FREEDAM-PLUS

Valorificarea cunoștințelor privind îmbinările metalice rezistente la avarii (FREE from DAMage)

Grant nr.: 899321-2020

Proiectarea seismică a structurilor metalice cu îmbinări FREEDAM

DOCUMENTE INFORMATIVE

LIMBA ROMÂNĂ

15/02/2021

DOCUMENTE INFORMATIVE:

Proiectarea seismică a structurilor metalice cu îmbinări FREEDAM

Acest document reprezintă versiunea tradusă în limba română a documentelor informative privind îmbinările metalice rezistente la avarii (îmbinări FREEDAM), dezvoltate în cadrul proiectului *RFCS FREEDAM – FREE from DAMage Joints* (RFSR-CT-2015-00022). Această traducere este o parte componentă a *RFCS FREEDAM- PLUS - Valorificarea cunoștințelor privind îmbinările metalice rezistente la avarii (FREE from DAMage)* (Grantul nr.: 899321-2020), și a fost realizată de Anna Prodan, Aurel Stratan și Dan Dubină de la Universitatea Politehnica Timișoara.

Documente informative (versiunea engleză):
Vincenzo Piluso (Coordonator), Gianvittorio Rizzano, Massimo Latour, Antonella Bianca Francavilla, Sabatino Di Benedetto (Universita Degli Studi di Salerno , Italy)
Raffaele Landolfo, Mario D'Aniello (Universita Degli Studi Di Napoli Federico II , Italy)
Luis Simões da Silva, Aldina Santiago, Ana Francisca Santos (Universidade of Coimbra, Portugal)
Jean-Pierre Jaspart, Jean-Francois Demonceau (Universite de Liege, Belgium)

Parteneri
Instituțiile care au participat la proiectul FREEDAM - PLUS sunt:

Universidade de Coimbra
Paço das Escolas, Coimbra, 3001 451 Portugal
www.uc.pt

Universita Degli Studi di Salerno
Via Giovanni Paolo II 132, Fisciano SA, 84084 Italy
www.unisa.it

Universita Degli Studi Di Napoli Federico II
Corso Umberto I, 40 , Napoli, 80138 Italy
www.unina.it

Universite de Liége
Place Du 20 AOUT 7 Liége, 4000 Belgium
www.uliege.be

Universitatea Politehnica Timisoara
Piata Victoriei 2 Timisoara 300006 Romania
www.upt.ro/

European Convention For Constructional Steelwork
Avenue Des Ombrages 32/20 32 Bruxelles 1200 Belgium
www.steelconstruct.com

Ozyegin Universitesi
Nisantepe Mah Orman Sok 13, Alemdag Cekmekoy Istanbul 34794 Turkey
www.ozyegin.edu.tr/eng

National Technical University Of Athens
Heroon Polytechniou 9 Zographou C, Athina 15780 Greece
www.ntua.gr

Ceske Vysoke Uceni Technicke V Praze
Jugoslavskych Partyzanu 1580/3 Praha 160 00 Czech Republic
www.cvut.cz/en

Institut National Des Sciences Appliquees De Rennes
Avenue Des Buttes De Coesmes 20 Rennes Cedex 7, 35708 France
www.insa-rennes.fr

Technische Universiteit Delft
Stevinweg 1 Delft 2628 Cn Netherlands
www.tudelft.nl

Univerza V Ljubljani
Kongresni TRG 12 Ljubljana 1000 Slovenia
www.uni-lj.si

Institut National Des Sciences Appliquees De Rennes
Avenue Des Buttes De Coesmes 20 Rennes CEDEX 7 35708 France
www.insa-rennes.fr

Universitet Po Architektura Stroitelstvo I Geodezija
Hristo Smirnenski BLVD 1, Sofia, 1046 Bulgaria
www.uacg.bg

Universitat Politecnica De Catalunya
Calle Jordi Girona 31 Barcelona 08034 Spain
www.upc.edu

Rheinisch-Westfaelische Technische Hochschule Aachen
Templergraben 55 Aachen, 52062 Germany
www.rwth-aachen.de

CUPRINS

CUPRINS ..... **I**

LISTA FIGURILOR ..... **IV**

LISTA TABELELOR ..... **X**

CAPITOLUL 1. ÎMBINĂRI INTELIGENTE PENTRU CADRE REZISTENTE SEISMIC: PREZENTARE GENERALĂ

1.1 INTRODUCERE 1

1.2 DEZAVANTAJELE ÎMBINĂRILOR TRADIȚIONALE 5

1.3 ÎMBINĂRILE INTELIGENTE 9

1.3.1 Îmbinări inteligente cu amortizoare histeretice *10*

1.3.2 Îmbinări inteligente cu contravântuiri cu flambaj împiedicat *12*

1.3.3 Îmbinări inteligente cu amortizoare cu frecare *16*

1.4 ÎMBINĂRI CU AUTO-CENTRARE 22

1.5 BIBLIOGRAFIE 24

CAPITOLUL 2. DEZVOLTAREA AMORTIZOARELOR FREEDAM

2.1 INTRODUCERE 29

2.2 ALEGEREA MATERIALELOR PENTRU PLĂCUȚELE DE FRÂNĂ 33

2.2.1 Noțiuni fundamentale de tribologie *33*

2.2.2 Materiale de fricțiune încercate în cadrul proiectului de cercetare FREEDAM *35*

2.3 COMPORTAREA LA ÎNCERCĂRI CICLICE 38

2.3.1 Încercări cu viteză redusă *38*

2.3.2 Încercări cu viteză mare *40*

2.3.3 Rezumatul rezultatelor experimentale *41*

2.3.3.1 Influența materialului de acoperire: materiale "dure" (M6-M8) 42

2.3.3.2 Influența materialului de acoperire: materiale "moi" (M1-M5) 43

2.3.3.3 Influența forței de strângere 45

2.3.3.4 Influența configurației arcurilor disc 48

2.3.3.5 Influența variabilității aleatorii 50

2.3.3.6 Influența vitezei de alunecare 51

2.4 PIERDERI DE PRETENSIONARE PE PARCURSUL PERIOADEI DE EXPLOATARE 54

2.4.1 Introducere *54*

2.4.2 Pierderi de pretensionare pe termen scurt *57*

2.4.3 Pierderi de pretensionare pe termen mediu *59*

2.4.4 Pierderi de pretensionare pe termen lung *60*

2.5 MODELAREA ȘI PROIECTAREA AVANSATĂ A AMORTIZOARELOR CU FRECARE 62

2.5.1 Valorile de proiectare ale coeficientului de frecare și modele de regresie *62*

2.6 BIBLIOGRAFIE 65

CAPITOLUL 3. DEZVOLTAREA ÎMBINĂRILOR FREEDAM

3.1 INTRODUCERE 69

3.2 ÎNCERCĂRI EXPERIMENTALE PE NODURI MARGINALE 71

3.2.1 Montajul experimental *71*

3.2.2 Rezultatele încercărilor experimentale 76
3.3 ÎNCERCĂRI EXPERIMENTALE PE NODURI INTERMEDIARE 82
3.3.1 Montajul și programul experimental 82
3.3.2 Rezultatele încercărilor experimentale 85
3.4 CONCLUZII 88
3.5 BIBLIOGRAFIE 89

CAPITOLUL 4. MODELAREA CU ELEMENTE FINITE A AMORTIZOARELOR ŞI A ÎMBINĂRILOR FREEDAM

4.1 INTRODUCERE 93
4.2 MODELAREA MEF A AMORTIZOARELOR FREEDAM 94
4.2.1 Ipoteze de calcul 94
4.2.2 Validarea și interpretarea rezultatelor 98
4.2.2.1 Influența arcurilor disc în îmbinările supuse la forfecare cu materialul de fricțiune M6 [NV-21-22-23-24]98
4.2.2.2 Influența arcurilor disc în îmbinările supuse la forfecare cu material de fricțiune M4 [NV-17-18-19-20] ..99
4.2.2.3 Dependența coeficienților de frecare de presiune 101
4.3 MODELAREA CU ELEMENTE FINITE A ÎMBINĂRILOR FREEDAM 102
4.3.1 Ipoteze de modelare 103
4.3.2 Validarea și discutarea rezultatelor: noduri marginale 105
4.3.3 Validarea și discutarea rezultatelor: noduri intermediare 107
4.4 REZUMATUL INFORMAȚIILOR REFERITOARE LA PREVEDERILE DE PROIECTARE 108
4.4.1 Forța de forfecare în îmbinările cu elemente T și L 108
4.4.2 Influența forței de strângere 112
4.4.3 Influența coeficientului de frecare 114
4.5 BIBLIOGRAFIE 116

CAPITOLUL 5. COMPORTAREA ÎMBINĂRILOR LA ÎNCERCĂRI LA IMPACT

5.1 INTRODUCERE 117
5.2 COMPORTAREA AMORTIZOARELOR FREEDAM LA ÎNCERCĂRI LA IMPACT 118
5.2.1 Descrierea specimenelor și a programului experimental 118
5.2.2 Montajul experimental 120
5.2.3 Rezultatele încercărilor experimentale 121
5.2.4 Simularea rezultatelor experimentale 123
5.3 COMPORTAREA ÎMBINĂRILOR FREEDAM LA ÎNCERCĂRI LA IMPACT 124
5.3.1 Tipologia specimenelor supuse la încercări 124
5.3.2 Încercări pe noduri marginale. Montajul și programul experimental 125
5.3.3 Rezultatele încercărilor experimentale 126
5.3.4 Simularea numerică a încercărilor experimentale 127
5.3.5 Încercări pe noduri intermediare. Montajul și programul experimental 129
5.3.6 Rezultatele încercărilor experimentale 131
5.3.7 Simularea numerică a încercărilor experimentale 134
5.3.8 Rezumatul informațiilor referitoare la prevederile de proiectare 138
5.4 BIBLIOGRAFIE 138

CAPITOLUL 6. SIMULAREA RĂSPUNSULUI SEISMIC PRIN ÎNCERCĂRI PSEUDO-DINAMICE

6.1 INTRODUCERE 141
6.2 MODELUL EXPERIMENTAL AL CLĂDIRII 141
6.3 ÎNCERCAREA PSEUDO-DINAMICĂ A MODELULUI EXPERIMENTAL CU ÎMBINĂRI RBS 145
6.2.1 Imperial Valley (a_g = 1.10g) 145
6.2.2 Spitak (ag = 0.80g) 146
6.2.3 Accelerograma artificială (a_g= 0,50g) 147
6.4 ÎNCERCAREA PSEUDO-DINAMICĂ A MODELULUI EXPERIMENTAL CU ÎMBINĂRI FREEDAM 150
6.4.1 Imperial Valley (a_g = 1.10g) 151
6.4.2 Spitak (ag = 0.80g) 151
6.4.3 Accelerograma artificială (a_g = 0,50g) 152
6.4.4 Santa Barbara (a_g = 0.80g) 153
6.4.5 Coalinga (PGA = 0.80g) 154
6.5 SIMULAREA NUMERICĂ A RĂSPUNSULUI SEISMIC 155
6.5.1 Structura cu îmbinări RBS 155
6.5.2 Structura cu îmbinări FREEDAM 159
6.6 COMPARAREA PERFORMANȚEI SEISMICE 164
6.7 BIBLIOGRAFIE 168

LISTA FIGURILOR

Figura 1.1 Comparație între diferite strategii de proiectare 4
Figura 1.2 Comportarea componentelor îmbinărilor proiectate pentru a obține eforturi de forfecare în panoul de inimă a stâlpului - cea mai slabă zonă [25] 6
Figura 1.3 Răspunsul ciclic, definit prin curba moment-rotire, al unei îmbinări având componenta cea mai slabă - panoul de inimă a stâlpului [25] 7
Figura 1.4 Răspunsul ciclic, definit prin curba moment-rotire, al îmbinării cu grindă cu secțiune redusă [25] 7
Figura 1.5 Răspunsul ciclic, definit prin curba moment-rotire, al unei îmbinări DST cu elemente T cu șuruburi - cea mai slabă componentă [25] 8
Figura 1.6 Îmbinare grindă-stâlp echipată cu un amortizor cu fante [28] 10
Figura 1.7 Criteriul de proiectare pentru îmbinările echipate cu amortizoare cu fante 11
Figura 1.8 Rezultatele încercărilor experimentale pe îmbinări echipate cu amortizoare cu fante 12
Figura 1.9 Îmbinări grindă-stâlp echipate cu contravântuiri cu flambaj împiedicat [29] 13
Figura 1.10 Detaliu structural pentru o contravântuire cu flambaj împiedicat, executată în întregime din oțel, utilizată ca amortizor histeretic [29] 13
Figura 1.11 Distribuția efortului în îmbinările grindă-stâlp echipate cu contravântuiri cu flambaj împiedicat, superioare și inferioare [29] 14
Figura 1.12 Distribuția forței în articulațiile grindă-stâlp echipate cu contravântuiri cu flambaj împiedicat inferioare [29] 15
Figura 1.13 Răspunsul ciclic, definit de curba moment-rotire, al îmbinărilor echipate cu contravântuiri cu flambaj împiedicat [29] 16
Figura 1.14 Schema de principiu și curba idealizată forță-deplasare ale unei îmbinări cu frecare simetrică 17
Figura 1.15 Schema de principiu și curba idealizată forță-deplasare ale unei îmbinări cu frecare asimetrică 17
Figura 1.16 Tija șurubului în dublă curbură 18
Figura 1.17 Îmbinare cu frecare asimetrică [36, 43] 19
Figura 1.18 Comportarea la solicitări ciclice a îmbinărilor cu frecare asimetrică [43] 19
Figura 1.19 a) Configurația cu amortizor orizontal; b) Configurația cu amortizor vertical 20
Figura 1.20 Testarea unei îmbinări echipate cu amortizor cu frecare în configurația orizontală 21
Figura 1.21 Testarea unei îmbinări echipate cu amortizor cu frecare în configurația verticală 21
Figura 1.22 Îmbinări cu auto-centrare echipate cu amortizoare cu frecare [48, 54] 22
Figura 1.23 Componentele unei îmbinări cu auto-centrare echipată cu amortizoare cu frecare (stânga) și răspunsul acesteia la solicitări ciclice (dreapta) [48, 54] 23

