



UNIVERSITATEA TEHNICĂ DIN CLUJ-NAPOCA

FACULTATEA DE CONSTRUCȚII

*Ing. Ioana Cristina MUREȘAN (căs. TOMĂȘCU)*

## **TEZĂ DE DOCTORAT**

ANALIZA NELINIARĂ A ÎMBINĂRILOR GRINDĂ-  
STÂLP CU PLACĂ DE CAPĂT EXTINSĂ ȘI ȘURUBURI

Conducător științific,

Prof.dr.ing. Mircea PETRINA

---

2017

## Cuprins

Lista figurilor .....	iii
Lista tabelelor .....	vi
Notații și abrevieri .....	vii
<b>1. Introducere .....</b>	<b>1</b>
1.1 Contextul tematic al cercetării.....	1
1.2 Obiectivele tezei de doctorat .....	3
1.3 Structura tezei de doctorat.....	4
<b>2. Îmbinări din oțel grindă-stâlp – stadiul actual al cercetărilor în domeniu .....</b>	<b>6</b>
2.1 Scurt istoric al îmbinărilor structurilor din oțel.....	6
2.2 Îmbinări cu placă de capăt și șuruburi.....	9
2.3 Stadiul actual al cercetărilor în domeniul îmbinărilor grindă-stâlp din oțel cu placă de capăt și șuruburi .....	13
2.3.1 Studii experimentale din literatura de specialitate.....	13
2.3.2 Studii numerice pe baza metodei elementelor finite din literatura de specialitate .....	20
2.4 Proiectarea îmbinărilor structurilor din oțel conform SR EN 1993-1-8.....	26
2.4.1 Generalități și definiții.....	26
2.4.2 Clasificarea îmbinărilor conform SR EN 1993-1-8.....	28
2.4.3 Modelarea îmbinărilor conform SR EN 1993-1-8.....	34
2.4.4 Metoda componentelor.....	35
2.5 Clasificări ale îmbinărilor propuse de alte normative sau alți cercetători .....	40
2.6 Avantajele și dezavantajele îmbinărilor cu placă de capăt și șuruburi.....	44
<b>3. Cercetări experimentale .....</b>	<b>46</b>
3.1 Descrierea ansamblului grindă-stâlp studiat.....	46
3.2 Determinarea caracteristicilor de material .....	47
3.3 Procedura de testare conform ECCS .....	51
3.4 Derularea încercărilor și rezultatele obținute .....	52
3.4.1 Testul 1 – încărcare monoton crescătoare – de sus în jos.....	56
3.4.2 Testul 2 – încărcare monoton crescătoare – de jos în sus.....	58
3.4.3 Testul 3 – încărcare ciclică .....	60
<b>4. Modele pentru analiza comportării îmbinărilor cu placă de capăt extinsă și șuruburi .....</b>	<b>64</b>
4.1 Descrierea modelului numeric .....	65
4.1.1 Generarea modelului cu elemente finite.....	66

---

4.1.2	Analiza stării de tensiuni în structură .....	72
4.1.3	Validarea modelului propus .....	75
4.1.4	Modelarea tensiunilor reziduale .....	78
4.2	Studiu parametric al comportării îmbinării cu placă de capăt extinsă și șuruburi.....	81
4.2.1	Influența grosimii plăcii de capăt .....	82
4.2.2	Influența înălțimii grinzii.....	87
4.2.3	Influența diametrului șuruburilor .....	91
4.2.4	Influența clasei șuruburilor.....	95
4.2.5	Influența rigidizărilor .....	98
4.3	Modelul Richard-Abbott modificat (model propus de autor).....	100
4.3.1	Modelul pentru solicitare monotonă.....	103
4.3.2	Modelul pentru solicitare ciclică .....	108
4.4	Influența forței axiale asupra comportării îmbinării cu placă de capăt extinsă și șuruburi .....	111
<b>5.</b>	<b>Concluzii, contribuții personale, direcții viitoare de cercetare .....</b>	<b>120</b>
5.1	Concluzii .....	120
5.2	Contribuții personale .....	126
5.3	Valorificarea rezultatelor.....	127
5.4	Direcții viitoare de cercetare .....	128

## Lista figurilor

Figura 2-1 Îmbinare cu placă de capăt .....	9
Figura 2-2 Elementele principale ale unei îmbinări cu placă de capăt și șuruburi.....	10
Figura 2-3 Îmbinare cu placă de capăt .....	11
Figura 2-4 Îmbinare cu placă de capăt extinsă.....	11
Figura 2-5 Îmbinare cu placă de capăt exactă [74].....	12
Figura 2-6 Îmbinare cu placă de capăt extinsă [74].....	12
Figura 2-7 Rigidizarea panoului de inimă al stâlpului .....	12
Figura 2-8 Definiția nodului și a îmbinării [139], [140] .....	27
Figura 2-9 Deformația prin rotire a unei îmbinări [4], [6] .....	27
Figura 2-10 Curba caracteristică de comportare a unei îmbinări rezistente la moment [4].....	28
Figura 2-11 Clasificarea nodurilor după rigiditate [4], [139] .....	31
Figura 2-12 Condițiile de nod articulată după criteriul de rezistență .....	31
Figura 2-13 Condițiile de nod total rezistent după criteriul de rezistență .....	32
Figura 2-14 Condițiile de nod parțial rezistent după criteriul de rezistență.....	32
Figura 2-15 Clasele de ductilitate pentru noduri [142] .....	33
Figura 2-16 Capacitatea de rotire a unui nod [142].....	33
Figura 2-17 Zonele de solicitare într-un nod [139] .....	36
Figura 2-18 Componentele active și modelul mEcanic adoptat pentru îmbinarea studiată .....	37
Figura 2-19 Modelarea tălpii stâlpului și a plăcii de capăt prin intermediul elementelor T Echivalent [139].....	38
Figura 2-20 Modurile de cedare ale componentelor și elementelor T Echivalente [139] .....	38
Figura 2-21 Definiție caracteristici de rigiditate, rezistență și ductilitate pentru îmbinări parțial rezistente [6].....	40
Figura 2-22 Clasificarea îmbinărilor propusă de Bjorhovde ș.a. [6] .....	42
Figura 2-23 Clasificarea îmbinărilor propusă de Nethercot ș.a., în starea limită de serviciu [6] .....	44
Figura 2-24 Clasificarea îmbinărilor propusă de Nethercot ș.a., în starea limită ultimă [6] .....	44
Figura 3-1 Ansamblul grindă-stâlp testat experimental și îmbinarea grindă-stâlp propriu-zisă .....	47
Figura 3-2 Dimensiunile profilurilor alcătuite pentru stâlp și grindă și a plăcii de capăt.....	47
Figura 3-3 Mașina de încercat Instron 8801 .....	48
Figura 3-4 Epruvetă tip halteră: formă și dimensiuni.....	48
Figura 3-5 Epruveta după prelucrare .....	49
Figura 3-6 Curbele caracteristice $\sigma$ - $\epsilon$ obținute prin încercări în laborator.....	50
Figura 3-7 Curba caracteristică de material pentru șuruburi .....	51
Figura 3-8 Determinarea limitei elastice [5] .....	52
Figura 3-9 Instrumente utilizate în laboratorul de încercări: a) presa cu ulei, b) cele două pistoane, c), d) traductor de forțe de tip HBM, e) traductor de deplasare .....	53
Figura 3-10 Deformarea elementelor conectate .....	54
Figura 3-11 Testul 1 – încărcare monoton crescătoare până la cedare – de sus în jos .....	56
Figura 3-12 Curba forță-deplasare corespunzătoare primului test .....	57
Figura 3-13 Cedarea îmbinării prin deformarea plăcii de capăt și degradarea primelor două rânduri de șuruburi .....	57
Figura 3-14 Caracteristica moment încovoietor-rotire relativă aferentă primului test.....	57
Figura 3-15 Testul 2 – încărcare monoton crescătoare până la cedare – de jos în sus.....	58
Figura 3-16 Curba forță-deplasare corespunzătoare testului 2.....	59

<i>Figura 3-17 Cedarea îmbinării prin deformarea plăcii de capăt în zona întinsă și degradarea șuruburilor întinse.....</i>	<i>59</i>
<i>Figura 3-18 Caracteristica moment încovoietor-rotire relativă aferentă testului 2 .....</i>	<i>59</i>
<i>Figura 3-19 Modul de cedare a îmbinării solicitată ciclic.....</i>	<i>61</i>
<i>Figura 3-20 Curba forță-deplasare aferentă testului ciclic .....</i>	<i>62</i>
<i>Figura 3-21 Curba caracteristică moment încovoietor – rotire relative aferentă testului cyclic .....</i>	<i>63</i>
<i>Figura 3-22 Curba înfășurătoare moment încovoietor-rotire relativă aferentă testului ciclic.....</i>	<i>63</i>
<i>Figura 3-23 Energia disipată / ciclu și energia totală disipată.....</i>	<i>63</i>
<i>Figura 4-1 Elementele componente ale modelului în Abaqus .....</i>	<i>67</i>
<i>Figura 4-2 Modelarea contactelor .....</i>	<i>68</i>
<i>Figura 4-3 Discretizarea ansamblului studiat.....</i>	<i>69</i>
<i>Figura 4-4 Elementele finite folosite în modelul din ABAQUS .....</i>	<i>71</i>
<i>Figura 4-5 Placă rigidă de tip „Discrete rigid – shell” și punctul de referință corespunzător.....</i>	<i>71</i>
<i>Figura 4-6 Aplicarea pașilor de încărcare.....</i>	<i>72</i>
<i>Figura 4-7 Starea de tensiuni în structură în urma pretensionării șuruburilor .....</i>	<i>73</i>
<i>Figura 4-8 Starea de tensiuni în talpa stâlpului și în placa de capăt în urma pretensionării.....</i>	<i>73</i>
<i>Figura 4-9 Starea de tensiuni în structură în urma pasului doi de încărcare .....</i>	<i>74</i>
<i>Figura 4-10 Starea de tensiuni în placa de capăt și în grindă în urma pasului doi de încărcare.....</i>	<i>74</i>
<i>Figura 4-11 Starea de tensiuni în urma pasului doi de încărcare.....</i>	<i>75</i>
<i>Figura 4-12 Curbele moment încovoietor-rotire relativă pentru ansamblul studiat numeric și experimental .....</i>	<i>76</i>
<i>Figura 4-13 Modul de cedare al ansamblului studiat experimental și numeric.....</i>	<i>76</i>
<i>Figura 4-14 Curba moment încovoietor-rotire relativă obținută prin metoda componentelor (EC3-1-8).....</i>	<i>77</i>
<i>Figura 4-15 Clasificarea îmbinării în funcție de rigiditate (EC3-1-8).....</i>	<i>78</i>
<i>Figura 4-16 Distribuția tensiunilor reziduale .....</i>	<i>80</i>
<i>Figura 4-17 Influența tensiunilor reziduale asupra modului de cedare.....</i>	<i>80</i>
<i>Figura 4-18 Influența tensiunilor reziduale asupra ansamblului grindă, placă de capăt și rigidizări</i>	<i>80</i>
<i>Figura 4-19 Influența tensiunilor reziduale asupra stâlpului.....</i>	<i>81</i>
<i>Figura 4-20 Influența tensiunilor reziduale asupra șuruburilor .....</i>	<i>81</i>
<i>Figura 4-21 Starea de tensiuni și deformații în zona îmbinării pe speciamele testate.....</i>	<i>84</i>
<i>Figura 4-22 Starea de tensiuni și deformații în ansamblul grindă, placă de capăt și rigidizări, pe speciamele testate .....</i>	<i>84</i>
<i>Figura 4-23 Starea de tensiuni și deformații în stâlp pe speciamele testate.....</i>	<i>84</i>
<i>Figura 4-24 Starea de tensiuni și deformații în șuruburi pe speciamele testate.....</i>	<i>85</i>
<i>Figura 4-25 Curbele moment încovoietor-rotire relativă pentru speciamele cu diferite grosimi ale plăcii de capăt .....</i>	<i>85</i>
<i>Figura 4-26 Variația caracteristicilor îmbinărilor la modificarea grosimii plăcii de capăt .....</i>	<i>86</i>
<i>Figura 4-27 Starea de tensiuni și deformații în zona îmbinării pe speciamele testate.....</i>	<i>88</i>
<i>Figura 4-28 Starea de tensiuni și deformații în ansamblul grindă, placă de capăt și rigidizări pe speciamele testate .....</i>	<i>88</i>
<i>Figura 4-29 Starea de tensiuni și deformații în stâlp pe speciamele testate.....</i>	<i>88</i>
<i>Figura 4-30 Starea de tensiuni și deformații în șuruburi pe speciamele testate.....</i>	<i>89</i>
<i>Figura 4-31 Curbele moment încovoietor-rotire relativă pentru îmbinarea cu placă de capăt de 25mm grosime și diferite înălțimi ale grinzii .....</i>	<i>90</i>
<i>Figura 4-32 Variația caracteristicilor îmbinărilor la modificarea înălțimii grinzii .....</i>	<i>90</i>
<i>Figura 4-33 Starea de tensiuni și deformații în zona îmbinării pe speciamele testate.....</i>	<i>92</i>

<i>Figura 4-34 Starea de tensiuni și deformații în ansamblul grindă, placă de capăt și rigidizări pe specimenele testate .....</i>	92
<i>Figura 4-35 Starea de tensiuni și deformații în stâlp pe specimenele testate.....</i>	92
<i>Figura 4-36 Starea de tensiuni și deformații în șuruburi pe specimenele testate.....</i>	93
<i>Figura 4-37 Curbele moment încovoietor-rotire relativă ale îmbinării pentru specimene cu diferite valori ale diametrului șuruburilor.....</i>	94
<i>Figura 4-38 Variația caracteristicilor îmbinărilor la modificarea diametrului șuruburilor .....</i>	94
<i>Figura 4-39 Starea de tensiuni și deformații în zona îmbinării pe specimenele testate.....</i>	96
<i>Figura 4-40 Starea de tensiuni și deformații în ansamblul grindă, placă de capăt și rigidizări pe specimenele testate .....</i>	96
<i>Figura 4-41 Starea de tensiuni și deformații în stâlp pe specimenele testate.....</i>	96
<i>Figura 4-42 Starea de tensiuni și deformații în șuruburi pe specimenele testate.....</i>	97
<i>Figura 4-43 Curbele moment încovoietor-rotire relativă pentru îmbinarea cu placă de capăt de 25mm grosime și diferite grupe de calitate ale șuruburilor.....</i>	97
<i>Figura 4-44 Starea de tensiuni și deformații în zona îmbinării pe specimenele testate.....</i>	99
<i>Figura 4-45 Curbele moment încovoietor-rotire relativă pentru îmbinarea cu placă de capăt de 25mm grosime cu diferite modalități de rigidizare.....</i>	99
<i>Figura 4-46 Modelul Ramberg-Osgood [6] .....</i>	101
<i>Figura 4-47 Modelul Richard-Abbott [6].....</i>	102
<i>Figura 4-48 Modelul Kishi&amp;Chen [6].....</i>	102
<i>Figura 4-49 Curbele M-<math>\Phi</math> pentru specimene cu diferite grosimi ale plăcii de capăt: Abaqus vs Richard-Abbott modificat.....</i>	105
<i>Figura 4-50 Curbele M-<math>\Phi</math> pentru specimene cu diferite înălțimi ale grinzii: Abaqus vs Richard-Abbott modificat.....</i>	106
<i>Figura 4-51 Curbele M-<math>\Phi</math> pentru specimene cu diferite diametre ale șuruburilor: Abaqus vs Richard-Abbott modificat .....</i>	107
<i>Figura 4-52 Curbele M-<math>\Phi</math> pentru specimene cu diferite clase ale șuruburilor: Abaqus vs Richard-Abbott modificat .....</i>	108
<i>Figura 4-53 Modelul Richard-Abbott – comportare dinamică.....</i>	109
<i>Figura 4-54 Curba M-<math>\Phi</math> a îmbinării solicitată ciclic conform modelului Richard-Abbott modificat</i>	110
<i>Figura 4-55 Suprapunerea curbelor ciclice: experiment vs Richard-Abbott modificat .....</i>	111
<i>Figura 4-56 Curbele M-<math>\Phi</math> ale îmbinării în urma solicitării compuse de încovoiere și efort axial ....</i>	114
<i>Figura 4-57 Interacțiunea M-N pentru îmbinarea studiată.....</i>	115
<i>Figura 4-58 Starea de tensiuni și deformații în zona prinderii în urma solicitării compuse de încovoiere și efort axial.....</i>	116
<i>Figura 4-59 Starea de tensiuni și deformații în grindă, placa de capăt și rigidizări în urma solicitării compuse de încovoiere și efort axial .....</i>	117
<i>Figura 4-60 Starea de tensiuni și deformații în stâlp în urma solicitării compuse de încovoiere și efort axial.....</i>	118
<i>Figura 4-61 Starea de tensiuni și deformații în șuruburi în urma solicitării compuse de încovoiere și efort axial .....</i>	119

## Lista tabelelor

<i>Tabel 1 Clasificarea nodurilor după rigiditate [4], [6]</i> .....	30
<i>Tabel 2 Clasificarea nodurilor după rezistență [4], [6]</i> .....	33
<i>Tabel 3 Tipuri de modelare a nodurilor [139]</i> .....	34
<i>Tabel 4 Modelarea nodurilor și tipuri de analiză [139]</i> .....	35
<i>Tabel 5 Coeficientul <math>\eta</math> de modificare a rigidității [139]</i> .....	35
<i>Tabel 6 Clasificarea îmbinărilor conform AISC [6]</i> .....	41
<i>Tabel 7 Caracteristicile îmbinării obținute pe modelul experimental, numeric și conform EC3-1-8..</i>	76
<i>Tabel 8 Clasificarea îmbinării după criteriul rigidității</i> .....	77
<i>Tabel 9 Clasificarea îmbinării după criteriul de rezistență</i> .....	78
<i>Tabel 10 Valorile parametrilor considerați în studiul parametric</i> .....	82
<i>Tabel 11 Influența grosimii plăcii de capăt - denumirile speci­menelor selectate</i> .....	82
<i>Tabel 12 Influența grosimii plăcii de capăt - caracteristicile și modurile de cedare ale speci­menelor selectate</i> .....	86
<i>Tabel 13 Influența înălțimii grinzii – denumirea speci­menelor selectate</i> .....	87
<i>Tabel 14 Influența înălțimii grinzii - caracteristicile și modurile de cedare ale speci­menelor selectate</i> .....	89
<i>Tabel 15 Influența diametrului șuruburilor - denumirea speci­menelor selectate</i> .....	91
<i>Tabel 16 Influența diametrului șuruburilor - caracteristicile și modurile de cedare ale speci­menelor selectate</i> .....	93
<i>Tabel 17 Proprietățile șuruburilor M22 pe grupe de calitate</i> .....	95
<i>Tabel 18 Influența clasei șuruburilor - caracteristicile și modurile de cedare ale speci­menelor selectate</i> .....	97
<i>Tabel 19 Influența rigidizărilor - denumirea speci­menelor selectate</i> .....	98
<i>Tabel 20 Influența rigidizărilor - caracteristicile și modurile de cedare ale speci­menelor selectate</i> ..	99
<i>Tabel 21 Caracteristicile îmbinărilor conform metodei componentelor</i> .....	104
<i>Tabel 22 Influența efortului axial în grindă – caracteristicile speci­menelor selectate</i> .....	113
<i>Tabel 23 influența efortului axial în grindă – rezultate numerice obținute</i> .....	115

## Notății și abrevieri

### Litere latine mari

$A$	aria secțiunii transversale a elementului
$A_0$	aria secțiunii inițiale a epruvetei
$E$	modul de elasticitate longitudinal
$F$	forța de tracțiune (testare epruvete)
$F$	forța aplicată ansamblului testat experimental
$F_{tr.Rd}$	forța capabilă de întindere a rândului $r$ de șuruburi
$F_{T.Rd}$	rezistența la întindere a îmbinării
$F_y^+$ (ECCS)	limita convențională a domeniului elastic, considerată în sensul pozitiv
$F_y^-$ (ECCS)	limita convențională a domeniului elastic, considerată în sensul negativ
$I_b$	moment de inerție al secțiunii transversale a grinzii
$I_c$	moment de inerție al secțiunii transversale a stâlpului
$I_g$	moment de inerție al secțiunii transversale a grinzii
$I_s$	moment de inerție al secțiunii transversale a stâlpului
$K_b$	coeficient, reprezintă valoarea medie a raportului $I_b/L_b$ pentru toate grinzile de la partea superioară a etajului considerat
$K_c$	este valoarea medie a raportului $I_c/L_c$ pentru toți stâlpii aparținând etajului considerat
$l_g$	lungimea liberă a grinzii
$l_s$	lungimea liberă a stâlpului
$L$	lungimea dintre repere la diferite intervale de timp (testare epruvete)
$L$	distanța de la fața plăcii de capăt la punctul de aplicare al forței
$L_0$	lungimea inițială dintre reperele marcate pe epruvetă (testare epruvete)
$L_b$	deschiderea grinzii, măsurată între axele stâlpilor
$L_c$	înălțimea de etaj a stâlpului
$M$	moment încovoietor al îmbinării
$M_0$	moment încovoietor de referință al îmbinării
$M_{b.pl.Rd}$	moment plastic capabil de calcul al grinzii
$M_{c.pl.Rd}$	moment plastic capabil de calcul al stâlpului
$M_{j.Ed}$	moment încovoietor de calcul rezultat din analiza elastică
$M_{j.Rd}$	moment plastic rezistent al îmbinării (EC3-1-8)



$M_{j.Rd}^{exp}$	momentul plastic rezistent al îmbinării determinat experimental
$M_{j.Rd}^n$	moment plastic rezistent al îmbinării determinat numeric (Abaqus)
$M_{j.Rd}^u$	momentul ultim aferent cedării structurii
$M_{max}$	moment încovoiator maxim al îmbinării (EC3-1-8)
$M_n$	moment încovoiator maxim al îmbinării (AISC)
$M_{pb}$	moment plastic capabil al grinzii (Bjorhovde)
$M_s$	moment încovoiator dat de încărcarea de serviciu (AISC)
$N_{grindă}$	efort axial impus în grindă (Abaqus)
$N_{pl.Rd}$	rezistența plastică capabilă la efort axial a secțiunii transversale a grinzii
$P$	forța aplicată pe capătul consolei grinzii
$R_{ki}$	rigiditatea inițială a îmbinării (AISC și model Richard-Abbott)
$R_{kp}$	rigiditatea de consolidare a îmbinării (model Richard-Abbott)
$R_{ks}$	rigiditatea secantă a îmbinării (AISC)
$S_j$	rigiditatea secantă a îmbinării
$S_{j.ini}$	rigiditatea inițială a îmbinării (EC3-1-8)
$S_{j.ini}^{exp}$	rigiditatea inițială a îmbinării determinată experimental
$S_{j.ini}^n$	rigiditatea inițială a îmbinării determinată numeric (Abaqus)

### Litere latine mici

$b$	lățime talpă profil
$b_b$	lățime talpă grindă
$b_c$	lățime talpă stâlp
$b_{ep}$	lățime placă de capăt
$e$	deplasarea ansamblului testat experimental (ECCS)
$e_y^+$	deplasarea ansamblului testat, considerată în sensul pozitiv (ECCS)
$e_y^-$	deplasarea ansamblului testat, considerată în sensul negativ (ECCS)
$f$	funcție matematică (model Richard-Abbott)
$f_u$	rezistența ultimă a materialului
$f_y$	limita de curgere a materialului
$h$	înălțime profil
$h_b$	înălțime grindă
$h_c$	înălțime stâlp
$h_{ep}$	înălțime placă de capăt

$h_r$	distanța de la rândul $r$ la centrul de compresiune
$k_i$	coeficientul de rigiditate al componenteii $i$ a îmbinării
$n$	coeficient de forma (model Richard-Abbott)
$t$	grosime element
$t_f$	grosime talpă element
$t_w$	grosime inimă element
$z$	brațul de pârghie

### Litere grecești

$\alpha$	coeficient în funcție de raportul dintre înălțimea și lățimea profilului (tensiuni reziduale)
$\alpha$	coeficient, produsul între rigiditatea secantă a îmbinării și rigiditatea grinzii conectate (AISC)
$\alpha$	coeficient, definit de raportul $(EI_c/L_c)/[EI_b/L_b]$ (Nethercot ș.a.)
$\gamma$	rotire panou de inimă al stâlpului
$\Delta$	deplasare pe verticală a capătului liber al grinzii
$\Delta_{elastic}$	deplasare elastică rezultată din deformarea la încovoiere a stâlpului și a grinzii
$\Delta L$	modificarea lungimii dintre reperele marcate pe epruveta (testare epruvete)
$\Delta_{măsurat}$	deplasare pe verticală a capătului grinzii măsurată în experiment
$\varepsilon$	deformație specifică
$\varepsilon_u$	deformație specifică ultimă
$\varepsilon_y$	deformație specifică de curgere
$\eta$	coeficient de modificare a rigidității
$\theta$	rotirea îmbinării
$\theta_0$	rotirea de referință a îmbinării (model Richard-Abbott)
$\theta_n$	rotirea îmbinării aferentă momentului încovoietor maxim (AISC)
$\theta_r$	rotirea relativă a îmbinării
$\theta_s$	rotirea îmbinării aferentă momentului încovoietor de serviciu (AISC)
$\theta_u$	rotirea îmbinării aferentă momentului încovoietor ultim (AISC)
$\mu$	coeficient de frecare
$\sigma$	tensiune unitară normală
$\phi$	rotirea relativă a îmbinării
$\phi_{Cd}$	capacitatea de rotire a îmbinării
$\phi_{el}$	rotirea îmbinării în domeniul elastic
$\phi_{Mmax}$	rotirea îmbinării aferentă momentului încovoietor maxim

$\phi_{pl}$	rotirea îmbinării în domeniul plastic
$\phi_u$	rotirea ultimă a îmbinării

### Abrevieri

I-EP15	specimen studiat, grosime placă de capăt 15mm
I-EP20	specimen studiat, grosime placă de capăt 20mm
I-EP25	specimen studiat, grosime placă de capăt 25mm
I-EP30	specimen studiat, grosime placă de capăt 30mm
II-hb270	specimen studiat, înălțime grindă 270mm
II-hb300	specimen studiat, înălțime grindă 300mm
II-hb330	specimen studiat, înălțime grindă 330mm
II-hb360	specimen studiat, înălțime grindă 360mm
III-M20	specimen studiat, diametru șuruburi 20mm
III-M22	specimen studiat, diametru șuruburi 22mm
III-M24	specimen studiat, diametru șuruburi 24mm
IV-G8.8	specimen studiat, clasă șuruburi 8.8
IV-G10.9	specimen studiat, clasă șuruburi 10.9
IV-G12.9	specimen studiat, clasă șuruburi 12.9
V-1-rigidizat	specimen studiat, stâlp și placă de capăt rigidizate
V-2-partș rig	specimen studiat, stâlp rigidizat
V-3-nerig	specimen studiat, nerigidizat
AISC	American Institute of Steel Construction
C3D6	element finit, "6-node wedge element" (Abaqus)
C3D8I	element finit, "8-node brick element, incompatible mode" (Abaqus)
C3D8R	element finit, "8-node brick element with reduced integration" (Abaqus)
EC3-1-8	Eurocode 1993-1-8: 2006
ECCS	European Convention for Constructional Steelwork
MEF	metoda elementelor finite
M-N-0	specimen studiat, solicitat doar la încovoiere
M-N-1	specimen studiat, solicitat la încovoiere și efort axial de compresiune
$5\%N_{pl.Rd}$	
M-N-2	specimen studiat, solicitat la încovoiere și efort axial de compresiune
$10\%N_{pl.Rd}$	
M-N-3	specimen studiat, solicitat la încovoiere și efort axial de compresiune
$20\%N_{pl.Rd}$	

---

M-N-4	specimen studiat, solicitat la încovoiere și efort axial de compresiune $25\%N_{pl.Rd}$
M-N-5	specimen studiat, solicitat la încovoiere și efort axial de întindere $10\%N_{pl.Rd}$
M-N-6	specimen studiat, solicitat la încovoiere și efort axial de întindere $20\%N_{pl.Rd}$
R3D4	element finit, "4-node rigid element" (Abaqus)
SERICON	bază de date europeană care colectează rezultatele testelor experimentale efectuate pe îmbinări semi-rigide
SR EN	Standard European
SUA	Statele Unite ale Americii
UTCN	Universitatea Tehnică din Cluj-Napoca

# 1. Introducere

Utilizarea oțelului ca material de construcție continuă să fie o alternativă preferată atât datorită timpului de execuție relativ scurt, cât și posibilității de realizare a unor structuri îndrăznețe, complexe. Evenimentele excepționale din ultimele decenii (cutremure, explozii) avertizează asupra necesității asigurării unei comportări ductile a structurilor, fapt posibil și controlabil în cazul cadrelor din oțel. Modul de conectare a elementelor (grinzi, stâlpi, contravântuiri) într-un ansamblu structural unitar, reprezintă o cheie importantă de control asupra comportării întregii structuri. La nivelul îmbinărilor se realizează transferul eforturilor generate de încărcările aplicate pe planșee și grinzi către stâlpi, iar calculul și alcătuirea acestor zone în mod corespunzător este hotărâtoare pentru obținerea unei structuri sigure și economice.

Din multitudinea de configurații de îmbinări, doar cele mai uzuale au fost testate experimental în vederea cunoașterii detaliate a modului lor de comportare și determinării sensibilității acestora la modificări ale geometriei (dimensiuni ale elementelor componente, număr și tip de șuruburi, prezența sudurilor). De asemenea, modul de aplicare și direcția solicitării, precum și dispunerea și alcătuirea reazemelor, conduc la scheme statice noi și implicit la alte stări de eforturi în îmbinare.

## 1.1 Contextul tematic al cercetării

Cele două evenimente seismice majore care au avut loc la Northridge (California, SUA, ianuarie 1994) și Kobe (Japonia, ianuarie 1995) au dovedit că structurile metalice, deși proiectate la vremea respectivă după norme antiseismice avansate, sunt vulnerabile în fața unor astfel de cutremure. La clădirile în cadre multietajate din oțel s-au înregistrat avarii importante la îmbinările dintre grinzi și stâlpi. Astfel, s-a constatat că îmbinările joacă un rol determinant, alături de concepția de ansamblu, asupra răspunsului global al structurii.

În cazul cadrelor din oțel, modul de realizare al nodurilor constituie un element particular fiecărei structuri, fiind în concordanță cu performanțele dorite ale structurii și cu posibilitățile de realizare practică. Comportarea complexă a nodului de cadru, raportată la cea a elementelor conectate, derivă din complexitatea geometriei acestuia și din diversele tipuri de solicitări concentrate la acest nivel. Comportarea nodurilor cadrelor din oțel prezintă un caracter neliniar. Această neliniaritate apare datorită faptului că nodul este un ansamblu alcătuit din mai multe componente, care interacționează în mod diferit sub acțiunea diverselor

tipuri de încărcări și la diferite niveluri de solicitare. Interacțiunea dintre elementele unui nod, sub acțiunea încărcărilor, se manifestă prin deformații elastoplastice, fenomene de contact, alunecarea și separarea părților conectate. În cadrul analizei globale a structurilor, comportarea nodurilor este aproximată prin anumite modele (matematice, empirice, analitice, experimentale sau numerice), apelându-se, de obicei, la admiterea unor ipoteze simplificatoare care pot conduce, la îndepărtarea de răspunsul real al cadrului. Din acest motiv, testarea experimentală a îmbinărilor devine esențială în determinarea comportării reale a nodului și stabilirea modelului de calcul al acestuia. Modelarea numerică a nodurilor de cadru, constituie o alternativă bună din punct de vedere al costului și a posibilității de surprindere a fenomenelor complexe care apar în aceste zone, dar rezultatele obținute prin această metodă trebuie comparate cu cele furnizate de experiment.

Studiul și analiza comportării îmbinărilor cadrelor din oțel reprezintă subiecte cercetate intens în ultimele decenii. Cu toate acestea, evoluția tehnicii de calcul și proiectare a structurilor conduc la aprofundarea acestor probleme, având ca scop apropierea de o soluție tehnică și economică optimă.

Cunoașterea intuitivă a modului de transmitere al eforturilor și înțelegerea mecanicii structurale, filtrate prin experiența și analiza rațională a inginerului proiectant, conduc la realizarea de conexiuni sigure și economice. Astfel, se poate aprecia că proiectarea îmbinărilor elementelor din oțel implică atât „știință” cât și „artă” [1]. Partea concretă („știința”) implică echilibrul, stările limită, modul de transmitere al eforturilor între elementele conectate, respectarea standardelor actuale de proiectare. Partea de creație („arta”) a activității de proiectare a structurilor implică determinarea celui mai eficient mod de transmitere a eforturilor în îmbinări și în același timp ”trebuie să se tindă către minima solicitare a materialului”, spunea Torroja [2], dar nu trebuie neglijată nici partea estetică.

Cercetarea întreprinsă în cadrul prezentei lucrări se axează pe studiul comportării îmbinării cu placă de capăt și șuruburi. Acest tip de îmbinare se utilizează foarte des în practică, cu configurații diverse, în funcție de modul de comportare urmărit. Prin modificarea caracteristicilor geometrice și mecanice ale componentelor îmbinării se pot obține diferite caracteristici de rigiditate, rezistență și ductilitate ale nodului. Comportarea îmbinărilor grindă-stâlp cu placă de capăt variază în jurul limitei dintre domeniile rigid și semi-rigid, în funcție de configurațiile geometrice adoptate și de tipul materialelor folosite. Utilizarea metodei elementelor finite la analiza nodurilor de cadru permite o aprofundare a cunoașterii modului de comportare ale acestora, evidențierea fenomenelor complexe care apar la acest nivel și determinarea stării de tensiuni și deformații în zonele de prindere ale elementelor.

Astfel, devine foarte important ca modelarea interacțiunii dintre diferitele elemente care vin în contact în interiorul unei îmbinări și legile lor constitutive să fie corect definite. Ca instrument pentru realizarea modelelor numerice ale îmbinărilor cu placă de capăt și șuruburi a fost ales programul de calcul Abaqus [3]. Pentru validarea modelelor numerice s-au realizat teste experimentale în Hala de încercări a Facultății de Construcții. Pornind de la modelul numeric, calibrat prin experiment, au fost analizate mai multe aspecte ale comportării îmbinării cu placă de capăt extinsă și șuruburi, supusă la diferite solicitări.

## 1.2 Obiectivele tezei de doctorat

Prezentul studiu pornește de la analiza comportării nodurilor cadrelor din oțel, în general, și se concentrează asupra comportării îmbinărilor cu placă de capăt extinsă și șuruburi supuse la încărcări aplicate static monoton și ciclic alternant. Principalele direcții urmărite în cadrul tezei de doctorat sunt:

- studiul comportării structurilor în cadre din oțel și evoluția conceptelor de proiectare ale acestora de-a lungul timpului;
- analiza curbelor moment încovoietor-rotire relativă ale îmbinărilor grindă-stâlp din oțel, ca instrument de clasificare a acestora după diferite standarde;
- studiul normativelor în vigoare și a modalităților de testare experimentală a îmbinărilor grindă-stâlp la acțiunea solicitărilor ciclic alternante;
- testarea experimentală, în laborator, a unui nod din oțel realizat cu placă de capăt extinsă și șuruburi (trei specimene) în vederea calibrării modelului numeric;
- analiza neliniară, cu metoda elementelor finite, a îmbinărilor grindă-stâlp cu placă de capăt extinsă și șuruburi, sub acțiunea încărcărilor aplicate static monoton, utilizând programul de calcul Abaqus [3];
- determinarea sensibilității nodurilor de cadru la modificarea caracteristicilor geometrice și mecanice ale elementelor conectate, prin modelare numerică cu programul de calcul Abaqus;
- definirea unor modele de prezicere a curbei moment încovoietor-rotire relativă a îmbinării cu placă de capăt extinsă și șuruburi, pornind de la caracteristici calculate analitic (cu metoda componentelor), calibrate pe baza modelelor numerice;
- realizarea unui model de analiză pentru studiul efectului tensiunilor reziduale din elementele conectate asupra comportării îmbinării studiate (pentru profile standard);

- influența efortului axial asupra răspunsului îmbinării cu placă de capăt extinsă și șuruburi (curba moment încovoietor-rotire relativă, starea de tensiuni și deformații).

### 1.3 Structura tezei de doctorat

Teza de doctorat este structurată pe 5 capitole, al căror conținut este prezentat pe scurt în continuare:

CAPITOLUL 1 – *Introducere*, generează o imagine de ansamblu a tezei prin integrarea obiectului lucrării în tematica abordată, prezentarea principalelor obiective ale tezei și descrierea succintă a conținutului capitolelor.

CAPITOLUL 2 – *Îmbinări din oțel grindă-stâlp – stadiul actual al cercetărilor în domeniu*, prezintă un scurt istoric al utilizării oțelului ca material de construcție și în mod special principalele aspecte ale evoluției îmbinărilor structurilor din oțel. Îmbinările cu placă de capăt și șuruburi sunt descrise detaliat, atât ca mod de comportare cât și ca alcătuire, modalități de realizare practică și detalii de execuție. Se prezintă și se argumentează importanța testelor experimentale ca metodă de prezicere a comportării reale a îmbinărilor din oțel. De asemenea, sunt prezentate avantajele și eficiența modelării numerice a nodurilor cadrelor din oțel. În acest context, se face o trecere cronologică în revistă a principalelor lucrări din literatura de specialitate, care conțin studii experimentale și numerice, cu referire directă la tematica aleasă. Sunt prezentate prevederile normei europene SR EN 1993-1-8 [4] cu privire la modelarea și proiectarea îmbinărilor și modalitățile de clasificare ale acestora. De asemenea, în prezentul capitol sunt incluse clasificări ale îmbinărilor propuse de alte normative sau alți cercetători și principalele avantaje și dezavantaje ale tipologiei de îmbinare studiată.

CAPITOLUL 3 – *Cercetări experimentale*, descrie ansamblul grindă-stâlp testat de către autor în Hala de încercări a Facultății de Construcții, atât ca geometrie, cât și ca schemă de rezemare și încărcare. Principalele caracteristicile mecanice ale materialelor din care sunt alcătuite elementele îmbinărilor studiate au fost determinate tot de autor, la Facultatea de Mecanică, din cadrul UTCN. Se descrie procedura de testare a elementelor/subansamblurilor/structurilor din oțel la solicitări ciclice conform ECCS [5] și se prezintă modul de desfășurare al celor 3 teste și rezultatele obținute.

CAPITOLUL 4 – *Modele de analiză a comportării îmbinărilor cu placă de capăt extinsă și șuruburi*, prezintă modelul numeric al ansamblului studiat, realizat în programul Abaqus [3]. S-au prezentat toate etapele necesare pentru calibrarea modelului numeric, pe



baza testărilor fizice efectuate anterior: definirea geometriei ansamblului, prin crearea ”parturilor” componente, modelarea contactelor dintre acestea, specificarea condițiilor de rezemare, modalitatea de discretizare a structurii și descrierea elementelor finite utilizate, modul de aplicare a încărcării, inclusiv pretensionarea șuruburilor. S-a analizat starea de tensiuni și deformații înregistrate în urma analizei și s-a validat modelul propus, prin compararea curbei de comportare moment încovoietor-rotire relativă obținută numeric, cu cea experimentală. Suplimentar, s-a realizat și calculul manual al îmbinării studiate, pe baza metodei componentelor, metodă propusă de EC3-1-8 [4], iar curba  $M-\Phi$  astfel obținută a fost comparată, de asemenea, cu cele determinate experimental, respectiv numeric. S-a dorit apoi studierea influenței tensiunilor reziduale asupra răspunsului îmbinării, realizându-se în acest scop un alt model numeric în Abaqus, pe baza celui validat. De asemenea, tot în acest capitol, s-a dezvoltat un studiu parametric, urmărind influența mai multor parametri asupra răspunsului îmbinării: grosimea plăcii de capăt, înălțimea grinzii, diametrul șuruburilor, clasa șuruburilor, modalitatea de rigidizare. Utilizând caracteristicile îmbinării determinate cu metoda componentelor, s-a calibrat, pe baza modelului numeric, un model analitic simplificat, derivat din modelul Richard-Abbott [6], pentru determinarea rapidă a curbei  $M-\Phi$ , atât pentru încărcare monotonă, cât și pentru încărcare ciclică. Acest model a fost aplicat pentru toate specițiile utilizate în studiul parametric, iar curbele astfel obținute au fost comparate cu cele determinate în Abaqus. Tot în cadrul acestui capitol s-a dorit studierea influenței efortului axial aplicat în grindă, asupra răspunsului îmbinării, testând numeric ansamblul studiat la încovoiere și diferite intensități ale forței axiale, atât de compresiune cât și de întindere. Rezultatele acestui studiu au fost prezentate în finalul acestui capitol.

CAPITOLUL 5 – *Concluzii, contribuții personale, direcții viitoare de cercetare*, sintetizează principalele concluzii desprinse în urma studiului întreprins în teza de doctorat. Se evidențiază, de asemenea, contribuțiile aduse domeniului studiat și se stabilesc direcții posibile de continuare a cercetării.

Lucrarea se încheie cu *bibliografia* care a stat la baza documentării prezentei teze.

## **2. Îmbinări din oțel grindă-stâlp – stadiul actual al cercetărilor în domeniu**

### **2.1 Scurt istoric al îmbinărilor structurilor din oțel**

Fierul a fost cunoscut încă din vechime, folosindu-se în construcții foarte de rar și doar pentru scoabe la îmbinările de lemn sau pentru a lega blocurile de piatră. Apoi, în evul mediu și epoca renașterii se utiliza fier la tiranții bolților și la inelele de la baza cupolelor de zidărie [7]. În secolul XV s-a descoperit modalitatea de a produce fontă și s-a început executarea unor elemente pentru construcții din acest material, însă utilizarea unor elemente metalice mai importante a apărut abia spre sfârșitul secolului XVII, la acoperișurile construcțiilor civile și la poduri, când s-a trecut de la utilizarea cărbunelui ca și combustibil, la cocs [7], [8]. În acest fel, zidăria utilizată la construcția podurilor până la acea vreme, a fost înlocuită cu fontă. În 1779, în Coalbrookdale, Marea Britanie, s-a construit primul pod din fontă, având formă arcuită. Acest concept a fost apoi răspândit în întreaga Mare Britanie, prin construirea mai multor astfel de poduri, până aproximativ în prima jumătate a secolului XIX. În restul Europei acestea au apărut puțin mai târziu, doar în secolul XIX. La construcțiile civile, fonta și-a găsit utilizarea datorită necesității de protecție la foc a elementelor realizate din lemn până la acea vreme. Începând cu 1770, aceasta s-a utilizat la stâlpii bisericilor în Marea Britanie, iar în Rusia s-a folosit mai mult pentru elemente arhitecturale. Mai târziu, începând cu 1810, tot în Marea Britanie, grinzile din lemn au început să fie înlocuite cu grinzi din fontă. Însă după 1840, acest material de construcție și-a pierdut din popularitate, datorită prăbușirii progresive înregistrată de o clădire în orașul englez Oldham și prăbușirea podului Dee, ale căror grinzi erau realizate din fontă, dar a continuat să fie utilizat cu succes pentru stâlpii structurilor [8]. Pentru o mai bună conlucrare a elementelor de construcție, pentru alcătuirea acestora s-a utilizat fonta în combinație cu lemnul, sau cu fierul forjat. Utilizarea acestuia din urmă ca și material de construcție a început să crească substanțial după anul 1840. În jurul anului 1784 s-a descoperit pudlarea, un procedeu industrial de obținere a oțelului [7], [8]. Acest tip de oțel se putea înnădi la cald și s-a dovedit a avea o bună comportare la eforturi de întindere. În perioada următoare s-au construit ferme metalice, ale căror bare comprimate erau executate din fontă, iar cele întinse din oțel pudlat [7]. A urmat apoi revoluția industrială, la sfârșitul secolului XVIII și începutul secolului XIX, care a favorizat extinderea construcțiilor industriale și dezvoltarea căilor ferate, utilizându-se pe scară tot mai largă oțelul pudlat, în detrimentul fontei [7]. În 1830 s-a descoperit nituirea la

cald. Mai târziu, în a doua jumătate a secolului XIX, s-au descoperit procedee noi de obținere a oțelului: procedeul Bessemer – 1855, procedeul Martin – 1863, procedeul Thomas – 1878. Oțelul astfel obținut a înlocuit rapid oțelul pudlat, deoarece avea o calitate mai bună, era posibilă producerea sa în cantități mari și la prețuri mai mici.

În jurul anului 1880 doi ingineri ruși, N. N. Benardos și N. G. Slavianov, au descoperit modalitatea de îmbinare prin sudură electrică [7], procedeul care a cunoscut apoi o dezvoltare treptată, iar mai târziu a ajuns să fie procedeul de îmbinare cel mai folosit, înlocuind, împreună cu șuruburile, modalitatea de îmbinare prin nituire.

Înainte de 1920, îmbinările și elementele structurale ale cadrelor din oțel (stâlpii, grinzile și nodurile) erau realizate în situ, din table îmbinate cu nituri, rezultând astfel structuri foarte complexe. Cadrul din oțel era apoi înglobat în beton pentru o protecție sporită la foc. Foarte puține structuri metalice erau calculate la acțiuni seismice, vântul fiind încărcarea considerată predominantă înainte de 1930 [9].

Schimbarea concepției structurilor din oțel în cadre a început în 1920. Costurile forței de muncă au început să crească și formele elementelor laminate la cald ale grinzilor și stâlpilor au devenit o practică normală. În 1928 a apărut primul manual American Institute of Steel Construction (AISC) care cuprindea specificații legate de structurile în cadre metalice [9]. Elementele laminate erau îmbinate cu nituri prin intermediul unor profile cu secțiune L sau T, iar ulterior erau înglobate în beton pentru a fi protejate la foc. În următorii 20 - 30 ani aceste îmbinări au fost standardizate și se calculau relativ simplu. Cadrele metalice, în perioada lor de debut, prezentau o capacitate mare de redundanță în conexiunile grindă-stâlp, acestea din urmă având o comportare rigidă, dar și un plus de rezistență și rigiditate conferite de elementele nestructurale: betonul, care îngloba elementele metalice cu rolul de protecție la foc sau pereții nestructurali din zidărie. Aceste tipuri de îmbinări au fost folosite în perioada 1950 - 1960 [9].

După 1960 niturile au fost înlocuite cu șuruburi de înaltă rezistență, dar geometria și detaliile îmbinării au rămas aceleași. Betonul, care asigura protecția la foc, a fost înlocuit cu alte materiale mai ușoare. În acest timp, procedurile de proiectare seismică au evoluat înspre metode similare cu cele utilizate în proiectarea seismică modernă. Pornind de la constatarea că forțele din cutremur pot fi extrem de mari, apare ideea reducerii forțelor seismice de proiectare prin utilizarea capacității inelastice a structurii. Acest lucru a condus la creșterea interesului pentru comportarea inelastică a structurilor.

Cu toate acestea, clădirile din anii 1950 și 1960 au avut în continuare o rezervă de rigiditate datorită elementelor nestructurale (compartimentări, elementele de fațadă, protecția

la foc), oferindu-i clădirii o redundanță sporită. Acest lucru se datora în mare parte proiectării îmbinărilor rigide dintre grinzi și stâlpi. În mod frecvent și corect, inginerii au observat că în timpul ultimelor cutremure din SUA nu au existat pierderi de vieți omenești, dar nici colapsuri ale clădirilor din acea perioadă. Comportarea inelastică a acestor tipuri de îmbinări a condus la elaborarea și determinarea unor curbe euristice. Foarte puțină energie seismică era disipată prin intermediul acestor îmbinări, deși acestea produceau modificări esențiale asupra rigidității structurii și deformații mari. În curbele moment-rotire elaborate euristic se poate observa că aceste tipuri de îmbinări au o capacitate mare de rotire în domeniul inelastic. Cu toate acestea, capacitatea de rotire este extrem de dependentă de modul de cedare și ar putea fi extrem de mică.

În jurul anilor 1960 sudarea devine tot mai practică și mai economică, dezvoltându-se procedee de sudare (sudarea cu arc electric, sudarea cu electrod învelit, sudarea automată sub strat de flux) [9]. Are loc o îmbunătățire a calității sudurilor printr-o înțelegere mai bună a procesului de sudare de către ingineri. S-au construit structuri în cadre, la care îmbinarea elementelor se realiza prin sudarea tălpilor și inimilor acestora. Ulterior, ca urmare a numeroase cercetări întreprinse în domeniu și din considerente economice, nodurile de cadru se realizau prin sudarea tălpilor și prinderea cu șuruburi a inimilor. Acest tip de conexiune a devenit modelul de conexiune utilizat pentru proiectarea antiseismică [9].

În perioada următoare, 1970-1994, s-au realizat în SUA numeroase construcții metalice la care prinderile grindă-stâlp erau executate prin sudură. Acest tip de îmbinări oferea economicitate execuției, o versatilitate a geometriei și, se credea, o capacitate ridicată de deformabilitate la solicitarea de moment încovoiator. Însă în 17 ianuarie 1994, cutremurul Northridge spulberă această teorie, prin avarierea îmbinărilor structurilor respective. Deteriorările s-au produs sub forma fisurilor și ruperilor casante apărute în zonele de sudură ale îmbinărilor [4], [5]. Nu au existat prăbușiri ale structurilor metalice având îmbinări grindă-stâlp sudate, dar a ieșit în evidență caracterul casant al acestor îmbinări. În urma acestui cutremur s-a văzut necesară elaborarea unor norme noi de alcătuire, calcul și dimensionare a structurilor metalice în cadre, prin prevederea unor zone cu adevărat ductile la capetele grinzilor acestor structuri.

Prin noile norme s-a dorit ca deformarea la nivelul îmbinărilor grindă-stâlp să fie permisă, fără să se depășească capacitatea portantă a acestora. O posibilitate de realizare a acestei cerințe este legătura semi-rigidă (flexibilă) grindă-stâlp. La începutul secolului 20, semirigiditatea era considerată imperfecțiune de montaj [6], iar variantele recente ale normelor de proiectare în vigoare [7] au clasat îmbinarea semirigidă ca îmbinare recomandată

în regiunile seismice. Rezultatele experimentale și cercetările în domeniu [6] au arătat că semirigiditatea îmbinărilor grindă-stâlp se obține prin soluție cu șuruburi și nu prin sudură [8]. Ca o consecință firească a comportării casante a îmbinărilor grindă-stâlp sudate în timpul cutremurului Northridge 1994, îmbinările cu șuruburi au reprezentat o soluție care respectă principiile recomandate în cazul solicitărilor ciclice [10].

## 2.2 Îmbinări cu placă de capăt și șuruburi

În prezent, îmbinările cu șuruburi se utilizează frecvent la realizarea structurilor în cadre din oțel, exclusiv, sau în combinație cu prinderile sudate. Avantajele utilizării șuruburilor la asamblarea elementelor structurii constau atât în elemente de ordin tehnic: execuția și întreținerea ușoară a îmbinărilor cu șuruburi, oferirea caracterului demontabil structurilor, posibilitatea consolidării sau înlocuirii unor componente, cât și în asigurarea unei ductilități sporite a îmbinării, care conduce la creșterea flexibilității cadrului și implicit la o cedare avertizată a structurii în cazul unor încărcări excepționale.

Îmbinările cu placă de capăt și șuruburi sunt capabile să preia și să transmită momentul încovoietor și se folosesc în mod uzual la prinderea grinzilor de stâlpi, *Figura 2-1-a* sau la continuizarea grinzilor, *Figura 2-1-b* (prinderea a două grinzi).

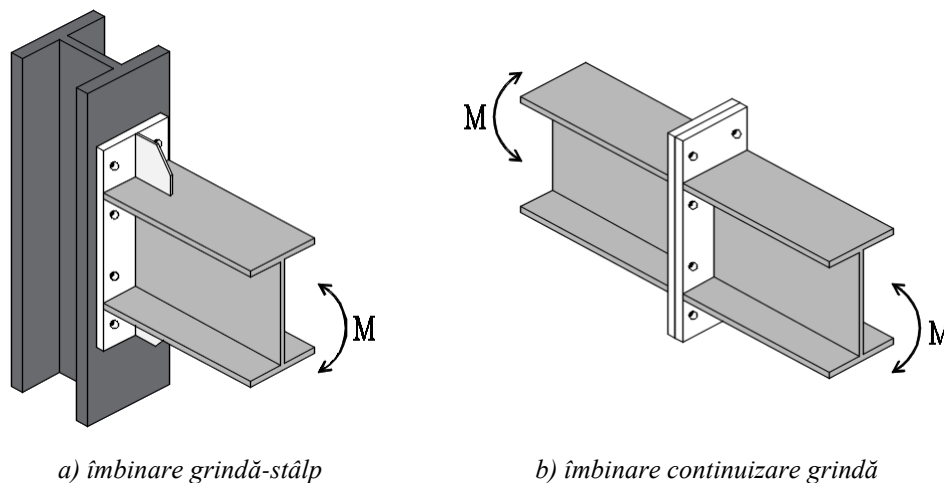


Figura 2-1 Îmbinare cu placă de capăt

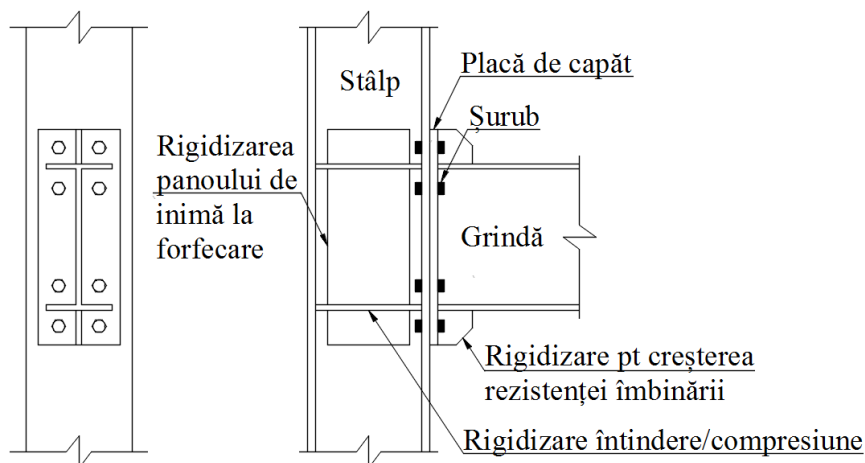
Îmbinarea grindă-stâlp cu placă de capăt și șuruburi este alcătuită dintr-o placă sudată pe capătul grinzii (de obicei în atelier), care este prinsă de talpa stâlpului prin intermediul șuruburilor (pe șantier). În funcție de tipul și gradul de solicitare ale nodului, se pot dispune:

- rigidizări ale inimii stâlpului în dreptul tălpilor grinzii pentru a se evita voalarea acesteia în zona comprimată și pentru a se asigura o mai bună transmitere a momentului încovoietor;

- dublarea inimii stâlpului pentru consolidarea la forfecare a acesteia (creșterea rezistenței la forfecare a inimii);

- rigidizări ale plăcii de capăt în zonele care depășesc înălțimea grinzii, cu scopul extinderii zonei de transmitere a eforturilor și împiedicării producerii mecanismului de cedare.

În *Figura 2-2* sunt prezentate principalele elemente ale unei configurații de nod de cadru realizat cu acest tip de îmbinare.



*Figura 2-2 Elementele principale ale unei îmbinări cu placă de capăt și șuruburi*

Caracteristicile de bază ale îmbinării (momentul capabil, rigiditatea și ductilitatea) depind de caracteristicile elementelor componente: înălțimile și tipul secțiunilor transversale ale grinzii și stâlpului, dimensiunile plăcii de capăt, diametrul și clasa șuruburilor, existența rigidizărilor și tipul acestora.

Lungimea plăcii de capăt influențează esențial comportarea îmbinărilor grindă-stâlp. În funcție de acest parametru, îmbinările cu placă de capăt pot fi grupate în trei clase:

1. *Îmbinări cu placă de capăt redusă*

Lungimea plăcii de capăt mai mică decât înălțimea grinzii, *Figura 2-3-a*, conferă îmbinării capacitate de rotire crescută, rigiditate scăzută și o capacitate redusă de a prelua moment încovoietor.

2. *Îmbinări cu placă de capăt exactă*

Lungimea plăcii de capăt egală cu înălțimea grinzii, *Figura 2-3-b*, determină o comportare flexibilă a îmbinării, rezistență și rigiditate care asigură o comportare bună în condiții de exploatare normală. Acest tip de îmbinare se utilizează frecvent la realizarea detaliilor de acoperiș.

3. *Îmbinări cu placă de capăt extinsă*

În acest caz, lungimea plăcii de capăt depășește înălțimea grinzii, *Figura 2-3-c*, doar în zona întinsă, în cazul proiectării îmbinării la solicitări statice, *Figura 2-4-a*, sau în ambele zone, în cazul proiectării acesteia la solicitări ciclic alternante, *Figura 2-4-b*. Extinderea plăcii de capăt în zonele adiacente tălpilor grinzii determină o limitare a capacității de rotire a îmbinării, însă conferă îmbinării rezistență și rigiditate sporite.

