	17,90	14,20	19,00	6,20	-0,90
80	17,80	43,00	25,20	32,90	36,40	4,00	-2,90
	1,10	24,50	23,40	21,50	36,20	5,20	-1,20
81	-17,70	-1,00	16,70	-6,40	10,00	8,30	-0,30
	-1,80	17,20	19,00	16,50	20,90	5,80	-1,00
	25,50	51,00	25,50	36,60	39,70	3,50	-
	43,50	71,00	27,50	48,40	49,50	2,50	-
	55,80	86,00	30,20	57,50	57,10	-	-
	59,40	90,00	30,60	59,50	58,90	-	-
	75,00	106,00	31,00	67,30	65,10	-	-
	66,20	97,00	30,80	62,80	61,60	-	-
	60,90	91,50	30,60	60,00	59,20	-	-
	48,20	78,00	29,80	53,20	53,20	-	-
	28,40	57,50	29,10	40,90	44,00	-	-
82	4,70	31,50	26,80	26,50	30,90	-	-
	-20,50	-2,00	18,50	4,90	9,30	-	-
	-38,50	-21,50	17,00	-4,10	-1,90	-	-
	-56,50	-41,50	15,00	-23,60	-14,00	-	-
	-67,90	-54,50	13,40	-30,30	-22,10	-	-
	-75,30	-62,50	12,80	-34,00	-26,80	-	-
	-72,30	-59,30	13,00	-32,10	-24,40	-	-
	-64,50	-51,00	13,50	-28,20	-19,50	-	-
	-53,50	-39,50	14,00	-23,10	-13,00	-	-
	-30,00	2,50	15,10	4,80	10,00	-	-
	-3,00	14,00	17,00	12,60	17,20	-	-

Tab. A.3 Rezultatele comparatoarelor pt. N1

Specimenul - N1								
Ciclu înc.	Drift	Forță	C1	C2	C3	C4	C5	C6
[-]	[mm]	[kN]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]
1	0,00	0,00	0,000	0,000	0,000	0,000	0,000	0,000
	3,00	47,00	0,040	-0,010	-0,070	-0,075	-0,010	0,045
2	0,30	0,00	0,010	0,000	-0,005	0,000	0,000	0,005
	-3,00	-40,00	-0,040	0,000	0,040	-0,025	-0,005	-0,060
3	-0,50	0,00	0,005	0,005	0,010	0,005	0,000	0,000
	3,00	48,00	0,040	-0,010	-0,075	-0,070	-0,005	0,045
4	0,20	0,00	0,010	0,005	0,000	0,000	0,000	0,000
	-3,00	-39,70	-0,040	0,000	0,040	0,030	-0,010	-0,060
5	-0,60	0,00	0,010	0,010	0,010	0,010	0,000	0,000
	2,90	48,00	0,050	-0,010	-0,085	-0,075	-0,005	0,045
6	0,20	0,00	0,015	0,010	0,000	0,000	0,000	0,000
	-3,05	-36,00	-0,040	0,010	0,040	0,030	-0,010	-0,060
9	-0,50	0,00	0,010	0,010	0,010	0,010	0,000	0,000
	4,40	55,00	0,070	-0,030	-0,150	-0,140	-0,020	0,060
10	0,30	0,00	0,025	0,010	-0,005	0,000	0,000	0,005
	-4,50	-47,80	-0,100	0,000	0,065	0,040	-0,015	-0,115
11	-0,70	0,00	0,015	0,010	0,010	0,010	0,000	-0,005
	4,60	53,50	0,070	-0,010	-0,110	-0,090	-0,010	0,060

Tab. A.3 – Continuare -

12	0,20	0,00	0,030	0,015	0,000	0,000	0,000	0,000
	-4,60	-46,00	-0,080	0,010	0,070	0,040	-0,020	-0,110
13	-0,60	0,00	0,020	0,020	0,010	0,010	0,000	0,000
	4,50	49,30	0,080	-0,020	-0,150	-0,140	-0,020	0,060
14	0,20	0,00	0,030	0,015	0,000	0,000	0,000	0,000
	-4,50	-43,00	-0,080	0,010	0,070	0,040	-0,020	-0,010
		0,00	0,020	0,020	0,010	0,010	0,000	-0,005
17	-0,20	0,00	0,030	0,020	0,010	0,010	0,000	0,000
	5,90	55,60	0,100	-0,045	-0,230	-0,250	-0,060	0,080
18	0,30	0,00	0,040	0,020	0,000	0,000	0,000	0,000
	-6,00	-53,00	-0,160	-0,010	0,090	0,055	-0,035	0,170
19	-0,80	0,00	0,030	0,020	0,020	0,020	0,000	-0,005
	5,90	54,00	0,100	-0,040	-0,230	-0,220	-0,050	0,080
20	0,30	0,00	0,040	0,020	0,000	0,010	0,000	0,000
	-5,80	-51,50	-0,150	0,000	0,100	0,050	-0,035	-0,170
21	-0,80	0,00	0,030	0,020	0,020	0,020	0,000	-0,005
	5,90	52,50	0,100	-0,040	-0,230	-0,220	-0,050	0,080
22	0,30	0,00	0,050	0,030	0,000	0,010	0,000	0,000
	-6,00	-51,50	-0,150	0,000	0,100	0,060	-0,030	-0,170
25	-0,50	0,00	0,030	0,025	0,025	0,020	0,000	-0,005
	7,50	62,50	0,140	-0,080	-0,340	-0,400	-0,120	0,090
26	0,60	0,00	0,055	0,025	-0,005	0,010	0,000	0,000
	-7,00	-60,00	-0,260	-0,040	0,120	0,080	-0,060	-0,260
27	-0,90	0,00	0,035	0,030	0,030	0,030	0,005	-0,010
	7,60	61,50	0,145	-0,080	-0,340	-0,400	-0,110	0,090
28	0,50	0,00	0,060	0,030	0,000	0,010	0,000	0,000
	-7,40	-60,00	-0,290	-0,040	0,130	0,080	-0,080	-0,290
29	-1,00	0,00	0,045	0,030	0,030	0,030	-0,005	-0,010
	7,50	59,00	0,150	-0,070	-0,330	-0,360	-0,100	0,110
30	0,40	0,00	0,070	0,030	0,005	0,010	0,005	-0,005
	-7,40	-58,00	-0,270	-0,040	0,130	0,080	-0,080	-0,290
31	-1,10	0,00	0,050	0,030	0,030	0,030	0,005	-0,010
33	-0,70	0,00	0,050	0,040	0,030	0,020	0,000	-0,010
	10,70	72,00	0,200	-0,180	-0,630	-0,800	-0,280	0,120
34	1,30	0,00	0,080	0,030	-0,010	0,010	0,000	0,000
	-11,00	-72,00	-0,720	-0,210	0,190	0,120	-0,210	-0,630
35	-1,30	0,00	0,050	0,040	0,035	0,030	0,005	-0,035
	10,40	65,00	0,200	-0,160	-0,590	-0,690	-0,240	0,120
36	1,00	0,00	0,080	0,040	-0,010	0,010	0,000	-0,010
	-10,50	-61,00	-0,650	-0,170	0,180	0,120	-0,200	-0,590
37	-1,30	0,00	0,050	0,040	0,025	0,030	0,005	-0,030
	10,50	64,40	0,210	-0,110	-0,590	0,300	-0,240	0,115
38	1,00	0,00	0,090	0,045	-0,010	0,020	0,000	-0,020
	-10,50	-70,00	0,370	-0,115	0,175	0,120	-0,200	0,390
39	-1,20	0,00	0,065	0,045	0,020	0,030	0,000	-0,035
41	-1,60	0,00	0,070	-0,050	-0,005	0,030	0,000	-0,025
42	0,70	0,00	0,100	0,050	-0,050	0,090	0,000	-0,020
	-13,50	-71,20	-0,045	-0,330	0,180	0,250	-0,380	-0,050
43	0,40	0,00	0,080	0,050	-0,030	0,150	0,000	-0,055
	15,00	69,00	0,290	-0,240	0,095	-0,080	-0,440	0,130
44	2,30	0,00	0,115	0,050	-0,080	0,085	0,000	-0,250
	-14,50	-85,00	-0,185	-0,365	0,195	0,260	-0,130	-0,196
45	0,20	0,00	0,080	0,050	-0,040	0,110	0,000	-0,050
	15,20	65,50	0,305	-0,240	0,085	0,075	-0,435	0,125
46	2,30	0,00	0,115	0,055	-0,085	0,080	0,000	-0,030
	-15,00	-85,00	-0,200	-0,370	0,200	0,260	-0,440	-0,230
47	-0,40	0,00	0,090	0,050	-0,050	0,100	0,005	-0,055
49	0,60	0,00	0,090	0,050	-0,050	0,100	0,000	-0,050
	22,40	91,00	0,430	-0,500	-1,580	-1,960	-0,890	0,150
50	2,60	0,00	0,130	0,050	-0,110	0,070	0,000	-0,030

Tab. A.3 –Continuare -

	-22,40	-90,50	-2,320	-0,830	0,300	0,360	-1,050	-2,350
51	0,00	0,00	0,070	0,045	-0,070	0,110	-0,010	-0,120
	22,50	75,00	0,440	-0,500	-1,580	-2,000	-0,880	0,140
52	2,60	0,00	0,140	0,050	-0,120	0,070	-0,005	-0,050
	-22,50	-86,60	-1,970	-0,700	0,300	0,350	-0,840	-2,090
53	0,30	0,00	0,090	0,050	-0,080	0,100	-0,010	-0,100
	22,30	72,00	0,450	-0,510	-1,560	-1,960	-0,850	0,140
54	2,50	0,00	0,050	0,050	-0,130	0,070	-0,010	-0,050
	-22,40	-76,20	-2,020	-0,680	0,300	0,350	-0,820	-2,070
57	0,50	0,00	0,100	0,050	-0,080	0,100	-0,010	-0,100
	29,90	87,00	0,540	-0,760	-2,170	-2,970	-1,330	0,150
58	3,30	0,00	0,150	0,050	-0,150	0,050	-0,010	0,000
	-30,00	-94,00	-3,040	-1,120	0,370	0,390	-1,290	-3,060
59	0,90	0,00	0,090	0,060	-0,090	0,100	-0,010	-0,130
	30,00	91,60	0,590	-0,820	-2,350	-3,180	-1,430	0,160
60	2,00	0,00	0,160	0,050	-0,150	0,050	0,000	-0,050
	-29,90	-93,00	-2,870	-1,020	0,390	0,400	-1,190	-2,880
61	-1,50	0,00	0,090	0,050	-0,090	0,100	-0,010	-0,120
	29,80	78,00	0,610	-0,800	-2,310	-3,090	-1,390	0,110
62	1,60	0,00	0,160	0,050	-0,150	0,050	0,000	-0,060
	-30,00	-85,00	-2,850	-1,000	0,400	0,400	-1,180	-2,860
65	-0,80	0,00	0,160	0,060	-0,170	0,050	0,000	-0,060
	45,00	108,00	0,870	-1,700	-4,270	-4,870	-2,570	0,180
66	0,70	0,00	0,180	0,030	-0,270	0,030	-0,010	-0,070
	-45,00	-95,20	-4,780	-1,860	0,580	0,500	-2,120	-4,890
67	-3,50	0,00	0,100	0,070	-0,130	0,140	-0,030	-0,190
	45,50	90,00	0,960	-1,680	-	-	-2,680	0,160
68	0,50	0,00	0,180	0,040	-0,240	0,050	-0,020	-0,100
	-48,50	-85,00	-	-1,960	0,490	0,540	-2,240	-
69	-3,40	0,00	0,090	0,070	-0,120	0,120	-0,090	-0,220
	45,90	87,00	1,030	-1,640	-	-	-2,680	0,130
70	0,60	0,00	0,200	0,050	-0,250	0,080	-0,020	-0,100
	-45,50	-83,00	-	-1,790	0,520	0,550	-2,100	-
73	-3,00	0,00	0,100	0,080	-0,140	0,100	-0,020	-0,190
	60,80	120,70	1,350	-2,160	-	-	-3,330	0,180
74	3,00	0,00	0,230	0,010	-0,390	-0,020	-0,040	-0,100
	-60,00	-103,00	-	-2,390	0,860	0,650	-2,890	-
81	-1,80	0,00	0,030	0,070	0,120	0,120	0,040	-0,330
	75,00	128,00	1,720	-2,660	-	-	-4,160	0,220
82	4,70	0,00	0,230	0,040	-0,290	-0,010	-0,040	-0,110
	-75,30	-108,00	-	-3,280	0,990	0,850	-3,920	-
	-3,00	2,50	0,000	0,080	0,140	0,220	-0,050	-0,410

Tab. A.4 Citirile fisurilor 1, 2, 3 și 4 pt. N1

Specimenul - N1									
Ciclu încărcare	Drift	Fis. 1		Fis. 2		Fis. 3		Fis. 4	
		α	h	α	h	α	h	α	h
[-]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]
9	4,5	0,10	30,00	0,03	18,00	-	-	-	-
10	-4,5	-	-	-	-	0,08	13,00	0,03	28,00
11	4,5	0,20	30,00	0,15	26,00	-	-	-	-
12	-4,5	-	-	-	-	0,12	13,00	0,04	28,00
13	4,5	0,20	30,00	0,15	26,00	-	-	-	-
14	-4,5	-	-	-	-	0,12	13,00	0,04	28,00
17	6	0,30	30,00	0,18	34,00	-	-	-	-
18	-6	-	-	-	-	0,18	13,00	0,1	28,00

Tab. A.4 –Continuare -

19	6	0,30	30,00	0,2	34,00	-	-	-	-
20	-6	-	-	-	-	0,18	13,00	0,1	28,00
21	6	-	-	-	-	-	-	-	-
22	-6	-	-	-	-	0,18	13,00	0,1	28,00
25	7,5	0,40	30,00	0,4	30,00	-	-	-	-
26	-7,5	-	-	-	-	0,25	15,00	0,12	28,00
27	7,5	0,40	50,00	0,5	50,00	-	-	-	-
28	-7,5	-	-	-	-	0,3	50,00	0,1	28,00
29	7,5	0,40	50,00	0,5	50,00	-	-	-	-
30	-7,5	-	-	-	-	0,3	50,00	0,1	28,00
33	10,5	0,75	50,00	0,95	50,00	-	-	-	-
34	-10,5	-	-	-	-	0,55	50,00	0,35	50,00
35	10,5	0,75	50,00	0,95	50,00	-	-	-	-
36	-10,5	-	-	-	-	0,55	50,00	0,35	50,00
37	10,5	0,75	50,00	0,95	50,00	-	-	-	-
38	-10,5	-	-	-	-	0,6	50,00	0,35	50,00
41	15	0,80	50,00	1	50,00	-	-	-	-
42	-15	-	-	-	-	1,1	50,00	0,7	50,00
43	15	1,00	50,00	1,15	50,00	-	-	0,9	50,00
44	-15	-	-	-	-	1,1	50,00	0,9	50,00
45	15	0,80	50,00	1	50,00	-	-	-	-
46	-15	-	-	-	-	1,3	50,00	1	50,00
49	22,5	1,70	50,00	1,6	50,00	-	-	-	-
50	-22,5	-	-	-	-	2,4	50,00	1,3	50,00
51	22,5	1,80	50,00	2,1	50,00	-	-	-	-
52	-22,5	-	-	-	-	2,2	50,00	1,2	50,00
	desc.	-	-	-	-	0,2	50,00	0,2	50,00
53	22,5	1,80	50,00	1,7	50,00	-	-	-	-
54	-22,5	-	-	-	-	2,1	50,00	1,3	50,00
57	30	2,50	50,00	2,9	50,00	-	-	-	-
58	-30	-	-	-	-	3	50,00	2	50,00
	desc.	-	-	-	-	0,04	50,00	0,1	50,00
59	30	2,50	50,00	3,5	50,00	-	-	-	-
	desc.	0,05	50,00	0,08	50,00	-	-	-	-
60	-30	-	-	-	-	2,5	50,00	3	50,00
61	30	2,50	50,00	3,5	50,00	-	-	-	-
	desc.	0,06	50,00	0,08	50,00	-	-	-	-
62	-30	-	-	-	-	2,5	50,00	2,2	50,00
65	45	4,50	50,00	6	50,00	-	-	-	-
	desc.	0,25	50,00	0,25	50,00	-	-	-	-
66	-45	-	-	-	-	4,5	50,00	4	50,00
67	45	5,00	50,00	5	50,00	-	-	-	-
	desc.	0,20	50,00	0,2	50,00	-	-	-	-
68	-45	-	-	-	-	5	50,00	4,15	50,00
	desc.	-	-	-	-	0,25	50,00	0,25	50,00
69	45	5,14	50,00	5,54	50,00	-	-	-	-
	desc.	0,25	50,00	0,25	50,00	-	-	-	-
70	-45	-	-	-	-	4,77	50,00	4,25	50,00
	desc.	-	-	-	-	0,3	50,00	0,3	50,00
73	60	6,80	50,00	6,7	50,00	-	-	-	-
	desc.	0,29	50,00	0,25	50,00	-	-	-	-
74	-60	-	-	-	-	6,6	50,00	6,25	50,00
	desc.	-	-	-	-	0,3	50,00	0,25	50,00
81	75	9,30	50,00	9,4	50,00	-	-	-	-
	desc.	0,30	50,00	0,2	50,00	-	-	-	-
82	-75	-	-	-	-	8	50,00	9,5	50,00
	desc.	-	-	-	-	0,3	50,00	0,3	50,00

Tab. A.5 Citirile fisurilor 5, 6, 7 și 8 pt. N1

Specimenul - N1									
Ciclu încărcare	Drift	Fis. 5		Fis. 6		Fis. 7		Fis. 8	
		α	h	α	h	α	h	α	h
[-]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]
21	6	0,04	25,00	-	-	-	-	-	-
25	7,5	0,15	37,00	-	-	-	-	-	-
27	7,5	0,20	39,00	-	-	-	-	-	-
29	7,5	0,20	39,00	-	-	-	-	-	-
33	10,5	0,20	39,00	0,02	6,00	0,02	5,00	-	-
35	10,5	0,20	39,00	0,02	6,00	0,02	5,00	-	-
37	10,5	0,20	39,00	0,02	6,00	0,02	5,00	-	-
42	-15	-	-	-	-	-	-	0,02	7,00
45	15	0,30	40,00	-	-	-	-	-	-
51	22,5	0,30	40,00	-	-	-	-	-	-
53	22,5	0,30	40,00	-	-	-	-	-	-

Tab. A.6 Citirile fisurilor 9, 10, 11 și 12 pt. N1

Specimenul - N1									
Ciclu încărcare	Drift	Fis. 9		Fis. 10		Fis. 11		Fis. 12	
		α	h	α	h	α	h	α	h
[-]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]
42	-15	0,05	13,00	-	-	-	-	-	-
43	15	-	-	-	-	-	-	-	-
44	-15	-	-	0,03	33,00	-	-	-	-
45	15	-	-	-	-	0,03	30,00	-	-
46	-15	-	-	-	-	-	-	0,02	10,00
50	-22,5	0,35	35,00	-	-	-	-	-	-
58	-30	-	-	0,2	44,00	-	-	-	-

Tab. A.7 Citirile fisurilor 13, 14, 15 și 16 pt. N1

Specimenul - N1									
Ciclu încărcare	Drift	Fis. 13		Fis. 14		Fis. 15		Fis. 16	
		α	h	α	h	α	h	α	h
[-]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]
50	-22,5	0,02	14,00	-	-	-	-	-	-
57	30	-	-	0,02	22,00	-	-	-	-
58	-30	0,03	25,00	-	-	0,02	13,00	-	-
61	30	-	-	-	-	-	-	0,04	21,00

ANEXA B - Tabele cu rezultatele încercării probei N2

NOTĂ: - codul culorilor folosite în tabelele din prezenta anexă:

- 123 - ciclu de încărcare pozitiv;
- 123 - ciclu de încărcare negativ;
- 123 - maximul ciclului de încărcare pozitiv;
- 123 - minimul ciclului de încărcare negativ;
- 123 - valorile extreme obținute într-o etapă de încărcare.

Tab. B.1 Rezultatele histerezis forță-deplasare pt. N2

Specimenul - N2								
Ciclu înc.	Deplasare absolută la vârf	Forța aplicată la vârf						
[-]	[mm]	[kN]						
1	0,00	0,00	9	0,00	0,00	16	-1,50	-7,30
	-1,00	-10,10		-1,40	-10,00		-0,40	0,00
	-2,10	-20,70		-2,90	-20,00		0,60	15,00
	-3,10	-25,00		-4,50	-28,20		0,00	0,00
	-3,10	-20,00		-4,50	-17,80		-1,70	-10,00
	-2,30	-10,00		-3,00	-10,30		-3,70	-20,00
2	-0,30	0,00	10	-2,20	-5,30	17	-5,80	-30,00
	0,90	13,00		-0,50	0,00		-6,00	-32,00
	1,90	18,60		0,40	10,00		-5,50	-20,00
	3,10	24,00		2,30	21,00		-4,00	-10,00
	1,90	10,00		3,20	27,50		-3,10	-5,00
3	0,90	0,00	11	4,70	25,00	18	-1,20	0,00
	-0,80	-10,00		3,70	20,00		0,80	10,00
	-2,50	-20,00		2,10	10,00		2,70	20,00
	-3,00	-22,70		1,10	4,00		4,70	34,00
	-2,20	-10,00		0,30	0,00		6,70	42,00
4	-0,10	0,00	12	-1,50	-10,00	19	6,70	30,00
	0,50	10,00		-3,20	-20,00		4,60	20,00
	2,30	20,00		-4,50	-29,00		2,20	10,00
	3,00	18,80		-4,40	-16,00		1,40	5,00
	3,00	18,80		-3,20	-10,00		0,20	0,00
	1,70	10,00		-2,50	-5,00		-1,20	-10,00
5	0,30	0,00	13	-0,50	0,00	20	-3,30	-20,00
	-1,20	-10,00		0,80	10,00		-5,90	-38,00
	-2,80	-20,00		0,80	10,00		-5,70	-20,00
	-3,20	-22,00		2,80	20,00		-3,70	-10,00
	-3,20	-13,60		3,20	23,60		-1,70	4,50
	-2,50	-10,00		4,60	33,00		-1,20	0,00
6	-0,20	0,00	14	3,70	19,50	21	0,40	10,00
	0,60	10,00		1,90	10,00		2,10	20,00
	2,20	20,00		1,30	5,00		4,00	30,00
	2,90	24,80		0,00	0,00		6,00	40,00
	2,90	18,90		-1,70	-10,00		4,10	20,00
	1,40	10,50		-3,50	-20,00		1,60	10,00
7	0,30	0,00	15	-4,50	-25,30	22	0,00	0,00
	0,10	0,00		-4,40	-15,00		-1,50	-10,00
	-0,90	-9,20		-3,50	-10,00		-3,60	-20,00
	-0,20	0,00		-0,80	0,00		-5,90	-32,80
8	1,00	14,00		1,00	10,00		-3,70	-10,00
				2,70	20,00		-3,00	-5,00
				3,20	24,00		-1,30	0,00
				4,50	31,20		0,30	11,00
		3,50	20,00	2,10	20,00			
		1,90	10,00	4,20	30,00			
		1,20	5,00	6,00	42,00			
		0,00	0,00	3,90	20,00			

Tab. B.1 - Continuare -

23	1,30	10,00
	0,50	4,00
	0,00	0,00
	-1,70	-10,20
24	-0,40	0,00
	1,80	17,50
25	-0,20	0,00
	-2,20	-13,20
	-3,50	-20,00
	-5,50	-30,00
	-7,60	-43,00
	-6,70	-20,00
	-4,40	-10,00
	-3,40	-5,00
26	-1,50	0,00
	-0,10	10,00
	2,00	20,00
	5,20	35,00
	5,90	40,00
	7,50	49,00
	6,70	30,00
	4,30	20,00
	1,60	9,00
	0,80	5,00
27	-0,20	0,00
	-1,90	-10,00
	-4,00	-20,00
	-6,20	-30,00
	-7,50	-38,00
	-6,50	-20,00
	-4,40	-10,00
	-3,50	-5,00
28	-1,70	0,00
	0,10	10,00
	1,90	20,00
	4,20	30,00
	6,50	40,00
	7,60	47,50
	6,40	30,00
	4,40	20,00
	1,70	10,00
	1,00	5,00
29	-0,40	0,00
	-2,00	-10,00
	-4,20	-20,00
	-6,20	-30,00
	-7,60	-38,00
	-6,60	-20,00
	-4,70	-10,00
	-3,50	-5,00
30	-1,80	0,00
	0,10	10,00
	1,90	20,00
	4,30	30,00
	6,30	40,00
	7,70	46,50
	6,90	30,00
	4,40	20,00
1,40	10,00	
0,90	5,00	