Figura 2.1 Exemple de contravântuiri dependente de deplasare și de viteză 29
Figura 2.2 Amortizoare după încercări 30
Figura 2.3 Primul brevet japonez al unui dispozitiv anti-seismic cu frecare [11] 30
Figura 2.4 Conceptul îmbinărilor echipate cu dispozitive de frecare simetrice [12] 31
Figura 2.5 Noțiuni fundamentale de tribologie 31
Figura 2.6 Îmbinare rezistentă la avarii (FREEDAM) 32
Figura 2.7 Încercări ciclice de alunecare pentru oțeluri cu un conținut redus de carbon 35
Figura 2.8 Încercări pe cauciuc 36
Figura 2.9 Încercări pe aluminiu pulverizat termic 37
Figura 2.10 Tehnici de metalizare prin pulverizare 37
Figura 2.11 Încercare ciclică de alunecare pe îmbinări supuse la forfecare 38
Figura 2.12 Strângerea șuruburilor 39
Figura 2.13 Structura specimenelor pentru încercările cu viteză mare 40
Figura 2.14 Mașină de încercări 41
Figura 2.15 Comportarea histeretică a plăcuțelor de frână dure 41
Figura 2.16 Degradarea plăcuțelor de frână acoperite cu materiale dure 43
Figura 2.17 Coeficientul real de frecare și evoluția eforturilor din șuruburi 43
Figura 2.18 Comportarea histeretică a plăcuțelor de frână acoperite cu materiale moi 44
Figura 2.19 Coeficientul real de frecare și evoluția eforturilor din șuruburi 45
Figura 2.20 Degradarea plăcuțelor de frână în urma încercărilor 45
Figura 2.21 Efectul pretensionării 46
Figura 2.22 Eforturile din șuruburi și degradarea energiei disipate 46
Figura 2.23 Influența pretensionării 47
Figura 2.24 Efectul asamblării șuruburilor cu șaibe plate și arcuri disc (Belleville) 48
Figura 2.25 Efectul numărului de arcuri disc utilizate 49
Figura 2.26 Degradarea amortizării efective și a eforturilor din șuruburi 50
Figura 2.27 Efectul variabilității aleatorii 51
Figura 2.28 Influența vitezei de alunecare. Plăcuțele de frână M4 51
Figura 2.29 Influența vitezei de alunecare asupra valorii inițiale a coeficientului de frecare 52
Figura 2.30 Dependența dintre degradarea coeficientului de frecare de viteza de alunecare 53
Figura 2.31 Dependența dintre degradarea coeficientului de frecare și viteza de până la 400 mm 54
Figura 2.32 Evoluția eforturilor de pretensionare în timp 55
Figura 2.33 Montajul experimental 55
Figura 2.34 Tipuri de șaibe Belleville 56
Figura 2.35 Configurații de șaibe examinate 56
Figura 2.36 Rezultatele încercărilor de scurtă durată 57

Figura 2.37 Rezultatele încercărilor pe termen mediu 59
Figura 2.38 Rezultatele încercărilor pe termen lung 61
Figura 2.39 Valorile de proiectare ale coeficienților de frecare pentru materialele examinate . 64
Figura 3.1 Tipologii de îmbinări cu frecare simetrică..... 70
Figura 3.2 Noduri marginale supuse la încercări 72
Figura 3.3 Ansamblul experimental - noduri marginale 72
Figura 3.4 Schema structurală..... 73
Figura 3.5 Protocolul de încărcare AISC 346-10..... 74
Figura 3.6 Poziția senzorilor LVDT..... 75
Figura 3.7 Curbe histeretice 77
Figura 3.8 Specimene deformate: a) FJ-CYC01; b) FJ-CYC02; c) FJ-CYC03; d) FJ-CYC04 . 78
Figura 3.9 Poziția instrumentelor de măsurare - FREEDAM-CYC01..... 79
Figura 3.10 Poziția instrumentelor de măsurare - FREEDAM-CYC02..... 79
Figura 3.11 Diagrama dintre forța de alunecare și deplasarea amortizoarelor cu frecare..... 80
Figura 3.12 Măsurători locale pentru specimenul FREEDAM-CYC01 – elemente T și L 80
Figura 3.13 Măsurători locale pentru specimenul FREEDAM-CYC02 – elemente T și L 80
Figura 3.14 Forța de pretensionare în șuruburile amortizorului de frecare..... 81
Figura 3.15 Specimenul deformat FREEDAM-CYC02 la sfârșitul încercării..... 81
Figura 3.16 Noduri intermediare supuse la încercări 83
Figura 3.17 Ansamblul experimental - noduri intermediare (dimensiuni în mm) 84
Figura 3.18 Schema de calcul a reacțiunilor în legăturile specimenului..... 84
Figura 3.19 Instrumente de măsurare..... 84
Figura 3.20 Diagrame moment-rotire – Specimene cu grinzi IPE 270..... 85
Figura 3.21 Diagrame moment-rotire – Specimene cu grindă IPE 450 86
Figura 3.22 Deformațiile elementelor T și L..... 87
Figura 3.23 Evoluția forței din șuruburi..... 87
Figura 4.1 Modelele cu element finit ale îmbinărilor supuse la forfecare 95
Figura 4.2 Curbele reale tensiune-deformație..... 95
Figura 4.3 Deplasările aplicate seriei UT-NV..... 96
Figura 4.4 Curbele forță-deplasare: experimentale, implicite și explicite 97
Figura 4.5 Răspunsul modelelor NV-21-22-23-24 98
Figura 4.6 Răspunsul numeric și cel experimental al îmbinărilor supuse la forfecare cu materialul de acoperire M6 [NV-21-22-23-24]..... 99
Figura 4.7 Diagramele coeficientului de frecare pentru îmbinările supuse la forfecare cu materialul de acoperire M4 [NV-17-18-19-20]..... 100
Figura 4.8 Diagramele coeficientului de frecare pentru îmbinările supuse la forfecare cu materialul de acoperire M4 [NV-17-18-19-20]..... 100
Figura 4.9 Diagrama presiunii de contact raportată la suprafața de contact 101

Figura 4.10 Suprafețele de contact pentru diferite valori ale cuplului de strângere..... 102
Figura 4.11 Presiunile de contact pentru diferite valori ale cuplului de strângere..... 102
Figura 4.12 Caracteristicile modelului numeric cu elemente finite al îmbinărilor grindă-stâlp echipate cu amortizoare FREEDAM..... 103
Figura 4.13 Curba medie tensiune-deformație pentru oțelul S355 104
Figura 4.14 Rezultatele numerice și experimentale, definite prin curba moment-rotire a îmbinării 105
Figura 4.15 Modele experimentale și numerice în urma încercării ciclice de până la 5%..... 106
Figura 4.16 Deformațiile plastice echivalente (PEEQ) în șuruburile amortizorului..... 106
Figura 4.17 Comparație între îmbinările vutate T și X (amortizor orizontal)..... 107
Figura 4.18 Comparație între îmbinările T și X cu nervuri (amortizor vertical) 108
Figura 4.19 Forța de forfecare în diferite componente ale îmbinării 109
Figura 4.20 Efortul de forfecare la fața îmbinării 110
Figura 4.21 Distribuția eforturilor de forfecare în elementele îmbinării la rotirea de 0,04 rad a amortizorului 110
Figura 4.22 Distribuția deformațiilor plastice la sfârșitul analizei ciclice a ansamblelor experimentale mari..... 111
Figura 4.23 Energia disipată normalizată..... 111
Figura 4.24 Influența forței de strângere asupra momentului încovoietor capabil 113
Figura 4.25 Comparație între configurația 1 și configurația 2 a îmbinărilor 115
Figura 5.1 Specimen FREEDAM: Vedere laterală 118
Figura 5.2 Specimene supuse încercărilor: Vedere frontală (dimensiuni în mm)..... 119
Figura 5.3 Schița montajului experimental al amortizoarelor cu frecare supuse încercărilor la impact 120
Figura 5.4 Tipurile încercărilor la impact – Schema protocolului de încercare..... 121
Figura 5.5 Diagramele forță-deplasare obținute experimental (Grupul A, M1) 121
Figura 5.6 Modelul numeric al amortizorului cu frecare. Geometrie și condiții de margine... 123
Figura 5.7 Comparație între rezultatele încercărilor experimentale și ale simulărilor numerice 124
Figura 5.8 Influența vitezei de deformație asupra răspunsului amortizorului cu frecare..... 124
Figura 5.9 Schema nodului marginal supus la încercări (Universitatea din Coimbra) 125
Figura 5.10 Principalele componente ale nodurilor intermediare (Universitatea din Liege)... 125
Figura 5.11 Montajul experimental..... 126
Figura 5.12 Răspunsul experimental al îmbinării în termeni de rotire: încercările quasi-statice vs încercările la impact 127
Figura 5.13 Îmbinare după cedare: element T..... 127
Figura 5.14 Modelul MEF. Condiții de margine..... 128
Figura 5.15 Modelarea șurubului M16 HV 128

Figura 5.16 Rezultatele numerice vs rezultatele experimentale 129
Figura 5.17 Rezultate studiului parametric al modelului MEF 129
Figura 5.18 Încercarea la impact (jumătate de specimen) și măsurători prin corelarea imaginii digitale 129
Figura 5.19 Nomenclatura specimenelor 130
Figura 5.20 Montajul experimental pentru încercările la impact. 131
Figura 5.21 Diagramele forță - deplasare verticală și moment-rotire obținute la încercarea statică 131
Figura 5.22 Rezultatele încercărilor la impact. Exemple de măsurare a deplasării în timp a punctului 10C 132
Figura 5.23 Modelul MEF și diagramele de energie 135
Figura 5.24 Comparație între simularea implicită și explicită a încercării statice 136
Figura 5.25 Rezultatele experimentale și cele numerice 136
Figura 6.1 Modelul experimental și îmbinările grindă-stâlp 142
Figura 6.2 Schema modelului experimental cu îmbinări RBS 143
Figura 6.3 Schema de referință adoptată pentru proiectarea cadrelor necontravântuite 144
Figura 6.4 Deplasările nivelurilor (stânga) și a forțelor de reacțiune (dreapta) la Încercarea 1 145
Figura 6.5 Curbele histeretice ale îmbinărilor RBS (a) și energia disipată globală (b) la Încercarea 1 146
Figura 6.6 Deplasările nivelurilor (stânga) și variația forței din actuatori (dreapta) la Încercarea 2 147
Figura 6.7 Deplasările nivelurilor (stânga) și variația forței din actuatori (dreapta) la Încercarea 3 147
Figura 6.8 Deplasările nivelurilor (stânga) și diagrama moment-rotire (dreapta) la Încercarea 4 148
Figura 6.9 Curbele histeretice ale îmbinărilor RBS avariate (sus) și modurile lor de cedare (jos) 148
Figura 6.10 Detalii de sudură ale îmbinărilor RBS 149
Figura 6.11 Deplasările nivelurilor (stânga) și variația forței din actuatori (dreapta) la Încercarea 5 150
Figura 6.12 Deplasările nivelurilor (stânga) și variația forței din actuatori (dreapta) la Încercarea 1 151
Figura 6.13 Deplasările nivelurilor (stânga) și variația forței din actuatori (dreapta) la Încercarea 2 151
Figura 6.14 Curbele histeretice moment-rotire ale îmbinărilor FREEDAM aparținând cadrelor necontravântuite – Încercarea 2 152
Figura 6.15 Deplasările nivelurilor (stânga) și variația forței din actuatori (dreapta) la Încercarea 3 152

Figura 6.16 Curbele histeretice moment-rotire ale îmbinărilor FREEDAM aparținând cadrelor necontravântuite – Încercarea 3 153
Figura 6.17 Deplasările nivelurilor (stânga) și variația forței din actuatori (dreapta) la Încercarea 4 153
Figura 6.18 Curbele histeretice moment-rotire ale îmbinărilor FREEDAM aparținând cadrelor necontravântuite – Încercarea 4 153
Figura 6.19 Deplasările nivelurilor (stânga) și variația forței din actuatori (dreapta) la Încercarea 5 154
Figura 6.20 Curbele histeretice moment-rotire ale îmbinărilor FREEDAM aparținând cadrelor necontravântuite – Încercarea 5 154
Figura 6.21 Îmbinarea FREEDAM 1A la sfârșitul celei de-a doua campanii experimentale .. 155
Figura 6.22 Modelul tridimensional al structurii cu îmbinări RBS 155
Figura 6.23 Diagramele experimentale și numerice moment-rotire ale îmbinării RBS 156
Figura 6.24 Modelul MEF al ansamblului îmbinării grindă-stâlp RBS 156
Figura 6.25 Comparația buclelor histeretice ale îmbinării RBS-1A 158
Figura 6.26 Modelul FEM al structurii 160
Figura 6.27 Modelul MEF detaliat al îmbinării grindă-stâlp 161
Figura 6.28 Parametrii de modelare a materialului Uniaxial Hysteretic 161
Figura 6.29 Deplasările la nivelul 2: Încercarea 1 (stânga) și Încercarea 3 (dreapta) 163
Figura 6.30 Variația în timp a forței tăietoare de bază: Încercarea 1 (stânga) și Încercarea 2 (dreapta) 163
Figura 6.31 Curbe histeretice ale îmbinării 1A: Încercarea 2 (stânga) și Încercarea 5 (dreapta) 164
Figura 6. 32 Comparație între valorile forței tăietoare de bază și ale deplasărilor nivelurilor. 166
Figura 6.33 Curbele de histerezis și cantitatea de energie disipată de îmbinarea 1A 167