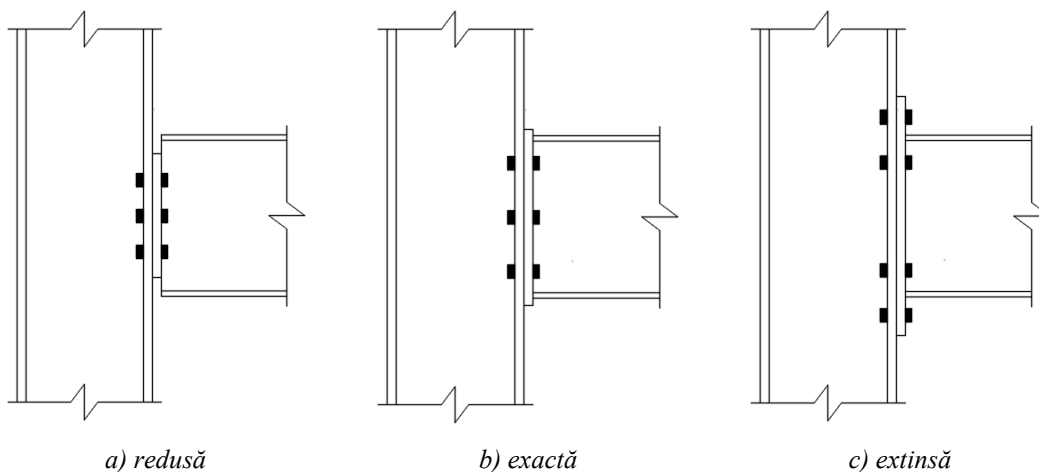


Figura 2-3 Îmbinare cu placă de capăt

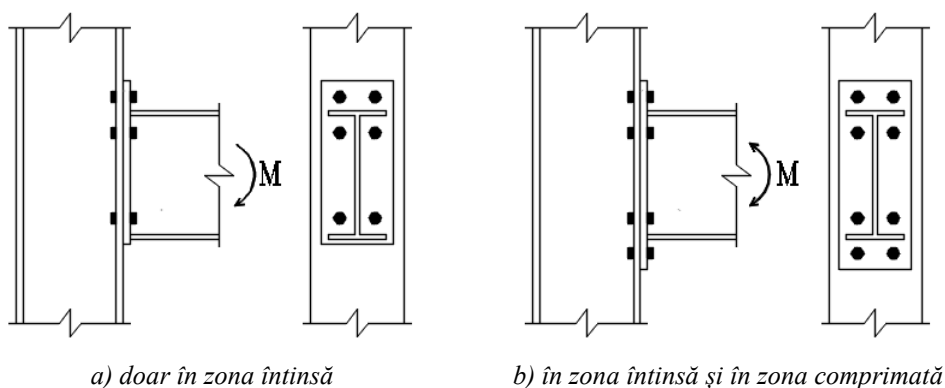
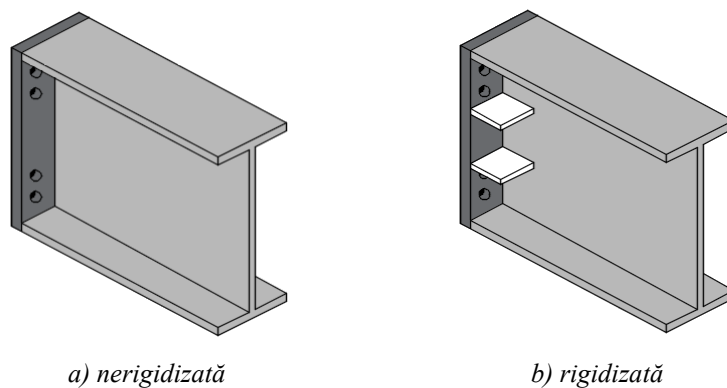


Figura 2-4 Îmbinare cu placă de capăt extinsă

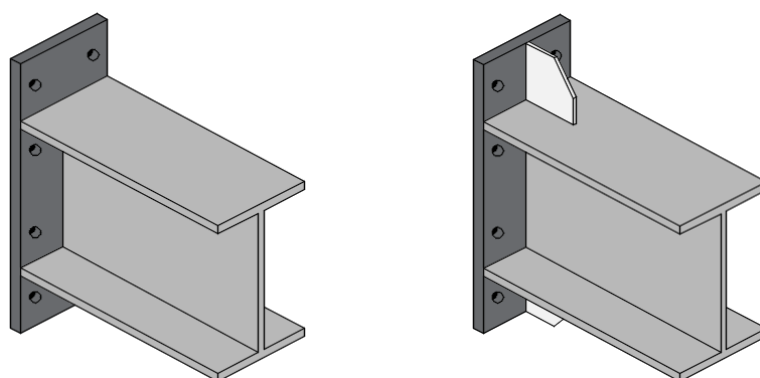
Comportarea îmbinării este puternic influențată de rigidizările suplimentare care pot exista în configurația acesteia. Atât îmbinarea cu placă de capăt exactă, cât și cea cu placă de capăt extinsă, pot prezenta rigidizări suplimentare, în vederea scăderii flexibilității plăcii de capăt și a modificării caracteristicilor de rezistență și rigiditate ale îmbinării în ansamblu [11], [12], [13], [14]. Îmbinarea cu placă de capăt exactă poate prezenta rigidizări sub forma unor gusee sudate de inima grinzii și de placa de capăt, poziționate simetric, de o parte și de cealaltă a inimii grinzii, *Figura 2-5*. Îmbinarea cu placă de capăt extinsă în afara tălpilor grinzii poate fi, de asemenea, rigidizată sau nerigidizată. O modalitate de rigidizare, care se prezintă sub forma unor gusee sudate de talpa grinzii și de placa de capăt și aliniată cu inima grinzii, are rolul de a crește rezistența zonei extinse a plăcii de capăt și de a crește rezistența la tracțiune a primului rând de șuruburi, *Figura 2-6*.



a) nerigidizată

b) rigidizată

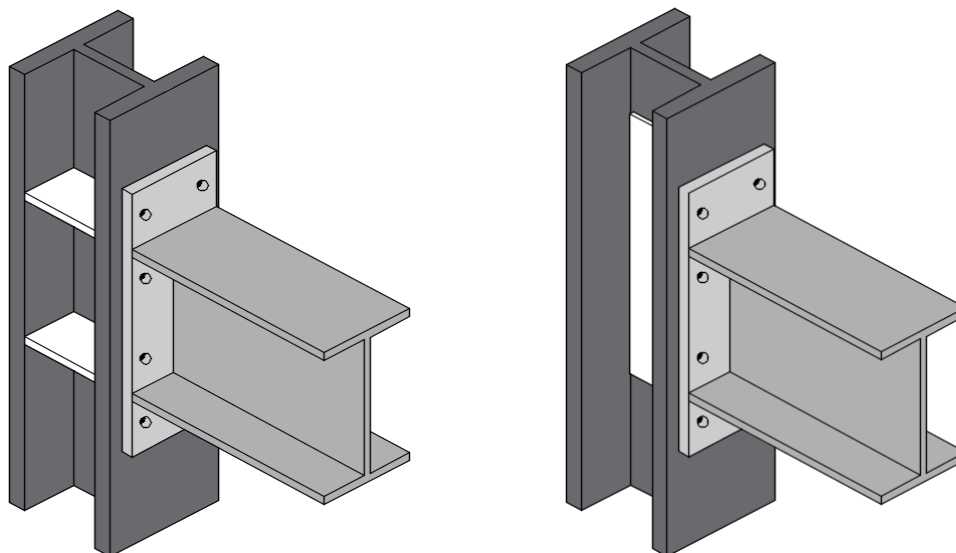
Figura 2-5 Îmbinare cu placă de capăt exactă [74]



a) nerigidizată

b) rigidizată

Figura 2-6 Îmbinare cu placă de capăt extinsă [74]



a) rigidizări orizontale

b) dublarea panoului de inimă

Figura 2-7 Rigidizarea panoului de inimă al stâlpului

Se poate opta și pentru rigidizarea panoului de inimă a stâlpului, prin rigidizări orizontale în dreptul tălpilor grinzii, *Figura 2-7-a*, dacă se dorește creșterea rezistenței nodului. Aceste rigidizări vor prelua eforturile de întindere transmise prin șuruburile din partea superioară a îmbinării, respectiv eforturile de compresiune din zona inferioară,



contribuind practic la o bună transmitere a momentului încovoietor de la grindă la stâlp. Tot pentru creșterea rezistenței nodului se poate interveni prin dublarea panoului de inimă al stâlpului, care produce sporirea rezistenței la forfecare dar și reducerea capacității de deformare a acestei componente, *Figura 2-7-b*.

## **2.3 Stadiul actual al cercetărilor în domeniul îmbinărilor grindă-stâlp din oțel cu placă de capăt și șuruburi**

Studiile având ca temă comportarea îmbinărilor din oțel grindă-stâlp s-au intensificat în urma evenimentelor seismice majore care au avut loc spre finalul secolului trecut, la Northridge (1994) și Kobe (1995). Cercetările întreprinse ulterior acestor cutremure s-au concentrat pe probleme legate de concepția detaliilor, în special a îmbinărilor, prin determinarea unor soluții constructive ductile. De asemenea, unele tipologii de îmbinări au fost îmbunătățite, altele au fost înlocuite prin propunerea unor soluții structurale noi.

Există mai multe metode de determinare a comportării îmbinărilor, însă cercetătorii au la îndemână în general două abordări: cea experimentală și cea numerică, ambele prezentând unele avantaje și dezavantaje.

### **2.3.1 Studii experimentale din literatura de specialitate**

Încercările experimentale furnizează rezultatele cele mai apropiate de realitate, însă sunt mari consumatoare de timp și resurse materiale, motiv pentru care nu se pretează utilizării în practica proiectării curente, fiind o unealtă rezervată mai mult activității de cercetare. Acestea devin însă indispensabile în majoritatea analizelor pentru validarea modelelor numerice sau elaborarea unor metode noi de calcul simplificat, deoarece furnizează informații despre comportarea reală a diferitelor structuri testate.

În analiza și proiectarea tradițională a structurilor din oțel nodurile sunt considerate fie articulații perfecte, fie noduri rigide. Modelul nodului rigid presupune că rotirea relativă a elementelor conectate nu este permisă, iar momentul de la capătul grinzii este transmis în întregime stâlpului. Articulația permite rotirea liberă a elementelor conectate în nod, iar momentul la capătul grinzii este întotdeauna nul. Cercetările experimentale demonstrează însă că nodurile au o comportament diferit de cele două situații idealizate, intermediar, denumit în literatura de specialitate comportament semi-rigid.

Au fost realizate foarte multe încercări fizice asupra îmbinărilor grindă-stâlp, iar rezultatele au fost atent stocate, organizate, periodic revizuite și aduse la zi, formând importante baze de date în acest domeniu [6], [15], [16], [17], [18], [19]. Acestea includeau,

pentru fiecare testare în parte, următoarele informații: proprietățile geometrice și mecanice ale fiecărui element care făcea parte din îmbinare, curba moment încovoietor-rotire relativă, rigiditatea și rezistența îmbinării.

Prima astfel de bază de date a fost constituită în 1983, de către Goverdhan [15], incluzând teste efectuate în SUA, între anii 1950 și 1983. În 1985, Nethercot [16] reușește colectarea rezultatelor obținute în urma testărilor experimentale din Europa. În cele ce urmează, Kishi și Chen [17], [18] duc mai departe munca întreprinsă de Goverdhan și formează o bază de date cu rezultate obținute între anii 1936 și 1986, colectate din întreaga lume, care apoi se concretizează într-un program, Steel Connection Data Bank. În 1991, Arbed Recherches [20] alcătuieste baza de date SERICON data bank, care conținea rezultate exclusiv din Europa. Mai târziu aceasta este extinsă, SERICON II, de către Cruz ș.a. [21], [22].

Începând cu anii 1950 șuruburile iau locul niturilor ca și modalitate de prindere a elementelor din oțel. În 1958 [23] are loc prima testare a unei îmbinări grindă-stâlp cu șuruburi pretensionate la Universitatea din Illinois, iar mai târziu, în 1963 și 1965, Douty și McGuire [11], [24] descoperă influența grosimii plăcii de capăt asupra comportării îmbinării cu placă de capăt exactă și șuruburi. Aceștia au demonstrat că pentru o placă de capăt mai subțire forța de întindere din șuruburi crește semnificativ. Începând cu anii 1960, îmbinarea cu placă de capăt exactă sau extinsă a început să fie folosită foarte des ca îmbinare rezistentă la moment încovoietor. În 1961, Sherbourne [25] a testat 5 specimene de astfel de îmbinări și a propus ecuații pentru calculul componentelor îmbinării, concluzionând că se poate obține o ductilitate suficientă a îmbinării doar prin deformarea plastică a plăcii de capăt. Pe baza ecuațiilor propuse de Sherbourne, Bailey (1970) [26] a proiectat și testat 13 specimene de îmbinări grindă-stâlp cu placă de capăt și șuruburi și a evidențiat importanța rigidizării inimii stâlpului pentru a preveni cedarea acestuia. Rezultatele obținute au fost satisfăcătoare, prin comparație cu studiile teoretice întreprinse de către acesta. De asemenea, J.R. Ostrander (1970) [27], N.D. Johnstone ș.a. (1981) [28], Phillips și Packer (1981) [29] au realizat încercări experimentale în acest domeniu.

Zandonini și Zandon (1988) [30], de la Universitatea din Trento, Italia, au testat 5 îmbinări cu placă de capăt extinsă doar de o parte a tălpii grinzii și alte 5 cu placă de capăt extinsă de ambele părți ale tălpilor grinzii, în care grosimea plăcii de capăt a variat de la 12 mm la 25 mm. Fiecare îmbinare a fost solicitată în mai multe cicluri, până la cedare. Autorii au urmărit aportul și influența fiecărei componente în comportarea de ansamblu a îmbinării. În urma acestui studiu, cei doi au respins analogia T-stub și au sugerat că regiunea din zona

extinsă a plăcii de capăt poate fi modelată ca și o consolă, iar regiunea din zona exactă a plăcii de capăt urmând a fi calculată ca și o placă cu o forță concentrată [31]. Zandonini continuă investigațiile asupra acestui tip de îmbinare și alături de alți colegi cercetători, Bernuzzi ș.a. (1990, 1991) [32], [33], propun un model de determinare a unor parametri, pe baza cărora putea fi trasată curba de comportare  $M-\Phi$ , model pe care îl îmbunătățesc ulterior, ajungând la o curbă tri-liniară.

A. M. Girao Coelho și L. Simoes da Silva din Portugalia, alături de F.S.K. Bijlaard și N. Gresnigt din Olanda, dovedesc un interes ridicat în această direcție prin numeroase cercetări efectuate asupra îmbinărilor elementelor din oțel [12], [13], [14], [34], [35]. În 2003, la Universitatea din Delft, Olanda, au fost testate 32 de specimene de îmbinări cu șuruburi de tip T-stub, realizate din plăci sudate. S-a urmărit comportarea îmbinării sub influența varierii mai multor parametri, stabilindu-se observații în acest sens [12]. Un an mai târziu, același colectiv realizează un studiu asupra îmbinării cu placă de capăt și șuruburi [13], testând 8 specimene și investigând influența grosimii plăcii de capăt, dar și clasa oțelului asupra ductilității îmbinării. În 2006, o nouă provocare a acestui colectiv era utilizarea oțelului de înaltă rezistență pentru acest tip de îmbinare [14], [36], [37], urmărind validarea specificațiilor în vigoare pentru îmbinările din oțel de înaltă rezistență.

O altă preocupare a cercetătorilor în domeniu a fost studiul comportării îmbinării cu placă de capăt și șuruburi supuse solicitării compuse de încovoiere cu efort axial. Wald și Svarc (2001) [38] au testat 3 specimene de îmbinare grindă-grindă și 2 specimene de îmbinare grindă-stâlp acționate de moment încovoietor concomitent cu efort axial, iar pe baza rezultatelor obținute de aceștia, Sokol ș.a. (2002) [39] au propus un model analitic pentru determinarea comportării îmbinărilor supuse solicitării de moment încovoietor cu efort axial. Luis Simoes da Silva ș.a. (2001, 2002, 2004) [40], [41], [42], [43] au prezentat de asemenea interes în această direcție. Aceștia au dorit să evidențieze influența efortului axial asupra comportării nodului prin includerea acestui efect simultan cu momentul încovoietor, încercând să extindă filosofia metodei componentelor [4]. În cadrul studiului, la Universitatea din Coimbra, au fost testate mai multe specimene de îmbinări cu placă de capăt exactă și extinsă, supuse la moment încovoietor și diferite intensități ale efortului axial, iar rezultatele obținute au arătat necesitatea includerii efectului efortului axial în prescripțiile de proiectare ale îmbinărilor.

În 2006, în Spania, J.M. Cabrero și E. Bayo [44] au studiat experimental comportarea semi-rigidă a îmbinărilor cu placă de capăt și șuruburi, solicitate simetric după ambele axe, în urma cărora a fost sugerată necesitatea includerii efectelor 3D în modelare. M. A. Dabaon ș.a.

(2009) [45] au realizat, de asemenea, 5 testări fizice pe îmbinări spațiale, iar rezultatele le-au comparat cu rezultatele obținute prin simulări numerice pentru aceleași îmbinări. Ca urmare a acestor studii și comparații, autorii au avut aceeași sugestie ca și cercetătorii spanioli [44], adică modificarea în norma europeană a formulelor de calcul utilizate la determinarea proprietăților structurale ale îmbinărilor, cu luarea în considerare a efectului 3D. Preocupările recente ale cercetătorilor în domeniu arată un interes ridicat față de robustețea structurilor, în care îmbinările joacă un rol foarte important, alături de scenariile de solicitare la acțiuni seismice și la acțiunea focului. L. Simoes da Silva ș.a. (2003) [46], (2008) [47] subliniază necesitatea luării în considerare a comportării spațiale a structurilor și implicit a îmbinărilor.

O altă preocupare a cercetătorilor în acest domeniu o reprezintă studiul influenței rigidizărilor, pe inima stâlpului și pe placa de capăt, asupra comportării acestor îmbinări. În 1980, pe baza rezultatelor obținute în urma testării a 21 de îmbinări fără rigidizări pe tălpile stâlpului, Graham [48] a observat că modul de cedare predominant a fost prin ruperea șuruburilor. Murray și Kukreti (1985) [49], (1988) [50] au investigat 8 specimene de îmbinări cu placă de capăt extinsă și cu rigidizări și au propus o metodă simplificată pentru calculul acestora. În 2006, Y. Shi ș.a. [51] au testat 5 specimene de astfel de îmbinări cu rigidizări, variind grosimea plăcii de capăt și diametrul șuruburilor, cu scopul de a dezvolta un model analitic pentru obținerea curbei de comportare  $M-\Phi$ . Mai recent, în 2012, A. Abidelah ș.a. [52] au testat 4 îmbinări grindă-stâlp și 4 îmbinări grindă-grindă, în varianta cu placă de capăt nerigidizată, rigidizată de o singură parte a tălpii grinzii sau rigidizată de ambele părți. S-a dorit evidențierea aportului rigidizărilor în rezistența și ductilitatea îmbinărilor. Curbele caracteristice  $M-\Phi$  și forțele de întindere din șuruburi, obținute din testările fizice au fost comparate cu rezultatele obținute analitic, pe baza metodei componentelor [4]. În România, colectivul de cercetători de la Universitatea Politehnică Timișoara, sub îndrumarea profesorului Dubina, au studiat influența geometriei rigidizărilor asupra comportării îmbinărilor cu placă de capăt (2014) [53]. Uneori plasarea rigidizărilor pe placa de capăt poate fi dificilă datorită prezenței planșeului. Dacă se utilizează profile H, o soluție economică de a spori rezistența îmbinării este creșterea numărului de șuruburi pe un rând orizontal. Printre promotorii utilizării unei îmbinări cu 4 șuruburi pe un rând au fost Grundy ș.a. (1980) [54], care au testat 2 astfel de specimene. Mult mai târziu, Sumner și Murray (2001) [55] au investigat acest tip de îmbinare cu 4 șuruburi pe un rând, în loc de 2 șuruburi în mod obișnuit, prin testarea a 7 astfel de specimene. Pisarek și Kozłowski (2006) [56] au studiat de asemenea acest tip de îmbinare, încercând să extindă metoda componentelor, prin propunerea elementului T echivalent cu 4 șuruburi pe talpă, pe care l-au testat și

experimental. Modelul propus a fost validat prin compararea rezultatelor astfel obținute. Weynand ș.a. (2008) [57], J.F. Demonceau ș.a. (2011) [58], au propus formule analitice în strânsă concordanță cu metoda componentelor [4], destinate obținerii proprietăților mecanice ale îmbinărilor cu placă de capăt și 4 șuruburi pe un rând orizontal, îmbinare des întâlnită în Germania, unde a fost și standardizată. Acestea au fost validate prin comparație cu rezultate obținute experimental [59]. În 2013, Gary S. Prinz ș.a. [60] au testat 6 specimene de îmbinări grindă-stâlp cu placă de capăt, cu 3 variante de poziționare a șuruburilor, fără rigidizări ale inimilor stâlpilor și diferite secțiuni ale elementelor. Rezultatele experimentale au fost comparate cu rezultate obținute de autori prin simulări numerice, utilizând MEF și cu rezultate obținute cu metoda componentelor. De asemenea, Murray și Kukreti (1988) [44], Murray și Borgsmiller (1995) [61] propun o altă variantă pentru a obține rezistența necesară îmbinării și anume prin sporirea numărului rândurilor de șuruburi din zona întinsă a acesteia. Gurel și Tagawa (2005) [62] propun o metodă inedită de rigidizare a îmbinării cu placă de capăt, în zona de stâlp. Aceștia au optat pentru utilizarea unor profile U și înlocuirea atât a plăcilor orizontale de continuitate din dreptul tălpilor grinzii, cât și a dublării panoului de inimă. Obiectivul a fost creșterea rezistenței zonei comprimate a îmbinării, dar și facilitarea utilizării spațiului dintre tălpile stâlpului în scopuri arhitecturale. Mai târziu, Tagawa și Liu (2014) [63] continuă cercetările privind această metodă de rigidizare și propun utilizarea unor plăci și corniere în locul profilelor U.

În urma cutremurelor din Northridge (1994) și Kobe (1995) s-au căutat intensiv metode de proiectare antiseismică. Astfel, foarte multe încercări experimentale au fost efectuate asupra îmbinărilor cu placă de capăt și șuruburi solificate ciclic. AISC (1994) a inițiat un program major de încercări experimentale [64] cu scopul înființării unor noi metodologii de proiectare a acestor îmbinări. Abey ș.a. (1997, 1998, 2000) au realizat 15 testări fizice asupra îmbinărilor cu placă de capăt, studiind influența diferiților parametri care se regăsesc în acest tip de îmbinare asupra capacității de disipare a energiei seismice de către placa de capăt și au propus o metodă de calcul în acest sens [65], [66]. Meng și Murray (1997) [67] au testat la solicitări ciclice mai multe îmbinări cu placă de capăt extinsă și fără rigidizări, proiectate după principiul stâlp puternic-grindă slabă, conform căruia articulațiile plastice sunt forțate să se formeze în zona adiacentă îmbinării. Cei doi cercetători au concluzionat că acest tip de îmbinare se pretează utilizării la structuri situate în zone seismice. Castiglioni ș.a. (1998) [68] au efectuat un amplu program experimental, realizat prin cooperarea mai multor universități, în care au studiat modul de comportare al mai multor tipologii de îmbinări, inclusiv cu placă de capăt extinsă și șuruburi, sub acțiunea încărcării

ciclice, cu amplitudini constante, dar și variabile. Sumner ș.a. (2000) [69] au condus un proiect de cercetare prin încercări fizice asupra a două tipologii de îmbinări grindă-stâlp cu placă de capăt extinsă de ambele părți ale tălpilor grinzii: cu 2 rânduri de șuruburi în ambele părți, fără rigidizări, respectiv cu 4 rânduri de șuruburi de ambele părți și placă de capăt rigidizată cu o plăcuță triunghiulară centrată față de inima grinzii. C. Yorgun (2001) [70] a studiat influența imperfecțiunilor de execuție asupra îmbinărilor cu placă de capăt și șuruburi, prin testarea experimentală a mai multor astfel de specimene, la care grinda era executată mai scurtă decât distanța corespunzătoare până la fața stâlpului. Aceste deschizături, de diferite dimensiuni, au fost completate cu elemente scurte din profile I, având aceeași secțiune ca și grinda. S-a urmărit comportarea acestor îmbinări atipice la solicitări seismice. Sumner (2003) [71] a întreprins un alt program experimental, în care 11 specimene de îmbinări cu placă de capăt extinsă au fost testate la solicitări ciclice și altele 9 au fost solicitate monotone. Toate speciamentele testate au fost proiectate după același principiu, stâlp puternic-grindă slabă. Rezultatele obținute în urma testărilor au demonstrat că acest tip de îmbinări pot fi proiectate pentru utilizarea lor cu succes în cadrul structurilor în cadre din oțel. Utilizând aceeași filosofie de proiectare – stâlp puternic-grindă slabă – Blumenbaum (2004) [72] a întreprins un amplu studiu experimental asupra a cinci configurații diferite de îmbinări cu placă de capăt și șuruburi, supuse la încărcări ciclice. Rezultatele încercărilor fizice au fost comparate cu rezultate obținute utilizând normele de proiectare AISC [73], acestea din urmă dovedind o prezicere corectă a rezistenței și a modurilor de cedare a îmbinărilor acționate seismic. În 2006, Shi ș.a. [74] au testat 8 îmbinări cu placă de capăt și șuruburi solicitate seismic. Rezultatele s-au concretizat prin propunerea unei curbe  $M-\Phi$ , histerezis, biliniare cu consolidare. Imediat după apariția normei europene [4] cu noile prevederi privind proiectarea îmbinărilor în zone seismice, P. Nogueiro ș.a. (2006) [75], au realizat un program experimental, în care au testat 6 specimene de îmbinări cu placă de capăt și șuruburi supuse la solicitări ciclice. Rezultatele obținute, respectiv proprietățile structurale și curbele  $M-\Phi$  ale îmbinărilor, permit autorilor o reanalizare a noilor prevederi pentru proiectarea antiseismică a structurilor. Un grup de cercetători din China, Shi ș.a. (2008) [76], au testat 16 specimene de îmbinări cu placă de capăt, cu diferite configurații, investigând comportarea acestora la solicitări monotone și ciclice. Unele dintre aceste îmbinări au fost analizate și cu MEF [77], existând o bună corelare între rezultatele obținute pe cele două căi. Concluziile cercetătorilor au fost că îmbinarea cu placă de capăt exactă nu se pretează utilizării în zone seismice, pe când cea cu placă de capăt extinsă de ambele părți ale tălpilor grinzii deține proprietățile structurale și capacitatea disipativă recomandate în zonele seismice. De asemenea, au fost

propușe trei cerințe cu privire la asigurarea unui mod de cedare ductil al acestor îmbinări sub acțiunea cutremurului. Mai recent, în 2014, Hassanien ș.a. [78] au condus un program experimental, testând 6 specimene de îmbinări cu placă de capăt exactă solicitate ciclic. Grupul de cercetători a studiat modul de comportare al acestei tipologii de îmbinare, variind dimensiunile celor 2 elemente structurale, grinda și stâlpul, grosimea plăcii de capăt, diametrul și clasa șuruburilor. În concluziile prezentate, aceștia evidențiază influența parametrilor considerați asupra rigidității, rezistenței și ductilității îmbinărilor studiate.

Ca o modalitate de protecție antiseismică a structurilor din oțel a fost concepută îmbinarea rezistentă la moment încovoietor, cu placă de capăt și șuruburi și cu secțiunea grinzii redusă [1], [79], [80], [81], [82], [83]. În această configurație, secțiunea grinzii este intenționat redusă, prin decuparea tălpilor acesteia pe o anumită porțiune, urmărindu-se formarea articulațiilor plastice în regiunile slabe ale grinzii, nu în îmbinare sau la fața stâlpului. Acest concept este întâlnit în literatura de specialitate și sub denumirea de configurație „dog-bone” [1], [84], [82] și a fost propus pentru prima dată de către Plumier (1990) [85]. Ca urmare a puținelor studii efectuate conform normelor europene pe acest tip de îmbinări antiseismice (realizate din profile europene HEA și HEB), Pachoumis ș.a. (2010) [81] și Sofias ș.a. (2014) [79] au testat la scară reală două astfel de îmbinări având secțiunea grinzii redusă, cu scopul de a evalua caracteristicile geometrice propuse pentru zona redusă a grinzii. Îmbinările au fost supuse la solicitări ciclice, iar rezultatele experimentale au fost comparate cu rezultate obținute cu MEF. De asemenea, Anastasiadis ș.a. (2005) [83], Ajay și Gaurang (2013) [86] au întreprins cercetări cu privire la posibilele forme de decupare a tălpilor grinzii în vederea obținerii acelei reduceri de secțiune pentru grindă.

Adegoke (2009) [31] a studiat influența grosimii plăcii de capăt asupra ductilității îmbinărilor cu placă de capăt având grosimi relativ mici, efectuând 5 teste pe specimene cu diferite grosimi ale plăcii de capăt. Rezultatele experimentale au fost confruntate și cu rezultatele aceluiași autor obținute prin MEF pentru aceleași îmbinări.

La Universitatea Politehnică Timișoara, colectivul de cercetare Dan Dubina a derulat foarte multe programe experimentale asupra îmbinărilor grindă-stâlp [87], [88], [84], [89], [90], [91]. Un amplu program a vizat studierea performanței îmbinărilor grindă-stâlp dual-steel, supuse solicitărilor monotone și ciclice [87], [88], [92]. Acestea erau alcătuite din oțel de înaltă rezistență în combinație cu oțelul carbon moale, cu scopul de a obține îmbinări cu un răspuns seismic superior. S-a observat că o grosime mai mare a plăcii de capăt, realizată din oțel carbon moale, conduce la o reducere a ductilității îmbinării. O altă concluzie a fost că metoda componentelor propusă de norma europeană [4] permite o evaluare suficient de

corectă a caracteristicilor nodurilor cu placă de capăt extinsă rigidizată. Un alt program [84] a fost desfășurat cu scopul studierii comportării îmbinărilor grindă-stâlp cu placă de capăt extinsă de ambele părți ale tălpilor grinzii, având configurație bilaterală. Încărcările, monotone și ciclice, au fost aplicate atât simetric, cât și antisimetric. Rezultatele monitorizate au fost rigiditatea inițială, momentele maxime, rotirile ultime, energia disipată și modul de cedare. O altă preocupare a colectivului de la Timișoara a fost studierea ductilității îmbinărilor din oțel și îmbinărilor compozite, solicitate la acțiuni ciclice, aplicate simetric și antisimetric [89], [90], [91]. Prin aceste testări s-a urmărit stabilirea unor noi modalități de determinare a capacității de rotire a îmbinărilor, care este cea mai importantă proprietate care influențează comportarea îmbinărilor, implicit a structurilor în ansamblu, la acțiunea seismică.

În cadrul Facultății de Construcții din Cluj-Napoca mai mulți cercetători au întreprins studii în acest domeniu: Prof.dr.ing. P. Alexa, Prof.dr.ing. M. Petrina, Prof.dr.ing. C. Chiorean, Conf.dr.ing. N. Chira, S.I.dr.ing. R. Bâlc, S.I.dr.ing. T. Petrina [93], [94], [95], [96], [97], [98], [99], [100], [101], [102], [103], [104].

Dacă ne oprim doar asupra categoriei de îmbinare cu placă de capăt și șuruburi, există foarte multe configurații posibile de astfel de îmbinări. Acestea derivă din multitudinea de parametri care pot influența comportarea lor: grosimea plăcii de capăt, extinderea ei în afara tălpilor grinzii, existența rigidizărilor pe placa de capăt sau pe stâlp, dimensiunile secțiunilor stâlpilor și a grinzilor ce urmează a fi prinse, rezistența oțelului, coeficientul de frecare dintre elemente, diametrul șuruburilor, numărul rândurilor de șuruburi, distanțele dintre acestea, diametrul găurilor pentru șuruburi, grupa de calitate a șuruburilor, forța de pretensionare aplicată acestora, tipul de solicitare și modul de aplicare al acesteia, condițiile de rezemare, etc. Chiar și în interiorul unui grup restrâns de îmbinări care au fost supuse încercărilor fizice, schimbări ale direcțiilor încărcării, geometriei, tipurilor de materiale, rezemări și aranjamente, conduc la apariția unor configurații noi față de cele supuse testelor experimentale.

### **2.3.2 Studii numerice pe baza metodei elementelor finite din literatura de specialitate**

Comportarea complexă a unei îmbinări, în funcție de cele trei proprietăți structurale ale acesteia (momentul capabil, rigiditatea inițială la rotire și capacitatea de rotire) este evidențiată prin curba caracteristică moment încovoietor-rotire relativă. Pentru determinarea acesteia există mai multe categorii de modele [105], [95], [106], fiecare prezentând avantaje și dezavantaje în utilizarea lor. Odată cu dezvoltarea software, *modelele numerice* reprezintă o unealtă tot mai accesibilă și reprezintă o alternativă la cercetările experimentale puține, sau



uneori lipsă, pentru anumite domenii de interes. Această abordare permite luarea în considerare a unor parametri sau fenomene care în testările experimentale, de cele mai multe ori, nu pot fi urmărite sau cuantificate: comportarea 3D, neliniaritatea fizică și geometrică, frecarea dintre elemente, lunecarea acestora sau alte fenomene de contact dintre elementele de îmbinat, apariția tensiunilor reziduale, ruperea unor componente. Analiza pe baza modelelor numerice prezintă numeroase avantaje, printre care: posibilitatea observării distribuției tensiunilor și a deformațiilor pentru fiecare increment de forță sau deplasare, posibilitatea realizării unui număr mare de modele, motiv pentru care se pretează cu succes la realizarea studiilor parametrice. Dificultatea utilizării modelelor numerice constă în faptul că necesită proceduri elaborate, care sunt foarte sensibile la opțiunile de modelare propriu-zisă și de analiză. Se întâlnesc dificultăți în alegerea tipului potrivit de elemente finite, capabile să simuleze corespunzător și fenomenul fizic dorit. De asemenea, rețeaua de discretizare și implicit numărul elementelor, nodurilor și punctelor de integrare, influențează rezultatele și exactitatea acestora. Pe măsura creșterii rafinamentului analizei apar inconveniente legate de volumul mare al datelor inițiale, care duc la creșterea timpului de calcul, acesta fiind principalul indicator de eficiență. Toate acestea fac ca modelele numerice să fie neatractive în practica proiectării curente și folosite cu precădere în cercetare.

Kaushik ș.a. (2013) [105] au realizat o trecere în revistă a bibliografiei existente în acest domeniu a analizei îmbinărilor grindă-stâlp cu placă de capăt și șuruburi, utilizând MEF.

Primele încercări de simulare a comportării îmbinărilor cu MEF implicau modele 2D, în care fiecare componentă era modelată prin elemente de tip ”shell”, iar deplasările se considerau uniform distribuite după cea de-a treia direcție [107]. Sigur că această abordare nu putea da rezultate mulțumitoare, întrucât îmbinările sunt în realitate tri-dimensionale.

Utilizarea MEF apare pentru prima dată într-o lucrare științifică în 1972, cand Bose ș.a. [108] au modelat o îmbinare grindă-stâlp cu sudură, cu luarea în considerare a plasticității, reconsolidării materialului și a flambajului. Mai târziu, studiind îmbinările grindă-stâlp cu placă de capăt și șuruburi, Krishnamurthy ș.a. (1976) [109], (1979) [110], au încercat să facă o corelare între simularea 2D și 3D a comportării nodurilor. Kukreti ș.a. (1987) [111] au realizat un studiu cu scopul determinării curbelor de comportare  $M-\Phi$  pentru îmbinările cu placă de capăt exactă, utilizând MEF. După validarea rezultatelor prin comparare cu propriile lor testări experimentale, aceiași autori au realizat un studiu parametric, iar datele obținute le-au folosit pentru dezvoltarea unor ecuații în scopul determinării comportării îmbinării. Bahaari și Sherbourne (1994) [112] și Sherbourne și

Bahaari (1996) [113] au utilizat programul comercial ANSYS pentru a modela 3D comportarea îmbinărilor cu placă de capăt extinsă, fără rigidizări, cu luarea în considerare a neliniarității fizice. Choi și Chung (1996) [114] au studiat îmbinările cu placă de capăt extinsă în ambele părți ale tălpilor grinzii, fără rigidizări și având 4 șuruburi în zona întinsă. Bose ș.a. (1997) [115] au studiat îmbinările cu placă de capăt exactă, fără rigidizări, în configurație cu 2, respectiv 4 șuruburi în zona întinsă a îmbinării. Bursi și Jaspert (1997) [116], (1998) [117] au utilizat MEF în cercetările lor asupra îmbinărilor cu placă de capăt și șuruburi, dar și asupra îmbinărilor T-stub (1996) [118].

Sumner (2003) [71] a realizat un amplu program de cercetare, în care unul dintre obiective a fost analiza cu MEF a 6 configurații de îmbinări grindă-stâlp cu placă de capăt extinsă, cu și fără rigidizări, cu 4 și cu 8 șuruburi în zonele extinse ale plăcii de capăt. Acesta a investigat rezistența tălpiei stâlpului la încovoiere și a gândit îmbinarea astfel încât cedarea să apară prin încovoierea tălpiei acestuia, proiectând celelalte componente ale îmbinării mai puternice decât talpa stâlpului. S-a luat în considerare neliniaritatea materialului, interacțiunea dintre elementele aflate în contact, dar nu s-a ținut cont de efectul pretensionării șuruburilor. Rezultatele au fost validate prin compararea cu încercările experimentale ale aceluiași autor, obținându-se o bună corelare între acestea.

Maggi ș.a. (2004) [119] au realizat un studiu parametric asupra îmbinărilor cu placă de capăt extinsă și șuruburi, utilizând MEF. Obiectivul principal al studiului a fost obținerea unei mai bune înțelegeri a comportării îmbinării sub influența modificării grosimii plăcii de capăt și a diametrului șuruburilor, luând în considerare neliniaritatea fizică și geometrică și pretensionarea șuruburilor. Rezultatele numerice au fost validate prin comparație cu rezultate experimentale din literatura de specialitate.

Abolmaali ș.a. (2005) [120] au studiat cu ajutorul MEF îmbinările cu placă de capăt exactă, având un singur rând de șuruburi sub talpa întinsă a grinzii, considerând neliniaritatea de material, cea geometrică și fenomenele de contact. În studiul întreprins, autorii au dezvoltat ecuații pentru determinarea curbei  $M-\Phi$  a îmbinării. Aceștia și-au validat rezultatele obținute prin MEF prin comparație cu cercetări experimentale preluate din literatura de specialitate. Abolmaali și colectivul au realizat și un amplu studiu parametric pentru acest tip de îmbinare, prin varierea caracteristicilor geometrice ale componentelor acesteia. Pentru validarea rezultatelor din studiul parametric, autorii au trasat pentru aceleași specimene curbele  $M-\Phi$  folosind modelul Ramberg-Osgood și modelul celor 3 parametri. S-a obținut o bună corelare între aceste rezultate, cercetătorii observând o apropiere a rezultatelor obținute cu modelul celor 3 parametri față de rezultatele studiului lor cu MEF.

În lucrarea lor, Kukreti și Zhou (2006) [121] descriu un model de analiză cu MEF, cu scopul determinării curbei  $M-\Phi$  pentru o îmbinare cu placă de capăt extinsă, cu rigidizări și 8 șuruburi. Aceștia au luat în considerare porțiuni din grindă și stâlp adiacente îmbinării, și de asemenea, neliniaritatea materialului și efectul pretensionării șuruburilor. Studiul numeric a fost validat prin comparare cu rezultate experimentale preluate de la alți cercetători în domeniu. Autorii au întreprins și un studiu parametric în scopul dezvoltării unei ecuații pentru determinarea curbei caracteristice moment încovoietor-rotire relativă. Obiectivul major al studiului a fost cuantificarea influenței proprietăților acestui tip de îmbinare asupra comportării structurilor în cadre din oțel.

Diaz ș.a. (2011) [122] au analizat o îmbinare grindă-stâlp cu placă de capăt extinsă, având 4 șuruburi în zona întinsă a îmbinării și 2 în cea comprimată. La evaluarea comportării acestei îmbinări la solicitări monotone s-au luat în considerare neliniaritatea geometrică și de material, contactul dintre componentele îmbinării și pretensionarea șuruburilor. Modelul analizat cu MEF a fost calibrat pe baza rezultatelor experimentale preluate din studii experimentale în domeniu.

Îmbinările cu placă de capăt și șuruburi pot fi adesea supuse solicitării compuse de încovoiere cu efort axial. Prezența efortului axial în îmbinare, peste o anumită limită, alături de momentul încovoietor, poate conduce la modificări importante a comportării în ansamblu a îmbinării. O preocupare în acest sens au avut-o L. Simoes da Silva ș.a. (2004) [42], cu scopul de a extinde metoda componentelor propusă de EC3-1-8 [4] și la îmbinări supuse la astfel de solicitări compuse. Aceștia au condus un program experimental, în care au testat 9 îmbinări cu placă de capăt exactă și 7 îmbinări cu placă de capăt extinsă, solicitate la moment încovoietor și diferite valori ale efortului axial. Îmbinarea cu placă de capăt exactă a fost analizată și într-un program utilizând MEF, iar rezultatele obținute de aceștia au indicat necesitatea modificării specificațiilor din EC3-1-8 [4] pentru calculul îmbinărilor astfel solicitate. Mai târziu, în 2012, M. Baei ș.a. [123] au efectuat cercetări asupra îmbinărilor cu placă de capăt, solicitate în același mod. Aceștia au simulat numeric o îmbinare cu placă de capăt extinsă și una cu placă de capăt exactă, supuse mai întâi doar la încovoiere, iar apoi au adăugat și efort axial, cu diferite intensități. Pentru calibrarea modelelor au fost folosite rezultate experimentale din literatura de specialitate [42], [43]. Autorii au avut recomandări asemănătoare cu cele specificate de colegii cu preocupări comune.

Comportarea cadrelor din oțel, amplasate în zone cu un grad ridicat de seismicitate, poate fi controlată prin modul de realizare a îmbinărilor dintre stâlpii și grinzile acestora. În asemenea situații, aceste structuri trebuie să reziste la solicitări ciclic-alternante importante.

Îmbinarea cu placă de capăt extinsă și șuruburi este una dintre cele mai des întâlnite soluții în acest caz. Kukreti și Biswas (1997) [124] au realizat un studiu numeric pe baza MEF asupra modului de comportare a 3 îmbinări cu placă de capăt sub acțiunea încărcării seismice. Rezultatele numerice au fost comparate cu rezultate obținute în urma testării fizice a îmbinărilor. În urma acestui studiu au dezvoltat un program pentru determinarea curbelor de comportare ale acestora. Sumner ș.a. (2000) [69] au analizat cu ajutorul MEF două tipologii de îmbinări grindă-stâlp cu placă de capăt extinsă de ambele părți ale tălpilor grinzii: cu 2 rânduri de șuruburi de ambele părți, fără rigidizări, respectiv cu 4 rânduri de șuruburi de ambele părți și placă de capăt rigidizată cu o placuță triunghiulară centrată față de inima grinzii. Aceștia și-au validat rezultatele prin teste experimentale efectuate pentru aceleași tipologii de îmbinări. Bhargava ș.a. (2006) [125] au realizat un studiu bazat pe MEF, în care au simulat comportarea unei îmbinări și a regiunii din jurul acesteia, desprinsă dintr-un cadru din oțel supus încărcării orizontale. Rezultatele obținute au fost comparate cu testările fizice realizate anterior de către aceeași autori. Gerami ș.a. (2010) [126] au studiat comportarea la solicitări ciclice a îmbinărilor cu placă de capăt și șuruburi și a celor de tip T-stub, în 14 variante de poziționare a șuruburilor, utilizând MEF, iar rezultatele obținute au fost validate prin comparare cu testări experimentale preluate din literatura de specialitate. H. Augusto ș.a. (2012) [127] au prezentat un studiu în care au propus modele numerice pentru simularea comportării la solicitări ciclice a îmbinărilor cu placă de capăt, iar pentru calibrarea acestora s-au bazat pe cercetări experimentale preluate din literatura de specialitate. Meng Wang ș.a. (2013) [128] au simulat numeric modul de comportare a îmbinărilor structurilor în cadre din oțel la solicitări seismice, cu luarea în considerare a neliniarităților geometrice și de material. Mai întâi, aceștia au modelat cu MEF o îmbinare cu placă de capăt extinsă și șuruburi, validându-și modelul prin comparație cu rezultate experimentale preluate de la alți cercetători în domeniu. Apoi au realizat o analiză comparativă a îmbinărilor folosite în zonele seismice prin investigarea influenței modalității de îmbinare a elementelor, realizând alte 3 modele de îmbinare cu MEF, pentru tipologiile cele mai des folosite în practica proiectării: îmbinare cu placă de capăt și sudură, îmbinare cu placă de capăt exactă și șuruburi și cu placă de capăt extinsă și șuruburi. V. Zeinoddini-Meimand ș.a. (2014) [129] au investigat cu MEF răspunsul îmbinărilor cu placă de capăt exactă solicitate ciclic, iar rezultatele astfel obținute au fost comparate cu rezultate experimentale, evidențiind acuratețea modelului cu elemente finite. M. Ghassemieh ș.a. (2014) [130] au studiat comportarea îmbinărilor cu placă de capăt la acțiuni seismice, utilizând MEF și au evidențiat recomandări pentru proiectarea acestora în zone seismice.

Cu ajutorul MEF și pe baza modelelor validate experimental, foarte mulți cercetători au realizat studii parametrice pentru a testa sensibilitatea îmbinărilor la variația unor parametri și a propune noi modele de trasare a curbei  $M-\Phi$  sau metode de calcul simplificat al caracteristicilor îmbinării. Shaker ș.a. (2014) [131] au studiat pe baza curbelor caracteristice  $M-\Phi$  obținute, influența grosimii plăcii de capăt, a diametrului șuruburilor și a rigidizărilor de pe panelul de inimă al stâlpului, asupra rigidității îmbinărilor cu placă de capăt exactă și extinsă. În cele 20 de analize efectuate cu MEF, aceștia au luat în considerare neliniaritatea fizică și geometrică, pretensionarea șuruburilor și contactul dintre componentele îmbinării. Două dintre modelele studiate au fost verificate prin comparație cu rezultate experimentale preluate din literatura de specialitate. Aceeași autori (2014) [132] au efectuat un alt studiu parametric, analizând 16 modele de îmbinări cu placă de capăt exactă și extinsă, supuse solicitării compuse de încovoiere cu efort axial, cu scopul evaluării metodei componentelor propuse de EC3-1-8 [4]. Și în acest caz, rezultatele obținute pentru două dintre cele 20 de modele studiate cu MEF au fost comparate cu cercetări experimentale, preluate de la alți cercetători în domeniu, asupra acelorași tipologii de îmbinări, autorii găsiind o bună corelare între acestea.

Mashaly ș.a. (2011) [133] au analizat cu MEF comportarea unei îmbinări cu placă de capăt extinsă sub acțiunea solicitărilor monotone și ciclice. Curbele de comportare  $M-\Phi$  astfel obținute au fost validate prin comparare cu unele obținute din încercări experimentale, preluate din literatura de specialitate. De asemenea, autorii au propus o nouă abordare în modelarea șuruburilor. Aceeași autori (2011) [134] au condus și un amplu studiu parametric, luând în considerare varierea a 12 parametri, în care au studiat efectul proprietăților materialului și a dimensiunilor geometrice asupra comportării îmbinărilor cu placă de capăt extinsă, solicitate la încărcări orizontale.

A.M. Girao Coelho și F.S.K. Bijlaard (2012) [35] și A.M. Girao Coelho (2013) [135] au analizat cu elemente finite o îmbinare grindă-stâlp cu placă de capăt și șuruburi, din categoria celor parțial rezistente, îmbinare supusă anterior și încercărilor fizice de către autori [13], [34], astfel putând fi comparate rezultatele. În același studiu a fost investigată și influența înălțimii grinzii și a grosimii plăcii de capăt cu scopul evaluării ductilității plăcii de capăt și a comportării îmbinării în ansamblu. Un alt obiectiv al autorilor a fost să aducă îmbunătățiri metodei componentelor [4].

Ismail ș.a. (2013) [136] au realizat o analiză utilizând MEF, pentru modelarea unei îmbinări cu placă de capăt și șuruburi, anterior testată experimental de către alți cercetători. În acest studiu s-a luat în considerare pretensionarea șuruburilor, imperfecțiunile inițiale,

flambajul local, contactul dintre componentele îmbinării, dar și neliniaritatea fizică și geometrică a specimenului, supus la solicitări monotone. Rezultatele obținute au fost comparate, pentru validare, cu cele din testarea practică a specimenului, obținându-se o bună corelare între acestea. Ulterior, autorii au întreprins un studiu parametric cu scopul evaluării influenței diferitelor tipologii de rigidizări asupra comportării îmbinării, constatările acestora fiind atent sintetizate în lucrare [136]. Dessouki ș.a. (2013) [137] au realizat un studiu parametric, asupra a două tipologii de îmbinare cu placă de capăt extinsă și 4 șuruburi, respectiv 6 șuruburi în zona întinsă a îmbinării. Aceștia au fost interesați de influența mai multor parametri asupra distribuției tensiunilor în placa de capăt: înălțimea grinzii, grosimea plăcii de capăt, diametrul șuruburilor, distanța dintre șuruburi și distanța dintre șuruburi și marginea elementelor, găurile pentru șuruburi, rigidizarea plăcii de capăt. În urma acestui studiu, autorii au propus noi ecuații pentru calculul plăcii de capăt la încovoiere.

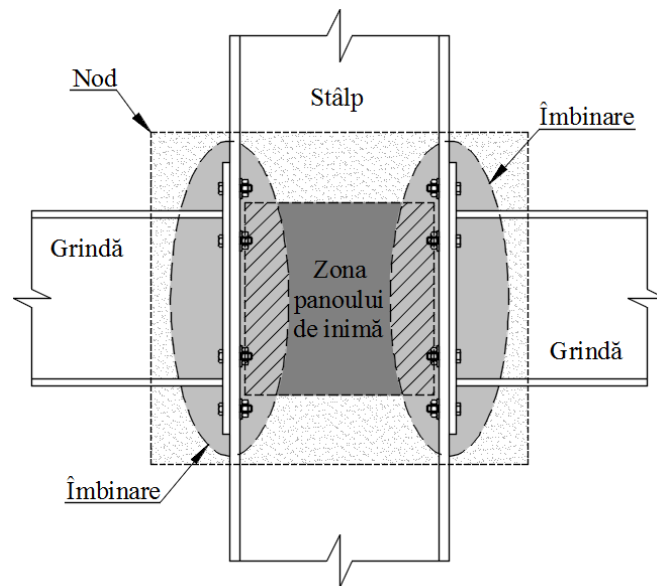
Madjour ș.a. (2015) [138] au studiat efectul golurilor din inima grinzii asupra comportării îmbinărilor cu placă de capăt, utilizând programul de calcul Abaqus, iar rezultatele obținute au fost comparate în vederea validării cu date din literatura de specialitate. Autorii au realizat și un studiu parametric, în care au urmărit influența formei, dimensiunii și a poziției golurilor asupra modului de comportare a îmbinării.

## **2.4 Proiectarea îmbinărilor structurilor din oțel conform SR EN 1993-1-8**

Standardul SR EN 1993-1-8 [4], [139] stabilește regulile pentru alcătuirea și calculul îmbinărilor elementelor și structurilor din oțel, solicitate predominant static, dar prevede și recomandări în cazul îmbinărilor solicitate seismic.

### **2.4.1 Generalități și definiții**

În practică, în texte normative, dar mai ales în literatura de specialitate, se întâlnesc termeni care fac referire la aceeași entitate: nod, îmbinare, conexiune, prindere (joint/connection). Din acest motiv, apare necesitatea definirii noțiunilor nod și îmbinare (prindere, conexiune), definite foarte clar în norma europeană SR-EN 1993-1-8 [4], [139], și în alte lucrări de specialitate [140]. Astfel, îmbinarea cuprinde componentele fizice care leagă grinda de stâlp (șuruburi, plăci de capăt sau suduri) și este situată în regiunea prinderii efective. Nodul este alcătuit din cel puțin o îmbinare, la care se adaugă zona de interacțiune adiacentă acesteia, mai exact panoul de inimă al stâlpului, *Figura 2-8*.



Nod = îmbinări + zona panoului de inimă

Figura 2-8 Definiția nodului și a îmbinării [139], [140]

Analiza și proiectarea cadrelor din oțel necesită cunoașterea comportării reale a îmbinărilor. Principala deformare care apare în nodurile cadrelor este rotirea relativă dintre grindă și stâlp,  $\Phi$ , sub acțiunea momentului încovoietor,  $M$ . Astfel, comportarea în plan a îmbinării este definită de curba moment încovoietor – rotire relativă,  $M-\Phi$ , care reprezintă caracteristica îmbinării grindă-stâlp. În Figura 2-9 [6] este prezentată o îmbinare grindă-stâlp, încărcată cu un moment încovoietor  $M$  pe capătul grinzii. Acest efort produce o rotire  $\Phi$  a secțiunii riglei față de talpa stâlpului, numită rotire relativă între grindă și stâlp și considerată ca parametru de referință la definirea comportării nodului. Curba de comportare  $M-\Phi$  este definită prin trei mărimi de bază, care reprezintă caracteristicile comportării îmbinării: momentul capabil  $M_{j,Rd}$ , rigiditatea la rotire,  $S_{j,ini}$ , și capacitatea de rotire,  $\Phi_u$ , Figura 2-10.

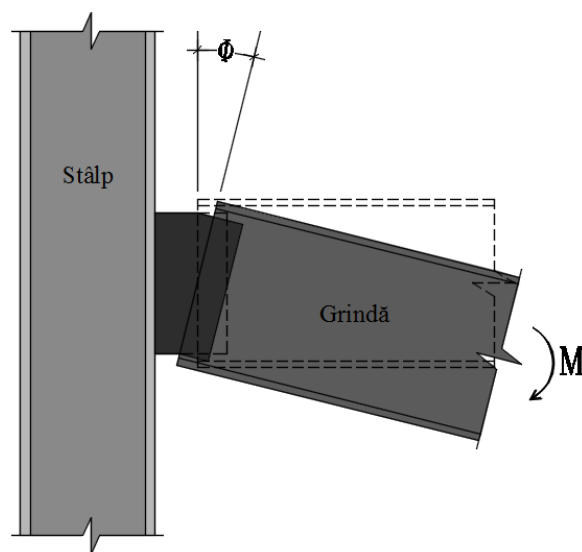


Figura 2-9 Deformația prin rotire a unei îmbinări [4], [6]

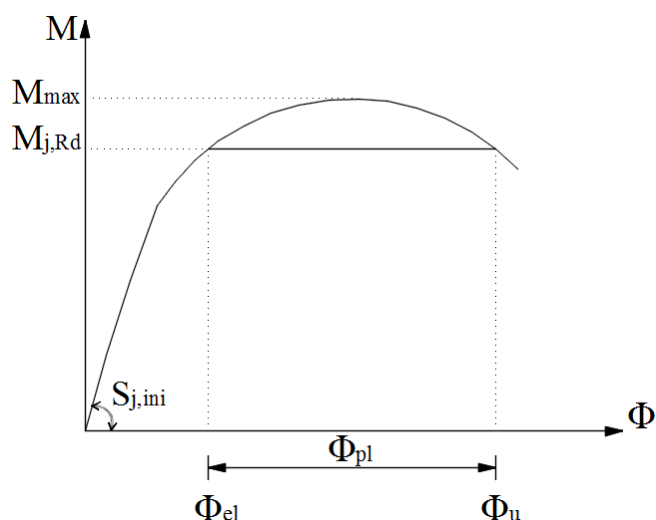


Figura 2-10 Curba caracteristică de comportare a unei îmbinări rezistente la moment [4]

În vederea determinării caracteristicii moment încovoietor-rotire relativă a îmbinărilor s-au efectuat numeroase studii experimentale și numerice.

Cea mai fidelă metodă de definire a comportării unui nod este experimentul. Pe baza datelor furnizate de acesta, se trasează curba caracteristică a îmbinării, se pot elabora sau valida modele de calcul (analitice, matematice), se pot elabora modele mecanice atașate celor analitice, se calibrează modelele numerice.

Modelarea numerică bazată pe MEF este o metodă preferată de investigare a comportării îmbinărilor, ca o alternativă puțin consumatoare de timp și resurse materiale comparativ cu testele experimentale. Extinderea utilizării acestei metode de analiză se datorează dezvoltării rapide din ultimul timp a tehnicii de calcul, care permite analiza unor structuri complexe luând în considerare neliniaritățile geometrice și de material. Un alt avantaj al utilizării MEF constă în considerarea în modelul de calcul a unor fenomene dificil de surprins și de măsurat pe experiment: efecte locale, tensiuni reziduale, imperfecțiuni geometrice, contactul dintre diferitele elemente care se întâlnesc în îmbinare, pretensionarea șuruburilor, efectele flambajului. De asemenea, această metodă oferă posibilitatea efectuării unor studii parametrice ample, pe baza cărora se pot stabili modelele de calcul (analitice) ale îmbinării.

#### 2.4.2 Clasificarea îmbinărilor conform SR EN 1993-1-8

Contrar proiectării clasice, în care îmbinările sunt approximate ca fiind rigide sau articulații perfecte, cercetările experimentale demonstrează că acestea au, în realitate, o comportare plasată între cele două situații ideale, fiecare tip de îmbinare deținând o oarecare rigiditate la rotire și o anumită capacitate de a prelua moment încovoietor. Din acest considerent, modelarea îmbinării ca semi-rigidă este mai aproape de adevăr. Însă în



proiectare, unele tipuri de îmbinări pot fi considerate articulații perfecte, dacă rigiditatea acestora este prea mică ca să poată transmite o cantitate semnificativă din moment, permițând aproape rotirea liberă a elementelor conectate. În mod asemănător, unele tipuri de îmbinări pot fi considerate rigide, dacă rigiditatea acestora este importantă ca și valoare, astfel încât nu apare o rotire semnificativă între elementele conectate. De aceea este benefic să se poată aprecia dacă o îmbinare este catalogată ca fiind rigidă, semi-rigidă sau articulație perfectă.

O prima clasificare a îmbinărilor poate fi făcută în funcție de efortul predominant care este transmis de acestea [1]. Astfel, îmbinările pot fi:

- îmbinări supuse la efort axial;
- îmbinări supuse la forfecare;
- îmbinări supuse la încovoiere.

Norma europeană de calcul a îmbinărilor din oțel [4] introduce trei criterii de clasificare a îmbinărilor, generate de cei trei parametri care controlează comportarea prinderilor: *rigiditate* (i), *rezistență* (ii) și *ductilitate* (iii).

(i) Criteriul de rigiditate împarte nodurile în trei clase, funcție de rigiditatea inițială la rotire a îmbinării,  $S_{j,ini}$ . Limita dintre un nod rigid și unul semi-rigid este determinată astfel încât capacitatea portantă a unui cadru portal semi-rigid să fie mai mare decât 95% din rezistența aceluiași cadru portal, considerat rigid [6]. Deoarece efectul rigidității îmbinărilor asupra rezistenței cadrelor este influențat de prezența contravântuirilor, clasificarea nodurilor după criteriul de rigiditate se face separat, pentru cele două tipuri de cadre, contravântuite și necontravântuite, în funcție de un parametru de rigiditate adimensional  $K_b$ , care are expresia

$$K_b = \frac{S_{j,ini}}{\left(\frac{EI_b}{L_b}\right)} \quad (2.1)$$

unde:

$S_{j,ini}$  este rigiditatea inițială la rotire a îmbinării;

$E$  este modulul de elasticitate longitudinal al materialului din care este alcătuită grinda;

$I_b$  este momentul de inerție al secțiunii transversale a unei grinzi;

$L_b$  este deschiderea grinzii, măsurată între axele stâlpilor.

Astfel, în funcție de rigiditate, nodurile cadrelor se împart în:

- **noduri rigide**, aparținând zonei 1 din *Figura 2-11*, pentru care se îndeplinește condiția

$$S_{j,ini} \geq K_b \cdot \frac{EI_b}{L_b} \quad (2.2)$$

unde:

$K_b$  este valoarea medie a raportului  $I_b/L_b$  pentru toate grinzile de la partea superioară a etajului considerat;

$K_b = 8$  pentru cadrele unde sistemul de contravântuiri reduce deplasările orizontale cu cel puțin 80% (cadre contravântuite);

$K_b = 25$  pentru alte cadre (necontravântuite), cu condiția ca la fiecare etaj să fie respectată condiția  $K_b/K_c \geq 0.1$ ;

$K_c$  este valoarea medie a raportului  $I_c/L_c$  pentru toți stâlpii de la etajul considerat;

$I_c$  este momentul de inerție al secțiunii transversale a stâlpului;

$L_c$  este înălțimea de etaj a stâlpului.

Un nod considerat rigid se presupune că permite rotirea relativă între elementele îmbinate sub acțiunea solicitărilor, astfel nu influențează semnificativ distribuția eforturilor și deformațiilor din structură.

- **noduri de tip articulație formală**, aparținând zonei 3 din *Figura 2-11*, pentru care se îndeplinește condiția

$$S_{j,ini} \leq 0.5 \cdot \frac{EI_b}{L_b} \quad (2.3)$$

unde termenii din expresia anterioară au aceleași semnificații menționate mai sus.

Un nod considerat articulație formală este capabil să transmită eforturi fără să dezvolte momente semnificative care ar putea afecta structura și posedă o capacitate de rotire suficientă sub acțiunea solicitărilor.

- **noduri semi-rigide**, aparținând zonei 2 din *Figura 2-11*, categorie care cuprinde toate nodurile pentru care nu sunt îndeplinite condițiile pentru a face parte din categoria nodurilor de tip articulație formală sau a nodurilor rigide.

Nodurile semi-rigide sunt capabile să transmită eforturile între elementele structurii.

Clasificarea nodurilor după rigiditate este sintetizată în *Tabel 1*.

*Tabel 1 Clasificarea nodurilor după rigiditate [4], [6]*

Nod		$K_b$	Alte cerințe
Rigid	Cadru contravântuit	$8 < K_b$	$K_b/K_c \geq 0.1$
	Cadru necontravântuit	$25 < K_b$	
Semi-rigid	Cadru contravântuit	$0.5 \leq K_b \leq 8$	$K_b/K_c < 0.1$
	Cadru necontravântuit	$0.5 \leq K_b \leq 25$	
Articulație formală		$K_b < 0.5$	

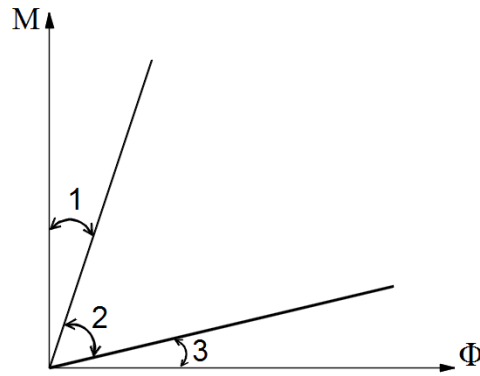
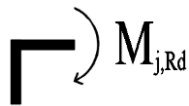


Figura 2-11 Clasificarea nodurilor după rigiditate [4], [139]

(ii) Criteriul de rezistență grupează nodurile în trei categorii, prin compararea momentului încovoietor capabil al nodului,  $M_{j,Rd}$ , cu momentele plastice capabile ale elementelor conectate în nod. Clasificarea se face diferit, pentru noduri situate în vârful stâlpului sau pe înălțimea acestuia.

Astfel, în funcție de rezistență, nodurile cadrelor se împart în:

- **noduri articulate**, dacă se îndeplinește una din condițiile din Figura 2-12:

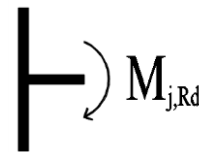


$$M_{j,Rd} \leq 0,25 \cdot M_{b,pl,Rd}$$

sau

$$M_{j,Rd} \leq 0,25 \cdot M_{c,pl,Rd}$$

a) nod situat în vârful stâlpului



$$M_{j,Rd} \leq 0,25 \cdot M_{b,pl,Rd}$$

sau

$$M_{j,Rd} \leq 0,25 \cdot 2 \cdot M_{c,pl,Rd}$$

b) nod situat pe înălțimea stâlpului

Figura 2-12 Condițiile de nod articulat după criteriul de rezistență

unde:

$M_{j,Rd}$  este momentului încovoietor capabil al nodului;

$M_{b,pl,Rd}$  este momentul plastic capabil de calcul al grinzii;

$M_{c,pl,Rd}$  este momentul plastic capabil de calcul al stâlpului.