31	-0,70	0,00
	-2,30	-12,70
32	-1,20	0,00
	2,40	21,50
33	-0,60	0,00
	-2,20	-10,00
	-4,40	-20,00
	-6,40	-30,00
	-8,20	-40,00
	-10,40	-48,50
	-9,70	-30,00
	-7,50	-20,00
	-4,80	-10,00
	-4,00	-5,00
34	-2,10	0,00
	-0,20	10,00
	2,70	20,00
	4,30	30,00
	6,50	40,00
	8,70	50,00
	10,40	60,80
	8,10	30,00
	4,90	20,00
	1,90	10,00
35	1,00	4,50
	-0,40	0,00
	-2,50	-10,00
	-4,90	-20,00
	-7,20	-30,00
	-9,20	-40,00
	-10,50	-46,50
	-9,70	-30,00
	-7,50	-20,00
	-5,10	-10,00
36	-4,00	-5,00
	-2,20	0,00
	-0,20	10,00
	2,10	20,00
	4,50	30,00
	7,10	40,00
	9,40	50,00
	10,50	56,00
	8,20	30,00
	5,10	20,00
37	2,00	10,00
	0,80	4,50
	-0,50	0,00
	-2,80	-10,00
	-5,00	-20,00
	-7,30	-30,00
	-9,20	-40,00
	-10,60	-47,50
	-9,10	-27,00
	-7,70	-20,00
38	-5,40	-10,00
	-4,30	-5,00
	-2,20	0,00
	-0,20	10,00
	2,20	20,00
	4,70	30,00

39	7,20	40,00
	9,70	50,00
	10,50	55,50
	8,20	30,00
	5,30	20,00
	2,00	10,00
	0,70	5,00
40	-0,50	0,00
	-0,80	0,00
	-1,50	-5,60
	-3,50	-19,70
41	-0,70	0,00
	1,50	15,20
	3,50	23,50
	-0,10	0,00
42	-2,90	-15,20
	-6,00	-30,00
	-9,60	-45,00
	-12,10	-55,00
	-15,20	-62,00
	-14,00	-40,00
	-8,30	-20,00
	-5,20	-10,00
	-4,00	-5,00
	-1,70	0,00
43	1,30	15,00
	5,10	30,00
	9,50	45,00
	11,80	55,00
	15,00	65,00
	14,60	40,00
	7,80	20,00
	3,70	10,00
	2,40	5,00
	0,30	0,00
44	-3,50	-15,00
	-7,20	-30,00
	-11,50	-45,00
	-14,70	-55,00
	-14,50	-40,00
	-8,70	-20,00
	-5,40	-10,00
	-1,80	0,00
	2,20	15,00
	6,80	30,00
45	11,20	45,00
	15,10	61,00
	14,90	40,00
	8,30	20,00
	3,90	10,00
	2,50	5,00
	0,50	0,00
	-4,10	-15,00
	-8,10	-30,00
	-12,60	-45,00
46	-15,00	-54,30
	-14,50	-40,00
	-8,70	-20,00
	-5,40	-10,00
	-3,80	-5,00

Tab. B.1 - Continuare -

46	-1,50	0,00		-15,10	-45,00	61	6,30	10,00
	2,70	15,00		-20,90	-60,00		0,70	0,00
	7,30	30,00		-22,70	-66,00		-6,90	-20,00
	11,80	45,00		-17,80	-40,00		-15,50	-40,00
	15,30	58,50		-9,60	-20,00		-24,90	-60,00
	15,20	40,00		-5,70	-10,00		-30,00	-72,00
	8,50	20,00		-4,00	-5,00		-26,50	-50,00
	4,10	10,00		-1,60	0,00		-17,00	-30,00
	2,60	5,00		3,00	15,00		-6,80	-9,20
47	0,50	0,00	54	8,90	30,00	62	-2,40	0,00
	-1,80	-8,40		14,00	45,00		7,00	20,20
	-4,80	-19,50		19,00	60,00		15,50	40,00
48	-0,80	0,00		22,80	70,00		24,20	60,00
	2,10	14,00		18,80	40,00		28,20	70,00
	4,60	22,40		10,40	20,00		30,40	80,50
49	0,30	0,00		3,10	7,50		29,40	50,00
	-3,00	-15,00		2,60	5,00		18,00	30,00
	-7,50	-32,60		0,70	0,00		6,60	10,00
	-11,70	-45,40	55	-2,50	-12,00	63	0,90	0,00
	-16,00	-60,30	-6,90	-22,00	-9,10	-32,00		
	-22,70	-69,30	-1,00	0,00	64	-1,20	0,00	
	-17,30	-40,20	56	3,80		16,30	7,50	20,00
	-9,00	-19,90	7,00	23,00		9,10	23,10	
	-4,30	-9,70	57	0,50	0,00	0,70	0,00	
-4,00	-5,40	-6,20		-20,00	65	1,20	0,00	
-2,00	0,00	-13,60		-40,00		-4,50	-20,00	
1,70	14,40	-16,10		-60,00		-13,70	-40,00	
6,70	30,40	-25,50		-70,00		-23,00	-60,00	
11,40	45,50	-30,10		-75,50		-27,40	-70,00	
15,10	60,20	-25,70		-50,00		-36,50	-84,00	
20,50	70,30	-16,40		-30,00		-42,70	-90,00	
22,70	72,30	-6,70		-10,00		-45,20	-92,00	
18,00	40,20	-5,00	-5,00	-35,70		-50,00		
9,60	20,30	-2,70	0,00	-23,70	-30,00			
4,10	10,60	5,60	20,00	-8,30	-10,00			
2,40	4,80	12,90	40,00	-3,30	0,00			
50	0,80	0,00	58	19,80	60,00	66	7,20	20,00
	-3,20	-15,20		28,80	70,00		15,20	40,00
	-8,30	-30,80		30,10	83,70		23,80	60,00
	-12,40	-45,50		29,50	50,00		34,50	80,00
	-17,40	-60,50		16,60	30,00		38,00	89,00
	-22,80	-75,20		5,80	10,00		42,50	96,20
	-17,80	-40,00		3,20	5,00		45,20	99,70
	-9,20	-20,00		0,70	0,00		45,20	70,00
	-5,40	-10,00		-6,50	-20,00		39,70	50,00
-4,00	-5,00	-15,20	-40,00	26,60	30,00			
51	-1,90	0,00	59	-24,60	-60,00	67	12,40	10,00
	2,60	15,00		-30,20	-72,50		2,80	0,00
	8,10	30,00		-27,50	-50,00		-6,40	-20,00
	13,00	45,00		-17,60	-30,00		-19,50	-40,00
	17,60	60,00		-6,40	-10,00		-30,40	-60,00
	22,60	76,50		-5,20	-5,00		-39,80	-80,00
	22,70	50,00		-1,70	0,00		-45,20	-90,00
	18,20	40,00		6,00	20,00		-45,20	-70,00
	13,20	20,00		14,50	40,40		-37,50	-50,00
4,30	10,00	21,40	60,00	-26,30	-30,00			
2,80	5,00	24,00	70,00	-9,30	-10,00			
52	0,70	0,00	60	30,20	86,00	68	-2,30	0,00
	-4,00	-15,00		28,70	50,00		9,00	20,00
	-9,20	-30,00		17,80	30,00			

Tab. B.1 - Continuare -

	17,80	40,00		-47,80	-80,00		57,70	90,00		
	27,20	60,00		-53,20	-90,00		64,00	100,00		
	37,90	80,00		-59,80	-95,50		70,00	116,00		
	45,00	99,50		-57,10	-70,00		65,20	70,60		
	45,00	70,00		-45,70	-49,00		55,80	50,80		
	38,20	50,00		-30,20	-30,00		41,00	31,00		
	16,40	30,00		-6,50	-10,00		41,00	31,00		
	12,10	10,00		0,90	0,00		13,70	10,60		
	2,50	0,00		19,00	20,00		-0,40	0,00		
69	-7,60	-20,00	76	28,70	40,00	83	-11,40	-20,00		
	-20,20	-40,00		45,00	60,00		-33,60	-50,00		
	-31,50	-60,00		55,30	80,00		-52,00	-80,00		
	-39,70	-80,00		59,40	91,20		-57,10	-90,00		
	-45,00	-92,00		58,30	70,00		-75,00	-97,00		
	-45,00	-70,00		50,60	50,00		-55,00	-50,00		
	-37,10	-50,00		34,50	30,00		-42,00	-30,00		
	-26,50	-30,00		11,80	8,50		-21,50	-10,00		
	-10,00	-10,00		4,10	0,00		-5,20	0,00		
70	-2,80	0,00	77	-8,20	-20,90	84	2,80	10,00		
	10,20	20,00		-25,70	-40,00		16,20	40,00		
	20,00	40,00		-39,10	-60,00		32,50	60,00		
	28,30	60,00		-50,70	-80,00		34,50	63,00		
	37,50	80,00		-59,40	-90,00		47,00	80,00		
	41,20	90,00		-58,30	-70,00		52,10	90,00		
	45,00	98,50		-43,80	-50,00		56,80	100,00		
	45,00	70,00		-29,60	-30,00		64,50	113,00		
	39,00	50,00		-8,10	-10,00		69,40	117,00		
	27,20	30,00		0,00	0,00		72,50	119,00		
	12,30	10,00		12,90	20,00		63,00	70,00		
	2,20	0,00		25,70	40,00		50,50	50,00		
	71	3,30		0,00	78		40,50	60,00	25,40	30,00
-6,20		-23,00	51,90	81,00		12,40	19,00			
-14,50		-34,30	58,20	103,00		3,00	10,00			
72	1,70	0,00	58,20	70,00		-9,30	0,00			
	12,20	17,50	50,50	50,00		80				
	13,40	20,50	24,90	23,00						
73	4,20	0,00	13,00	10,00				2,80	0,00	
	-5,10	-20,40	79	2,80				0,00	-9,00	-20,00
	-18,40	-40,20		-9,00				-20,00	-18,30	-32,00
	-30,00	-60,30		-0,10	0,00					
	-39,10	-80,70	80	13,90	20,00			18,20	26,50	
	-58,70	-90,10		2,60	0,00					
	-60,20	-95,00		2,20	0,00					
	-55,30	-90,30	81	-5,30	-20,00					
	-37,70	-70,50		-18,70	-40,00					
-17,00	-35,00	-33,80		-60,00						
74	-0,50	0,00		-46,40	-80,00					
	12,00	20,90		-60,00	-87,00					
	22,40	40,50		-37,30	-37,00					
	34,10	60,50		-25,60	-20,00					
	45,20	80,20		-12,40	-10,00					
	57,00	100,20		-3,40	0,00					
	59,00	106,00	82	-4,10	0,00					
	49,00	50,00		9,40	20,00					
	32,50	30,00		21,50	40,00					
13,70	10,00	38,10		60,00						
75	4,20	0,00		50,60	80,00					
	-6,40	-20,00		53,50	80,00					
	-23,60	-40,00								
	-36,60	-60,00								

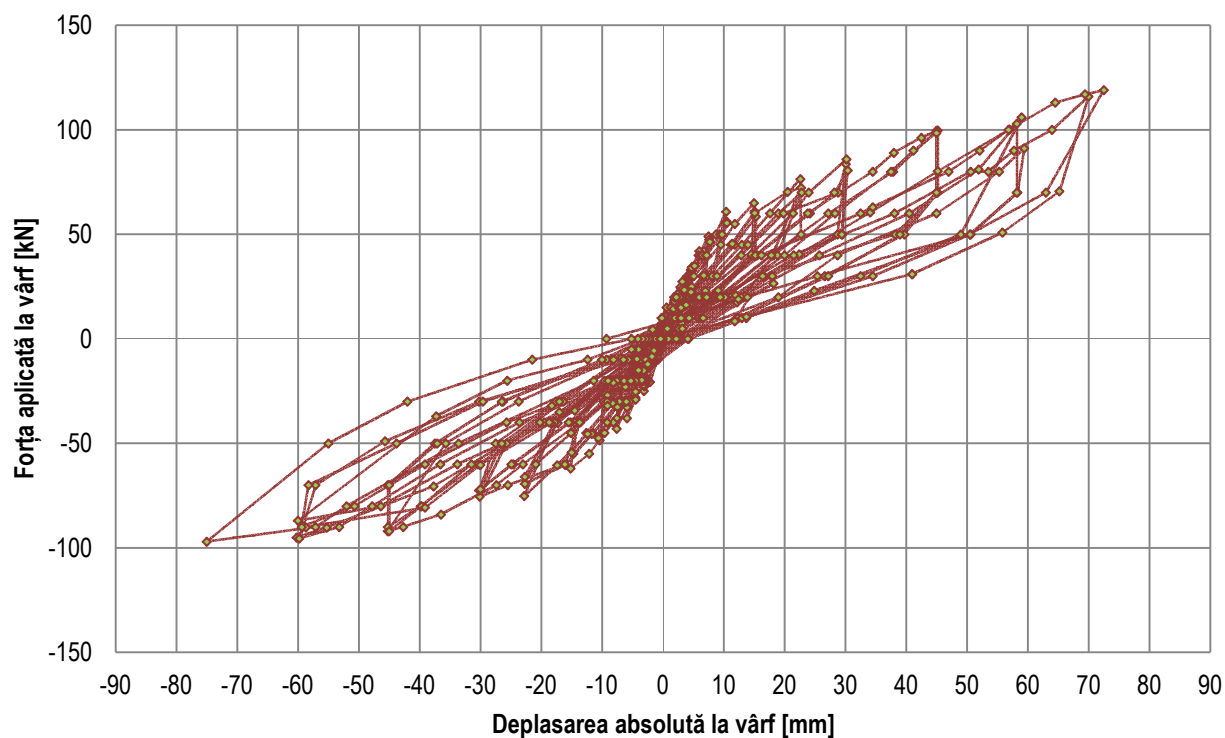


Fig. B.1 Curbele histerezis forță-deplasare pt. N2

Tab. B.2 Rezultatele fleximetrelor pt. N2

Specimenul - N2							
Ciclu înc.	Deplasare absolută la vârf (F1-F2)	Deplasare măsurată de F1	Deplasare măsurată de F2	Deplasare măsurată de F3	Deplasare măsurată de F4	Deplasare măsurată de F5	Deplasare măsurată de F6
[-]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]
1	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00
	-1,00	-2,00	-1,00	1,80	-1,60	0,00	-0,40
	-2,10	-4,50	-2,40	3,80	-3,40	0,10	-0,60
	-3,10	-6,00	-2,90	4,70	-4,30	0,20	-0,70
	-3,10	-6,00	-2,90	4,70	-4,30	0,20	-0,70
	-2,30	-5,00	-2,70	3,60	-3,50	0,10	-0,50
2	-0,30	-1,80	-1,50	1,20	-1,30	0,00	0,20
	0,90	2,00	1,10	-1,90	1,60	-0,30	0,40
	1,90	3,70	1,80	-3,00	2,80	-0,60	0,60
	3,10	5,50	2,40	-4,20	4,00	-1,10	0,70
	1,90	3,90	2,00	-2,70	2,60	-0,40	0,60
3	0,90	1,90	1,00	-1,30	1,20	-0,10	0,40
	-0,80	-2,00	-1,20	1,70	-1,70	0,00	-0,20
	-2,50	-5,20	-2,70	4,10	-3,90	0,10	-0,50
	-3,00	-6,00	-3,00	4,50	-4,30	0,20	0,60
	-2,20	-5,00	-2,80	3,40	-3,50	0,00	-0,30
4	-0,10	-1,80	-1,70	1,10	-1,20	0,00	0,30
	0,50	1,40	0,90	-1,80	1,40	-0,20	0,50
	2,30	4,50	2,20	-3,90	3,50	-0,80	0,70
	3,00	5,50	2,50	-4,50	4,20	-1,10	0,70
	3,00	5,50	2,50	-4,50	4,20	-1,10	0,70
	1,70	3,90	2,20	-3,00	2,90	-0,40	0,60
5	0,30	1,30	1,00	-1,00	1,00	0,00	0,40
	-1,20	-2,60	-1,40	2,00	-2,00	0,00	-0,10
	-2,80	-5,80	-3,00	4,60	-4,40	0,10	-0,50
	-3,20	-6,20	-3,00	4,60	-4,40	0,10	-0,50

Tab. B.2 - Continuare -

	-3,20	-6,20	-3,00	4,60	-4,40	0,10	-0,50
	-2,50	-5,40	-2,90	3,70	-3,70	0,00	-0,30
6	-0,20	-2,00	-1,80	1,30	-1,50	0,00	0,30
	0,60	1,80	1,20	-2,20	1,85	-0,30	0,60
	2,20	4,40	2,20	-3,90	3,50	-0,70	0,70
	2,90	5,50	2,60	-4,60	4,30	-1,10	0,70
	2,90	5,50	2,60	-4,60	4,30	-1,10	0,70
	1,40	3,60	2,20	-3,00	2,90	-0,30	0,60
	0,30	1,20	0,90	-1,00	1,00	0,00	0,50
		0,10	1,00	0,90	-1,00	0,80	0,00
7	-0,90	-2,00	-1,10	1,60	-0,80	0,00	0,60
8	-0,20	-1,00	-0,80	0,30	-0,60	0,00	0,40
	1,00	2,80	1,80	-3,00	2,50	-0,30	0,60
9	0,00	0,80	0,80	0,80	-0,90	0,00	0,40
	-1,40	-3,00	-1,60	2,20	-2,30	0,50	-0,10
	-2,90	-6,00	-3,10	4,50	-4,50	0,10	-0,50
	-4,50	-8,50	-4,00	6,10	-6,10	0,20	-0,70
	-4,50	-8,40	-3,90	5,50	-5,80	0,20	-0,60
	-3,00	-6,60	-3,60	4,40	-4,70	0,10	-0,30
	-2,20	-5,50	-3,30	3,80	-4,00	0,00	-0,10
10	-0,50	-1,70	-1,20	0,70	-1,10	0,10	0,40
	0,40	1,50	1,10	-2,00	1,60	-0,20	0,50
	2,30	4,70	2,40	-4,00	3,70	-1,00	0,70
	3,20	6,00	2,80	-4,90	4,70	-1,20	0,70
	4,80	8,00	3,20	-6,00	5,90	-1,50	0,80
	4,70	7,90	3,20	-6,00	5,90	-1,50	0,80
	3,70	6,80	3,10	-4,80	4,90	-1,00	0,70
	2,10	4,80	2,70	-3,60	3,50	-0,40	0,60
	1,10	3,30	2,20	-2,60	2,50	-0,20	0,50
11	0,30	1,60	1,30	-1,50	2,30	0,00	0,50
	-1,50	-3,30	-1,80	2,40	-2,50	0,00	-0,10
	-3,20	-6,50	-3,30	4,80	-4,90	0,10	-0,50
	-4,50	-8,50	-4,00	6,20	-6,30	0,20	-0,70
	-4,40	-8,40	-4,00	6,20	-6,30	0,20	-0,70
	-3,20	-6,90	-3,70	4,50	-4,90	0,10	-0,30
	-2,50	-6,00	-3,50	3,90	-4,30	0,10	-0,10
12	-0,50	-3,00	-2,50	2,00	-2,50	0,00	0,30
	0,80	2,20	1,40	-2,50	2,00	-0,30	0,60
	2,80	5,40	2,60	-4,50	4,20	-1,00	0,70
	3,20	6,00	2,80	-5,00	4,70	-1,10	0,70
	4,60	7,90	3,30	-6,00	5,90	-1,40	0,90
	3,70	6,90	3,20	-5,00	5,00	-1,10	0,80
	1,90	4,70	2,80	-3,80	3,60	-0,40	0,50
	1,30	3,70	2,40	-3,00	2,90	-0,20	0,50
13	0,00	1,10	1,10	-1,30	1,10	0,00	0,40
	-1,70	-3,70	-2,00	2,60	-2,80	0,10	-0,20
	-3,50	-7,00	-3,50	5,00	-5,20	0,10	-0,50
	-4,50	-8,50	-4,00	6,00	-6,20	0,20	0,70
	-4,40	-8,40	-4,00	6,00	-6,20	0,20	0,70
	-3,50	-7,30	-3,80	4,70	-5,20	0,10	-0,40
14	-0,80	-3,30	-2,50	2,10	-2,60	0,00	0,40
	1,00	2,50	1,50	-2,80	2,30	-0,30	0,60
	2,70	5,30	2,60	-4,60	4,20	-1,00	0,70
	3,20	6,00	2,80	-5,10	4,80	-1,10	0,70
	4,50	7,80	3,30	-5,90	5,80	-1,30	0,80
	3,50	6,80	3,30	-5,10	5,00	-1,10	0,70
	1,90	4,70	2,80	-3,80	3,50	-0,40	0,50
	1,20	3,60	2,40	-3,00	2,80	-0,30	0,50
15	0,00	1,00	1,00	-1,10	0,90	0,10	0,40
	-1,50	-3,00	-1,50	2,00	-2,40	0,10	0,00

Tab. B.2 - Continuare -

16	-0,40	-1,60	-1,20	0,60	-1,00	0,10	0,40
	0,60	3,90	3,30	-3,70	3,20	-0,40	0,60
17	0,00	0,80	0,80	-1,00	0,70	0,10	0,40
	-1,70	-3,70	-2,00	2,80	-3,00	0,10	-0,20
	-3,70	-7,50	-3,80	5,40	-5,60	0,10	-0,60
	-5,80	-10,50	-4,70	7,30	-7,50	0,20	-0,90
	-6,00	-10,80	-4,80	7,50	-7,70	0,30	-0,90
	-5,50	-10,30	-4,80	6,70	-7,20	0,20	-0,80
	-4,00	-8,50	-4,50	5,50	-6,10	0,10	-0,50
18	-3,10	-7,30	-4,20	4,70	-5,30	0,10	-0,30
	-1,20	-4,20	-3,00	2,80	-3,30	0,10	0,30
	0,80	2,20	1,40	-2,60	2,10	-0,30	0,50
	2,70	5,20	2,50	-4,50	4,00	-1,00	0,60
	4,70	8,00	3,30	-6,10	5,90	-1,30	0,80
	6,70	10,50	3,80	-7,80	7,70	-1,70	1,00
	6,70	10,50	3,80	-7,80	7,70	-1,70	1,00
	4,60	8,30	3,70	-5,90	5,80	-1,10	0,70
19	2,20	5,40	3,20	-4,30	4,10	-0,40	0,50
	1,40	4,20	2,80	-3,60	3,30	-0,20	0,50
	0,20	1,80	1,60	-1,90	0,50	0,10	0,50
	-1,20	-2,50	-1,30	1,70	-2,20	0,10	0,00
	-3,30	-6,80	-3,50	0,40	-4,80	0,10	-0,50
	-5,90	-10,50	-4,60	7,30	-7,60	0,30	-0,90
	-5,70	-10,30	-4,60	6,50	-7,20	0,30	-0,70
20	-3,70	-8,00	-4,30	5,20	-5,80	0,10	-0,40
	-1,70	-5,70	-4,00	4,30	-5,00	0,10	-0,10
	-1,20	-4,10	-2,90	2,70	-3,20	0,10	0,30
	0,40	1,30	0,90	-2,10	1,40	-0,10	0,50
	2,10	4,20	2,10	-4,00	3,30	-0,70	0,60
	4,00	7,00	3,00	-5,60	5,20	-1,20	0,70
	6,00	9,50	3,50	-7,10	6,90	-1,50	0,90
21	4,10	7,50	3,40	-5,50	5,30	-1,00	0,60
	1,60	4,50	2,90	-3,80	3,50	-0,30	0,50
	0,00	1,20	1,20	-1,40	1,00	0,10	0,40
	-1,50	-3,50	-2,00	-2,40	-2,90	0,10	-0,10
	-3,60	-7,30	-3,70	4,90	-5,60	0,20	0,50
	-5,90	-10,50	-4,60	7,20	-7,60	0,30	-0,90
22	-3,70	-8,00	-4,30	5,10	-5,90	0,10	-0,40
	-3,00	-7,00	-4,00	4,50	-5,20	0,10	-0,20
	-1,30	-4,30	-3,00	2,70	-3,40	0,10	0,20
	0,30	1,00	0,70	-1,80	1,10	-0,10	0,50
	2,10	4,20	2,10	-4,10	3,30	-0,70	0,50
	4,20	7,20	3,00	-5,70	5,30	-1,20	0,70
	6,00	9,50	3,50	-7,10	6,80	-1,50	0,80
	3,90	7,30	3,40	-5,40	5,20	-1,10	0,60
23	1,30	4,00	2,70	-3,60	3,10	-0,20	0,40
	0,50	2,50	2,00	-2,40	2,00	0,00	0,40
24	0,00	1,00	1,00	-1,30	0,80	0,10	0,30
	-1,70	-3,50	-1,80	2,30	2,90	0,10	-0,10
25	-0,40	-1,60	-1,20	1,20	N/A	0,10	N/A
	1,80	4,00	2,20	-4,00	3,20	-0,50	0,60
26	-0,20	0,50	0,70	-1,00	0,40	0,10	0,40
	-2,20	-5,50	-3,30	3,90	-4,40	0,20	-0,40
	-3,50	-7,30	-3,80	5,10	-5,70	0,20	-0,50
	-5,50	-10,00	-4,50	6,80	-7,30	0,20	-0,90
	-7,60	-13,00	-5,40	8,70	-9,20	0,40	-1,30
	-6,70	-12,00	-5,30	7,50	-8,40	0,30	-1,00
	-4,40	-9,40	-5,00	5,90	-7,00	0,20	-0,50
-3,40	-8,00	-4,60	5,10	-6,10	0,10	-0,30	
26	-1,50	-5,00	-3,50	3,10	-4,10	0,10	0,10