LISTA TABELELOR

Tabelul 2.1 Relaxarea pe termen scurt pentru configurația FW 58
Tabelul 2.2 Relaxarea pe termen scurt pentru configurația BW 58
Tabelul 2.3 Relaxarea pe termen scurt pentru configurația 3DS 58
Tabelul 2.4 Relaxarea pe termen scurt pentru configurația 3DSps 58
Tabelul 2.5 Rezultatele încercărilor pe termen mediu 60
Tabelul 2.6 Rezultatele studiului de regresie 62
Tabelul 2.7 Variația statistică a coeficientului de frecare static 63
Tabelul 2.8 Valorile de proiectare ale coeficienților de frecare 64
Tabelul 3.1 Protocolul de încărcare AISC 346-10 74
Tabelul 3.2 Compararea valorilor experimentale și de proiectare ale momentelor de frecare .. 76
Tabelul 3.3 Programul experimental 82
Tabelul 4.1 Comparație între analiza implicită și cea explicită 97
Tabelul 4.2 ID-ul specimenelor cu arcuri disc 97
Tabelul 4.3 Proprietățile tribologice ale materialelor 104
Tabelul 4.4 Momentele încovoietoare pentru modelul FD 1-2-DS 113
Tabelul 4.5 Momentele încovoietoare pentru modelul FD 2-2-DS 113
Tabelul 4.6 Momentele încovoietoare pentru modelul FD 1-2 114
Tabelul 4.7 Momentele încovoietoare pentru modelul FD 2-2 114
Tabelul 5.1 Programul experimental 119
Tabelul 5.2 Valorile factorilor dinamici de frecare și degradarea rezistenței la frecare 122
Tabelul 5.3 Valorile factorilor dinamici în urma fenomenului de alunecare 122
Tabelul 5.4 Programul experimental 126
Tabelul 5.5 Notația încercărilor la impact și caracteristicile lor principale 130
Tabelul 5.6 Rezultatele încercărilor la impact 133
Tabelul 5.7 Calculul DIF 134
Tabelul 5.8 Comparație între valorile experimentale și numerice ale deplasărilor 136
Tabelul 5.9 Estimarea forței de impact și DIF 137
Tabelul 6.1 Accelerogramele utilizate pentru efectuarea încercărilor 144
Tabelul 6.2 Principalele rezultate experimentale (structura cu îmbinări RBS) 145
Tabelul 6.3 Principalele rezultate experimentale (structură cu îmbinări FREEDAM) 150
Tabelul 6.4 Comparație între valorile experimentale și numerice ale forței tăietoare de bază, deplasărilor nivelelor și deplasărilor relative de nivel (răspunsul global) 157
Tabelul 6.5 Comparație între valorile maxime ale rotirii și momentului încovoietor ale îmbinării 1A (răspunsul local) 159
Tabelul 6.6 Parametrii de modelare a materialului Uniaxial Hysteretic 161

Tabelul 6.7 Comparație între valorile experimentale și numerice ale forței din actuatori și ale deplasărilor nivelurilor 162
Tabelul 6.8 Comparație între valorile maxime ale rotirii și momentului încovoietor ale îmbinării 1A (rezultatele încercărilor pseudo-dinamice și a simulărilor numerice) 164
Tabelul 6.9 Comparație între valorile forței tăietoare de bază și ale deplasărilor nivelurilor înregistrate în cele două campanii experimentale 165

CAPITOLUL 1

ÎMBINĂRI INTELIGENTE PENTRU CADRE REZISTENTE SEISMIC: PREZENTARE GENERALĂ

1.1 INTRODUCERE

Cercetările experimentale recente privind îmbinările grindă-stâlp pentru structurile metalice rezistente seismic se concentrează din ce în ce mai mult pe îmbinări inteligente, cu scopul de a reduce avariile structurale cauzate de cutremure puternice. De aceea, tot mai mulți cercetători își îndreaptă atenția asupra îmbinărilor grindă-stâlp echipate cu amortizoare seismice. Astfel de amortizoare asigură disiparea energiei induse de cutremur, înlocuind practic zonele disipative tradiționale ale cadrelor necontravântuite - articulațiile plastice de la capetele grinzilor. În principiu, poate fi utilizată orice tipologie de amortizor seismic: amortizoare histeretice, contravântuiri cu flambaj împiedicat, amortizoare cu extrudare de plumb, dispozitive din aliaj cu memorie de formă, amortizoare vâscoase, amortizoare cu frecare. Astfel de amortizoare, pe lângă faptul că asigură o comportare histeretică stabilă, pot fi înlocuite facil în urma evenimentelor seismice distructive. Din acest motiv, îmbinările grindă-stâlp echipate cu amortizoare seismice pot fi numite "îmbinări inteligente".

Mai mult decât atât, reparabilitatea structurilor după cutremure severe depinde în mare măsură de deformațiile permanente ale acestora. Astfel, un subiect actual în activitatea de cercetare privind îmbinările inteligente vizează posibilitatea de auto-centrare a structurilor, asigurând revenirea la forma inițială nedeformată după evenimente seismice majore.

Acest capitol oferă o prezentare succintă a îmbinărilor inteligente, atestând importanța cercetării structurilor metalice rezistente seismic - o artă de detaliere structurală, care furnizează un număr mai mare de soluții inteligente, comparativ cu structurile din beton.

Este bine cunoscut faptul că metodele de proiectare a structurilor rezistente seismic pot fi analizate din punct de vedere al echilibrului energetic. Conform metodelor tradiționale de proiectare seismică a structurilor [1-4], în cazul unor cutremure frecvente, ale căror interval mediu de recurență este comparabil cu ciclul de viață al structurilor, energia indusă de seism trebuie disipată complet prin amortizare vâscoasă. Pentru astfel de evenimente seismice, structura trebuie proiectată în domeniul elastic, energia histeretică fiind egală cu zero. În schimb, în cazul unor evenimente seismice rare și foarte rare, cu intervalul de recurență de aproximativ 500 de ani, cea mai mare parte a energiei induse de cutremur este disipată histeretic, cauzând incursiuni în domeniul plastic și avarii structurale. Însă, chiar dacă avariile structurale sunt acceptabile, acestea trebuie să fie compatibile cu ductilitatea și capacitatea structurilor de disipare a energiei pentru a asigura prevenirea colapsului și protejarea vieților umane.

În acest sens este necesar să se asigure rezistența și rigiditatea laterală a cadrelor necontravântuite, care să garanteze răspunsul elastic al acestora la acțiuni seismice frecvente și ocazionale. În particular, este necesară o rigiditate laterală adecvată pentru a reduce degradarea

componentelor nestructurale, ceea ce constituie o cerință fundamentală pentru verificarea structurii la starea limită de serviciu. În cazul cutremurelor distructive, cadrele metalice necontravântuite trebuie proiectate să disipeze energia seismică prin deformarea plastică ciclică a capetelor grinzilor. În acest scop, se recomandă ca îmbinările grindă-stâlp să fie proiectate cu o suprarezistență suficientă față de grindă [5-7], ținând cont de variabilitatea aleatorie a caracteristicilor de material [6] și consolidarea materialului, pentru a garanta dezvoltarea rezistenței ultime la încovoiere în articulația plastică [7]. În plus, pentru a maximiza numărul de zone disipative și a controla modul de cedare, codurile moderne de proiectare, cum este și Eurocod 8, impun criterii de ierarhizare a rezistenței pentru formarea articulațiilor plastice în grinzi, dar nu în stâlpi. Până în prezent, criteriul clasic "grindă slabă-îmbinare puternică-stâlp puternic" a fost aplicat pe scară largă în practica de proiectare [1-4] și oferă cu siguranță unele avantaje, cum ar fi: dezvoltarea unor zone disipative stabile histeretic și prevenirea mecanismului plastic de etaj, defavorabil datorită capacității sale slabe de disipare a energiei. Pe de altă parte, proiectarea tradițională a structurilor implică și o serie de dezavantaje [8-10].

În ceea ce privește evenimentele seismice severe, principalul dezavantaj al abordării tradiționale este intrinsec. Chiar dacă daunele structurale sunt esențiale pentru disiparea energiei seismice, totuși, acestea reprezintă principala sursă de pierderi directe și indirecte care devin tot mai inadmisibile în țările dezvoltate, după cum demonstrează valoarea pierderilor economice cauzate de cutremurele recente.

În cazul cadrelor necontravântuite din oțel, utilizarea îmbinărilor grindă-stâlp cu rezistență totală, cu suprarezistența prevăzută de codul de proiectare nu este eficientă economic, și reprezintă un dezavantaj atunci când există o concurență continuă cu alte soluții structurale. Totuși, pentru a garanta performanța îmbinării este necesară o supradimensionare semnificativă, care conduce la utilizarea de rigidizări ale inimii stâlpului, rigidizări sau eclise pe talpa grinzii, sau chiar a utilizării grinzilor vutate.

În ultimele decenii au fost propuse mai multe strategii pentru a compensa principalul dezavantaj al strategiei tradiționale de proiectare - apariția avariilor structurale. O strategie eficientă pentru structurile metalice este disiparea suplimentară a energiei sau controlul pasiv [11-15]. Aceasta presupune disiparea energiei seismice prin amortizare vâscoasă sau amortizare histeretică, introducând amortizoare între anumite puncte ale structurii în care sunt așteptate deplasări sau viteze relative ridicate [12]. Printre diferitele strategii incluse în cadrul sistemelor de control pasiv, în activitățile de cercetare anterioare a fost propusă și utilizarea amortizoarelor cu frecare, care au ca scop reducerea deplasărilor laterale la starea limită de serviciu și reducerea avariilor la starea limită ultimă.

Amortizoarele cu frecare prezintă un potențial ridicat la un cost redus și sunt ușor de instalat și întreținut. Prin urmare, în trecut au fost încercate experimental mai multe dispozitive de amortizare prin frecare [16-18], iar unele dintre acestea au fost utilizate în clădiri din întreaga lume. Cel mai frecvent adoptat sistem pentru instalarea unor astfel de amortizoare constă în introducerea unui sistem de contravântuire cu amortizoare cu frecare integrate [16, 19, 20]. Mai mulți cercetători au lucrat la această configurație structurală, propunând proceduri de proiectare care să optimizeze forța de alunecare a sistemului de contravântuiri.

Pentru compensarea dezavantajelor induse de necesitatea de a proiecta îmbinările grindă-stâlp cu suprarezistență ridicată față de cea a grinzilor, în strategia tradițională de proiectare, a fost

propusă o alternativă la abordarea "grindă slabă - îmbinare puternică - stâlp puternic". În prezent poate fi aplicată filosofia alternativă "stâlp puternic - îmbinare slabă - grindă puternică", întrucât Eurocod 8 a introdus opțiunea proiectării îmbinărilor cu rezistență parțială, cu condiția ca acestea să poată asigura o capacitate de rotire plastică suficientă (de obicei 0,035 rad pentru zonele cu seismicitate ridicată) pentru a fi verificate prin teste experimentale. Cu o astfel de abordare de proiectare, chiar și în cazul grinzilor cu secțiuni mari (datorate deschiderilor de calcul sau încărcărilor gravitaționale mari), adoptarea îmbinărilor cu rezistență parțială permite controlul momentului încovoietor transmis către stâlp, și, în acest fel, poate fi evitată supradimensionarea excesivă care rezultă din aplicarea criteriilor de ierarhizare a rezistenței. Mai mult decât atât, depășirea dezavantajelor îmbinărilor cu suprarezistență înaltă, permite îmbunătățirea eficienței economice globale a structurii și simplificarea semnificativă a detalierii structurale pentru îmbinările grindă-stâlp.

Interesul crescând al comunității științifice pentru proiectarea îmbinărilor cu rezistență parțială [5, 21-27] în cadrele disipative necontravântuite se reflectă, de asemenea, în ultima versiune a Eurocod 8, dar aplicarea lor în practică este încă limitată, deoarece capacitatea disipativă reală a îmbinărilor trebuie demonstrată prin intermediul încercărilor experimentale, inabordabile pentru majoritatea proiectanților. În plus, deși aplicarea îmbinărilor cu rezistență parțială poate spori eficiența economică, pe de altă parte, aceasta implică unele dezavantaje, cum ar fi: reducerea rigidității laterale a cadrului și, în general, a capacității de disipare a energiei la capetele grinzilor.

Pornind de la premisele susmenționate, în scopul de a depăși dezavantajele strategiilor de proiectare descrise, mulți cercetători și-au concentrat eforturile asupra posibilității de a concepe și de a proiecta "îmbinări inteligente" care sunt capabile să concentreze disiparea energiei induse de cutremur în dispozitive de amortizare speciale, amplasate inteligent în cadrul îmbinării. Prin urmare, scopul este proiectarea de îmbinări capabile să reziste fără degradare, nu numai la cutremurele frecvente și ocazionale, dar și la cutremure distructive, cum ar fi cele corespunzătoare evenimentelor seismice rare și foarte rare.

Ideea de bază a acestor lucrări de cercetare este inspirată de strategia de disipare suplimentară a energiei, dar se bazează pe utilizarea dispozitivelor de amortizare dintr-o nouă perspectivă. În timp ce strategiile de control pasiv se bazează pe integrarea capacității structurii de disipare a energiei prin intermediul disipării suplimentare induse de dispozitivele de amortizare, noua strategie se bazează pe utilizarea amortizoarelor concepute astfel. încât să înlocuiască zonele disipative tradiționale ale cadrelor necontravântuite, și anume capetele grinzilor. Această nouă strategie de proiectare ar putea fi numită ulterior "Strategia de substituție".

Inovația tehnologică vizează conceptul îmbinărilor grindă-stâlp echipate cu amortizoare. Aceste amortizoare pot fi amplasate fie la nivelul tălpilor inferioare, fie la nivelurile ambelor tălpi, și pot aparține unor tipologii diferite: amortizoare vâscoase, amortizoare cu extrudare de plumb, amortizoare histeretice, amortizoare cu frecare, dispozitive din aliaj cu memorie de formă, contravântuiri cu flambaj împiedicat.