Nodul considerat articulație trebuie să fie capabil să transmită eforturi fără să dezvolte momente semnificative care ar putea afecta structura și să posede o capacitate de rotire suficientă sub acțiunea solicitărilor, la fel ca în criteriul anterior de clasificare.

- **noduri total rezistente**, dacă se îndeplinește una din condițiile din Figura 2-13:

	
$M_{j,Rd} \geq M_{b,pl,Rd}$ sau $M_{j,Rd} \geq M_{c,pl,Rd}$	$M_{j,Rd} \geq M_{b,pl,Rd}$ sau $M_{j,Rd} \geq 2 \cdot M_{c,pl,Rd}$

a) nod situat în vârful stâlpului

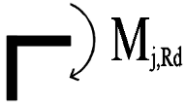
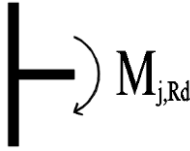
b) nod situat pe înălțimea stâlpului

Figura 2-13 Condițiile de nod total rezistent după criteriul de rezistență

unde termenii expresiilor au aceleași semnificații menționate anterior.

Altfel spus, un nod total rezistent are momentul capabil mai mare decât al elementelor îmbinate.

- **noduri parțial rezistente**, dacă nu sunt îndeplinite condițiile de încadrare în categoriile nodurilor articulate sau total rezistente, *Figura 2-14*:

	
$0.25 \cdot M_{b,pl,Rd} < M_{j,Rd} < M_{b,pl,Rd}$ sau $0.25 \cdot M_{c,pl,Rd} < M_{j,Rd} < M_{c,pl,Rd}$	$0.25 \cdot M_{b,pl,Rd} < M_{j,Rd} < M_{b,pl,Rd}$ sau $0.25 \cdot 2 \cdot M_{c,pl,Rd} < M_{j,Rd} < 2 \cdot M_{c,pl,Rd}$

a) nod situat în vârful stâlpului

b) nod situat pe înălțimea stâlpului

Figura 2-14 Condițiile de nod parțial rezistent după criteriul de rezistență

unde termenii expresiilor au aceleași semnificații menționate anterior.

Nodurile parțial rezistente trebuie să posede o capacitate de rotire suficientă pentru a permite formarea articulațiilor plastice sub acțiunea încărcărilor de calcul [141].

Clasificarea nodurilor după rezistență este sintetizată în *Tabel 2*.

(iii) Criteriul ductilității împarte nodurile în trei clase, *Figura 2-15*, în funcție de capacitatea de rotire,  $\phi_{pl}$ , corespunzătoare momentului plastic rezistent,  $M_{j,Rd}$ , *Figura 2-16* [89], [95], [142], astfel:

- **noduri ductile**, care sunt capabile să dezvolte momentul plastic rezistent și prezintă o capacitate de rotire suficientă;
- **noduri cu ductilitate medie**, care sunt capabile să dezvolte momentul plastic rezistent, dar prezintă o capacitate de rotire limitată;

- **noduri neductile**, la care apare cedarea prematură, datorită instabilității sau cedării casante a uneia dintre componentele nodului, înainte dezvoltării momentului plastic rezistent.

Tabel 2 Clasificarea nodurilor după rezistență [4], [6]

Nod	Poziția nodului	$M_{j,Rd}$	Alte cerințe
Articulat	vârful stâlpului	$\left( \frac{M_{j,Rd}}{M_{b,pl,Rd}} \text{ sau } \frac{M_{j,Rd}}{M_{c,pl,Rd}} \right) \leq 0.25$	Să fie capabil să transmită eforturi fără să dezvolte momente semnificative care ar putea afecta structura și să posede suficientă capacitate de rotire sub acțiunea solicitărilor.
	pe înălțimea stâlpului	$\left( \frac{M_{j,Rd}}{M_{b,pl,Rd}} \text{ sau } \frac{M_{j,Rd}}{2M_{c,pl,Rd}} \right) \leq 0.25$	
Total rezistent	vârful stâlpului	$1.0 \leq \left( \frac{M_{j,Rd}}{M_{b,pl,Rd}} \text{ sau } \frac{M_{j,Rd}}{M_{c,pl,Rd}} \right)$	
	pe înălțimea stâlpului	$1.0 \leq \left( \frac{M_{j,Rd}}{M_{b,pl,Rd}} \text{ sau } \frac{M_{j,Rd}}{2M_{c,pl,Rd}} \right)$	
Parțial rezistent	vârful stâlpului	$0.25 < \left( \frac{M_{j,Rd}}{M_{b,pl,Rd}} \text{ și } \frac{M_{j,Rd}}{M_{c,pl,Rd}} \right) < 1.0$	Să posede o capacitate de rotire suficientă pentru a permite formarea articulațiilor plastice sub acțiunea încărcărilor de calcul.
	pe înălțimea stâlpului	$0.25 < \left( \frac{M_{j,Rd}}{M_{b,pl,Rd}} \text{ și } \frac{M_{j,Rd}}{2M_{c,pl,Rd}} \right) < 1.0$	

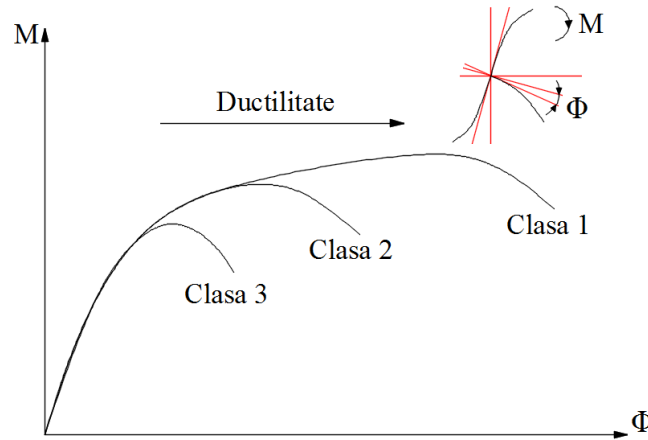


Figura 2-15 Clasele de ductilitate pentru noduri [142]

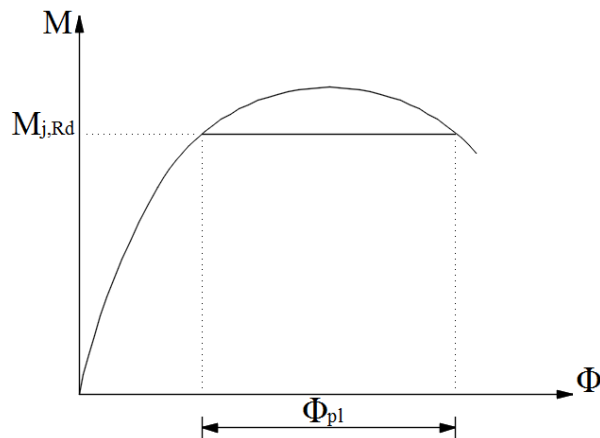


Figura 2-16 Capacitatea de rotire a unui nod [142]

### 2.4.3 Modelarea îmbinărilor conform SR EN 1993-1-8

În practica tradițională de proiectare a structurilor din oțel, îmbinările grindă-stâlp se considerau fie rigide, fie articulate. Cercetările experimentale au demonstrat o comportare reală, intermediară a acestora, plasată între cele două extreme [143]. Apare astfel termenul *semirigid*, care definește practic comportarea reală a tuturor îmbinărilor grindă-stâlp aparținând structurilor în cadre din oțel.

Modelele de analiză structurală permit reprezentarea nodului semi-rigid prin intermediul unui resort rotațional poziționat la fața axei stâlpului (între capătul grinzii și stâlp). Acest resort concentrează atât comportarea îmbinării propriu-zise, cât și pe cea a panoului de inimă a stâlpului. Pentru modelarea nodurilor printr-o analiză liniar-elastică, acestui resort i se asociază curba caracteristică de răspuns moment-rotire. Dacă rigiditatea la rotire a îmbinării este zero, nodul este articulat; dacă rigiditatea la rotire este infinită, nodul este rigid; iar în cazul intermediar, nodul este semi-rigid [139].

EC3-1-8 [4], [139] denumește trei modele de noduri, pe baza clasificării acestora după criteriile de rigiditate și rezistență, necesare în analiza globală a structurii, și anume: noduri continue, semi-continue și simple, *Tabel 3*.

*Tabel 3 Tipuri de modelare a nodurilor [139]*

Rigiditate	Rezistență		
	Total rezistente	Parțial rezistente	Articulate
Rigid	Continue	Semi-continue	-
Semi-rigid	Semi-continue	Semi-continue	-
Articulat	-	-	Simple

Nodul continuu definește cazul nodurilor total rezistente și rigide, asigură o continuitate perfectă, iar comportarea acestuia nu influențează analiza globală a structurii.

Nodul simplu denumește nodurile considerate articulate prin prisma ambelor criterii de clasificare (rigiditate și rezistență), nu poate transmite moment încovoietor și poate prelua doar forță tăietoare.

Nodul semi-continuu acoperă cazurile nodurilor rigide/parțial rezistente, semi-rigide/total rezistente și semi-rigide/parțial rezistente, iar comportarea acestuia influențează analiza structurii prin prisma rigidității acestuia [139].

În *Tabel 4* sunt prezentate posibilitățile de modelare a nodurilor în funcție de metoda de analiză efectuată: analiză elastică, rigid-plastică și elasto-plastică [4], [139].

Analiza elastică impune ca nodurile să fie clasificate numai în funcție de rigiditatea acestora, deoarece rezistența nu le este afectată din moment ce nu se ajunge la plastificarea componentelor îmbinării sau a panoului de inimă. Trebuie acordată atenție nodurilor semi-

rigide, la calculul cărora se folosește rigiditatea la rotire  $S_j$ , corespunzătoare momentelor încovoietoare  $M_{j.Ed}$ , din analiza elastică. Dacă  $M_{j.Ed} \leq 2/3 \cdot M_{j.Rd}$ , în analiză se consideră valoarea întregă a rigidității inițiale a nodului,  $S_{j.ini}$ . Dacă este respectată inegalitatea  $2/3 \cdot M_{j.Rd} \leq M_{j.Ed}$ , are loc o degradare a rigidității inițiale, iar în analiză, aceasta se afectează cu un coeficient de modificare a rigidității,  $\eta$ , determinat experimental și care se găsește tabelat în codurile de proiectare [4], [139], Tabel 5.

Tabel 4 Modelarea nodurilor și tipuri de analiză [139]

Modelare	Tipuri de analiză		
	Analiză elastică	Analiză rigid-plastică	Elastic-perfect plastică sau elasto-plastică
Continuu	Rigide	Total rezistente	Rigide/Total rezistente
Semi-continuu	Semi-rigide	Parțial rezistente	Rigide/Parțial rezistente Semi-rigide/Total rezistente
Simplu	Articulate	Articulate	Semi-rigide/Parțial rezistente Articulate

În analiza rigid-plastică nodurile trebuie clasificate doar în funcție de rezistență, rigiditatea acestora fiind considerată infinită. Pentru calculul rezistenței la moment încovoietor,  $M_{j.Rd}$ , norma europeană [4] specifică formulele de calcul și prevede asigurarea ductilității necesare pentru preluarea rotirilor rezultate din analiza structurală.

Dacă se optează pentru o analiză elastic-plastică, atunci este necesară clasificarea nodurilor după criteriul de rigiditate (pentru definirea caracteristicilor elastice) și după criteriul de rezistență (pentru stabilirea ordinii de apariție a articulațiilor plastice) [4], [139]. La determinarea eforturilor interne ale elementelor trebuie folosită curba completă de comportare  $M - \Phi$ , iar coeficienții de modificare a rigidității,  $\eta$ , rămân aceiași ca și la analiza elastică.

Tabel 5 Coeficientul  $\eta$  de modificare a rigidității [139]

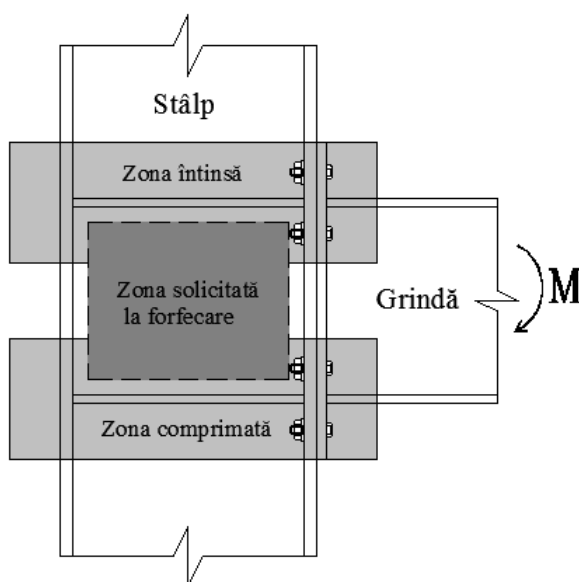
Tip de îmbinare	Noduri grindă-stâlp	Alte tipuri de noduri (grindă-grindă, grindă-Eclise, bazele stâlpilor)
Sudată	2	3
Placă de capăt cu șuruburi	2	3
Corniere pe tălpi și șuruburi	2	3.5
Placă de bază	-	3

#### 2.4.4 Metoda componentelor

Norma europeană de calcul, SR EN 1993-1-8 [4], propune o metodă analitică de determinare a caracteristicilor nodurilor cadrelor din oțel solicitate static, predominant la moment încovoietor, numită metoda componentelor. Metoda este aplicabilă pentru mai multe

tipologii de îmbinări realizate cu șuruburi și/sau sudură, pentru care se pot stabili modele mecanice care să exprime fidel starea de solicitare a elementelor îmbinate.

Solicitarea complexă a nodului se descompune în acțiuni simple și se identifică părțile care participă la preluarea acestora, astfel, primul pas în crearea modelului analitic al unui nod îl constituie separarea zonelor de solicitare ale acestuia, *Figura 2-17*: zona solicitată la întindere, zona solicitată la forfecare și zona solicitată la compresiune.



*Figura 2-17* Zonele de solicitare într-un nod [139]

În funcție de alcătuirea îmbinării, se identifică modul de preluare a acestor solicitări și elementele prin care se realizează aceasta. Se alcătuiește astfel un model mecanic al nodului, din elemente rigide și elastice (de tip resort liniar elastic), fiecare dintre aceste componente având caracteristicile mecanice bine definite (cele ale elementului din care provin) și solicitarea clar identificată.

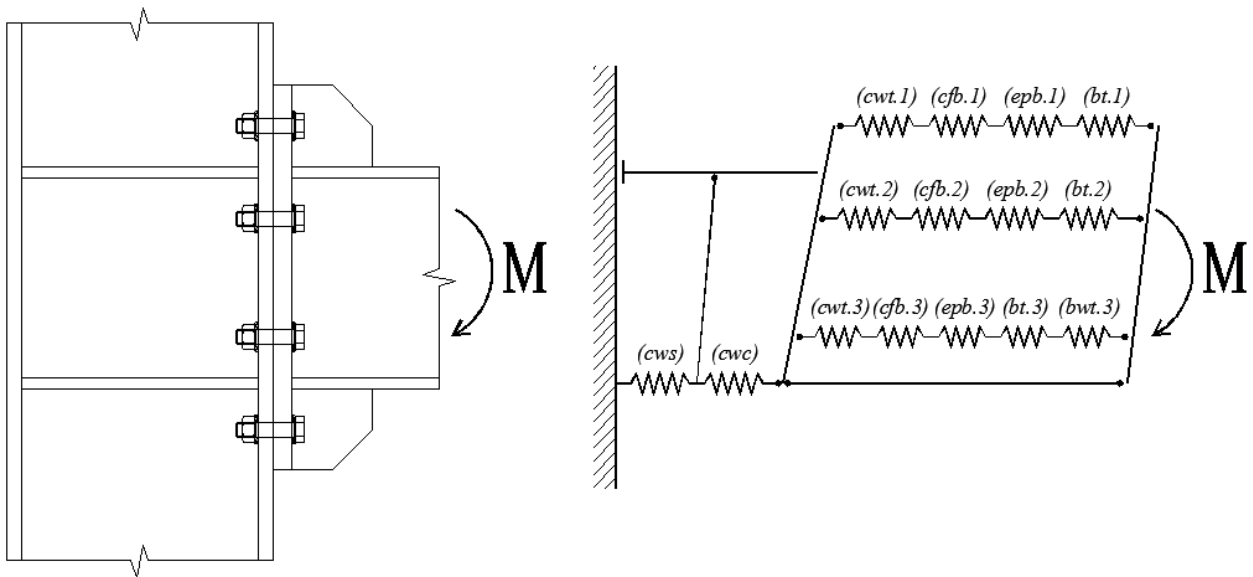
Pentru îmbinarea cu placă de capăt extinsă și șuruburi, solicitată la momentul încovoietor transmis la capătul grinzii, părțile aferente fiecărei zone de solicitare, respectiv componentele îmbinării sunt:

- inima stâlpului la întindere, *cwt*;
- talpa stâlpului solicitată la încovoiere, *cfb*;
- placa de capăt solicitată la încovoiere, *epb*;
- șuruburi supuse la întindere, *bt*;
- inima grinzii solicitată la întindere, *bwt*;
- panoul de inimă al stâlpului solicitat la forfecare, *cws*;
- inima stâlpului solicitată la compresiune, *cwc*.



În funcție de tipul îmbinării, de prezența diferitelor tipuri de rigidizări, se identifică sursele de deformabilitate ale nodului, stabilindu-se componentele active ale acestuia, aferente fiecărei solicitări. Se crează astfel modelul mecanic propriu îmbinării studiate.

Pentru îmbinarea cu placă de capăt extinsă și șuruburi, care constituie obiectul prezentei lucrări, modelul mecanic propus, prezentat în *Figura 2-18*, conține lanțuri de trei resorturi elastice plasate în dreptul rândurilor de șuruburi solicitate la întindere și două resorturi elastice cuplate în serie, plasate în dreptul tălpii comprimate a grinzii.



*Figura 2-18 Componentele active și modelul mecanic adoptat pentru îmbinarea studiată*

Rezistența fiecărei grupări de resorturi în serie este determinată de cea a resortului cel mai slab, respectiv de forța capabilă cea mai mică. Pornind de la modelul mecanic stabilit, se calculează forța capabilă la întindere în dreptul fiecărui rând de șuruburi, considerând aportul inimii stâlpului, al tălpii stâlpului, al plăcii de capăt, al inimii grinzii și al șuruburilor. În evaluarea acestei mărimi se studiază comportarea așa numitelor elemente „T echivalent” care se dezvoltă la nivelul prinderii, unul având ca talpă placa de capăt, iar celălalt, talpa stâlpului, *Figura 2-19*.

Lungimea efectivă a elementelor astfel formate se stabilește în funcție de modul de dezvoltare a zonelor plastice din jurul șuruburilor, circular sau necircular. Rezistența elementului „T echivalent” se determină considerând dezvoltarea a trei mecanisme de cedare posibile ale tălpii acestuia, solicitată la întindere: prin plastificarea tălpii elementului, prin plastificarea tălpii și curgerea șuruburilor și prin ruperea șuruburilor, *Figura 2-20*.

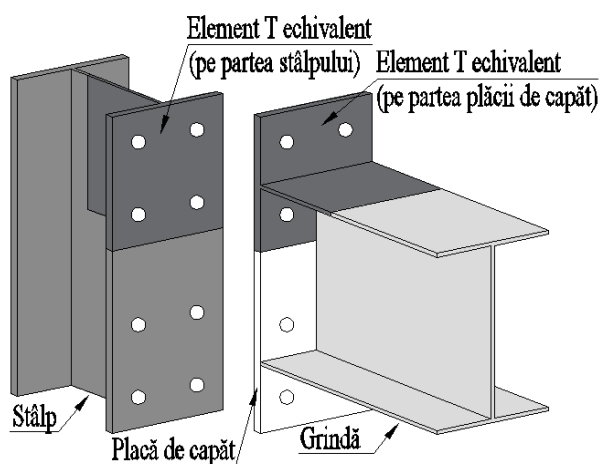
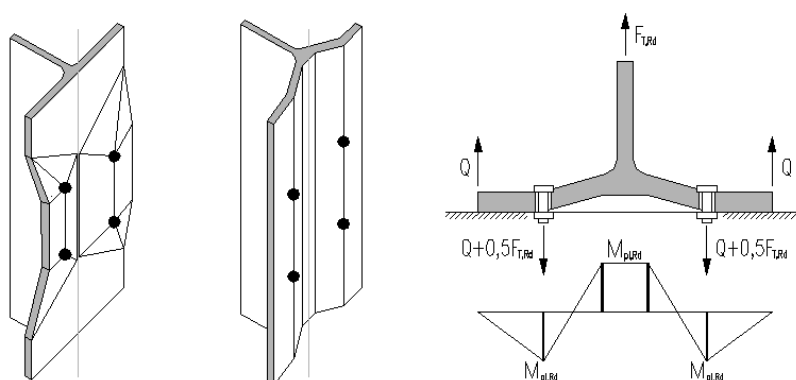
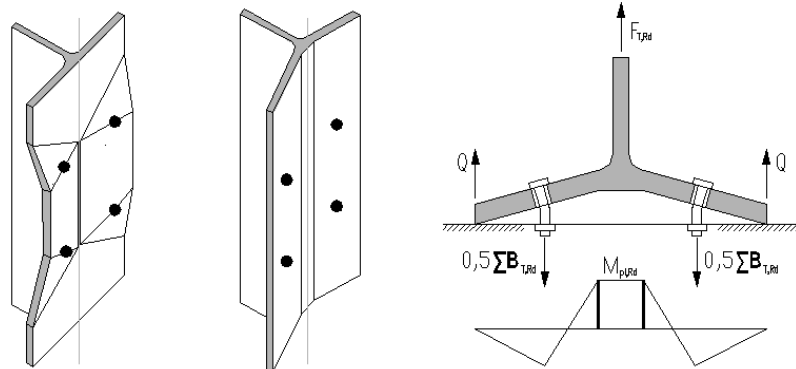


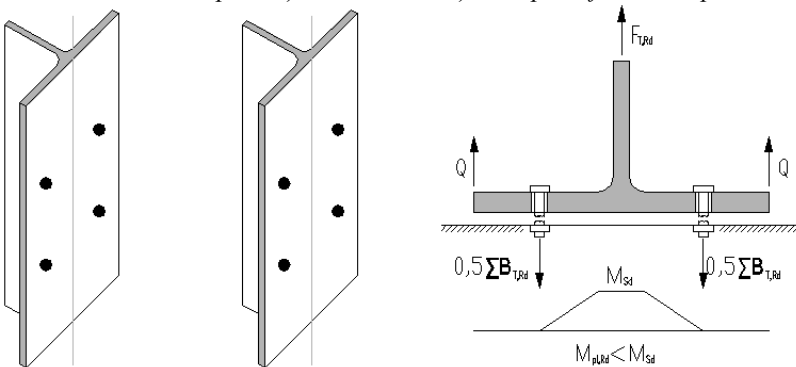
Figura 2-19 Modelarea tăpii stâlpului și a plăcii de capăt prin intermediul elementelor T Echivalente [139]



Modul 1 - plastificarea completă a tăpii



Modul 2 – ruperea șuruburilor însoțită de plastificarea tăpii



Modul 3 – ruperea șuruburilor în tracțiune

Figura 2-20 Modurile de cedare ale componentelor și elementelor T Echivalente [139]

Rezistența la întindere a îmbinării (forța capabilă) se calculează ca fiind suma rezistențelor la întindere, determinate pentru fiecare rând de șuruburi în parte, expresia (2.4) [4],

$$F_{T.Rd} = \sum F_{tr.Rd} \quad (2.4)$$

în care:

$F_{T.Rd}$  este rezistența la întindere a îmbinării;

$F_{tr.Rd}$  este forța capabilă de întindere a rândului  $r$ .

Rezistența la întindere a îmbinării trebuie să satisfacă următoarele condiții:

- $F_{T.Rd} \leq$  rezistența inimii stâlpului la forfecare, conform 6.2.6.1 din SR EN 1993-1-8 [4];
- $F_{T.Rd} \leq$  forța capabilă de compresiune a inimii stâlpului, conform 6.2.6.2 din SR EN 1993-1-8 [4];
- $F_{T.Rd} \leq$  forța capabilă de compresiune a tălpii și inimii grinzii, conform 6.2.6.7 din SR EN 1993-1-8 [4].

Momentul capabil al îmbinării se calculează considerând aportul rezistenței la întindere din dreptul fiecărui rând de șuruburi, față de centrul de compresiune al prinderii, considerat în axul tălpii comprimate a grinzii, expresia (2.5) [4],

$$M_{j.Rd} = \sum_r h_r F_{tr.Rd} \quad (2.5)$$

în care:

$M_{j.Rd}$  este momentul încovoietor capabil de calcul a îmbinării;

$h_r$  este distanța de la rândul  $r$  la centrul de compresiune;

$F_{tr.Rd}$  este forța capabilă de întindere a rândului  $r$ .

Cel de-al doilea parametru necesar pentru trasarea curbei  $M - \Phi$  îl constituie rigiditatea inițială a îmbinării, care se obține cu următoarea relație [4]

$$S_{j.ini} = \frac{Ez^2}{\sum_i \bar{k}_i} \quad (2.6)$$

în care:

$S_{j.ini}$  este rigiditatea inițială a îmbinării;

$E$  este modulul de elasticitate longitudinal;

$z$  este brațul de pârghie, conform 6.2.7 din SR EN 1993-1-8 [4];

$k_i$  este coeficientul de rigiditate al componentei  $i$  a îmbinării.

## 2.5 Clasificări ale îmbinărilor propuse de alte normative sau alți cercetători

**Clasificarea îmbinărilor conform American Institute of Steel Construction (AISC)** [144], [6] este realizată în funcție de aceleași trei criterii întâlnite și în norma europeană pentru proiectarea îmbinărilor [4]: rigiditate, rezistență și ductilitate.

Pentru *clasificarea îmbinărilor în funcție de rigiditatea* acestora, AISC [73], [6] utilizează rigiditatea secantă a îmbinării,  $R_{ks}$ , corespunzătoare încărcării de serviciu, care este definită ca raport între momentul încovoietor dat de încărcarea de serviciu,  $M_s$ , și rotirea corespunzătoare acestuia,  $\theta_s$ , *Figura 2-21*.

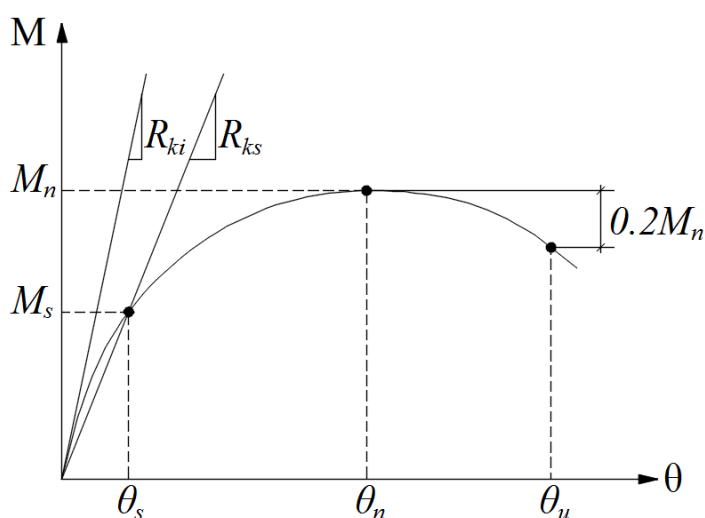


Figura 2-21 Definiere caracteristici de rigiditate, rezistență și ductilitate pentru îmbinări parțial rezistente [6]

AISC definește un parametru  $\alpha$ , ca relație între rigiditatea secantă a îmbinării și rigiditatea grinzii conectate, astfel

$$\alpha = R_{ks} \cdot \frac{L_b}{EI_b} \quad (2.7)$$

unde:

$R_{ks}$  este rigiditatea secantă a îmbinării la limita de serviciu;

$L_b$  este deschiderea grinzii;

$E$  este modulul de elasticitate longitudinal al materialului din care este alcătuită grinda;

$I_b$  este momentul de inerție al secțiunii transversale a grinzii.

În acest context, îmbinările pot fi:

- **îmbinări rigide**, dacă  $\alpha > 20$ ;
- **îmbinări semi-rigide**, dacă  $2 \leq \alpha \leq 20$ ;
- **îmbinări flexibile**, dacă  $\alpha < 2$ .

Pentru determinarea valorilor limită ale parametrului  $\alpha$ , în norma americană [73], [144] sunt date câteva sugestii.

Pentru clasificarea îmbinărilor în funcție de rezistență se are în vedere relația dintre rezistența îmbinării și rezistența grinzii adiacente acesteia. Conform acestui criteriu, îmbinările grindă-stâlp se grupează în două categorii:

- **îmbinări total rezistente**, dacă rezistența îmbinării este mai mare decât cea a grinzii conectate (îmbinarea poate dezvolta momentul capabil al grinzii -  $M_{pb}$ );
- **îmbinări parțial rezistente**, când nu este îndeplinită condiția de mai sus, iar îmbinarea poate prelua (și transmite) doar o parte din momentul capabil al grinzii.

Dacă îmbinarea nu poate dezvolta mai mult de 20% din momentul capabil al grinzii, la o rotire de 0.02 radiani, atunci aceasta se consideră o **îmbinare flexibilă**.

Tabel 6 Clasificarea îmbinărilor conform AISC [6]

Tip îmbinare	Rigiditate	Criteriul de clasificare	
		Rezistență	Ductilitate
Simple	$R_{ks} \cdot \frac{L_b}{EI_b} \leq 2$	satisface cerința de forță tăietoare la starea limită de rezistență și $M < 0.002 \cdot M_{pb}$ pentru o rotire de 0.02 rad	satisface cerința de capacitate de rotire la starea limită de rezistență sau $\theta_u = 0.03 \text{ rad}$
Parțial rezistentă	$2 < R_{ks} \cdot \frac{L_b}{EI_b} < 20$	satisface cerința combinată de forță tăietoare și moment încovoietor la starea limită de rezistență	satisface cerința de capacitate de rotire la starea limită de rezistență sau $\theta_u = 0.03 \text{ rad}$
Total rezistentă	$20 \leq R_{ks} \cdot \frac{L_b}{EI_b}$	satisface cerința combinată de forță tăietoare și moment încovoietor la starea limită de rezistență	satisface cerința de capacitate de rotire la starea limită de rezistență sau $\theta_u = 0,03 \text{ rad}$
			Fără cerințe suplimentare

Pentru îmbinările parțial rezistente, ductilitatea îmbinării devine o proprietate structurală a îmbinării foarte importantă. Se definește o rotire a îmbinării  $\theta_u$ , corespunzătoare punctului în care rezistența îmbinării are valoarea egală cu 80% din valoarea maximă  $M_n$ . Astfel, funcție de acest parametru  $\theta_u$ , îmbinările pot fi:

- **îmbinări ductile**, dacă  $\theta_u \geq 0.03 \text{ rad}$ ;

- **îmbinări neductile, dacă relația de mai sus nu este îndeplinită.**

În cazul în care rezistența îmbinării nu înregistrează această scădere de 20% din valoarea maximă, atunci capacitatea de rotire a îmbinării  $\theta_u$  se consideră a fi  $0.03rad$  [6].

Clasificarea îmbinărilor conform AISC este sintetizată în *Tabel 6*.

De-a lungul timpului, comportarea nodurilor de cadru a constituit preocuparea multor cercetători, motiv pentru care, concomitent cu elaborarea standardelor de referință menționate anterior, [4], [73], în literatura de specialitate [1], [9], [108] au fost elaborate numeroase clasificări ale îmbinărilor după diferiți parametri.

**Clasificarea îmbinărilor propusă de Bjorhovde ș.a.** (1990) [145] este realizată, după rigiditatea îmbinării, în funcție de doi parametri adimensionali:  $M/M_{pb}$  și  $\theta_r/[M_{pb}(5d)/EI_b]$ , *Figura 2-22*. În expresiile acestor parametri,  $M_{pb}$  este momentul plastic capabil al grinzii,  $EI_b$  și  $d$  sunt rigiditatea la încovoiere, respectiv înălțimea acesteia, iar  $5d$  se presupune a fi o lungime de referință pentru grindă, considerată ca multiplu de înălțimea acesteia. Rigiditatea inițială la rotire a îmbinării este reprezentată printr-un raport între rigiditatea grinzii  $EI_b$  și lungimea de referință considerată.

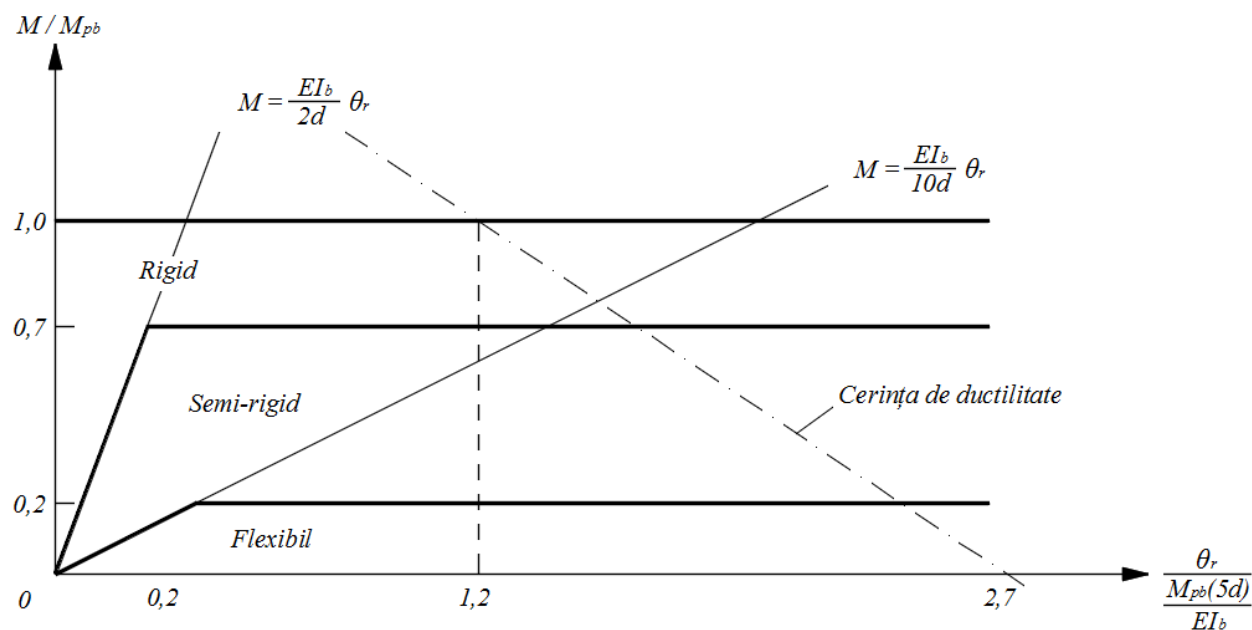


Figura 2-22 Clasificarea îmbinărilor propusă de Bjorhovde ș.a. [6]

În funcție lungime de referință, îmbinarea se consideră:

- **rigidă**, dacă această lungime de referință este mai mică decât  $2d$ ;
- **flexibilă**, dacă lungimea de referință este mai mare de  $10d$ ;
- **semi-rigidă**, dacă lungimea de referință este între cele două limite.

În criteriul de rezistență, Bjorhovde ș.a. consideră îmbinarea:

- **rigidă**, dacă momentul acesteia  $M$  este mai mare decât 70% din momentul plastic capabil al grinzii ( $M > 70\%M_{pb}$ );
- **semi-rigidă**, dacă momentul este între 20% și 70% din momentul plastic capabil al grinzii ( $20\%M_{pb} < M < 70\%M_{pb}$ );
- **flexibilă**, dacă momentul îmbinării este mai mic decât 20% din momentul plastic capabil al grinzii ( $M < 20\%M_{pb}$ ).

Deoarece nu se ține cont de comportarea cadrului în ansamblu, această clasificare este considerată a fi una aproximativă [6].

Un sistem de clasificare a fost propus de Goto ș.a. (1998) [146], foarte detaliat [6], rezultând îmbinări rigide și îmbinări semi-rigide, cu luarea în considerare a comportării întregului cadru, atât în starea limită de exploatare, cât și în starea limită ultimă. Pentru a ține cont de comportarea cadrului în ansamblu, autorii au folosit mai multe subansambluri care să reprezinte în mod corespunzător comportarea acestor părți din structură. De asemenea, au fost luate în considerare rigiditățile la încovoiere ale grinzilor și stâlpilor din îmbinare [6].

Tot în 1998, Nethercot ș.a. au propus un sistem de clasificare a îmbinărilor [6], în care s-a ținut cont de proprietățile structurale ale unei îmbinări: rigiditate, rezistență și capacitate de rotire. Categoriile de îmbinări propuse, atât în starea limită de exploatare, *Figura 2-23*, cât și în starea limită ultimă, *Figura 2-24*, au fost îmbinări (conexiuni): totale, parțiale, articulate și nestructurale.

În acest sistem de clasificare s-a ținut cont de rigiditățile stâlpului  $EI_c$  și a grinzii  $EI_b$  prin parametrul  $\alpha$ , definit ca  $\alpha = (EI_c/L_c)/(EI_b/L_b)$ . În referința [6] sunt explicate foarte detaliat categoriile de îmbinări conform acestui sistem de clasificare. De asemenea, tot în [6], există o comparație între toate aceste sisteme de clasificare ale îmbinărilor amintite mai sus, în funcție de proprietățile structurale ale acestora: rigiditate (cea mai importantă în metodologia de clasificare), rezistență și ductilitate.

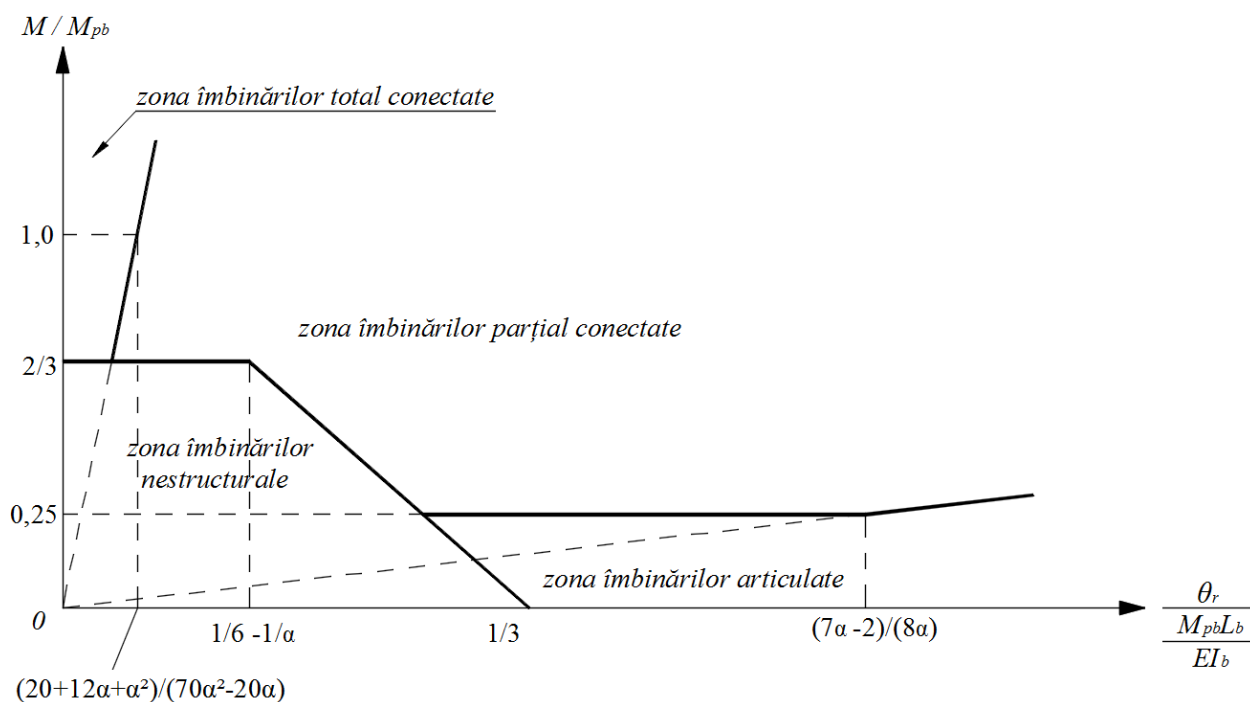


Figura 2-23 Clasificarea îmbinărilor propusă de Nethercot ș.a., în starea limită de serviciu [6]

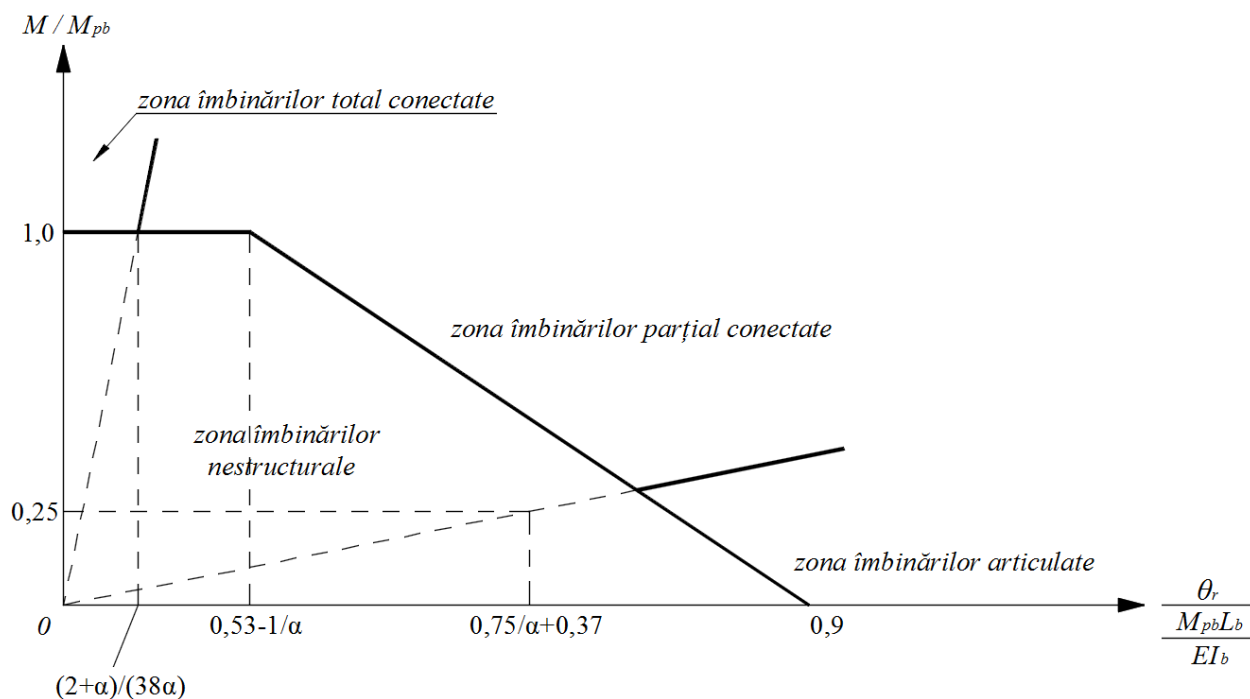


Figura 2-24 Clasificarea îmbinărilor propusă de Nethercot ș.a., în starea limită ultimă [6]

## 2.6 Avantajele și dezavantajele îmbinărilor cu placă de capăt și șuruburi

Îmbinările cu placă de capăt și șuruburi sunt foarte des utilizate la structurile din oțel ca îmbinări rezistente la moment-încovoietor, având numeroase configurații. Comportarea acestora este influențată de o serie de factori: grosimea plăcii de capăt, tipurile de șuruburi



utilizate (obișnuite sau SIRP), poziționarea acestora și numărul de rânduri, dispunerea (sau nu) a diferitelor rigidizări, modul de realizare practică a prinderilor (valoarea forțelor de pretensionare din șuruburi, gradul de prelucrare a suprafețelor în contact). În funcție de acești factori, și nu numai, o serie de avantaje și dezavantaje [73] pot fi asociate cu acest tip de îmbinări.

***Avantaje:***

- ▲ simplitatea în alcătuire și montaj, dar și economia asociată cu acestea, fac să fie foarte des utilizate în practică;
- ▲ realizarea îmbinărilor se poate efectua și la temperaturi de iarnă, deoarece nu se folosește sudura pe șantier;
- ▲ nu necesită sudarea pe șantier, aceasta făcându-se în atelierele de confecții metalice, unde există echipament specializat, supravegherea și controlul procedurii se poate desfășura cu ușurință, asigurând obținerea unor suduri satisfăcătoare din punct de vedere calitativ;
- ▲ se pot obține îmbinări demontabile, în cazul îmbinărilor construcțiilor provizorii;
- ▲ îmbinarea este rezistentă la moment încovoietor și prezintă o rigiditate ridicată.

***Dezavantaje:***

- ▼ necesită precizie ridicată în stabilirea lungimii grinzii, dar mai ales în păstrarea ortogonalității capătului acesteia, respectând toleranțele admise, altfel apar probleme la asamblarea finală;
- ▼ necesită timp de execuție a sudurilor în atelierul specializat;
- ▼ apar deformații în placa de capăt datorită temperaturilor ridicate din timpul sudurii;
- ▼ în urma sudurii apar tensiuni reziduale și posibile deformații sau defecte greu identificabile, care duc la o scădere a ductilității îmbinării;
- ▼ în cazul utilizării SIRP trebuie asigurată forța de pretensionare necesară;
- ▼ elementele de îmbinat prezintă slăbiri în zona găurilor pentru șuruburi, care trebuie luate în considerare în calculul rezistenței și rigidității acestora.

### 3. Cercetări experimentale

Comportarea unei îmbinări este definită de cele trei caracteristici de bază: rigiditate, rezistență și capacitate de rotire (ductilitate). În funcție de tipul de analiză globală, doar unele dintre aceste caracteristici sunt necesare [4], [139], iar pentru determinarea lor există mai multe metode, dintre care cele mai frecvent utilizate în practică sunt metodele: experimentale, numerice și analitice.

Programul experimental întreprins de autor s-a realizat în Hala de încercări a Facultății de Construcții, iar structura considerată în studiu reprezintă zona de prindere a unei grinzi de un stâlp marginal. În cadrul acestuia s-a urmărit comportarea îmbinării grindă-stâlp din oțel, cu placă de capăt dublu extinsă și șuruburi de înaltă rezistență. Pentru aceasta s-au realizat 3 ansambluri grindă-stâlp identice, la scară reală, care au fost testate conform "European Convention for Constructional Steelwork – Technical Committee 1 – Structural Safety and Loadings – Technical Working Group 1.3 – Seismic Design" – ECCS [5]. Astfel, s-au efectuat 2 încercări monotone și una ciclică. Încercările monotone au fost realizate cu scopul de a se determina limitele elastice pe baza curbei de comportare, necesare pentru definirea ciclurilor la a treia încercare.

#### 3.1 Descrierea ansamblului grindă-stâlp studiat

Ansamblul grindă-stâlp studiat în prezenta lucrare este format din profile alcătuite din oțel structural S235, *Figura 3-1*, legate între ele cu ajutorul șuruburilor, dimensiunile acestora fiind prezentate în *Figura 3-2*. Prinderea grinzii de stâlp s-a realizat prin intermediul unei plăci de grosime 25mm, sudată de capătul grinzii și prinsă cu șuruburi M22, grupa de calitate 10.9, de talpa stâlpului, *Figura 3-1*. Îmbinarea a fost rigidizată în zonele extinse ale plăcii de capăt, prin montarea unor plăcuțe în prelungirea inimii grinzii și la nivelul inimii stâlpului, atât prin dispunerea unor plăci de continuitate în dreptul tălpilor grinzii pentru sporirea rigidității la întindere și compresiune, cât și cu ajutorul unor plăci sudate pe inima stâlpului, de o parte și de cealaltă a acesteia, pentru creșterea rigidității la forfecare.

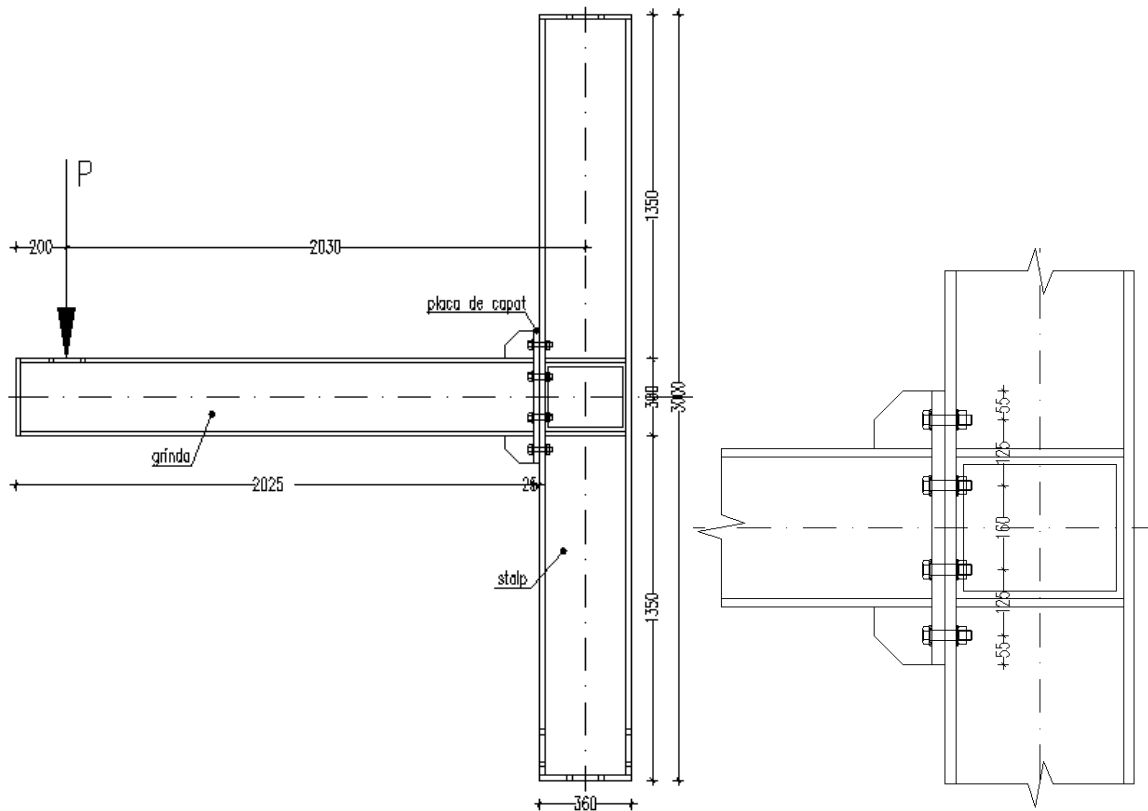


Figura 3-1 Ansamblul grindă-stâlp testat experimental și îmbinarea grindă-stâlp propriu-zisă

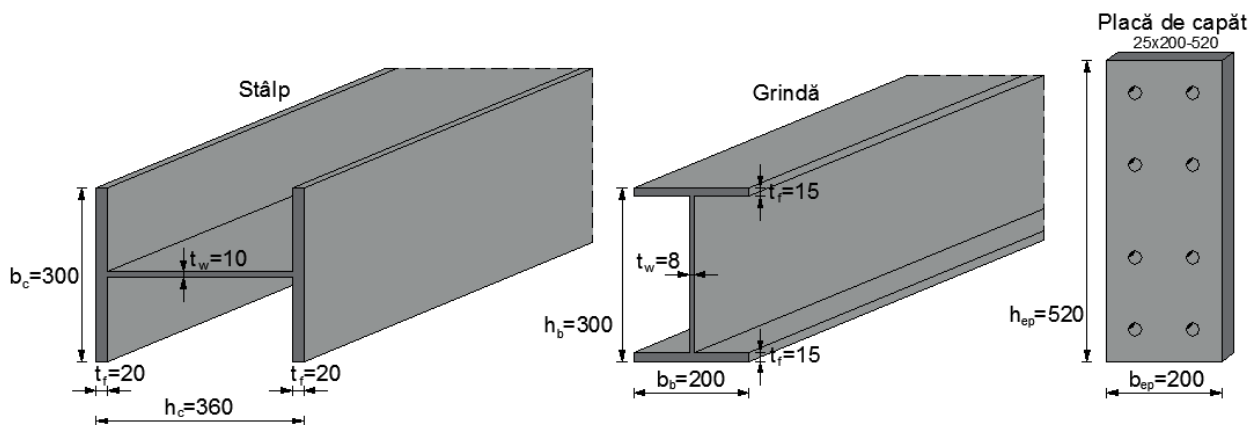


Figura 3-2 Dimensiunile profilelor alcătuite pentru stâlp și grindă și a plăcii de capăt

### 3.2 Determinarea caracteristicilor de material

Caracteristicile oțelului structural, în funcție de care se realizează clasificarea acestuia, sunt reprezentate de două mărimi: limita de curgere  $f_y$  și rezistența la rupere  $f_u$  (întâlnită și sub denumirea de rezistență la tracțiune sau rezistență ultimă). Rezistențele oțelului folosit în modelarea numerică a îmbinării s-au determinat prin încercări mecanice, efectuate în laborator, asupra epruvetelor prelevate din materialele folosite în experiment, conform normei europene de încercare la tracțiune a materialelor metalice [147].

Încercările s-au realizat în Laboratorul „Determinarea Caracteristicilor Mecanice ale Materialelor” aparținând departamentului de Inginerie Mecanică, din cadrul Facultății de Mecanică, Universitatea Tehnică din Cluj-Napoca, prin utilizarea mașinii de încercat la oboseală Instron 8801, *Figura 3-3*, care deține următoarele caracteristici relevante:

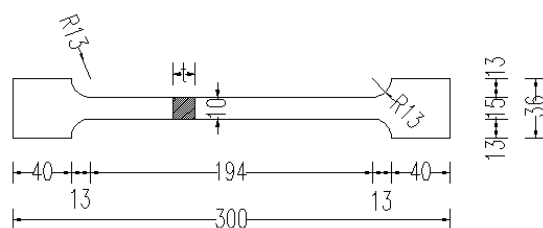
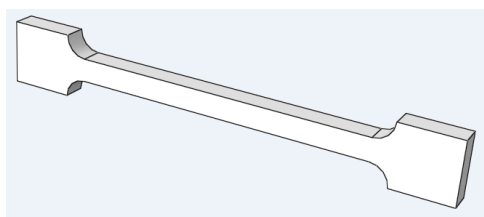
- sistem servohidraulic pentru testarea în regim static sau dinamic a materialelor;
- traductor de forță, având capacitate 100kN, precizie +/- 0.5% din valoarea indicată a forței;
- actuator cu dublă acțiune, având cursa utilă 150mm, presiunea de lucru 207bar;
- două coloane de mare rigiditate: 390kN/mm.



*Figura 3-3 Mașina de încercat Instron 8801*

Caracteristicile mecanice ale materialelor depind de o serie de factori, dintre care se menționează: tipul epruvetei, viteza de încărcare, temperatura de încercare.

Încercarea la tracțiune utilizează epruvete tip „halteră”, *Figura 3-4*, care prezintă o porțiune centrală calibrată, pe porțiunea căreia se vor trasa repere pentru măsurarea deformațiilor, și cele două capete cu secțiunea mărită, pentru a fi prinse în bacurile preseii.



*Figura 3-4 Epruvetă tip halteră: formă și dimensiuni*

Deoarece epruvetele sunt prelevate din table, secțiunea acestora este dreptunghiulară, *Figura 3-4*, având dimensiuni de  $10 \times t$  mm, în care  $t$  reprezintă grosimea elementului din care face parte epruveta. Viteza de tracțiune a fost de 5mm/minut și a fost menținută constantă pe durata încercării. Testarea materialului s-a realizat la temperatură ambiantă de aproximativ  $22^{\circ}\text{C}$ .

Încercarea la tracțiune, pentru determinarea caracteristicilor fizico-mecanice ale oțelului utilizat, constă în aplicarea unei forțe de tracțiune (întindere) asupra epruvetei, forță care crește continuu, până la ruperea epruvetei. Forța se aplică în centrul de greutate al secțiunii transversale, astfel solicitarea este de tracțiune centrică. Pe durata încercării, unul dintre bacuri rămâne fix, iar celălalt se deplasează cu viteză impusă de utilizator.

Au fost realizate câte 3 epruvete din tălpile elementelor din ansamblul grindă-stâlp, respectiv tălpile grinzii și ale stâlpului, plus câte 3 epruvete din inimile acestora; în total 12 epruvete. O astfel de epruvetă este prezentată în *Figura 3-5*.



*Figura 3-5 Epruveta după prelucrare*

Parametrii care intervin în încercarea la tracțiune a epruvetelor sunt:

- forța de întindere  $F$ ;
- aria secțiunii transversale  $A$ ;
- lungimea inițială dintre reperele marcate pe epruveta  $L_0$ ;
- modificarea acestei lungimi  $\Delta L$ ;
- natura materialului din care este realizată epruveta.

Fiecare epruvetă a fost întinsă până la rupere, înregistrându-se grafic *diagrama forță - deplasare*, diagramă care depinde însă de dimensiunile epruvetei. Pentru înlăturarea acestui dezavantaj, se admit următoarele ipoteze [148]:

- tensiunea normală se consideră uniform distribuită pe secțiunea epruvetei pe toată durata încercării;
- lungirea specifică se consideră constantă între reperele marcate pe epruvetă pe toată durata încercării;
- secțiunea transversală se consideră constantă.

Pe baza acestor ipoteze simplificatoare se obține *diagrama caracteristică a materialului* din care este confecționată epruveta, *Figura 3-6*, în coordonate  $\sigma - \varepsilon$ , iar

dimensiunile epruvetelor sunt recomandate de standard. Diagrama caracteristică a materialului din care sunt confecționate șuruburile, care a fost utilizată în programul de modelare numerică, este prezentată în *Figura 3-7*.

Valorile tensiunilor normale  $\sigma$  și a deformațiilor specifice  $\varepsilon$  se calculează cu relațiile:

$$\sigma = \frac{F}{A_0} \quad (3.1)$$

$$\varepsilon = \frac{\Delta L}{L_0} = \frac{L - L_0}{L_0} \quad (3.2)$$

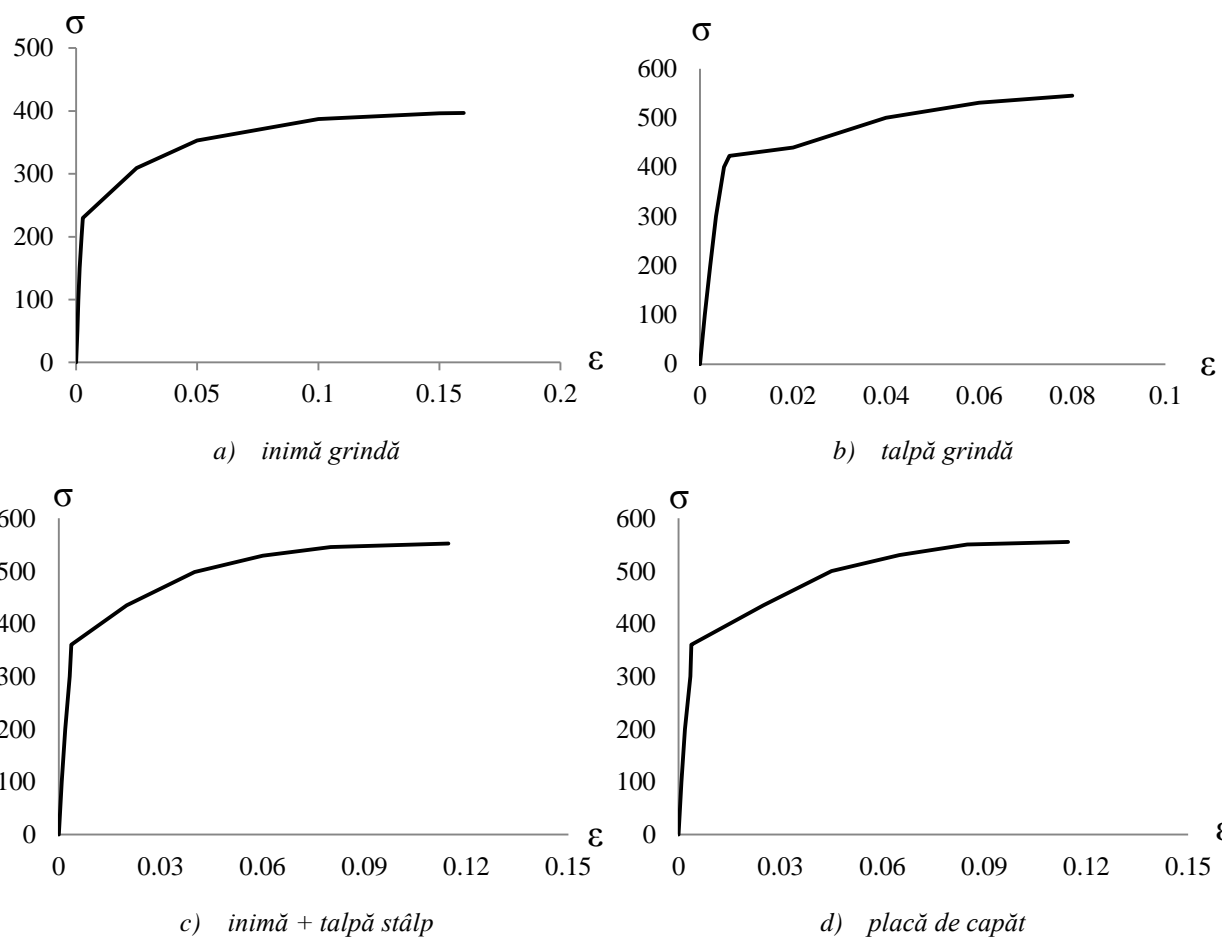
unde:

$F$  este forța de tracțiune;

$A_0$  este aria secțiunii inițiale a epruvetei;

$L_0$  este lungimea inițială dintre reperele marcate pe epruvetă;

$L$  este lungimea dintre repere la diferite intervale de timp.