Tab. B.2 - Continuare -

	-0,10	0,30	0,40	-1,50	0,60	-0,10	0,40
	2,00	4,00	2,00	-3,90	3,00	-0,70	0,50
	5,20	8,40	3,20	-6,40	6,00	-1,50	0,70
	5,90	9,30	3,40	-7,10	7,00	-1,70	0,70
	7,50	11,50	4,00	-8,50	8,00	-1,80	0,90
	6,70	10,70	4,00	-7,60	7,30	-1,50	0,80
	4,30	8,00	3,70	-6,10	5,60	-1,10	0,50
	1,60	4,50	2,90	-4,00	3,40	-0,30	0,40
27	0,80	3,30	2,50	-3,20	2,50	0,00	0,40
	-0,20	1,30	1,50	-1,90	1,00	0,10	0,30
	-1,90	-4,30	-2,40	2,90	-3,60	0,20	-0,10
	-4,00	-8,00	-4,00	5,30	-3,80	0,20	-0,60
	-6,20	-11,20	-5,00	7,40	-8,20	0,20	-1,00
	-7,50	-13,00	-5,50	8,70	-9,40	0,40	-1,20
	-6,50	-12,00	-5,50	7,50	-8,60	0,30	-1,00
	-4,40	-9,40	-5,00	5,80	-7,00	0,20	-0,50
28	-3,50	-8,20	-4,70	5,10	-6,30	0,10	-0,30
	-1,70	-5,20	-3,50	3,10	-4,20	0,10	0,10
	0,10	0,70	0,60	-1,90	0,80	-0,10	0,40
	1,90	3,80	1,90	-3,90	3,00	-0,70	0,40
	4,20	7,20	3,00	-5,80	5,10	-1,20	0,50
	6,50	10,00	3,50	-7,50	7,00	-1,50	0,70
	7,60	11,50	3,90	-8,50	7,90	-1,80	0,80
	6,40	10,30	3,90	-7,40	7,00	-1,50	0,70
29	4,40	8,00	3,60	-6,00	5,50	-1,10	0,50
	1,70	4,70	3,00	-4,20	3,50	-0,30	0,40
	1,00	3,50	2,50	-3,30	3,60	-0,10	0,30
	-0,40	1,10	1,50	-1,90	0,90	0,10	0,20
	-2,00	-4,50	-2,50	3,10	-3,90	0,20	-0,10
	-4,20	-8,40	-4,20	5,60	-6,60	0,20	-0,60
	-6,20	-11,20	-5,00	7,40	-8,30	0,40	-1,00
	-7,60	-13,00	-5,40	8,60	-9,40	0,40	-1,10
30	-6,60	-12,00	-5,40	7,30	-8,50	0,20	-1,00
	-4,70	-9,70	-5,00	5,90	-7,30	0,20	-0,50
	-3,50	-8,20	-4,70	5,10	-6,30	0,10	-0,30
	-1,80	-5,40	-3,60	3,10	-4,30	0,10	0,00
	0,10	0,30	0,20	-1,50	0,30	0,00	0,20
	1,90	3,80	1,90	-3,90	2,80	-0,70	0,50
	4,30	7,30	3,00	-5,90	5,10	-1,20	0,50
	6,30	9,70	3,40	-7,40	6,70	-1,50	0,70
31	7,70	11,50	3,80	-8,70	7,80	-1,70	0,80
	6,90	10,90	4,00	-7,90	7,20	-1,50	0,70
	4,40	8,00	3,60	-6,10	5,40	-1,10	0,50
	1,40	4,30	2,90	-4,00	3,10	-0,20	0,20
	0,90	3,30	2,40	-3,20	2,40	-0,10	0,20
	-0,70	0,80	1,50	1,90	0,70	0,10	0,00
	-2,30	5,00	2,70	3,20	-4,50	0,20	-0,20
	32	-1,20	-3,40	-2,20	1,50	-2,80	0,10
2,40		4,50	2,10	-4,40	3,30	-0,80	0,30
33	-0,60	-0,30	0,30	-0,80	-0,30	0,10	0,10
	-2,20	-5,00	-2,80	3,10	-4,20	0,10	-0,20
	-4,40	-8,80	-4,40	5,20	-7,00	0,20	-0,60
	-6,40	-11,40	-5,00	7,40	-8,50	0,30	-1,00
	-8,20	-13,80	-5,60	9,00	-9,90	0,40	-1,20
	-10,40	-16,80	-6,40	10,70	-11,50	0,50	-1,70
	-9,70	-16,00	-6,30	9,80	-11,00	0,50	-1,50
	-7,50	-13,50	-6,00	8,10	-9,60	0,30	-1,20
34	-4,80	-10,50	-5,70	6,50	-8,00	0,20	-0,70
	-4,00	-9,40	-5,40	5,70	-7,30	0,20	-0,50
	-2,10	-6,20	-4,10	3,70	-5,00	0,20	-0,10

Tab. B.2 - Continuare -

	-0,20	-0,50	-0,30	-1,00	-0,40	0,00	0,20
	2,70	4,80	2,10	-4,50	3,40	-1,00	0,30
	4,30	7,00	2,70	-5,80	4,80	-1,20	0,50
	6,50	9,70	3,20	-7,50	6,50	-1,60	0,60
	8,70	12,50	3,80	-9,30	8,30	-1,90	0,80
	10,40	14,50	4,10	-10,50	9,50	-2,10	0,80
	8,10	12,20	4,10	-8,70	7,80	-1,60	0,60
	4,90	8,70	3,80	-6,60	5,30	-1,10	0,50
	1,90	5,00	3,10	-4,50	3,50	-0,30	0,20
1,00	3,50	2,50	-3,50	2,40	0,00	0,10	
35	-0,40	1,10	1,50	-1,90	0,70	0,10	0,00
	-2,50	-5,50	-3,00	3,60	-4,90	0,20	-0,40
	-4,90	-9,40	-4,50	6,00	-7,40	0,30	-0,70
	-7,20	-12,50	-5,30	7,90	-9,30	0,40	-1,10
	-9,20	-15,20	-6,00	9,60	-1,80	0,50	-1,50
	-10,50	-16,90	-6,40	10,70	-11,70	0,50	-1,70
	-9,70	-16,00	-6,30	9,80	-11,10	0,50	-1,50
	-7,50	-13,50	-6,00	8,20	-9,80	0,40	-1,10
	-5,10	-10,80	-5,70	6,50	-8,30	0,20	-0,70
-4,00	-9,40	-5,40	5,70	-7,40	0,20	-0,50	
36	-2,20	-6,40	-4,20	4,80	-5,30	0,20	-0,10
	-0,20	-0,30	-0,10	-1,40	-0,20	0,00	0,00
	2,10	3,50	1,40	-3,80	2,40	-0,80	0,20
	4,50	7,00	2,50	-5,90	4,70	-1,30	0,40
	7,10	10,30	3,20	-7,90	6,80	-1,60	0,50
	9,40	13,20	3,80	-9,70	8,50	-2,00	0,70
	10,50	14,50	4,00	-10,40	9,30	-2,10	0,80
	8,20	12,20	4,00	-8,80	7,70	-1,60	0,50
	5,10	8,80	3,70	-6,80	5,70	-1,20	0,30
2,00	5,00	3,00	-5,40	3,40	-0,30	0,10	
0,80	3,20	2,40	-3,40	2,10	0,00	0,00	
37	-0,50	0,80	1,30	-1,90	0,40	0,10	0,00
	-2,80	-6,00	-3,20	3,80	-5,20	0,20	-0,50
	-5,00	-9,50	-4,50	6,00	-7,60	0,30	-1,00
	-7,30	-12,70	-5,40	8,00	-9,50	0,40	-1,20
	-9,20	-15,20	-6,00	9,60	-10,90	0,50	-1,50
	-10,60	-17,00	-6,40	10,70	-11,80	0,50	-1,80
	-9,10	-15,50	-6,40	9,40	-11,00	0,50	-1,50
	-7,70	-13,80	-6,10	8,30	-10,10	0,40	-1,20
	-5,40	-11,20	-5,80	6,80	-8,60	0,20	-1,00
-4,30	-9,80	-5,50	5,90	-7,80	0,20	-0,60	
38	-2,20	-6,50	-4,30	3,90	-5,50	0,20	0,20
	-0,20	-0,50	-0,30	-1,30	-0,50	0,00	0,00
	2,20	3,50	1,30	-4,00	2,30	-0,80	0,10
	4,70	7,20	2,50	-6,00	4,70	-1,20	0,20
	7,20	10,50	3,30	-8,10	6,80	-1,70	0,50
	9,70	13,50	3,80	-10,00	8,60	-2,00	0,50
	10,50	14,50	4,00	-10,50	9,20	-2,10	0,60
	8,20	12,20	4,00	-8,80	7,50	-1,60	0,50
	5,30	9,00	3,70	-7,00	5,70	-1,20	0,30
2,00	5,00	3,00	-4,60	3,10	-0,30	0,10	
0,70	3,00	2,30	-3,30	1,90	0,00	0,00	
-0,50	0,80	1,30	-1,80	0,30	0,10	0,00	
39	-0,80	0,70	1,50	-1,90	0,00	-0,10	0,00
	-1,50	-2,00	-0,50	0,60	-2,50	0,00	-0,20
	-3,50	-7,00	-3,50	4,50	-6,60	0,00	-0,60
40	-0,70	-2,20	-1,50	0,80	-2,80	-0,10	0,00
	1,50	3,50	2,00	-3,70	1,90	-0,50	0,10
	3,50	7,10	3,60	-6,10	4,50	-1,30	0,10
41	-0,10	1,40	1,50	-1,90	0,00	-0,10	0,00

Tab. B.2 - Continuare -

	-2,90	-5,80	-2,90	3,70	-5,70	-0,10	-0,50
	-6,00	-10,30	-4,30	6,60	-8,50	0,10	-0,90
	-9,60	-14,90	-5,30	9,30	-10,80	0,20	-1,30
	-12,10	-18,20	-6,10	11,90	-13,00	0,40	-1,70
	-15,20	-22,00	-6,80	14,20	-14,90	0,50	-2,00
	-14,00	-20,70	-6,70	12,80	-14,00	0,40	-1,80
	-8,30	-14,50	-6,20	9,10	-10,90	0,20	-1,10
	-5,20	-11,00	-5,80	7,10	-9,10	0,00	-0,70
	-4,00	-9,40	-5,40	6,10	-8,00	0,00	-0,50
42	-1,70	-5,50	-3,80	3,60	-5,30	-0,10	-0,10
	1,30	2,70	1,40	-3,00	1,30	-0,60	0,10
	5,10	8,60	3,50	-6,80	5,40	-1,60	0,20
	9,50	14,00	4,50	-10,10	8,70	-2,20	0,30
	11,80	16,80	5,00	-11,70	10,30	-2,50	0,50
	15,00	20,60	5,60	-13,90	12,80	-2,80	0,60
	14,60	20,20	5,60	-13,30	12,20	-	0,50
	7,80	13,00	5,20	-9,40	7,80	-1,70	0,20
	3,70	8,30	4,60	-6,80	5,20	-0,80	0,10
	2,40	6,50	4,10	-5,50	4,00	-0,50	0,10
43	0,30	3,10	2,80	-3,40	1,60	-0,20	0,00
	-3,50	-6,50	-3,00	4,10	-6,00	-0,10	-0,60
	-7,20	-11,70	-4,50	7,40	-9,20	0,10	-1,00
	-11,50	-17,00	-5,50	10,80	-12,10	0,20	-1,60
	-14,70	-21,00	-6,30	13,20	-14,20	0,40	-2,00
	-14,50	-20,80	-6,30	13,20	-14,20	0,40	-2,00
	-8,70	-14,60	-5,90	9,10	-11,00	0,10	-1,20
	-5,40	-11,00	-5,60	7,10	-9,10	-0,10	-0,80
44	-1,80	-5,30	-3,50	3,10	-5,00	-0,10	0,00
	2,20	4,00	1,80	-3,80	2,00	-0,70	0,20
	6,80	10,60	3,80	-7,90	6,40	-1,70	0,20
	11,20	15,90	4,70	-11,10	9,70	-2,30	0,40
	15,10	20,50	5,40	-13,60	12,40	-2,80	0,50
	14,90	20,30	5,40	-13,60	12,40	-2,80	0,50
	8,30	13,30	5,00	-9,40	7,90	-1,80	0,20
	3,90	8,40	4,50	-6,60	5,00	-1,00	0,10
2,50	6,30	3,80	-5,30	3,60	-0,50	0,10	
45	0,50	3,10	2,60	-3,20	1,40	-0,20	0,00
	-4,10	-7,50	-3,40	4,70	-6,80	0,00	-0,60
	-8,10	-13,00	-4,90	8,10	-10,10	0,10	-1,00
	-12,60	-18,50	-5,90	11,60	-13,00	0,30	-1,70
	-15,00	-21,50	-6,50	13,60	-14,60	0,40	-2,10
	-14,50	-21,00	-6,50	12,80	-14,10	0,40	-2,10
	-8,70	-14,70	-6,00	9,10	-11,10	0,10	-1,20
	-5,40	-11,00	-5,60	7,00	-9,10	-0,10	-1,20
-3,80	-9,10	-5,30	5,90	-8,00	-0,10	-0,50	
46	-1,50	-5,00	-3,50	3,10	-5,00	-0,10	0,00
	2,70	4,50	1,80	-4,00	2,20	-0,70	0,10
	7,30	11,00	3,70	-8,00	6,60	-1,80	0,20
	11,80	16,30	4,50	-11,20	9,70	-2,40	0,40
	15,30	20,50	5,20	-13,60	12,30	-2,80	0,50
	15,20	20,40	5,20	-13,60	12,30	-2,80	0,50
	8,50	13,30	4,80	-9,30	7,70	-1,70	0,20
	4,10	8,40	4,30	-6,60	5,00	-1,00	0,10
2,60	6,30	3,70	-5,20	3,50	-0,50	0,10	
47	0,50	3,00	2,50	-3,10	1,30	-0,20	0,00
	-1,80	-3,00	-1,20	1,50	-3,50	-0,10	-0,20
	-4,80	-8,50	-3,70	5,40	-7,50	0,00	-0,70
48	-0,80	-2,60	-1,80	1,00	-3,00	-0,10	0,00
	2,10	4,00	1,90	-3,90	1,90	-0,60	0,10
	4,60	7,50	2,90	-6,00	4,20	-1,30	0,30

Tab. B.2 - Continuare -

49	0,30	1,10	0,80	-1,90	-0,50	-0,20	0,00
	-3,00	-6,00	-3,00	3,90	-6,00	-0,10	-0,50
	-7,50	-12,20	-4,70	7,70	-9,70	0,00	-1,10
	-11,70	-17,50	-5,80	1,10	-12,60	0,20	-1,70
	-16,00	-22,80	-6,80	14,60	-15,60	0,50	-2,20
	-22,70	-30,50	-7,80	19,00	-19,10	0,60	-2,90
	-17,30	-25,00	-7,70	15,40	-16,50	0,50	-2,20
	-9,00	-16,00	-7,00	10,30	-12,20	0,10	-1,20
	-4,30	-10,70	-6,40	7,70	-9,80	-0,10	-0,70
50	-4,00	-10,00	-6,00	6,80	-8,80	-0,10	-0,50
	-2,00	-6,50	-4,50	4,20	-6,20	-0,10	-0,10
	1,70	2,20	0,50	-2,40	0,50	-0,60	0,10
	6,70	9,40	2,70	-6,80	5,30	-1,60	0,10
	11,40	15,20	3,80	-10,20	8,90	-2,10	0,30
	15,10	19,80	4,70	-13,00	11,80	-2,60	0,50
	20,50	26,00	5,50	-16,20	15,50	-3,10	0,70
	22,70	28,50	5,80	-17,50	17,00	-3,30	0,80
	18,00	23,70	5,70	-14,80	13,90	-2,60	0,50
51	9,60	14,70	5,10	-10,00	8,60	-1,70	0,20
	4,10	8,40	4,30	-6,60	5,00	-0,70	0,10
	2,40	6,20	3,80	-5,20	3,50	-0,40	0,10
	0,80	3,40	2,60	-3,60	1,70	-0,20	0,00
	-3,20	-5,80	-2,60	3,60	-5,70	-0,10	-0,60
	-8,30	-13,00	-4,70	8,20	-10,10	0,10	-1,10
	-12,40	-18,00	-5,60	11,20	-12,70	0,30	-1,70
	-17,40	-24,00	-6,60	15,00	-15,80	0,50	-2,20
	-22,80	-30,50	-7,70	19,00	-19,20	0,70	-2,80
52	-17,80	-25,50	-7,70	15,70	-16,80	0,50	-2,20
	-9,20	-16,20	-7,00	10,40	-12,30	0,10	-1,20
	-5,40	-11,70	-6,30	7,80	-9,80	0,00	-0,70
	-4,00	-10,00	-6,00	6,80	-8,80	-0,10	-0,50
	-1,90	-6,40	-4,50	4,80	-6,10	0,00	-0,10
	2,60	3,20	0,60	-3,00	1,20	-0,60	-0,60
	8,10	10,50	2,40	-7,00	5,70	-1,60	-0,70
	13,00	16,50	3,50	-10,50	9,30	-2,10	-0,50
	17,60	22,00	4,40	-13,70	12,70	-2,60	-0,40
53	22,60	28,00	5,40	-17,00	16,50	-3,10	-0,20
	22,70	28,00	5,30	-17,00	16,50	-3,10	-0,20
	18,20	23,50	5,30	-14,50	13,50	-2,60	-0,50
	13,20	15,00	1,80	-9,90	8,50	-1,70	-0,80
	4,30	8,20	3,90	-6,20	4,70	-0,80	-0,90
	2,80	6,30	3,50	-5,00	3,40	-0,50	-1,00
	0,70	3,30	2,60	-3,30	1,50	-0,10	-1,10
	-4,00	-7,00	-3,00	4,30	-6,40	0,00	-1,60
	-9,20	-14,20	-5,00	8,90	-10,80	0,30	-2,30
54	-15,10	-21,30	-6,20	13,30	-14,50	0,50	-3,00
	-20,90	-28,20	-7,30	17,60	-18,10	0,70	-3,60
	-22,70	-30,50	-7,80	19,00	-19,20	0,80	-3,80
	-17,80	-25,50	-7,70	16,00	-17,00	0,60	-3,30
	-9,60	-16,60	-7,00	10,70	-12,50	0,20	-2,40
	-5,70	-12,10	-6,40	8,40	-10,10	0,10	-1,80
	-4,00	-10,00	-6,00	6,80	-8,90	0,00	-1,60
	-1,60	-6,10	-4,50	4,20	-6,10	0,00	-1,20
	3,00	3,50	0,50	-2,90	1,10	-0,70	-0,90
54	8,90	11,30	2,40	-7,40	6,00	-1,60	-0,80
	14,00	17,50	3,50	-11,00	9,90	-2,20	-0,60
	19,00	23,50	4,50	-14,40	13,50	-2,60	-0,40
	22,80	28,00	5,20	-16,80	16,30	-3,00	-0,30
	18,80	24,00	5,20	-14,60	13,70	-2,60	-0,40
	10,40	15,00	4,60	-9,80	8,40	-1,70	-0,80

Tab. B.2 - Continuare -

55	3,10	6,50	3,40	-5,10	3,40	-0,50	-1,00
	2,60	6,00	3,40	-4,90	3,20	-0,40	-1,00
	0,70	3,20	2,50	-3,20	1,30	-0,10	-1,10
	-2,50	-5,00	-2,50	3,10	-5,20	0,20	-1,60
	-6,90	-11,00	-4,10	6,90	-9,00	0,20	-2,00
56	-1,00	-3,20	-2,20	1,50	-3,50	0,00	-1,10
	3,80	5,60	1,80	-4,80	3,80	-0,90	-0,80
	7,00	9,50	2,50	-6,80	5,20	-1,30	-0,70
57	0,50	1,00	0,50	-1,20	-0,50	-0,10	-1,10
	-6,20	-10,00	-3,80	6,20	-8,30	0,20	-1,90
	-13,60	-19,50	-5,90	12,20	-13,60	0,50	-2,80
	-16,10	-23,50	-7,40	17,80	-18,20	0,80	-3,60
	-25,50	-33,80	-8,30	21,10	-20,90	0,90	-4,10
	-30,10	-38,90	-8,80	24,10	-23,10	1,00	-4,60
	-25,70	-34,50	-8,80	21,10	-21,00	1,00	-4,00
	-16,40	-24,70	-8,30	15,60	-16,60	0,60	-3,10
	-6,70	-14,00	-7,30	9,40	-11,30	0,20	-2,00
58	-5,00	-11,70	-6,70	8,00	-9,80	0,10	-1,70
	-2,70	-7,70	-5,00	5,10	-7,00	0,10	-1,20
	5,60	6,60	1,00	-4,50	3,00	-1,10	-0,80
	12,90	15,80	2,90	-9,80	8,80	-2,00	-0,70
	19,80	24,00	4,20	-14,40	13,80	-2,60	-0,30
	28,80	29,30	0,50	-17,30	17,00	-3,00	-0,20
	30,10	36,00	5,90	-20,90	21,00	-3,60	-0,20
	29,50	35,50	6,00	-20,20	20,30	-3,40	-0,30
	16,60	22,00	5,40	-13,80	12,70	-2,20	-0,50
59	5,80	10,00	4,20	-7,30	5,80	-1,00	-0,90
	3,20	7,20	4,00	-5,60	4,00	-0,40	-1,00
	0,70	3,60	2,90	-3,60	1,90	0,00	-1,10
	-6,50	-10,00	-3,50	6,10	-8,20	0,30	-1,00
	-15,20	-21,00	-5,80	13,00	-14,30	0,60	-3,00
	-24,60	-32,00	-7,40	19,60	-19,60	1,00	-4,00
	-30,20	-38,70	-8,50	23,90	-23,00	1,20	-4,20
	-27,50	-36,00	-8,50	21,70	-21,50	1,10	-4,10
	-17,60	-25,60	-8,00	15,90	-17,00	0,80	-3,10
60	-6,40	-13,20	-6,80	8,80	-10,70	0,30	-2,00
	-5,20	-11,70	-6,50	7,80	-9,80	0,20	-1,50
	-1,70	-6,40	-4,70	4,60	-6,40	0,20	-1,20
	6,00	7,00	1,00	-4,80	3,20	-1,10	-0,70
	14,50	17,50	3,00	-10,80	9,80	-2,10	-0,50
	21,40	25,70	4,30	-15,20	14,60	-2,70	-0,30
	24,00	28,70	4,70	-16,80	16,40	-3,00	-0,20
	30,20	36,00	5,80	-20,90	20,90	-3,60	-0,10
	28,70	34,50	5,80	-19,80	19,70	-3,40	-0,30
61	17,80	23,20	5,40	-14,30	13,30	-2,40	-0,50
	6,30	10,50	4,20	-7,40	6,00	-1,20	-0,90
	0,70	3,40	2,70	-3,40	1,70	0,00	-1,10
	-6,90	-10,50	-3,60	6,90	-8,30	0,40	-2,00
	-15,50	-21,50	-6,00	13,30	-14,40	0,80	-3,00
	-24,90	-32,40	-7,50	19,80	-19,80	1,20	-4,00
	-30,00	-38,50	-8,50	23,60	-22,80	1,30	-4,50
	-26,50	-35,00	-8,50	21,10	-21,00	1,20	-4,10
	-17,00	-25,00	-8,00	15,60	-16,60	0,90	-3,10
62	-6,80	-13,30	-6,50	8,80	-10,70	0,50	-2,00
	-2,40	-7,20	-4,80	4,80	-6,70	0,40	-1,20
	7,00	8,00	1,00	-5,20	3,90	-1,20	-0,80
	15,50	18,50	3,00	-11,00	10,20	-2,20	-0,60
	24,20	28,50	4,30	-16,30	16,00	-2,90	-0,30
	28,20	33,40	5,20	-19,20	19,20	-3,40	-0,20
30,40	36,00	5,60	-20,60	20,70	-3,60	-0,20	