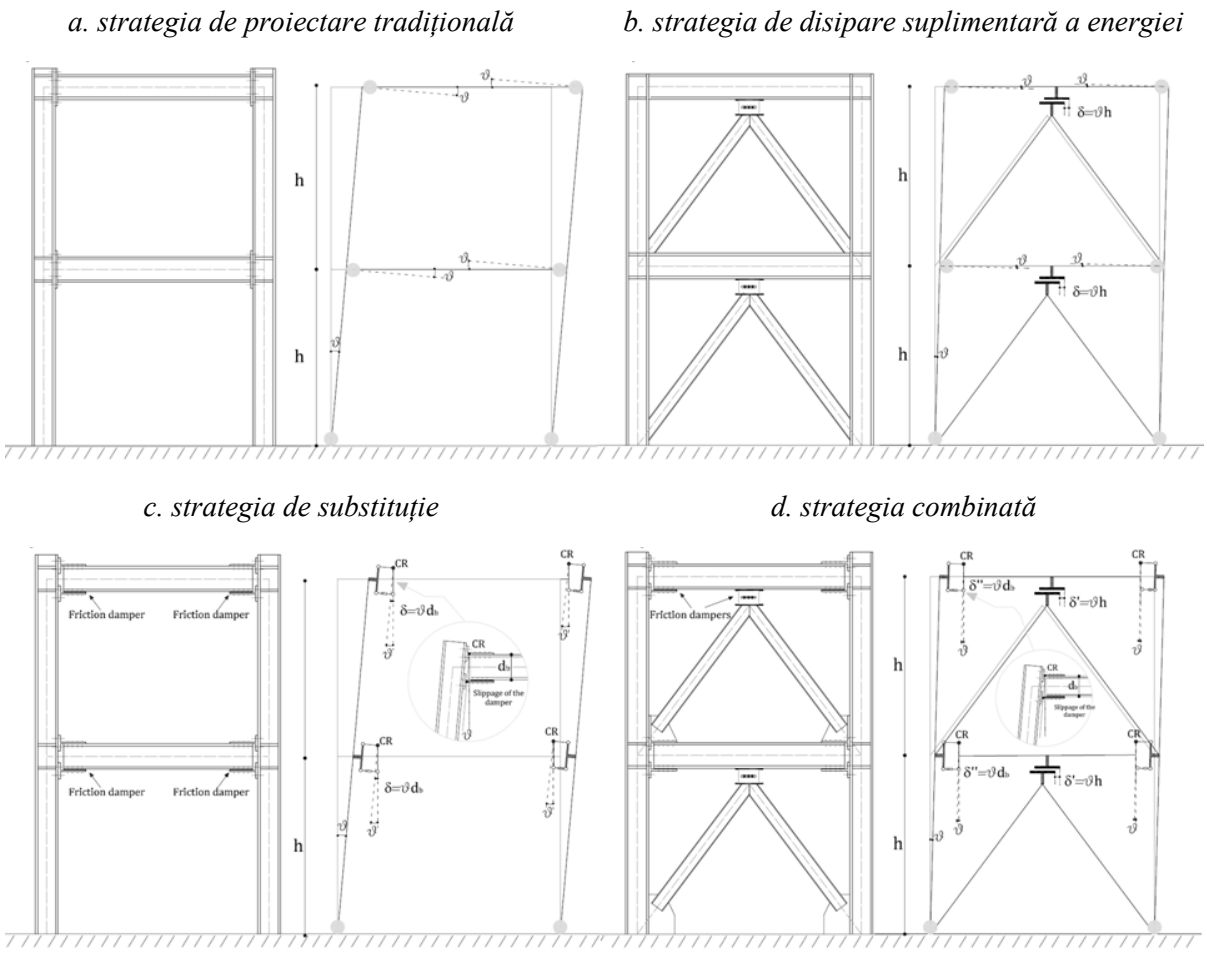


Figura 1.1 Comparație între diferite strategii de proiectare

Pentru a reliefa diferențele dintre proiectarea seismică tradițională și strategia de disipare suplimentară a energiei, în Figura 1.1 se prezintă o analiză comparativă a utilizării amortizoarelor cu frecare în diferite abordări de proiectare [10]. În Figura 1.1a se accentuează că zonele disipative ale cadrelor necontravântuite tradiționale sunt situate la capetele grinzilor, unde trebuie să se dezvolte articulațiile plastice. Cerința seismică se exprimă de obicei în valorile maxime ale deplasării relative de nivel (ϑ - vezi figura) care determină și rotirea plastică așteptată în zonele disipative. Strategia de disipare suplimentară a energiei (Figura 1.1b) are ca scop reducerea cerinței seismice prin introducerea amortizoarelor seismice între punctele care dezvoltă deplasări relative mari. Disiparea suplimentară a energiei prin intermediul acestor amortizoare permite reducerea deplasărilor relative de etaj și, în consecință, reducerea degradărilor structurale la capetele grinzilor. În schimb, strategia de substituție (Figura 1.1c) permite prevenirea avariilor structurale, deoarece toate zonele disipative sunt înlocuite cu îmbinări echipate cu amortizoare cu frecare. Valorile scontate ale deplasărilor relative de nivel nu se reduc în comparație cu structurile tradiționale (Figura 1.1a), dar aceste deplasări implică degradări structurale mult mai reduse ale îmbinării, întrucât rotirile îmbinărilor grindă-stâlp sunt ajustate prin calibrarea cursei amortizoarelor cu frecare (Figura 1.1c). Rotirea maximă admisibilă este practic dată de raportul dintre cursa amortizorului și brațul de pârghie, adică distanța față de centrul de rotație CR. Cu toate acestea, este util de reținut că deplasarea relativă dintre capetele

amortizorului cu frecare ($\delta = \vartheta d_b$, unde d_b este înălțimea secțiunii grinzii) este semnificativ mai mică decât deplasarea relativă ($\delta = \vartheta h$, unde h este înălțimea de nivel) obținută la aplicarea strategiei de disipare suplimentară a energiei (Figura 1.1b). Din acest motiv, în cazurile a) și c) se așteaptă valori similare ale deplasărilor relative. Performanța seismică poate fi îmbunătățită în continuare prin combinarea strategiei de substituție cu strategia de disipare suplimentară a energiei. O astfel de strategie combinată (Figura 1.1d) conduce atât la reducerea deplasărilor relative cauzate de cutremure distructive și la prevenirea degradărilor semnificative a îmbinărilor grindă-stâlp. Evident, reducerea deplasărilor relative de nivel implică și reducerea degradărilor componentelor nestructurale ale clădirilor.

Utilizarea îmbinărilor grindă-stâlp echipate cu amortizoare este un instrument eficient de reducere a degradării componentelor structurale prin concentrarea energiei seismice și disiparea acesteia de către componente special concepute, care la necesitate pot fi înlocuite după unul sau mai multe cutremure. Cu toate acestea, mai există un dezavantaj important, comun pentru strategiile tradiționale de proiectare. Atât în cazul îmbinărilor tradiționale, cât și în cazul celor echipate cu amortizoare seismice, în urma cutremurelor distructive structura înregistrează deformații globale permanente, ale căror amplitudini limitează reparabilitatea structurii. Din acest motiv, activitățile de cercetare sunt orientate și spre posibilitatea de a dota îmbinările cu dispozitive de auto-centrare.

Următoarele secțiuni oferă o scurtă prezentare generală a "îmbinărilor inteligente" echipate cu amortizoare seismice de diferite tipologii și ale îmbinărilor dotate cu sisteme de auto-centrare. De asemenea, sunt prezentate și clasificate principalele informații furnizate de literatura tehnică de specialitate și de proiectele de cercetare în curs de desfășurare.

Orientarea cercetării către aceste teme atestă că viitorul construcțiilor din oțel poate fi unul cu adevărat strălucit, datorită diversității soluțiilor structurale și nenumăratelor avantaje ale acestora în comparație cu structurile din beton armat, din punct de vedere al siguranței la acțiuni seismice. Unul dintre angajamentele principale ale industriei construcțiilor metalice constă în promovarea construcțiilor din oțel în zonele seismice, contribuind la conștientizarea de către proiectanți și clienți a potențialului enorm al acestui material în reducerea pierderilor directe și indirecte survenite în urma cutremurelor distructive.

1.2 DEZAVANTAJELE ÎMBINĂRILOR TRADIȚIONALE

O privire de ansamblu asupra răspunsului de rotire al îmbinărilor tradiționale grindă-stâlp poate fi obținută din analiza rezultatelor programului experimental prezentat în [25], referitor la răspunsul ultim la acțiuni ciclice al îmbinărilor grindă-stâlp cu șuruburi. Practic, au fost proiectate și testate mai multe îmbinări diferite, alcătuite din același tip de grindă și stâlp. Cele mai slabe componente ale îmbinărilor au fost diferite pentru fiecare caz în parte, asigurând, în același timp, aceeași rezistență la încovoiere pentru toate îmbinările. Astfel a fost scos în evidență modul în care răspunsul ultim poate fi ajustat prin consolidarea corespunzătoare a componentelor nedisipative. În acest scop, metoda componentelor a fost adoptată ca instrument de proiectare pentru îndeplinirea criteriilor de ierarhizare a rezistenței componentelor. În plus, a fost prezentată posibilitatea de extindere a metodei componentelor până la estimarea răspunsului ciclic al

îmbinărilor grindă-stâlp, confirmând că această metodă poate fi un instrument eficient și pentru proiectarea seismică a îmbinărilor.

În Figura 1.2 [25] se prezintă comportarea unei îmbinări cu placa de capăt extinsă, având panoul de inimă a stâlpului ca și componenta cea mai slabă. Se remarcă, în special, răspunsul ciclic al principalelor componente ale îmbinării. Utilizarea metodei componentelor a permis controlul disipării energiei de către panoul de inimă supus forfecării. Cu toate acestea, ca efect al consolidării în panoul de inimă, suprarezistența rezultată cauzează curgerea plăcii de capăt supusă la încovoiere, cedarea îmbinării fiind determinată de ruperea cordoanelor de sudură dintre tălpile grinzii și placa de capăt.

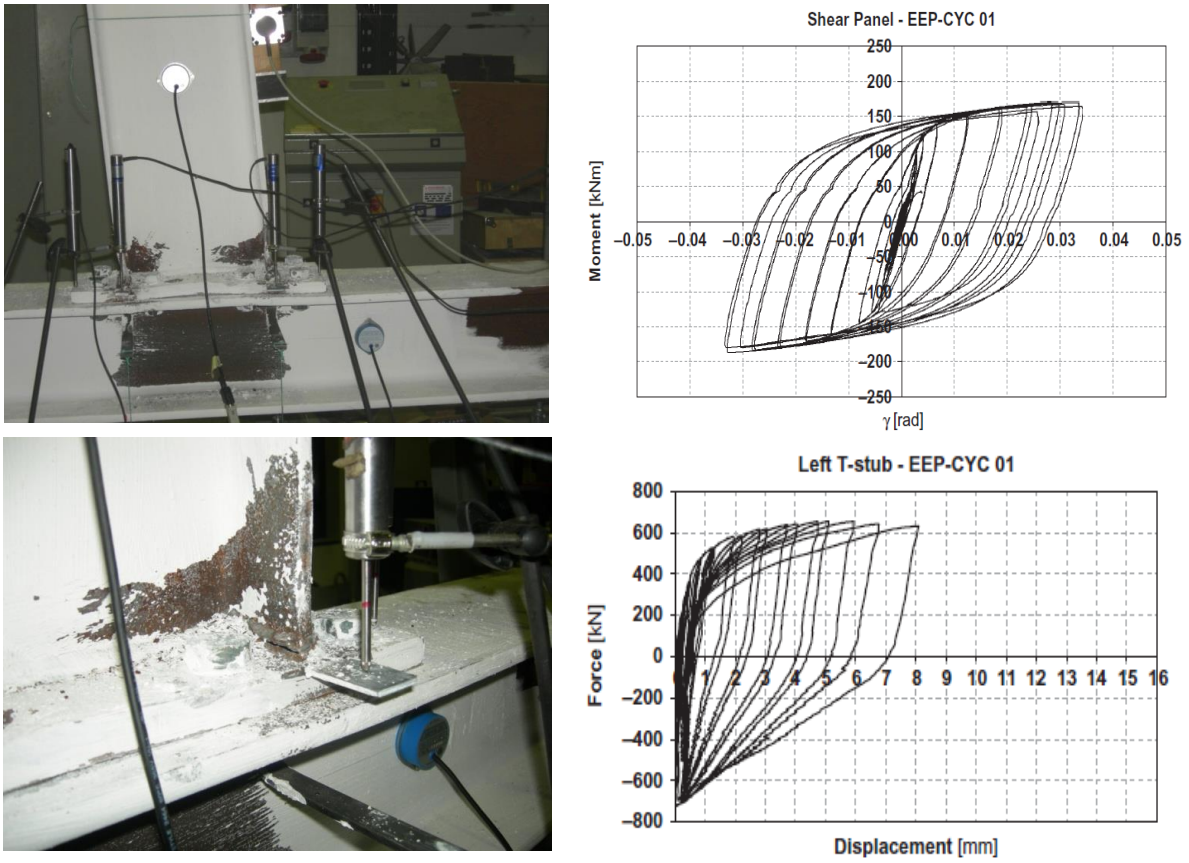


Figura 1.2 Comportarea componentelor îmbinărilor proiectate pentru a obține eforturi de forfecare în panoul de inimă a stâlpului - cea mai slabă zonă [25]

Răspunsul ciclic al îmbinării, definit prin curba moment-rotire, este prezentat în Figura 1.3 [25]. Se poate observa că, atunci când fenomenul de curgere afectează în principal panoul de inimă supus la eforturi de forfecare, se obțin bucle de histerezis largi și stabile. Pe lângă aceasta, capacitatea de rotire plastică a îmbinării depășește cu mult valorile necesare pentru a asigura rezistența la cutremure distructive. Totuși, chiar dacă concentrația tensiunilor de curgere în panoul de inimă este în măsură să asigure o capacitate de rotire plastică adecvată și capacitatea de disipare a energiei, degradările structurale sunt dificil de reparat. În plus, pentru analiza structurală neliniară care ar permite evaluarea performanței seismice a îmbinării, este necesară o modelare riguroasă a panoului de inimă a stâlpului. Ținând cont și de posibilitatea apariției efectelor de ordinul doi în domeniul plastic, în pofida capacității lor înalte de disipare a energiei, îmbinările grindă-stâlp în care apare fenomenul de curgere în panoul de inimă ar trebui evitate.

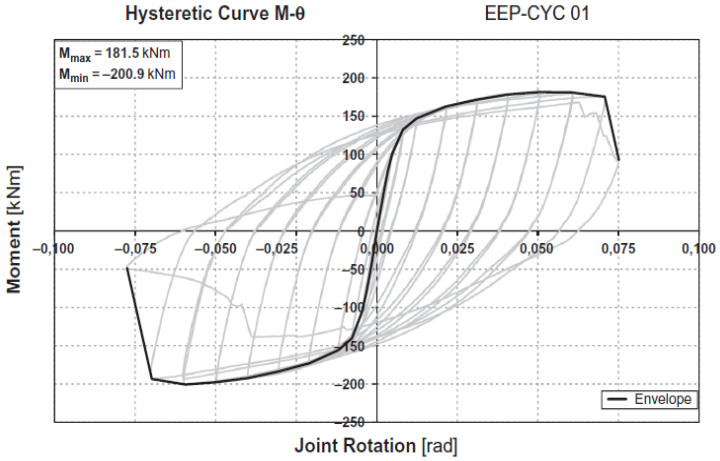


Figura 1.3 Răspunsul ciclic, definit prin curba moment-rotire, al unei îmbinări având componenta cea mai slabă - panoul de inimă a stâlpului [25]

Comportarea îmbinărilor grindă-stâlp cu rezistență totală este caracterizată de cedarea la capetele grinzii, iar răspunsul ciclic corespunzător este caracterizat de flambajul local a plăcilor din care este alcătuită secțiunea elementului. Flambajul local al tălpilor și grinzilor, funcție de raportul dintre lățimea și grosimea lor, determină scăderea rezistenței la acțiuni ciclice. Acesta este, de obicei, și cazul îmbinărilor cu grindă cu secțiune redusă. Figura 1.4 [25] ilustrează răspunsul ciclic, definit prin curba moment-rotire, al unei îmbinări cu placa de capăt extinsă și cu grindă cu secțiune redusă. Îmbinarea reprezentată este alcătuită din grindă și stâlp cu aceleași secțiuni ca în Figura 1.2, iar grinda cu secțiune redusă a fost calibrată pentru a obține aproximativ aceeași rezistență la încovoiere.