*Figura 3-6* Curbele caracteristice  $\sigma$ - $\varepsilon$  obținute prin încercări în laborator

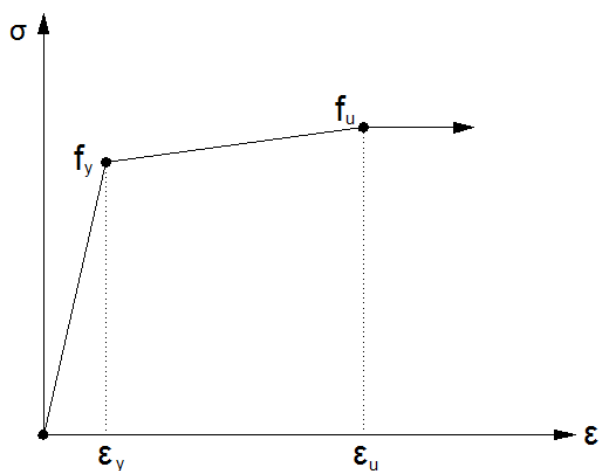


Figura 3-7 Curba caracteristică de material pentru șuruburi

### 3.3 Procedura de testare conform ECCS

În cadrul programului experimental întreprins de autor, procedura de testare a îmbinării grindă-stâlp cu placă de capăt și șuruburi la solicitări ciclice, este cea descrisă în [5]. Această procedură, de testare la solicitări ciclice a elementelor/subansamblelor/structurilor din oțel, poate fi o procedură completă, caz în care se efectuează și testări monotone pentru calibrarea testelor ciclice, sau o procedură care conține doar testarea ciclică – așa-numita procedură ”scurtă” de testare. În prezentul studiu s-a adoptat procedura completă de testare, care presupune efectuarea a 3 testări diferite, efectuate pe 3 specimene distincte.

*Primul test* constă într-o încercare monotonă necesară calibrării testului ciclic, pe baza căruia se determină curba  $F - e$ , în care  $F$  este forța aplicată ansamblului testat, iar  $e$  este deplasarea considerată în sensul pozitiv. Pe baza acestei curbe se stabilește limita convențională a domeniului elastic,  $F_y^+$  și deplasarea corespunzătoare,  $e_y^+$ , conform Figura 3-8 [5]:

- se duce o tangentă la curba  $F - e$  prin origine;
- se trasează tangenta orizontală la curba  $F - e$  prin punctul corespunzător valorii maxime a forței;
- la intersecția celor două tangente se stabilește limita convențională a domeniului elastic,  $F_y^+$ ;
- $e_y^+$  se determină ca fiind deplasarea corespunzătoare aceleiași intersecții.

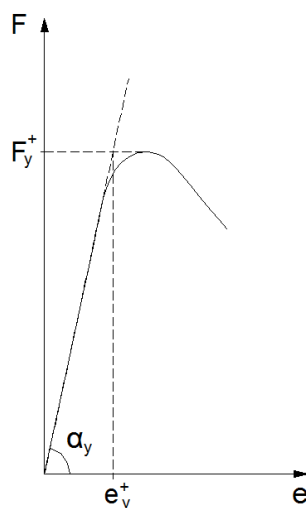


Figura 3-8 Determinarea limitei elastice [5]

Testul 2 reprezintă, de asemenea, o încercare monotonă, însă prin creșterea deplasării în domeniul său negativ. În cadrul acestei testări, forța se aplică pe capătul grinzii de jos în sus, obținând același tip de curbă  $F - e$ , în care  $F$  este forța aplicată pe capătul grinzii, iar  $e$  este deplasarea considerată în sensul negativ. Se stabilesc limita convențională a domeniului elastic,  $F_y^-$  și deplasarea corespunzătoare,  $e_y^-$ .

Al treilea test constă în solicitarea ciclică a îmbinării, prin introducerea unui istoric de încărcări, urmărindu-se simularea unei acțiuni seismice. Pe baza limitei elastice determinate în urma celor două testări monotone, se stabilește modul de încercare al ansamblului încărcat ciclic, cu creșterea deplasării, respectând următoarele intervale [5]:

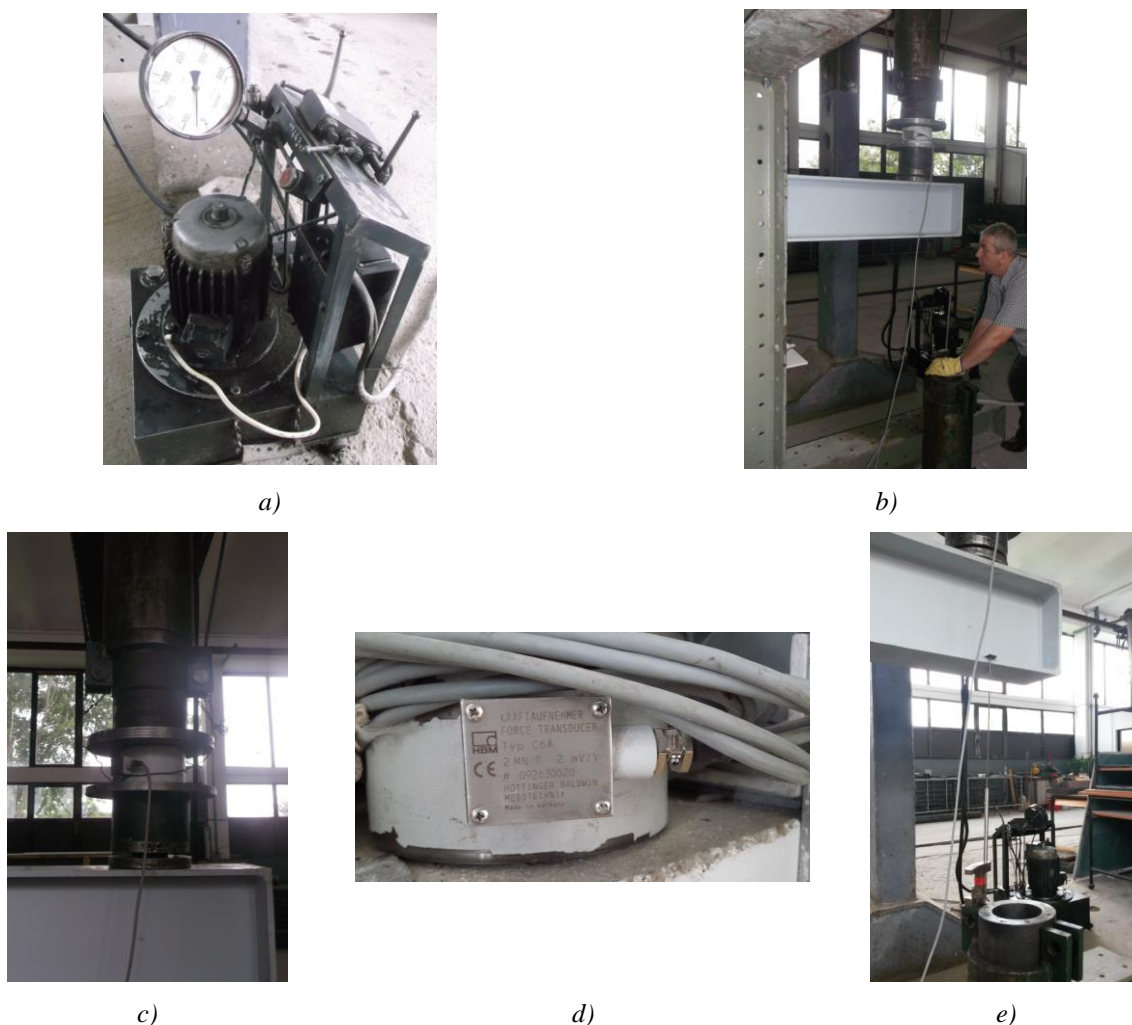
- intervalul  $e_y^+/4 - e_y^-/4 \rightarrow 1$  ciclu;
- intervalul  $2e_y^+/4 - 2e_y^-/4 \rightarrow 1$  ciclu;
- intervalul  $3e_y^+/4 - 3e_y^-/4 \rightarrow 1$  ciclu;
- intervalul  $e_y^+ - e_y^- \rightarrow 1$  ciclu;
- intervalul  $2e_y^+ - 2e_y^- \rightarrow 3$  cicluri.

### 3.4 Derularea încercărilor și rezultatele obținute

Pentru toate cele 3 testări, încărcarea s-a aplicat în control de deplasare al actuatorului, pe capătul consolei grinzii, cu ajutorul unei prese cu ulei și a două pistoane hidraulice, unul care acționa de sus în jos și celălalt invers, *Figura 3-9, a*. Valoarea încărcării a fost măsurată în fiecare treaptă de deplasare impusă, cu un traductor de forță, marca HBM, *Figura 3-9, b*, iar deplasarea capătului grinzii cu un traductor de deplasare, *Figura 3-9, c*. Brațul de aplicare



a forței a avut în capăt o articulație sferică, *Figura 3-9, b*, pentru a asigura transmiterea corectă a forței de la piston la grindă și pentru evitarea pierderii de sarcină.



*Figura 3-9 Instrumente utilizate în laboratorul de încercări: a) presa cu ulei, b) cele două pistoane, c), d) traductor de forțe de tip HBM, e) traductor de deplasare*

Mărimile ale căror variații au fost monitorizate în timpul testării experimentale au fost forța aplicată specimenului și deplasarea capătului liber al grinzii. Valorile înregistrate au servit la trasarea curbei caracteristice moment încovoietor-rotire relativă a îmbinării. Pentru determinarea rotirii secțiunii grinzii față de axa stâlpului (rotirea relativă dintre grindă și stâlp), deplasarea măsurată pe verticală a capătului grinzii trebuie corectată prin scăderea rotirii elastice rezultată din deformarea la încovoiere a stâlpului,  $\delta_s$  și a grinzii,  $\delta_g$ , rămânând doar contribuția propriu-zisă a îmbinării,  $\delta_n$ , *Figura 3-10*.

Cu datele înregistrate se determină mărimile:

#### Momentul încovoietor

Momentul încovoietor,  $M$ , care acționează la fața plăcii de capăt, s-a calculat cu formula

$$M = P \cdot L \quad (3.3)$$

în care:

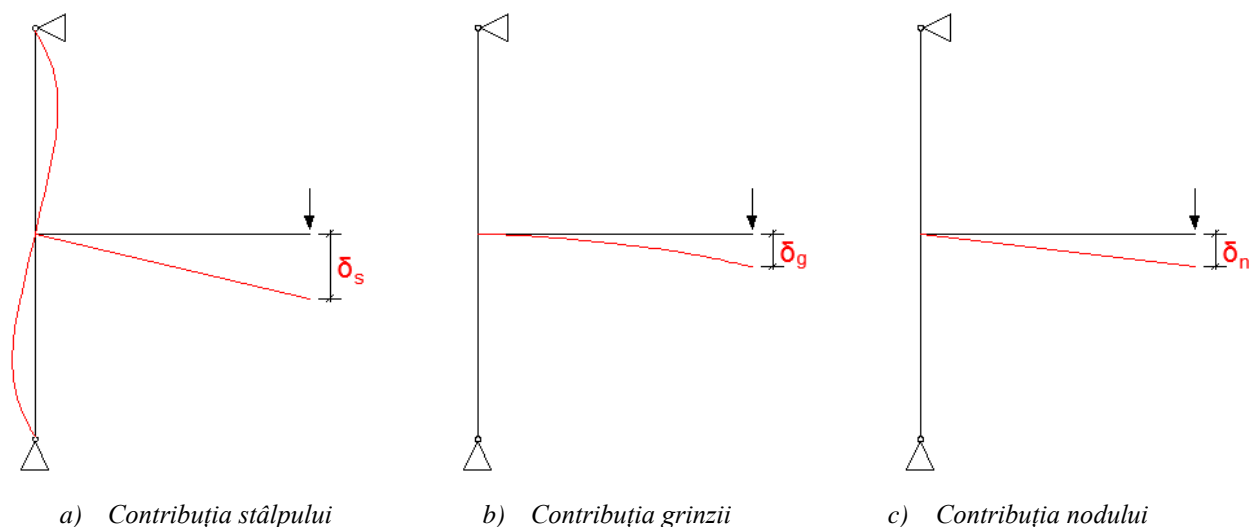


Figura 3-10 Deformarea elementelor conectate

$P$  este forța aplicată pe capătul consolei grinzii;

$L$  este distanța de la fața plăcii de capăt la punctul de aplicare al forței.

#### Rotirea îmbinării

Rotirea secțiunii grinzii față de axa stâlpului,  $\phi$ , este formată din rotirea panoului de inimă al stâlpului,  $\gamma$  și rotirea îmbinării,  $\phi_c$  [13]. În urma acestor testări, s-a constatat că rotirea panoului de inimă este foarte mică, aportul ei fiind nesemnificativ. Astfel, rotirea grinzii în îmbinare s-a calculat cu formula

$$\phi = \frac{\Delta}{l_g} \quad (3.4)$$

în care:

$\phi$  este rotirea relativă a îmbinării;

$\Delta$  este deplasarea pe verticală a capătului liber al grinzii;

$l_g$  este distanța de la fața plăcii de capăt la punctul de aplicare al forței.

La calculul deplasării capătului grinzii,  $\Delta$ , se ține cont de deplasarea elastică a structurii sub acțiunea forței concentrate  $P$ , astfel

$$\Delta = \Delta_{\text{măsurat}} - \Delta_{\text{elastic}} \quad (3.5)$$

Deplasarea elastică a structurii a fost determinată cu formula de mai jos, în care se pot distinge aportul deformării stâlpului și cel al grinzii,

$$\Delta_{\text{elastic}} = \frac{l_s \cdot l_g^2 \cdot P}{12EI_s} + \frac{P \cdot l_g^3}{3EI_g} \quad (3.6)$$

în care:

$l_s$  este lungimea liberă a stâlpului;

$l_g$  este lungimea liberă a grinzii;

$P$  este forța aplicată grinzii;

$E$  este modulul de elasticitate longitudinal al materialului;

$I_s$  este momentul de inerție al stâlpului;

$I_g$  este momentul de inerție al grinzii.

### Curba moment încovoietor-rotire relativă

Curba de comportare moment încovoietor-rotire relativă se determină pe baza mărimilor calculate anterior. Principalele caracteristici ale acestei curbe sunt:

- momentul plastic rezistent,  $M_{j.Rd}^{exp}$ , care definește rezistența îmbinării, respectiv capacitatea acesteia de a transmite momentul încovoietor de la grindă la stâlp;
- rigiditatea inițială,  $S_{j.ini}^{exp}$  (panta tangentei la curbă pe porțiunea de comportare elastică), indică flexibilitatea îmbinării, permițând încadrarea acesteia în grupa de rigiditate aferentă;
- capacitatea de rotire,  $\phi_{Cd}$  (rotirea maximă, în punctul în care se produce cedarea structurii), definește ductilitatea nodului.

În mod particular, pot fi determinate mai multe mărimi, utile atât pentru definirea comportării îmbinărilor cât și pentru compararea și interpretarea acestora:

- rigiditatea secantă,  $S_j$  (cel mai frecvent aferentă valorii  $M_{j.Rd}^{exp}$ ), este utilă pentru definirea punctelor caracteristice ale curbei la trasarea modelelor analitice;
- momentul maxim,  $M_{max}$ ;
- rotirea corespunzătoare momentului maxim,  $\phi_{M_{max}}$ ;
- momentul ultim,  $M_{j.Rd}^u$  aferent cedării structurii;
- rotirea aferentă  $M_{j.Rd}^{exp}$ .

### 3.4.1 Testul 1 – încărcare monoton crescătoare – de sus în jos



Figura 3-11 Testul 1 – încărcare monoton crescătoare până la cedare – de sus în jos

Primul test constă într-o încercare monotonă a structurii până la cedare, *Figura 3-11*. Au fost înregistrate valorile forței  $F$ , aplicate pe capătul grinzii, de sus în jos, prin intermediul preseii și a unui piston și valorile deplasării,  $e$ . Curba  $F - e$ , trasată în urma acestor măsurători, se consideră că evoluează în domeniul pozitiv al axelor. S-au determinat limita convențională a domeniului elastic,  $F_y^+ = 170kN$  și deplasarea corespunzătoare,  $e_y^+ = 35mm$  [149], necesare pentru stabilirea ciclurilor de încărcare, pentru testul 3.

Structura a fost solicitată până la cedare, iar comportarea acesteia se poate observa în graficul din *Figura 3-12*. Forța maximă atinsă a fost 170kN, aferentă momentului în care primul rând de șuruburi a ieșit din lucru prin strivirea porțiunii filetate a tijei. Structura a preluat în continuare încărcarea, până când placa de capăt s-a desprins de talpa stâlpului și cel de-al doilea rând de șuruburi a ieșit din lucru. Deplasarea maximă înregistrată a fost de aproximativ 70mm.

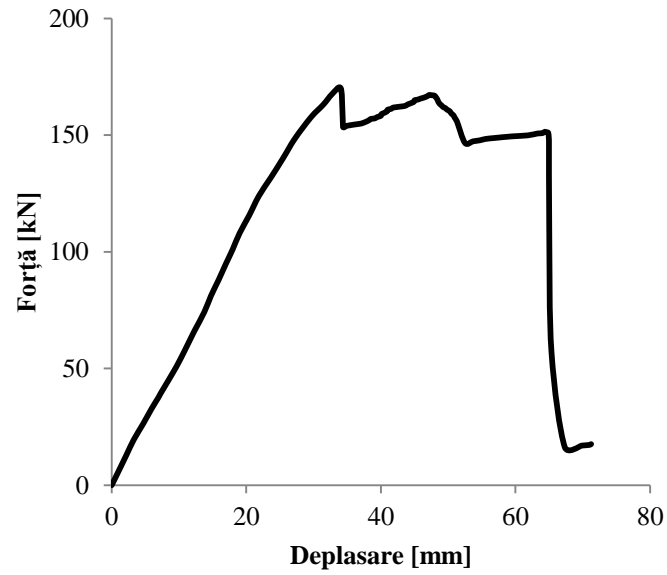


Figura 3-12 Curba forță-deplasare corespunzătoare primului test



Figura 3-13 Cedarea îmbinării prin deformarea plăcii de capăt și degradarea primelor două rânduri de șuruburi

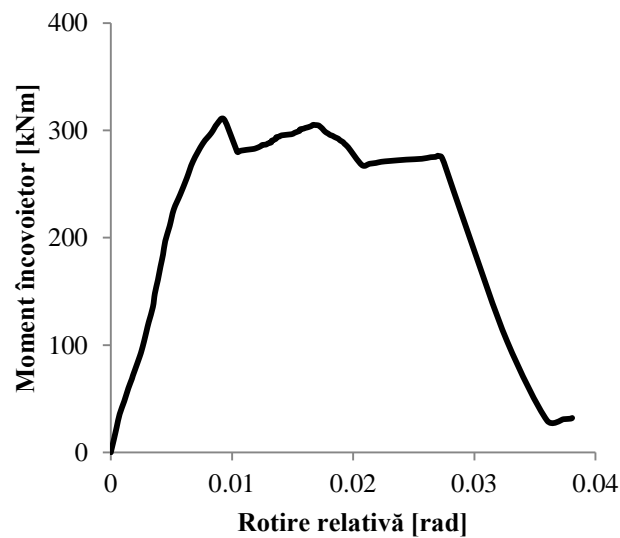


Figura 3-14 Caracteristica moment încovoietor-rotire relativă aferentă primului test

Cedarea îmbinării a avut loc prin deformarea plăcii de capăt, strivirea porțiunii filetate a șuruburilor de pe primele două rânduri (zona întinsă) și impregnarea formei piuliței, respectiv a capului șurubului, în șaibele corespunzătoare. În *Figura 3-14* se poate observa curba caracteristică moment încovoietor-rotire relativă a îmbinării corespunzătoare primului test, care prezintă inițial o comportare elastică, urmată de un răspuns plastic, rezultat în urma deformării progresive a componentelor îmbinării.

### 3.4.2 Testul 2 – încărcare monoton crescătoare – de jos în sus

Testul al doilea constă tot într-o încercare monotonă, de data aceasta prin impunerea deplasării pe capătul grinzii, în mod crescător, de jos în sus, până la cedarea structurii, *Figura 3-15*. Au fost măsurate forța  $F_y^- = 163kN$  și deplasarea corespunzătoare acesteia,  $e_y^- = 34mm$ , *Figura 3-16*.

Cedarea structurii solicitate de jos în sus a avut loc în mod asemănător cu cea din primul test, prin deformarea plăcii de capăt în zona întinsă, strivirea porțiunii filetate a șuruburilor din zona întinsă și impregnarea formei piuliței, respectiv a capului șurubului, în șaibele corespunzătoare, *Figura 3-17*. Curba forță-deplasare este prezentată în *Figura 3-16*, iar curba caracteristică moment încovoietor-rotire relativă este redată în *Figura 3-18*.



*Figura 3-15 Testul 2 – încărcare monoton crescătoare până la cedare – de jos în sus*

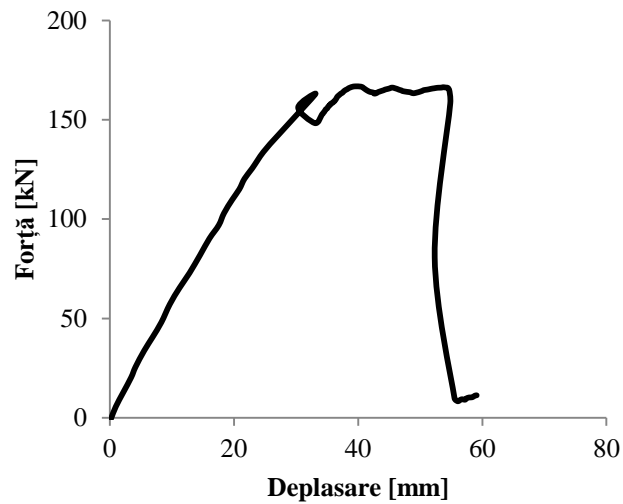


Figura 3-16 Curba forță-deplasare corespunzătoare testului 2



Figura 3-17 Cedarea îmbinării prin deformarea plăcii de capăt în zona întinsă și degradarea șuruburilor întinse

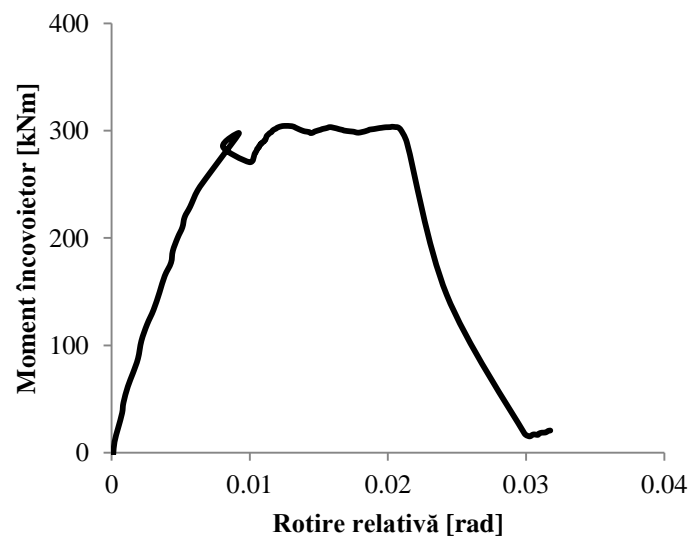


Figura 3-18 Caracteristica moment încovoietor-rotire relativă aferentă testului 2

### 3.4.3 Testul 3 – încărcare ciclică

Programul experimental s-a încheiat cu testul 3, care a constat în solicitarea îmbinării la o acțiune ciclic alternantă. În urma rezultatelor obținute la primele două testări experimentale, s-a stabilit valoarea  $e_y = 34\text{mm}$ , pe baza căreia au fost considerate următoarele cicluri pentru cea de-a treia testare:

- un ciclu de la 9mm la -9mm;
- un ciclu de la 19mm la -19mm;
- un ciclu de la 29mm la -29mm;
- un ciclu de la 37mm la -37mm;
- un ciclu de la 44mm la -44mm;
- un ciclu de la 55mm la -55mm;
- un ciclu de la 58mm la -58mm;

Cedarea îmbinării în urma testului 3 se produce în mod asemănător cu cedarea speciemenelor solicitate monoton crescător (testele 1 și 2), prin desprinderea și deformarea plăcii de capăt, strivirea porțiunii filetate a șuruburilor de pe rândurile poziționate în afara tălpilor grinzii și impregnarea formei piuliței, respectiv a capului șurubului, în șaibele corespunzătoare, *Figura 3-19*. În plus, pe acest specimen s-a observat că șurubul din rândul al treilea (deasupra tălpii inferioare a grinzii), cedează prin ieșirea piuliței de pe tija acestuia. Acest fapt se poate explica prin deformabilitatea redusă a plăcii de capăt, determinată atât de grosimea ei, cât și de prezența rigidizărilor acesteia în zonele extinse, care produce concentrarea efortului de întindere transmis prin talpa inferioară a grinzii, la nivelul rândului 3, după slăbirea rândului inferior. De asemenea, caracterul alternant al solicitării diminuează tensiunile de frecare dintre tija șurubului și pereții găurii, conducând la distrugerea filetului șurubului și în final la ieșirea piuliței de pe tija acestuia.

Rezultatele obținute în urma testului 3 sunt prezentate în *Figura 3-20*, în care este trasată curba forță-deplasare și în *Figura 3-21*, în care este evidențiată curba caracteristică moment încovoietor-rotire relativă. În cazul structurilor în cadre din oțel, îmbinările pot constitui importante zone de disipare a energiei seismice [150], [151], [75]. Comportarea lor variază din punct de vedere al ductilității și al formei ciclurilor histerezis, în funcție de modul în care se dezvoltă mecanismul plastic de cedare al acestora. Curbele prezentate în *Figura 3-20* și *Figura 3-21* denotă o comportare a îmbinării caracterizată prin degradarea continuă a rigidității și rezistenței de-a lungul istoricului de încărcare, acestea fiind puternic afectate de deformațiile plastice ale șuruburilor. Apariția unor astfel de deformații plastice pot duce la



fenomenul de strângere a buclelor de histerezis, întâlnit în literatură sub denumirea de ”pinching phenomena” [151].



*Deformarea îmbinării în urma unui ciclu de solicitare de sus în jos*



*Deformarea îmbinării în urma unui ciclu de solicitare de jos în sus*



*Cedarea îmbinării solicitată ciclic*



*Deformațiile plastice ale șuruburilor*

*Figura 3-19 Modul de cedare a îmbinării solicitată ciclic*

O caracteristică importantă a comportării nodului, care arată capacitatea de rotire a nodului și rotirea sa ultimă, este curba înfășurătoare moment încovoietor-rotire relativă, prezentată în *Figura 3-22*, obținută prin unirea vârfurilor perechilor moment-rotire din buclele ce alcătuiesc curba histerezis. Așa cum se poate observa, specimenul prezintă o capacitate de rotire redusă, rezistând la un număr mic de cicluri de încărcare-descărcare, ceea ce afectează și capacitatea de disipare a energiei, care este de asemenea redusă, *Figura 3-23*.

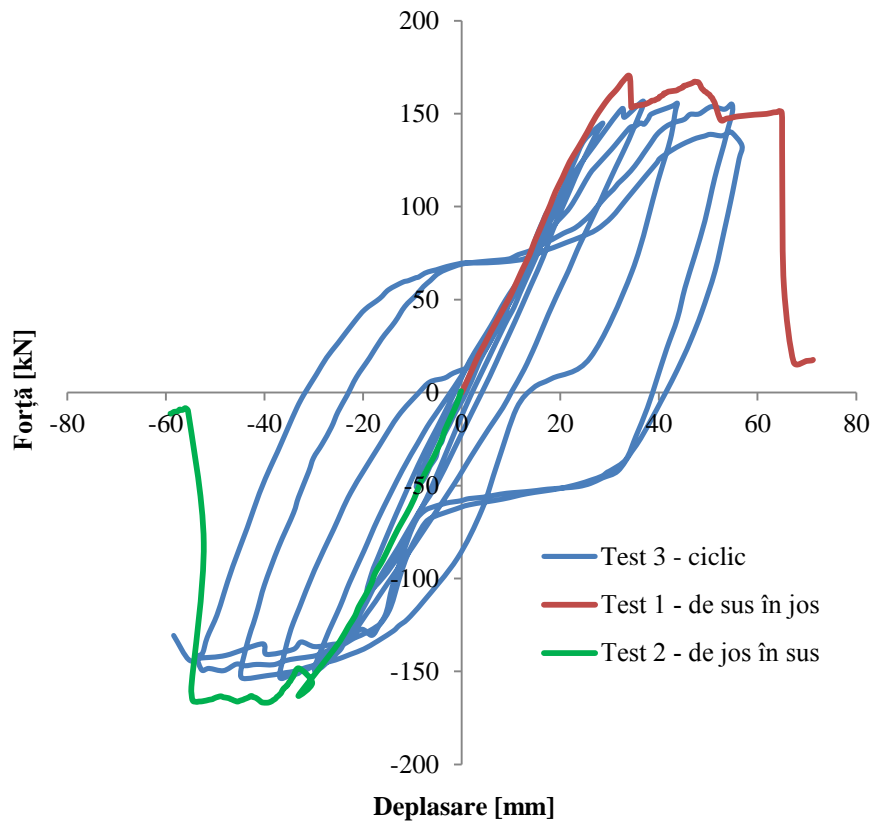


Figura 3-20 Curba forță-deplasare aferentă testului ciclic

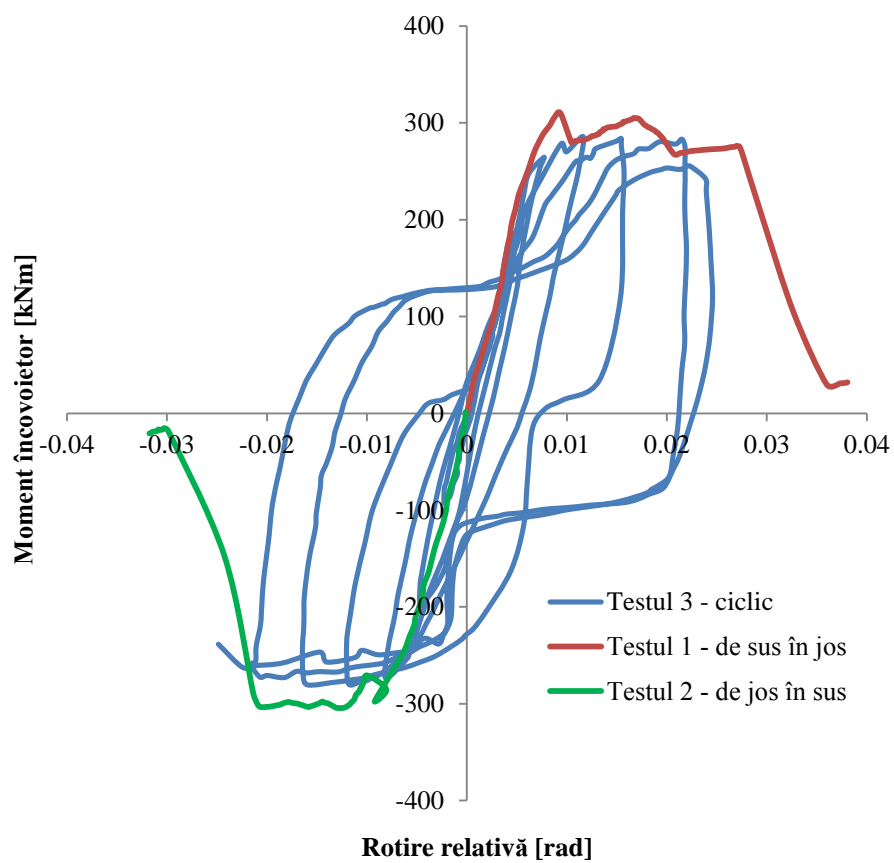


Figura 3-21 Curba caracteristică moment încovoietor – rotire relativă aferentă testului cyclic

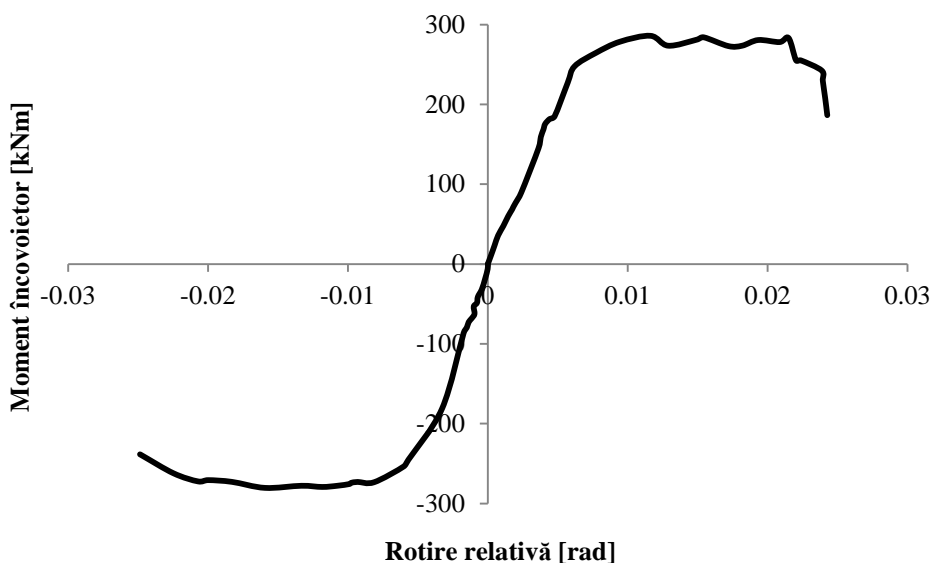


Figura 3-22 Curba înfășurătoare moment încovoietor-rotire relativă aferentă testului cyclic

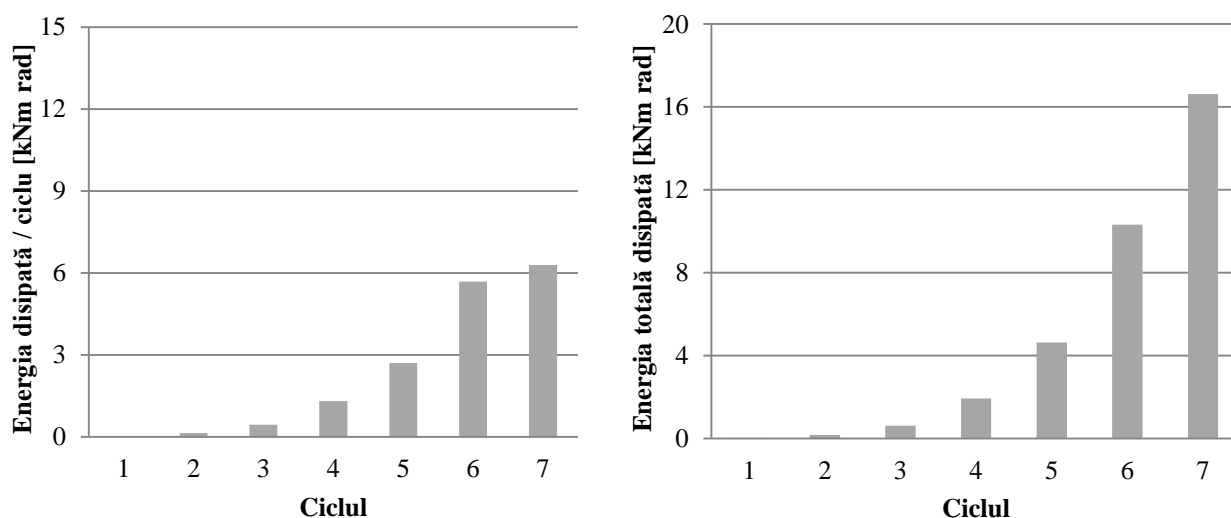


Figura 3-23 Energia disipată / ciclu și energia totală disipată

În Figura 3-23 sunt prezentate energia disipată în fiecare ciclu de încărcare și energia totală disipată, calculate ca și arii ale buclelor din curba moment încovoietor-rotire relativă a testului cyclic. Acestea arată o creștere a energiei disipate odată cu parcurgerea ciclurilor, însă stângerea buclelor histerezis în ciclurile 6 și 7, face ca energia disipată în ultimele 2 cicluri să fie aproximativ constantă. Valorile mici ale capacității de rotire a îmbinării, care au condus automat la valori reduse pentru energia disipată, arată că îmbinarea posedă o ductilitate scăzută.

## 4. Modele pentru analiza comportării îmbinărilor cu placă de capăt extinsă și șuruburi

Apariția calculatoarelor electronice de mare viteză a dat posibilitatea cercetătorilor de a modela comportări complexe ale diferitelor structuri sau substructuri, oferind noi orizonturi în această direcție. Aplicarea metodei elementelor finite (MEF) la calculul structurilor permite simularea comportării reale a acestora într-un timp relativ scurt, iar costurile sunt mult mai reduse decât în cazul testelor experimentale. În plus, această alternativă comodă și economică, permite evidențierea unor fenomene complexe care se dezvoltă pe parcursul solicitării structurii la diverse acțiuni, precum și exploatarea rezultatelor în vederea îmbunătățirii aspectelor dorite ale comportării acesteia. Dezavantajul principal al utilizării metodelor numerice de analiză este acela că necesită validare prin teste experimentale.

Analiza neliniară cu MEF a îmbinărilor din oțel cu placă de capăt extinsă furnizează elementele de bază ale comportării acestora (caracteristica moment încovoietor-rotire relativă, modul de cedare, stările de tensiuni și deformații în elementele îmbinării), și permite studiul fenomenelor complexe care se dezvoltă în anumite zone ale nodului (concentrări de tensiuni și deformații, pierderea stabilității locale, ș.a.). Timpul și costul relativ reduse comparativ cu cele aferente metodelor experimentale, oferă posibilitatea efectuării de simulări succesive pentru testarea sensibilității modelului la variația unor parametri. Pornind de la acest nivel, cercetarea se poate extinde în vederea optimizării nodului și a determinării unor modele de calcul simplificate pentru determinarea caracteristicilor acestuia (moment încovoietor capabil, rigiditate inițială, capacitate de rotire). Tensiunile reziduale din profilele laminate la cald pot fi luate în considerare în majoritatea programelor de calcul cu MEF, fiind astfel posibilă evaluarea efectului acestora asupra răspunsului structurii. Analizând aceste aspecte, în lucrarea de față s-a realizat un model numeric cu programul Abaqus [3] al îmbinării cu placă de capăt extinsă, anterior testată experimental, pornind de la care, după calibrare, s-a efectuat un studiu parametric, urmărind variația mai multor mărimi. S-a analizat efectul tensiunilor reziduale asupra comportării îmbinării. De asemenea, s-a studiat comportarea nodului sub acțiunea momentului încovoietor și a efortului axial, evaluându-se efectul acestuia din urmă asupra caracteristicilor îmbinării (moment capabil, rigiditate inițială, capacitate de rotire).

## 4.1 Descrierea modelului numeric

Cu scopul de a extinde și consolida rezultatele obținute în urma testărilor experimentale ale îmbinărilor grindă-stâlp cu placă de capăt extinsă și șuruburi, s-a dezvoltat un model numeric pe baza metodei elementelor finite în programul Abaqus [3]. Principalele etape parcurse în vederea alcătuirii și analizei modelului sunt:

- modelarea geometrică a elementelor, respectiv crearea fiecărei părți a structurii;
- definirea proprietăților materialelor;
- specificarea modului de interacțiune dintre elemente;
- definirea constrângerilor și a condițiilor de rezemare;
- discretizarea structurii;
- stabilirea pașilor de încărcare.

Studiul întreprins a constatat într-o analiză statică, cu luarea în considerare a neliniarității fizice și geometrice, a pretensionării șuruburilor și a contactului dintre elemente.

Pentru a obține o convergență cât mai bună (rapidă) a analizei cu MEF și implicit o discretizare mai clară, mai simplă și mai ușor de verificat, la crearea modelului numeric s-au aplicat câteva simplificări:

- tija șurubului a fost modelată printr-un cilindru cu diametrul nominal de 22mm, iar lungimea acesteia a fost luată egală cu grosimea pieselor din pachet;
- atât capul hexagonal al șurubului, cât și piulița, au fost modelate tot prin doi cilindri, având diametrul și grosimea egale cu ale capului șurubului;
- șaibele nu au fost modelate, pentru a reduce numărul suprafețelor de contact;
- cordoanele de sudură nu au fost modelate, contând pe o bună execuție a acestora, fapt confirmat prin experiment.

Analiza numerică cu metoda elementelor finite s-a realizat pe baza testelor experimentale, preluând pentru structura studiată aceeași schemă statică și aceleași caracteristici geometrice și de material ale elementelor conectate. Modul de realizare practică a îmbinării, alcătuirea și dimensiunile elementelor componente, precum și caracteristicile materialelor folosite au fost descrise detaliat în capitolul 3. Rigidizările plăcii de capăt din zonele extinse ale acesteia și ale panoului de inimă, la întindere/compresiune și la forfecare, au fost modelate păstrând cu acuratețe geometria acestora. Prezența elementelor de rigidizare afectează substanțial comportarea nodului, influența acestui parametru fiind studiată în prezenta lucrare.

#### 4.1.1 Generarea modelului cu elemente finite

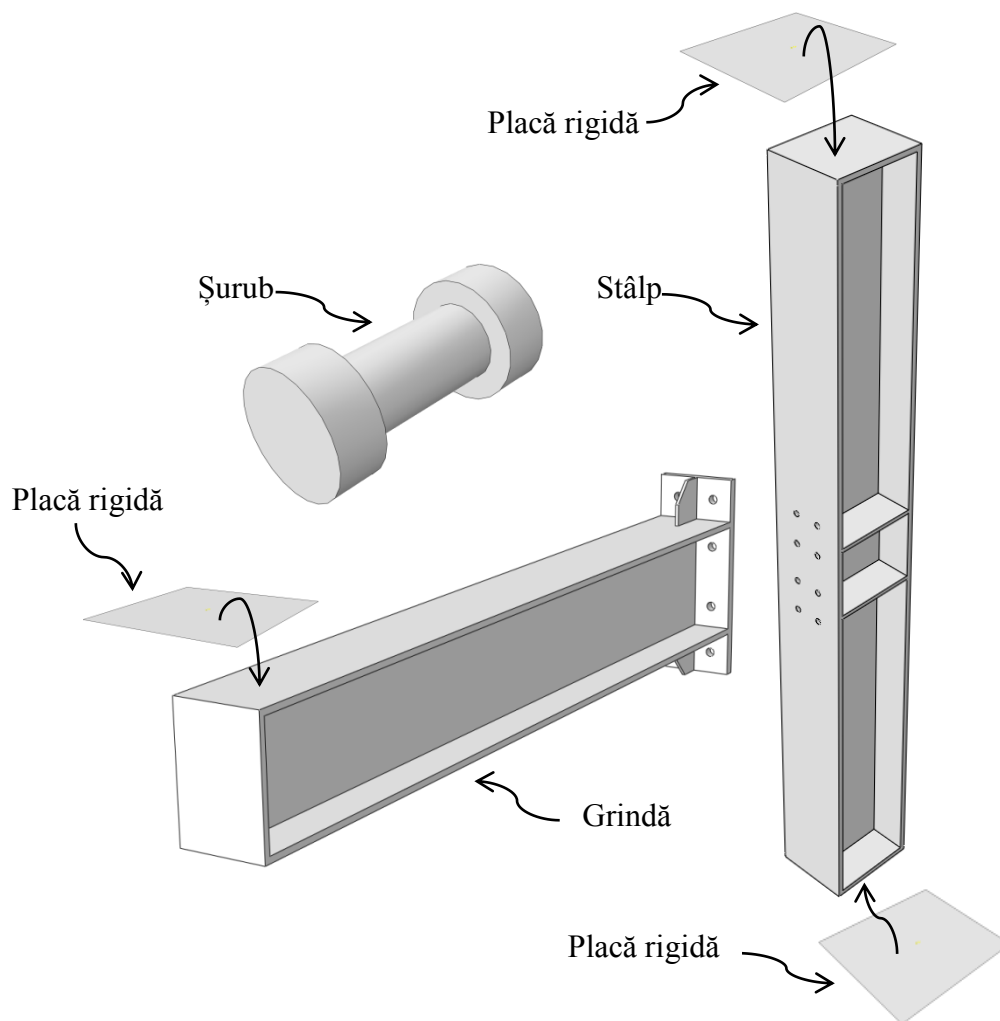
Definirea componentelor ansamblului modelat a presupus considerarea în programul de calcul a 3 subansambluri principale, denumite ”părți”, aferente stâlpului, grinzii și elementelor de prindere – șuruburile. Partea ”stâlp” este constituită din cele două tălpi și inima (profilul alcătuit prin sudură), plăcile de la capetele acestuia, rigidizările panoului de inimă în dreptul tălpilor grinzii și rigidizările de consolidare la forfecare a panoului de inimă. În modelul numeric, pe plăcile de la baza stâlpului și de la vârful acestuia, s-a dispus câte o placă rigidă, prin intermediul cărora s-au impus condițiile de rezemare. Partea ”grindă” a ansamblului conține tălpile și inima grinzii, la care se adaugă placa de capăt, împreună cu rigidizările acesteia și o placă pe capătul liber al grinzii. În zona de capăt a grinzii, pe talpa superioară s-a dispus, de asemenea, o placă rigidă pentru aplicarea încărcării, cu scopul de a evita concentrarea de tensiuni și deformații cauzată de aplicarea încărcării într-un singur punct și de a asigura transmiterea corectă a eforturilor. Partea ”șurub” conține șurubul alcătuit din cei trei cilindri, unul pentru tijă, iar ceilalți doi, identici, pentru simularea piuliței și a capului șurubului. În *Figura 4-1* sunt prezentate cele trei părți ale modelului, detaliile geometrice și aproximările aplicate.

Modelul de material. Toate elementele ansamblului au fost realizate din oțel S235, iar caracteristicile mecanice ale acestora au fost determinate prin încercări de laborator, descrise detaliat în capitolul 3. Pentru definirea comportării oțelului, în programul de calcul s-a specificat doar densitatea acestuia, din secțiunea caracteristicilor generale, iar din categoria caracteristicilor mecanice, s-au definit: modul de comportare în domeniul elastic, prin introducerea modulului de elasticitate longitudinal și a coeficientului de contracție transversală și comportarea în domeniul post-elastic cu reconsolidare, prin introducerea perechilor de valori pentru tensiune și deformație.

Definirea modului de interacțiune a suprafețelor aflate în contact. În cazul îmbinărilor realizate cu șuruburi pretensionate transmiterea eforturilor se face prin frecarea suprafețelor elementelor care vin în contact. Astfel, eforturile din grindă se transmit la stâlp prin tensiunile generate în placa de capăt și talpa stâlpului de variația forțelor din tijele șuruburilor pe parcursul aplicării încărcării. Din acest motiv, definirea interacțiunii dintre suprafețele asamblate are importanță esențială pentru simularea cât mai fidelă a comportării îmbinării. Definirea elementelor de contact presupune stabilirea unor interacțiuni și restricții între părțile care vin în contact, acestea definindu-se în Abaqus în modulul „Interaction”. Astfel, pentru interfața placa de capăt – talpa stâlpului s-a definit un contact de tip ”surface-to-surface”, cu o lege de interacțiune pe două direcții: normală și tangențială. Pe direcția

normală la suprafața de contact s-a definit modul de interacțiune de tip „Hard contact”, pentru a evita ca suprafețele să se întrepătrundă, iar pe cealaltă direcție s-a folosit contact tangențial cu frecare, cu un coeficient  $\mu = 0.3$ . Contactele dintre capetele șuruburilor și talpa stâlpului, dar și cele dintre piulițele acestora și placa de capăt, s-au modelat folosind constrângeri de tip „tie”, care fac ca respectivele suprafețe care vin în contact să aibă aceleași valori ale deplasărilor. Astfel, pentru structura analizată, principalele perechi de suprafețe și tipurile de interacțiuni aferente, *Figura 4-2*, sunt:

- placa de capăt și capul șurubului – legătură rigidă de tip „tie constraint”;
- placa de capăt și talpa stâlpului – contact tangențial cu frecare,  $\mu=0,3$  și contact normal de tip „hard contact”;
- talpa stâlpului și piulița – legătură rigidă de tip „tie constraint”;
- tija șurubului și gaura din placa de capăt/talpa stâlpului – contact tangențial fără frecare „frictionless”.



*Figura 4-1 Elementele componente ale modelului în Abaqus*

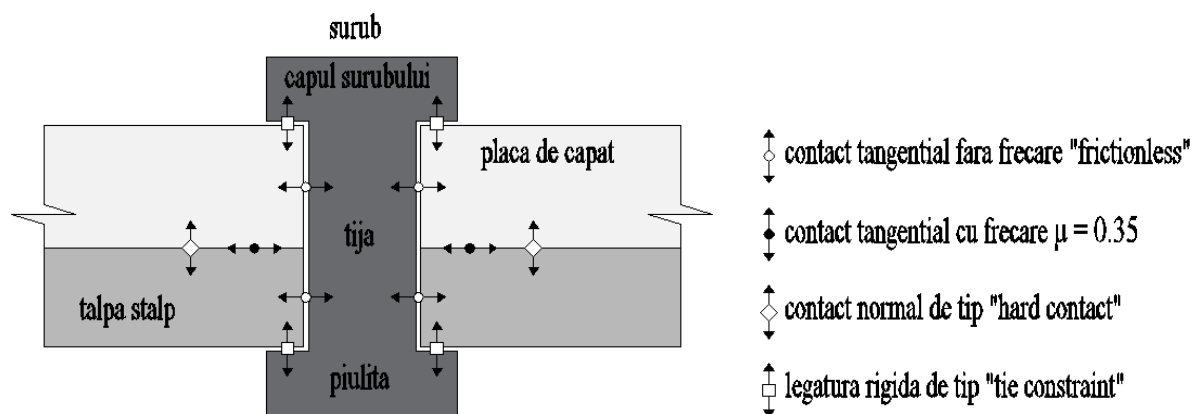


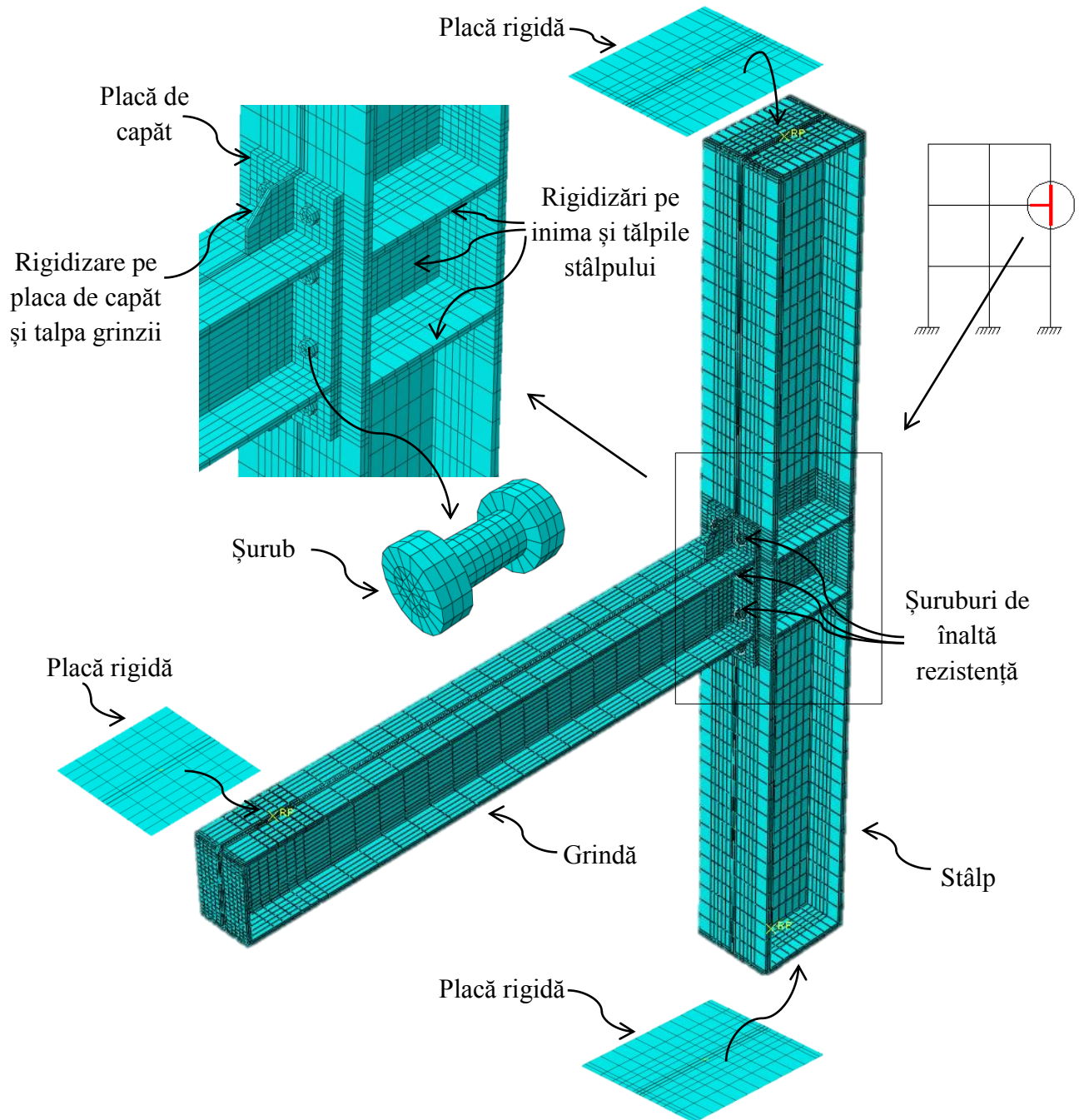
Figura 4-2 Modelarea contactelor

Condițiile de rezemare influențează foarte mult comportarea oricărei structuri, motiv pentru care s-a încercat respectarea condițiilor din experiment, cu scopul asigurării unei transmiteri reale a încărcării și implicit a unei distribuții cât mai fidele a tensiunilor și deformațiilor în structură. Prin rezemarea articulată a stâlpului la cele două capete s-a dorit simularea punctelor de inflexiune care apar pe forma deformată a structurii (moment încovoietor 0), puncte care se consideră că apar la mijlocul deschiderii stâlpilor, respectiv a grinzilor. Astfel s-a definit câte o placă rigidă pentru baza, respectiv vârful stâlpului, *Figura 4-5*. Aceste plăci rigide fără grosime, modelate cu elemente de tip "shell", au fost suprapuse peste plăcile de la capetele stâlpului, *Figura 4-1* și *Figura 4-3*, cu ajutorul constrângerilor de tip „tie”, iar articulațiile propriu-zise s-au definit în punctele de referință create în centrul acestor plăci rigide, prin blocarea gradelor de libertate de translație. Grinda a fost prinsă la un capăt de talpa stâlpului, la jumătatea distanței dintre reazemele acestuia, iar celălalt capăt a fost lăsat liber, la acest nivel fiind aplicată încărcarea.

Discretizarea structurii joacă un rol foarte important în analiza cu MEF. Programul utilizat pentru modelare [3] permite stabilirea formei, tipului și a densității elementelor finite. Structurile complexe necesită împărțirea lor în regiuni (partiționare) cu forme geometrice cât mai regulate, cu scopul obținerii unei rețele de o finețe adecvată stării de solicitare. În acest fel există posibilitatea de a verifica și de a controla discretizarea modelului. S-a încercat o discretizare mai rafinată în principalele zone de interes, respectiv în zona îmbinării și a panoului de inimă al stâlpului, unde s-a așteptat apariția tensiunilor mari, a unor concentrări de tensiuni sau dezvoltarea unor fenomene locale (lunecări, pierderi ale stabilității locale). În restul structurii s-a optat pentru o rețea de discretizare mai rarefiată, *Figura 4-3*. Modalitatea de discretizare pentru întreg modelul s-a ales de tip structurat, cu elemente finite tridimensionale de tip hexaedru liniar, având 8 noduri dispuse în colțurile elementului – C3D8I („8-node brick element, incompatible mode”), *Figura 4-4*. În regiunile circulare din



zona găurilor, pentru capetele șuruburilor și tija acestora, s-a folosit tehnica „sweep”, iar elementul finit a fost de tip pană liniară – C3D6 („6-node wedge element”), *Figura 4-4*. Pentru discretizarea plăcilor rigide s-au folosit elemente finite plane (fără grosime) de tip patrulater liniar – R3D4 („4-node rigid element”), *Figura 4-4*. Simplificările adoptate, care au fost amintite mai sus, au avut principalul rol de a simplifica discretizarea și de a obține o bună convergență a analizei.



*Figura 4-3 Discretizarea ansamblului studiat*

În Abaqus [3] numele elementului finit definește comportamentul acestuia, cu privire la cinci aspecte: familia din care face parte, gradele de libertate, numărul nodurilor, formularea și integrarea. Prima literă (sau primele) reprezintă familia căreia aparține elementul finit: C – elemente continue (solide), R – elemente rigide, etc. 3D – gradele de libertate sunt variabilele calculate în timpul analizei, respectiv translațiile după cele 3 direcții. Cifrele 8 (C3D8), 6 (C3D6) sau 4 (R3D4) reprezintă numărul nodurilor elementului finit (numărul punctelor de integrare), noduri în care sunt calculate deplasările elementului. În orice alt punct al elementului, deplasările vor fi obținute prin interpolarea liniară a deplasărilor nodale. Ordinul de interpolare se determină, de obicei, după numărul nodurilor elementului, astfel dacă elementul are noduri doar în colțuri, utilizează interpolare liniară (element liniar / element de ordinul întâi), iar cel care are noduri și la mijlocul laturilor, va utiliza interpolare pătratică (element pătratic / element de ordinul al doilea). Mai există și elementul modificat de ordinul doi – tetraedrul cu 10 noduri – care utilizează o interpolare modificată de ordinul al doilea. Formularea elementului se referă la teoria matematică utilizată la definirea comportării acestuia, elementele folosite bazându-se pe formularea Lagrangiană. Ca și modalitate de integrare, pentru majoritatea elementelor, Abaqus folosește cuadratura Gaussiană pentru evaluarea răspunsului în fiecare punct de integrare.

Elementul finit C3D8 utilizează integrare completă pentru determinarea matricei de rigiditate a acestuia, în toate cele 8 puncte ale sale, însă prezintă un dezavantaj prin posibila apariție a fenomenului ”shear locking” când este solicitat la încovoiere, fenomen care se manifestă prin obținerea unei rigidități superioare celei reale, Buru (2016) [152]. Există însă și elementul finit C3D8R (R-reduced), pentru care se utilizează integrare redusă, într-un singur punct, respectiv în centrul elementului finit, fapt care determină reducerea esențială a efortului computațional, influențând semnificativ analiza prin dovedirea unui efort computațional mult redus. Dezavantajul utilizării acestui tip de element finit îl constituie posibilitatea apariției unui alt fenomen nedorit, ”hourglassing”, care poate conduce la distorsionări ale rețelei de discretizare, Buru (2016) [152]. Aceste fenomene nedorite pot fi eliminate prin utilizarea elementului finit C3D8I (I-Incompatible), care este o variantă îmbunătățită a elementului C3D8 și care surprinde cu o mai bună acuratețe deformarea elementului finit supus încovoierii. Pe baza acestor considerente, modelarea ansamblului studiat s-a realizat utilizând elemente finite de tip C3D8I, cu excepțiile prezentate anterior.