Tab. B.2 - Continuare -

	29,40	35,00	5,60	-19,90	19,90	-3,40	-0,30
	18,00	23,10	5,10	-14,00	13,10	-2,30	-0,60
	6,60	10,70	4,10	-7,40	6,00	-1,20	-0,90
63	0,90	3,50	2,60	-3,30	1,50	0,10	-1,10
	-6,50	-10,00	-3,50	6,00	-8,00	-	-1,70
	-9,10	-13,50	-4,40	8,10	-10,10	0,60	-2,00
64	-1,20	-3,30	-2,10	1,60	-3,50	0,30	-1,20
	7,50	9,50	2,00	-6,40	4,90	-1,20	-0,70
	9,10	11,50	2,40	-7,50	6,20	-1,40	-0,60
	0,70	1,30	0,60	-1,30	-0,40	0,10	-1,00
65	1,20	1,20	0,00	-1,30	-1,00	0,60	-1,60
	-4,50	-7,50	-3,00	5,40	-7,60	0,80	-2,50
	-13,70	-19,00	-5,30	12,40	-13,80	1,10	-3,00
	-23,00	-30,00	-7,00	19,00	-19,50	1,40	-4,40
	-27,40	-35,20	-7,80	22,00	-22,10	1,50	-4,80
	-36,50	-45,50	-9,00	28,10	-27,10	1,70	-5,90
	-42,70	-52,20	-9,50	31,90	-3,02	1,80	-6,40
	-45,20	-55,00	-9,80	33,60	-31,50	1,90	-6,60
	-35,70	-45,50	-9,80	27,60	-27,00	1,70	-5,50
	-23,70	-32,70	-9,00	20,40	-21,20	1,40	-4,30
66	-8,30	-16,30	-8,00	11,40	-13,50	0,90	-2,90
	-3,30	-8,80	-5,50	6,30	-8,50	0,90	-2,00
	7,20	8,00	0,80	-4,50	2,40	0,20	-1,40
	15,20	18,00	2,80	-10,40	8,80	-0,80	-1,20
	23,80	28,20	4,40	-15,70	14,90	-1,60	-1,00
	34,50	41,00	6,50	-22,80	22,70	-2,70	-0,90
	38,00	45,00	7,00	-24,50	-	-3,10	-0,90
	42,50	50,00	7,50	-27,10	28,10	-3,60	-0,90
	45,20	53,00	7,80	-28,80	29,80	-3,90	-0,90
	45,20	53,00	7,80	-28,80	29,80	-3,90	-0,90
67	39,70	47,50	7,80	-25,80	26,20	-3,10	-0,80
	26,60	33,80	7,20	-19,60	18,60	-1,80	-1,10
	12,40	18,70	6,30	-12,10	10,20	-0,40	-1,50
	2,80	7,50	4,70	-5,90	3,80	0,50	-1,90
	-6,40	-9,30	-2,90	6,00	-8,30	0,80	-2,90
	-19,50	-25,00	-5,50	15,30	-16,50	1,30	-4,00
	-30,40	-37,70	-7,30	22,60	-22,70	1,50	-5,10
	-39,80	-48,80	-9,00	28,90	-28,40	1,70	-6,20
	-45,20	-55,00	-9,80	33,20	-31,50	1,80	-6,80
68	-45,20	-55,00	-9,80	33,20	-31,50	1,80	-6,80
	-37,50	-47,30	-9,80	28,40	-28,00	1,70	-5,80
	-26,30	-35,50	-9,20	21,70	-22,50	1,50	-4,60
	-9,30	-17,70	-8,40	12,10	-14,30	0,90	-3,10
	-2,30	-8,00	-5,70	6,20	-8,50	0,90	-
	9,00	10,00	1,00	-5,60	3,60	0,00	-1,50
	17,80	21,00	3,20	-12,30	10,70	-1,10	-1,20
	27,20	32,20	5,00	-18,30	17,30	-2,10	-1,10
	37,90	45,00	7,10	-25,00	25,00	-3,20	-1,00
	45,00	53,00	8,00	-29,20	29,70	-3,90	-1,00
69	45,00	53,00	8,00	-29,20	29,70	-3,90	-1,00
	38,20	46,20	8,00	-25,70	25,70	-3,00	-1,20
	16,40	24,00	7,60	-20,20	19,00	-1,90	-1,30
	12,10	18,50	6,40	-12,30	10,20	-0,40	-1,60
	2,50	7,20	4,70	-5,80	3,60	0,60	-2,00
	-7,60	-10,80	-3,20	6,70	-9,00	1,00	-3,00
	-20,20	-25,80	-5,60	15,50	-17,00	1,40	-4,20
	-31,50	-39,00	-7,50	23,00	-23,30	1,50	-5,30
69	-39,70	-49,00	-9,30	29,10	-28,60	1,70	-6,30
	-45,00	-55,00	-10,00	33,80	-31,50	1,80	-7,00
	-45,00	-55,00	-10,00	33,80	-31,50	1,80	-7,00

Tab. B.2 - Continuare -

	-37,10	-47,10	-10,00	28,00	-27,90	1,70	-6,00
	-26,50	-36,00	-9,50	21,70	-22,80	1,50	-4,80
	-10,00	-18,50	-8,50	12,30	-14,60	1,00	-3,30
70	-2,80	-8,80	-6,00	6,70	-8,70	0,90	-2,20
	10,20	10,70	0,50	-5,90	3,90	0,00	-1,50
	20,00	23,00	3,00	-13,00	11,40	-1,10	-1,20
	28,30	33,00	4,70	-18,60	17,70	-2,10	-1,10
	37,50	44,00	6,50	-24,30	24,20	-3,00	-1,00
	41,20	48,50	7,30	-26,60	27,00	-3,50	-1,00
	45,00	53,00	8,00	-29,20	29,80	-3,90	-1,00
	45,00	53,00	8,00	-29,20	29,80	-3,90	-1,00
	39,00	47,00	8,00	-26,10	26,20	-3,10	-1,20
	27,20	34,50	7,30	-20,40	19,10	-1,90	-1,30
	12,30	18,50	6,20	-12,40	10,30	-0,40	-1,60
	2,20	6,80	4,60	-5,80	3,50	0,70	-2,00
	3,30	7,20	3,90	-6,50	1,90	-0,80	-1,00
	71	-6,20	-10,00	-3,80	5,70	-10,70	-0,50
-14,50		-19,50	-5,00	10,50	-15,00	-0,30	-2,70
1,70		-1,00	-2,70	0,30	-5,50	-0,70	-1,00
72	12,20	12,90	0,70	-8,50	3,80	-1,80	-0,60
	13,40	15,50	2,10	-10,00	5,30	-2,00	-0,50
	4,20	4,50	0,30	-3,00	-1,70	-0,80	-0,90
73	-5,10	-9,30	-4,20	5,50	-10,80	-0,50	-1,90
	-18,40	-24,00	-5,60	13,50	-17,60	-0,20	-3,00
	-30,00	-37,50	-7,50	21,10	-24,10	0,10	-4,10
	-39,10	-48,50	-9,40	27,90	-29,70	0,30	-5,20
	-58,70	-70,00	-11,30	40,20	-39,60	0,50	-7,00
	-60,20	-71,50	-11,30	41,30	-40,30	0,50	-7,20
	-55,30	-66,50	-11,20	38,00	-38,00	0,40	-6,50
	-37,70	-48,50	-10,80	27,90	-30,10	0,20	-4,80
	-17,00	-27,00	-10,00	16,20	-20,50	-0,20	-2,90
	-0,50	-7,50	-7,00	5,70	-10,70	0,60	-1,20
74	12,00	11,00	-1,00	-6,30	1,80	-1,80	-0,60
	22,40	24,30	1,90	-14,30	10,10	-3,20	-0,40
	34,10	39,00	4,90	-22,60	19,20	-4,40	-0,40
	45,20	52,50	7,30	-30,00	27,10	-5,50	-0,60
	57,00	66,20	9,20	-37,60	35,10	-7,00	-1,00
	59,00	68,50	9,50	-38,60	36,20	-7,10	-1,00
	49,00	68,50	9,50	-38,60	36,20	-7,10	-1,00
	32,50	58,50	9,50	-33,80	30,50	-5,90	-1,00
	13,70	41,00	8,50	-25,80	20,90	-4,20	-0,90
	4,20	20,60	6,90	-15,30	9,70	-2,20	-0,90
75	-6,40	9,00	4,80	-8,40	2,60	-0,90	-1,20
	-23,60	-8,60	-2,20	3,50	-9,60	-0,50	-2,20
	-36,60	-29,00	-5,40	15,20	-19,80	0,00	-3,50
	-47,80	-44,00	-7,40	24,10	-27,00	0,40	-4,60
	-53,20	-56,80	-9,00	31,70	-33,00	0,60	-5,70
	-59,80	-63,00	-9,80	35,50	-36,10	0,70	-6,30
	-57,10	-70,70	-10,90	40,00	-40,00	0,70	-7,00
	-45,70	-68,00	-10,90	38,10	-38,50	0,50	-6,50
	-30,20	-56,50	-10,80	31,90	-33,40	0,50	-5,50
	-6,50	-41,00	-10,80	23,10	-36,50	0,20	-4,00
76	0,90	-16,50	-10,00	10,20	-15,20	-0,40	-2,20
	19,00	-8,20	-9,10	5,40	-10,90	-0,50	-1,30
	28,70	12,00	-7,00	-7,40	2,50	-1,60	-0,70
	45,00	27,80	-0,90	-16,20	12,00	-3,20	-0,50
	55,30	47,00	2,00	-26,70	13,50	-4,80	-0,60
	59,40	60,60	5,30	-34,50	31,50	-6,00	-1,00
	58,30	67,00	7,60	-38,10	35,10	-6,80	-1,20
	50,60	67,00	8,70	-38,10	35,10	-6,80	-1,20

Tab. B.2 - Continuare -

	34,50	59,30	8,70	-34,40	30,60	-5,80	-1,20
	11,80	42,50	8,00	-26,80	21,40	-4,20	-1,00
77	4,10	18,00	6,20	-14,30	8,00	-0,80	-1,30
	-8,20	8,50	4,40	-8,60	2,10	-0,90	-1,50
	-25,70	-10,50	-2,30	4,10	-10,30	-0,30	-2,30
	-39,10	-31,00	-5,30	15,70	-20,20	0,10	-3,50
	-50,70	-46,50	-7,40	24,90	-27,70	0,40	-4,70
	-59,40	-60,00	-9,30	33,00	-34,40	0,70	-5,90
	-58,30	-71,00	-11,00	33,00	-34,40	0,70	-7,00
	-43,80	-71,00	-11,00	33,00	-34,40	0,70	-7,00
	-29,60	-53,00	-9,20	28,80	-31,10	0,50	-5,10
	-8,10	-38,50	-8,90	20,70	-27,80	0,20	-4,00
78	0,00	-15,80	-7,70	18,60	-16,60	0,30	-2,10
	12,90	-5,50	-5,50	3,50	-9,10	-0,40	-1,40
	25,70	12,50	-0,40	-8,40	3,00	-1,60	-1,00
	40,50	28,00	2,30	-17,20	12,20	-3,20	-0,70
	51,90	45,50	5,00	-26,30	22,30	-4,70	-0,90
	58,20	59,50	7,60	-34,50	30,60	-6,20	-1,30
	58,20	67,00	8,80	-38,60	35,00	-7,10	-1,60
	50,50	67,00	8,80	-38,60	35,00	-7,10	-1,60
	24,90	59,30	8,80	-34,90	30,50	-6,00	-1,50
13,00	32,30	7,40	-22,70	6,00	-3,30	-1,20	
79	2,80	19,50	6,50	-15,70	9,10	-2,00	-1,50
	-9,00	7,30	4,50	-8,20	1,70	-0,70	-1,60
	-18,30	-11,00	-2,00	4,00	-10,40	0,00	-2,50
80	-0,10	-23,00	-4,70	11,00	-16,70	0,30	-3,10
	13,90	-3,00	-2,90	0,00	-6,60	-0,30	-1,50
	18,20	15,50	1,60	-11,00	5,50	-1,70	-0,90
81	2,60	0,00	2,80	-14,40	9,10	-2,30	-0,90
	2,20	0,00	0,90	-4,00	-1,60	-0,50	-1,50
	-5,30	-20,00	0,60	-3,70	-1,60	-0,70	-1,80
	-18,70	-40,00	-2,20	2,80	-8,40	-0,60	-2,30
	-33,80	-60,00	-4,50	11,20	-16,40	0,40	-3,50
	-46,40	-80,00	-6,20	20,20	-23,90	0,30	-5,00
	-60,00	-87,00	-7,90	29,00	-30,90	0,30	-6,40
	-37,30	-37,00	-10,70	40,50	-40,50	0,20	-8,60
	-25,60	-20,00	-10,20	26,00	-29,50	-0,10	-6,00
	-12,40	-10,00	-9,90	19,30	-24,00	-0,50	-5,00
82	-3,40	0,00	-9,40	12,20	-17,70	-0,70	-4,00
	-4,10	-11,00	-7,60	6,30	-12,10	-0,80	-2,80
	9,40	-10,70	-6,60	-	-12,10	-0,70	-0,60
	21,50	8,00	-1,40	-5,30	0,00	-2,50	-0,10
	38,10	22,50	1,00	-13,60	8,60	-3,80	0,20
	50,60	42,50	4,40	-24,20	20,50	-5,50	0,30
	53,50	57,50	6,90	-32,70	29,40	-6,80	0,00
	57,70	61,00	7,50	-34,60	31,40	-7,20	-0,30
	64,00	65,80	8,10	-37,30	34,20	-7,80	-0,40
	70,00	72,80	8,80	-40,80	38,00	-8,50	-0,50
	65,20	85,50	15,50	-47,30	45,00	-9,90	-0,90
	55,80	82,50	10,30	-35,70	43,00	-9,50	-0,90
	41,00	69,80	10,00	-29,90	36,00	-8,00	-0,80
	41,00	39,00	9,20	-20,80	24,60	-6,00	-0,60
13,70	50,00	9,00	-21,30	25,20	-6,10	-0,50	
83	-0,40	0,00	7,30	-17,00	9,60	-3,60	-0,70
	-11,40	-20,00	5,40	-7,60	0,60	-0,90	-0,90
	-33,60	-40,00	-1,60	4,00	-12,00	0,20	-1,70
	-52,00	-80,00	-5,40	18,00	-24,80	1,20	-3,20
	-57,10	-90,00	-7,50	29,40	-34,30	-1,50	-5,00
	-75,00	-97,00	-7,90	31,50	-36,00	-1,70	-5,30
	-55,00	-50,00	-11,00	46,00	-46,50	-1,80	-8,00

Tab. B.2 - Continuare -

84	-42,00	-30,00	-11,00	37,40	-39,90	-1,40	-6,50
	-21,50	-10,00	-10,50	27,30	-32,10	-1,00	-4,90
	-5,20	0,00	-7,50	8,00	-14,50	-0,20	-1,60
	2,80	10,00	-0,80	-7,60	2,50	-3,20	-0,50
	16,20	40,00	2,10	-17,20	12,50	-4,50	0,00
	32,50	60,00	7,50	-28,80	26,50	-5,80	0,50
	34,50	63,00	7,50	-32,10	30,30	-6,50	0,30
	47,00	80,00	11,50	-41,30	40,90	-8,40	-0,30
	52,10	90,00	13,10	-45,50	45,70	-9,30	-0,70
	56,80	100,00	14,20	-49,00	49,50	-10,00	-0,90
	64,50	113,00	15,50	-54,20	55,10	-11,20	-1,20
	69,40	117,00	16,10	-57,10	58,60	-11,90	-1,50
	72,50	119,00	16,50	-59,20	60,90	-12,50	-1,70
	63,00	70,00	16,20	-54,00	54,50	-10,90	-1,50
	50,50	50,00	15,50	-47,50	46,80	-9,20	-1,00
	25,40	30,00	14,60	-35,10	31,50	-6,20	-0,50
	12,40	19,00	13,90	-27,80	23,30	-4,80	-0,30
	3,00	10,00	12,50	-21,50	16,00	-4,00	-0,40
	-9,30	0,00	8,10	-10,40	5,00	-1,10	-0,30

Tab. B.3 Rezultatele comparatoarelor pt. N2

Specimenul - N2								
Ciclu înc.	Drift	Forță	C1	C2	C3	C4	C5	C6
[-]	[mm]	[kN]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]
1	0,00	0,00	0,000	0,000	0,000	0,000	0,000	0,000
	-3,10	-25,00	-0,040	-0,060	-0,160	-0,040	0,000	0,050
2	-0,30	0,00	-0,020	-0,010	-0,010	0,000	0,000	0,000
	3,10	24,00	0,030	-0,010	0,030	0,050	0,000	-0,160
3	0,90	0,00	-0,020	0,000	0,000	0,020	0,000	-0,030
	-3,00	-22,70	-0,040	-0,050	-0,150	-0,030	0,000	0,040
4	-0,10	0,00	-0,020	0,000	-0,010	0,020	0,000	-0,020
	3,00	24,20	0,040	0,040	0,020	0,060	-0,050	-0,190
5	0,30	0,00	-0,020	0,000	0,000	0,030	0,000	-0,030
	-3,20	-22,00	-0,050	-0,050	-0,150	-0,030	0,000	0,030
6	-0,20	0,00	-0,020	0,000	-0,010	0,020	0,000	-0,020
	2,90	24,80	0,040	-0,010	0,030	0,070	-0,050	-0,050
7	0,10	0,00	-0,020	0,000	0,000	0,030	0,000	-0,040
9	0,00	0,00	-0,020	0,000	-0,010	0,030	0,000	-0,040
	-4,50	-28,20	-0,050	-0,120	-0,290	-0,030	0,000	0,040
10	-0,50	0,00	-0,030	0,000	-0,020	0,030	0,000	-0,040
	4,80	34,50	0,170	-0,070	0,020	0,120	-0,120	-0,420
11	0,30	0,00	-0,020	0,000	-0,010	0,070	-0,010	-0,080
	-4,50	-29,00	-0,050	-0,120	-0,300	-0,020	0,000	0,040
12	-0,50	0,00	-0,030	-0,010	-0,010	0,050	0,000	-0,060
	4,60	33,00	0,180	-0,070	0,020	0,150	-0,080	-0,440
13	0,00	0,00	-0,020	0,000	-0,010	0,070	-0,010	-0,080
	-4,50	-25,30	-0,050	-0,120	-0,300	-0,020	0,000	0,040
14	-0,80	0,00	-0,030	-0,010	-0,010	0,060	0,000	-0,070
	4,50	31,20	0,180	-0,070	0,020	0,150	-0,080	-0,440
15	0,00	0,00	-0,020	0,000	-0,010	0,080	0,000	-0,080
17	0,00	0,00	-0,030	0,000	-0,010	0,080	0,000	-0,080
	-6,00	-32,00	-0,050	-0,180	-0,410	-0,050	0,000	0,050
18	-1,20	0,00	-0,040	0,000	-0,020	0,070	0,000	-0,060
	6,70	42,00	0,470	-0,200	0,000	0,220	-0,210	-0,690
19	0,20	0,00	0,060	0,000	-0,010	0,100	0,000	-0,120

Tab. B.3 - Continuare -

	-5,90	-38,00	0,040	-0,180	-0,420	-0,050	0,010	0,050
20	-1,20	0,00	0,050	0,000	-0,020	0,100	0,000	-0,090
	6,00	40,00	0,480	-0,170	0,010	0,220	-0,180	-0,560
21	0,00	0,00	0,070	0,000	-0,010	0,120	-0,010	-0,120
	-5,90	-32,80	0,040	-0,170	-0,390	-0,040	0,010	0,050
22	-1,30	0,00	0,050	0,000	-0,020	0,100	0,000	-0,100
	6,00	42,00	0,490	-0,170	0,000	0,230	-0,180	-0,560
25	-0,20	0,00	0,060	0,000	-0,010	0,120	0,000	-0,120
	-7,60	-43,00	0,040	-0,250	-0,560	-0,110	0,000	0,080
26	-1,50	0,00	0,050	0,000	-0,020	0,100	0,000	-0,100
	7,50	49,00	0,710	-0,280	-0,010	0,270	-0,260	-0,850
27	-0,20	0,00	0,080	0,000	-0,010	0,120	-0,010	-0,140
	-7,50	-38,00	0,040	-0,250	-0,560	-0,100	0,000	0,080
28	-1,70	0,00	0,060	0,000	-0,020	0,110	0,000	-0,110
	7,60	47,50	0,730	-0,290	-0,020	0,280	-0,260	-0,860
29	-0,40	0,00	0,080	0,000	-0,010	0,140	0,000	-0,140
	-7,60	-38,00	0,050	-0,240	-0,550	-0,090	0,000	0,070
30	-1,80	0,00	0,060	0,000	-0,020	0,120	0,000	-0,110
	7,70	46,50	0,750	-0,300	-0,020	0,290	-0,270	-0,890
31	-0,70	0,00	0,110	0,000	-0,010	0,140	0,000	-0,150
	-2,30	-12,70	0,090	-0,380	-0,880	-0,270	-0,030	0,120
32	-1,20	0,00	0,110	0,000	-0,010	0,140	0,000	-0,150
	2,40	21,50	0,090	-0,380	-0,880	-0,270	-0,030	0,120
	-10,40	-48,50	0,090	-0,380	-0,880	-0,270	-0,030	0,120
34	-2,10	0,00	0,100	0,000	-0,020	0,120	0,000	-0,120
	10,40	60,80	0,150	-0,500	-0,060	0,350	-0,370	-1,200
35	-0,40	0,00	0,120	0,000	-0,010	0,160	-0,010	-0,170
	-10,50	-46,50	0,090	-0,380	-0,890	-0,270	-0,030	0,120
36	-2,20	0,00	0,100	0,000	-0,020	0,140	0,000	-0,140
	10,50	56,00	1,170	-0,490	-0,060	0,380	-0,380	-1,220
37	-0,50	0,00	0,130	0,000	-0,010	0,170	0,000	-0,170
	-10,60	-47,50	0,100	-0,390	-0,870	-0,270	-0,030	0,120
38	-2,20	0,00	0,110	0,000	-0,020	0,150	0,000	-0,140
	10,50	55,50	1,190	-0,480	-0,060	0,400	-0,370	-1,230
39	-0,80	0,00	0,130	0,000	-0,010	0,180	0,000	-0,180
41	-0,10	0,00	-0,200	-0,010	0,000	0,200	0,000	-0,190
	-15,20	-62,00	-0,200	-0,800	-1,650	-0,940	-0,300	0,200
42	-1,70	0,00	-0,070	-0,010	-0,040	0,210	0,000	-0,170
	15,00	65,00	1,270	-0,770	-0,120	0,510	-0,600	-1,880
43	0,30	0,00	-0,250	-0,010	-0,020	0,230	-0,020	-0,260
	-14,70	-55,00	-0,270	-0,730	-1,510	-0,800	-0,230	0,200
44	-1,80	0,00	0,000	-0,010	-0,040	0,520	0,000	-0,200
	15,10	61,00	1,300	-0,770	-0,130	0,550	-0,560	-1,780
45	0,50	0,00	0,060	-0,010	-0,020	0,250	-0,010	-0,270
	-15,00	-54,30	0,040	-0,760	-1,580	-0,580	-0,240	0,210
46	-1,50	0,00	0,000	-0,010	-0,040	0,240	0,000	-0,220
	15,30	58,50	2,440	-0,780	-0,130	0,550	-0,550	-1,780
49	0,30	0,00	-0,020	-0,010	-0,020	0,260	-0,010	-0,250
	-22,70	-69,30	-0,040	-1,260	-2,560	-1,810	-0,660	0,280
50	-2,00	0,00	0,020	-0,010	-0,050	0,250	0,000	-0,210
	22,70	72,30	3,400	-1,270	-0,130	0,740	-0,870	-2,700
51	0,80	0,00	-0,040	-0,010	-0,010	0,290	-0,020	-0,320
	-22,80	-75,20	-0,030	-1,270	-2,380	-1,840	-0,670	0,310
52	-1,90	0,00	0,010	-0,010	-0,050	0,270	0,000	-0,230
	22,60	76,50	3,410	-1,270	-0,130	0,800	-0,880	-2,670
53	0,70	0,00	-0,040	-0,010	-0,010	0,310	-0,010	-0,330
	-22,70	-66,00	-0,020	-1,240	-2,530	-1,780	-0,560	0,290
54	-1,60	0,00	0,010	-0,010	-0,010	0,300	0,010	-0,250
	22,80	70,00	3,400	-1,280	-0,140	0,850	-0,850	-2,650
57	0,50	0,00	-0,030	-0,010	-0,010	0,330	0,010	-0,300