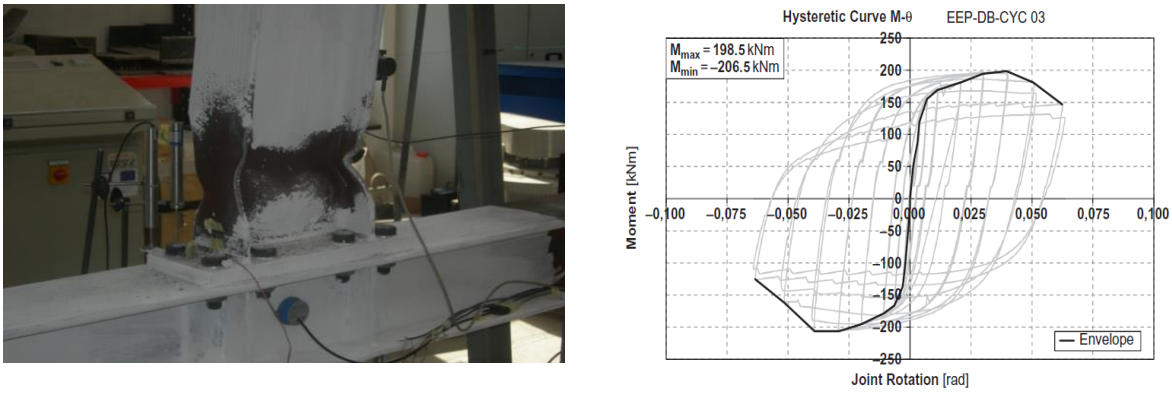


Figura 1.4 Răspunsul ciclic, definit prin curba moment-rotire, al îmbinării cu grindă cu secțiune redusă [25]

Evident, configurația reală a articulației plastice este rezultatul flambajului local care implică ciclic cele două tălpi și inima secțiunii. Și în acest caz capacitatea de rotire plastică a îmbinării depășește cu mult valorile necesare pentru a asigura rezistența la cutremure distructive. Însă, principalul dezavantaj al strategiei tradiționale de proiectare este evident: energia indusă de cutremur este disipată cu prețul avarierii structurale la capetele grinzilor. Structura înregistrează deformații plastice permanente, ale căror amplitudine limitează reparabilitatea eficientă a structurii în urma cutremurelor majore.

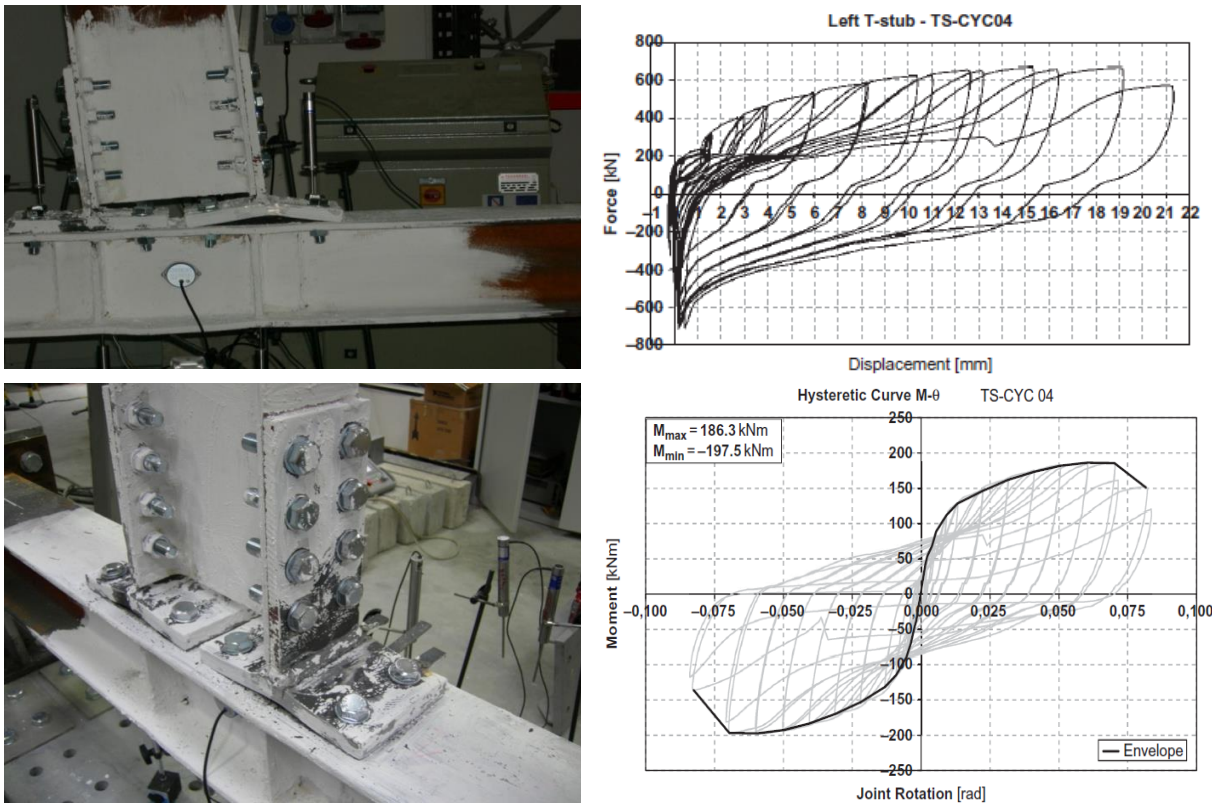


Figura 1.5 Răspunsul ciclic, definit prin curba moment-rotire, al unei îmbinări DST cu elemente T cu șuruburi - cea mai slabă componentă [25]

Figura 1.5 prezintă răspunsul ciclic al unei îmbinări cu elemente T cu șuruburi (DST) [25]. Secțiunile grinzii și a stâlpului sunt identice celor examinate în figurile 1.2 și 1.4. Elementele T cu șuruburi au fost proiectate ca fiind cea mai slabă componentă, iar îmbinarea grindă-stâlp are aproximativ aceeași rezistență la încovoiere ca îmbinările examinate anterior. Astfel este accentuată importanța alegerii celei mai slabe componente a îmbinării. Tot în Figura 1.5 se prezintă curba forță-deformație a celei mai slabe componente a îmbinării - elementul T din stânga. Așa cum era de așteptat, cedarea îmbinării a fost determinată de fenomenul de curgere în tălpile elementului T cu șuruburi, care a cauzat apariția și dezvoltarea progresivă a unor fisuri în vecinătatea inimii elementului T. Elementele T proiectate riguros [25] au o capacitate de rotire plastică suficientă pentru a rezista la cutremure severe, însă, cu toate acestea, buclele de histerezis nu sunt stabile, fiind caracterizate de fenomenul de "ciupire" progresivă. Avantajul principal al acestei tipologii de îmbinare este înlocuirea facilă a elementelor T cu șuruburi, care pot fi considerate amortizoare histeretice. Pe de altă parte, îmbinarea suferă deformații semnificative la încovoiere, care trebuie luate în calcul la faza de proiectare structurală. În consecință, deformabilitatea laterală a structurii trebuie controlată minuțios.

Pornind de prezentarea generală a răspunsului ciclic de rotație al îmbinărilor tradiționale grindă-stâlp susmenționate, se pot formula următoarele observații referitoare la avantajele și dezavantajele îmbinărilor tradiționale.

Îmbinările cu rezistență totală grindă-stâlp tradiționale prezintă următoarele avantaje:

- zonele disipative sunt amplasate la capetele grinzii, capabile să furnizeze valori adecvate ale capacității de rotire, cu mult peste valoarea de referință (0,035 rad), necesare pentru structurile cu ductilitate înaltă. Acest lucru este asigurat prin limitarea raporturilor lățime-grosime ale elementelor de placă din care este alcătuită secțiunea elementelor structurale;
- buclele de histerezis sunt largi, în timp ce stabilitatea lor depinde de reducerea rezistenței, care la rândul ei este afectată de raporturile lățime-grosime ale elementelor de placă din care este alcătuită secțiunea elementelor structurale;

Printre principalele dezavantaje pot fi menționate următoarele:

- zonele disipative aparțin sistemului structural principal care trebuie reparat în cazul avariilor cauzate de evenimente seismice majore;
- repararea capetelor plasticizate ale grinzii nu este facilă, în comparație cu alte tipuri de îmbinări (cum ar fi elementele T cu șuruburi);
- în urma cutremurelor majore, structura clădirii poate suferi mari deformații permanente. Prin urmare, pentru a permite repararea structurii, este necesară asigurarea capacității de recentrare;
- în cazul unor evenimente seismice majore, apar pierderi directe și indirecte semnificative.

În cazul îmbinărilor tradiționale concepute ca îmbinări cu rezistență parțială, pot fi identificate următoarele avantaje:

- în cazul în care se exclude apariția fenomenului de curgere în panoul de inimă supus la eforturi de forfecare, componentele disipative sunt de obicei alcătuite din elementele de prindere, care de regulă pot fi înlocuite cu ușurință (cum ar fi elementele T și cornierele prinse cu șuruburi);
- grinzile, adică elementele care aparțin sistemului structural de bază, rămân în domeniul de comportare elastic;

Pe de altă parte, apar următoarele dezavantaje:

- proiectarea structurală este foarte complicată atunci când se utilizează îmbinări cu rezistență parțială, deoarece proiectantul are sarcina să controleze nu doar rezistența la încovoiere a îmbinării, ci și rigiditatea de rotire și capacitatea de rotire plastică;
- elementele de prindere plasticizate trebuie reparate sau înlocuite;
- în urma cutremurelor majore, structura clădirii poate suferi mari deformații permanente. Prin urmare, pentru a permite repararea structurii, este necesară asigurarea capacității de recentrare;
- în cazul unor evenimente seismice majore, apar pierderi directe și indirecte semnificative.

1.3 ÎMBINĂRI INTELIGENTE

Îmbinările inteligente oferă soluții la multe dintre dezavantajele îmbinărilor tradiționale de rezistență totală sau parțială, în cazul clădirilor supuse unor evenimente seismice distructive. Îmbinările inteligente pot fi proiectate pentru a atinge unul sau mai multe dintre următoarele obiective:

- să se asigure că sistemul structural principal rămâne în domeniul de comportare elastic (ca în cazul îmbinărilor cu rezistență parțială în care grinzile nu suferă degradări);

- să disipeze energia indusă de cutremur prin intermediul unor componente special concepute, care pot fi înlocuite cu ușurință după evenimente seismice majore;
- să limiteze apariția deformațiilor permanente globale care apar în urma cutremurelor severe.

Pentru a atinge unul sau mai multe dintre obiectivele de mai sus, îmbinările inteligente pot fi proiectate cu aplicarea următoarelor strategii:

- prin dotarea îmbinărilor cu amortizoare seismice de diferite tipologii (amortizoare histeretice, amortizoare cu extrudare de plumb, contravântuiri cu flambaj împiedicat, amortizoare cu frecare, dispozitive din aliaj cu memorie de formă);
- prin dotarea îmbinărilor cu sisteme de recentrare;
- prin dotarea îmbinărilor cu amortizoare seismice și sisteme de recentrare.

În cele ce urmează, sunt prezentate câteva tipologii de îmbinări inteligente.

1.3.1 *Îmbinări inteligente cu amortizoare histeretice*

Tipologia inovatoare de îmbinări cu amortizoare cu fante, dezvoltată de Oh et al. [28], are avantajul de a oferi nu doar o bună performanță seismică, ci de a fi și ușor de reparat după un cutremur major. Îmbinarea grindă-stâlp este echipată cu un amortizor cu fante situat la talpa inferioară a grinzii (Figura 1.6), în zona concentrării deformațiilor plastice. Centrul de rotație este fixat la nivelul tălpii superioare cu ajutorul unui element T cu șuruburi. Amplasarea centrului de rotație are scopul de a preveni avarierea plăcii de beton, de obicei, situată pe talpa superioară a grinzii. Momentul încovoietor de curgere și momentul încovoietor ultim al îmbinării sunt determinate de rezistențele de curgere și de rupere ale amortizorului cu fante și de brațul de pârghie.

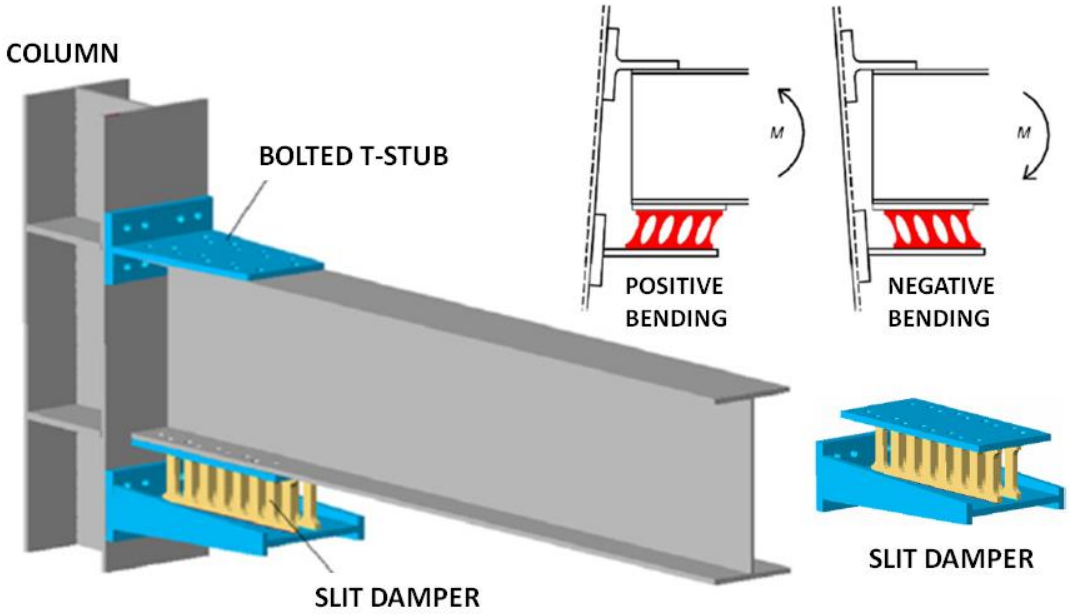


Figura 1.6 Îmbinare grindă-stâlp echipată cu un amortizor cu fante [28]

Conform notației din figura 1.7, rezistența de curgere a amortizorului cu fante este dată de relația:

$$P_y = \min\left\{ n\frac{f_y t B^2}{2H'}; n\frac{2f_y t B}{3\sqrt{3}} \right\} \tag{1.1}$$

unde n este numărul barelor amortizorului cu fante, t este grosimea, B este lățimea barelor, H'este înălțimea echivalentă și este punctul de f_y rezistența de curgere; rezistența la rupere este dată de:

$$P_u = \min\left\{ n\frac{f_u t B^2}{2H'}; n\frac{2f_u tB}{3\sqrt{3}} \right\} \quad \text{cu} \quad H' = H + 2\frac{r^2}{H_T} \tag{1.2}$$

în cazul în care $H_T$este înălțimea totală a montanților amortizorului cu fante și f_u este rezistența la rupere.