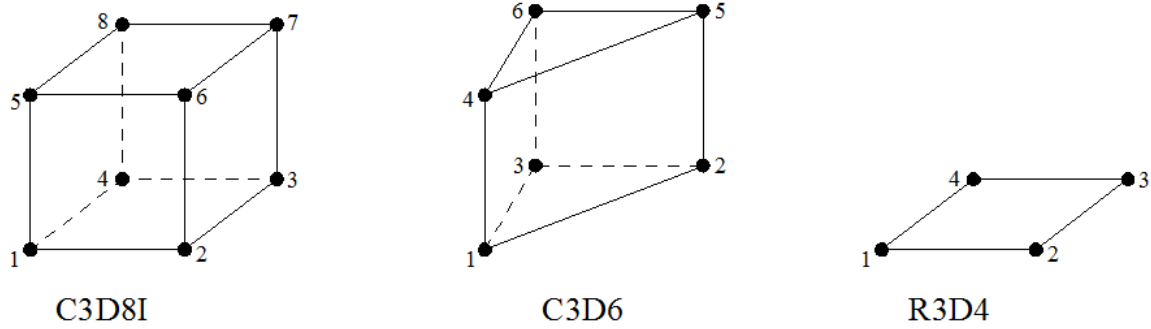


Figura 4-4 Elementele finite folosite în modelul din ABAQUS

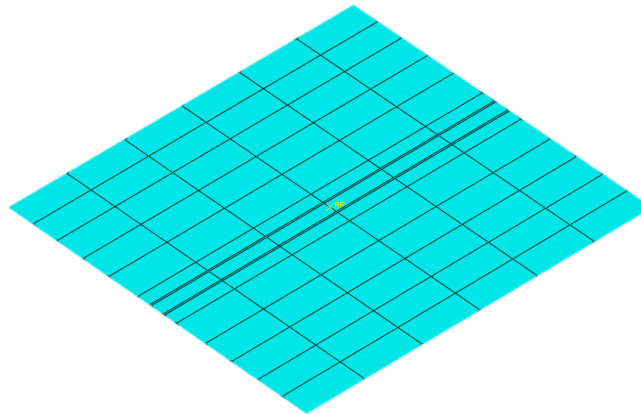
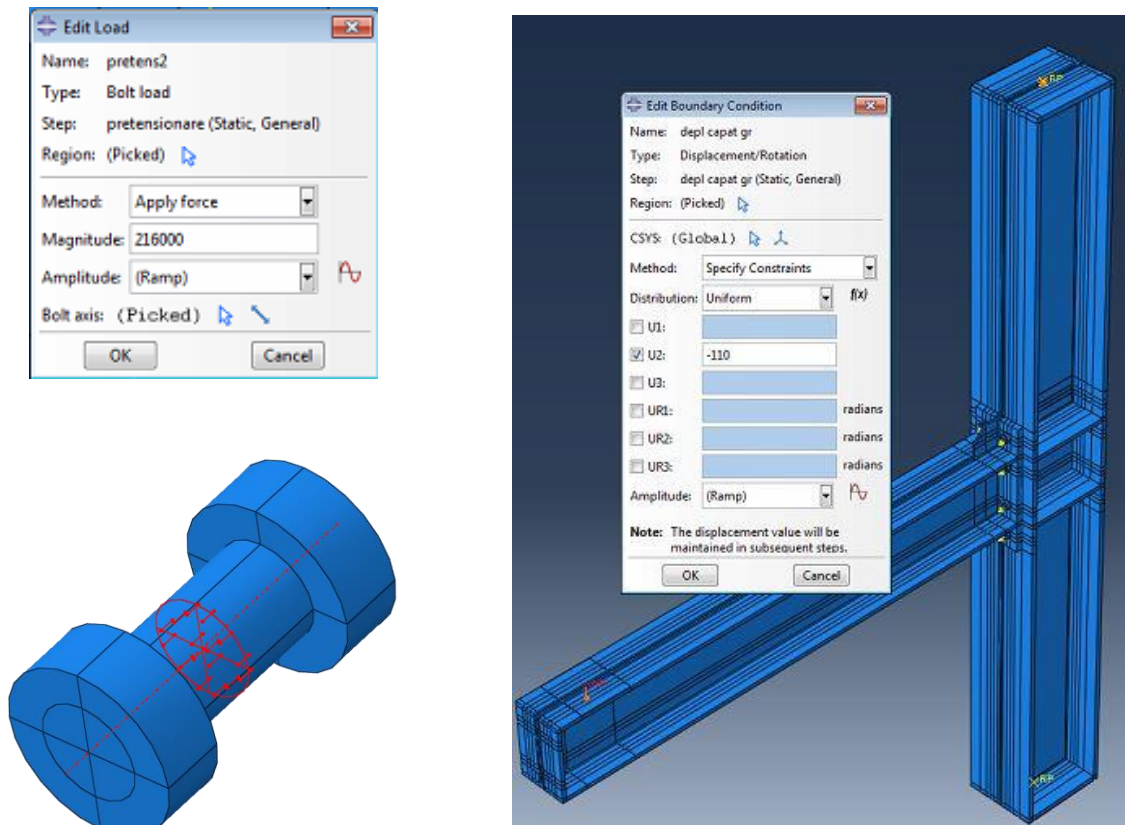


Figura 4-5 Placă rigidă de tip „Discrete rigid – shell” și punctul de referință corespunzător

Aplicarea încărcării s-a realizat în două etape. În prima etapă a fost creat un „Step”, în care s-au definit pentru fiecare șurub în parte forțele de pretensionare, cu ajutorul opțiunii „Bolt load” [3]. Valoarea acestei forțe de pretensionare a fost indicată de producător. De asemenea, aceasta s-a determinat și printr-un calcul conform EC3-1-8 [4], iar cele două valori s-au dovedit a fi identice, 216kN. Această forță de pretensionare a fost aplicată secțiunii din mijlocul tijei fiecărui șurub, *Figura 4-6, a*. Pentru evitarea concentrărilor de tensiuni, încărcarea a fost transmisă capătului grinzii prin intermediul unei plăci rigide, *Figura 4-5*, având lungimea și lățimea egale cu lățimea tălpii grinzii și care a fost poziționată pe capătul tălpii superioare a grinzii, legătura perfectă dintre cele două asigurându-se prin intermediul constângerii de tip ”tie”. În a doua etapă, într-un nou ”step”, s-a aplicat încărcarea propriu-zisă pe capătul consolei grinzii, sub forma unei deplasări impuse, urmând ca forțele să se determine prin extragerea reacțiilor. Astfel, punctul de referință al plăcii rigide dispuse pe capătul grinzii cu acest scop, a fost punctul de aplicare al deplasării impuse, cu ajutorul opțiunii ”Boundary Condition”, punct din care au fost extrase reacțiile pentru determinarea forței aplicate, *Figura 4-6, b*.



a) aplicarea pretensionării

b) aplicarea încărcării propriu-zise

Figura 4-6 Aplicarea pașilor de încărcare

#### 4.1.2 Analiza stării de tensiuni în structură

În urma etapei de pretensionare a șuruburilor, *Figura 4-7*, s-a observat că structura a fost solicitată doar prin apariția tensiunilor de întindere din șuruburi și a unor tensiuni de compresiune în zonele din jurul găurilor pentru șuruburi, atât pe talpa stâlpului, cât și pe placa de capăt, *Figura 4-8*, celelalte zone din structură rămânând netensionate în această primă etapă.

În figurile care prezintă starea de tensiuni obținută pentru modelele analizate în programul Abaqus s-a utilizat distribuția de tensiuni von Mises, în toate cazurile.

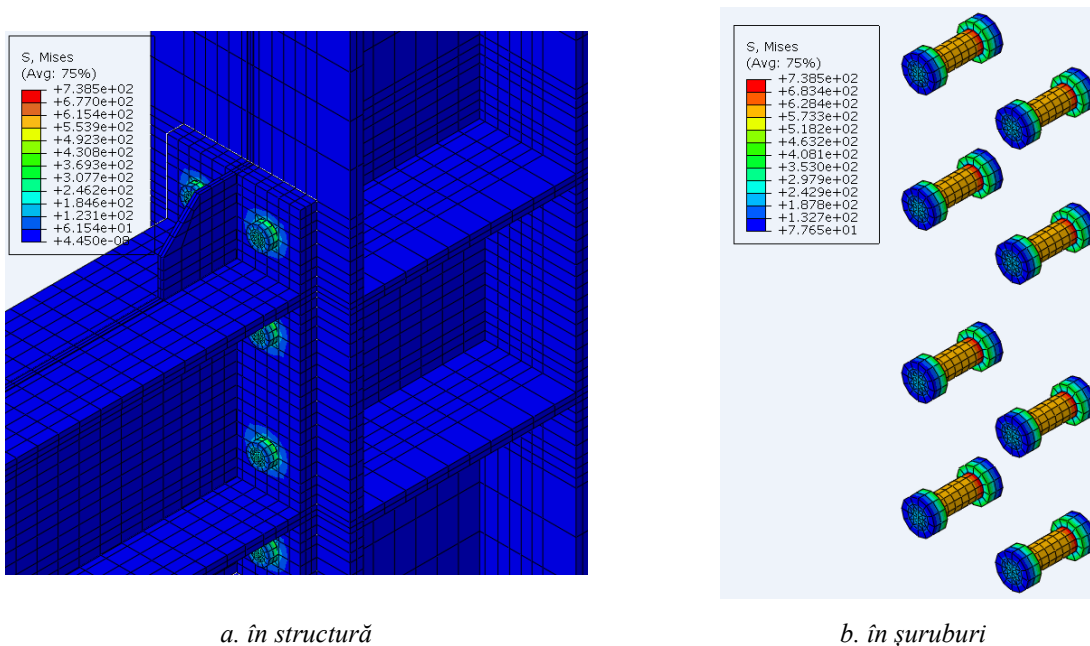


Figura 4-7 Starea de tensiuni în structură în urma pretensionării șuruburilor

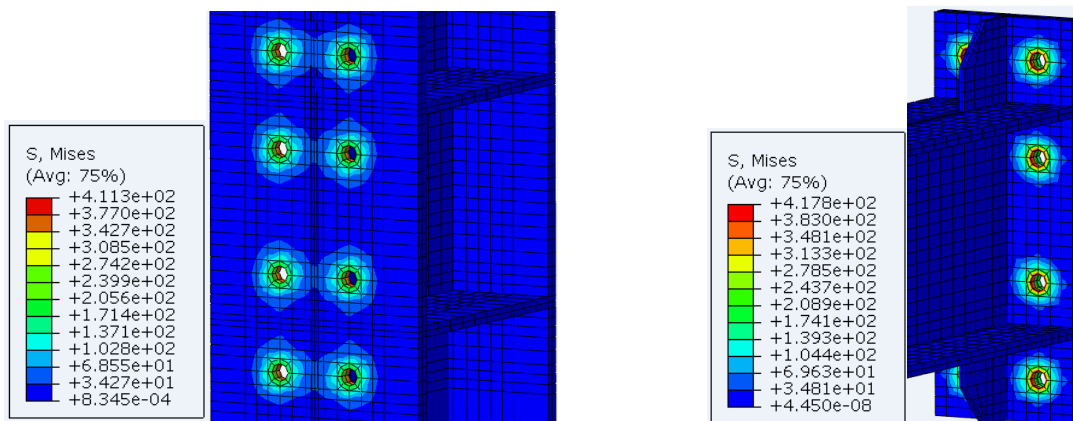
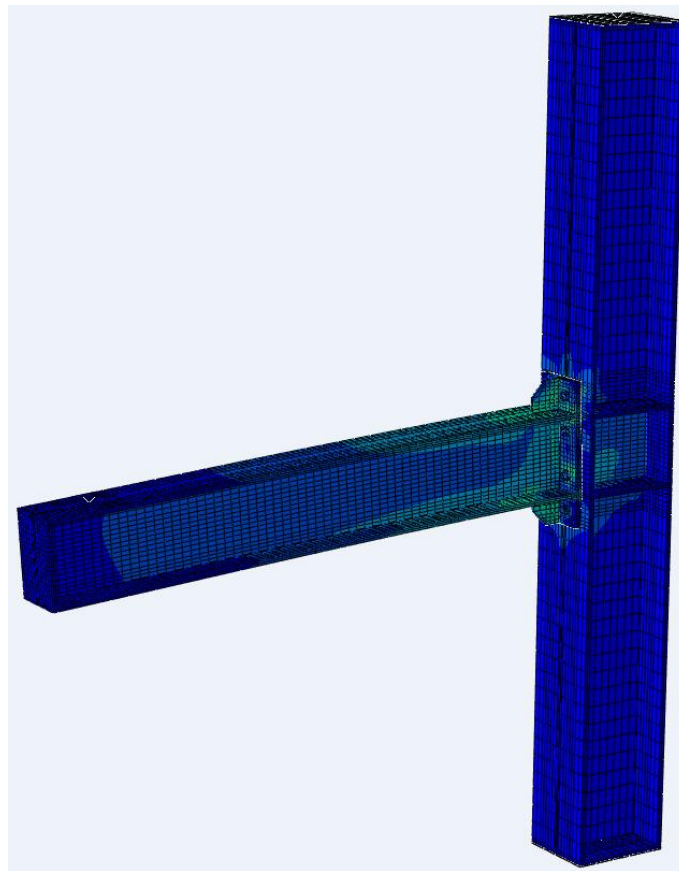


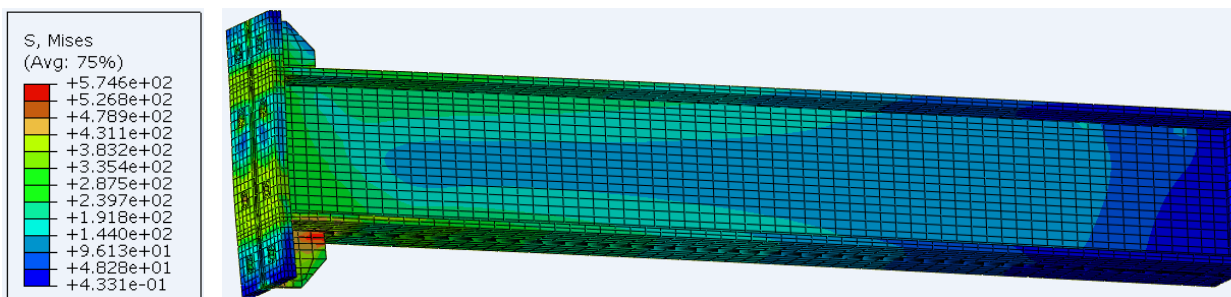
Figura 4-8 Starea de tensiuni în talpa stâlpului și în placa de capăt în urma pretensionării

După aplicarea încărcării (pasul 2) prin impunerea unei deplasări secțiunii de la capătul grinzii, structura se deformează predominant prin încovoierea riglei, desprinderea plăcii de capăt și încovoierea acesteia. În *Figura 4-9* este prezentată starea de tensiuni pe forma deformată, în stadiul ultim, de cedare. Se poate observa modul de transmitere a încărcării din punctul de aplicare, în zona nodului - cea mai solicitată regiune a structurii. Momentul încovoietor generat de forța concentrată de la capătul grinzii, se propagă prin tălpile acesteia la nivelul plăcii de capăt, iar, prin intermediul șuruburilor, este transmis stâlpului. În *Figura 4-10* se pot aprecia concentrări de tensiuni în placa de capăt în dreptul rigidizărilor panoului de inimă al stâlpului din dreptul tălpilor grinzii. De asemenea, se constată apariția tensiunilor mari în zona comprimată, mai exact în talpa inferioară a grinzii și în rigidizarea plăcii de capăt din zona extinsă. Placa de capăt se deformează prin încovoiere, tensiunile atingând valori mari în dreptul punctelor de inflexiune ale deformatelor acesteia. La

nivelul tălpii stâlpului, se observă concentrări de tensiuni la interfața cu piulițele, *Figura 4-11, a.*

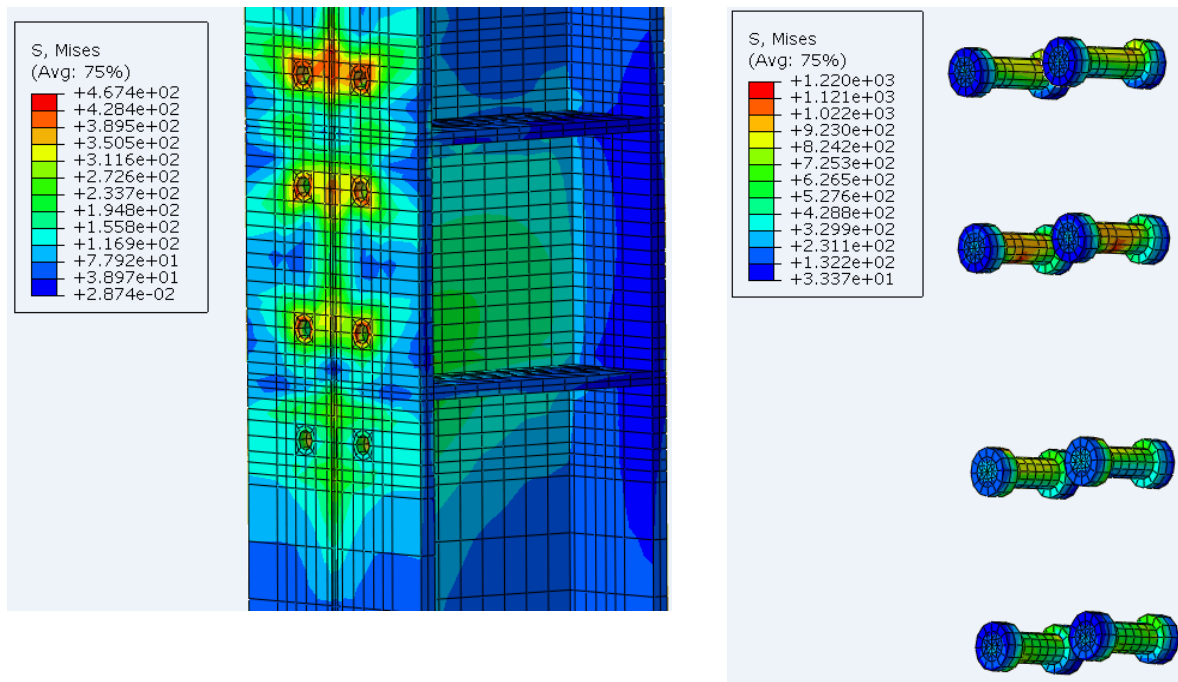


*Figura 4-9 Starea de tensiuni în structură în urma pasului doi de încărcare*



*Figura 4-10 Starea de tensiuni în placa de capăt și în grindă în urma pasului doi de încărcare*

Analiza stării de tensiuni din șuruburi, *Figura 4-11, b*, exprimă o solicitare intensă a acestora, care se manifestă atât prin tensiuni normale mari în tije, cât și prin tensiuni la nivelul interfeței de contact piuliță/cap șurub cu placa de capăt/talpa stâlpului. Cele mai solicitate sunt șuruburile din rândul al doilea, urmate de cele din zona extinsă a plăcii de capăt (primul rând).



a. în stâlp

b. în șuruburi

Figura 4-11 Starea de tensiuni în urma pasului doi de încărcare

#### 4.1.3 Validarea modelului propus

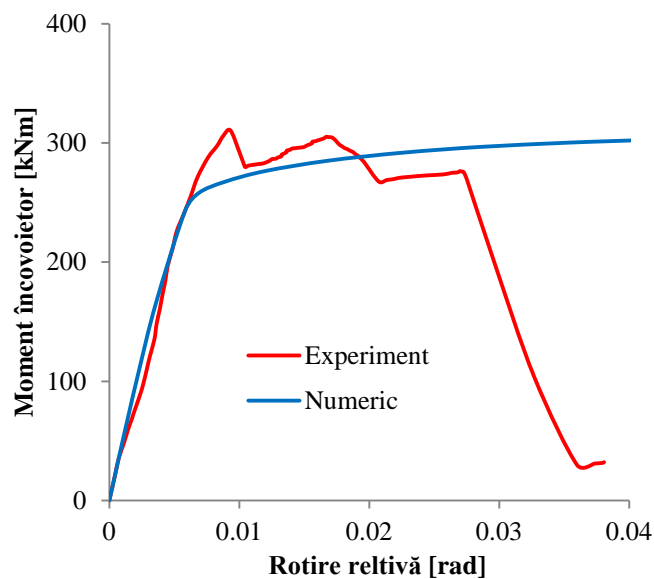
Pentru validarea modelului realizat în programul Abaqus, au fost comparate rezultatele analizei efectuate cu metoda elementelor finite cu cele obținute în urma testării fizice a ansamblului studiat. Curbele caracteristice de comportare moment încovoietor-rotire relativă obținute în cadrul celor două studii, numeric și experimental, sunt evidențiate în *Figura 4-12*.

Se poate observa o bună apropiere a rezultatelor din punct de vedere al rigidității inițiale a îmbinării. Peste limita elastică, curba rezultată în urma testării fizice nu dezvoltă acel platou de comportare plastică, specific unei comportări ductile, care poate fi observat pe curba aferentă studiului numeric. Aceste diferențe se pot explica prin faptul că fenomenul de strivire a filetului și lunecare a piuliței, exprimat pe curba experimentală prin scăderea în trepte a valorilor forței (momentului încovoietor aferent), nu a putut fi surprins pe modelul numeric.

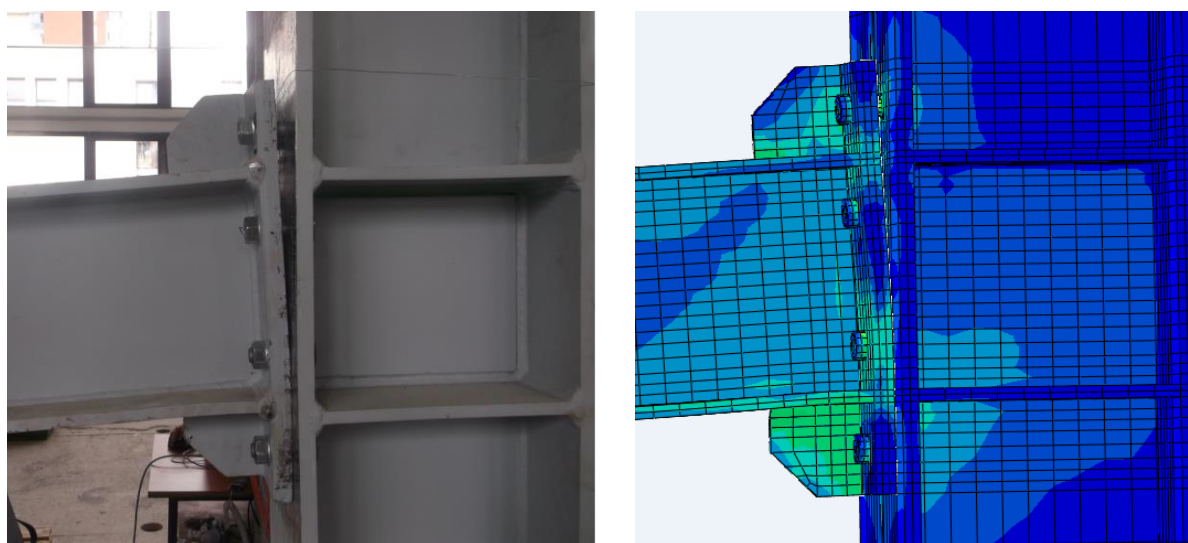
În *Figura 4-13* sunt evidențiate modurile de cedare al ansamblului studiat prin testare fizică și prin modelare numerică, observându-se o bună corelare între acestea.

Analitic, urmând prevederile EC3-1-8, s-au determinat caracteristicile îmbinării (moment plastic capabil, rigiditate inițială), cu ajutorul cărora s-a trasat curba moment încovoietor-rotire relativă, utilizând modelul trilinear. Astfel, curba determinată cu metoda componentelor [4], prezintă trei domenii de comportare: primul corespunde unei comportări

elastice (liniare), al doilea domeniu este neliniar, iar cel de-al treilea corespunde unei comportări perfect plastice, *Figura 4-14*.



*Figura 4-12 Curbele moment încovoietor-rotire relativă pentru ansamblul studiat numeric și experimental*



*Figura 4-13 Modul de cedare al ansamblului studiat experimental și numeric*

Valorile aferente rigidității inițiale și momentului capabil ale îmbinării, determinate pe modelele experimental, numeric și analitic sunt prezentate în *Tabel 7*.

*Tabel 7 Caracteristicile îmbinării obținute pe modelul experimental, numeric și conform EC3-1-8*

Model	Rigiditate inițială [kNm/rad]	Moment încovoietor capabil [kNm]
Experiment 1	48204.12	290.00
Experiment 2	47864.44	285.00
Numeric	48191.65	249.86
Metoda componentelor	93850.00	263.32



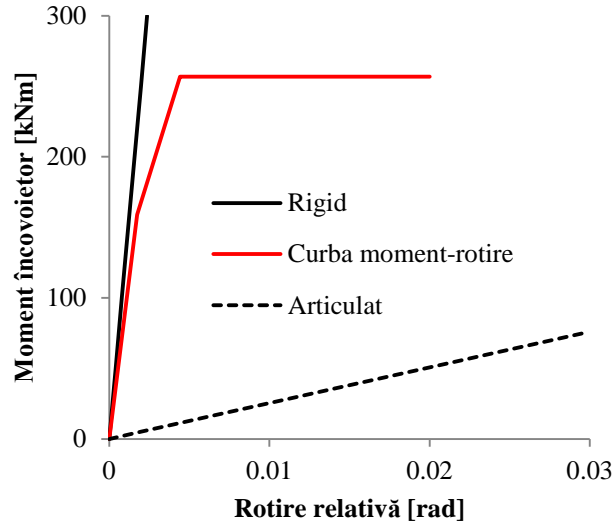


Figura 4-14 Curba moment încovoietor-rotire relativă obținută prin metoda componentelor (EC3-1-8)

### Clasificarea îmbinării studiate pe baza rezultatelor obținute

Conform EC3-1-8 [4] clasificarea îmbinărilor după **criteriul de rigiditate** se realizează prin compararea rigidității inițiale a îmbinării cu rigiditatea rotațională a grinzii conectate  $EI_b/L_b$ . Îmbinarea se consideră rigidă dacă valoarea rigidității este mai mare decât  $25EI_b/L_b$ , nominal articulată dacă această valoare este mai mică decât  $0.5EI_b/L_b$  și semi-rigidă dacă rigiditatea inițială are valoarea cuprinsă între cele două limite. Considerând deschiderea grinzii  $L_b = (2.0 \cdot 2 + 0.18 \cdot 2) = 4.36m$ , atunci rigiditatea grinzii conectate este  $EI_b/L_b = 4647.94kNm$ . Rigiditatea inițială a celor două specimene testate experimental este egală cu  $10.37EI_b/L_b$  pentru primul specimen și  $10.30EI_b/L_b$  pentru cel de-al doilea, Tabel 8. Pentru modelul numeric analizat în programul Abaqus, rigiditatea inițială a îmbinării a rezultat  $10.37EI_b/L_b$ . Caracteristicile îmbinării studiată în prezenta lucrare au fost determinate și cu metoda analitică propusă de EC3-1-8 [4], metoda componentelor, iar rigiditatea inițială astfel obținută a fost de  $20.19 EI_b/L_b$ . Rezultă astfel că îmbinarea studiată dovedește un caracter **semi-rigid**, în toate cele 3 modalități de evaluare, Tabel 8.

Tabel 8 Clasificarea îmbinării după criteriul rigidității

Specimen	Rigiditate inițială	<i>Rigiditate inițială</i>	Tipul îmbinării
	[kNm/rad]	$EI_b/L_b$	
Experiment 1	48204.12	10.37	semi-rigidă
Experiment 2	47864.44	10.30	semi-rigidă
Model numeric	48191.65	10.37	semi-rigidă
Metoda componentelor	93850.00	20.19	semi-rigidă

De asemenea, caracterul semi-rigid al îmbinării este evidențiat și în *Figura 4-15*, prin încadrarea curbelor de comportare obținute experimental, numeric și analitic, în afara limitelor de nod rigid sau articulat.

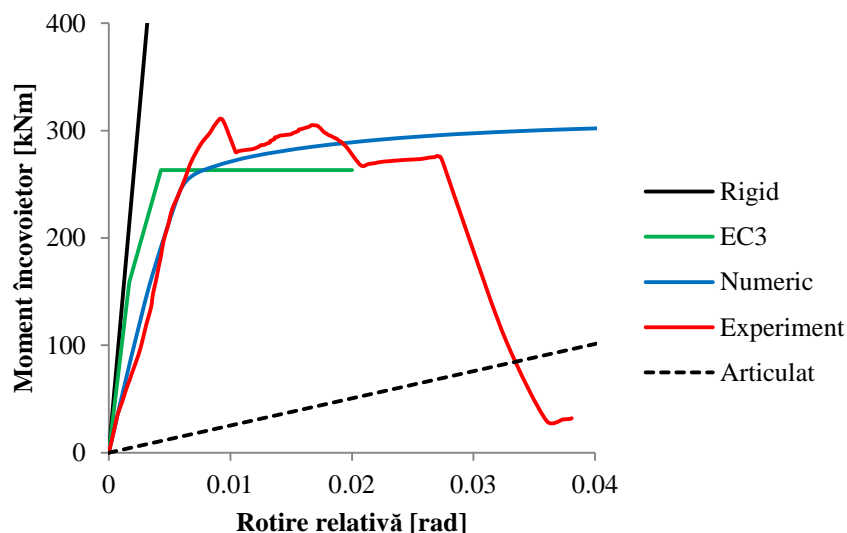


Figura 4-15 Clasificarea îmbinării în funcție de rigiditate (EC3-1-8)

Clasificarea îmbinării după criteriul de **rezistență** presupune compararea momentului încovoietor plastic rezistent al îmbinării cu momentul capabil de calcul plastic rezistent al grinzii sau cu cel al stâlpului, luat de două ori, având în vedere că este vorba despre un nod intermediar. Astfel, cele 2 valori au fost calculate, obținându-se  $M_{b,pl,Rd} = 270.14 kNm$  și  $2 \cdot M_{c,pl,Rd} = 2 \cdot 749.01 = 1498.02 kNm$ . Din punctul de vedere al rezistenței, îmbinarea studiată se situează în jurul limitei dintre o îmbinare **parțial rezistentă** și una **total rezistentă**, așa cum se evidențiază în *Tabel 9*.

Tabel 9 Clasificarea îmbinării după criteriul de rezistență

Specimen	Moment plastic rezistent [kNm]	$M_{b,pl,Rd}$ [kNm]	Tipul îmbinării
Experiment 1	290.00	270.14	total rezistentă
Experiment 2	285.00		total rezistentă
Model numeric	249.86		parțial rezistentă
Metoda componentelor	263.32		parțial rezistentă

#### 4.1.4 Modelarea tensiunilor reziduale

Abordarea riguroasă a proiectării structurale presupune realizarea unei analize neliniare avansate a structurii. În acest scop, un alt factor de care trebuie să se țină cont în evaluarea comportării structurale este efectul imperfecțiunilor mecanice asupra capacității portante a structurii, adică efectul tensiunilor reziduale, Chiorean (2009, 2017) [153], [154].

Tensiunile reziduale sunt acele tensiuni autoechilibrate care se găsesc într-un element fără ca acesta să fie supus la sarcini exterioare. Ele apar datorită răcirii după fenomenul de laminare la cald sau orice alt proces care implică căldură (sudură, tăiere cu flacără) sau în urma fenomenului de formare sau îndoire la rece. Aceste tensiuni pot avea un efect important asupra rezistenței la rupere și fisurare, asupra durabilității și stabilității structurilor alcătuite din profile laminate, mai ales dacă aceste structuri sunt supuse și solicitării de efort axial, având valori semnificative, Chiorean (2017) [154]. În timpul cutremurului din Northridge, din ianuarie 1994, California, una dintre cauzele care au dus la fisuri și ruperi casante ale îmbinărilor sudate, realizate înainte de această dată, a fost tocmai prezența tensiunilor reziduale în componentele respectivelor îmbinări, Zhang și Dong (2000) [155]. Efectul acestor tensiuni reziduale și modul lor de distribuție au fost neglijate pentru mult timp în proiectarea componentelor structurale, în principal datorită factorilor de siguranță suficient de mari pentru a masca aceste efecte asupra integrității componentelor, însă cerințele mereu crescânde privind siguranța și fiabilitatea produselor fabricate impun ca efectele tensiunilor reziduale să nu mai fie ignorate. Preocupările în acest domeniu au dus la mai multe propuneri de distribuții ale tensiunilor reziduale pe secțiunea transversală a profilului, ECCS (1984) [149], Szalai și Papp (2005) [156], Kim ș.a. (2014) [157]. În studiile care stau la baza acestei lucrări, tensiunile reziduale au fost modelate utilizând distribuția propusă de ECCS [149].

În programul de calcul Abaqus, tensiunile reziduale au fost introduse ca și condiții inițiale, în pasul inițial de definire a modelului, utilizând opțiunea ”Predefined Fields – Stress”, care necesită în prealabil definirea unor ”set-uri” de elemente finite, cărora li se vor atribui valorile tensiunilor reziduale, Buru (2016) [152], [3]. Aceste valori se calculează ca și procent din rezistența la curgere a oțelului din care este alcătuit profilul, parametrul  $\alpha$  alegându-se în funcție de raportul dintre înălțimea profilului,  $h$  și lățimea acestuia,  $b$ , *Figura 4-16*, [149], [158].

În urma analizei nu s-au înregistrat deosebiri esențiale ale evoluției caracteristicii moment încovoietor-rotire relativă față de modelul de referință. În ceea ce privește distribuția tensiunilor în stadiul ultim de cedare se pot sesiza mici diferențe, care nu afectează modul de deformare și rezistența îmbinării, la acest tip de solicitare *Figura 4-17*, *Figura 4-18*, *Figura 4-19*, *Figura 4-20*.

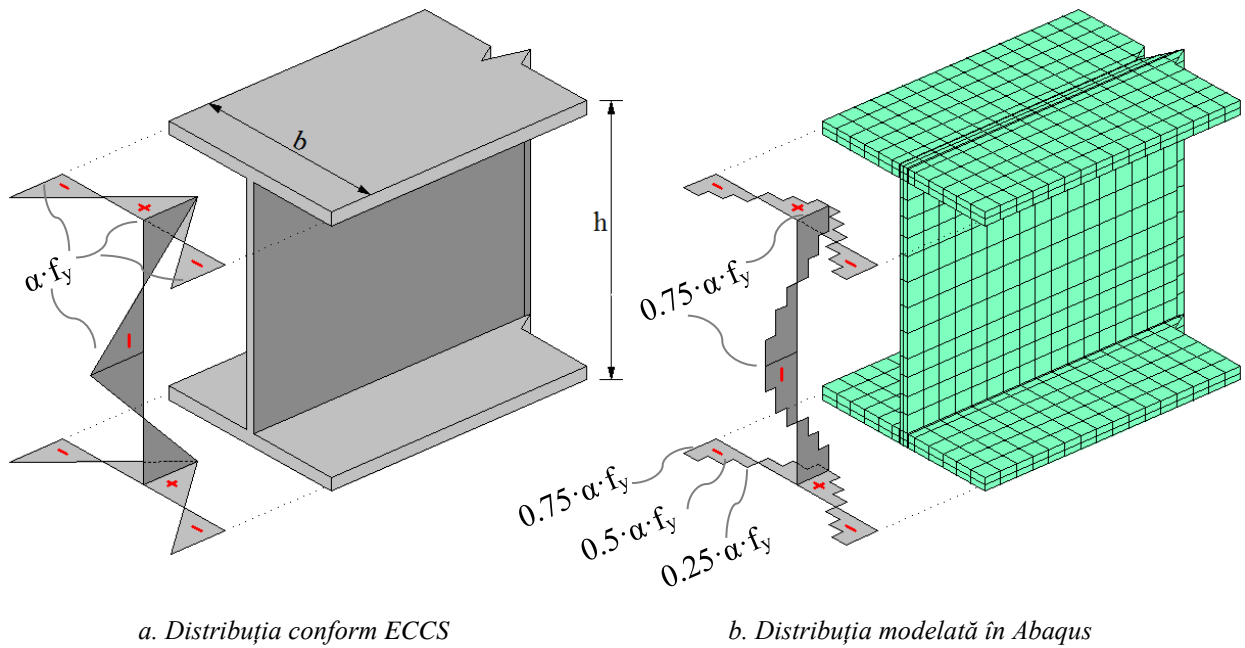


Figura 4-16 Distribuția tensiunilor reziduale

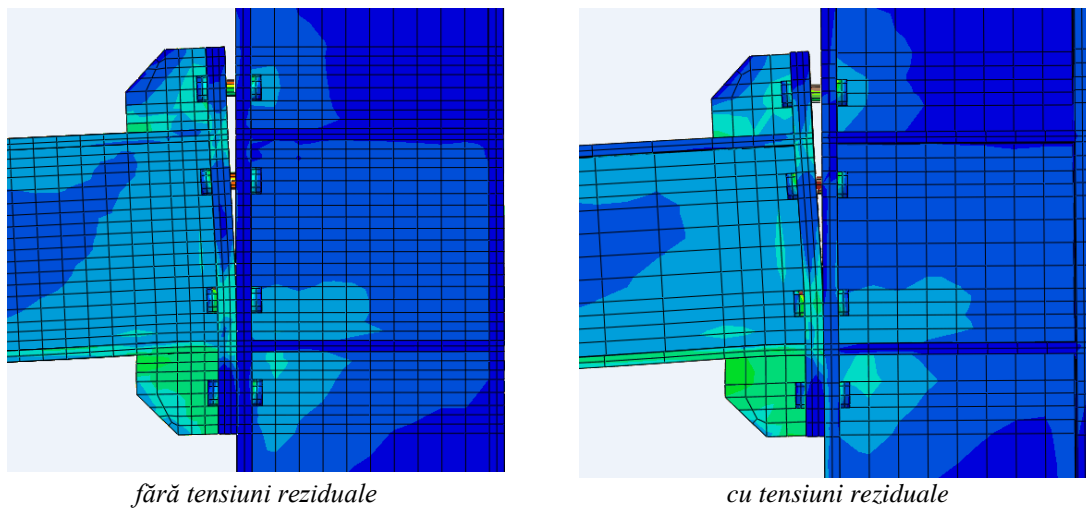


Figura 4-17 Influența tensiunilor reziduale asupra modului de cedare

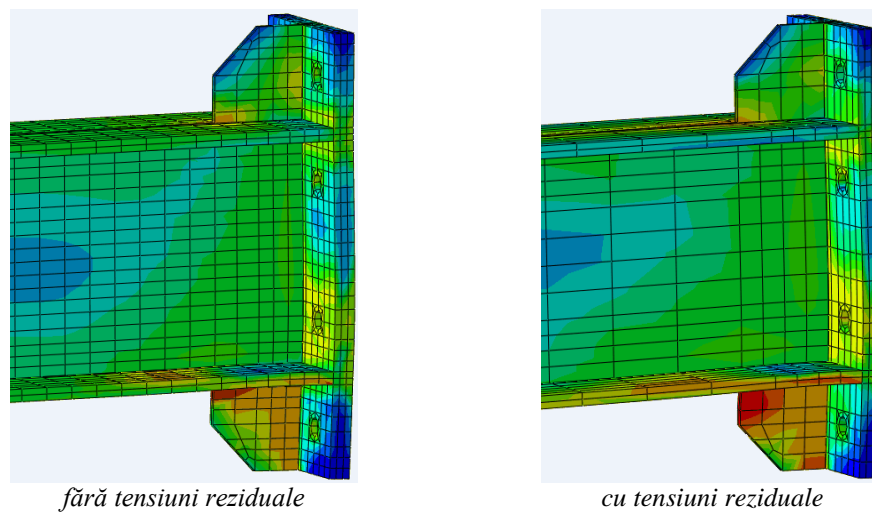


Figura 4-18 Influența tensiunilor reziduale asupra ansamblului grindă, placă de capăt și rigidizări

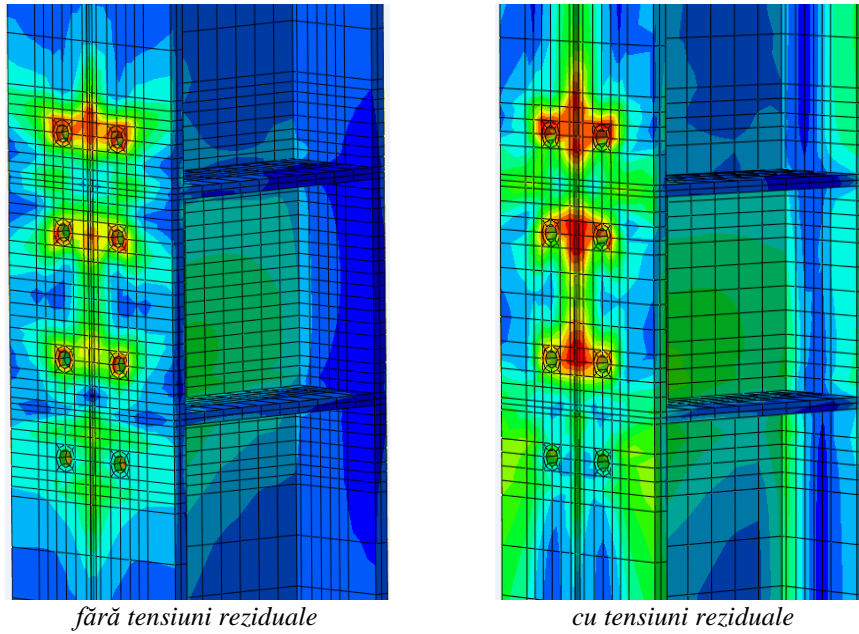


Figura 4-19 Influența tensiunilor reziduale asupra stâlpului

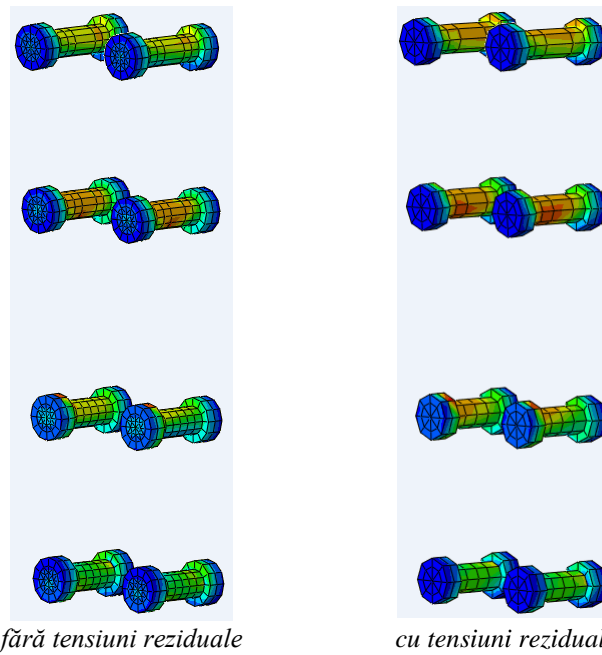


Figura 4-20 Influența tensiunilor reziduale asupra șuruburilor

## 4.2 Studiu parametric al comportării îmbinării cu placă de capăt extinsă și șuruburi

Modul de comportare a îmbinării studiate, reflectat prin relația moment încovoietor-rotire relativă, este puternic influențat de caracteristicile geometrice și mecanice ale elementelor care alcătuiesc îmbinarea. În acest subcapitol se prezintă un studiu parametric realizat în programul Abaqus, pornind de la modelul validat experimental și obținând tipologii noi, prin varierea anumitor caracteristici ale elementelor constituente. Efectul

tensiunilor reziduale nu a fost considerat în modelele propuse în continuare. Parametrii investigați în acest studiu au fost: grosimea plăcii de capăt, înălțimea grinzii, diametrul șuruburilor, grupa de calitate a șuruburilor, rigidizările, parametri prezentați în *Tabel 10*.

*Tabel 10 Valorile parametrilor considerați în studiul parametric*

Parametrul modificat	Valori considerate în studiu
Grosimea plăcii de capăt	15mm, 20mm, 25mm, 30mm
Înălțimea grinzii	270mm, 300mm, 330mm, 360mm
Diametrul șuruburilor	20mm, 22mm, 24mm
Clasa șuruburilor	8.8, 10.9, 12.9
Rigidizări	Rigidizarea plăcii de capăt și a stâlpului Rigidizarea stâlpului Fără rigidizări

#### 4.2.1 Influența grosimii plăcii de capăt

Placa de capăt constituie o sursă importantă de deformabilitate a îmbinărilor din tipologia studiată, grosimea acesteia influențând atât rezistența și rigiditatea îmbinării cât și modul de cedare al acesteia. Pentru a investiga sensibilitatea comportării îmbinării urmărite în studiu la variația acestui parametru, au fost create modele noi, prin modificarea grosimii plăcii de capăt, păstrând neschimbate caracteristicile mecanice ale elementelor conectate. Geometria celorlalte componente nu a fost modificată, iar modul de discretizare al elementelor și simularea interacțiunii părților aflate în contact s-au realizat identic cu cele din modelul inițial. Comportarea îmbinării modelată numeric și testată experimental în prealabil (a cărui placă de capăt are grosimea de 25mm), a fost comparată cu cea a modelelor create cu plăci de capăt având grosimi de: 15mm, 20mm și 30mm. În *Tabel 11* sunt date denumirile specimenelor testate numeric.

*Tabel 11 Influența grosimii plăcii de capăt - denumirile specimenelor selectate*

Denumire specimen	Grosime placă de capăt [mm]
I-EP15	15
I-EP20	20
I-EP25 (referință)	25
I-EP30	30

Analiza stării de tensiuni și deformații pentru modelele numerice efectuate cu diferite grosimi ale plăcii de capăt evidențiază următoarele aspecte:

- diminuarea grosimii plăcii de capăt de la 25mm (I-EP25) la 15mm (I-EP15) determină dezvoltarea mecanismului plastic de cedare în zona aferentă tălpii întinse a grinzii și în regiunile de contact cu capetele șuruburilor sollicitate la întindere, *Figura 4-21*, *Figura 4-22*;

- pentru îmbinările cu grosimi de placă mai mari, apropiate de cea a modelului de referință, respectiv I-EP20 și I-EP30, nu sunt modificări esențiale ale distribuției tensiunilor la nivelul zonei de prindere, însă se observă o deformare plastică a plăcii de capăt în dreptul tălpii grinzii solicitate la întindere, iar colapsul îmbinării se produce prin cedarea șuruburilor, *Figura 4-21, Figura 4-24*;
- variația grosimii plăcii de capăt produce modificări ale tensiunilor în rigidizările dintre placa de capăt și tălpile grinzii, astfel, odată cu creșterea grosimii plăcii de capăt, rolul rigidizărilor acesteia scade, fapt evidențiat prin diminuarea tensiunilor din zona întinsă și intensificarea celor din zona comprimată, *Figura 4-22*;
- zona de stâlp se dovedește a nu fi sensibilă la variația grosimii plăcii de capăt, astfel, starea de tensiuni și deformții în stâlp, pentru modelele I-EP15, I-EP20, I-EP25 (ref) și I-EP30 este arătată în *Figura 4-23*, diferențele fiind sub 1% între cele 4 modele. În această figură se poate observa plastificarea tălpii stâlpului în zona întinsă, aferentă primului rând de șuruburi, apoi în dreptul celui de-al doilea rând de șuruburi tensiunile scad semnificativ, urmând să scadă și mai mult în zona comprimată;
- așa cum s-a menționat și mai sus, observându-se în *Figura 4-21*, cedarea ansamblului studiat are loc prin plastificarea plăcii de capăt și alungirea șuruburilor în cazul modelului I-EP15, însă odată cu creșterea grosimii plăcii de capăt, cedarea survine prin curgerea și plastificarea șuruburilor din zona întinsă a îmbinării, *Figura 4-24*;
- modificarea grosimii plăcii de capăt influențează rigiditatea inițială a îmbinării; creșterea grosimii plăcii de capăt de la 15mm la 20mm duce la creșterea rigidității inițiale, însă pentru grosimi mai mari, de 20mm, 25mm și 30mm, se observă diferențe tot mai mici în curbele caracteristice moment încovoietor-rotire relativă; odată ce placa de capăt are o grosime suficientă, șuruburile devin factorul determinant în definirea modului de cedare al îmbinării (prin curgerea șuruburilor), *Figura 4-24*; în același timp, în șuruburi forțele de întindere sunt tot mai mari odată cu creșterea grosimii plăcii de capăt, ducând la creșterea valorilor momentului încovoietor capabil al prinderilor, *Tabel 12*.

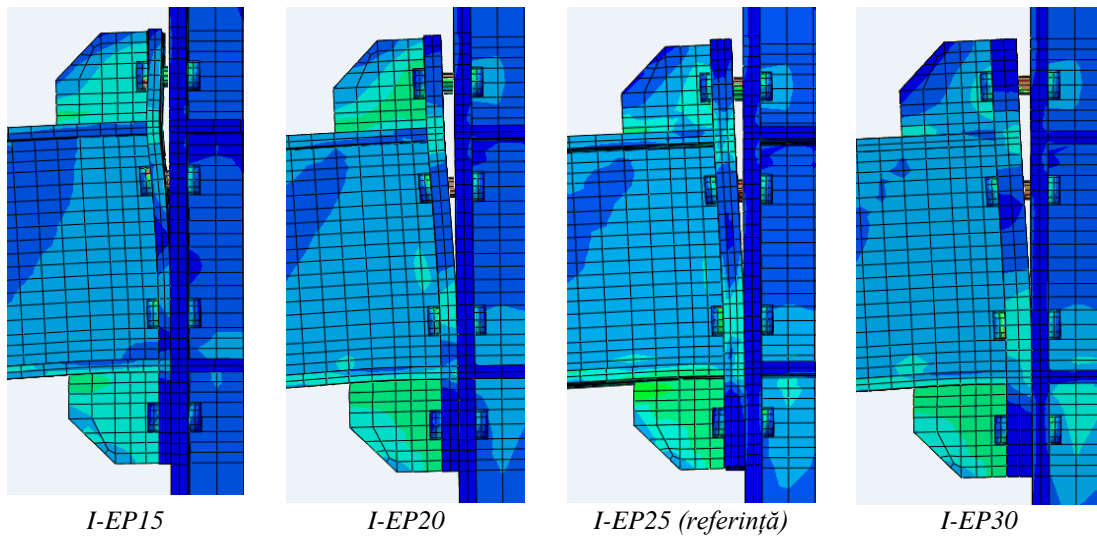


Figura 4-21 Starea de tensiuni și deformații în zona îmbinării pe speciamele testate

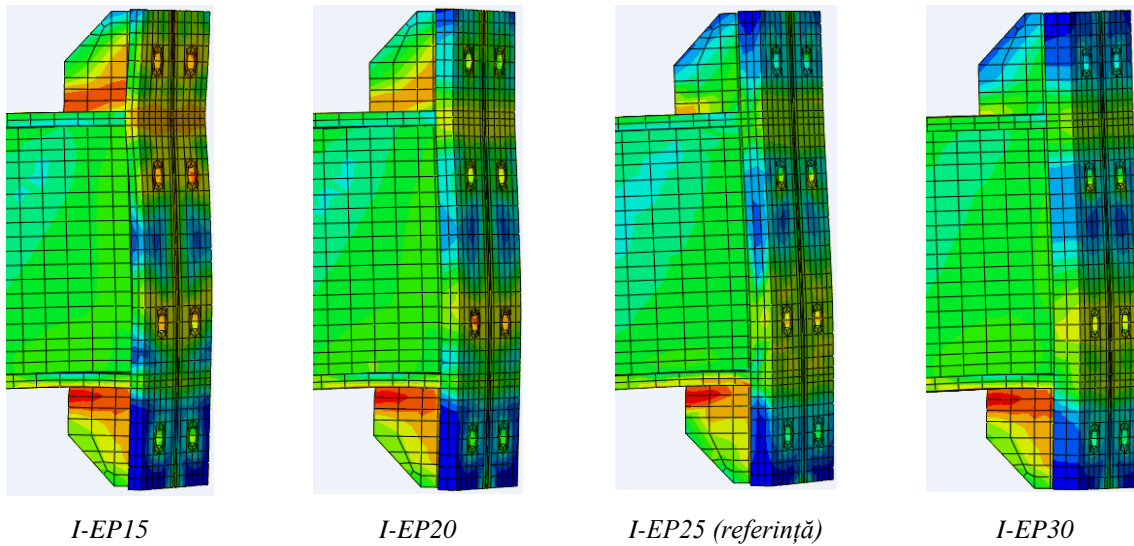


Figura 4-22 Starea de tensiuni și deformații în ansamblul grindă, placă de capăt și rigidizări, pe speciamele testate

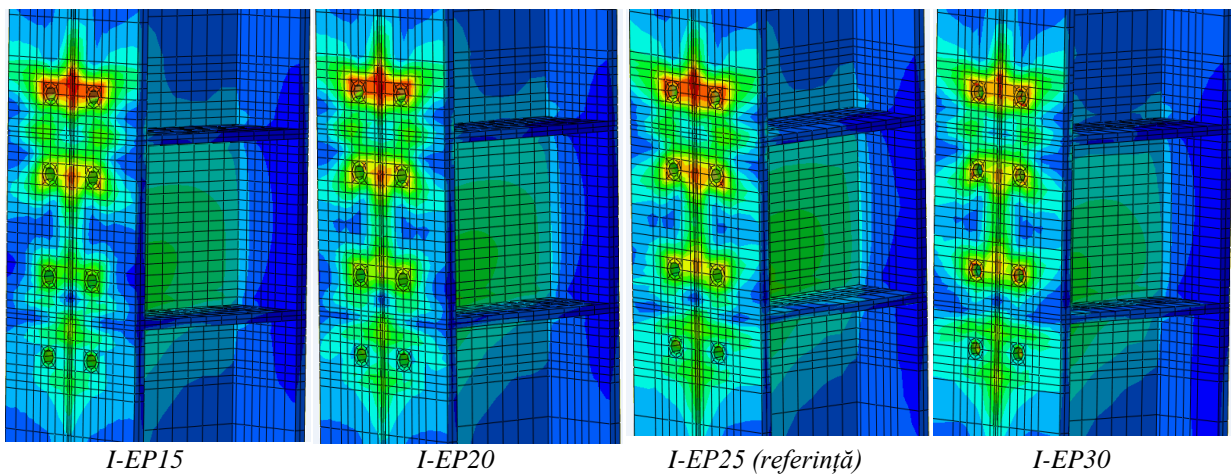


Figura 4-23 Starea de tensiuni și deformații în stâlp pe speciamele testate



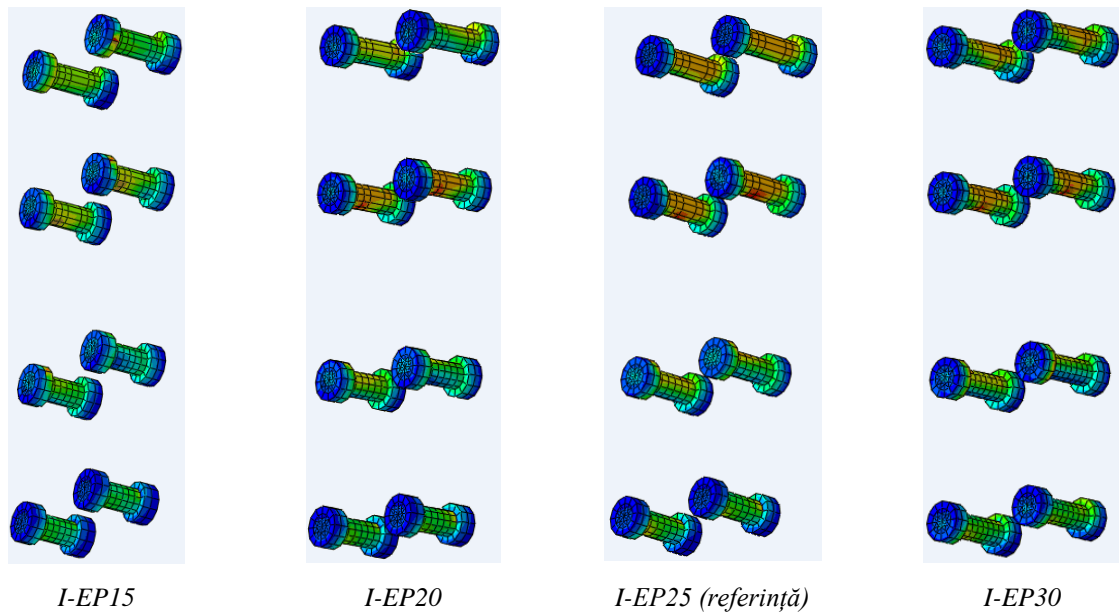


Figura 4-24 Starea de tensiuni și deformații în șuruburi pe speciunile testate

Evoluția curbelor moment încovoietor-rotire relativă ale îmbinărilor studiate, *Figura 4-25*, relevă o diminuare cu 20.5 și 8.9 procente a valorilor rigidităților inițiale pe modelele I-EP15, respectiv I-EP20 față de modelul de referință I-EP25, *Tabel 12*. Valorile momentelor plastic rezistente ale îmbinărilor scad cu 7.2%, și 1.1% pentru I-EP15, respectiv I-EP20. Pentru îmbinarea cu placă de capăt de 30mm grosime, caracteristica moment încovoietor-rotire relativă este foarte apropiată de cea a modelului de referință, I-EP25, înregistrându-se creșteri nesemnificative doar pentru rigiditatea inițială, de 2.5%, momentul plastic rezistent păstrând aproximativ aceeași valoare, *Tabel 12*.

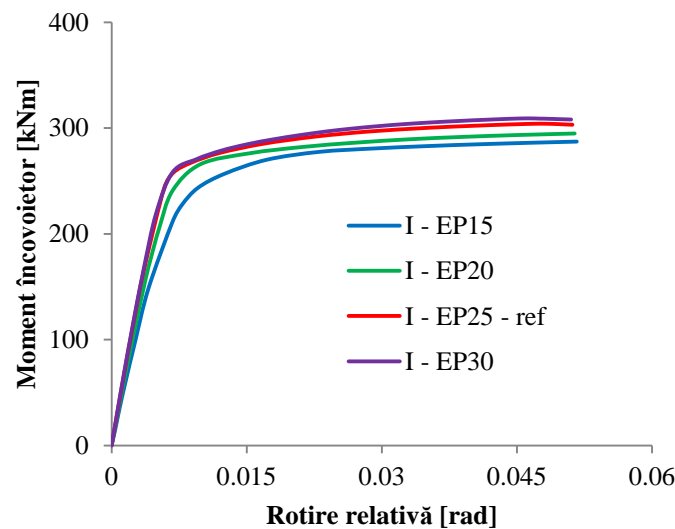


Figura 4-25 Curbele moment încovoietor-rotire relativă pentru speciunile cu diferite grosimi ale plăcii de capăt

Tabel 12 Influența grosimii plăcii de capăt - caracteristicile și modurile de cedare ale speci­menelor selectate

Specimen	$S_{j,ini}^n$ [kNm/rad]	$M_{j,Rd}^n$ [kNm]	Modul de cedare
I-EP15	38317.63	231.86	Plasticarea plăcii de capăt
I-EP20	43922.78	247.15	Plasticarea plăcii de capăt și curgerea șuruburilor din al doilea rând
I-EP25 (referință)	48191.65	249.86	Plasticarea plăcii de capăt și curgerea șuruburilor din al doilea rând
I-EP30	49403.90	249.75	Plasticarea plăcii de capăt și curgerea șuruburilor din al doilea rând

Au fost efectuate teste numerice suplimentare pentru noduri fără rigidizări în zonele extinse ale plăcii de capăt (îmbinări rigidizate parțial) și pentru noduri fără rigidizări, pentru grosimi ale plăcii de capăt de 15mm, 20mm, 25mm și 30mm. În *Figura 4-26* s-a reprezentat variația momentului încovoietor capabil (de curgere) și a rigidității inițiale produse de modificarea grosimii plăcii de capăt pentru cele trei categorii de noduri: fără rigidizări (model nerigidizat), cu rigidizări ale panoului de inimă la forfecare și în dreptul tălpilor grinzii (model parțial rigidizat) și cu rigidizări ale panoului de inimă (la forfecare, întindere și compresiune) și ale plăcii de capăt din zonele extinse (model rigidizat).

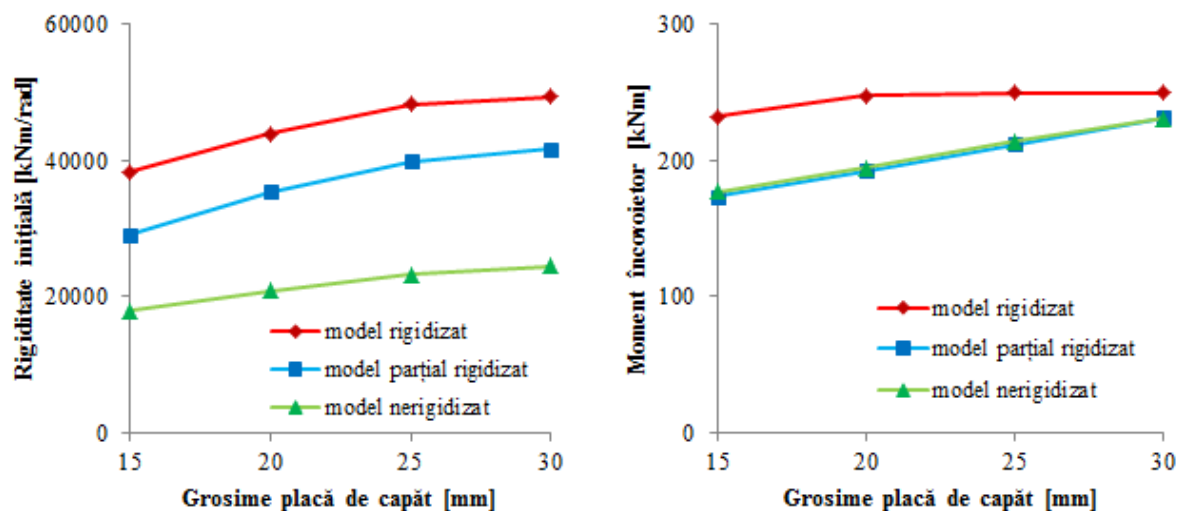


Figura 4-26 Variația caracteristicilor îmbinărilor la modificarea grosimii plăcii de capăt

Modificarea grosimii plăcii de capăt, pentru modelele parțial rigidizat și nerigidizat, a dus la obținerea unor valori ale momentelor aproximativ egale în cele două cazuri, pentru toate cele 4 grosimi considerate. Astfel, modificarea grosimii plăcii de capăt de la 25mm la 15mm, 20mm și 30mm, a produs variații ale momentului plastic capabil al îmbinării de 17.5%, 9.4% și 7.8%, pentru modelul fără rigidizări, de 17.9%, 9.0% și 9.4%, pe modelul rigidizat parțial. Modelul rigidizat înregistrează o scădere a momentului de 7.2% în cazul

plăcii de capăt de 15mm, pentru celelalte 3 grosimi considerate păstrându-și aproximativ aceeași valoare a momentului.