Tab. B.3 - Continuare -

	-30,10	-75,50	-0,060	-1,740	-3,450	-2,900	-1,140	0,340
58	-2,70	0,00	0,010	-0,030	-0,090	0,300	0,010	-0,240
	30,10	83,70	4,050	-1,850	-0,170	1,000	-1,250	-3,570
59	0,70	0,00	-0,060	0,010	-0,020	0,350	0,000	-0,370
	-30,20	-72,50	-0,050	-1,750	-3,490	-2,890	-1,140	0,350
60	30,20	86,00	4,050	-1,780	-0,160	1,110	-1,110	-3,470
61	0,70	0,00	-0,060	0,000	-0,020	0,360	0,000	-0,380
	-30,00	-72,00	-0,040	-1,690	-3,420	-2,680	-1,020	0,350
62	-2,40	0,00	0,000	-0,040	-0,080	0,320	0,020	-0,280
	30,40	80,50	4,050	-1,790	-0,160	1,180	-1,060	-3,430
65	1,20	0,00	-0,060	-0,050	-0,020	0,380	0,010	-0,370
	-45,20	-92,00	-0,050	-2,740	-	-	-2,080	0,440
66	-3,30	0,00	-0,020	-0,110	-0,270	0,320	0,040	-0,240
	45,20	99,70	-	-2,350	-0,180	1,490	-1,460	-
67	2,80	0,00	-0,140	-0,070	-0,130	0,420	0,000	-0,480
	-45,20	-90,00	-0,010	-2,660	-	-	-2,000	0,540
68	-2,30	0,00	-0,040	-0,070	-0,210	0,340	0,030	-0,290
	45,00	99,50	-	-2,180	-0,130	1,620	-1,240	-
69	2,50	0,00	-0,140	-0,060	-0,120	0,480	0,030	-0,470
	-45,00	-92,00	0,030	-2,490	-	-	-1,860	0,500
70	-2,80	0,00	-0,050	-0,050	-0,200	0,370	0,040	-0,300
	45,00	98,50	-	-2,160	-0,090	0,730	-1,150	-
73	4,20	0,00	-0,100	-0,050	-0,120	0,550	0,090	-0,410
	-60,20	-95,00	0,190	-3,440	-	-	-2,970	0,600
74	-0,50	0,00	-0,070	-0,040	-0,190	0,400	0,040	0,670
	59,00	106,00	-	-2,750	-0,020	1,060	-1,600	-
75	4,20	0,00	-0,200	-0,030	-0,110	0,570	0,060	-0,520
	-59,80	-95,50	0,200	-3,400	-	-	-3,000	0,600
76	0,90	0,00	-0,110	-0,040	-0,190	0,400	0,040	0,630
	59,40	91,20	-	-2,980	0,050	2,100	-1,450	-
77	4,10	0,00	-0,220	-0,030	-0,100	0,620	0,010	-0,590
	-59,40	-90,00	-0,110	-3,000	-	-	-2,700	0,630
78	0,00	0,00	-0,140	-0,040	-0,170	0,500	0,050	-0,460
	58,20	103,00	-	-2,950	-0,030	1,180	-1,600	-
81	2,60	0,00	-0,230	-0,020	-0,100	0,640	0,070	-0,580
82	-4,10	0,00	-0,080	-0,030	-0,260	0,500	0,020	-0,520
	70,00	116,00	-	-4,200	-0,090	1,410	-2,650	-
83	-0,40	0,00	-0,340	-0,040	-0,060	0,520	0,070	-0,490
	-75,00	-97,00	0,340	-3,890	-	-	-3,430	0,670
84	-5,20	0,00	-0,160	-0,010	-0,150	0,330	-0,030	-0,450
	72,50	119,00	-	-4,780	0,010	1,750	-3,490	-
	-9,30	0,00	-0,260	-0,020	-0,120	0,810	-0,030	-1,050

Tab. B.4 Citirile fisurilor 1, 2, 3 și 4 pt. N2

N2									
Ciclu înc.	Drift	Fis. 1		Fis. 2		Fis. 3		Fis. 4	
		α	h	α	h	α	h	α	h
[-]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]
9	-4,5	0,10	21,00	-	-	-	-	-	-
10	4,5	-	-	0,15	29,00	-	-	-	-
17	-6	0,45	32,00	-	-	-	-	-	-
18	6	-	-	0,70	30,00	0,15	30,00	-	-
19	-6	-	-	-	-	-	-	0,02	7,00
25	-7,5	0,55	50,00	-	-	-	-	0,10	20,00
26	7,5	-	-	0,95	50,00	0,70	40,00	-	-
33	-10,5	0,90	50,00	-	-	-	-	0,40	50,00
34	10,5	-	-	1,40	50,00	1,00	50,00	-	-

41	-15	1,50	50,00	-	-	-	-	-	-
	desc.	-	-	0,15	50,00	-	-	-	-
42	15	-	-	2,00	50,00	1,60	50,00	-	-
	desc.	-	-	0,10	50,00	-	-	-	-
43	-15	-	-	-	-	-	-	-	-
44	15	-	-	2,00	50,00	1,80	50,00	-	-
	desc.	-	-	0,30	50,00	-	-	-	-
49	-22,5	2,50	50,00	-	-	2,00	50,00	-	-
50	22,5	-	-	3,00	50,00	3,00	50,00	-	-
	desc.	-	-	0,50	50,00	0,10	50,00	-	-
57	-30	4,00	50,00	-	-	-	-	3,00	50,00
	desc.	0,15	50,00	0,35	50,00	-	-	-	-
58	30	-	-	4,00	50,00	3,50	50,00	-	-
	desc.	0,15	50,00	0,50	50,00	0,10	50,00	0,40	50,00
65	-45	7,00	50,00	-	-	-	-	7,00	50,00
	desc.	0,30	50,00	0,30	50,00	0,40	50,00	-	-
66	45	-	-	6,00	50,00	7,00	50,00	-	-
	desc.	-	-	1,00	50,00	0,40	50,00	0,50	50,00
67	-45	7,00	50,00	-	-	-	-	7,00	50,00
68	45	-	-	6,00	50,00	7,00	50,00	-	-
69	-45	7,00	50,00	-	-	-	-	7,00	50,00
70	45	-	-	6,00	50,00	-	-	7,00	50,00
73	-60	8,00	50,00	-	-	-	-	8,20	50,00
	desc.	1,00	50,00	-	-	-	-	1,40	50,00
74	60	-	-	8,00	50,00	8,00	50,00	1,00	50,00
	desc.	-	-	1,00	50,00	0,40	50,00	-	-
75	-60	8,00	50,00	-	-	-	-	8,00	50,00
	desc.	1,00	50,00	-	-	-	-	1,00	50,00
76	60	-	-	8,00	50,00	8,00	50,00	-	-
77	-60	8,00	50,00	-	-	-	-	8,00	50,00
78	60	-	-	8,00	50,00	8,00	50,00	-	-
81	-60	10,00	50,00	-	-	-	-	10,00	50,00
82	75	-	-	9,00	50,00	10,00	50,00	-	-
	desc.	-	-	1,00	50,00	1,00	50,00	1,00	50,00
83	-75	10,00	50,00	-	-	-	-	10,00	50,00
84	72,5	-	-	11,00	50,00	10,00	50,00	-	-
	desc.	-	-	1,00	50,00	1,00	50,00	-	-

Tab. B.5 Citirile fisurilor 5, 6, 7 și 8 pt. N2

Specimenul - N2									
Ciclu înc.	Drift	Fis. 5		Fis. 6		Fis. 7		Fis. 8	
		α	h	α	h	α	h	α	h
[-]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]
42	15	0,10	50,00	-	-	-	-	-	-
43	-15	-	-	0,10	50,00	-	-	-	-
44	15	0,15	50,00	-	-	-	-	-	-
49	-22,5	-	-	0,20	50,00	-	-	-	-
50	22,5	0,15	50,00	-	-	-	-	-	-
57	-30	-	-	-	-	0,05	10,00	-	-
65	-45	-	-	-	-	0,06	17,00	0,10	12,00
66	45	0,15	50,00	-	-	-	-	-	-
67	-45	-	-	0,08	50,00	-	-	-	-
73	-60	0,10	50,00	0,30	50,00	-	-	-	-
74	60	0,40	50,00	-	-	-	-	-	-

Tab. B.6 Citirile fisurilor 9, 10, 11, 12 și 13 pt. N2

N2											
Ciclu înc.	Drift	Fis. 9		Fis. 10		Fis. 11		Fis. 12		Fis. 13	
		α	h	α	h	α	h	α	h	α	h
[-]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]
66	45	0,20	15,00	0,10	20,00	0,15	5,00	-	-	-	-
73	-60	-	-	-	-	-	-	0,04	11,00	-	-
83	-75	-	-	-	-	-	-	-	-	0,02	10,00

ANEXA C - Implementarea claselor de obiecte

```
#####  
# Clasa Armaturilor Speciale (AS)  
#####  
  
class SP_REBAR :  
  
    # constructorul clasei  
    def __init__( self, z, A, L, deform, eps_sr, sig_sr, eps_sr_r, sig_sr_r,  
                  eps_sr_y, sig_sr_y, psi_sr_p,  
                  id_poz_sr_v, b_sr_v, R_sr_v ):  
  
        self.z = z  
        self.A = A  
        self.L = L  
        self.stretch = stretch  
  
        self.eps_sr = eps_sr  
        self.sig_sr = sig_sr  
        self.eps_sr_r = eps_sr_r  
        self.sig_sr_r = sig_sr_r  
        self.eps_sr_y = eps_sr_y  
        self.sig_sr_y = sig_sr_y  
        self.psi_sr_p = psi_sr_p  
        self.id_poz_sr_v = id_poz_sr_v  
        self.b_sr_v = b_sr_v  
        self.R_sr_v = R_sr_v  
  
    # metoda de calcul a deformațiilor  
    def strain(self): return self.stretch / self.L  
  
    # metoda de calcul a tensiunilor  
    def stress(self):  
  
        eps = self.eps_sr  
        sig = self.sig_sr  
        eps_r = self.eps_sr_r  
        sig_r = self.sig_sr_r  
        eps_y = self.eps_sr_y  
        sig_y = self.sig_sr_y  
        psi_p = self.psi_sr_p  
        peak_v = self.id_poz_sr_v  
        b_v = self.b_sr_v  
        R_v = self.R_sr_v  
  
        # noua valoare a deformației  
        new_e = self.strain()  
  
        # se verifica poziția în raport cu ultimul punct de inversare  
        peak = Vf_Peak( new_e, eps )  
  
        # se creeaza un vector temporar al deformațiilor  
        eps_temp = np.append(eps, [new_e])  
  
        # se apeleaza funcția în care este implementat modelul:  
        # Menegotto-Pinto-modificat  
        s = Steel_MN_PIN( new_e, Es, fyk, ft, eps_uk, eps_temp, sig,  
                          eps_r, sig_r, eps_y, sig_y, psi_p, peak,  
                          b_v[len(b_v)-1], R_v[len(R_v)-1] )  
  
        # returneaza valoarea efortului unitar, coresp. lui new_e  
        return s[0]
```

```

# metoda de calcul a efortului în AS
def force(self): self.A * self.stress() / 1000. # rezultat în [kN]

# metoda de actualizare a istoriei de solicitare
def update(self):

    eps = self.eps_sr
    sig = self.sig_sr
    eps_r = self.eps_sr_r
    sig_r = self.sig_sr_r
    eps_y = self.eps_sr_y
    sig_y = self.sig_sr_y
    psi_p = self.psi_sr_p
    peak_v = self.id_poz_sr_v
    b_v = self.b_sr_v
    R_v = self.R_sr_v

    new_e = self.strain()

    # se genereaza vectorul complet prin funcția Steel_MN_PIN(...):

    peak = Vf_Peak( new_e, eps )

    eps_temp = np.append(eps, [new_e])

    s = Steel_MN_PIN( new_e, Es, fyk, ft, eps_uk, eps_temp, sig,
                    eps_r, sig_r, eps_y, sig_y, psi_p, peak,
                    b_v[len(b_v)-1], R_v[len(R_v)-1] )

    # actualizarea:

    eps.append(new_e)
    sig.append(s[0])
    eps_r.append(s[1])
    sig_r.append(s[2])
    psi_p.append(s[3])
    eps_y.append(s[4])
    sig_y.append(s[5])
    peak_v.append(s[6])
    fls_v.append(s[7])
    b_v.append(s[8])
    R_v.append(s[9])

#=====  

# END OF: Clasa Armaturilor Speciale (AS)  

#=====  

#=====  

# Clasa Armaturilor Post-tensionate (AP)  

#=====  

class PT_STEEL :

    # constructorul clasei
    def __init__( self, z, A, L, deform, ini_strain, eps_ps, sig_ps ):

        self.z = z
        self.A = A
        self.L = L
        self.stretch = stretch
        self.ini_strain = ini_strain

        self.eps_ps = eps_ps

```

```

        self.sig_ps = sig_ps

# metoda de calcul a deformațiilor
def strain(self):
    return (self.stretch / self.L) + self.ini_strain

# metoda de calcul a tensiunilor
def stress(self):

    eps = self.eps_ps
    sig = self.sig_ps

    # noua valoare a deformației
    new_e = self.strain()

    # returneaza rezultatul funcția în care este implementat modelul AP
    return Steel_PT( new_e, eps, sig, Ep )

# metoda de calcul a efortului în AP
def force(self):
    return self.A * self.stress() / 1000. # rezultat în [kN]

# metoda de actualizare a istoriei de solicitare
def update(self):

    eps = self.eps_ps
    sig = self.sig_ps

    # actualizarea:

    eps.append(self.strain())
    sig.append(self.stress())

#=====  

# END OF: Clasa Armaturilor Post-tensionate (AP)  

#=====

#=====  

# Clasa FIBRELOR DE BETON  

#=====
class FIBER:

    # constructorul clasei
    def __init__(self, z, A, L, deform, ini_strain, indx) :

        self.z = z
        self.A = A
        self.L = L
        self.stretch = stretch
        self.ini_strain = ini_strain
        self.indx = indx

    # metoda de calcul a deformațiilor inițiale
    def ini_stress(self):

        # se apeleaza modelul constit. monotonic
        return Concrete_EC2_Monotonic( self.ini_strain, Ecm, eps_c1, fcm )

    # metoda de calcul a deformațiilor
    def strain(self):

        # fiber_array - matrice cu 3 dimensiuni care conține atât matricea

```

```

# deformațiilor v_e_f, cât și matricea tensiunilor v_s_f

# se culeg deformațiile și tensiunile precedente
eps_cc = fiber_array[(0, self.indx)]
sig_cc = fiber_array[(1, self.indx)]

# se evaluează deformația remanentă
eps_rem = Rez_f( eps_cc, sig_cc, Ecm )

eps = (self.deform / self.L) + ini_strain_f

# noua valoare a deformației se compară cu deformația remanentă
if eps >= eps_rem : return eps_rem
elif eps < eps_rem : return eps

# metoda de calcul a tensiunilor
def stress(self):

    # noua valoare a deformației
    new_e = self.strain()

    # tensiunea în fibra este 0, dacă deformația este mai mare
    # decât deformația remanentă, altfel, se calculează cu modelul
    # constitutiv ciclic
    if new_e >= eps_rem : return 0.
    elif new_e < eps_rem :
        return Concrete_EC2_Cyclic( new_e, eps_cc, sig_cc,
                                     Ecm, eps_cl, fcm )

# metoda de calcul a efortului în fibra de beton
def force(self):

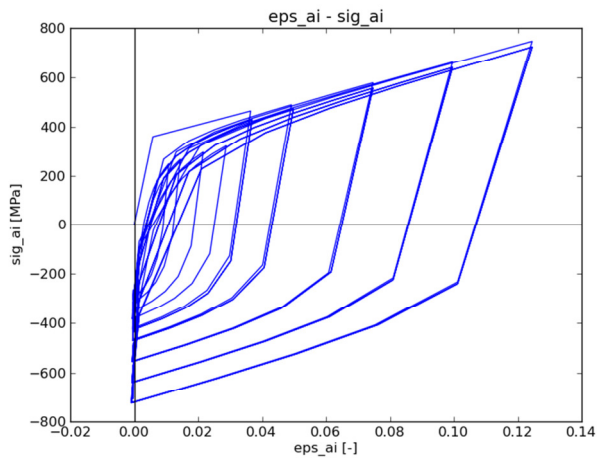
    return self.A * self.stress() / 1000. # rezultat în [kN]

# metoda de actualizare a istoriei de solicitare
def update(self):
    v_e_f.append(self.strain()) # actual. matricea deformațiilor
    v_s_f.append(self.stress()) # actual. matricea tensiunilor

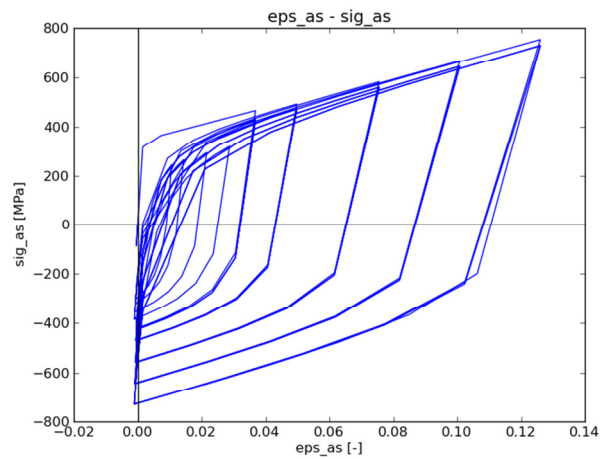
#=====
# END OF: Clasa FIBRELOR DE BETON
#=====

```

ANEXA D - Rezultate obținute cu modelul MCDDI

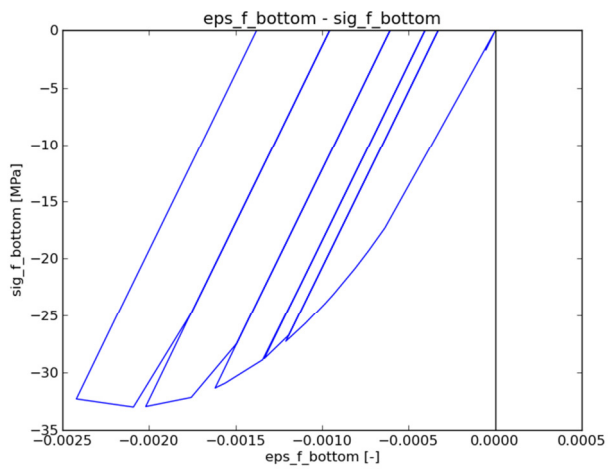


a) AS de la partea inferioară

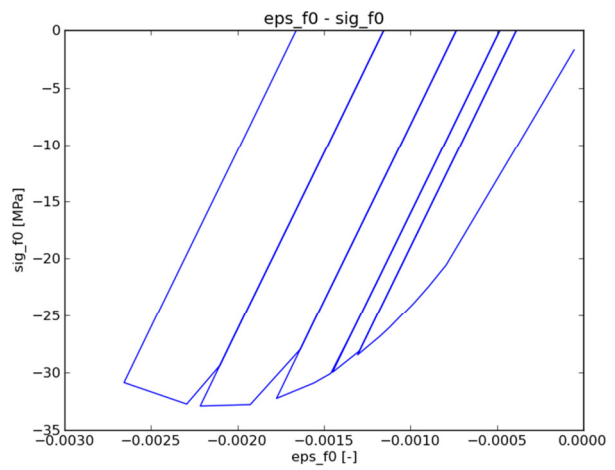


b) AS de la partea superioară

Fig. D.1 Variația efortului unitar în armăturile speciale



a) Fibra extremă de beton inferioară



b) Fibra extremă de beton superioară

Fig. D.2 Variația efortului unitar în fibrele extrem-depărtate de beton

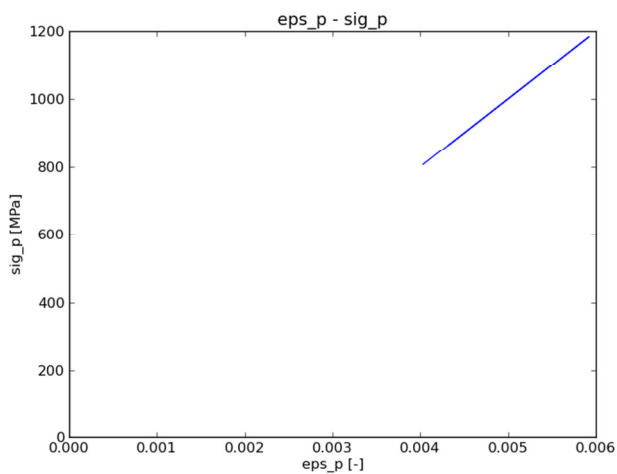


Fig. D.3 Variația efortului unitar în AP

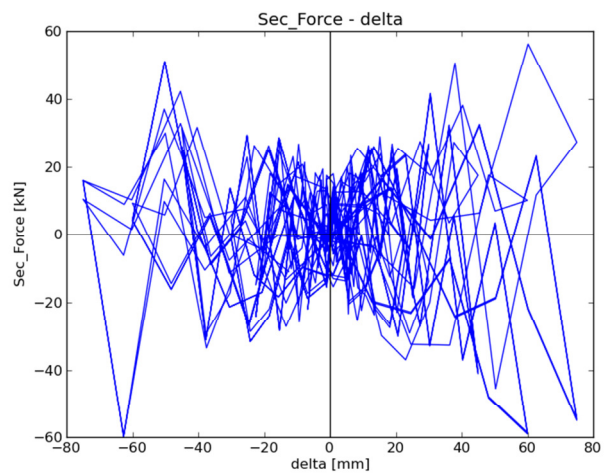


Fig. D.4 Variația rezultantei forței axiale pe întreaga secțiune de grindă

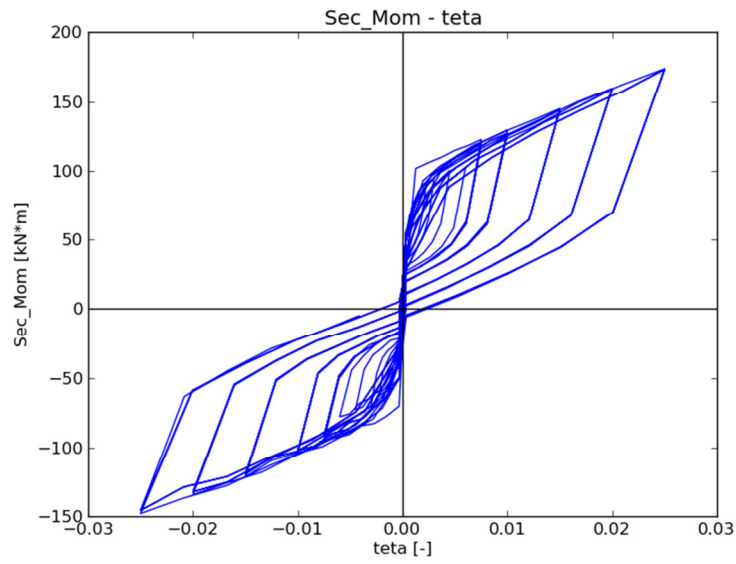


Fig. D.5 Curbele histerezis *Moment-Rotire*

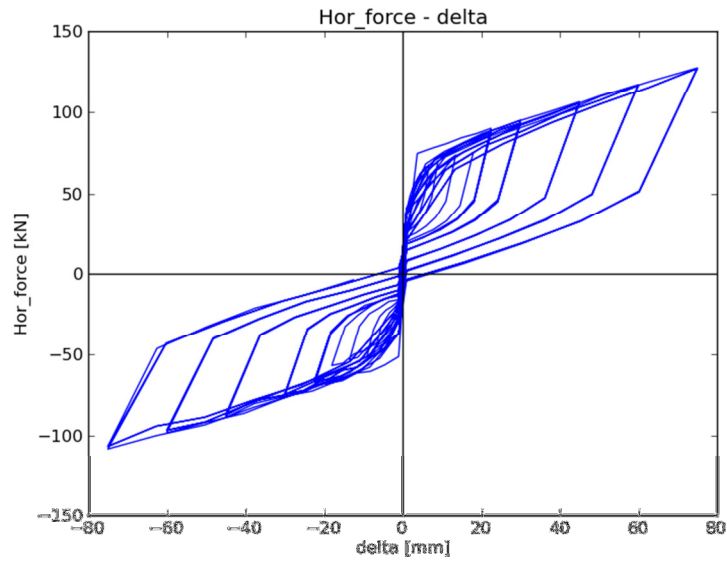


Fig. D.6 Curbele histerezis *Forță-Deplasare*

ANEXA E - Rezultatele analizei efectuate în programul SAP2000

Denumirea nodurilor și a elementelor componente:

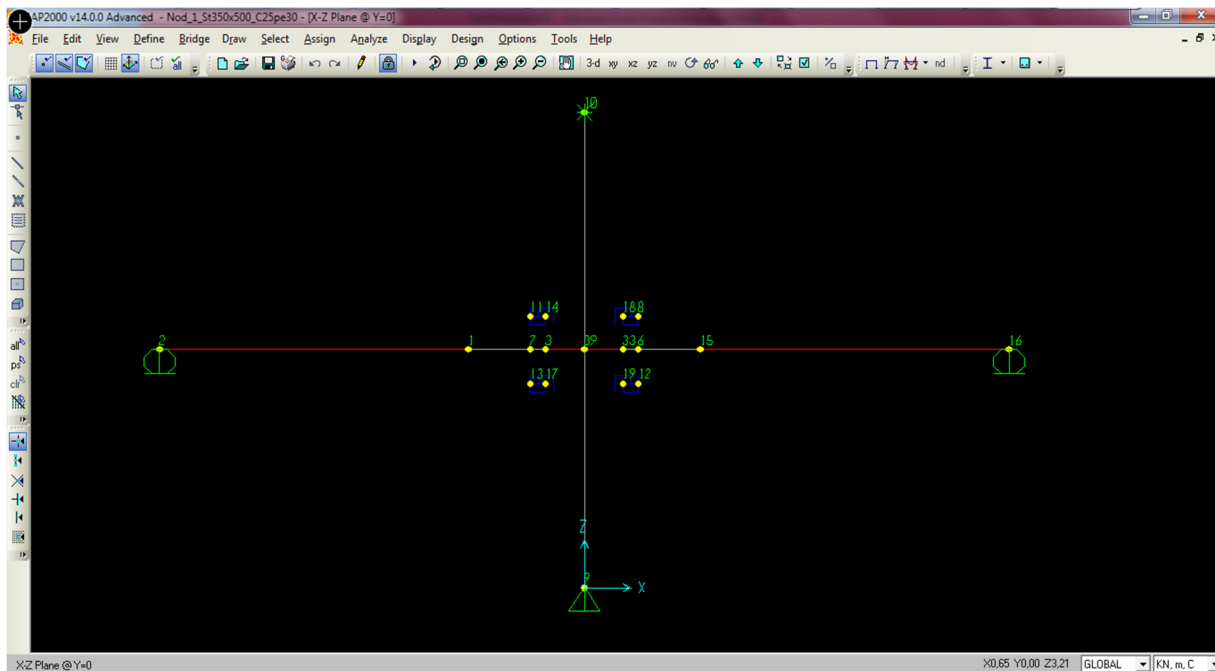


Fig. E.1 Modelul de calcul numeric - denumirea nodurilor

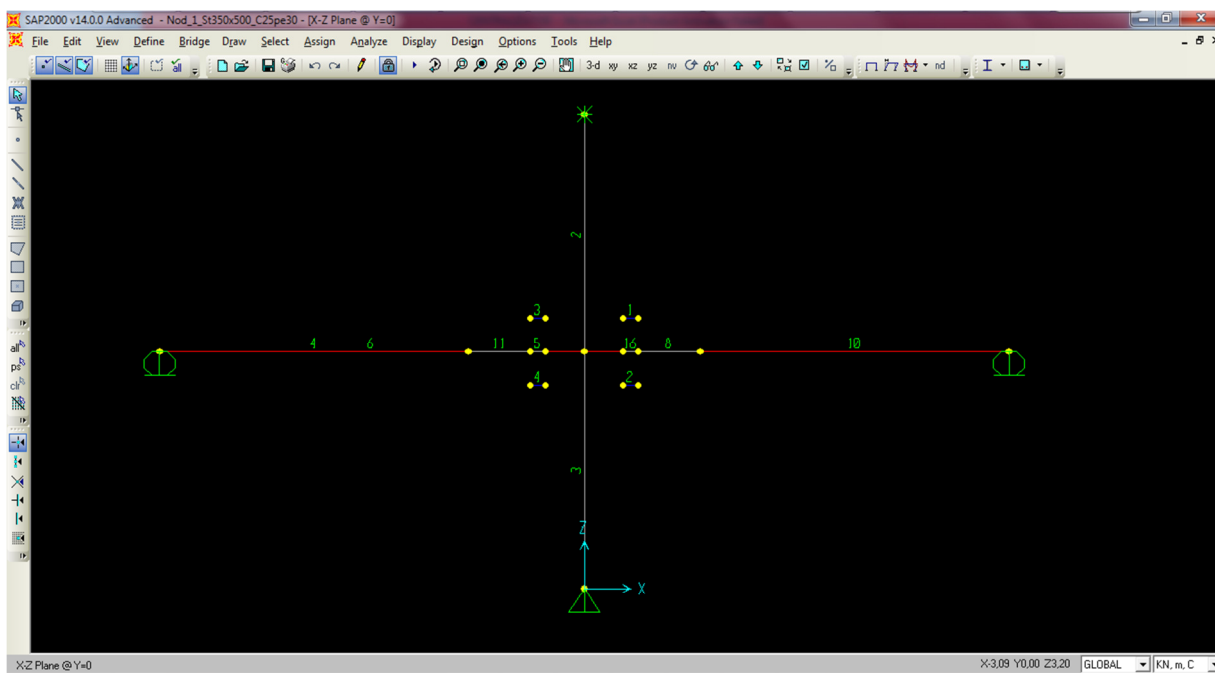


Fig. E.2 Modelul de calcul numeric – denumirea elementelor liniare de grindă și stâlp

Figurile Fig. E.1 și Fig. E.2 însoțesc datele tabelate, care reprezintă rezultate obținute în urma analizei numerice. Fig. E.3 și Fig. E.4 conțin variațiile deplasărilor orizontale și rotațiilor nodurilor situate la baza, mijlocul și vârful subansamblului.

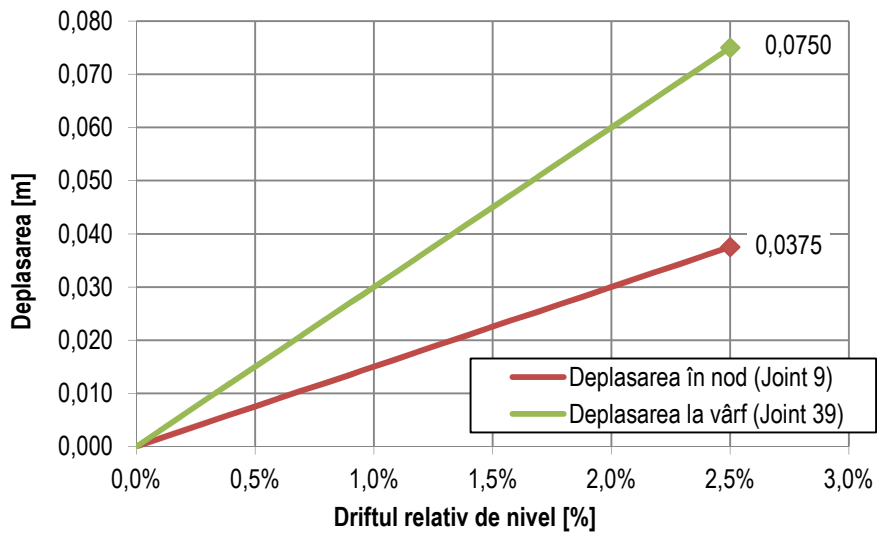


Fig. E.3 Variația deplasărilor în nodurile 9, 39 și 10

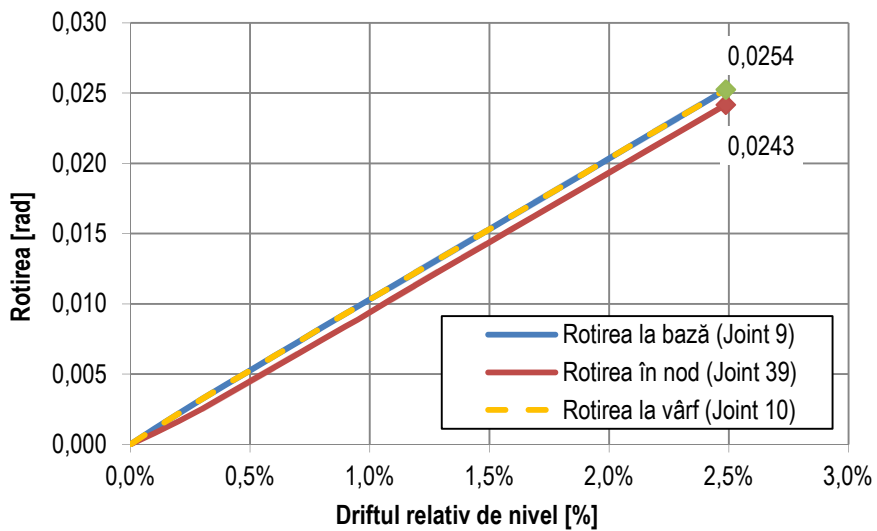


Fig. E.4 Variația rotirilor în nodurile 9, 39 și 10

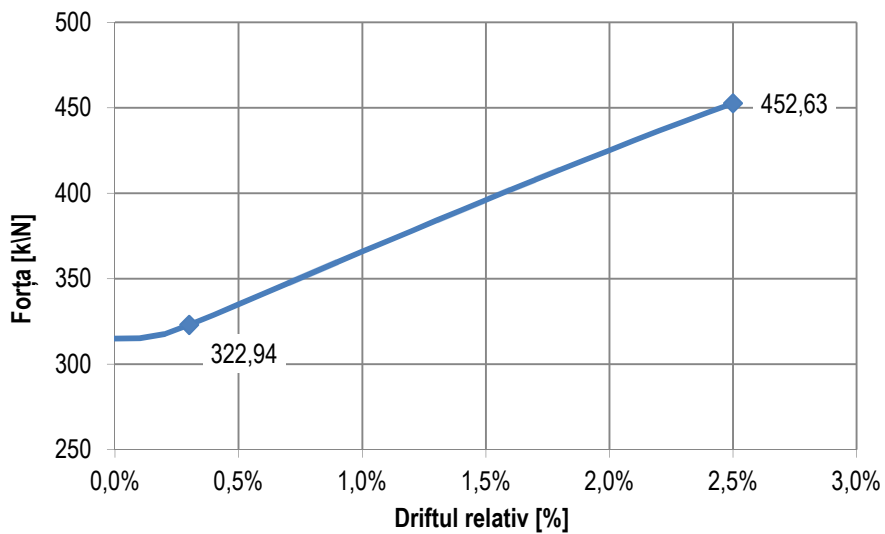


Fig. E.5 Efortul în armătura post-tensionată

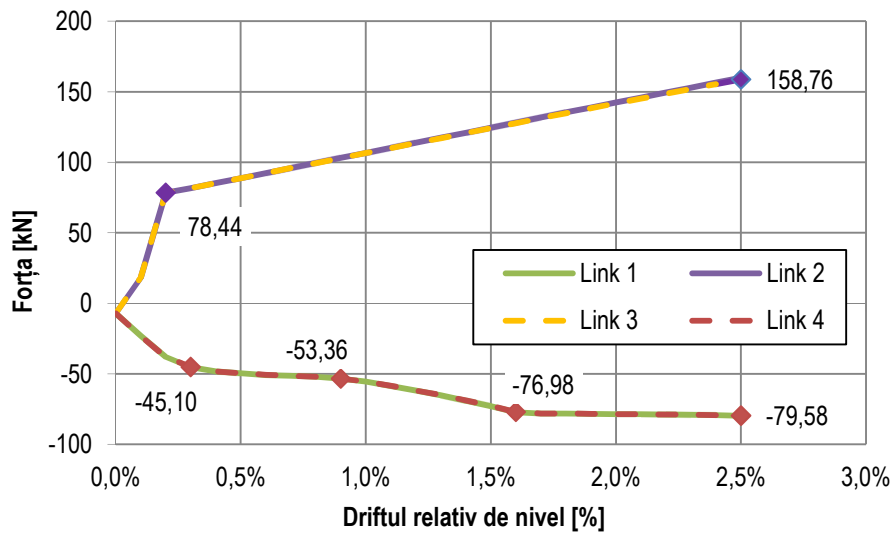


Fig. E.6 Variația forței axiale din armătura specială

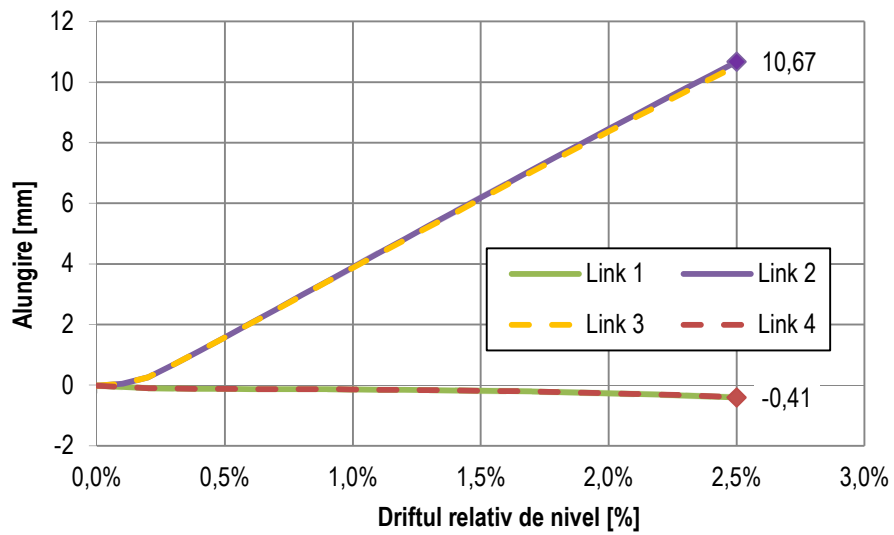


Fig. E.7 Variația alungirilor armăturilor speciale

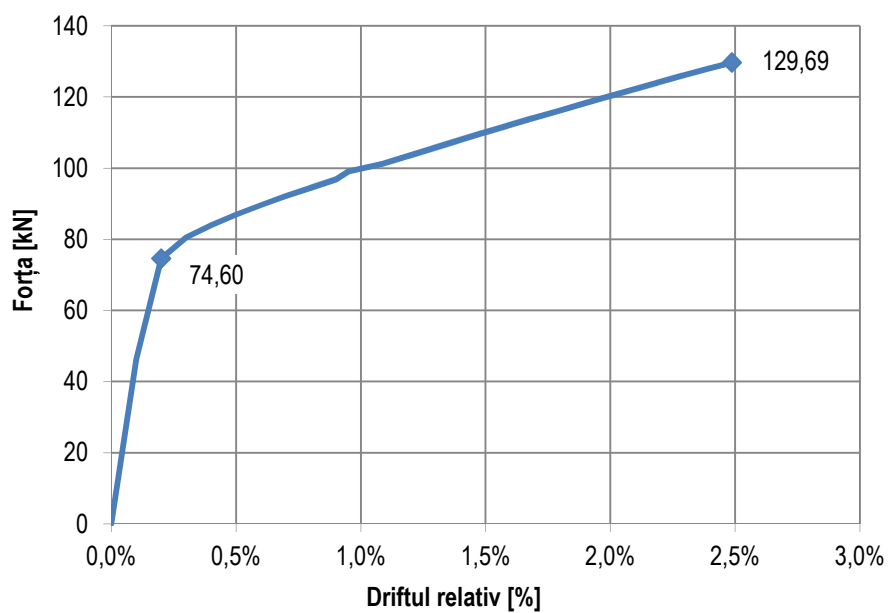


Fig. E.8 Curba forța orizontală – drift relativ de nivel

ANEXA F - Publicații științifice

Articole științifice scrise ca prim autor - Reviste:

- 1) **Faur A.**, Mircea C., Păstrav M., (2011). *A Modeling Technique for Precast Concrete Frames with Hybrid Connections*, Acta Technica Napocensis: Civil Engineering & Architecture – în curs de publicare (Revistă cotate B+).
- 2) **Faur A.**, Mircea C., (2011). *Numerical Investigation of the Nonlinear Cyclic Behavior of Special Reinforcing Bars for Precast Concrete Frames with Hybrid Connections*, Acta Technica Napocensis: Civil Engineering & Architecture – în curs de publicare (Revistă cotate B+).

Articole științifice scrise ca prim autor – Conferințe Internaționale:

- 3) **Faur A.**, Mircea C., (2011). *Research on Self-Centring Ability of Hybrid Frame Connections*, IABSE-IASS Symposium 2011, Taller, Longer, Lighter – Meeting growing demand with limited resources, ISBN: 978-0-7079-7122-3; (lucrarea este cuprinsă în baza de date *Structurae* - <http://en.structurae.de/refs/items/index.cfm?id=r0065116>).
- 4) **Faur A.**, Mircea C., (2011). *Hybrid connections – the sustainable approach for prefabricated frame structures*, Concrete Solutions 2011, 4th International Conference on Concrete Repair, ISBN: 978-0-415-61622-5; (lucrarea este cuprinsă în baza de date *CRCnetBASE* - <http://www.crcnetbase.com/doi/abs/10.1201/b11585-33>).

Articole științifice scrise ca și coautor – Conferințe Internaționale:

- 5) Mircea C., **Faur A.**, (2009). *Seismic performance of a double core RC structure*, Proceedings of the International Association for Shell and Spatial Structures (IASS) Symposium 2009, Evolution and Trends in Design, Analysis and Construction of Shell and Spatial Structures, Alberto DOMINGO and Carlos LAZARO (eds.), ISBN: 978-84-8363-461-5.
- 6) Mircea C., **Faur A.**, (2009). *Structural Behavior of the Transylvanian Business Centre*, Proceedings of the International Seminar of IASS Polish Chapter on Lightweight Structures in Civil Engineering, Warsaw, Poland, 4-5 December 2009, pp. 112-117, ISBN 978-83-924884-3-9.

Research on Self-Centring Ability of Hybrid Frame Connections

Andrei FAUR

Ph.D. Student
Technical University of
Cluj-Napoca
Cluj-Napoca, Romania
andrei.faur@bmt.utcluj.ro

Andrei Faur, born 1984, received his civil engineering degree from the Univ. of Cluj-Napoca. His doctoral studies concern in hybrid frame connections.



Calin MIRCEA

Professor
Technical University of
Cluj-Napoca
Cluj-Napoca, Romania
calin.mircea@bmt.utcluj.ro

Călin Mircea, born 1965, received his civil engineering degree from the Univ. of Cluj-Napoca. His research interests include sustainability of RC and PC structures.



Summary

A research project was done upon hybrid connection for earthquake resistant precast frame structures. A test was performed on a hybrid connection subjected to cyclic loading with drift control, and a numerical model was calibrated. The connection behaviour is modelled considering a new proposal for the mild steel reinforcement constitutive model, which is replaceable, starting from the Menegotto-Pinto equations [1]. The paper presents aspects concerning the research in relation to the residual deformation and energy dissipation corresponding to the damage control limit state. As key parameters the intentionally debounded length of the rebars and the contribution of the mild steel reinforcement were considered.

Keywords: Self-centring; hybrid frame connections; reinforced concrete; earthquake resistance.

1. Introduction

The self-centring ability of earthquake-resistant structures is an optimum solution to ensure buildings' functionality after seismic actions. Unbounded post-tensioned tendons are usually used to reduce (i.e., practically to eliminate) the residual drifts. An experimental (Figure 1) and theoretical research project was performed in order to assess the potential of the hybrid solution for prefabricated RC frame connections, with regards to the criteria given by actual performance based design codes. Next, the paper refers to the structural performance of hybrid RC frame connections, based on a numerical analysis and a validation test, focusing on the residual deformation and the energy dissipation corresponding to the damage control limit state.

2. Research Significance

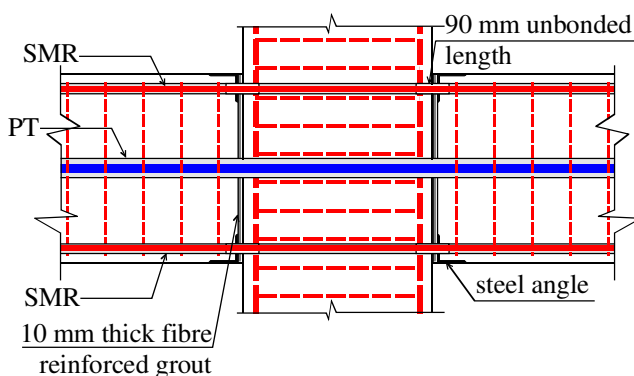
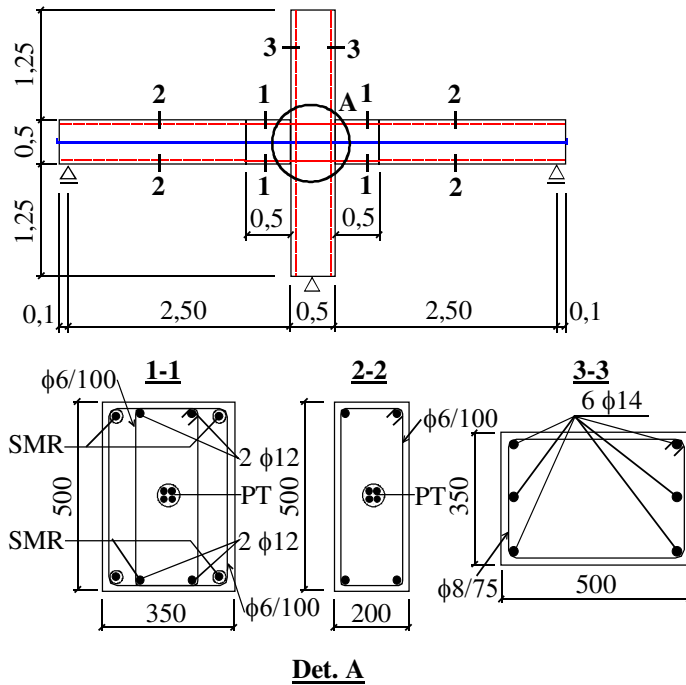


Fig. 1: General view of the testing stand

Post-elastic response of reinforced concrete structures during earthquakes regularly results in significant residual displacements and damages. By guiding the post-elastic energy dissipation into special dismountable passive reinforcement, hybrid beam-to-column connections significantly reduce the residual deformation and practically ensure the restore of the full initial earthquake resistance after replacement. The numerical investigation, calibrated by experiment, reveals that for increasing debounded length of the special mild reinforcement, the residual deformation decreases with a higher rate than the energy dissipated by the connection, offering new perspectives to the future evolution of hybrid earthquake resistant frames.