Prima deplasare a amortizorului cu fante este dată de:

$$\delta_y = \frac{1.5 P_y H_T}{n\, E\, tB}\left[\left(\frac{H'}{B}\right)^2 + 2.6\right] \tag{1.3}$$

unde E este modulul lui Young.

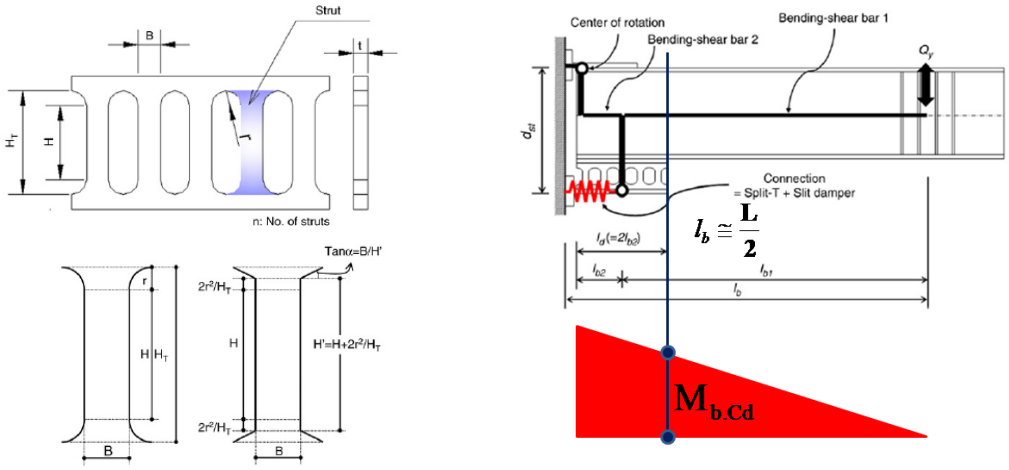


Figura 1.7 Criteriul de proiectare pentru îmbinările echipate cu amortizoare cu fante

Întrucât scopul îmbinărilor inteligente este de a preveni apariția fenomenului de curgere în grinzile aferente, criteriul de proiectare a acestora poate fi formulat cu aplicarea celui de-al doilea principiu de proiectare la capacitate. Conform acestui principiu, componentele nedisipative trebuie proiectate în baza eforturilor interne maxime ale componentelor disipative plasticizate și supuse fenomenului de consolidare de material. În acest caz, componenta disipativă este reprezentată de amortizorul cu fante a cărui rezistență finală este dată de Ec. (1.2). Prin urmare, momentul încovoietor capabil al amortizorului cu fante este dat de (Figura 1.7):

$$M_{b.Cd} = \frac{P_u d_{st}}{(l_{b1} + l_{b2})}(l_{b1} - l_{b2}) \tag{1.4}$$

Prin urmare, pentru a preveni plasticizarea grinzii nedisipative, secțiunea acesteia trebuie să respecte următoarea cerință:

$$M_{b.Cd} \le M_{b.Rd} \tag{1.5}$$

unde $M_{b.Rd}$ este momentul de calcul al grinzii.

Proiectarea secțiunii grinzii cu respectarea condițiilor (1.2), (1.4) și (1.5) asigură prevenirea fenomenului de curgere în grindă. Pentru a concentra disiparea energiei în amortizorul cu fante, toate celelalte componente ale îmbinării trebuie proiectate în conformitate cu al doilea principiu al proiectării la capacitate. Aceasta înseamnă că elementul T cu șuruburi situat la talpa superioară

trebuie proiectat la o forță egală cu P_u. În mod similar, inima stâlpului în compresiune și întindere, precum și panoul de inimă supus la eforturi de forfecare trebuie să fie verificate la forța maximă P_u transmisă de amortizorul cu fante.
Întrucât amortizoarele histeretice sunt concepute special pentru a asigura o capacitate suficientă de deformare și de disipare a energiei, îmbinările echipate cu amortizoare cu fante sunt capabile să asigure bucle stabile de histerezis (Figura 1.8) cu o capacitate de rotire plastică mai mare decât valoarea de referință impusă de cod și pentru a preveni plasticizarea grinzii. Prin urmare, după un eveniment seismic major, ar putea fi necesară doar înlocuirea amortizorului cu fantă.

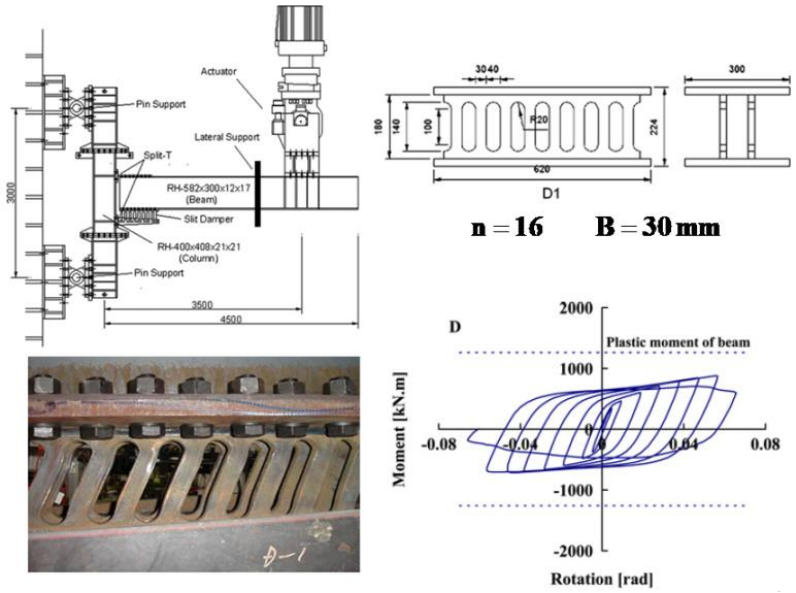


Figura 1.8 Rezultatele încercărilor experimentale pe îmbinări echipate cu amortizoare cu fante

Rezultatele încercărilor [28] au demonstrat comportarea histeretică excelentă a îmbinărilor echipate cu amortizoare cu fante. Proiectarea riguroasă la capacitate permite prevenirea apariției articulațiilor plastice în grinzi și stâlpi și disiparea energiei seismice, deformațiile plastice ale sistemului fiind concentrate exclusiv în amortizoarele cu fante.

1.3.2 *Îmbinări inteligente cu contravântuiri cu flambaj împiedicat*

Contravântuirile cu flambaj împiedicat sunt alcătuite dintr-un sistem principal disipativ (miezul central din oțel), supus la eforturi de întindere și compresiune, al cărui flambaj este împiedicat prin proiectarea adecvată a sistemului secundar (înveliș din beton și teacă din oțel). Prin urmare, contravântuirile cu flambaj împiedicat pot fi considerate amortizoare histeretice, utilizate la cadrele contravântuite centric. Astfel, odată cu clasificarea contravântuirilor ca tipologie a amortizoarelor histeretice, utilizarea lor va putea fi extinsă. Echiparea îmbinărilor grindă-stâlp cu amortizoare histeretice a fost propusă în [29] (Figura 1.9), unde au fost investigate două configurații.

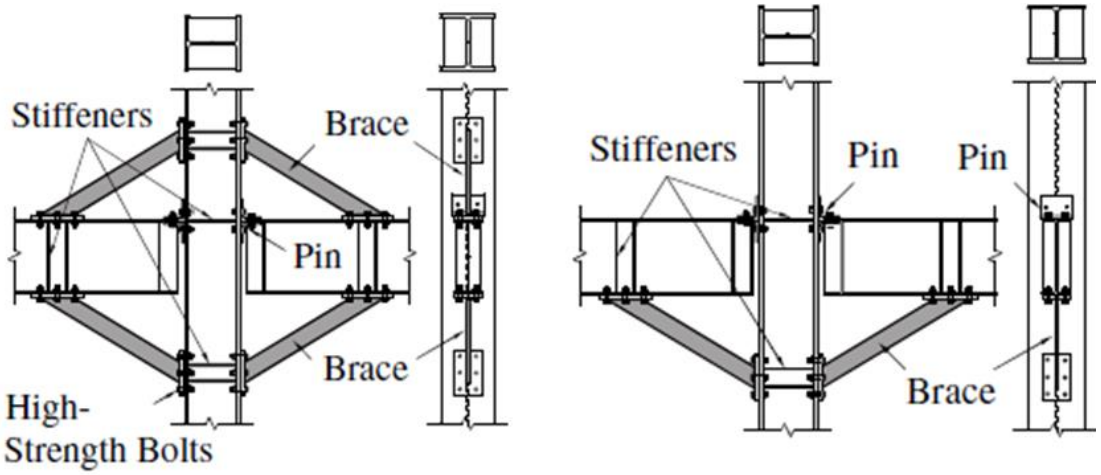


Figura 1.9 Îmbinări grindă-stâlp echipate cu contravântuiri cu flambaj împiedicat [29]

Prima configurație corespunde utilizării contravântuirilor cu flambaj împiedicat care leagă atât talpa superioară, cât și talpa inferioară. În a doua configurație, contravântuirile sunt conectate doar la talpa inferioară. În ambele cazuri, centrul de rotație este definit de legătura dintre stâlp și talpa superioară a grinzii, prin intermediul unei plăci de capăt.

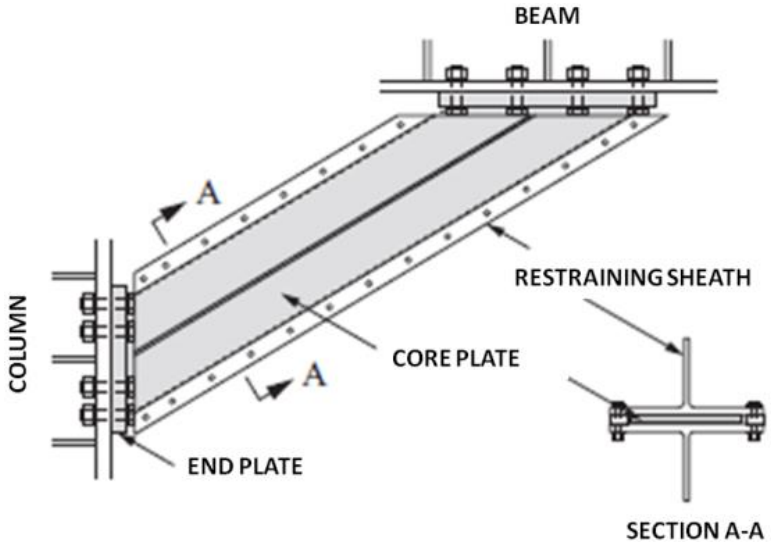


Figura 1.10 Detaliu structural pentru o contravântuire cu flambaj împiedicat, executată în întregime din oțel, utilizată ca amortizor histeretic [29]

Amortizorul histeretic este constituit dintr-o placă de miez al cărei flambaj la compresiune este împiedicat de un înveliș exterior format din două elemente T cu șuruburi (Figura 1.10).

Scopul principal al îmbinărilor inteligente este prevenirea plasticizării grinzii și concentrarea disipării energiei în amortizoarele seismice. Și în acest caz, detaliile structurale trebuie să îndeplinească principiile proiectării la capacitate. Pornind de la rezistența de curgere a plăcii de miez $N = N_y$, efortul de forfecare corespunzător din grindă $Q_b = Q_{bp}$ poate fi determinat facil (Figura 11). Ca exemplu, ținând cont de configurația contravântuirilor cu flambaj împiedicat legate atât de talpa superioară, cât și de cea inferioară, din ecuația de echilibru vertical rezultă:

$$V = Q_{bp} - 2N_y \sin\alpha \qquad (1.6)$$

Din ecuația de echilibru orizontal rezultă $H = 0$, iar din echilibrul de rotație în jurul centrului de rotație B reiese:

$$Q_{bp} = \frac{2N_y \cos\alpha}{2l_b - d_c}\left[d_b + tg\alpha\left(2\xi l_b - d_c\right)\right] \tag{1.7}$$

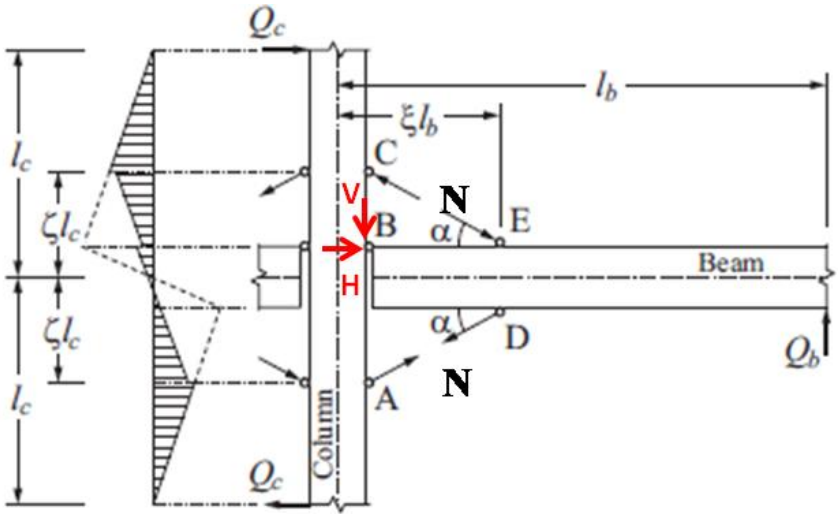


Figura 1.11 Distribuția efortului în îmbinările grindă-stâlp echipate cu contravântuiri cu flambaj împiedicat, superioare și inferioare [29]

Ținând cont de faptul că:

$$tg\alpha = \frac{\zeta l_c - \frac{d_b}{2}}{\xi l_b - \frac{d_c}{2}}\ , \tag{1.8}$$

efortul de forfecare a grinzii corespunzător fenomenului de curgere în placa de miez este dat de relația:

$$Q_{bp} = \frac{4\zeta l_c}{2l_b - d_c} N_y \cos\alpha \tag{1.9}$$

Momentul încovoietor maxim a grinzii, care apare la plasticizarea contravântuirii, se dezvoltă în secțiunea ED. Conform celui de al doilea principiu al proiectării la capacitate:

$$M_{b.Cd} = Q_{bp}(1-\xi)l_b = \frac{4\zeta l_c}{2l_b - d_c} N_y \cos\alpha (1-\xi) l_b \tag{1.10}$$

Pentru a preveni apariția articulațiilor plastice în grindă, trebuie îndeplinită următoarea condiție:

$$M_{b.Cd} \le M_{b.Rd} = \frac{Z_b f_y}{\gamma_{M0}} \tag{1.11}$$

Relația pentru proiectarea miezului contravântuirii cu flambaj împiedicat funcție de secțiunea grinzii, se obține prin combinarea Ec. (1.10) și Ec. (1.11):

$$A_{core} \le \frac{1}{f_y} \frac{M_{b.Rd}\left(1 - \frac{d_c}{2l_b}\right)}{2\zeta l_c (1-\xi)\cos\alpha} \tag{1.12}$$

După proiectarea adecvată a miezului contravântuirii pentru a preveni plasticizarea grinzii, celelalte componente ale îmbinării trebuie dimensionate la eforturile maxime apărute la curgerea plăcii de miez, adică: $N = N_y$.