#### 4.2.2 Influența înălțimii grinzii

Studiul influenței înălțimii grinzii asupra comportării îmbinării s-a realizat prin modelarea a 3 specimene distincte, pe lângă modelul de referință, în care s-a modificat doar înălțimea grinzii. Astfel, modelul de referință avea în alcătuire grinda de înălțime 300mm, iar celelalte specimene considerate în studiu s-au modelat cu grinzi având înălțime 270mm, 330mm și 360mm. Modificarea acestui parametru a presupus și modificarea distanțelor între șuruburi, pe direcția de transmitere a eforturilor. Ceilalți parametri au rămas neschimbați. Denumirile speciemenelor considerate în studiu sunt prezentate în *Tabel 13*.

*Tabel 13 Influența înălțimii grinzii – denumirea speciemenelor selectate*

Specimen	Înălțime grindă [mm]
II-hb270	270
II-hb300 (referință)	300
II-hb330	330
II-hb360	360

În urma solicitării speciemenelor selectate s-a făcut analiza stării de tensiuni și deformații în îmbinare și s-au observat următoarele:

- modul de cedare este aproximativ la fel în toate cele 4 cazuri, respectiv prin desprinderea plăcii de capăt și curgerea șuruburilor solicitate la întindere, *Figura 4-27*;
- desprinderea plăcii de capăt, concomitent cu alungirea șuruburilor, sunt cu atât mai pronunțate cu cât înălțimea grinzii este mai mare, *Figura 4-27*;
- tensiunile în placa de capăt rămân în domeniul elastic, însă se observă tensiuni importante în rigidizările plăcii de capăt în zonele extinse, *Figura 4-28*;
- talpa stâlpului, în zona găurilor șuruburilor întinse, este cu atât mai solicitată cu cât înălțimea grinzii este mai mare, ajungând să se plastifice pentru modelul II-hb330, în timp ce restul zonelor rămân în domeniul elastic, *Figura 4-29*; pentru o înălțime mai mare (360mm) tensiunile în zona întinsă nu mai ating valori de curgere;
- odată cu creșterea înălțimii grinzii, șuruburile sunt tot mai solicitate, fiind primele care intră în curgere, iar cedarea ansamblului are loc prin ruperea lor, *Figura 4-30*.

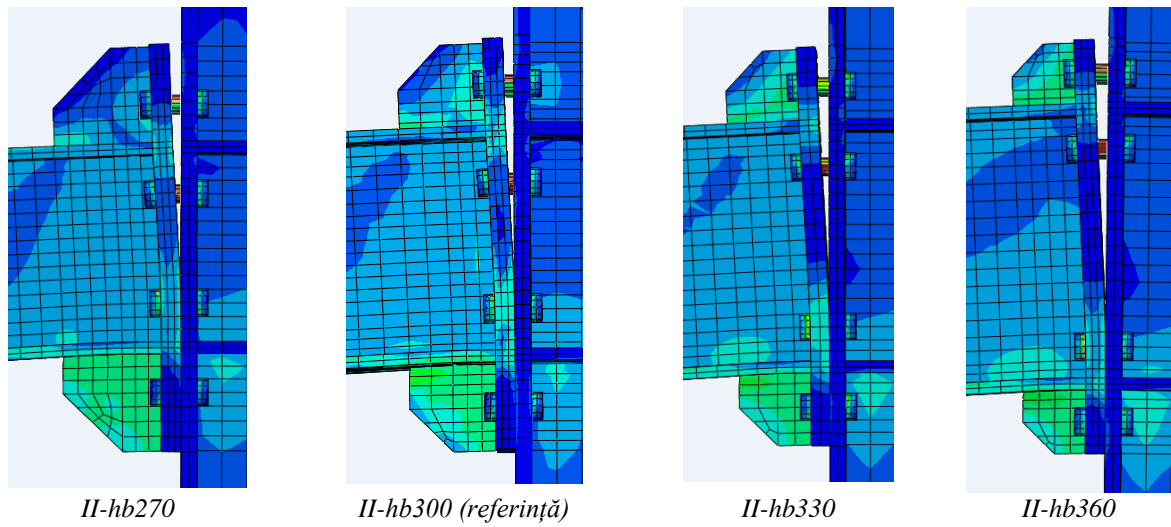


Figura 4-27 Starea de tensiuni și deformații în zona îmbinării pe speciunile testate

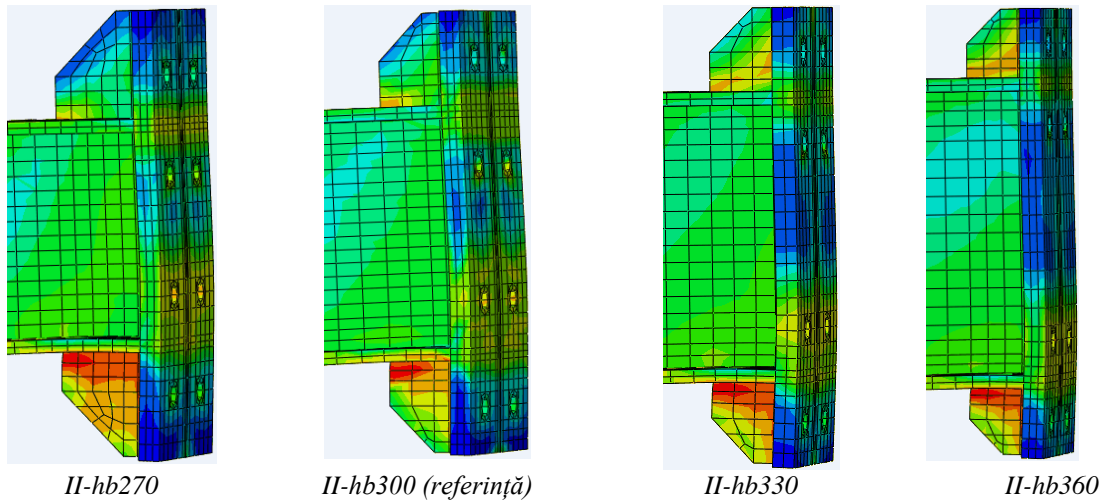


Figura 4-28 Starea de tensiuni și deformații în ansamblul grindă, placă de capăt și rigidizări pe speciunile testate

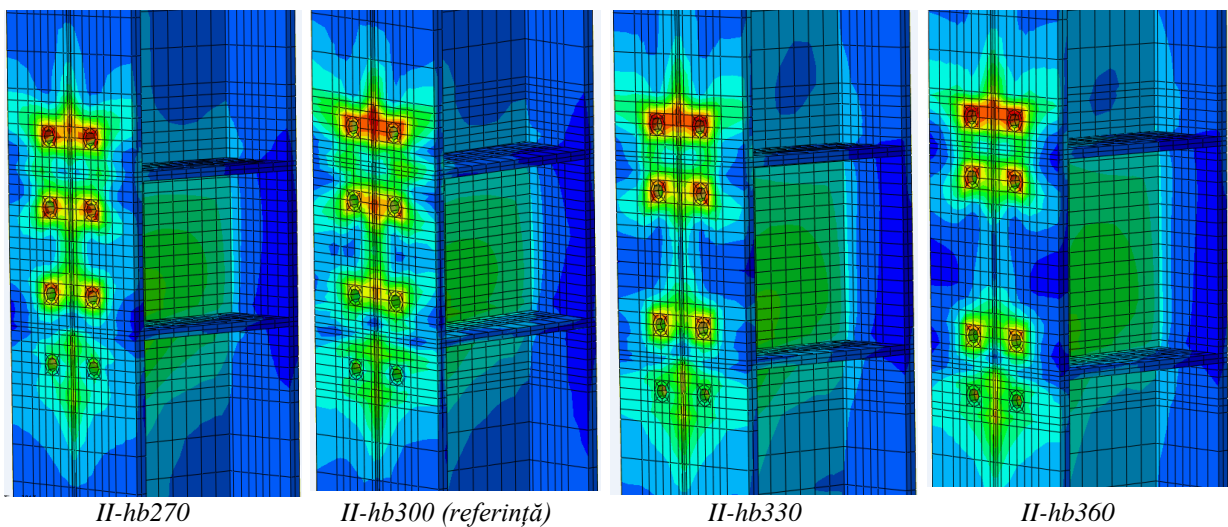


Figura 4-29 Starea de tensiuni și deformații în stâlp pe speciunile testate

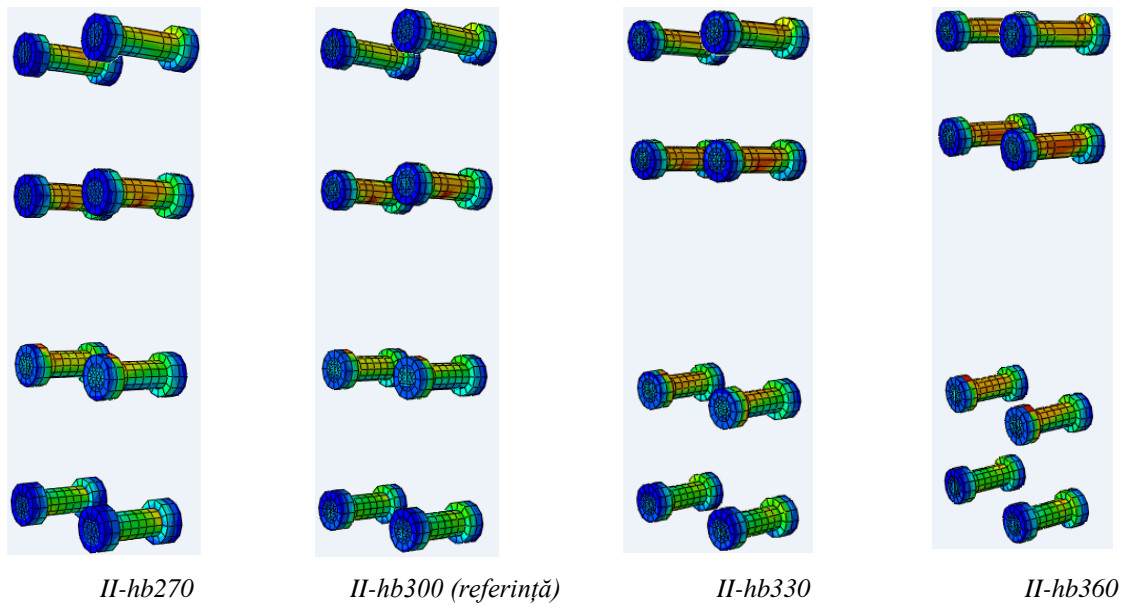


Figura 4-30 Starea de tensiuni și deformații în șuruburi pe speciunile testate

În Figura 4-31 sunt prezentate curbele caracteristice de comportare moment încovoiator-rotire relativă ale speciunilor cu diferite înălțimi ale grinzii. Prin analiza acestora se poate observa o creștere atât a momentului plastic rezistent, cât și a rigidității inițiale, proporțională cu creșterea înălțimii grinzii. Astfel, comparativ cu modelul de referință, speciunul II-hb270 înregistrează o scădere cu 9.8% pentru momentul plastic rezistent și cu 9.3% pentru rigiditatea inițială a îmbinării. Celelalte 2 speciune, pentru care s-au considerat înălțimi de grindă mai mari decât a modelului de referință, au înregistrat creșteri atât în cazul momentelor plastice rezistente, cât și în cazul rigidităților inițiale. Astfel, speciunul II-hb330 înregistrează o creștere de 7.9% pentru momentul plastic rezistent și 9.9% pentru rigiditatea inițială a îmbinării, iar speciunul II-hb360 înregistrează o creștere de 17.6% pentru momentul plastic rezistent, respectiv 20.3% pentru rigiditatea inițială a îmbinării. Valorile acestor caracteristici, pentru speciunile considerate în acest studiu sunt evidențiate în Tabel 14.

Tabel 14 Influența înălțimii grinzii - caracteristicile și modurile de cedare ale speciunilor selectate

Specimen	$S_{j,ini}^n$ [kNm/rad]	$M_{j,Rd}^n$ [kNm]	Modul de cedare
II - hb270	43697.60	225.50	Desprinderea plăcii de capăt și curgerea șuruburilor din zona întinsă
II - hb300 (referință)	48191.65	249.86	
II - hb330	52938.74	269.70	
II - hb360	57987.16	293.81	

În Figura 4-32 s-a prezentat evoluția rigidității inițiale și a momentului încovoiator plastic rezistent, datorate modificării înălțimii grinzii, pentru cele 3 categorii de noduri: noduri rigidizate în zona stâlpului și în zona plăcii de capăt (model rigidizat), noduri

rigidizate doar în zona stâlpului (model parțial rigidizat) și noduri fără rigidizări (model nerigidizat). Pe modelele rigidizate, modificarea înălțimii grinzii produce o variație aproape liniară a rigidităților inițiale ale îmbinării. Pentru modelele parțial rigidizate, influența înălțimii grinzii asupra rigidității inițiale este mai accentuată pentru înălțimi mari ale grinzii (330mm,360mm), iar pe modelele nerigidizate influența acestui parametru e mai pronunțată pentru grosimi mai mici ale înălțimii grinzii. Din punctul de vedere al momentului încovoietor, se poate observa că rigidizările îmbinării situate în zonele extinse ale plăcii de capăt au o influență mai mare decât cele de pe panoul de inimă al stâlpului, *Figura 4-32*, înregistrându-se diferențe mici între valorile momentelor pentru cele două modele, parțial rigidizat, respectiv nerigidizat.

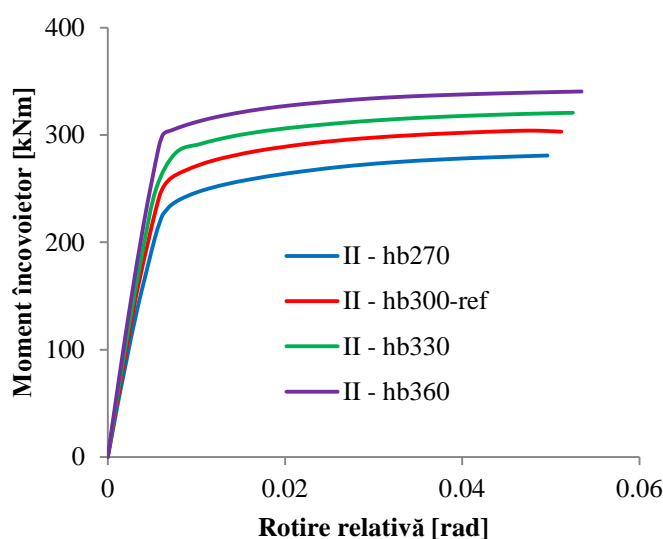


Figura 4-31 Curbele moment încovoietor-rotire relativă pentru îmbinarea cu placă de capăt de 25mm grosime și diferite înălțimi ale grinzii

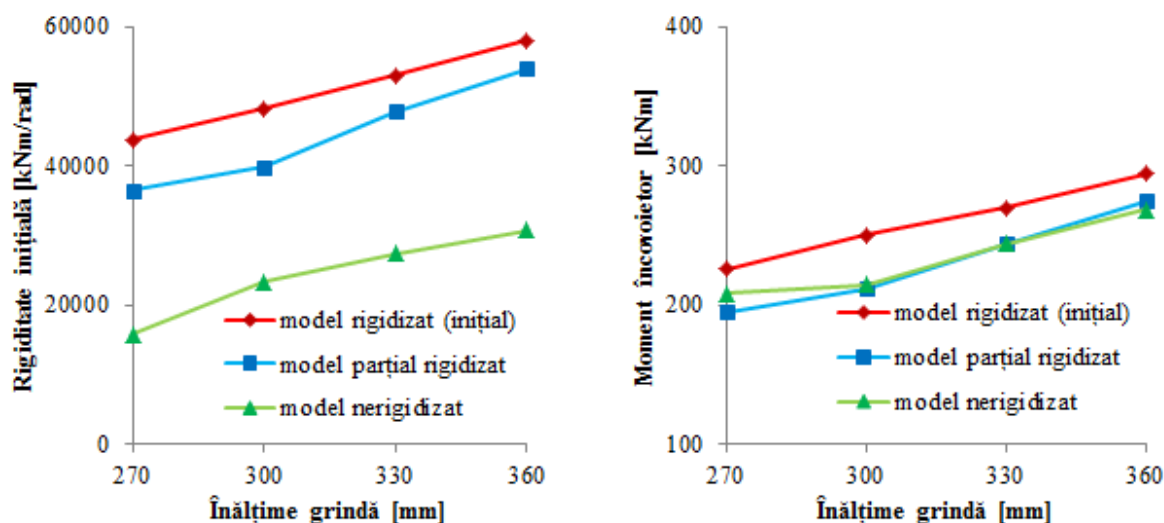


Figura 4-32 Variația caracteristicilor îmbinărilor la modificarea înălțimii grinzii

### 4.2.3 Influența diametrului șuruburilor

Studiul influenței diametrului șuruburilor asupra comportării îmbinării cu placă de capăt s-a realizat prin analiza comportării a 3 modele distincte, în care singurul parametru modificat a fost diametrul șuruburilor, acesta producând implicit și schimbarea valorii forței de pretensionare. S-au utilizat șuruburi din grupa de calitate 10.9, având diametre: 20mm, 22mm (modelul de referință) și 24mm. Denumirile speciemenelor și mărimile utilizate în model sunt evidențiate în *Tabel 15*.

*Tabel 15 Influența diametrului șuruburilor - denumirea speciemenelor selectate*

Specimen	Diametru șuruburi [mm]	Forța de pretensionare [kN]
III-M20	20	173
III-M22 (referință)	22	216
III-M24	24	250

Evaluarea stării de tensiuni și deformații în cele trei modele studiate evidențiază următoarele:

- creșterea diametrului șuruburilor de la 20mm la 24 mm determină o sporire a valorilor tensiunilor de întindere și compresiune din placa de capăt, *Figura 4-33* și *Figura 4-34*;
- o concentrare a tensiunilor în placa de capăt, în zona adiacentă tălpii grinzii solicitată la întindere, pe modelul III-M24, față de modelul de referință, III-M22, însoțită de o ușoară creștere a deformabilității plăcii de capăt în raport cu celelalte elemente ale acestei îmbinări, *Figura 4-34*;
- pe măsură ce diametrul șuruburilor crește de la 20mm la 24mm, se observă scăderea valorilor tensiunilor în rigidizarea dintre placa de capăt și talpa comprimată a grinzii, concomitent cu concentrarea tensiunilor în talpa comprimată a grinzii, care vor duce până la pierderea stabilității acesteia pentru modelul III-M24, *Figura 4-34*;

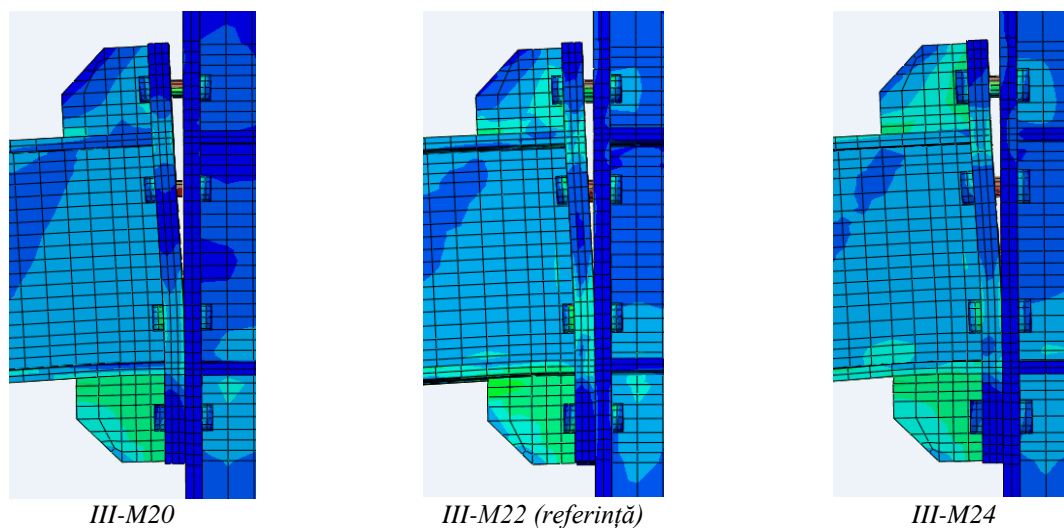


Figura 4-33 Starea de tensiuni și deformații în zona îmbinării pe speciunile testate

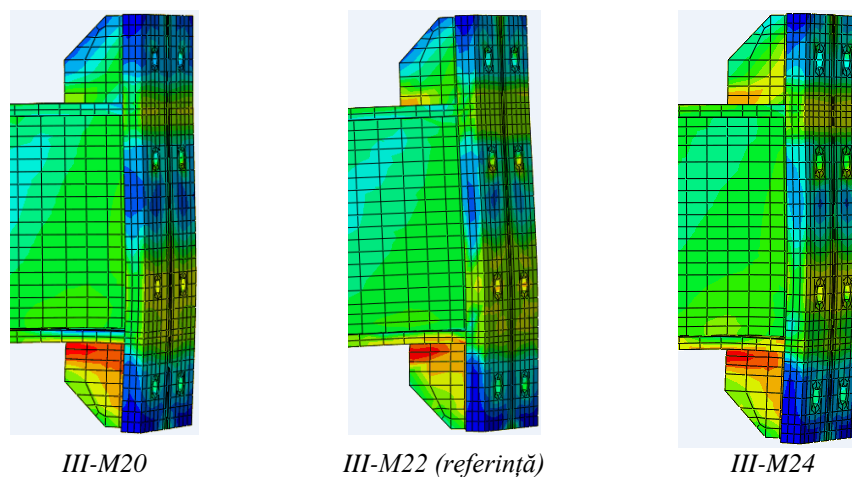


Figura 4-34 Starea de tensiuni și deformații în ansamblul grindă, placă de capăt și rigidizări pe speciunile testate

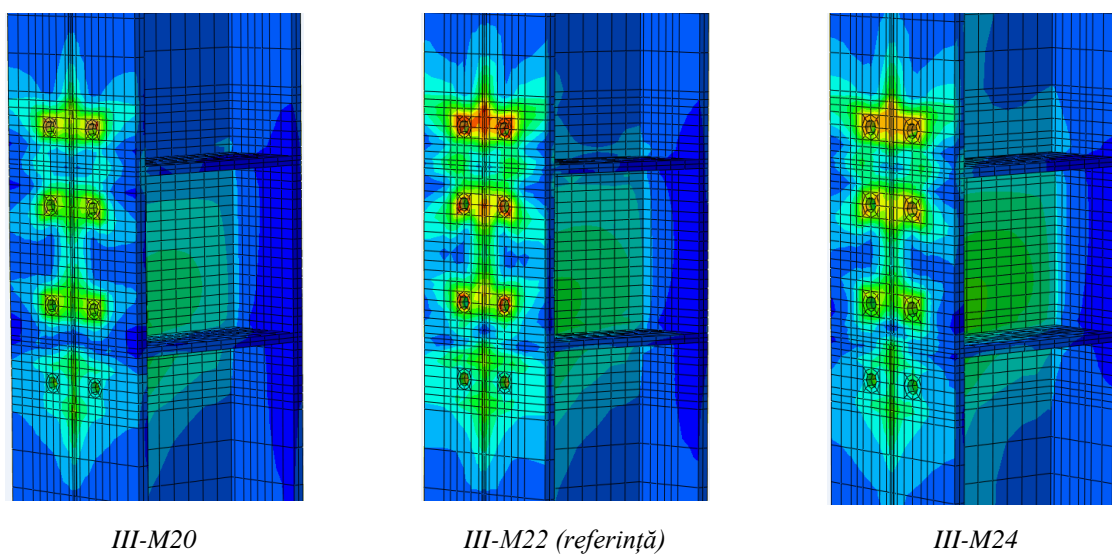


Figura 4-35 Starea de tensiuni și deformații în stâlp pe speciunile testate



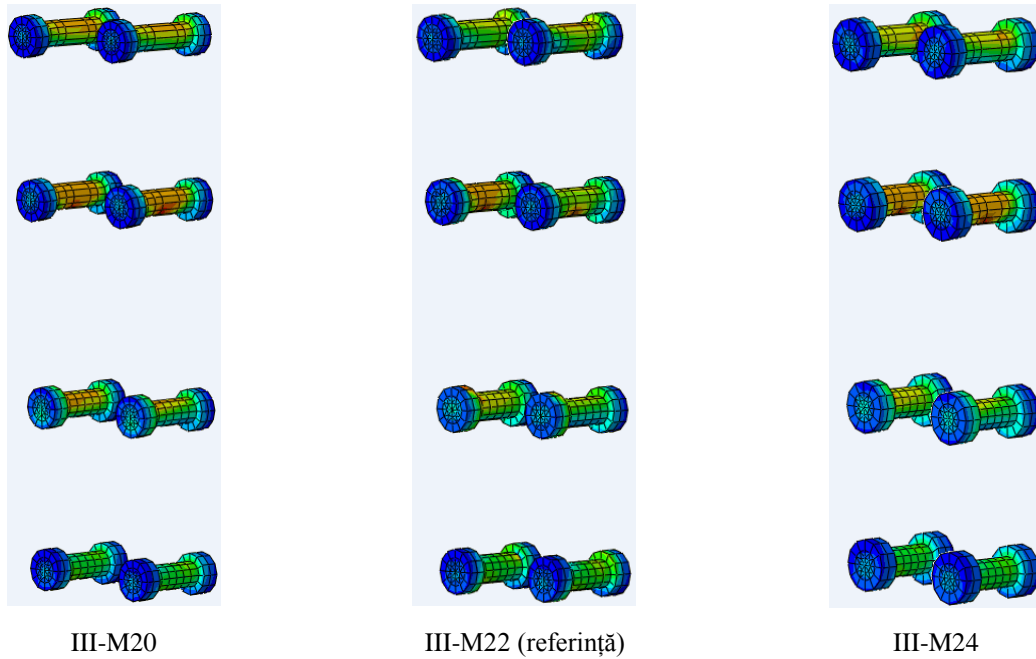


Figura 4-36 Starea de tensiuni și deformații în șuruburi pe speciunile testate

Reducerea diametrului șuruburilor de la 22mm la 20mm produce reducerea momentului de curgere al nodului cu 19.4%, în timp ce rigiditatea inițială a acestuia scade cu 3.9%, Tabel 16. În cazul nodului care are șuruburi cu diametrul 24mm, caracteristica moment încovoietor-rotire relativă indică o creștere a momentului plastic rezistent de 13.8%, dar fără o modificare esențială a rigidității, Figura 4-37.

Tabel 16 Influența diametrului șuruburilor - caracteristicile și modurile de cedare ale speciunilor selectate

Specimen	$S_{j,ini}^n$ [kNm/rad]	$M_{j,Rd}^n$ [kNm]	Modul de cedare
III-M20	46325.34	201.37	Plastificarea plăcii de capăt
III-M22 (referință)	48191.65	249.86	și curgerea șuruburilor din
III-M24	48558.20	284.42	zona întinsă

Au fost realizate teste suplimentare pe modele ale nodurilor parțial rigidizate, pentru care s-au păstrat doar rigidizările aferente stâlpului și pentru noduri nerigidizate, în care diametrul șuruburilor s-a considerat de: 20mm, 22mm și 24mm. Modificarea acestui parametru, pentru toate cele 3 categorii de noduri, a determinat un mod de variație al momentului încovoietor capabil și al rigidității inițiale evidențiate în Figura 4-38. S-a observat că rigiditatea inițială este foarte puțin sensibilă la modificarea acestui parametru, în toate cele 3 cazurile. Astfel, creșterea diametrului șuruburilor de la M22 la M24, pentru îmbinarea rigidizată, a dus la o creștere a rigidității inițiale nesemnificativă de numai 0.8%; pentru îmbinarea parțial rigidizată, în care s-au înlăturat rigidizările din zonele extinse ale plăcii de capăt, rigiditatea inițială a crescut cu 3.5%; îmbinarea nerigidizată a înregistrat cea mai mare creștere a valorii rigidității inițiale, de 5.5%, Figura 4-38.

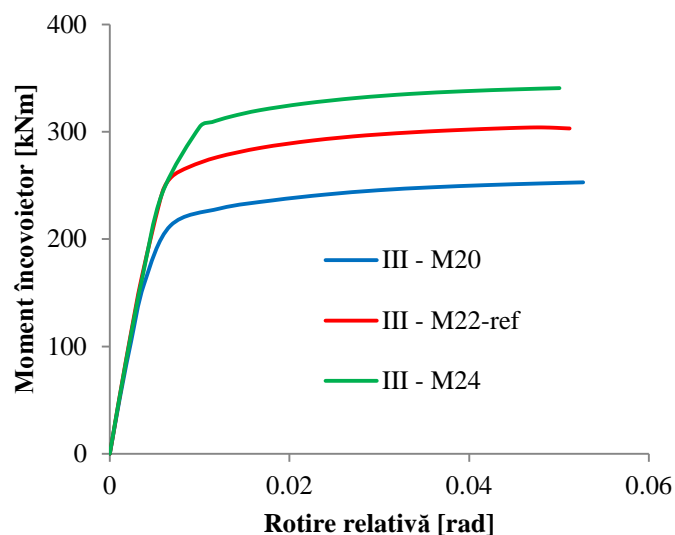


Figura 4-37 Curbele moment încovoietor-rotire relativă ale îmbinării pentru specimene cu diferite valori ale diametrului șuruburilor

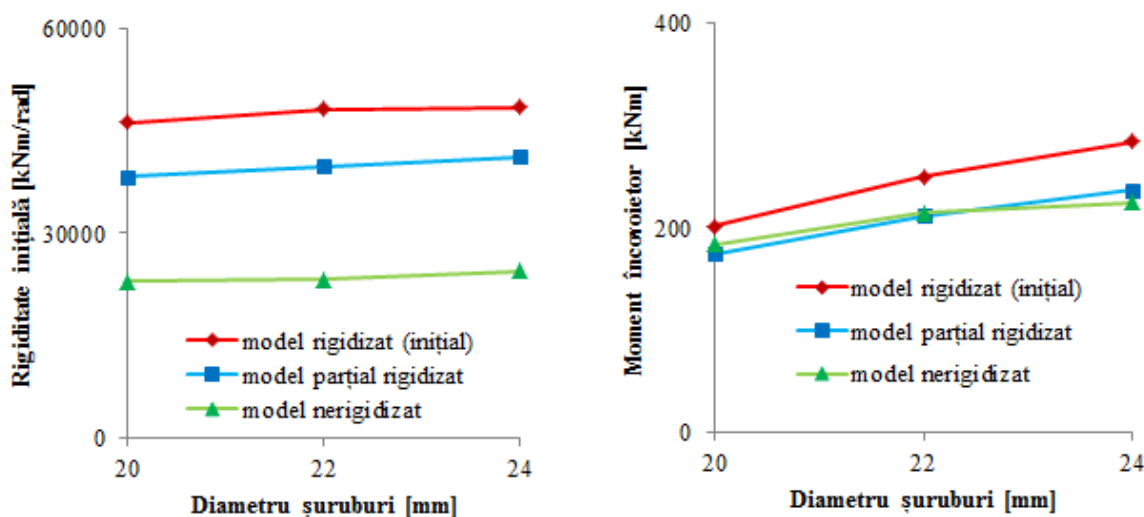


Figura 4-38 Variația caracteristicilor îmbinărilor la modificarea diametrului șuruburilor

Scăderea diametrului șuruburilor, de la M22 la M20, a dus la o scădere a valorii rigidității inițiale cu aproximativ același procent pentru cele 2 modele, rigidizat și parțial rigidizat, de 3.9, respectiv 3.7, iar în cazul modelului nerigidizat scăderea a fost de 1.3%, *Figura 4-38*. În ceea ce privește momentul încovoietor capabil, modelul rigidizat este cel mai sensibil la modificarea diametrului șuruburilor, influența acestui parametru scăzând pentru celelalte 2 modele, mai slab rigidizat, respectiv nerigidizat. Astfel, în cazul modelului rigidizat, modificarea diametrului șuruburilor de la 22mm la 20 și 24mm, a dus la scăderea cu 19.4%, respectiv creșterea cu 13.8% a capacității de rezistență. Modelul parțial rigidizat a înregistrat o scădere a capacității de rezistență cu 17.6% în cazul utilizării șuruburilor de diametru 20mm și o creștere a acesteia de 12.0% când s-au utilizat șuruburi M24. Modelul fără rigidizări a înregistrat scăderea momentului plastic capabil cu 14.2% în cazul reducerii

diametrului șuruburilor de la 22 la 20mm, iar în cazul creșterii acestuia la 24mm, capacitatea de rezistență a crescut cu 4.8%.

#### 4.2.4 Influența clasei șuruburilor

Cedarea îmbinării studiate survine și prin curgerea șuruburilor și strivirea părții filetate a acestora, iar în acest context s-a dorit studierea influenței clasei șuruburilor asupra comportării ansamblului. La realizarea modelului de referință s-au utilizat șuruburi de înaltă rezistență cu diametrul 22mm, grupa de calitate 10.9. Astfel, pe lângă modelul de referință, au fost realizate alte două modele numerice, în care s-au utilizat șuruburi M22 din clasele de calitate 8.8 și 12.9. Parametrii care se modifică odată cu modificarea clasei șuruburilor sunt: limita de curgere a șuruburilor, rezistența la rupere a acestora și valoarea forței de pretensionare. Denumirea specimenelor analizate și proprietățile șuruburilor M22, pe grupele de calitate considerate, sunt date în *Tabel 17*.

*Tabel 17 Proprietățile șuruburilor M22 pe grupe de calitate*

Specimen	Grupa de calitate	Limita de curgere [N/mm <sup>2</sup> ]	Rezistența la rupere [N/mm <sup>2</sup> ]	Forța de pretensionare [kN]
IV- G8.8	8.8	640	800	152
IV- G10.9 (referință)	10.9	900	1000	216
IV- G12.9	12.9	1080	1200	253

Analizând starea de tensiuni și deformații a modelelor cu diferite grupe de calitate ale șuruburilor s-au observat următoarele:

- desprinderea plăcii de capăt este cu atât mai pronunțată cu cât șuruburile dețin o rezistență mai redusă, făcând parte dintr-o grupă de calitate inferioară, *Figura 4-39*;
- inima grinzii în vecinătatea plăcii de capăt este cu atât mai sollicitată, cu cât rezistența șuruburilor este mai mică, *Figura 4-39*;
- odată cu creșterea grupei de calitate a șuruburilor și implicit a rezistenței acestora, au loc creșteri ale tensiunilor de întindere și compresiune în placa de capăt, în zonele întinse, respectiv comprimate ale acesteia, *Figura 4-40*;
- în stâlp se observă o concentrare de tensiuni în zona găurilor pentru șuruburi din zona întinsă și odată cu creșterea grupei de calitate a șuruburilor, tensiunile cresc și în inima stâlpului, *Figura 4-41*.

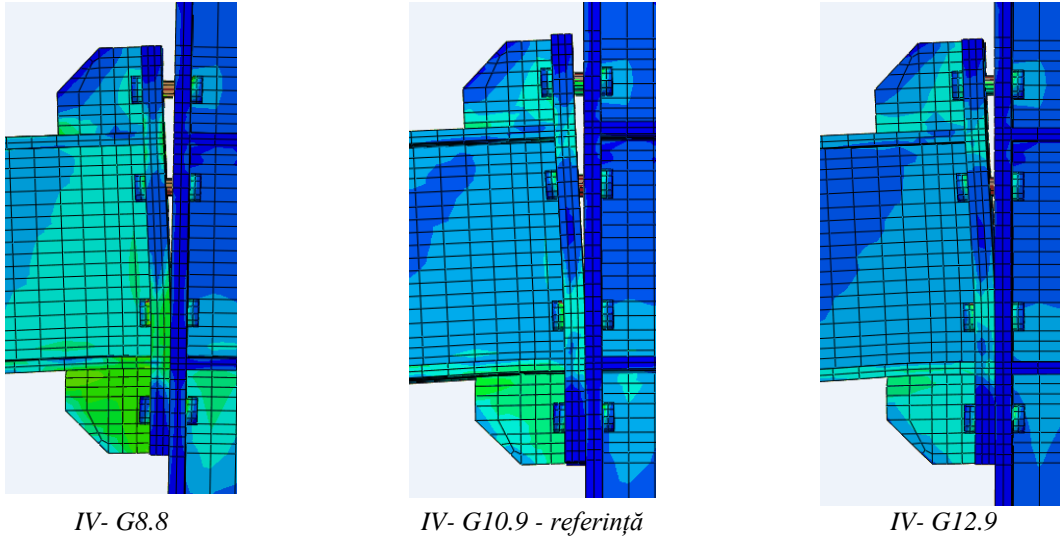


Figura 4-39 Starea de tensiuni și deformații în zona îmbinării pe speciamele testate

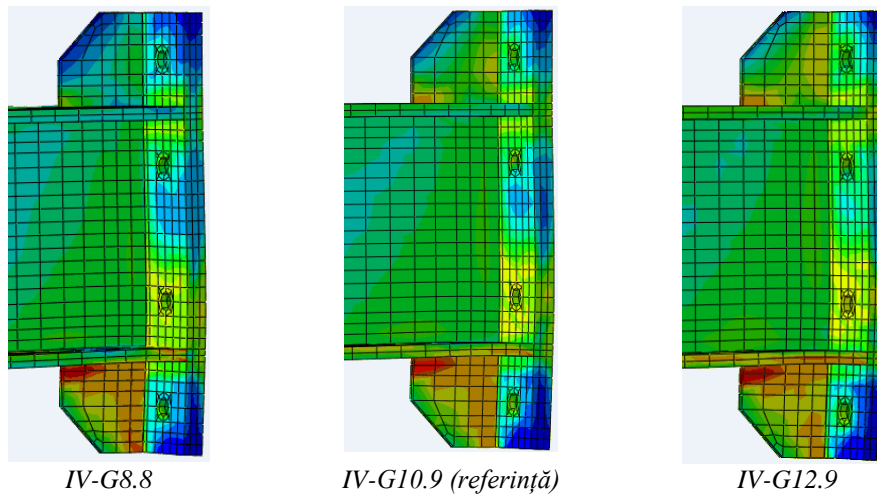


Figura 4-40 Starea de tensiuni și deformații în ansamblul grindă, placă de capăt și rigidizări pe speciamele testate

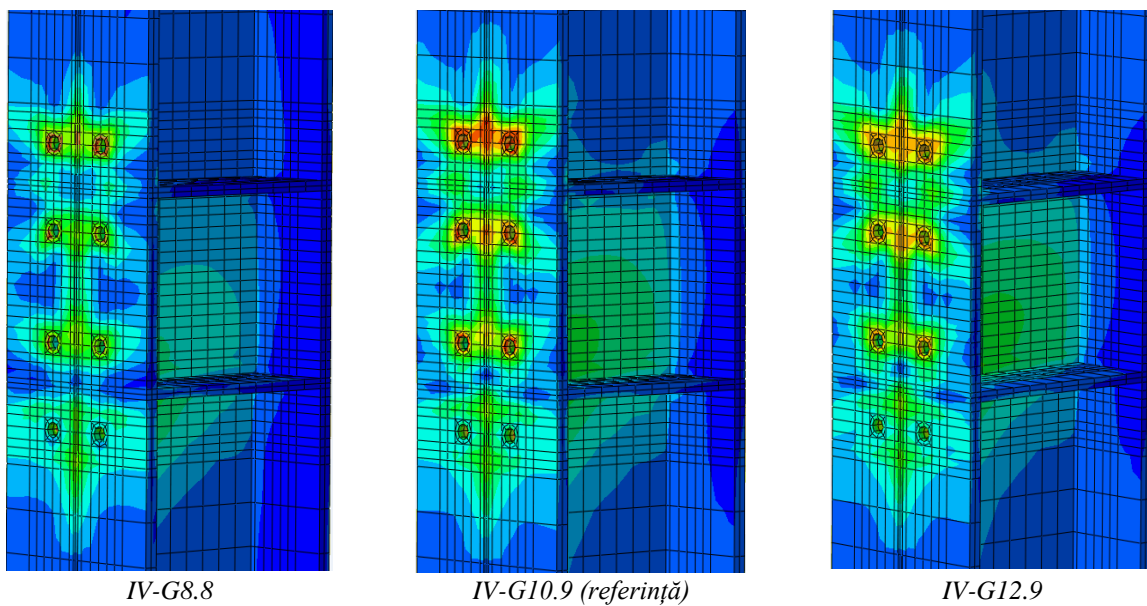


Figura 4-41 Starea de tensiuni și deformații în stâlp pe speciamele testate

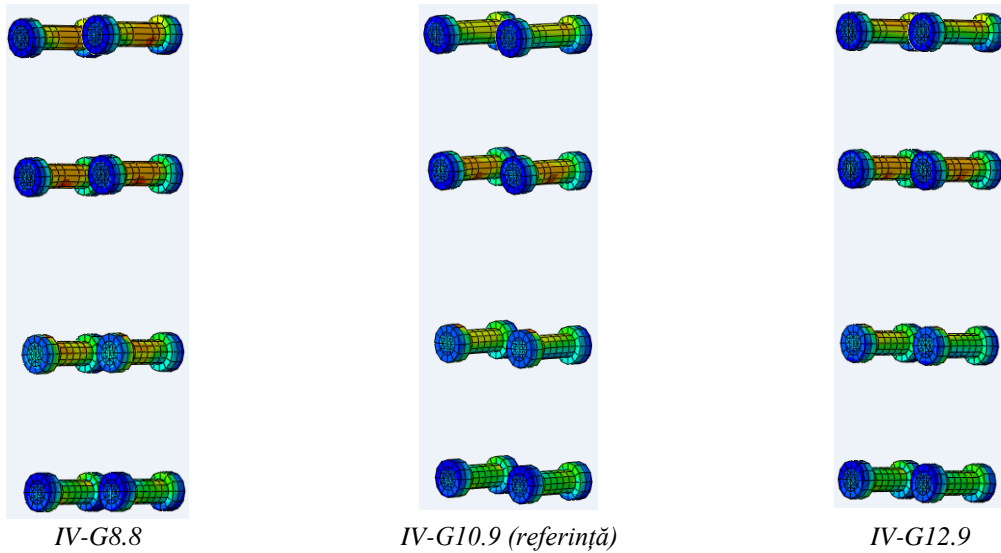


Figura 4-42 Starea de tensiuni și deformații în șuruburi pe speciunile testate

Prin compararea curbelor caracteristice moment încovoietor-rotire relativă ale celor 3 modele analizate, se observă o influență puternică a grupei de calitate a șuruburilor asupra momentului încovoietor plastic rezistent, *Figura 4-43*. Astfel, reducerea grupei de calitate a șuruburilor de la 10.9, pe modelul de referință, la 8.8 duce la scăderea valorii momentului plastic rezistent al îmbinării cu 28.71%, iar creșterea acesteia la 12.9 produce o creștere a momentului cu 16.31%, *Tabel 18*. În ceea ce privește rigiditatea inițială a îmbinării, grupa de calitate a șuruburilor nu influențează această caracteristică, *Tabel 18*.

Tabel 18 Influența clasei șuruburilor - caracteristicile și modurile de cedare ale speciunilor selectate

Specimen	$S_{j,ini}^n$ [kNm/rad]	$M_{j,Rd}^n$ [kNm]	Modul de cedare
IV- G8.8	48184.58	178.12	Plastificarea plăcii de capăt și curgerea șuruburilor din zona întinsă
IV- G10.9 (referință)	48191.65	249.86	
IV- G12.9	48271.64	290.62	

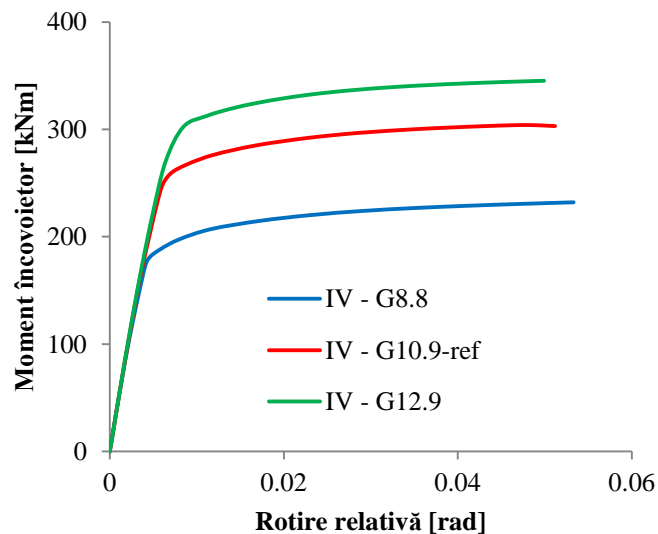


Figura 4-43 Curbele moment încovoietor-rotire relativă pentru îmbinarea cu placă de capăt de 25mm grosime și diferite grupe de calitate ale șuruburilor

#### 4.2.5 Influența rigidizărilor

Îmbinarea considerată model de referință are în alcătuirea sa rigidizări ale plăcii de capăt, în zonele extinse ale acesteia, în prelungirea inimii grinzii, dar și rigidizări în zona stâlpului, sub forma unor plăci de continuitate în dreptul tălpilor grinzii și rigidizări de o parte și de alta a panoului de inimă al stâlpului. În prezentul studiu s-a urmărit influența acestor rigidizări asupra comportării îmbinării prin crearea a încă două modele: unul parțial rigidizat, în care s-au înlăturat doar rigidizările plăcii de capăt și un alt model, nerigidizat, care nu avea în alcătuire nici un fel de rigidizare. Denumirile acestor specimene, cu particularitățile lor, sunt date în *Tabel 19*.

*Tabel 19 Influența rigidizărilor - denumirea specimenelor selectate*

Specimen	Rigidizare placă de capăt	Rigidizare stâlp
V-1- rigidizat (referință)	✓	✓
V-2- parțial rigidizat	×	✓
V-3- nerigidizat	×	×

În urma evaluării stării de tensiuni și deformații pentru modelele analizate se poate observa că rigidizările joacă un rol deosebit de important în modul de comportare al îmbinărilor, *Figura 4-44*. Cedarea specimenului ales ca model de referință, care are în alcătuirea sa rigidizări atât în zona plăcii de capăt, dar și în zona stâlpului, are loc prin desprinderea plăcii de capăt în zona întinsă și curgerea șuruburilor din această zonă, talpa stâlpului dovedindu-se a fi rigidă. În cazul specimenului parțial rigidizat, prin înlăturarea rigidizărilor din zona extinsă a plăcii de capăt, îmbinarea devine mai flexibilă, iar cedarea are loc prin plastificarea plăcii de capăt. Rigidizările din zona de stâlp, atât cele orizontale, aflate în prelungirea tălpilor grinzii, cât și cele dispuse de o parte și de alta a panoului de inimă al stâlpului, conferă suficientă rezistență zonei întinse, respectiv comprimate ale îmbinării și împiedică forfecarea panoului de inimă al stâlpului, *Figura 4-44*. Însă așa cum era de așteptat, situația se schimbă pentru specimenul nerigidizat. Lipsa rigidizărilor conferă vulnerabilitate îmbinării, iar mecanismul de cedare al acesteia are loc prin plastificarea plăcii de capăt, dar și prin pierderea stabilității panoului de inimă al acestuia, *Figura 4-44*.

Analizând curbele caracteristice moment încovoietor-rotire relativă ale celor 3 modele studiate, *Figura 4-45*, se observă că rigidizările influențează comportarea îmbinării atât din punctul de vedere al momentului plastic rezistent, cât și din cel al rigidității inițiale. În cazul nodului parțial rigidizat, atât momentul de rezistență, cât și rigiditatea inițială înregistrează o scădere cu 15.31% și respectiv 17.38% față de nodul rigidizat. În cazul nodului nerigidizat, are loc o scădere a momentului plastic rezistent asemănătoare cu cea în cazul nodului parțial

rigidizat, cu 14.29% față de nodul de referință, însă rigiditatea inițială înregistrează o scădere foarte pronunțată, cu 51.77% față de nodul rigidizat, Tabel 20.

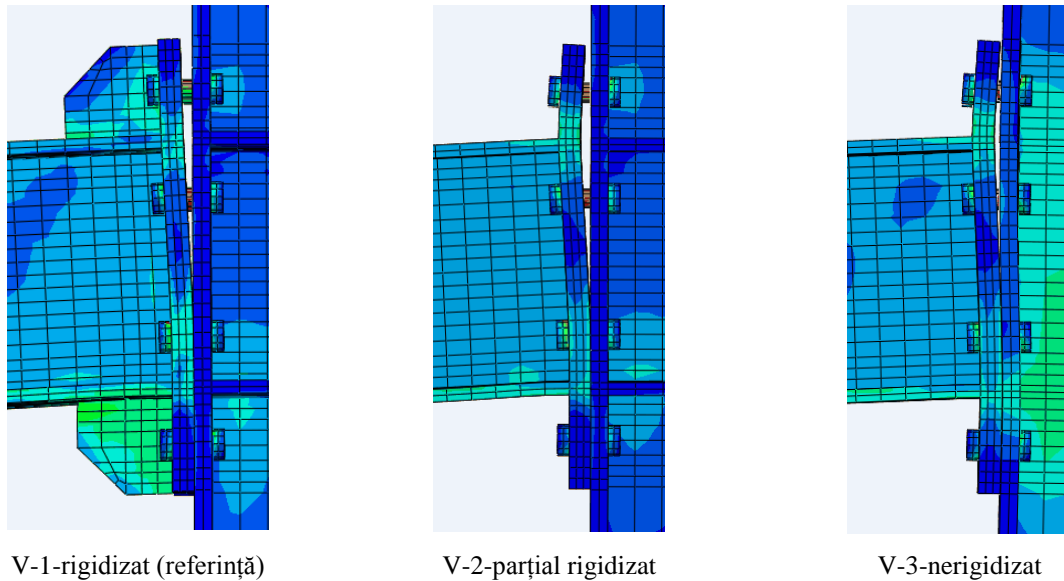


Figura 4-44 Starea de tensiuni și deformării în zona îmbinării pe speciamele testate

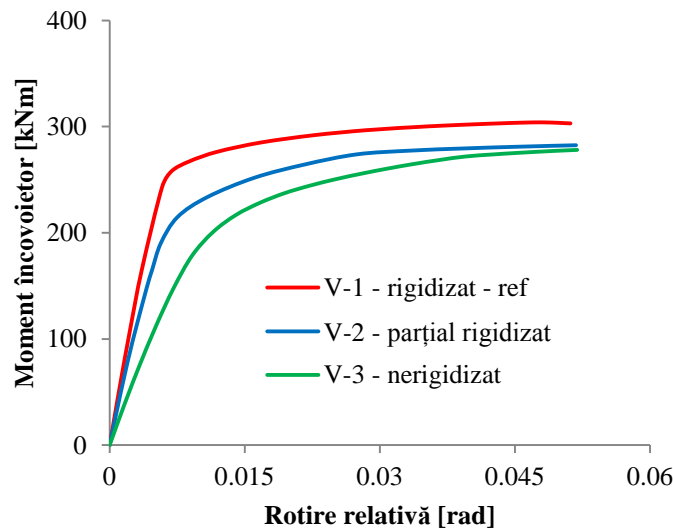


Figura 4-45 Curbele moment încovoietor-rotire relativă pentru îmbinarea cu placă de capăt de 25mm grosime cu diferite modalități de rigidizare

Tabel 20 Influența rigidizărilor - caracteristicile și modurile de cedare ale speciamelelor selectate

Specimen	$S_{j.ini}^n$ [kNm/rad]	$M_{j.Rd}^n$ [kNm]	Modul de cedare
V-1- rigidizat (referință)	48191.65	249.86	Desprinderea plăcii de capăt și curgerea șuruburilor din zona întinsă
V-2- parțial rigidizat	39813.81	211.61	Plasticarea plăcii de capăt și alungirea șuruburilor din zona întinsă
V-3- nerigidizat	23242.21	214.16	Plasticarea plăcii de capăt și a tălpii stâlpului, pierderea stabilității panoului de inimă al stâlpului

### 4.3 Modelul Richard-Abbott modificat (model propus de autor)

Nodul analizat ca entitate separată, demonstrează în urma studiului efectuat, o comportare complexă, sensibilă atât la variația caracteristicilor geometrice și mecanice ale elementelor conectate, cât și la tipul solicitării, forțele și constrângerile aplicate. Astfel, comportarea cadrului și cea a nodurilor sunt într-o relație de strânsă dependență, influențându-se reciproc. Din acest motiv, în ultimele decenii, s-au dezvoltat numeroase modele simplificate de comportare a îmbinărilor care să fie implementate în calculul global al structurilor în cadre. Pornind de la analiza acestor modele, pe baza caracteristicilor moment încovoietor-rotire relativă obținute prin metode experimentală, numerică și analitică, prezentul studiu propune un model simplificat de comportare a îmbinării cu placă de capăt extinsă și șuruburi, aplicabil în proiectarea curentă a structurilor.

În acest context, s-au analizat modul de reprezentare a curbelor  $M-\Phi$  (proapse de cercetători în domeniu), parametrii de referință ai acestora, precum și mărimile caracteristice ale îmbinării furnizate de calculul analitic conform EC3-1-8 (cu metoda componentelor). Pe baza acestor date, urmărind evoluția curbei moment încovoietor-rotire relativă trasată pe modelul numeric validat prin experiment, se calibrează un model simplificat de reprezentare  $M-\Phi$  pentru îmbinarea studiată, care simulează comportarea acesteia în contextul cadrului aferent.

Cu scopul implementării în programele de calcul, curba  $M-\Phi$  de comportare a unei îmbinări se modelează cu ajutorul unor funcții matematice, care pot fi exprimate sub formă generală [6]

$$M = f(\theta_r) \quad (4.1)$$

în care:

$f$  este o funcție matematică;

$M$  este momentul capabil al îmbinării;

$\theta_r$  este rotirea relativă a îmbinării.

Există mai multe modele de reprezentare a relației  $M-\Phi$ , printre acestea numărându-se: modelul Ramberg-Osgood, modelul Richard-Abbott, modelul Kishi&Chen.

*Modelul Ramberg-Osgood* [6] a fost propus inițial în 1943 de către autorii cu același nume, iar în 1984, Ang și Morris au stabilit modelul prezentat în *Figura 4-46* și descris de relația

$$\frac{\theta_r}{\theta_0} = \frac{|KM|}{(KM)_0} \left\{ 1 + \left( \frac{|KM|}{(KM)_0} \right)^{n-1} \right\} \quad (4.2)$$



în care:

$\theta_r$  este rotirea relativă a îmbinării;

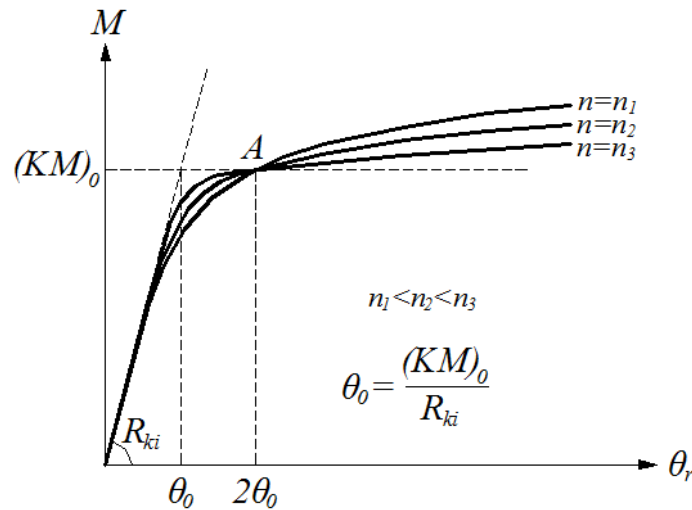
$\theta_0$  este rotirea relativă de referință, care se calculează cu relația  $\theta_0 = (KM)_0/R_{ki}$ ;

$K$  este un factor adimensional, care depinde de tipul și geometria îmbinării;

$M$  este momentul încovoietor al îmbinării;

$n$  este parametrul de formă al îmbinării.

Creșterea valorii parametrului de formă determină creșterea concavității curbelor, ajungându-se la o comportare elastic-perfect plastică pentru  $n \rightarrow \infty$ , *Figura 4-46*.



*Figura 4-46 Modelul Ramberg-Osgood [6]*

*Modelul Richard-Abbott* [6], numit și modelul celor patru parametri, a fost propus de către cei doi autori, Richard și Abbott, în 1975. Curbele  $M-\Phi$  din *Figura 4-47* sunt descrise de relația

$$M = \frac{(R_{ki} - R_{kp}) \cdot \theta_r}{\left[1 + \left(\frac{\theta_r}{\theta_0}\right)^n\right]^{\frac{1}{n}}} + R_{kp} \cdot \theta_r \quad (4.3)$$

în care:

$M$  este momentul încovoietor al îmbinării;

$R_{ki}$  este rigiditatea inițială a îmbinării;

$R_{kp}$  este rigiditatea de consolidare a îmbinării;

$\theta_r$  este rotirea relativă a îmbinării;

$\theta_0$  este rotirea relativă de referință, care se calculează cu relația  $\theta_0 = M_0/(R_{ki} - R_{kp})$ ;

$M_0$  este momentul de referință al îmbinării;

$n$  este parametrul de formă al îmbinării.

În *Figura 4-47* se observă că odată cu creșterea parametrului de formă al îmbinării,  $n$ , curbele devin tot mai abrupte, tinzând spre o comportare idealizată pentru  $n \rightarrow \infty$ .

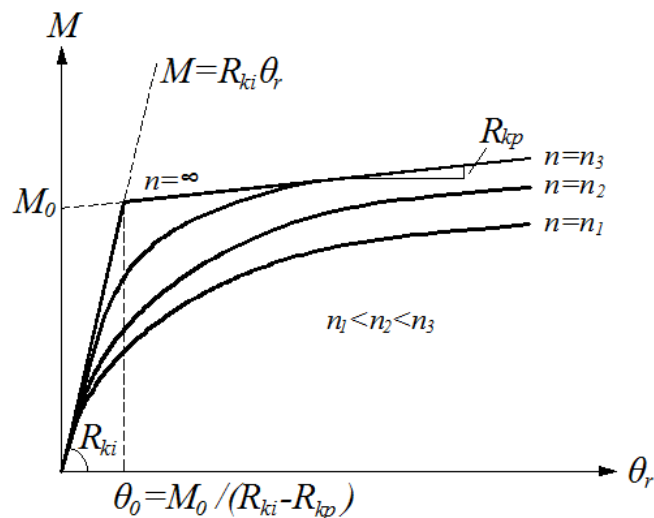


Figura 4-47 Modelul Richard-Abbott [6]

*Modelul Kishi&Chen* [6] a rezultat prin înlăturarea rigidității de consolidare din expresia modelului Richard-Abbott, cei doi autori, Kishi și Chen, obținând în 1987 un model care depinde de trei parametri. Acesta este prezentat în *Figura 4-48* și este descris de relația

$$M = \frac{R_{ki}\theta_r}{\left\{1 + \left(\frac{\theta_r}{\theta_0}\right)^n\right\}^{1-n}} \quad (4.4)$$

în care:

$M$  este momentul încovoietor al îmbinării;

$R_{ki}$  este rigiditatea inițială a îmbinării;

$\theta_r$  este rotația relativă a îmbinării;

$\theta_0$  este rotația plastică de referință, care se calculează cu relația  $\theta_0 = M_u/R_{ki}$ ;

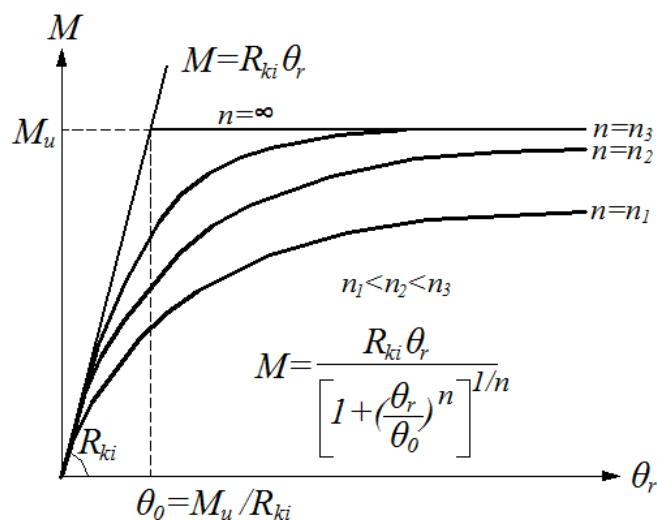


Figura 4-48 Modelul Kishi&Chen [6]

$n$  este parametrul de formă al îmbinării.