3. Experimental program

A full scale hybrid connection model was tested to cyclic loading (see Figure 1). The connection was designed for the peak ground acceleration 0,24g and a normalised axial force in the column of 5 %, corresponding to a connection over the ground floor of a multi-story frame structure. Direct Displacement Based Design was considered in accordance with the procedure proposed by Priestley et al [2]. Figure 2 sketches the experimental model.



SMR - 4 $\phi 12$ in 25 mm corrugated sleeves

PT - 4 T12.5 in 50 mm HDPE duct

Fig. 2: Experimental model

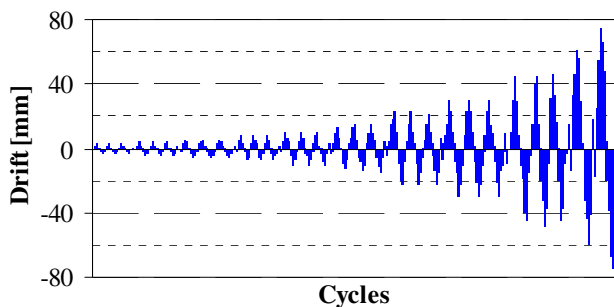


Fig. 3: Control drift by cycles

Figure 2 sketches the experimental model.

Concrete class is C 25/30, with the effective compressive cylinder strength of 33,0 MPa. The mild passive steel reinforcement (even of the special yielding rebars embedded in corrugated sleeves injected with cement grout) has a yielding tensile strength of 355,0 MPa and an ultimate strength of 443,0 MPa, with the corresponding ultimate elongation of 20 %. The special rebars are intentionally debonded over $L_{un}=7,5d_{bl}$ (where d_{bl} is the diameter of the special reinforcement) at the beam-column interface. Post-tensioned unbonded strands, ensuring the self-centring ability, are made of high strength steel of low relaxation class, with the yielding strength of 1636,0 MPa, the tensile strength of 1860,0 MPa and the ultimate strain 2 %. The control post-tensioning stress was 790 MPa.

The specimen was gradually loaded with a horizontal enforced displacement at the top of the beam to column subassembly. In total, 42 full alternate cycles were applied. The control relative drift was increased from 0,1 % up to 2,5 %. Figure 3 shows the testing program.

Alternate drifts were introduced by a hydraulic jack of 3000 kN controlled by a force transducer C6A/3000 kN. The force transducer was connected to a portable multi-channel electronic PC parallel measurement unit Spider 8. Displacements were measured by inductive transducers HBM-WA/300 mm linked to the same PC unit. Half-bridge LY 41-6/120A strain gages were used to measure the strain of the post-tensioned strands and special yielding mild steel rebars, while concrete strains were monitored with dial rigid mechanical devices. Cracks and joints opening were measured with portable instruments.

4. Numerical model of the cyclic behaviour of the beam-column joint

An incremental numerical fibre element procedure was calibrated by the test. The analysis follows a direct incremental scheme, based on the finding of the connection equilibrium in the small

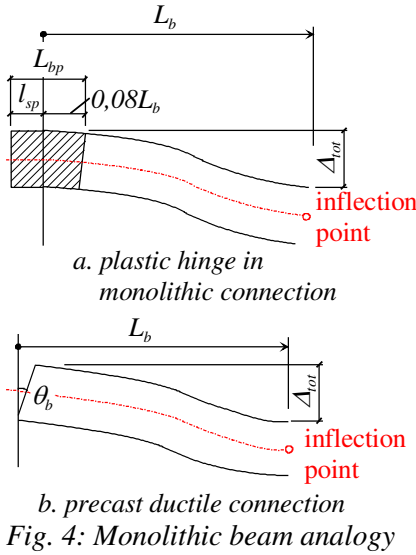


Fig. 4: Monolithic beam analogy

$$\theta_b = \frac{\theta}{1 - h_c / (L_b + h_c)} \quad (1)$$

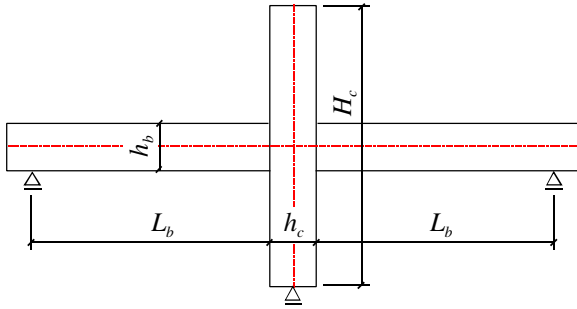
The position of the neutral axis c is identified through an iterative process. At each iteration, the maximum concrete compressive strain can be calculated using the monolithic beam analogy [3]:

$$\varepsilon_c^{max} = \left[\frac{\theta_b L_b}{(L_b - 0,5L_{bp})L_{bp}} + \phi_y \right] c \quad (2)$$

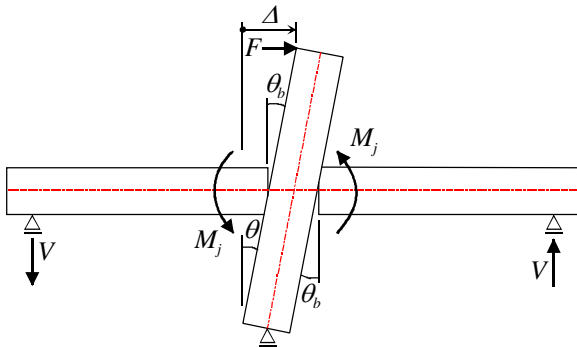
where

L_{bp} - plastic hinge length of the equivalent monolithic beam ($L_{bp} = 0,08L_b + l_{sp}$);

l_{sp} - strain penetration ($l_{sp} = 0,15f_y d_{bl}$);



a. subassemblage layout



b. simplified deformed state

Fig. 5: Post-tensioned beam-column subassemblage

deformation theory and the next general assumptions:

- The column is considered perfectly rigid between two successive inflection points;
- Second order effects for the stress variation in the post-tensioned tendons are neglected except the ones derived from the joints opening, which are distributed by slipping along the entire length;
- The strain of the special yielding rebars on the unbounded length is uniform;
- No loss of bond appears between the passive steel and concrete outside the unbounded length;
- The monolithic beam analogy (Figure 4) [3].

For a given lateral drift Δ (see Figure 5), considering the rotation of the column $\theta = \Delta / H_c$, the joint opening (i.e. the rotation developed at the beam-column interface) θ_b results:

ϕ_y - yield curvature of the equivalent monolithic beam ($\phi_y = 2,10\varepsilon_y / h_b$ [3]);

f_y - yield strength of the mild steel reinforcement;

ε_y - yield strain of the mild steel reinforcement;

d_{bl} - diameter of the mild steel special rebars.

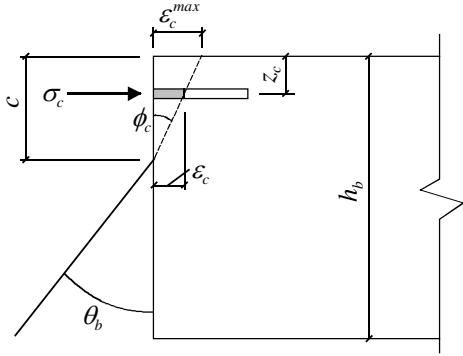
Like in the case of the joints of post-tensioned prefab segmental girders, the beam cross-section at the contact interface does not remain plane after deformation. The curvature ϕ_c of the compressed region is obtained from:

$$\phi_c = \frac{\varepsilon_c^{max}}{c} \quad (3)$$

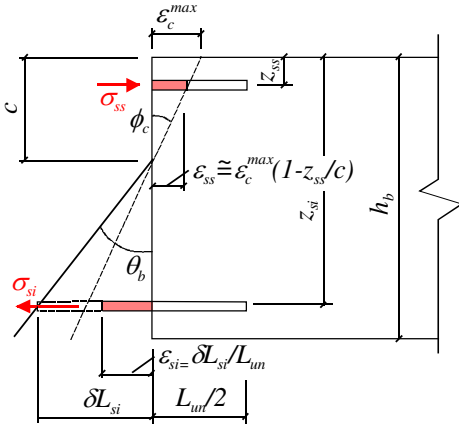
The iterative process ends and the value of the neutral axis c is found when the horizontal equilibrium condition is satisfied (see Figure 6)

$$\int_{A_c} \sigma_c dA + A_{ss} \sigma_{ss} + A_{si} \sigma_{si} + A_p \sigma_p = 0 \quad (4)$$

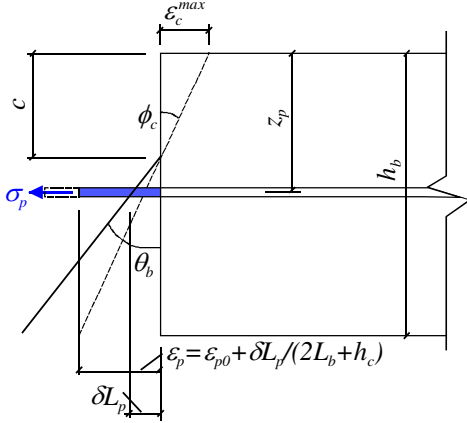
with



a. strain variation on the compressed concrete fibres



b. strain variation in mild steel fibres



c. strain variation in post-tensioned tendon

Fig. 6: Joint behaviour after opening

$$\varepsilon_s^{norm} = \frac{\varepsilon - \varepsilon_r^n}{\varepsilon_y^{n+1} - \varepsilon_r^n} \quad (9)$$

$$\sigma_s^{norm} = \frac{\sigma - \sigma_r^n}{\sigma_y^{n+1} - \sigma_r^n} \quad (10)$$

and

$$b = \frac{E_{sh}}{E_s} \quad (11)$$

A_c – the compressed area of the joint;

σ_c – the compressive stress in concrete at the interface between beam and column;

A_{ss} – area of the top mild steel special rebars;

σ_{ss} – stress in the top mild steel special rebars;

A_{si} – area of the bottom mild steel special rebars;

σ_{si} – stress in the bottom mild steel special rebars;

A_p – area of the post-tensioned unbounded tendon;

σ_p – stress in the post-tensioned unbounded tendon;

The internal bending moment in the joint is then found by

$$M_j = \int_{A_c} \sigma_c (c - z_c) dA + A_{ss} \sigma_{ss} (c - z_{ss}) + A_{si} \sigma_{si} (z_{si} - c) + A_p \sigma_p (z_p - c) \quad (5)$$

and the correspondent shear force (i.e., beam reaction) is calculated with

$$V = \frac{M_j}{L_b} \quad (6)$$

The lateral force, corresponding to the applied horizontal drift is then given by

$$F = \frac{2L_b + h_c}{H_c} V \quad (7)$$

In order to model the cyclic behaviour, the CEB-FIB model [4] was implemented for concrete in compression at loading, and a linear variation after the initial tangent Young modulus at unloading. For the post-tensioned unbounded tendons only the elastic behaviour should be considered.

The cyclic behaviour of the special mild reinforcement was modelled using the uniaxial constitutive law proposed by Menegotto and Pinto [1], due to its simplicity and accuracy. The normalised stress-strain relation is (see Figure 7)

$$\sigma_s^{norm} = b \varepsilon_s^{norm} + \frac{(1-b) \varepsilon_s^{norm}}{\left[1 + (\varepsilon_s^{norm})^R\right]^{1/R}} \quad (8)$$

where

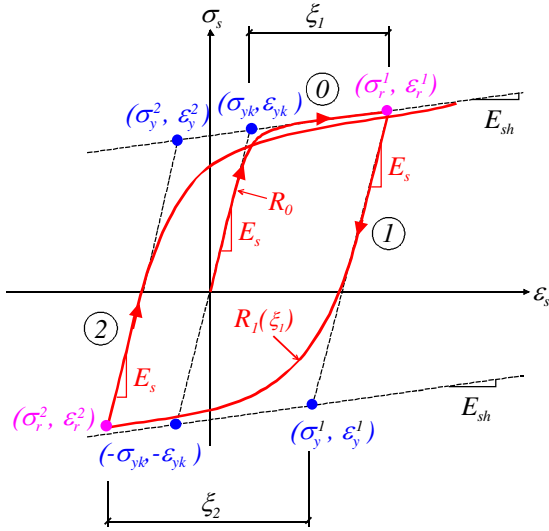


Fig. 7: Menegotto-Pinto constitutive model

The basics of the model consist in finding the curve between two subsequent reversal points (i.e., where deformation changes from loading to unloading or vice versa) guided only by two straight lines: a tangent line having the slope equal to the initial tangent modulus of the stress-strain curve (E_s) and an asymptotic line with the slope equal to E_{sh} (Figure 7). No isotropic or kinematic hardening rules were considered in the analysis. Therefore, when loading or unloading from any reversal point, the tangent and asymptotic lines are already known. In fact, for every reversal point, a unique yielding point exists that can be calculated with simple geometric rules as can be deduced from Figure 7. The Baushinger effect is considered through parameter R_n , which represents the transition radius between the tangent and the asymptotic curve, and varies with respect to the maximum plastic incursion (i.e., the difference between the current reversal point and the previous yielding point) ever reached:

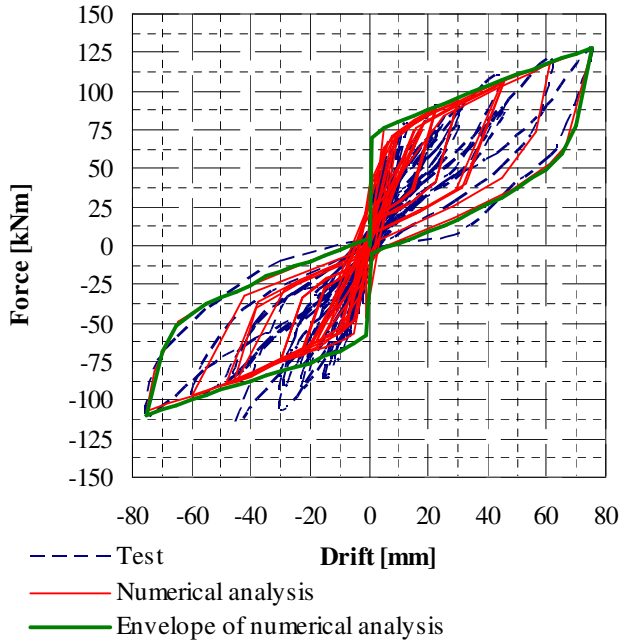


Fig. 8: Validation of the numerical procedure by the hysteretic response of the connection

$$R_n(\xi_n) = R_0 - \frac{A_1 \xi_{max}}{A_2 + \xi_{max}} \quad (12)$$

with

$$\xi_n = \varepsilon_r^n - \varepsilon_y^{n-1} \quad (13)$$

and

$$\xi_{max} = \max(\xi_n) \quad (14)$$

The material constants are $A_1=19$ and $A_2=0,3$, as stated by Gomez and Appleton [5]. The first curvature radius derived from Ramberg-Osgood steel model is $R_0=20$. Finally, the stress and strain are determined from relations (8), (9) and (10). The comparison of the experiment and the numerical analysis, in the terms of force-drift behaviour, is shown in Figure 8. The predicted cyclic curves show a satisfactory envelope of the experimental behaviour, especially when deviating from the elastic behaviour.

5. Analysis of the cyclic behaviour of the beam-column joint

Parametric numerical analyses were performed considering the envelope (i.e., the relative drift is 2,5 %) given by the above presented numerical procedure, considering the same geometry of the model as shown in section 3. The variables considered are the size of the unbounded length L_{un} of the special mild steel reinforcement and the contribution M_s/M_j (Figure 9) of this reinforcement in undertaking the overall lateral drift. Table 1 and Figure 10 summarize the results for the various cases considered.

6. Final Remarks

The proposed numerical model, based on simple and basic structural thinking, predicts the hysteretic response of reinforced concrete hybrid frame connections with satisfactory accuracy. Its simplicity ensures a reliable tool in predicting post-elastic hysteretic behaviour of a connection. The supplementary analyses show very clear that by increasing the unbounded length of the special mild

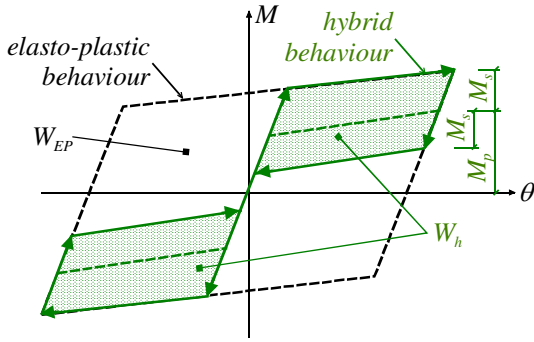


Fig. 9: Moment-rotation response

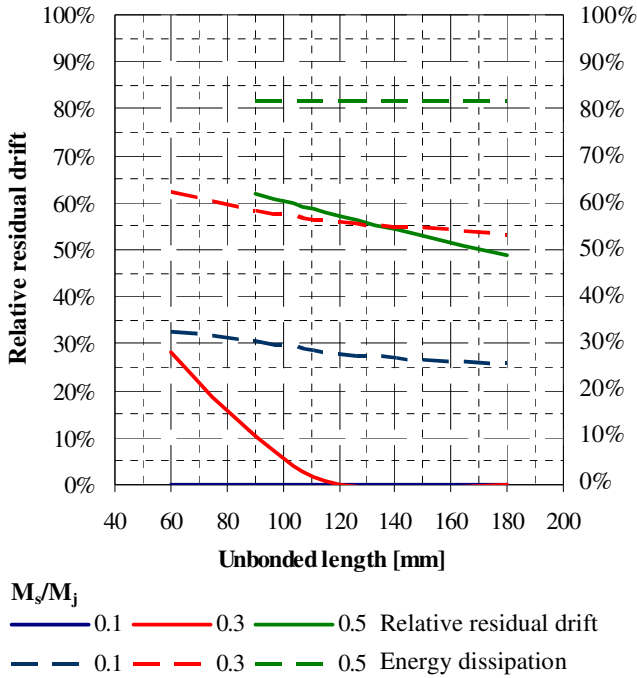


Fig. 10: Influence of unbonded length and mild steel contribution on the final response

Table 1: Results of numerical analysis

M_s/M_j [%]	L_{un} [mm]	F_{max} [kN]	Residual drift		W_h/W_{EP} [%]
			+	-	
			[mm]	[mm]	
10	60	90,63	0	0	32
	90	87,04	0	0	30
	120	86,46	0	0	28
	180	84,62	0	0	26
30	60	140,67	21	-19	62
	90	127,48	8	-6	59
	120	120,47	0	0	56
	180	113,64	0	0	53
50	90	190,16	46	-44	82
	120	175,18	43	-40	81
	180	160,00	37	-35	79

reinforcement, the residual deformation decreases with a higher rate than the energy dissipation capacity of the connection. An optimum size, appears to range about 7,5-10 d_{bl} . However, superior values must be considered in the future if special devices can be implemented in order to reduce the vulnerability to inelastic buckling of the mild steel rebars when subjected to large compressive strains. Also, it should be noticed that when moment contribution is about 50 %, the energy dissipation capacity tends to comply with the monolithic adsorption capacity. A comprehensive study is still necessary on the partial buckling of the rebars introduced in steel sleeves, which can improve the quality of a structure by optimising the energy dissipation capacity for small residual deformation after often met earthquakes.

7. Acknowledgements

This paper was supported by the project "Doctoral studies in engineering sciences for developing the knowledge based society-SIDOC" contract no. POSDRU/88/1.5/S/60078, project co-funded from European Social Fund through Sectorial Operational Program Human Resources 2007-2013.

8. References

- [1] MENEGOTTO, M., PINTO, P.E., "Methods of analysis of cyclically loaded RC plane frames including changes and non-elastic behavior of elements under normal force and bending", *Preliminary Report IABSE*, Vol. 13, 1973, pp. 15-22;
- [2] PRIESTLEY, M. J. N., CALVI, G.M., KOWALSKY, M. J., "Displacement-Based Seismic Design of Structures", *IUSS Press*, 2007;
- [3] PAMPANIN, S., PRIESTLEY, N.J.M., SRITHARAN, S., "Analytical modelling of the seismic behaviour of precast concrete frames designed with ductile connections", *Journal of Earthquake Engineerin*, Vol. 5, No. 3, 2001, pp. 329-365;
- [4] CEB-FIP Model Code 1990: Design Code
- [5] GOMES, A., APPLETON, J., "Nonlinear cyclic stress-strain relationship of reinforcing bars including buckling", *Engineering Structures*, Vol. 19, No. 10, 1996, pg. 822-826.

Hybrid connections – the sustainable approach for prefabricated frame structures

A. Faur & C. Mircea

Technical University of Cluj-Napoca, Cluj-Napoca, Romania

ABSTRACT: Two tests were performed on hybrid frame connection models, a connecting system of linear reinforced concrete members with a great potential in seismic protection. The aim of the paper is to emphasize the ease of replacement of the mild steel reinforcement, which often yields during frequent earthquakes. Despite a slightly inferior structural performance, revealed by the experimental evidence and numerical analyses, the full unbonded mild steel reinforcement is able to open a new direction in structural rehabilitation and repair, these usually very demanding works being reduced to simple and cost-effective operations.

1 PREAMBLE

1.1 Brief introduction to the hybrid RC frame concept

Hybrid RC frame connections are a special type of precast beam to column connection, with a unique post-elastic behavior, as shown by the flag response given in Figure 1.b. The precast concrete frame units are assembled by unbonded post-tensioned strands, while the energy dissipation is ensured by special mild steel reinforcing bars. The main advantage of this type of connection is its self-centering ability, the residual drifts after strong earthquakes being practically insignificant. The concept was developed by Priestley et al. (1999) within the PRESS project, during the last two decades of the previous century.

The layout of the strands runs through linear HDPE ducts placed in the centre of the beams, and passes through the columns too. The post-tensioning force acts to restore the initial displacement state of the frame during and after an earthquake. Besides self-centering, post-tensioning also provides vertical shear resistance through the friction mechanism developed at the beam-column interface, and contributes to the overall bending moment capacity of the connection.

The special mild steel rebars, placed at the top and bottom of the beam, are introduced into ribbed grouted ducts, and partially debonded at the beam-column joint. By plastic incursions, the rebars ensure the post-elastic absorption of the earthquake induced energy.

In order to restore the initial seismic performance of the structure, the special mild steel rebars must be replaced with new ones. However, the replacement is not easy due to their bond to the solid grout, and

expensive devices should be designed. Next, the paper focuses on the dismantling feature of these rebars, as a fundamental component of a sustainable structural earthquake resistant design.

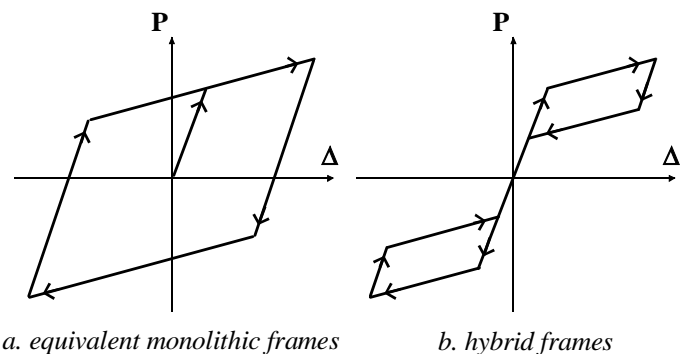


Figure 1. Idealized energy dissipation comparative rules for prefabricated RC frames.

1.2 Research significance

Two tests were carried out in order to assess the performance of a hybrid connection designed using two alternatives.

The first was the traditional one, as presented above, while the second introduced fully debonded mild steel rebars. Next, the paper presents comparative experimental results and theoretical analyses, emphasizing the particular problems for each solution.