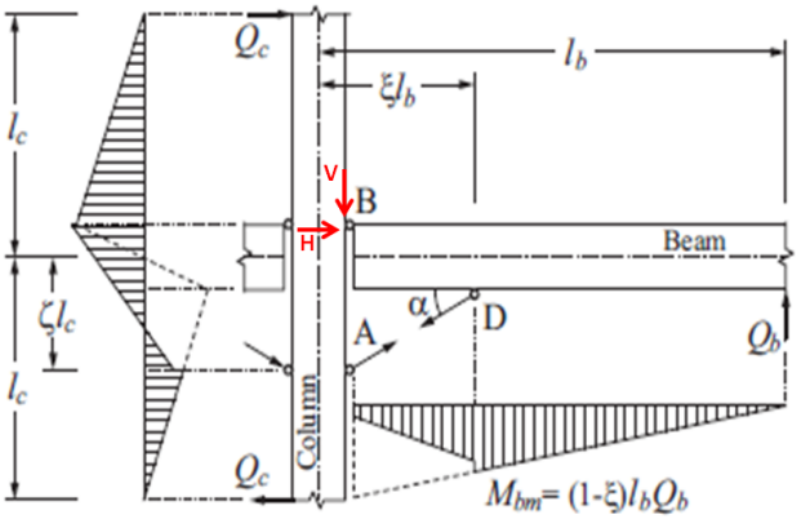


Figura 1.12 Distribuția forței în articulațiile grindă-stâlp echipate cu contravântuiri cu flambaj împiedicat inferioare [29]

Prin aplicarea aceleiași proceduri în cazul îmbinărilor grindă-stâlp echipate cu contravântuiri cu flambaj împiedicat amplasate doar la talpa inferioară (Figura 1.12), se obține următoarea relație pentru proiectarea plăcii de miez:

$$A_{core} \le \frac{1}{f_y} \frac{M_{b.Rd}\left(1-\frac{d_c}{2l_b}\right)}{\zeta l_c (1-\xi)\left(1+\frac{d_b}{2\zeta l_c}\right)\cos\alpha} \tag{1.13}$$

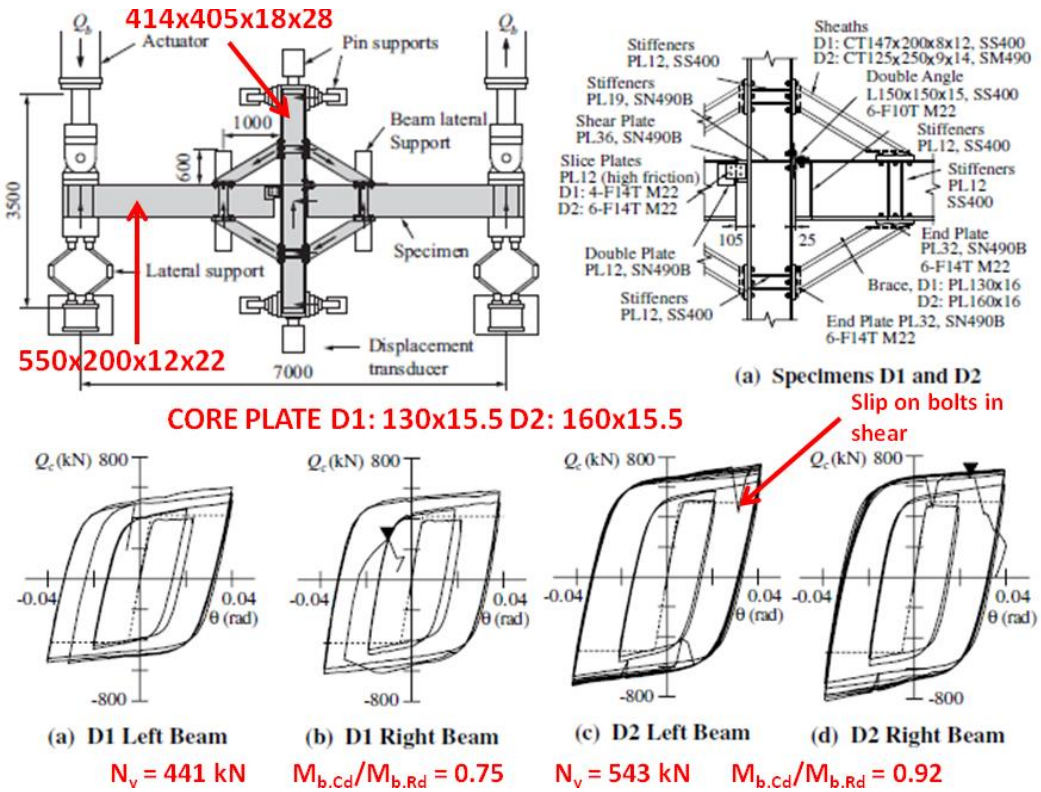


Figura 1.13 Răspunsul ciclic, definit de curba moment-rotire, al îmbinărilor echipate cu contravântuiri cu flambaj împiedicat [29]

Rezultatele încercărilor [29] au demonstrat comportarea histeretică excelentă a îmbinărilor echipate cu contravântuiri cu flambaj împiedicat (Figura 1.13). Proiectarea riguroasă la capacitate permite prevenirea apariției articulațiilor plastice în grinzi și stâlpi, disiparea energiei seismice și deformațiile plastice ale sistemului fiind concentrate exclusiv în contravântuirile cu flambaj împiedicat.

1.3.3 *Îmbinări inteligente cu amortizoare cu frecare*

Deși îmbinările grindă-stâlp echipate cu amortizoare cu frecare au fost propuse pentru prima dată în 1995 de către Popov și Yang [30], activitatea de cercetare în această direcție s-a intensificat recent în Noua Zeelandă [31-35], prin utilizarea acestei tipologii de îmbinări inovate în cadrul complexului de clădiri "Te Puni Village Buildings" [36], și în Italia [9, 10, 37-39].

Amortizoarele cu frecare propuse în prezent pentru echiparea îmbinărilor grindă-stâlp pot fi împărțite în două categorii: 1) amortizoare cu îmbinări cu frecare simetrică (SFC) și 2) amortizoare cu îmbinări cu frecare asimetrică (AFC).

Îmbinările cu frecare simetrică sunt alcătuite de obicei din două plăci exterioare cu găuri normale prinse cu șuruburi de o placă interioară cu o găuri lungi ovalizate în direcția forței aplicate. Între plăcile exterioare și placa interioară sunt amplasate plăcuțe de frână (Figura 1.14), constituite dintr-un material special selectat sau din plăci de oțel placate corespunzător. În orice caz, fie materialul plăcuțelor de frână, fie acoperirea plăcilor de oțel trebuie alese riguros pentru a furniza valori adecvate ale coeficientului de frecare și pentru a reduce pierderile de pretensionare a șuruburilor datorate uzurii suprafețelor de contact, cu scopul de a asigura stabilitatea buclelor de

histerezis [40, 42]. Șaibele normale sunt adesea înlocuite de șaibele Belleville (resorturi cu disc), pentru a reduce pierderile de pretensionare a șurubului.

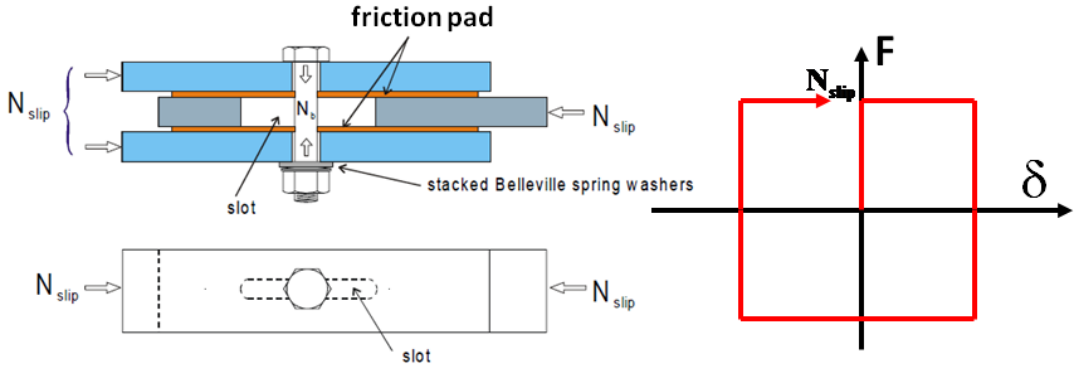


Figura 1.14 Schema de principiu și curba idealizată forță-deplasare ale unei îmbinări cu frecare simetrică

Relația teoretică forță-deplasare a unei îmbinări cu frecare simetrică reproduce modelul ideal rigid-perfect plastic, în care palierul de curgere se formează datorită rezistenței la alunecare a îmbinării, definită de Ec. (1.14):

$$N_{slip} = n_b n_s \mu N_b \tag{1.14}$$

unde: n_b - numărul de șuruburi, n_s - numărul de suprafețe de contact, μ - coeficientul de frecare și N_b - efortul de pretensionare al șuruburilor.

Și îmbinările cu frecare asimetrică (Figura 1.15) sunt alcătuite din două plăci exterioare cu găuri normale prinse cu șuruburi de o placă interioară cu o găuri lungi ovalizate în direcția forței aplicate, dar forța este transmisă dispozitivului printr-o singură placă exterioară. A doua placă exterioară (placa de capăt) nu este supusă forțelor exterioare. Mai mult decât atât, între plăcile exterioare și placa interioară sunt situate două plăcuțe de frână.

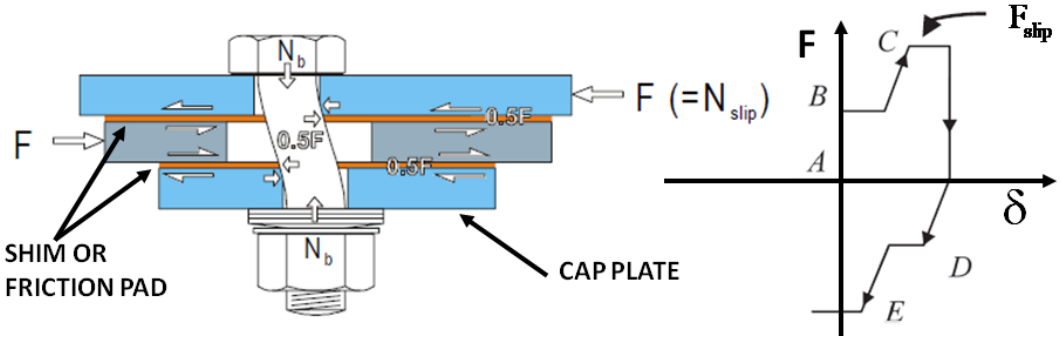


Figura 1.15 Schema de principiu și curba idealizată forță-deplasare ale unei îmbinări cu frecare asimetrică

În îmbinările cu frecare asimetrică există două suprafețe de alunecare: 1) interfața dintre plăcuța de frână superioară și placa exterioară pe care se aplică forța; și 2) interfața între plăcuța de frână inferioară și placa interioară. Curba idealizată forță-deplasare a îmbinărilor cu frecare asimetrică se caracterizează prin două grade de rezistență la alunecare. Întrucât cerința seismică depășește rezistența la frecare a îmbinărilor cu frecare asimetrică, alunecarea are loc mai întâi pe prima interfață, cu gradul de rezistență la alunecare corespunzător punctului B. Creșterile ulterioare a cerinței seismice constrâng a doua interfață să alunece cu gradul de rezistență C. La acest stadiu șurubul dezvoltă o dublă curbură, distribuția momentului încovoietor fiind reprezentată în Figura

1.16. La inversarea direcției de aplicare a forței, alunecarea are loc pe prima interfață (D), urmată de a doua interfață (E).