Se poate face aceeași observație, ca și în cazurile modelelor prezentate anterior, anume că odată cu creșterea valorii parametrului de formă al îmbinării, curbele tind spre o comportare elastică-perfect plastică.

#### 4.3.1 Modelul pentru solicitare monotonă

În acest subcapitol s-a încercat obținerea unui model analitic particularizat, pentru determinarea curbei de comportare  $M-\Phi$  la solicitări monotone, capabil să simuleze comportarea îmbinării studiate, utilizând modelul de reprezentare Richard-Abbott și valorile caracteristicilor îmbinării determinate cu metoda analitică de calcul propusă de EC3-1-8 [4]. Alegerea modelului  $M-\Phi$  a fost determinată de parametrii care definesc curba, ținând cont de mărimile furnizate prin calcul de metoda analitică, de alura curbei și de posibilitatea de apropiere a acesteia de cea obținută pe modelul numeric validat prin experiment. Astfel, pornind de la datele determinate prin metoda componentelor: momentul încovoietor plastic rezistent, rigiditatea inițială, mărimi care se regăsesc în modelul Richard-Abbott, s-a optat pentru aceasta din urmă. Modelul Kishi&Chen presupune cunoașterea momentului ultim al îmbinării, fapt ce a constituit un inconvenient pentru prezentul studiu, deoarece în cadrul cercetării întreprinse cu scopul elaborării prezentei lucrări, momentul ultim a putut fi determinat doar pe cale experimentală, iar în practica curentă acest lucru nu este posibil. Astfel, pentru speciamele de îmbinări considerate în studiul parametric, s-au determinat caracteristicile îmbinării, rigiditatea inițială și momentul capabil, cu ajutorul metodei componentelor, caracteristici care au fost luate ca parametri în modelul Richard-Abbott, respectiv  $R_{ki}$  și  $M_0$ . Cu ajutorul acestora și calibrând ceilalți doi parametri,  $R_{kp}$  și  $n$ , necesari pentru a descrie modelul Richard-Abbott, s-au trasat curbele de comportare a speciamelelor analizate în acest studiu. Acestea au fost validate prin comparare cu cele determinate în programul de modelare numerică, pe baza metodei elementelor finite.

Studiul întreprins cu scopul obținerii modelului analitic, particularizat pentru îmbinarea grindă-stâlp, cu placă de capăt dublu extinsă și patru rânduri de șuruburi, cuprinde următoarele speciame, analizate inițial în studiul parametric dezvoltat anterior, pentru care am păstrat aceleași denumiri:

- îmbinarea de referință;
- varierea grosimii plăcii de capăt: I-EP15, I-EP20, I-EP25, I-EP30;
- varierea înălțimii grinzii: II-hb270, II-hb300, II-hb330, II-hb360;
- varierea diametrului șuruburilor: III-M20, III-M22, III-M24;

- varierea clasei șuruburilor: IV-G8.8, IV-G10.9, IV-G12.9.

Pentru toate aceste specimene s-au determinat, prin metoda componentelor, rigiditatea inițială și momentul capabil, parametri ce au fost apoi considerați în modelul Richard-Abbott propus, Tabel 21.

Tabel 21 Caracteristicile îmbinărilor conform metodei componentelor

Specimen	Rigiditate inițială $R_{ki}$ [kNm/rad]	Moment de referință $M_0$ [kNm]
I-EP15	60860	173.94
I-EP20	82890	226.87
I-EP25 (referință)	93850	263.32
I-EP30	98100	276.38
II-hb270	74260	248.46
II-hb300 (referință)	93850	263.32
II-hb330	115800	295.77
II-hb360	140900	302.91
III-M20	88090	234.17
III-M22 (referință)	93850	263.32
III-M24	99070	286.95
IV-G8.8	93850	229.75
IV-G10.9 (referință)	93850	263.32
IV-G12.9	93850	287.46

Ceilalți doi parametri aferenți modelului Richard-Abbott, rigiditatea de consolidare,  $R_{kp}$  și coeficientul de formă,  $n$ , au fost calibrați la următoarele valori:

- $R_{kp} = R_{ki}/100$  ;
- $n = 1.9 \div 2.1$  .

În urma determinării celor patru parametri care se regăsesc în modelul Richard-Abbott, a fost posibilă trasarea curbelor de comportare pentru toate speci­menele analizate în acest studiu, curbe care au fost validate prin comparare cu cele determinate în programul Abaqus, Figura 4-49, Figura 4-50, Figura 4-51, Figura 4-52, observându-se o bună corelare între cele două curbe, pentru majoritatea speci­menelor considerate. Astfel, determinarea curbei de comportare a îmbinării cu placă de capăt extinsă și șuruburi, pe baza modelului propus, presupune calcularea rigidității inițiale,  $R_{ki}$  și a momentului de referință,  $M_0$  cu ajutorul metodei componentelor, iar apoi înlocuirea acestora în următoarea expresie

$$M = \frac{0.99 \cdot R_{ki} \cdot \theta_r}{\left[1 + \left(\frac{0.99 \cdot R_{ki} \cdot \theta_r}{M_0}\right)^2\right]^{\frac{1}{2}}} + 0.01 \cdot R_{ki} \cdot \theta_r \quad (4.5)$$

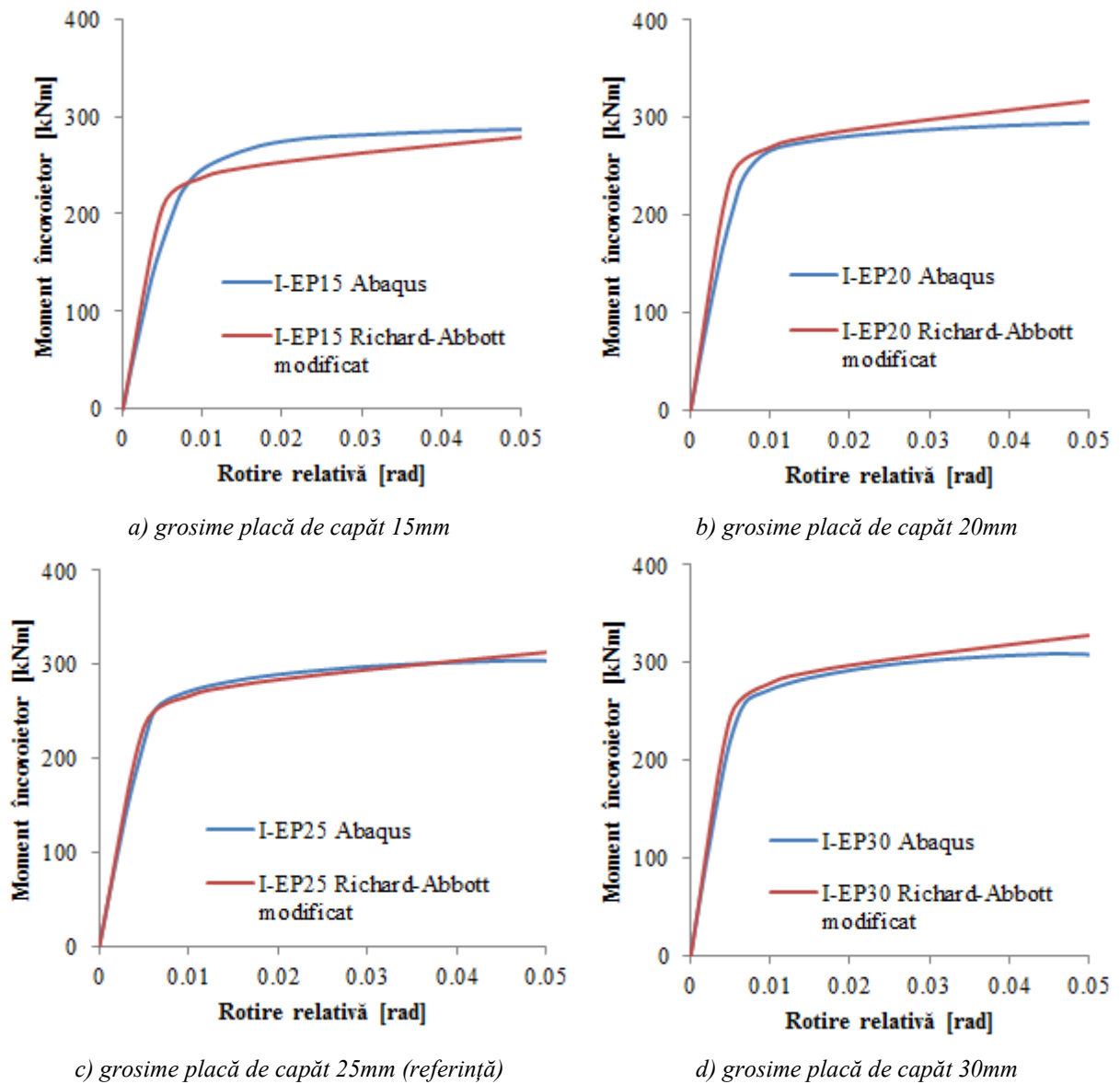


Figura 4-49 Curbele  $M-\Phi$  pentru specimene cu diferite grosimi ale plăcii de capăt: Abaqus vs Richard-Abbott modificat

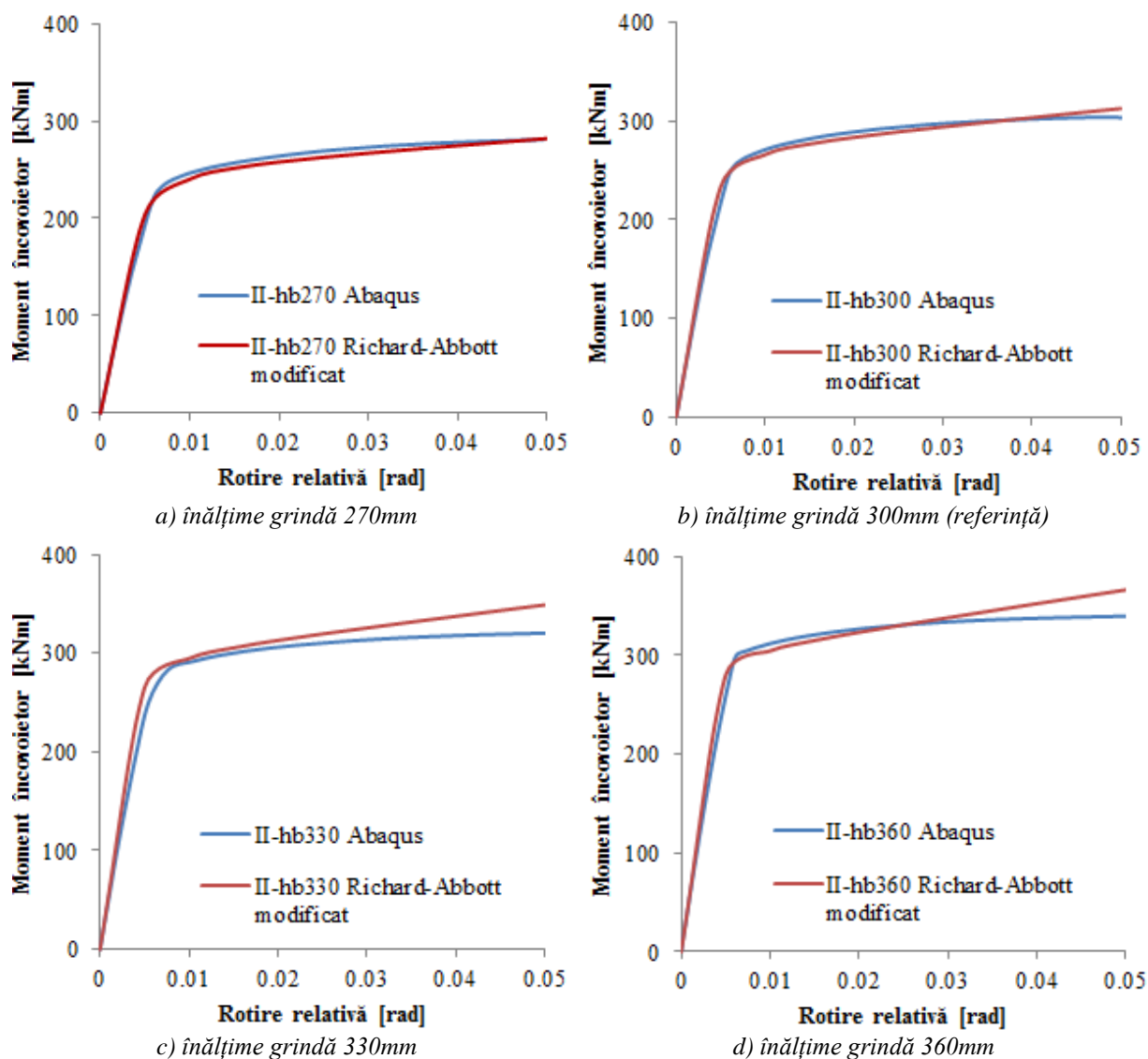


Figura 4-50 Curbele  $M-\Phi$  pentru specimene cu diferite înălțimi ale grinzii: Abaqus vs Richard-Abbott modificat

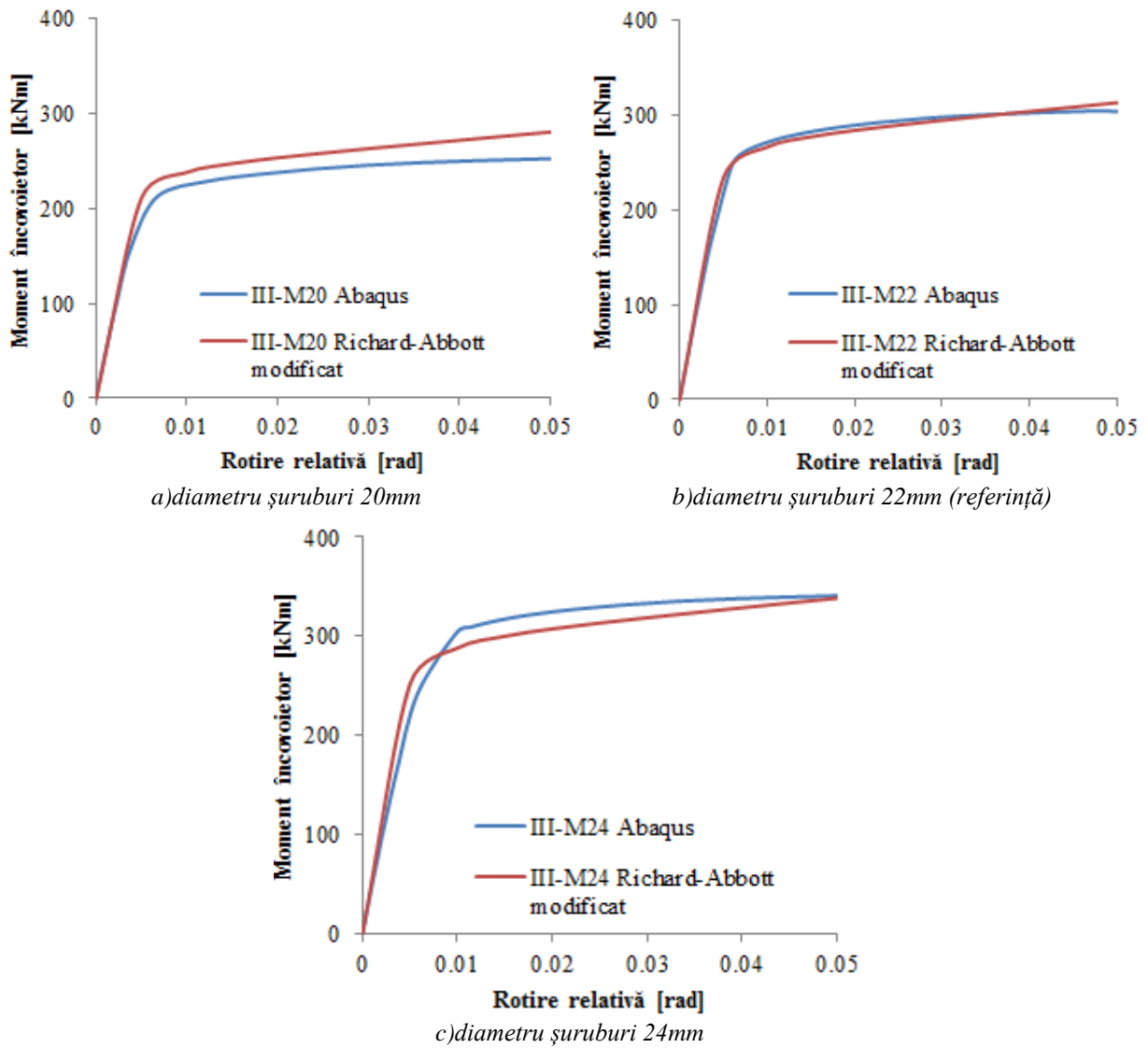


Figura 4-51 Curbele  $M-\Phi$  pentru specimene cu diferite diametre ale șuruburilor: Abaqus vs Richard-Abbott modificat

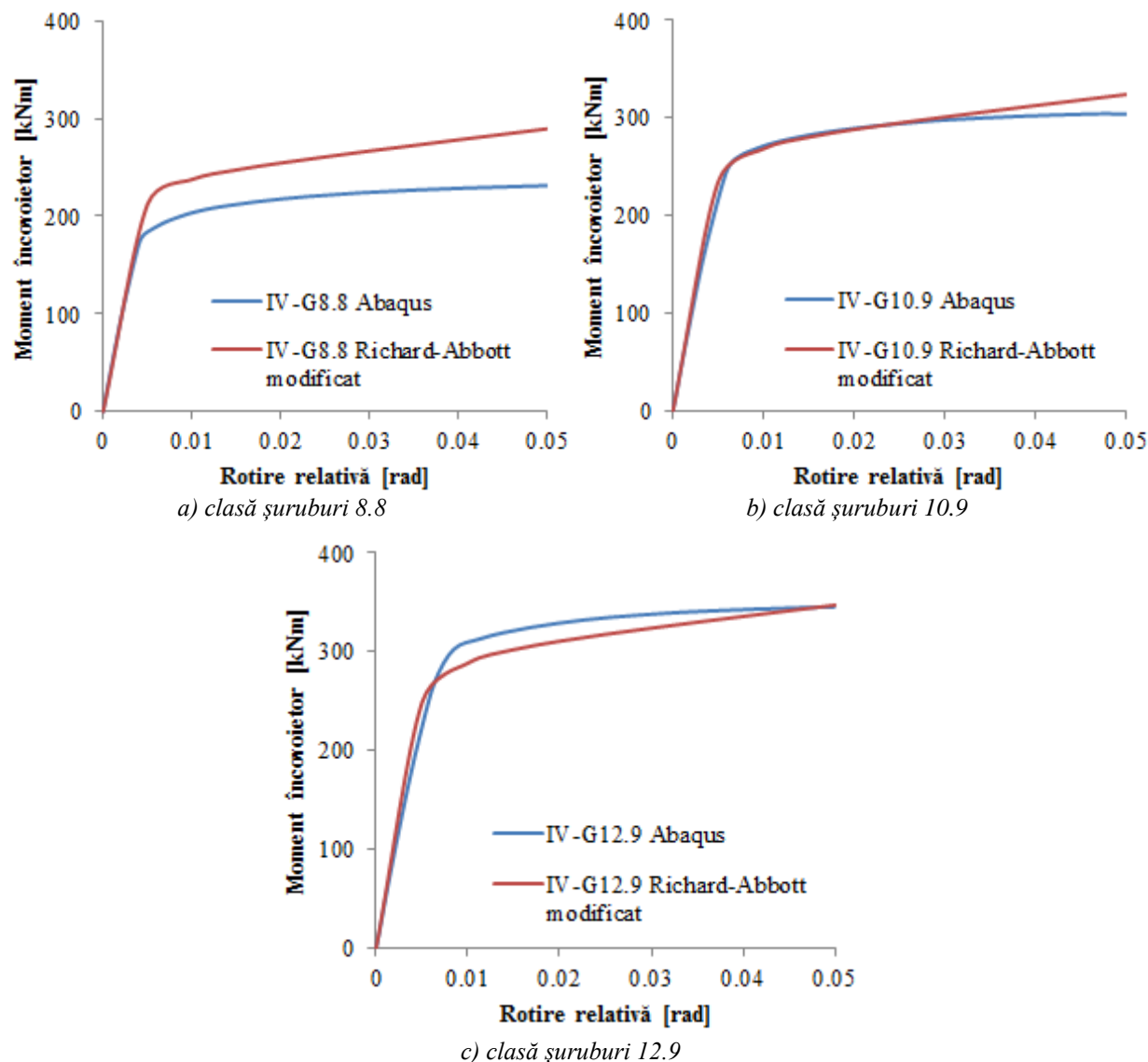


Figura 4-52 Curbele  $M-\Phi$  pentru specimene cu diferite clase ale șuruburilor: Abaqus vs Richard-Abbott modificat

### 4.3.2 Modelul pentru solicitare ciclică

În urma propunerii unui model analitic particularizat pentru determinarea comportării la solicitări monotone a îmbinării studiate, s-a dorit stabilirea unui astfel de model și pentru cazul solicitării la acțiuni ciclice. Modelul ales a fost tot modelul Richard-Abbott, propus inițial pentru determinarea comportării la solicitări monotone [6], în 1975, iar ulterior, în 1984 [159] a fost extins pentru cazul solicitărilor ciclice. Rui Simoes ș.a. (2001) [159] au propus un model pentru determinarea curbei  $M-\Phi$  în cazul nodurilor compozite, solicitate ciclic, derivat din modelul Richard-Abbott. În aceeași lucrare s-a prezentat modul de trasare a curbei de comportare dinamică moment-rotire relativă, Figura 4-53, pe baza modelului Richard-Abbott, prin prezentarea ecuațiilor care stau la baza acestuia. Ramura de încărcare a curbei este descrisă de expresia



$$M = \frac{(R_{ki} - R_{kp}) \cdot \theta_r}{\left[ 1 + \left| \frac{(R_{ki} - R_{kp}) \cdot \theta_r}{M_0} \right|^n \right]^{1/n}} + R_{kp} \cdot \theta_r \quad (4.6)$$

în care:

$M$  este momentul încovoietor al îmbinării;

$R_{ki}$  este rigiditatea inițială a îmbinării;

$R_{kp}$  este rigiditatea de consolidare a îmbinării;

$\theta_r$  este rotirea relativă a îmbinării;

$M_0$  este momentul de referință al îmbinării;

$n$  este parametrul de formă al îmbinării.

În expresiile care definesc modelul de comportare la solicitări dinamice s-au păstrat notațiile folosite în cazul modelului pentru solicitări monotone; rigiditatea de consolidare s-a considerat ca și fracțiune din rigiditatea inițială a îmbinării,  $R_{kp} = 1/100 \cdot R_{ki}$ , iar pentru parametrul de formă s-a menținut același interval al valorilor,  $n = 1.9 \div 2.1$ , ca în modelul monoton.

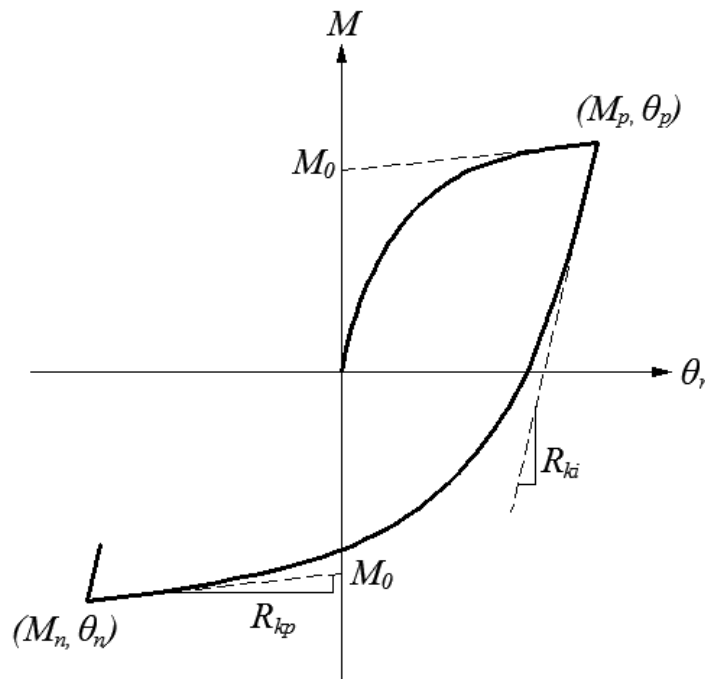


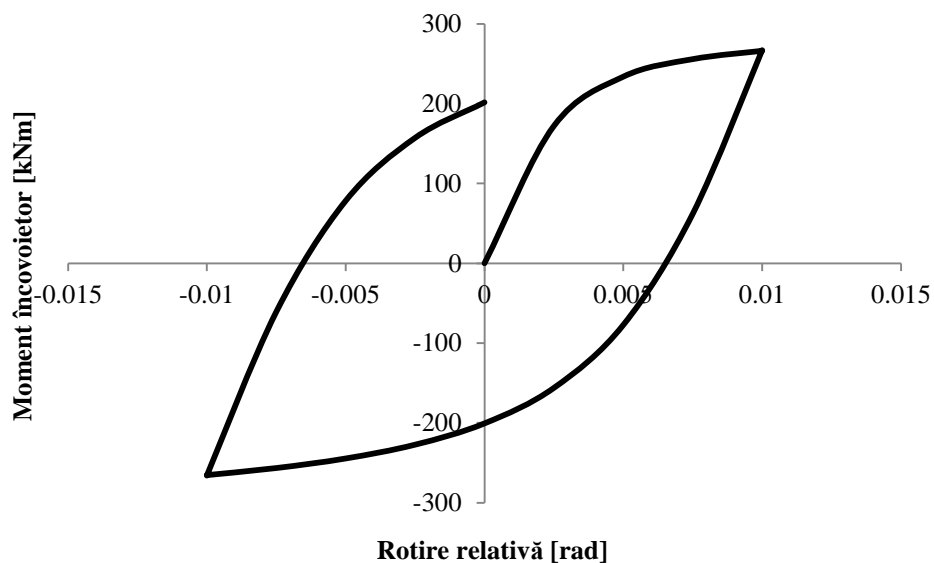
Figura 4-53 Modelul Richard-Abbott – comportare dinamică

Ramura de descărcare a curbei din Figura 4-53 este descrisă de expresia (4.7).

$$M = M_p - \frac{(R_{ki} - R_{kp}) \cdot (\theta_p - \theta_r)}{\left[1 + \left|\frac{(R_{ki} - R_{kp}) \cdot (\theta_p - \theta_r)}{2 \cdot M_0}\right|^{n \cdot \frac{1}{n}}\right]^{\frac{1}{n}}} - R_{kp} \cdot (\theta_p - \theta_r) \quad (4.7)$$

Următoarea ramură de încărcare utilizează aceeași expresie ca și ramura de descărcare, însă coordonatele  $M_p$  și  $\theta_p$  sunt înlocuite cu  $M_n$  și respectiv  $\theta_n$ .

Pe baza acestor expresii și utilizând parametrii stabiliți în cadrul modelului analitic propus anterior, se obține curba de comportare moment încovoietor-rotire relativă a îmbinării solicitată ciclic, *Figura 4-54, Figura 4-55*.



*Figura 4-54 Curba  $M-\Phi$  a îmbinării solicitată ciclic conform modelului Richard-Abbott modificat*

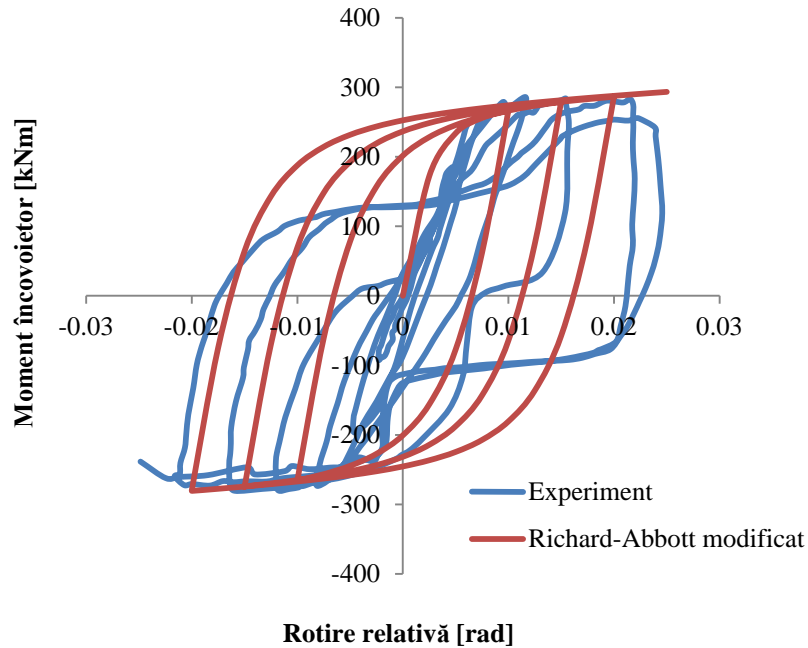


Figura 4-55 Suprapunerea curbelor ciclice: experiment vs Richard-Abbott modificat

#### 4.4 Influența forței axiale asupra comportării îmbinării cu placă de capăt extinsă și șuruburi

Îmbinările cu placă de capăt extinsă și șuruburi, care se regăsesc pe scară largă în alcătuirea structurilor de oțel [1], [6], sunt adesea supuse solicitării compuse de moment încovoietor și efort axial. Codurile de proiectare în vigoare neglijează efectul forței axiale la calculul îmbinărilor, deoarece în multe situații aceasta are valori scăzute. Există însă situații în care efortul axial poate atinge valori semnificative, care pot afecta comportarea structurii: cadre supuse la acțiuni orizontale importante (vânt puternic sau cutremur), cadre portal de acoperiș sau cadre neregulate (cu planșee incomplete) [132], [123], [40], ș.a. În normativele specifice îmbinărilor nu există prevederi de calcul ale acestora sub acțiunea concomitentă a momentului încovoietor și a efortului axial. Metoda componentelor propusă de norma europeană de calcul a îmbinărilor [4] nu ia în considerare forța axială din elementele îmbinate, însă limitează prezența acesteia la o valoare sub 10% din rezistența plastică capabilă la efort axial a secțiunii transversale.

Influența efortului axial asupra caracteristicilor îmbinărilor a fost investigată de mai mulți cercetători. Wald și Svarc (2001) [38] au testat 3 specimene de îmbinare grindă-grindă și 2 specimene de îmbinare grindă-stâlp supuse solicitării compuse de încovoiere cu efort axial, iar pe baza rezultatelor obținute de aceștia, Sokol ș.a. (2002) [39] au propus un model analitic pentru determinarea comportării îmbinărilor supuse solicitării de moment încovoietor

cu efort axial. Preocupările în acest domeniu au dus la încercarea de a extinde metoda componentelor [4] astfel încât să se preteze calculului îmbinărilor supuse acțiunii momentului încovoietor concomitent cu cea a forței axiale [160], [40], [161], [162], [163], [164], [165]. Jaspert ș.a. (1999) [160] au fost printre promotorii acestei idei, scriind inclusiv un program, ASCon, în acest scop. Pe baza principiilor abordate de metoda componentelor, da Silva și Girao Coelho (2001) [161] au propus expresii analitice pentru determinarea răspunsului neliniar al îmbinărilor grindă-stâlp sudate sub acțiunea combinată a momentului încovoietor și efortului axial, însă fără a fi validate experimental. Un colectiv de cercetători de la Universitatea din Coimbra și de la Universitatea de Stat din Brazilia, da Silva ș.a. (2001) [40], da Silva ș.a. (2004) [166], de Lima ș.a. (2004) [43], au realizat un studiu experimental pe 16 specimene de îmbinări cu placă de capăt, exactă și extinsă, sub acțiunea concomitentă a efortului axial de diferite intensități și a momentului încovoietor. În paralel s-au efectuat simulări numerice pentru aceleași tipologii de îmbinări respectând aceleași scheme de încărcare. Rezultatele obținute în urma acestei cercetări au arătat că prezența efortului axial poate influența semnificativ comportarea îmbinării și au indicat necesitatea revizuirii acelei limitări de 10% impusă de norma europeană cu privire la îmbinările solicitate la efort axial. Urbonas și Daniunas (2005) [162], (2006) [163], (2007) [164], (2008) [165] au studiat modul de comportare al îmbinărilor grindă-grindă și grindă-stâlp sub acțiunea solicitării compuse de încovoiere și efort axial, prezentând o metodă de evaluare a rigidității și rezistenței îmbinărilor, pe baza metodei componentelor [4] și având ca principal scop determinarea efectului forței axiale asupra acestor caracteristici structurale ale îmbinării. Pe baza acestor studii, concluziile celor doi cercetători au fost că efortul axial trebuie luat în considerare la calculul îmbinărilor, mai ales când acesta are valori importante. Baei ș.a. (2012) [123] au propus un model numeric, bazat pe MEF, pentru evaluarea performanței îmbinărilor cu placă de capăt și șuruburi la acțiunea cutremurului, cu luarea în considerare și a forței axiale, concomitent cu acțiunea momentului încovoietor. Rezultatele obținute au fost comparate, pentru validare, cu rezultate experimentale din literatura de specialitate [166], [43], indicând o bună corelare între acestea. Autorii au sugerat necesitatea considerării forței axiale la determinarea modului de comportare a îmbinărilor, mai ales pentru identificarea capacității de rezistență ultime a acestora. Shaker și Elrahman (2014) [132] au studiat comportarea îmbinărilor cu placă de capăt și șuruburi sub acțiunea simultană a momentului încovoietor și a forței axiale, utilizând un program de calcul bazat pe MEF, iar rezultatele obținute au fost comparate cu rezultate din literatura de specialitate, determinate pe cale experimentală și pe baza unor modele analitice.

În această lucrare s-a analizat modul de comportare a îmbinării grindă-stâlp studiate, sub acțiunea concomitentă a momentului încovoietor și a forței axiale. Studiul s-a realizat cu programul Abaqus [3] și a avut ca scop testarea efortului axial asupra caracteristicii moment încovoietor-rotire relativă a îmbinării, evaluarea stării de tensiuni și deformații în elementele nodului, pentru diferite valori ale efortului axial și analiza fenomenului de pierdere a stabilității locale a tablelor în zonele comprimate. Astfel, considerând schema de încărcare aferentă modelului numeric calibrat prin experiment, s-au generat noi modele solicitate suplimentar la efort axial (compresiune sau întindere). Valorile considerate pentru forța axială s-au determinat ca procente din rezistența plastică capabilă la efort axial a secțiunii transversale a grinzii. Astfel, anterior simulării încovoierii prin impunerea unei deplasări pe capătul liber al specimenului, în grindă s-a aplicat o forță axială cu valoare constantă de -5%, -10%, -20%, -25%, +10%, respectiv +20% din rezistența plastică capabilă a secțiunii transversale a grinzii. Cazurile de încărcare considerate în studiu sunt prezentate în *Tabel 22*.

*Tabel 22 Influența efortului axial în grindă – caracteristicile specimenelor selectate*

Specimen	Moment încovoietor	Efort axial
M-N-0 (referință)	✓	×
M-N-1	✓	-5% $N_{pl.Rd}$
M-N-2	✓	-10% $N_{pl.Rd}$
M-N-3	✓	-20% $N_{pl.Rd}$
M-N-4	✓	-25% $N_{pl.Rd}$
M-N-5	✓	+10% $N_{pl.Rd}$
M-N-6	✓	+20% $N_{pl.Rd}$

Curbele caracteristice moment încovoietor-rotire relativă obținute pentru aceste modele sunt prezentate în *Figura 4-56*. Pe baza rezultatelor obținute în acest studiu, *Tabel 23*, se observă că momentul încovoietor înregistrează creșteri progresive odată cu aplicarea suplimentară a unei forțe de compresiune tot mai mare în grinda structurii, acesta înregistrând valoarea maximă pentru cazul M-N-3, când forța de compresiune a reprezentat 20% din rezistența plastică capabilă la efort axial a secțiunii transversale a grinzii. În acest caz s-a înregistrat o creștere a rezistenței îmbinării de 16.88% față de modelul de referință, în care îmbinarea a fost solicitată doar la încovoiere, fără efort axial. Pentru valori ale forței de compresiune peste această limită de 20% din  $N_{pl.Rd}$ , momentul încovoietor se reduce față de cel obținut pentru cazul M-N-3, dar depășește valoarea obținută pentru modelul solicitat doar la încovoiere, M-N-0. În cazul M-N-1, când valoarea forței axiale de compresiune a fost de 5% din  $N_{pl.Rd}$ , s-a înregistrat o creștere a rezistenței îmbinării, cu 4.12% față de modelul de referință, M-N-0. Creșterea compresiunii în grindă, la valoarea de 10% din  $N_{pl.Rd}$ , modelul M-N-2, produce o majorare cu 12.42% a momentului încovoietor față de specimenul M-N-0.

Aplicarea suplimentară a unui efort axial de întindere în grindă față de încărcarea modelului de referință, cazurile M-N-5 și M-N-6, produce reducerea momentului încovoietor cu aproximativ 15, respectiv 30 procente din momentul capabil plastic rezistent al modelului de referință, M-N-0.

Rigiditatea inițială a îmbinării depinde de valoarea și sensul forței axiale aplicate în grindă. Rezultatele obținute, prezentate în *Tabel 23*, au arătat că forțele axiale de întindere scad rigiditatea inițială a îmbinării, iar cele de compresiune duc la o creștere a acesteia, însă doar pentru valori ale compresiunii de până la 10%, inclusiv, din rezistența plastică capabilă la efort axial a secțiunii transversale a grinzii; pentru valori mai mari ale forței axiale de compresiune, rigiditatea inițială se reduce, cazurile M-N-3 și M-N-4. Astfel, în cazul aplicării unei forțe axiale de întindere de 10% și 20% din  $N_{pl,Rd}$ , îmbinarea a înregistrat o scădere a rigidității inițiale cu 7.56%, respectiv 12.93%, față de cazul solicitării la încovoiere simplă, *Tabel 23*. Pentru cazurile solicitării la încovoiere cu compresiune în valoare de 5% și 10% din  $N_{pl,Rd}$ , s-au înregistrat creșteri ale rigidității inițiale de 5.09%, respectiv 6.33%. Însă pentru speciamele M-N-3 și M-N-4, solicitate la valori ale compresiunii mai mari, de 20% și 25% din  $N_{pl,Rd}$ , rigiditatea inițială a scăzut cu 3.45%, respectiv cu 9.29% față de specimenul M-N-0, solicitat doar la încovoiere.

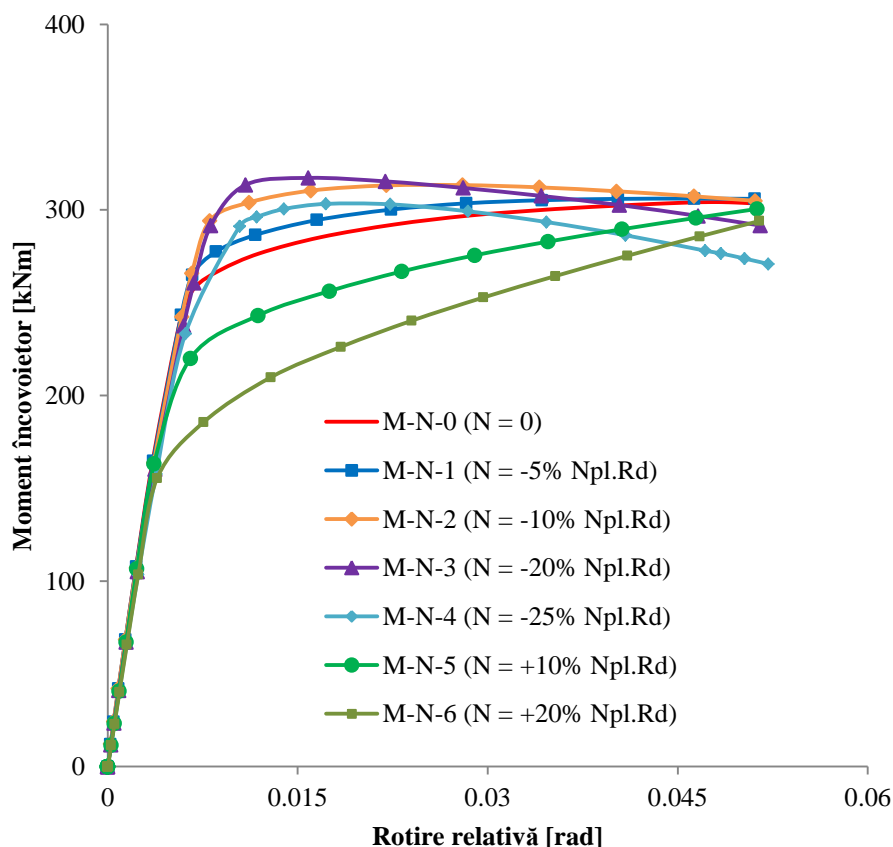


Figura 4-56 Curbele  $M-\Phi$  ale îmbinării în urma solicitării compuse de încovoiere și efort axial

Tabel 23 influența efortului axial în grindă – rezultate numerice obținute

Specimen	$N_{grindă}$ [kN]	$S_{j,ini}^n$ [kNm/rad]	$M_{j,Rd}^n$ [kNm]
M-N-0 (N = 0)	-	48191.65	249.86
M-N-1 (-5% $N_{pl,Rd}$ )	-173.00	50642.62	260.16
M-N-2 (-10% $N_{pl,Rd}$ )	-345.00	51240.06	280.89
M-N-3 (-20% $N_{pl,Rd}$ )	-690.00	46530.85	292.03
M-N-4 (-25% $N_{pl,Rd}$ )	-863.00	43715.02	272.90
M-N-5 (+10% $N_{pl,Rd}$ )	+345.00	44549.30	212.03
M-N-6 (+20% $N_{pl,Rd}$ )	+690.00	41958.94	173.04

În *Figura 4-57* se prezintă diagrama de interacțiune M-N, în care se poate observa creșterea rezistenței îmbinării odată cu creșterea forței axiale de compresiune până la o valoare ce reprezintă 20% din  $N_{pl,Rd}$ , când se obține rezistența maximă a îmbinării, urmând apoi să scadă pentru valori mai mari ale compresiunii în grindă, iar în cazul aplicării unei forțe axiale de întindere în grindă, se observă scăderea rezistenței îmbinării odată cu creșterea forței de întindere.

Prin analizarea distribuției tensiunilor și deformațiilor în structură, în urma solicitării compuse de încovoiere și diferite intensități ale forței axiale în grindă, se observă modificări asupra modului de cedare al ansamblului studiat, *Figura 4-58*. Aplicarea unei forțe axiale de compresiune în grindă, de intensitate redusă, respectiv 5% și 10% din rezistența plastică capabilă la efort axial a secțiunii transversale a grinzii, nu produce modificări majore în modul de comportare al ansamblului studiat, cedarea survenind asemănător cu modelul de referință, prin plastificarea plăcii de capăt și cedarea șuruburilor din zona întinsă, *Figura 4-58* și *Figura 4-61*.

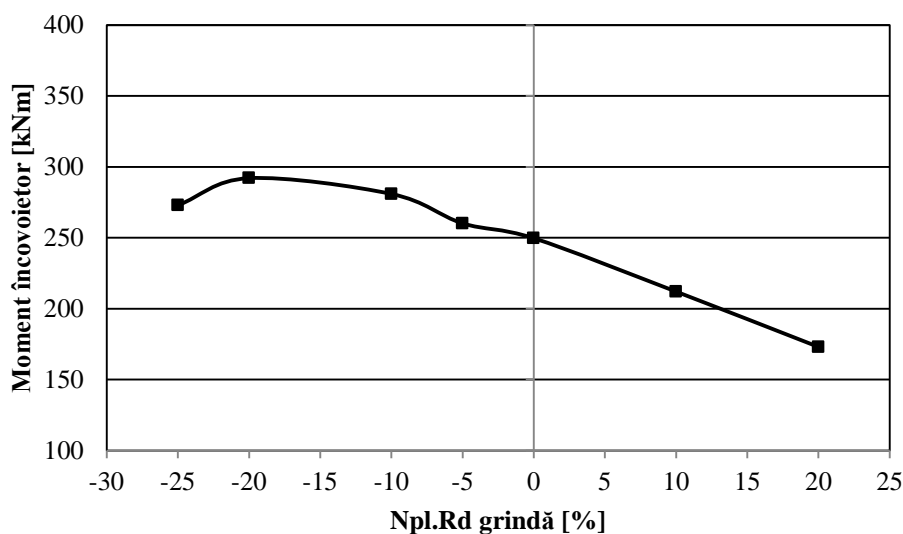
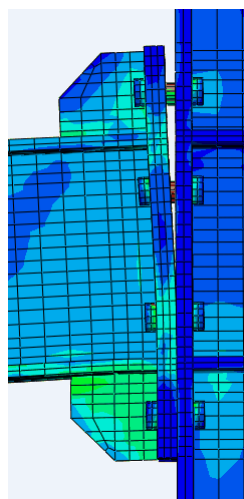
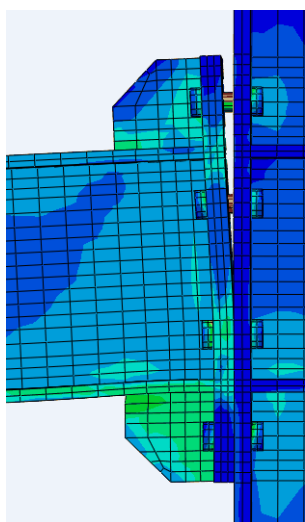


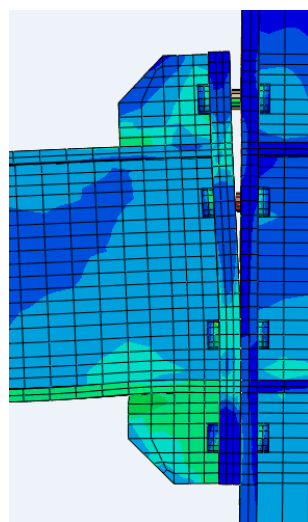
Figura 4-57 Interacțiunea M-N pentru îmbinarea studiată



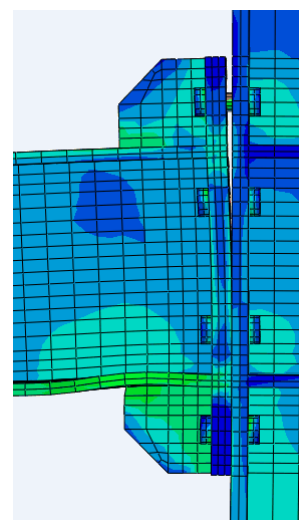
*M-N-0 (N = 0)*



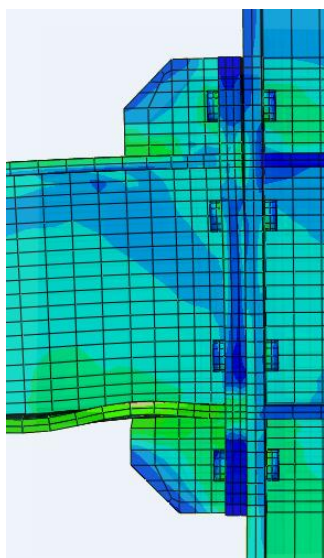
*M-N-1 (N = -5% Npl.Rd)*



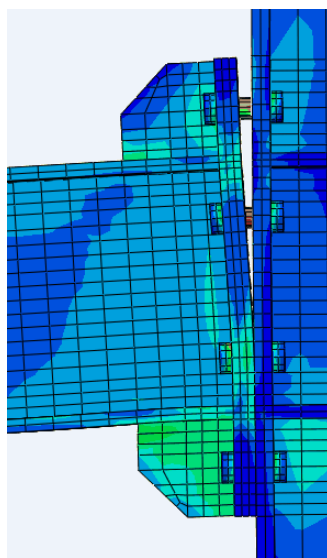
*M-N-2 (N = -10% Npl.Rd)*



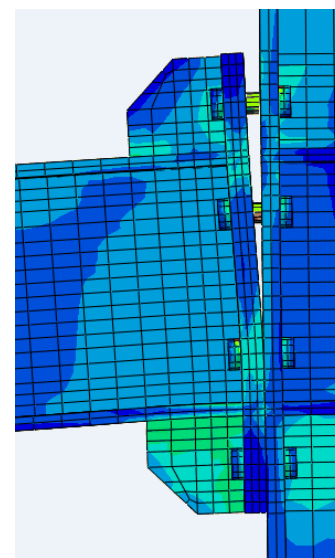
*M-N-3 (N = -20% Npl.Rd)*



*M-N-4 (N = -25% Npl.Rd)*



*M-N-5 (N = +10% Npl.Rd)*



*M-N-6 (N = +20% Npl.Rd)*

*Figura 4-58 Starea de tensiuni și deformații în zona prinderii în urma solicitării compuse de încovoiere și efort axial*



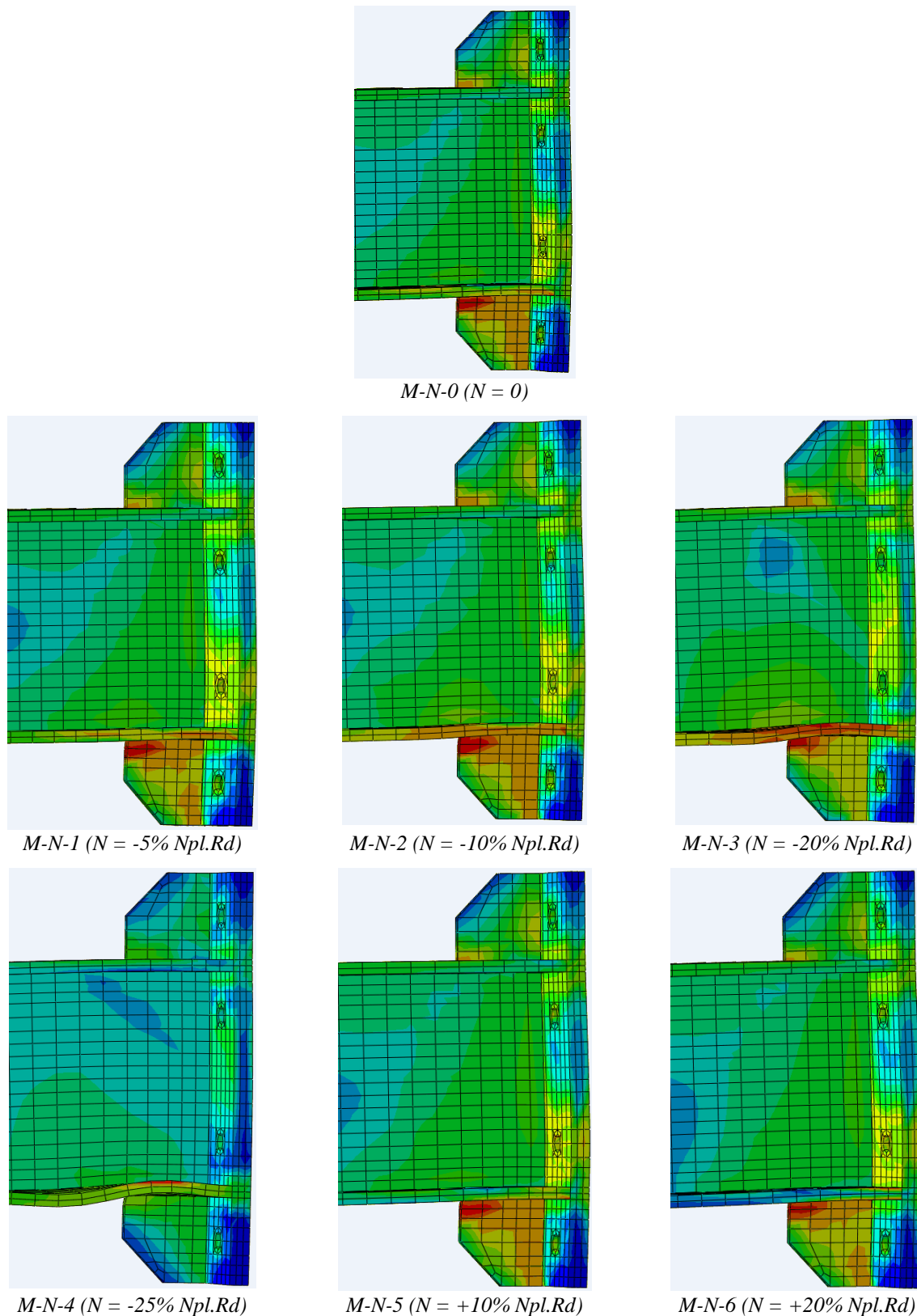
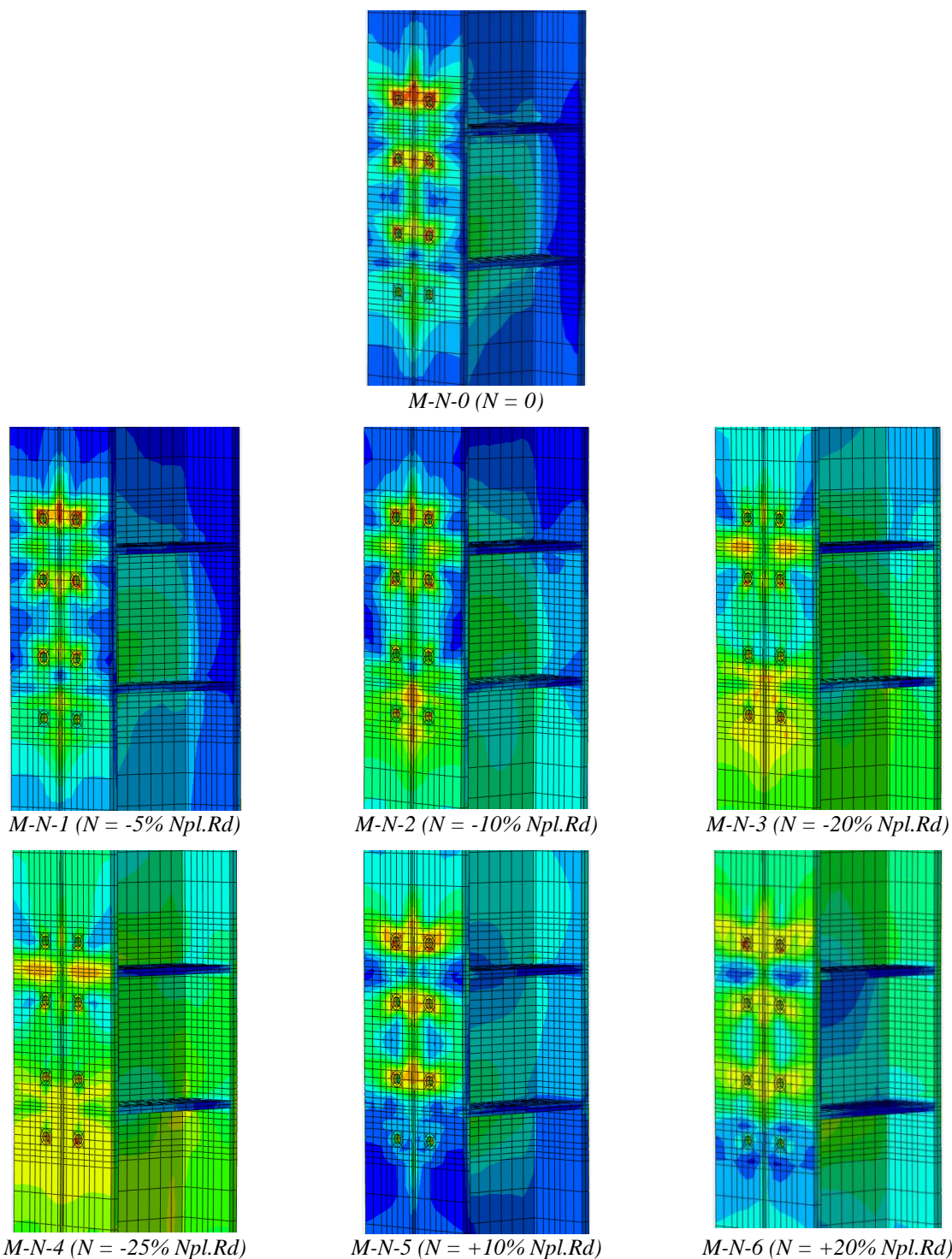


Figura 4-59 Starea de tensiuni și deformații în grindă, placa de capăt și rigidizări în urma solicitării compuse de încovoiere și efort axial

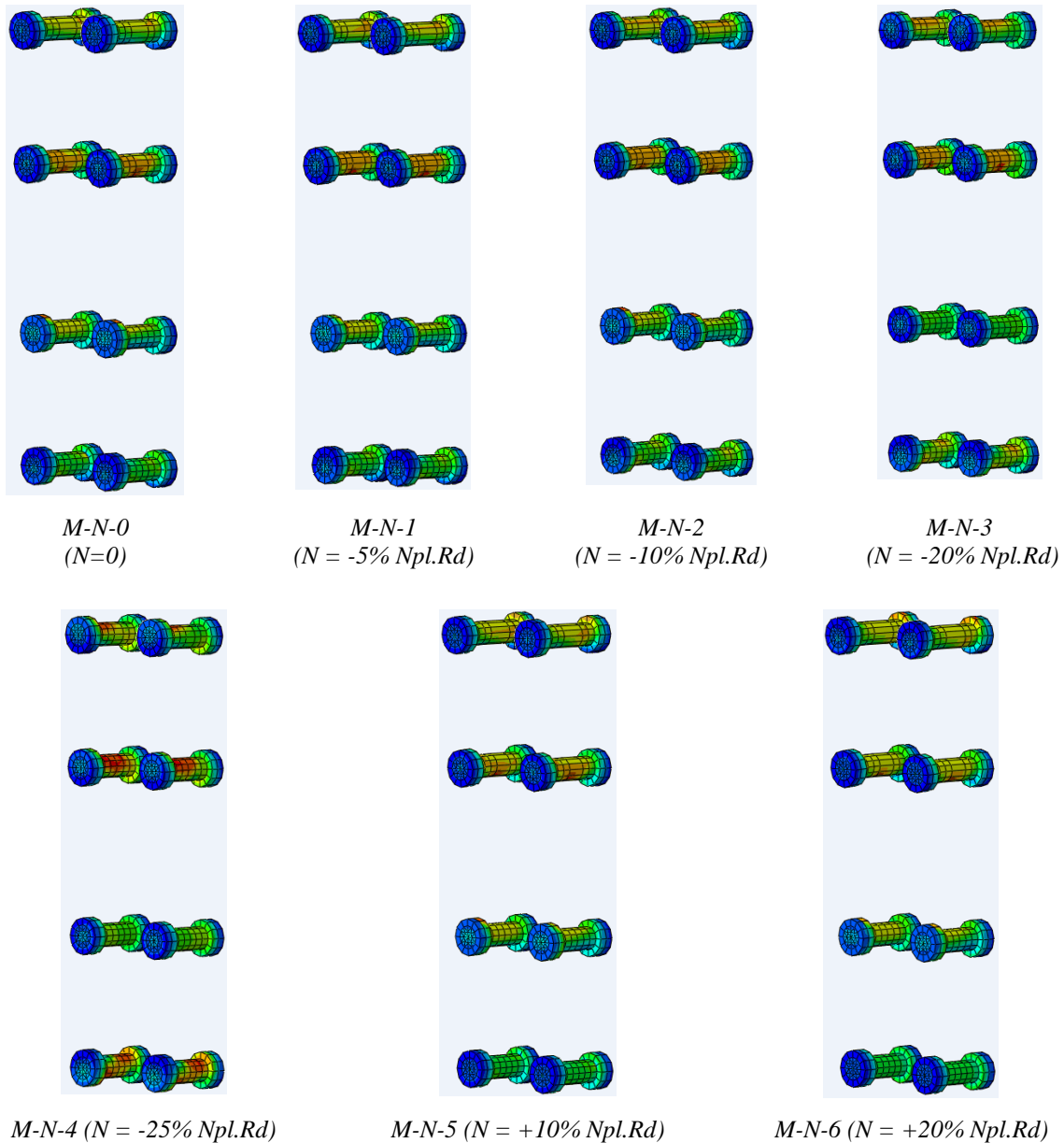
Așa cum se poate observa în *Figura 4-58*, aplicarea forței axiale de compresiune în grindă avantajează componenta critică din zona întinsă, placa de capăt, prin diminuarea desprinderii acesteia de talpa stâlpului, odată cu creșterea valorii compresiunii, ajungând să

fie aproape insesizabilă în cazul compresiunii maxime considerate. În cazul speci­menelor M-N-3 și M-N-4, când forța axială de compresiune considerată a reprezentat 20% și 25% din  $N_{pl.Rd}$ , cedarea se produce prin pierderea stabilității tălpii inferioare a grinzii, care este componenta critică din zona comprimată, *Figura 4-59*. În cazul aplicării forței de întindere concomitent cu momentul încovoietor, desprinderea plăcii de capăt este cu atât mai pronunțată cu cât valoarea forței de întindere este mai mare.