Research reveals an apparent superior performance for the special mild reinforcement not entirely intentionally debonded, but its superiority in the terms of the mechanical behavior and elastic beha-

avior, that is not so large, and might be compensated by the ease of replacement of the second solution.

2 TESTING PROGRAM

2.1 Design approach

Direct Displacement Based Design (Paulay 2000) was applied for a seismic scenario corresponding to a six storey hybrid frame structure placed in a region with the design ground acceleration $a_g=0.24g$ and the corner period $T_c=0.1$ s. The method was found more convenient to use than any other traditional seismic force-based design method, because no member rigidity (i.e., beam and column flexural rigidity) is involved in the design process. Moreover, it is a simple procedure, based on a clear and desired failure mechanism, and no sophisticated analysis is needed to determine the structure's real stress state by the time it reaches the imposed displacement. Table 1 presents the deformational, geometrical and gravitational characteristics of the structural model.

Table 1. Equivalent SDOF structure design characteristics.

Δ_d	H_e	θ_y	Δ_y	μ	m_e
mm	m	-	mm	-	to
263	12.576	0.006	75	3.489	224.3

The principle of the method consists in finding of the characteristics of an equivalent single degree of freedom structure (SDOF) that has the same secant stiffness and damping properties as the initial multi degree of freedom structure (MDOF) at the design displacement response. After the design drift is established (i.e., the relative storey drift ratio multiplied by the storey height), the yield drift θ_y results from:

$$\theta_y = 0.5 \left(0.5 \varepsilon_y \frac{L_b}{h_b} \right) \quad (1)$$

where ε_y = mild steel yield strain; L_b = beam span; and h_b = beam height. As stated by Priestley (2002), the yield drifts for hybrid frame structures are about 40÷50% of those for monolithic ones. This implies a higher ductility ratio with respect to the same design drift. Thus, the system ductility is obtained by dividing the design displacement to the yield displacement:

$$\mu = \frac{\Delta_d}{\Delta_y} \quad (2)$$

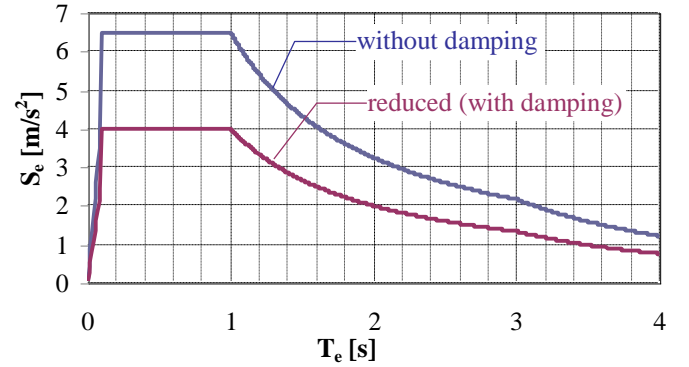
where μ = system ductility;

Δ_d = design displacement;

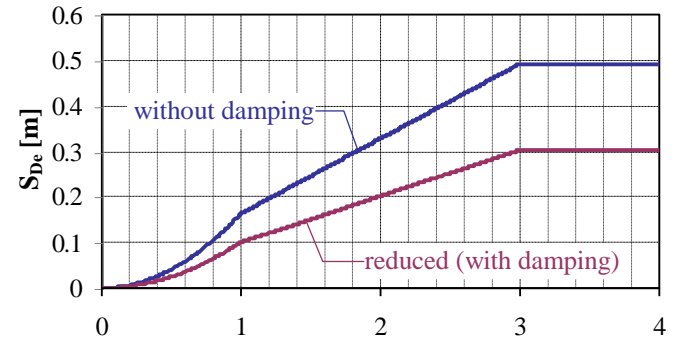
and Δ_y = yield displacement. The design and yield

displacement refer to the SDOF equivalent structure and are obtained by multiplication of design and yield drifts with the SDOF effective height.

An equivalent viscous damping is needed in order to include the elastic and the hysteretic damping of the system. A reduction factor for the corner displacement corresponding to the known damping can then be used for reducing the elastic displacement spectrum, as shown in Figure 2. After that, the effective period T_e of the equivalent SDOF structure is found directly from the already obtained reduced displacement spectrum. Table 2 shows the damping properties of the structure.



a. elastic acceleration spectrum



b. elastic displacement spectrum

Figure 2. Design spectrums.

Table 2. Damping characteristics for the equivalent structure.

ζ_{el}^*	ζ_{hyst}^{**}	ζ_{eq}^{***}	R_ζ^{****}	T_e
-	-	-	-	sec
0.05	0.128	0.149	0.643	2.496

* ζ_{el} = elastic damping

** ζ_{hyst} = hysteretic damping

*** ζ_{eq} = equivalent hysteretic damping

**** R_ζ = corner displacement reduction factor

The secant stiffness of the substitute structure K_e is:

$$K_e = \frac{4\pi^2 m_e}{T_e^2} \quad (3)$$

where m_e = equivalent mass of the substitute structure; and finally the design base shear force is found

with

$$V_{base} = K_e \cdot \Delta_d \quad (4)$$

The design internal forces in the structural members are found by the distribution of the base shear force to the floor levels and considering the simple equilibrium rules assuming that no bending moments are developed at the members' midspan.

Table 3 presents the main internal forces (see Fig. 3) associated with the secant stiffness of the experimental models.

Table 3. Bending moment design results for the connection.

K_e	V_{base}	M_s	M_p	M_d	M_s/M_d
kN/m	kN	kNm	kNm	kNm	%
1421.2	374.2	48.0	110.8	158.7	30

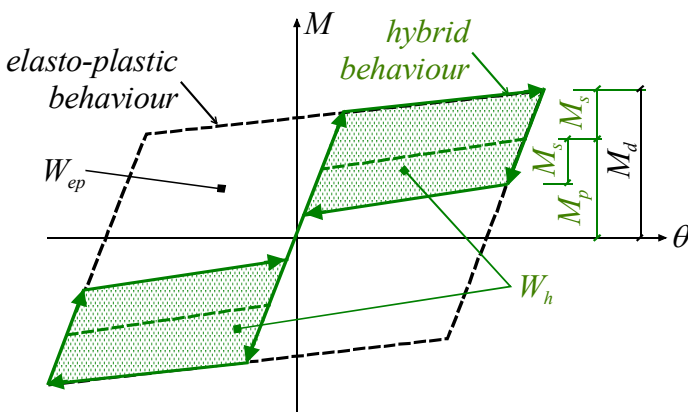


Figure 3. Idealized moment-rotation response.

With the known design bending moment and rotation at the contact interface between the beam and the column, the quantities of special reinforcement and post-tensioned strands are found using the guidelines proposed by ACI T1.2-03 (2003). A contribution of 30 % for the special reinforcement (M_s) from the overall design bending moment (M_d), as presented in Figure 3, was considered. According to Priestley et al. (2007), it seems that this is the optimum percentage to minimize the residual drifts and to keep the connection energy-dissipation performance to an acceptable level.

One of the key features of a hybrid connection is the intentionally debonded length of the special mild steel reinforcement, which is located at the beam-to-column interface, as presented in Figure 4 (see also Fig. 6.a). One reason for making this adjustment is to delay the fracture of the special reinforcement by minimizing the strains encountered during an earthquake.

During a seismic event, the mild steel rebars will lose adherence in the zones adjacent to the deliberately unbonded length, as a consequence to the inelastic strain penetration developed in the these bonded regions. According to ACI T1.2-03 (2003), this additional unbonded length is taken for design purpose at ultimate conditions only as $5.5d_{bl}$. It

should be mentioned that the specified value is considered as the sum of the strain penetration encountered at both sides of the deliberately unbonded length (see Fig. 4).

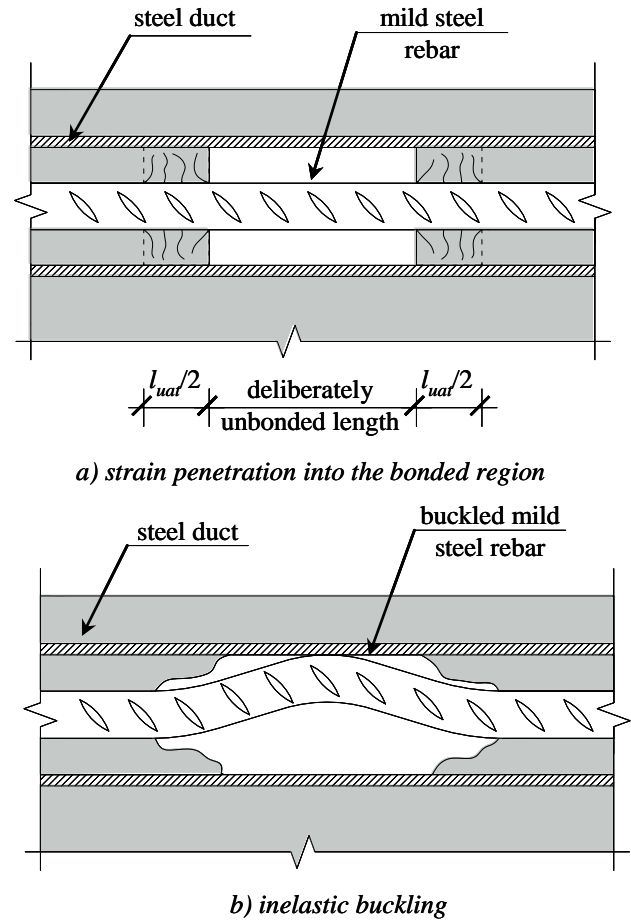


Figure 4. Rebar behavior over the debonded length.

However, following a series of tests and mathematical analyses, Raynor et al. (2002) stated that a lower value is more reliable than the one proposed by ACI T1.2-03 (2003). They also recommend that the total additional unbonded length should be calculated by

$$l_{uat} = 2 \times \frac{2.1(\sigma_u - \sigma_y)}{(f'_g)^{1.5}} d_{bl} \quad (5)$$

where l_{uat} = the additional unbonded length developed at both sides of the intentionally unbonded length;

σ_u = bar ultimate strength;

σ_y = bar yield strength; f'_g = bond grout strength;

and d_{bl} = steel bar diameter.

As recently reported by the authors, nonlinear cyclic analyses revealed that the unbonded length of the special mild reinforcement has a major influence upon the recentering ability of the connection and its energy dissipation capacity. A larger value reduces the residual drifts but provides less performance in terms of the energy dissipation. However, future discussions about larger design values for the design

drifts associated with longer debonded lengths should be based on more experimental evidence.

The first tested model followed a conventional hybrid design approach, but with an easier access to the mild reinforcement by placing it beyond the bottom plan of the slab as shown in Figures 6.a, b. As observed after the test, the mild steel rebars introduced in grouted corrugated sleeves (Fig. 6.b) were practically impossible to be replaced, their withdrawal being very difficult, as emphasized in Figure 5, and any future possibility to introduce new bonded rebars would be unlikely without considerable and very costly efforts.



Figure 5. Idealized moment-rotation response.

The second model (see Fig. 6.c) was conceived to ensure a much easier replacement of the special mild steel reinforcement that yields during a severe earthquake.

The alternative presumes the lack of bond of the mild steel reinforcement, which is able to have a uniform strain on its full length. A viscous grease injection of the sleeve, as usually used in unbonded post-tensioning, may be adequate to remove the corrosion vulnerability of the rebars. Post-elastic buckling was prevented by a special device, ensuring discrete and controlled deformable contacts with the rebars.

2.2 Experimental models

Figure 6 underlines the dismantability concept for the two experimental models, in relation with a traditional hybrid connection. The full scale experimental models are shown in Figure 7.

The models were built with a C 25/30 concrete strength class, with an effective compressive cylinder strength of 33 MPa. The mild passive steel reinforcement had a yielding tensile strength of 355 MPa and an ultimate strength of 443 MPa, with the corresponding ultimate strain equal to 20 %. The

post-tensioned unbonded strands, ensuring the self-centering ability, were made of high strength steel of low relaxation class, with a yielding strength of 1636 MPa, a tensile strength of 1860 MPa, and a corresponding ultimate strain of 2 %. The control stress in the post-tensioned strands was 790 MPa, about 50 % of the yielding strength.

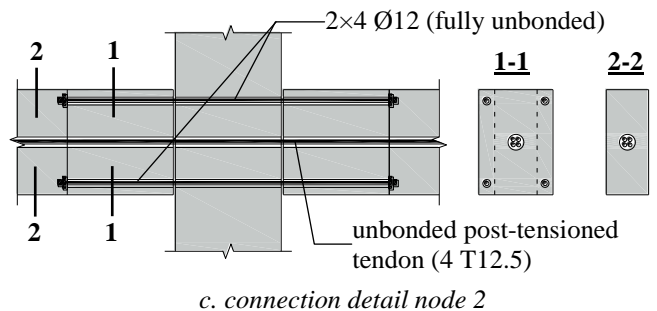
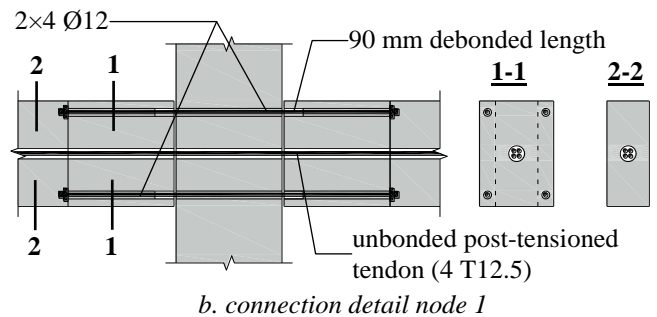
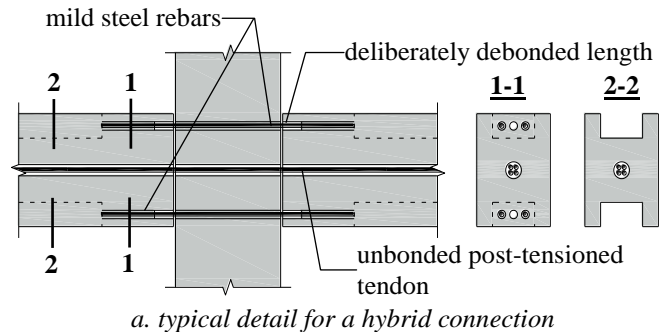


Figure 6. Hybrid beam-column connections.

2.3 Equipment and loading program

The specimens were gradually loaded with a horizontal enforced displacement at the top of the beam to column subassembly.

In total, 42 full alternate similar cycles were applied to both tested models. The relative control drift was increased step by step from 0.1 % up to 2.5 %, which the damage limit control considered.

The alternant drifts were imposed by a hydraulic jack of 3000 kN controlled by a force transducer C6A/3000 kN. The force transducer was connected to a portable multi-channel electronic PC parallel measurement unit Spider 8. Displacements were measured by inductive transducers HBM-WA/300 mm linked to the same PC unit.

Half-bridge LY 41-6/120A strain gauges were

used to measure the strain of the post-tensioned strands and special yielding mild steel rebars, while concrete strains were monitored with dial rigid mechanical devices. Crack and joint openings were measured with portable optical instruments and distance roulettes.



a. node 1

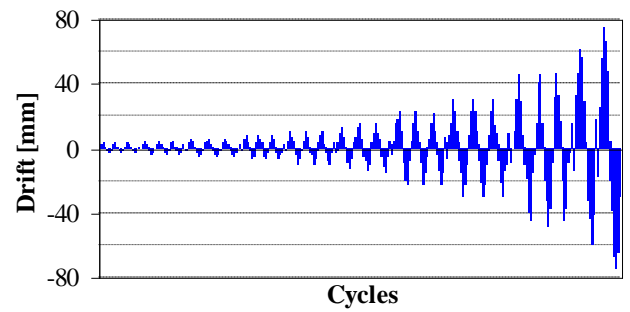


b. node 2

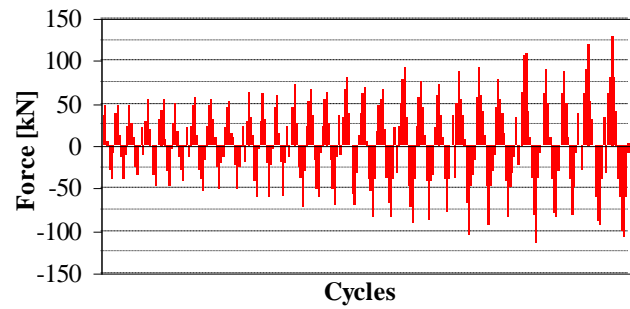
Figure 7. Experimental models.

Figure 8 shows the testing program in the terms of the control drift, and the correspondent forces in

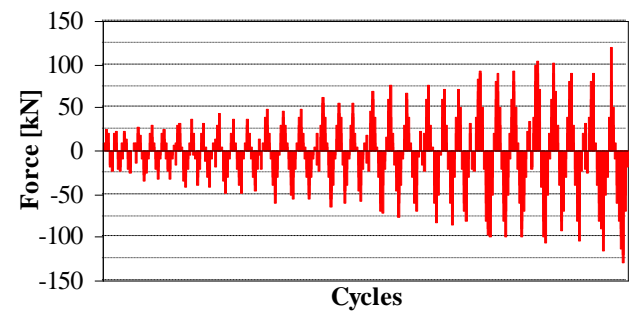
the jacks, registered for both experimental models considering the same control drift.



a. control drift



b. horizontal force in the jack in test 1



c. horizontal force in the jack in test 2

Figure 8. Loading programs.

3 COMPARATIVE RESULTS

Figure 9 presents a comparative full hysteretic behavior of the two tested models.

In order to emphasize the influence of the dismountability upon the connection behavior, Figure 10 shows the envelope of the maximum drifts registered during the tests.

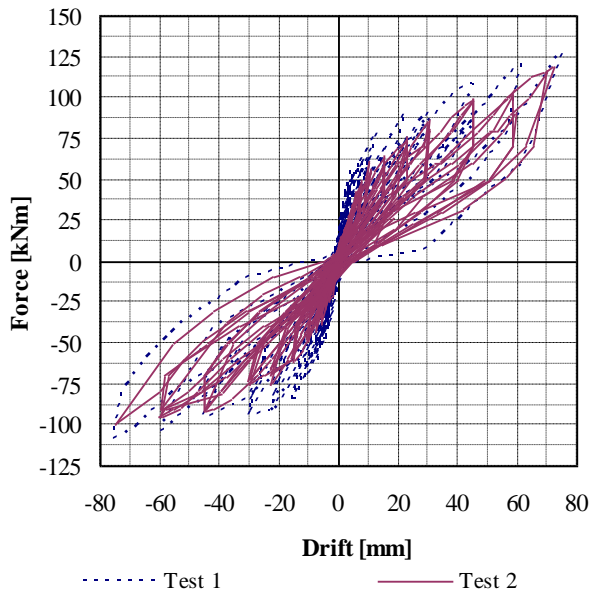


Figure 9. Hysteretic response of the connections

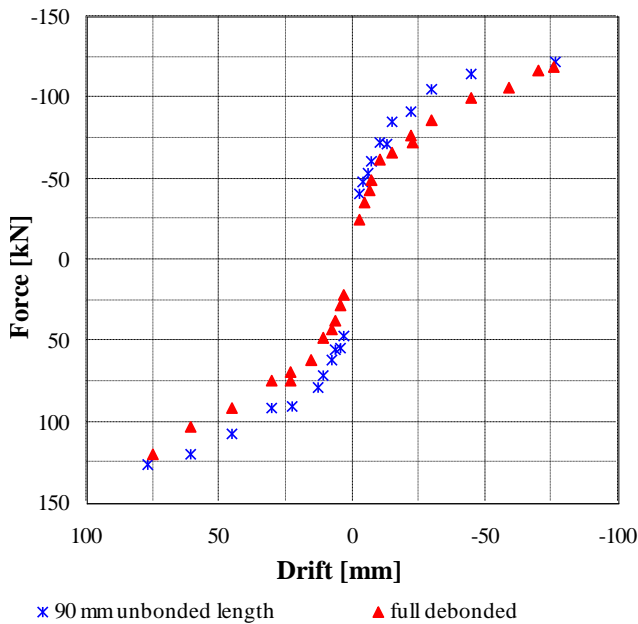


Figure 10. Experimental envelopes for the test maximum displacements.

4 CONCLUSIONS AND COMMENTARIES

In the case of the first specimen, the mild yielded reinforcement was very difficult to be pulled out of its ducts, due to the intense bond caused by the tri-axial stress state. A realistic estimation of the additionally unbonded length can minimize the effort of pulling the bars out of their steel ducts and breaking the bond. This also implies the fact that the steel bar is able to maintain its initial straight layout, even at higher drifts. It is known that the reinforcing bars subjected to large cyclic strains are more likely to buckle even for lower values of L/d_{bL} ration, where L is the unfixed bar length. If this occurs, it is likely

for the special reinforcement bar to get stuck in the steel duct.

For the second specimen, the extraction of the re-bars was much easier and the conditions for the full replacement were ensured.

However, in terms of the performance up to the damage limit control drift, the first model performed better. Its bearing capacity was greater at the ultimate drift by about 5 %, but up to that limit the difference was up to 16 %. The numerical analyses (see Fig. 11), showed that the difference in bearing capacity increased approximately linearly up to a 10 %. It is clear that the second approach leads to a more flexible connection, but in practical terms the difference is not very significant. A greater deformational potential may be assumed for the second model, as long as local post-elastic buckling is prevented. Thus, the energy dissipation capacity may also be improved

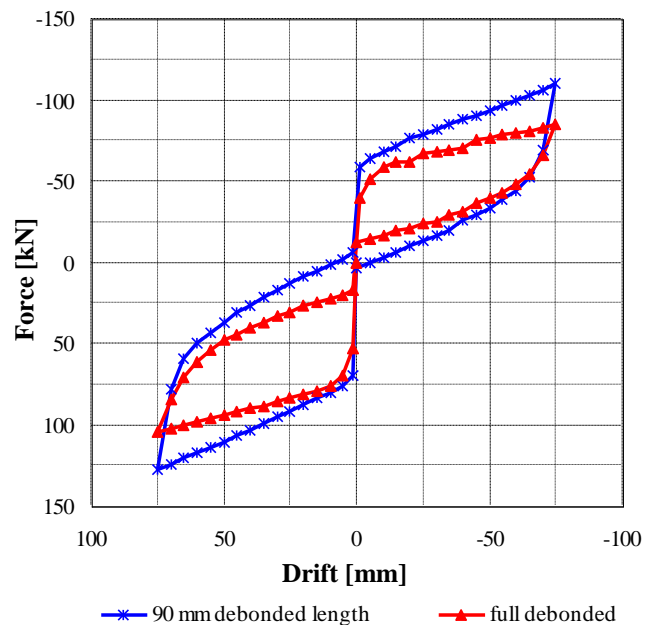


Figure 11. Theoretical envelope of the loading-unloading cycles.

5 ACKNOWLEDGEMENTS

This paper was supported by the project "Doctoral studies in engineering sciences for developing the knowledge based society-SIDOC" contract no. PO-SDRU/88/1.5/S/60078, project co-funded from European Social Fund through Sectorial Operational Program Human Resources 2007-2013.

6 REFERENCES

- ACI T1.2-03, Special Hybrid Moment Frames Composed of Discretely Jointed Precast and Post-Tensioned Concrete Members.
- Paulay, T. 2000. A simple displacement compatibility-based design strategy for reinforced concrete buildings, *Proceedings of the 12 World Conference on Earthquake Engineering* Paper No. 0062.
- Priestley, M.J.N., Sritharan, S., Conley, J.R. & Pampanin, S. 1999. Preliminary results and conclusions from the PRESSS five-storey precast concrete test building, *Journal of the Precast/Prestressed Concrete Institute* 44 (6) : 42-67.
- Priestly, M. J. N. 2002. Direct Displacement-Based Design of Precast/Prestressed Concrete Buildings. *PCI Journal* November-December: 66-80.
- Priestley, M. J. N., Calvi, G.M., Kowalsky, M. J. 2007. *Displacement-Based Seismic Design of Structures*. Pavia: IUSS Press.
- Raynor, D.J., Lehman, D.E., Stanton, J.F. 2002. Bond-Slip Response of Reinforcing Bars Grouted in Ducts. *ACI Structural Journal* 99(5): 568-576.