*Figura 4-60 Starea de tensiuni și deformații în stâlp în urma solicitării compuse de încovoiere și efort axial*

Analizând starea de tensiuni și deformații în stâlp în urma acestei solicitări compuse, pe modelul de referință M-N-0 (doar încovoiere) se poate observa o concentrare de tensiuni în jurul găurilor pentru șuruburi, în zona întinsă a tălpii stâlpului, *Figura 4-60*, a cărei intensitate scade odată cu introducerea forței axiale de compresiune în grindă. De asemenea, tensiunile în talpa stâlpului din zona comprimată cresc odată cu creșterea forței de compresiune aplicată, răspândindu-se în inima stâlpului și în cealaltă talpă, odată cu creșterea compresiunii. În cazul solicitării specimenului la încovoiere cu întindere, zonele cele mai solicitate sunt zonele din jurul gaurilor pentru șuruburi, aferente rândurilor 1, 2 și 3.



*Figura 4-61 Starea de tensiuni și deformații în șuruburi în urma solicitării compuse de încovoiere și efort axial*

## 5. Concluzii, contribuții personale, direcții viitoare de cercetare

### 5.1 Concluzii

Prezenta lucrare a avut ca obiectiv determinarea modului de comportare al îmbinării cu placă de capăt dublu extinsă și șuruburi, solicitată static monoton la încovoiere și încovoiere cu efort axial și ciclic alternant. Această cercetare se înscrie în preocupările actuale în domeniul proiectării structurilor în cadre din oțel, a căror rezistență și rigiditate globale sunt puternic influențate de tipul îmbinărilor dintre stâlpii și grinzile acestora. În acest context, în literatura de specialitate se evidențiază această preocupare, atât prin studiile experimentale efectuate de cercetători în domeniu, studii capabile să furnizeze rezultate cel mai aproape de realitate, dar și prin modele numerice, care permit considerarea factorilor determinanți ai răspunsului structural al îmbinărilor, acest aspect fiind detaliat în capitolul 2.

Rezultatele obținute în urma studiului întreprins în această lucrare sunt sintetizate în următoarele concluzii:

- **Concluzii referitoare la cercetările experimentale**

Cercetările experimentale care stau la baza acestui studiu au cuprins testarea a trei specimene identice dintr-un ansamblu grindă-stâlp din oțel, conectate prin intermediul unei îmbinări cu placă de capăt dublu extinsă și șuruburi, două dintre acestea fiind solicitate la încărcări monoton crescătoare, iar al treilea a fost solicitat ciclic. Întreg programul experimental a urmărit procedura completă de testare a elementelor/subansamblurilor/structurilor din oțel, recomandată de ECCS [5]. Mărimile monitorizate în timpul testărilor au fost forța aplicată specimenului și deplasarea capătului liber al grinzii, cu ajutorul cărora s-au calculat momentul încovoietor și rotirea îmbinării. Valorile astfel determinate au servit la trasarea curbei caracteristice moment încovoietor-rotire relativă a îmbinării, atât în cazul solicitării monotone, cât și pentru solicitarea ciclică.

Sub acțiunea încărcării monoton crescătoare, structura a fost solicitată până la cedare, înregistrându-se o forță maximă de 170kN și o deplasare maximă de 70mm. Cedarea îmbinării s-a produs prin deformarea plăcii de capăt, strivirea porțiunii filetate a șuruburilor de pe primele două rânduri (zona întinsă) și impregnarea formei piuliței, respectiv a capului șurubului, în șaibele corespunzătoare. Pe baza rezultatelor obținute în urma testelor monotone, s-a putut aprecia că îmbinarea studiată face parte din categoria îmbinărilor semi-rigide și total rezistente, conform EC3-1-8 [4].

În urma testării celui de-al treilea specimen, solicitat ciclic alternant, cedarea îmbinării s-a produs în mod asemănător cu cedarea celor două specimene solicitate monoton crescător, prin desprinderea și deformarea plăcii de capăt, strivirea porțiunii filetate a șuruburilor de pe rândurile poziționate în afara tălpilor grinzii și impregnarea formei piuliței, respectiv a capului șurubului, în șaibele corespunzătoare. Caracterul alternant al solicitării a contribuit la strivirea pronunțată a filetului de pe tijele șuruburilor, făcând ca șurubul din rândul al treilea să cedeze prin ieșirea piuliței de pe tija acestuia. Acest lucru se poate explica prin prezența rigidizărilor din zonele extinse ale plăcii de capăt, care au favorizat concentrarea efortului de întindere deasupra tăpii inferioare a grinzii, la nivelul rândului trei de șuruburi. Curba înfășurătoare a ciclurilor histerezis dovedește o capacitate de rotire redusă, specimenul rezistând la un număr mic de cicluri de încărcare-descărcare, fapt ce se reflectă și în capacitatea de disipare a energiei, care este de asemenea redusă.

- **Concluzii referitoare la analiza cu metoda elementelor finite a îmbinării cu placă de capăt extinsă și șuruburi**

Modelul realizat în programul Abaqus [3] a fost calibrat pe baza testelor experimentale efectuate anterior în Hala de încercări a Facultății de Construcții, UTCN. S-a realizat o analiză statică, cu luarea în considerare a unor aspecte de care depinde acuratețea rezultatelor obținute și anume: neliniaritatea fizică și geometrică, pretensionarea șuruburilor, contactul dintre elementele îmbinate. S-a urmărit respectarea schemei statice, a condițiilor de rezemare, a caracteristicilor geometrice și de material care au fost considerate în testele experimentale. Într-o primă etapă s-a modelat pretensionarea șuruburilor, introducându-se în tijele acestora aceleași valori ale forței de pretensionare care au fost utilizate și în testele experimentale. În urma acestei etape, structura a fost solicitată doar prin apariția tensiunilor de întindere din șuruburi și a unor tensiuni de compresiune în zonele din jurul găurilor pentru șuruburi, atât pe talpa stâlpului, cât și pe placa de capăt, celelalte zone din structură rămânând netensionate. În cea de-a doua etapă s-a aplicat încărcarea propriu-zisă pe capătul consolei grinzii. Cedarea structurii se produce la fel ca și în cazul testului experimental, prin apariția unei deschizături în zona întinsă a îmbinării, în urma desprinderii plăcii de capăt de talpa stâlpului la acest nivel și prin curgerea șuruburilor din zona întinsă. S-a trasat curba de comportare moment încovoietor-rotire relativă a îmbinării, care a servit la validarea modelului numeric, prin compararea cu aceeași caracteristică obținută experimental, dovedindu-se o bună corelare între cele două, mai ales din punctul de vedere al rigidității inițiale. Rezultatele numerice dovedesc o apropiere mai bună față de cele experimentale,

comparativ cu cele obținute prin modelul analitic propus de EC3-1-8 [4], metoda componentelor, în ceea ce privește rigiditatea inițială, care rezultă mult supraestimată în urma calculului analitic. Valorile rigidităților inițiale, determinate în toate cele trei modelele abordate în prezenta lucrare, experimental, numeric și analitic, situează îmbinarea studiată în zona de comportare semi-rigidă. Din punctul de vedere al rezistenței, se observă o apropiere mai bună între modelul numeric și cel analitic, această caracteristică fiind puțin subestimată în aceste două cazuri, comparativ cu rezultatele experimentale. Astfel, pe baza valorilor momentelor plastic rezistente calculate, modelul numeric și cel analitic clasifică îmbinarea ca fiind parțial rezistentă, pe când datele experimentale au clasat-o ca fiind total rezistentă. Analiza rezultatelor obținute dovedește că modelul numeric realizat este capabil să reproducă modul de comportare a îmbinărilor cu placă de capăt și șuruburi. Acest fapt a permis extinderea cercetărilor și dezvoltarea unui studiu parametric, în care au fost investigați diferiți parametri și influența lor asupra răspunsului îmbinării.

- **Concluzii referitoare la studiul influenței tensiunilor reziduale asupra răspunsului îmbinării**

În prezentul studiu s-a urmărit efectul tensiunilor reziduale asupra comportării îmbinării. În analizele realizate s-a ales distribuția liniară a acestora pe secțiunea transversală a elementelor conectate, propusă de ECCS [149] și introducerea lor în programul Abaqus [3] sub formă de condiții inițiale, în nodurile rețelei de discretizare. Rezultatele obținute au evidențiat faptul că diagrama moment încovoietor-rotire relativă nu este sensibilă la acest efect.

- **Concluzii referitoare la studiul parametric**

În urma calibrării și validării modelului numeric dezvoltat în Abaqus [3], a fost posibilă realizarea unui studiu parametric, cu scopul de a extinde rezultatele obținute, în care s-a investigat sensibilitatea acestui tip de îmbinare la modificarea mai multor parametri: grosimea plăcii de capăt, înălțimea grinzii, diametrul șuruburilor, clasa șuruburilor, diferite modalități de rigidizare ale nodului.

Modificarea *grosimii plăcii de capăt* influențează modul de formare al mecanismului de cedare. Reducerea grosimii plăcii de capăt face ca cedarea să se producă prin plastificarea acesteia; pentru grosimi mai mari ale plăcii de capăt are loc cedarea șuruburilor și desprinderea tot mai pronunțată a plăcii de capăt de talpa stâlpului odată cu creșterea grosimii acesteia. Acest parametru influențează, de asemenea, rigiditatea inițială a îmbinării, care crește odată cu creșterea grosimii plăcii de capăt, dar pentru grosimi mai mari, diferențele

înregistrate sunt tot mai mici, acest lucru fiind vizibil și pe curbele de comportare moment încovoietor-rotire relativă. Aceasta se datorează șuruburilor, care ajung să intre primele în curgere, odată ce placa de capăt are o grosime suficientă și majoritatea zonelor aparținând acesteia rămân în domeniul elastic, astfel se înregistrează cedarea șuruburilor. Aceste moduri de cedare ale îmbinărilor cu placă de capăt și șuruburi sunt prezentate în EC3-1-8 [4] (modul 1, modul 2 și modul 3 de cedare). Se recomandă să se limiteze grosimea plăcii de capăt astfel încât să se evite cedarea neavertizată a îmbinării prin cedarea șuruburilor și să se obțină o îmbinare ductilă, care să cedeze prin curgerea plăcii de capăt. De asemenea, se recomandă ca grosimea plăcii de capăt să fie suficient de mare astfel încât îmbinarea să nu înregistreze cedarea bruscă a acesteia. Odată cu creșterea grosimii plăcii de capăt, în șuruburi se dezvoltă forțe de întindere tot mai mari, care duc la creșterea capacității de rezistență (creștere nu foarte însemnată), scăderea capacității de rotire și provocarea cedării neavertizate a șuruburilor.

Studiul influenței *înălțimii grinzii* asupra răsunsului îmbinării a evidențiat același mod de cedare al îmbinării pentru toate cele 4 cazuri considerate, prin desprinderea tot mai pronunțată a plăcii de capăt de talpa stâlpului odata cu creșterea înălțimii grinzii și cedarea șuruburilor. Rezultatele obținute au dovedit o creștere atât a rigidității inițiale a îmbinării, cât și a momentului plastic rezistent, proporțional cu creșterea înălțimii grinzii.

Modificarea *diametrului șuruburilor* are un efect substanțial asupra rezistenței îmbinării, manifestat prin creșterea pronunțată a momentului plastic capabil odată cu creșterea diametrului șuruburilor, fără să afecteze semnificativ rigiditatea inițială a îmbinării. Aceasta înregistrează o ușoară scădere pentru modelul având șuruburi de diametru 20mm, comparativ cu modelul de referință, care a utilizat șuruburi de diametru 22mm, în timp ce modelul cu diametru mai mare, de 24mm, își păstrează aproximativ aceeași rigiditate inițială ca și cel de referință. Cedarea îmbinării are loc la fel pentru toate cele 3 modelele, fiind guvernată de cedarea șuruburilor, deoarece în toate cazurile, placa de capăt a avut aceeași grosime, relativ mare, de 25mm, care i-a conferit suficientă rigiditate pentru a rămâne preponderent în domeniul elastic de comportare. Creșterea diametrului șuruburilor accentuează deformațiile plăcii de capăt din zona întinsă și determină voalarea tălpii grinzii din zona comprimată. Diametrul șuruburilor, intervenind în evaluarea efortului de preîntindere considerat în calcul, influențează valoarea tensiunilor care se dezvoltă în piesele conectate și implicit gradul de desprindere a pieselor în momentul cedării nodurilor.

*Clasa șuruburilor* are o influență majoră asupra momentului plastic capabil al îmbinării deoarece modificarea acesteia presupune implicit și modificarea limitei de curgere

și rezistenței la rupere ale șuruburilor, ducând la creșterea capacității de rezistență a îmbinării odată cu creșterea clasei șuruburilor, fapt care se reflectă în evoluția curbelor moment încovoietor-rotire relativă ale îmbinărilor considerate. Pe baza rezultatelor obținute s-a observat că rigiditatea inițială a îmbinării nu este sensibilă la modificarea acestui parametru. Varierea clasei șuruburilor atrage după sine și modificarea forței de peretensionare a șuruburilor, acest fapt contribuind la mecanismul de cedare a îmbinării, prin cedarea șuruburilor din zona întinsă și desprinderea tot mai pronunțată a plăcii de capăt de talpa stâlpului, odată cu scăderea clasei șuruburilor.

Influența *rigidizărilor* asupra răspunsului îmbinării a fost investigată prin considerarea în studiu, pe lângă modelul de referință – complet rigidizat, a încă două modele, unul parțial rigidizat și al doilea, nerigidizat. Modalitatea de dispunere a rigidizărilor, sau lipsa acestora, în cazul modelului nerigidizat, are o influență semnificativă atât asupra modului de cedare, cât și asupra rigidității și capacității de rezistență ale îmbinării. În cazul modelului de referință, rigidizat, mecanismul de cedare se formează prin cedarea șuruburilor, care duce la desprinderea plăcii de capăt în zona întinsă; odată cu înlăturarea rigidizărilor din zonele extinse ale plăcii de capăt, aceasta devine mai flexibilă, astfel că modelul parțial rigidizat cedează prin plastificarea plăcii de capăt și cedarea șuruburilor; prin îndepărtarea tuturor rigidizărilor, mecanismul de cedare se formează doar prin plastificarea completă a plăcii de capăt în zona întinsă, extremitatea acesteia din partea extinsă păstrându-și contactul cu talpa stâlpului. Aceste 3 moduri de cedare sunt specifice elementului T echivalent solicitat la întindere, care poate fi folosit pentru modelarea rezistenței de calcul a plăcii de capăt solicitată la încovoiere, conform EC3-1-8 [4]. În ceea ce privește rigiditatea inițială a îmbinării, se observă aportul major al rigidizărilor la cuantumul acesteia. Comparativ cu modelul de referință rigidizat, modelul parțial rigidizat înregistrează o scădere a rigidității inițiale cu 17.38%, iar în cazul celui nerigidizat scăderea este și mai pronunțată, de 51.77%. Momentul plastic rezistent al îmbinării scade, de asemenea, odată cu înlăturarea rigidizărilor, cu aproximativ 15% pentru ambele modele, parțial rigidizat și nerigidizat, ceea ce dovedește că doar rigidizările din zonele extinse ale plăcii de capăt își aduc aportul la capacitatea de rezistență a îmbinării, rigidizările din zona stâlpului având alt rol.

Studiile de senzitivitate suplimentare, conduse pe cele 3 noduri, *rigidizat*, *parțial rigidizat* și *nerigidizat*, au relevat faptul că influența cea mai pronunțată asupra rigidității inițiale a îmbinării o are înălțimea grinzii, în toate cele 3 cazurile, iar la polul opus, diametrul șuruburilor influențează cel mai puțin această caracteristică a îmbinării. Din punctul de vedere al momentului plastic capabil, nodul rigidizat este cel mai sensibil la modificarea



diametrului șuruburilor, influența acestui parametru scăzând pentru celelalte 2 noduri, mai ales în cazul celui realizat fără rigidizări, care are o capacitate mai redusă de a prelua și transmite momentul încovoietor. Modificarea grosimii plăcii de capăt, pentru nodurile parțial rigidizat și nerigidizat, duce la obținerea unor valori ale momentelor aproximativ egale în cele două cazuri, pentru toate cele 4 grosimi considerate, iar nodul rigidizat înregistrează o scădere a momentului în cazul plăcii de capăt de 15mm, pentru celelalte 3 grosimi considerate păstrându-și aproximativ aceeași valoare a momentului.

- **Concluzii referitoare la modelul analitic propus**

În literatură există numeroase modele simplificate pentru determinarea comportării îmbinărilor, care pot fi implementate în calculul global al structurilor. Pornind de la analiza acestor modele, pe baza caracteristicilor moment încovoietor-rotire relativă obținute prin metode experimentală, numerică și analitică, s-a propus un model simplificat pentru determinarea comportării îmbinării cu placă de capăt extinsă și șuruburi, solicitată monoton și ciclic, aplicabil în proiectarea curentă a structurilor, utilizând modelul de reprezentare Richard-Abbott [6], [159] și valorile caracteristicilor îmbinării determinate cu metoda analitică de calcul propusă de EC3-1-8 [4].

În modelul propus pentru cazul îmbinării solicitată monoton, doi din cei patru parametri care se regăsesc în expresia modelului ales, respectiv rigiditatea inițială și momentul de referință, s-au determinat cu ajutorul metodei componentelor [4], iar ceilalți doi parametri, rigiditatea de consolidare și coeficientul de formă, s-au calibrat la anumite valori fixe. Parametrii necesari pentru a descrie modelul analitic propus s-au determinat pentru 14 dintre specițiile de îmbinări considerate în studiul parametric realizat anterior. Curbele de comportare  $M-\Phi$  astfel obținute au fost comparate cu cele determinate în programul de modelare numerică în vederea validării modelului propus, dovedindu-se o bună corelare între acestea.

În cazul îmbinării solicitată ciclic alternant, modelul analitic propus se bazează tot pe modelul Richard-Abbott, extins pentru acest tip de solicitare [159]. Relațiile pentru ramura de încărcare și pentru cea de descărcare, conțin aceiași parametri care se regăsesc și în modelul propus pentru solicitări monotone.

- **Concluzii referitoare la influența forței axiale asupra comportării îmbinării cu placă de capăt și șuruburi**

Codurile de proiectare în vigoare neglijează efectul forței axiale la calculul îmbinărilor, însă limitează prezența acesteia la o valoare sub 10% din rezistența plastică

capabilă la efort axial a secțiunii transversale [4]. Prin analiza rezultatelor obținute pentru îmbinarea cu placă de capăt extinsă și șuruburi, solicitată la încovoiere și diferite intensități ale efortului axial, s-a observat că prezența efortului axial, atât de compresiune, cât și de întindere, afectează modul de comportare al îmbinării. Aplicarea unei forțe axiale de compresiune în grindă, concomitent cu încovoierea, duce la sporirea rezistenței îmbinării, obținându-se o valoare maximă pentru o forță de compresiune egală cu 20% din rezistența plastică capabilă la efort axial a secțiunii transversale a grinzii; creșterea compresiunii în grindă peste această valoare duce la scăderea rezistenței îmbinării. În cazul aplicării unei forțe axiale de întindere, are loc o scădere a momentului capabil al îmbinării. Rigiditatea inițială a îmbinării crește în cazul încovoierii combinată cu valori relativ reduse ale forței de compresiune (5% și 10% din  $N_{pl,Rd}$ ), iar pentru valori mai mari ale forței de compresiune (20% și 25%) aceasta crește. De asemenea, se înregistrează scăderea rigidității inițiale și în cazul solicitării la încovoiere cu efort axial de întindere. Aceste rezultate evidențiază necesitatea revizuirii acelei limitări de 10% impusă de EC3-1-8 [4] în cazul nodurilor solicitate la efort axial. De asemenea, aplicarea efortului axial în grindă produce modificarea mecanismului de cedare al îmbinării. Prezența unei forțe de compresiune avantajează componenta critică din zona întinsă, placa de capăt, prin diminuarea desprinderii acesteia de talpa stâlpului, odată cu creșterea valorii compresiunii, iar pentru valori mai mari, de 20% și 25% din rezistența plastică capabilă la efort axial a secțiunii transversale a grinzii, cedarea are loc prin pierderea stabilității tălpii inferioare a grinzii, care este componenta critică din zona comprimată. În cazul aplicării forței de întindere concomitent cu momentul încovoietor, desprinderea plăcii de capăt este cu atât mai pronunțată cu cât valoarea forței de întindere este mai mare.

## 5.2 Contribuții personale

Prezenta lucrare conține următoarele elemente, care se consideră a fi contribuții personale:

1. Descrierea detaliată a modului de alcătuire și comportare a îmbinărilor grindă-stâlp cu placă de capăt dublu extinsă și șuruburi, solicitate static și dinamic și realizarea unei ample treceri cronologice în revistă a principalelor lucrări din literatura de specialitate, care conțin studii experimentale și numerice, cu referire directă la tematica aleasă.
2. Realizarea unui program experimental, cu scopul de a studia comportarea îmbinării grindă-stâlp din oțel, cu placă de capăt dublu extinsă și șuruburi, la acțiunea

solicitărilor ciclic alternante, în care au fost testate 3 astfel de specimene, conform ECCS [5].

3. Dezvoltarea unui model în programul Abaqus [3], care se bazează pe metoda elementelor finite, calibrat pe baza testelor experimentale, capabil să surprindă comportarea reală a îmbinării studiate, solicitată static monoton.
4. Analiza efectului tensiunilor reziduale din elementele conectate asupra îmbinării studiate, prin includerea acestui efect în modelul numeric validat.
5. Investigarea influenței pe care diferiți parametri – grosimea plăcii de capăt, înălțimea grinzii, diametrul șuruburilor, clasa șuruburilor, modul de rigidizare – o au asupra răspunsului îmbinării studiate, solicitată static monoton.
6. Deducerea unor expresii analitice pentru determinarea curbei de comportare moment încovoietor-rotire relativă a îmbinării solicitată atât static monoton, cât și dinamic, pornind de la caracteristici calculate analitic, cu metoda componentelor [4], calibrate pe baza modelelor numerice dezvoltate în studiul parametric.
7. Studiul influenței efortului axial asupra răspunsului îmbinării studiate, prin considerarea îmbinării solicitată la acțiunea a diferite intensități a forței axiale, de întindere și compresiune, concomitent cu momentul încovoietor.

### 5.3 Valorificarea rezultatelor

Rezultatele obținute pe durata cercetării întreprinse în scopul elaborării tezei de doctorat s-au concretizat prin publicarea a 10 articole științifice, dintre care cele mai relevante pentru prezenta lucrare sunt următoarele:

- **Ioana Cristina MUREȘAN**, *Research on analysis and design philosophy of the connections in steel structures*. C60 International Conference, 7-9 November 2013, Cluj-Napoca, ROMANIA. “Tradition and Innovation – 60 Years of Civil Engineering Higher Education in Transilvania”, Proceedings of the C60 INTERNATIONAL CONFERENCE, UTPRESS, ISBN 978-973-662-903-7.
- **Ioana Cristina MUREȘAN**, Roxana BÂLC, *Finite Element Analysis of an Extended End-plate Connection Using the T-stub Approach*. ICNAAM 2014, Rhodes, Greece, September 22-28, 2014, AIP Conference Proceedings. **1648**, 850091 (2015); <http://dx.doi.org/10.1063/1.4913146>  
<http://scitation.aip.org/content/aip/proceeding/aipcp/10.1063/1.4913146>
- **Ioana Cristina MUREȘAN**, Tudor PETRINA, Roxana BÂLC, *Analiza comportării îmbinărilor grindă-stâlp cu placă de capăt extinsă. Numeric vs. Experimental*. Construieste cu STEEL - A 14-A CONFERINȚĂ NAȚIONALĂ DE CONSTRUCȚII METALICE, 19-20 Noiembrie 2015, Cluj-Napoca, România

- **Ioana Cristina MUREȘAN**, Roxana BÂLC, *Extended End-plate Connection Subjected to Monotonic Loading. Experimental Analysis and FEM Simulation*. ICNAAM 2016, Rhodes, Greece, September 19-25, 2016, AIP Conference Proceedings **1863**, 560057 (2017); doi: <http://dx.doi.org/10.1063/1.4992740>  
<http://aip.scitation.org/doi/10.1063/1.4992740>
- **Ioana Cristina MUREȘAN**, Roxana BÂLC, *Parametric Study of Extended End-plate Connection Using Finite Element Modeling*. ICNAAM 2016, Rhodes, Greece, September 19-25, 2016, AIP Conference Proceedings **1863**, 560058 (2017); doi: <http://dx.doi.org/10.1063/1.4992741>  
<http://aip.scitation.org/doi/10.1063/1.4992741>

#### 5.4 Direcții viitoare de cercetare

---

**Bibliografie**

- [1] A. R. Tamboli, *Handbook of Structural Steel Connection Design and Details*. New York: McGraw-Hill, 1999.
- [2] Eduardo Torroja, *Philosophy of Structures*. Los Angeles: University of California Press, 1962.
- [3] “Abaqus Analysis User’s Manual, Version 6.11.” .
- [4] ASRO, *Eurocod 3: Proiectarea structurilor de oțel - Partea 1.8: Proiectarea îmbinărilor*. Romania, 2006.
- [5] E. C. for C. S. (ECCS), *Recommended Testing Procedure for Assessing the Behaviour of Structural Steel Elements under Cyclic Loads*. 1986.
- [6] W. F. Chen, N. Kishi, and M. Komuro, *Semi-rigid connections handbook*. J. Ross Publishing, 2011.
- [7] Victor Popescu, *Construcții Metalice*, Ediția a t. București: Editura Tehnică București, 1975.
- [8] “Historical Development of Iron and Steel in Buildings,” Ljubljana.
- [9] F. E. M. Agency, “State of the Art Report on Connection Performance,” *Constr. Steel Res.*, vol. FEMA-355D, 2000.
- [10] S. A. Mahin, “Lessons from steel buildings damaged by the Northridge earthquake,” 1997.
- [11] R. T. Douty and W. McGuire, “High strength bolted moment connections,” *J. Struct. Div. ASCE*, vol. 91(ST2):10, 1965.
- [12] A. M. Girao Coelho, F. S. K. Bijlaard, N. Gresnigt, and L. S. da Silva, “Experimental assessment of the behaviour of bolted T-stub connections made up of welded plates,” *J. Constr. Steel Res.*, vol. 60, no. 2, pp. 269–311, 2004.
- [13] A. M. Girão Coelho, F. S. K. Bijlaard, and L. Simões da Silva, “Experimental assessment of the ductility of extended end plate connections,” *Eng. Struct.*, vol. 26, no. 9, pp. 1185–1206, 2004.
- [14] A. M. Girão Coelho and F. S. K. Bijlaard, “Experimental behaviour of high strength steel end-plate connections,” *J. Constr. Steel Res.*, vol. 63, no. 9, pp. 1228–1240, 2007.
- [15] A. V. Goverdhan, “A collection of experimental moment-rotation curves and evaluation of prediction equations for semi-rigid connections,” Vanderbilt University, 1983.
- [16] D. A. Nethercot, “Steel beam-to column connections-A review of test data,” London, 1985.
- [17] N. Kishi and W. F. Chen, “Steel connection data bank program,” *Struct. Eng. Sch. Civ. Eng. Purdue Univ. West Lafayette*, vol. CE-STR-86-, 1986.
- [18] W. F. Chen and N. Kishi, “Semirigid steel beam-to-column connections: database and modeling,” *J. Struct. Eng. ASCE*, vol. 115(1), pp. 105–119, 1989.
- [19] M. Komuro and N. Kishi, “Update of bolted semi-rigid connection database,” *Summ. Tech. Pap. Annu. Meet. Archit. Inst. Japan*, 2009.
- [20] J. C. Gerardy, Schleich, and J. B., “Semi-rigid action in steel frame structure,” Luxembourg, 1991.

- 
- [21] P. J. S. Cruz, L. A. P. Simoes da Silva, D. S. Rodrigues, and R. A. D. Simoes, "Database for the semi-rigid behaviour of the beam-to-column connections in seismic regions," *J. Constr. Steel Res.*, vol. 46 (1–3):2, 1998.
- [22] K. Weynand, M. Huter, P. Kirby, L. A. P. Simoes da Silva, and P. J. S. Cruz, "SERICON – A DATABANK FOR TESTS ON SEMI-RIGID JOINTS."
- [23] W. G. Bell, E. Chesson, and W. H. Munse, "Static tests on standard riveted and bolted beam-to-column connections," Engineering Experimentation Station, 1958.
- [24] R. T. Douty and W. McGuiarre, "Research on bolted moment connections-a progress report," in *Proceedings of the 1963 AISC National Engineering Conference*, 1963, pp. 48–55.
- [25] A. Sherbourne, "Bolted beam-to-column connections," *Struct. Eng.*, vol. 39, pp. 203–210, 1961.
- [26] J. R. Bailey, "Strength and rigidity of bolted beam to column connections," in *Conference on Joints in Structures*, 1970, pp. A401–A429.
- [27] J. R. Ostrander, "An experimental investigation of end-plate connections," University Saskatchewan, 1970.
- [28] N. D. Johnstone and W. R. Walpole, "Bolted end-plate beam-to-column connections under earthquake type loading," Christchurch, 1981.
- [29] J. Phillips and J. A. Packer, "The effect of plate thickness on flush end-plate connections," in *Joints in Structural Steel Work*, 1981, pp. 6.77–6.92.
- [30] R. Zandonini and P. Zanon, "Experimental Analysis of End Plate Connections," in *Connections in Steel Structures: Behaviour, Strength & Design*, R. Bjorhovde, J. Brozzetti, and A. Colson, Eds. London: Elsevier Applied Science, 1988.
- [31] I. O. Adegoke, "DUCTILITY OF THIN EXTENDED ENDPLATE CONNECTIONS," University of the Witwatersrand.
- [32] C. Bernuzzi and R. Zandonini, "Moment-Rotation Response of Extended End Plate Connections," Budapest, Hungary, 1990.
- [33] C. Bernuzzi, R. Zandonini, and P. Zanon, "Rotational Behaviour of End Plate Connections," *Costruzioni Metalliche*, n.2, pp. 3–32, 1991.
- [34] A. M. Girao Coelho, "Characterization of the Ductility of Bolted End Plate Beam-To-Column Steel Connections," University of Coimbra, 2004.
- [35] A. M. Girao Coelho and F. S. K. Bijlaard, "FINITE ELEMENT EVALUATION OF THE ROTATION CAPACITY OF PARTIAL STRENGTH STEEL JOINTS," in *Connections VII. 7th International Workshop on Connections in Steel Structures*, 2012, pp. 1–10.
- [36] A. M. Girao Coelho and F. S. K. Bijlaard, "Behaviour of high strength steel moment joints," 1993.
- [37] A. M. Girao Coelho and F. S. K. Bijlaard, "DUCTILITY OF HIGH PERFORMANCE STEEL MOMENT CONNECTIONS," *Adv. Steel Constr.*, vol. 3, no. 4, pp. 765–783, 2007.
- [38] F. Wald and M. Švarc, "EXPERIMENTS WITH END PLATE JOINTS SUBJECT TO MOMENT AND NORMAL FORCE," Prague, 2001.

- 
- [39] M. Sokol, Z., Wald, F., Delabre, V., Muzeau, J.-P., Svarc, "DESIGN OF END PLATE JOINTS SUBJECT TO," in *Proceedings of the third european conference on steel structures-Eurosteel 2002*, 2002, pp. 1219–28.
- [40] S. A. L. A. L.S. da Silva, L.R.O. de Lima, P. C. G. da S. Vellasco, "Experimental and Numerical Assessment of Beam-to-Column Joints Under Bending and Axial Force," in *Proc. of the First Int. Conf. on Steel & Composite Structures*, 2001, pp. 715–722.
- [41] S. D. S. L, V. P., and A. S., "Experimental analysis of extended end-plate beam-to-column joints under bending and axial force," in *Proceedings of the third European conference on Steel Structures—Eurosteel*, 2002, pp. 1121–1130.
- [42] L. S. da Silva, L. R. O. de Lima, and C. G. da S. Vellasco, "Behaviour of flush end-plate beam-to-column joints under bending and axial force," *Steel Compos. Struct.*, vol. 4, no. 2, pp. 77–94, 2004.
- [43] L. R. O. de Lima, L. Simoes da Silva, P. C. G. D. S. Vellasco, and S. a L. de Andrade, "Experimental evaluation of extended endplate beam-to-column joints subjected to bending and axial force," *Eng. Struct.*, vol. 26, no. 10, pp. 1333–1347, 2004.
- [44] J. M. Cabrero and E. Bayo, "The semi-rigid behaviour of three-dimensional steel beam-to-column joints subjected to proportional loading. Part I. Experimental evaluation," *J. Constr. Steel Res.*, vol. 63, no. 9, pp. 1241–1253, 2007.
- [45] M. A. Dabaon, M. H. El-Boghdadi, and O. F. Kharoob, "Experimental and numerical model for space steel and composite semi-rigid joints," *J. Constr. Steel Res.*, vol. 65, no. 8–9, pp. 1864–1875, 2009.
- [46] L. A. P. Simoes da Silva, L. Neves, L. Baniotopoulos, P. Perdikaris, H. Zygomalas Bouchair, and V. Bosiljkov, "Evaluation of Structural Robustness of Members and Connections," in *Proceedings of the COST C12 Seminar on Improvement of Structural Building's Quality by New Technologies*, 2003.
- [47] L. Simões da Silva, "Towards a consistent design approach for steel joints under generalized loading," *J. Constr. Steel Res.*, vol. 64, no. 9, pp. 1059–1075, 2008.
- [48] J. Graham, "Beam to Column Bolted Connections," University of Aston, Birmingham, England, 1981.
- [49] T. M. Murray and A. R. Kukreti, "Design of 8-Bolt Stiffened End-Plate Moment Connections," in *Proceedings of the Third Conference on Steel Developments*, 1985, pp. 74–78.
- [50] T. M. Murray and A. R. Kukreti, "Design of 8-Bolt Stiffened Moment End Plates," *Eng. Journal, AISC*, pp. 45–52, 1988.
- [51] Y. Shi, G. Shi, and Y. Wang, "Experimental and theoretical analysis of the moment-rotation behaviour of stiffened extended end-plate connections," *J. Constr. Steel Res.*, vol. 63, no. 9, pp. 1279–1293, 2007.
- [52] A. Abidelah, A. Bouchair, and D. E. Kerdal, "Experimental and analytical behavior of bolted end-plate connections with or without stiffeners," *J. Constr. Steel Res.*, vol. 76, pp. 13–27, 2012.
- [53] C. Maris, C. Vulcu, A. Stratan, and D. Dubina, "Numerical Simulations of Bolted Beam to Column Connections with Haunches in Steel Moment Frames," in *Civil Engineering PhD International Conference. Building the Community of Young Researchers*, 2014, pp. 109–116.
- [54] P. Grundy, I. R. Thomas, and I. D. Bennetts, "Beam-to-Column Moment Connections," *J. Struct. Div. ASCE*, vol. 106(1), pp. 313–330, 1980.
- [55] E. A. Sumner and T. M. Murray, "Experimental Investigation of Four Bolts Wide Extended End-Plate Moment Connections," Oklahoma City.

- 
- [56] A. K. Pisarek Z, "End-plate steel joint with four bolts in the row," in *Proc. XIth Int. Conf. on Metal Structures (ICMS-2006)*, 2006, pp. 257–266.
- [57] K. Weynand and R. Klinkhammer, "Application of the EC3 Design Rules to End-Plate Connections with 4 Bolts in One Row," in *Proceedings of the Sixth International Workshop. Connections in Steel Structures VI*, 2008, pp. 501–511.
- [58] J.-F. Demonceau, J.-P. Jaspard, K. Weynand, R. Oerder, and C. Muller, "Connections with Four Bolts per Horizontal Row," in *Eurosteel 2011-6th European Conference on Steel and Composite Structures- Proceedings*, 2011, pp. 567–572.
- [59] J.-F. Demonceau, K. Weynand, J.-P. Jaspard, and C. Muller, "Application of Eurocode 3 to Steel Connections with Four Bolts per Horizontal Row," in *SDSS'Rio 2010 Stability and Ductility of Steel Structures*, 2010, pp. 199–206.
- [60] G. S. Prinz, A. Nussbaumer, L. Borges, and S. Khadka, "Experimental testing and simulation of bolted beam-column connections having thick extended endplates and multiple bolts per row," *Eng. Struct.*, vol. 59, pp. 434–447, 2014.
- [61] T. M. Murray and J. T. Borgsmiller, "Strength of Moment End-Plate Connections with Multiple Bolt Rows at the Beam Tension Flange," in *Connections in Steel Structures III. Behaviour, strength & design*, 1995, pp. 169–178.
- [62] S. Gurel and H. Tagawa, "Local strength of a compression zone in extended endplate beam-to-column connections stiffened with bolted channels," *Steel Constr. Eng. Japan Soc. Steel Constr.*, vol. 12, no. 47, pp. 33–42, 2005.
- [63] H. Tagawa and Y. Liu, "Stiffening of bolted end-plate connections with steel member assemblies," *J. Constr. Steel Res.*, vol. 103, pp. 190–199, 2014.
- [64] T. A. Sabol, M. D. Engelhardt, R. S. Aboutaha, and K. H. Frank, "Overview of the AISC Northridge moment connection test program," in *Proc. 11th WCEE, World conference of Earthquake Engineering*, 1996.
- [65] B. T. Adey, G. Y. Grondin, and J. J. R. Cheng, "Extended End Plate Moment Connections Under Cyclic Loading," *J. Constr. Steel Res. Elsevier Appl. Sci.*, vol. 46(1–3), no. 133, 1998.
- [66] B. T. Adey, G. Y. Grondin, and J. J. R. Cheng, "Cyclic Loading of End Plate Moment Connections," *Can. J. Civ. Eng.*, vol. 27(4), pp. 683–701, 2000.
- [67] R. L. Meng and T. M. Murray, "Seismic Performance of Bolted End-Plate Moment Connections," in *Proceedings of the 1997 National Steel Construction Conference*, 1997.
- [68] M. R. A. C. A. Castiglioni, C. Bernuzzi, L. Calado, "Experimental study on Steel Beam-to-Column Joints under Cyclic Reversal Loading," in *Proceedings of the NEHRP Conference and Workshop on Research on the Northridge, California Earthquake of January 17, 1994*, 1998, no. May, pp. 526–533.
- [69] E. A. Sumner, T. W. Mays, and T. M. Murray, "End-Plate Moment Connections : Test Results and Finite Element Method Validation," *Environ. Eng.*, pp. 82–93.
- [70] C. Yorgun, "Evaluation of innovative extended end-plate moment connections under cyclic loading," *Turkish J. Eng. Environ. Sci.*, vol. 26, no. 6, pp. 483–492, 2002.
- [71] E. A. Sumner, "Unified Design of Extended End -Plate Moment Connections Subjected to Cyclic Loading," Faculty of the Virginia Polytechnic Institute and State University, 2003.



- [72] S. E. Blumenbaum, "RESPONSE OF CYCLICALLY LOADED EXTENDED END-PLATE MOMENT CONNECTIONS WHEN USED WITH WELDED BUILT-UP SECTIONS," Virginia Polytechnic Institute and State University, 2004.
- [73] T. M. Murray and E. A. Sumner, *Steel Design Guide 4: Extended End-Plate Moment Connections Seismic and Wind Applications*. United States of America, 2003.
- [74] G. Shi, Y. Shi, and Y. Wang, "Behaviour of end-plate moment connections under earthquake loading," *Eng. Struct.*, vol. 29, no. 5, pp. 703–716, 2007.
- [75] P. Nogueiro, L. S. da Silva, R. Bento, and R. Simões, "Experimental behaviour of standardised European end plate beam-to-column stel joints under arbitrary cyclic loading," in *Stability and Ductility of Steel Structures*, 2006.
- [76] G. Shi, J. Xiong, Y. Shi, and W. Y., "Monotonic and Cyclic Tests of Steel Pretensioned Bolted End-Plate Connections of Different Types and Details," in *Connections in Steel Structures VI*, 2008, pp. 175–184.
- [77] G. Shi, Y. Shi, Y. Wang, and M. a. Bradford, "Numerical simulation of steel pretensioned bolted end-plate connections of different types and details," *Eng. Struct.*, vol. 30, no. 10, pp. 2677–2686, 2008.
- [78] M. N. Hassanien, Sherif H.M.; Mourad, Sherif A.; Ramadan, Hazem M.; Abdel-Salam, "Experimental study of prequalified status of flush end plate connections," *HBRC J.*, vol. 12, no. 1, pp. 25–32, 2016.
- [79] C. E. Sofias, C. N. Kalfas, and D. T. Pachoumis, "Experimental and FEM analysis of reduced beam section moment endplate connections under cyclic loading," *Eng. Struct.*, vol. 59, pp. 320–329, 2014.
- [80] D. T. Pachoumis, E. G. Galoussis, C. N. Kalfas, and a. D. Christitsas, "Reduced beam section moment connections subjected to cyclic loading: Experimental analysis and FEM simulation," *Eng. Struct.*, vol. 31, no. 1, pp. 216–223, 2009.
- [81] D. T. Pachoumis, E. G. Galoussis, C. N. Kalfas, and I. Z. Efthimiou, "Cyclic performance of steel moment-resisting connections with reduced beam sections - experimental analysis and finite element model simulation," *Eng. Struct.*, vol. 32, no. 9, pp. 2683–2692, 2010.
- [82] A. Anastasiadis and V. Gioncu, "Influence of Joint Details on the Local Ductility of Steel MR Frames," in *Proceedings of 3rd National Greek Conference on Steel Structures*, 1998, pp. 311–319.
- [83] M. Anastasiadis, Anthimos S. Mosoarca and V. Gioncu, "DESIGN ASPECTS OF REDUCED BEAM SECTIONS FOR IPE AND HEA EUROPEAN PROFILES," in *5th National Conference on Metal Structures*, 2005, vol. I, pp. 25–33.
- [84] D. Dubina, A. Stratan, and A. Ciutina, "Cyclic Tests on Bolted Steel Double-Sided Beam-to-Column Joints," in *The Paramount Role of Joints into the Reliable Response of Structures*, NATO Science Series, 2000, pp. 129–138.
- [85] A. Plumier, "New Idea for Safe Structures in Seismic Zones," *IABSE Reports=Rapports AIPC=IVBH Berichte*, Zurich, pp. 431–436, 1990.
- [86] Kulkarni Swati Ajay and Vesmawala Gaurang, "A Study of Reduced Beam Section Profiles using Finite Element Analysis," *IOSR J. Mech. Civ. Eng.*, vol. 6, no. 4, pp. 01–06, 2013.
- [87] D. Dubina, D. Florea, A. Stratan, N. Munteanu, R. Zaharia, V. Ungureanu, and D. Grecea, "Utilizarea Otelurilor de Inalta Performanta in Structura de Rezistentă a Cladirilor Multietajate Amplasate in Zone cu Risc Seismic Ridicat: Studii de Eficienta si Program Experimental," in *Structuri Metalice Amplasate in Zone Seismice. Preocupari Actuale*, 2007, pp. 89–106.

- 
- [88] D. Dubina, A. Stratan, N. Muntean, and D. Florea, "Experimental Program for Evaluation of Moment Beam-to-Column Joints of High Strength Steel Components," in *Connections in Steel Structures VI*, 2008, pp. 355–366.
- [89] D. Grecea, A. Stratan, A. Ciutina, and D. Dubina, "Rotation Capacity of Mr Beam-To-Column Joints Under Cyclic Loading," in *Connections in Steel Structures V*, 2004, vol. 1, pp. 141–154.
- [90] D. Dubina, A. Ciutina, and A. Stratan, "Cyclic Tests on Bolted Steel and Composite Double-Sided Beam-to-Column Joints," *Steel Compos. Struct.*, vol. 2, no. 2, pp. 147–160, 2002.
- [91] D. Dubina, A. Ciutina, and A. Stratan, "Cyclic Tests of Double-Sided Beam-to-Column Joints," *J. Struct. Eng.*, vol. 127, no. 2, 2001.
- [92] A. Pop, D. Grecea, A. Ciutina, and I. Curea, "Numerical vs . experimental behaviour of bolted dual-steel T-stub connections," *Recent Adv. Civ. Min. Eng. Math. Comput. Sci. Eng. Ser.*, no. 18, pp. 192–199, 2013.
- [93] T. Petrina, "Cercetari Numerice si Incercari Experimentale Privind Analiza Structurilor la Foc," Facultatea de Constructii, Universitatea Tehnica din Cluj-Napoca, 2014.
- [94] T. Petrina and D. Muntean, "Setting Up a Test Stand for Steel Beam-to-Column Connections Behavior under Post-Earthquake Fire," in *2nd International Conference for PhD Students in Civil Engineering and Architecture, CE-PhD 2014*, 2014, pp. 44–50.
- [95] R. M. Bojan (cas. Balc), "Structuri Metalice in Cadre. Calculul si Alcatuirea Nodurilor," Facultatea de Constructii, Universitatea Tehnica din Cluj-Napoca, 2012.
- [96] R. Balc, "Numerical models of welded and bolted beam to column connections Rezumat," *Acta Tech. Napocensis Civ. Eng. Archit.*, vol. 55, no. 1, pp. 30–36, 2012.
- [97] V. Pacurar, M. Petrina, I. Lupea, R. Balc, and C. Campian, "Numerical Analysis of Semi Rigid Beam-to-Column Connections of Steel Frames," in *Steel, a New and Traditional Material for Building*, 2006, pp. 331–336.
- [98] R. Balc, A. Chira, and N. Chira, "Finite Element Analysis of Beam to Column End Plate Bolted Connection," *Acta Tech. Napocensis Civ. Eng. Archit.*, vol. 55, no. 1, pp. 24–29, 2012.
- [99] P. Alexa, A. Catarig, and M. Petrina, "Elasto-Plastic Analysis of Metal Skeletal Structures with Finite Dimension Joints," in *Lucrarile celei de-a VI-a Conferinta de Constructii Metalice*, 1991, pp. 31–38.
- [100] P. Alexa, A. Catarig, N. Chira, and M. Petrina, "Ductility via Semirigidity," in *Lucrarile celei de a IX-a Conferinta de Constructii Metalice*, 2000, pp. 361–366.
- [101] A. Catarig, M. Petrina, and N. Poienaru, "Experimentari Fizice si Numerice pentru Determinarea Influenta Imbinarilor Folosite la Constructii Prefabricate asupra Starii de Eforturi," Bucuresti, 1988.
- [102] C. G. Chiorean, "Contributii la Analiza Avansata a Structurilor in Cadre," Universitatea Tehnica din Cluj-Napoca, 2000.
- [103] N. Chira, "Analiza Geometric Neliniara si la Stabilitate a Cadrelor Metalice Spatiale Semirigide," Universitatea Tehnica din Cluj-Napoca, 2000.
- [104] N. Chira, A. Catarig, and P. Alexa, *Cadre Metalice Spatiale Semirigide*. Cluj-Napoca: UTPRESS, 2002.
- [105] K. Kaushik, A. K. Sharma, and R. Kumar, "A Review on Finite Element Analysis of Beam to Column Endplate Bolted Connection," *IOSR J. Mech. Civ. Eng.*, vol. 8, no. 1, pp. 97–103, 2013.

- 
- [106] C. Daz, P. Mart, M. Victoria, and O. M. Querin, "Review on the modelling of joint behaviour in steel frames," *J. Constr. Steel Res.*, vol. 67, no. 5, pp. 741–758, 2011.
- [107] G. J. Van Der Vegte and Y. Makino, "Numerical simulations of bolted connections: the implicit versus the explicit approach," in *Connections in Steel Structures V*, 2004, no. 4, pp. 89–98.
- [108] S. K. Bose, C. M. McNeice, and A. N. Sherbourne, "Column Webs in Steel Beam to Column Connections. Part I: Formulation and Verification," *Comput. Struct.*, vol. 2, pp. 253–272, 1972.
- [109] N. Krishnamurthy and D. E. Graddy, "Correlation Between 2- and 3-Dimensional Finite Element Analysis of Steel Bolted End-Plate Connections," *Comput. Struct.*, vol. 6, pp. 381–389, 1976.
- [110] N. Krishnamurthy, H. T. Huang, P. K. Jeffrey, and L. K. Avery, "Analytical M-O Curves for End-Plate Connections," *Comput. Struct.*, vol. 105, no. 1, pp. 133–145, 1979.
- [111] A. R. Kukreti, T. M. Murray, and A. Abolmaali, "End-Plate Connection Moment-Rotation Relationship," *J. Constr. Steel Res.*, vol. 8, pp. 137–157, 1987.
- [112] M. R. Bahaari and A. N. Sherbourne, "Computer Modeling of an Extended End-Plate Bolted Connection," *Comput. Struct.*, vol. 52, pp. 879–893, 1994.
- [113] A. N. Sherbourne and M. R. Bahaari, "3D Simulation of End-Plate Bolted Connections," *J. Struct. Eng.*, vol. 120, no. 11, pp. 3122–3136, 1996.
- [114] C. K. Choi and G. T. Chung, "Refined Three-Dimensional Finite Element Model for End-Plate Connection," *J. Struct. Eng. ASCE*, vol. 122, no. 11, pp. 1307–1316, 1996.
- [115] B. Bose, Z. M. Wang, and S. Sarkar, "Finite-Element Analysis of Unstiffened Flush End-Plate Bolted Joints," *J. Struct. Eng. ASCE*, vol. 123, pp. 1614–1621, 1997.
- [116] O. S. Bursi and J. P. Jaspart, "Calibration of a Finite Element Model for Isolated Bolted End Plate Steel Connections," *J. Constr. Steel Res.*, vol. 44, no. 3, pp. 225–262, 1997.
- [117] O. S. Bursi and J. P. Jaspart, "Basic Issues in the Finite Element Simulation of Extended End Plate Connections," *Comput. Struct.*, vol. 69, pp. 361–382, 1998.
- [118] O. S. Bursi and J. P. Jaspart, "Finite element-based models for the analysis of bolted beam-to-column steel connections Sk," 1996.
- [119] Y. I. Maggi, R. M. Gonçalves, R. T. Leon, and L. F. L. Ribeiro, "Parametric analysis of steel bolted end plate connections using finite element modeling," *J. Constr. Steel Res.*, vol. 61, no. 5, pp. 689–708, 2005.
- [120] A. Abolmaali, J. H. Matthys, M. Farooqi, and Y. Choi, "Development of moment-rotation model equations for flush end-plate connections," *J. Constr. Steel Res.*, vol. 61, no. 12, pp. 1595–1612, 2005.
- [121] A. R. Kukreti and F. F. Zhou, "Eight-bolt endplate connection and its influence on frame behavior," *Eng. Struct.*, vol. 28, no. 11, pp. 1483–1493, 2006.
- [122] C. Díaz, M. Victoria, P. Martí, and O. M. Querin, "FE model of beam-to-column extended end-plate joints," *J. Constr. Steel Res.*, vol. 67, no. 10, pp. 1578–1590, 2011.
- [123] M. Baei, M. Ghassemieh, and A. Goudarzi, "Numerical Modelling of End-Plate Moment Connection Subjected to Bending and Axial Forces," *J. Math. Comput. Sci.*, vol. 4, no. 3, pp. 463–472, 2012.
- [124] A. R. Kukreti and P. Biswas, "Finite Element Analysis to Predict the Cyclic Hysteretic Behavior and Failure of End-Plate Connections," *Comput. Struct.*, vol. 65, no. 1, pp. 127–147, 1997.

- 
- [125] A. Bhargava and W. M. K. Roddis, "Analysis of Extended End-Plate Connections Under Cyclic Loading Using the LS-DYNA Implicit Solver," in *9th International LS-DYNA Users Conference*, 2006, no. 1, pp. 27–32.
- [126] M. Gerami, H. Saberi, V. Saberi, and A. Saedi Daryan, "Cyclic behavior of bolted connections with different arrangement of bolts," *J. Constr. Steel Res.*, vol. 67, no. 4, pp. 690–705, 2011.
- [127] H. Augusto, C. Rebelo, and L. S. Silva, "Modelling of the Dissipative Behaviour of Partial-Strength Beam-to-Column Steel Connections," in *15th World Conference on Earthquake Engineering*, 2012.
- [128] M. Wang, Y. Shi, Y. Wang, and G. Shi, "Numerical study on seismic behaviors of steel frame end-plate connections," *J. Constr. Steel Res.*, vol. 90, pp. 140–152, 2013.
- [129] V. Zeinoddini-Meimand, M. Ghassemieh, and J. Kiani, "Finite Element Analysis of Flush End Plate Moment Connections under Cyclic Loading," vol. 8, no. 1, pp. 96–104, 2014.
- [130] M. Ghassemieh, M. Jalalpour, and A. A. Gholampour, "Numerical Evaluation of the Extended Endplate Moment Connection Subjected to Cyclic Loading," *Curr. Adv. Civ. Eng.*, vol. 2, no. 1, pp. 35–43, 2014.
- [131] F. M. F. Shaker and W. M. A. Elrahman, "Analytical Behavior of Steel Pre-tensioned Bolted Connections with Flushed and Extended End Plates under Bending," vol. 30, no. 6, pp. 673–684, 2014.
- [132] F. M. F. Shaker and W. M. Abd Elrahman, "Behavior of flush and extended end-plate beam-to-column joints under bending and axial force," *World Appl. Sci. J.*, vol. 30, no. 6, pp. 685–695, 2014.
- [133] E. Mashaly, M. El-Heweity, H. Abou-Elfath, and M. Osman, "Finite element analysis of beam-to-column joints in steel frames under cyclic loading," *Alexandria Eng. J.*, vol. 50, no. 1, pp. 91–104, 2011.
- [134] E. Mashaly, M. El-Heweity, H. Abou-Elfath, and M. Osman, "Behavior of four-bolt extended end-plate connection subjected to lateral loading," *Alexandria Eng. J.*, vol. 50, no. 1, pp. 79–90, 2011.
- [135] A. M. Girão Coelho, "Rotation capacity of partial strength steel joints with three-dimensional finite element approach," *Comput. Struct.*, vol. 116, pp. 88–97, 2013.
- [136] R. E. S. Ismail, A. Shamelfahmy, A. M. Khalifa, and Y. M. Mohamed, "Behavior of End-Plate Steel Connections Stiffened with Stiffeners of Different Geometrical Dimensions," *Glob. Adv. Res. J. Eng. Technol. Innov.*, vol. 3, no. 3, pp. 55–69, 2014.
- [137] A. K. Dessouki, A. H. Youssef, and M. M. Ibrahim, "Behavior of I-Beam Bolted Extended End-Plate Moment Connections," *Ain Shams Eng. J.*, vol. 4, no. 4, pp. 685–699, 2013.
- [138] A. Madjour, M. R. Soltani, and E. H. Harkati, "Effect of Web Beam Openings on the Mechanical Behaviour of Bolted End- Plate Connections Effect of Web Beam Openings on the Mechanical Behaviour of Bolted End- Plate Connections," in *13th Arab Structural Engineering Conference*, 2016, no. February, pp. 1–8.
- [139] D. Dubina, *Contract nr. 426/08.12.2009. Calculul si Proiectarea Imbinarilor Structurale din Otel in Conformitate cu SR-EN 1993-1-8. Recomandari, Comentarii si Exemple de Aplicare*, no. 426. 2010.
- [140] *PI00-1-Cod de Proiectare Seismica-Partea I-Prevederi de Proiectare pentru Cladiri*. 2013.
- [141] INCERC, *Buletinul Construcțiilor 16/2004*. România, 2004.
- [142] D. Dubina, *Contract nr. 425/08.12.2009. Calculul Structural Global al Structurilor Metalice in Conformitate cu SR EN 1993-1-1 si SR EN 1998-1: Recomandari, Comentarii si Exemple de Aplicare*. 2010.
-

- [143] I. C. Muresan, "Research on Analysis and Design Philosophy of the Connections in Steel Structures," in *C60 International Conference "Tradition and Innovation - 60 Years of Constructions in Transilvania,"* 2013, pp. 133–134.
- [144] W.-F. Chen, *Practical Analysis for Semi-rigid Frame Design*. Singapore: World Scientific Publishing Co. Pte. Ltd., 2000.
- [145] R. Bjorhovde, J. Brozzetti, and A. Colson, "A Classification System for Beam-to-Column Connections," *J. Struct. Eng. ASCE*, vol. 116, no. ST11, pp. 3059–3076, 1990.
- [146] Y. Goto and S. Miyashita, "Classification system for rigid and semi-rigid connections," *J. Struct. Eng. ASCE*, vol. 124, no. 7, pp. 750–757, 1998.
- [147] E. Standard, *Metallic materials—tensile testing—part 1: method of test at ambient temperature*. 2001.
- [148] F. Mocanu, *Rezistentă Materialelor, Partea I.*
- [149] European Convention for Constructional Steelwork (ECCS), *Ultimate limit state calculation of sway frames with rigid joints*. 1984.
- [150] M. Fazaunizam and B. Shamsudin, "ANALYTICAL TOOL FOR MODELING THE CYCLIC BEHAVIOUR OF EXTENDED END-PLATE CONNECTIONS," University of Coimbra, 2014.
- [151] M. Latour and G. Rizzano, "Experimental Analysis on the Cyclic Response of Beam to Column Joints: State-of-the-Art at Salerno University," *Open Constr. Build. Technol. J.*, vol. 8, no. 1, pp. 227–247, 2015.
- [152] Ștefan M. Buru, "ANALIZA AVANSATĂ A STRUCTURILOR ALCĂTUIATE DIN ELEMENTE COMPOZITE OȚEL -BETON," 2016.
- [153] C. G. Chiorean, *Calculul neliniar al structurilor. Vol. 1. Structuri plane*. Cluj-Napoca: U. T. PRESS, 2009.
- [154] C. G. Chiorean, "Second-order flexibility-based model for nonlinear inelastic analysis of 3D semi-rigid steel frameworks," *Eng. Struct.*, vol. 136, no. April, pp. 547–579, 2017.
- [155] P. Zhang, J. Dong, "Residual stresses in welded moment frames and implications for structural performance," *J. Struct. Eng. ASCE*, vol. 126, no. 3, 2000.
- [156] J. Szalai and F. Papp, "A new residual stress distribution for hot-rolled I-shaped sections," vol. 61, pp. 845–861, 2005.
- [157] et al Kim, Seungjun, "Tangent moduli of hot-rolled I-shaped axial members considering various residual stress distributions," *Thin Walled Struct.*, vol. 76, no. February, pp. 77–91, 2014.
- [158] S. T. Wai-Fah Chen, *Advanced analysis of steel frames. Theory, Software and Applications*. CRC Press, 1994.
- [159] R. Simões, L. S. da Silva, and J. S. C. Paulo, "Cyclic behaviour of end-plate beam-to-column composite joints," *Steel Compos. Struct.*, vol. 1, no. 3, pp. 355–376, 2001.
- [160] F. Jaspert, J.P., Braham, M., Cerfontaine, "Strenght of joints subjected to combined action for moments and axial forces - Jean-Pierre Jaspert.pdf," in *Proceedings of the conference Eurosteel '99*, 1999, pp. 465–468.
- [161] A. M. Simoes da Silva, L., Girao Coelho, "An analytical evaluation of the response of steel joints under bending and axial force," *Comput. Struct.*, vol. 79, pp. 873–881, 2001.

- 
- [162] K. Urbonas and A. Daniūnas, “Component method extension to steel beam - to - beam and beam - to - column knee joints under bending and axial forces,” *J. Civ. Eng. Manag.*, pp. 217–224, 2005.
- [163] A. Urbonas, K., Daniūnas, “Behaviour of semi-rigid steel beam-to-beam joints under bending and axial forces,” *J. Constr. Steel Res. Elsevier Appl. Sci.*, vol. 62, pp. 1244–1249, 2006.
- [164] K. Daniūnas, A., Urbonas, “Characteristics of the semi-rigid bolted steel joints under bending and axial forces and its influence on the frame behaviour,” in *Proceedings of the 9th International Conference “Modern Building Materials, Structures and Techniques”*, 2007, pp. 512–516.
- [165] K. Daniūnas, A., Urbonas, “Analysis of the steel frames with the semi-rigid beam-to-beam and beam-to-column knee joints under bending and axial forces,” *Eng. Struct.*, vol. 30, pp. 3114–3118, 2008.
- [166] S. A. L. de A. L. Simões da Silva, L. R. O. de Lima, P. C. G. da S. Vellasco, “Behaviour of flush end-plate beam-to-column joints under bending and axial force,” vol. 4, no. 2, pp. 77–94, 2004.