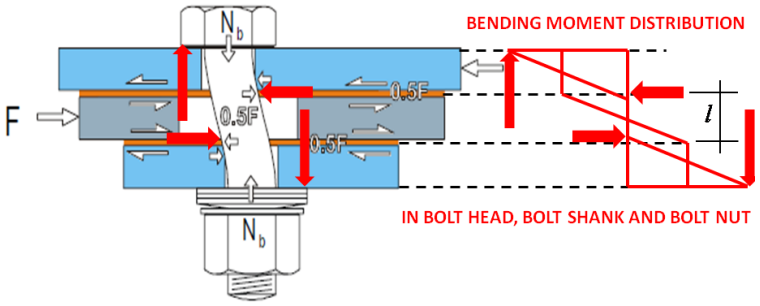


Figura 1.16 Tija șurubului în dublă curbură

Momentul încovoietor maxim în tija șurubului este dat de:

$$M = \frac{Vl}{2} = \frac{\mu N l}{2} \tag{1.15}$$

Momentul încovoietor al tijei șurubului, redus de efortul axial de pretensionare a șurubului *N*, poate fi definit prin relația:

$$M_{bolt.Rd} = Z_b\left(1-\frac{N}{N_{b.Rd}}\right)f_{ub} \cong 0.1655d_b^3\left(1-\frac{N}{0.56d_b^2 f_{ub}}\right)f_{ub} \tag{1.16}$$

Rezistența la forfecare a tijei șurubului este dată de expresia:

$$V_{bolt.Rd} \cong 0.62f_{ub}0.56d_b^2 \tag{1.17}$$

Întrucât șurubul este supus concomitent la efortul de forfecare și la momentul încovoietor, interacțiunea M-V este luată în considerare prin relația:

$$\frac{M}{M_{bolt.Rd}} + \frac{V}{V_{bolt.Rd}} = 1 \tag{1.18}$$

Prin rezolvarea ecuațiilor (1.15-1.18), ținând cont de efectul efortului axial *N* și de valoarea $V = \mu N$, rezultă formula pentru determinarea rezistenței la alunecare a unui singur șurub:

$$F_{slip} = 2\mu N \tag{1.19}$$

De menționat, că principalul dezavantaj al îmbinărilor cu frecare asimetrică în comparație cu cele cu frecare simetrică se datorează interacțiunii M-N-V în tija șurubului care, având în vedere coeficientul de frecare și diametrul șurubului, duce la o reducere a forței transmise prin frecare. De fapt, valoarea forței axiale de curgere a șurubului este mai mică decât N_b, de aceea îmbinările cu frecare asimetrică sunt capabile să transmită o forță mai mică comparativ cu îmbinările cu frecare simetrică. Pe de altă parte, autorii îmbinărilor cu frecare asimetrică afirmă că acestea produc un efect de recentrare, datorită formei buclei de histerezis.

Îmbinările grindă-stâlp echipate cu amortizoare cu frecare asimetrică sunt, de asemenea, denumite și "sliding hinge joints" (Figura 1.17) [31-35]. Talpa superioară a grinzii este îmbinată de talpa stâlpului cu o placă de capăt sudată de stâlp și prinsă cu șuruburi de grindă. Marginea plăcii de capăt sudată de stâlp, stabilește locația centrului de rotație. Amplasarea centrului de rotație are ca scop minimizarea degradărilor planșeului. Eforturile de forfecare din grindă antrenează șuruburile superioare din inimă. În placa inferioară a amortizorului și în inima stâlpului sunt prevăzute găuri ovalizate orizontal, pentru a permite rotirea capătului grinzii în

raport cu fața stâlpului. Între capătul grinzii și fața stâlpului se asigură un interspațiu necesar pentru a satisface cerința de rotire așteptată în timpul cutremurelor majore. Sub placa inferioară a amortizorului se găsește o placă de capăt inferioară glisantă, care este prinsă de restul îmbinării doar prin șuruburi. În mod similar, deasupra plăcii de inimă a grinzii se găsește o placă de capăt superioară cu găuri ovalizate. Pe toate suprafețele unde se poate produce alunecare sunt fixate plăcuțe de frână, fabricate din oțel, alamă sau alte materiale. Acestea au găuri de dimensiuni standard, astfel încât alunecarea are loc pe acea parte a plăcuței de frână, care vine în contact talpa inferioară sau cu inima grinzii.

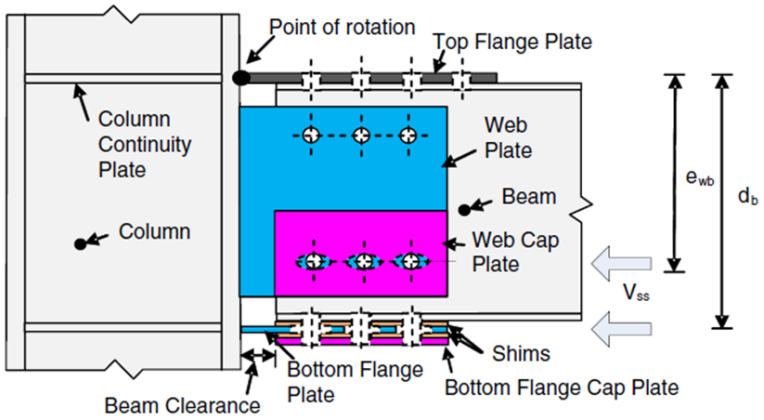
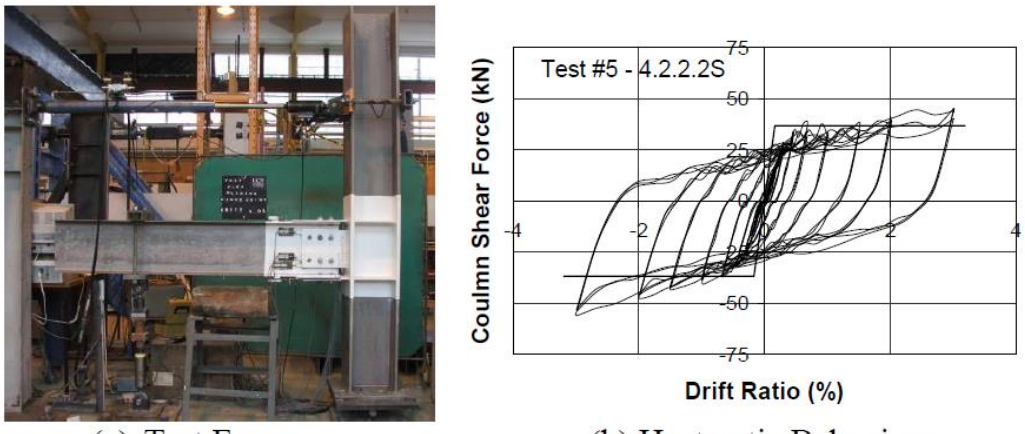


Figura 1.17 Îmbinare cu frecare asimetrică [36, 43]

Comportarea la solicitări ciclice a îmbinărilor cu frecare asimetrică este prezentat în figura 1.18. Se remarcă faptul că forma buclei histeretice nu este cea a unui amortizor tradițional cu frecare (rectangulară), ci una neregulată.

Această tipologie de îmbinări este menționată de autori sub termenul de îmbinări FREEDAM. Plasticizarea acestor îmbinări presupune formarea unei linii de curgere în tălpile superioară și inferioară sudate de talpa stâlpului, datorată încovoierii acestora la rotirea îmbinării, și cedării șuruburilor ca rezultat al interacțiunii M-N-V care apare de obicei în îmbinările cu frecare asimetrică. Astfel, după un cutremur major, șuruburile trebuie înlocuite.



(a) Test Frame (b) Hysteretic Behaviour

Figura 1.18 Comportarea la solicitări ciclice a îmbinărilor cu frecare asimetrică [43]

La Universitatea din Salerno, în cadrul Proiectului European de Cercetare RFCS FREEDAM, a fost efectuată o analiză experimentală amplă privind îmbinările grindă-stâlp cu frecare simetrică [44]. Astfel, devine posibilă utilizarea unui amortizor cu frecare complet prefabricat și asamblat

în condiții de atelier, cu scopul de a maximiza controlul asupra strângerii șuruburilor și a gradului de pretensionare al șurubului care determină rezistența la alunecare a amortizorului cu frecare. Prin urmare, amortizorul cu frecare prefabricat și pre-asamblat este ulterior prins de talpa stâlpului și de talpa grinzii, direct pe șantier. În plus, amortizorul cu frecare prefabricat determină creșterea brațului de pârghie și, prin urmare, creșterea momentului încovoietor de alunecare (Figura 1.19). Programul experimental care abordează dezvoltarea amortizorului cu frecare este prezentat în capitolul 2, iar testarea îmbinărilor grindă-stâlp complet echipate este prezentată în capitolul 3.

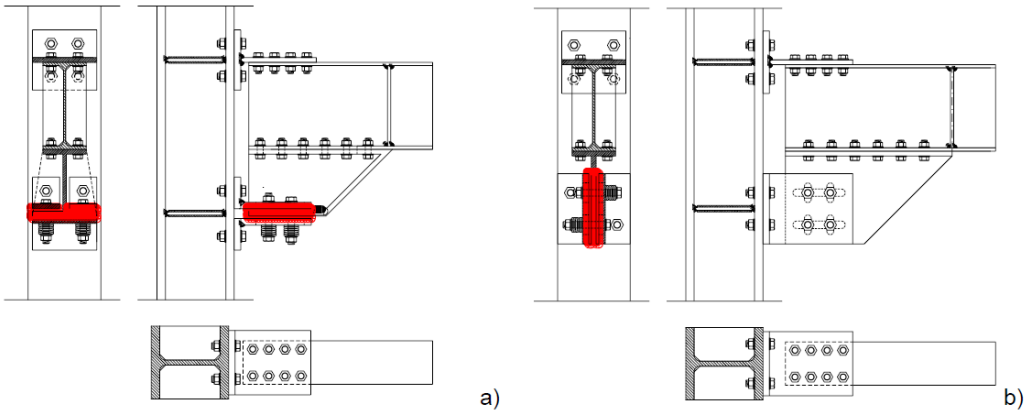


Figura 1.19 a) Configurația cu amortizor orizontal; b) Configurația cu amortizor vertical

Opt îmbinări grindă-stâlp au fost supuse încercărilor experimentale, ale căror obiectiv este, pe de o parte, validarea procedurii de proiectare elaborate în cadrul proiectului și, pe de altă parte, evaluarea sistemului propus în ceea ce privește disiparea energiei și prevenirea avarierii îmbinării.

Încercările au fost realizate pe opt îmbinări grindă-stâlp, cu două tipuri de grinzi (IPE 270 și IPE 450) și două configurații diferite ale amortizorului cu frecare (orizontal și vertical) (Figura 1.19). Pentru fiecare configurație a amortizorului au fost efectuate câte două încercări, prima - utilizând resorturi cu disc, și a doua - utilizând șaibe plate pentru prinderea cu șuruburi [44, 45].

Pentru toate componentele îmbinării cu excepția plăcuțelor de frână, specimenele au fost proiectate conform modelelor propuse în Eurocod 3 partea 1-8. La proiectarea componentei noi - amortizorul cu frecare – au fost folosite rezultatele încercărilor experimentale dedicate. Procedura de proiectare a îmbinărilor grindă-stâlp echipate cu amortizoare FREEDAM este prezentată în capitolul 7 din partea a II-a ("Manualul de proiectare").

În Figura 1.20 se prezintă rezultatul încercărilor experimentale a unei îmbinări grindă-stâlp cu frecare asimetrică în configurația orizontală. Comportarea la solicitări ciclice al îmbinării este reprezentată de relația dintre momentul încovoietor din talpa stâlpului și rotirea îmbinării. Forma buclelor de histerezis se datorează încovoierii inimii elementului T și încovoierii cornierelor la rotirea îmbinării. Astfel, distribuția presiunii pe plăcuțele de frână diferă de cea care apare la încercările la tracțiune efectuate pentru investigarea experimentală separată a amortizorului de frecare (efectul de carlingă).

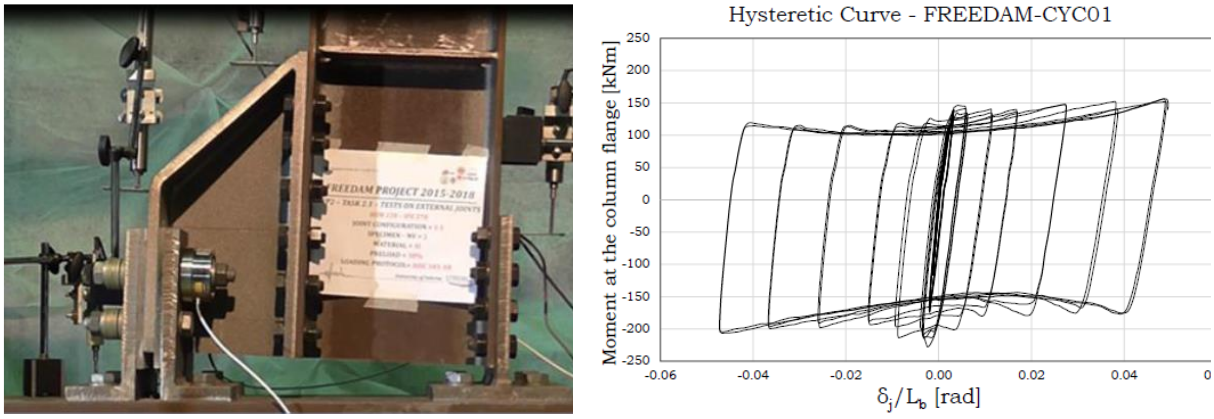


Figura 1.20 Testarea unei îmbinări echipate cu amortizor cu frecare în configurația orizontală

Efectul de carlingă, prin încovoierea elementelor, cauzează plasticizări minore ale inimii elementului T și ale aripilor cornierelor. Rotirea îmbinării poate fi controlată prin dimensionarea riguroasă a găurilor ovalizate lungi ale amortizoarelor cu frecare.

Îmbinarea grindă-stâlp echipată cu amortizorul cu frecare în configurația verticală a fost concepută pentru a evita efectul de carlingă și, în consecință, pentru a îmbunătăți forma buclelor de histerezis. Și în acest caz, amortizorul cu frecare este conceput pentru a fi complet prefabricat și asamblat în atelier, și pentru a fi prins de tălpile stâlpului și grinzii în condiții de șantier.

În figura 1.21 este prezentat rezultatul încercării unei îmbinări grindă-stâlp echipată cu amortizor cu frecare în configurația verticală. Și în acest caz, comportarea la solicitări ciclice al îmbinării este reprezentată de relația dintre momentul încovoietor din talpa stâlpului și rotirea îmbinării. Forma buclelor de histerezis este apropiată de cea rectangulară. Stabilitatea buclelor histeretice este excelentă, excepțiile minore fiind datorate reducerii rezistenței la alunecare ca efect al uzurii suprafețelor de contact ale plăcuțelor de frână. Acest lucru depinde de procesul de placare a plăcuțelor de frână [44].

Fenomenul de curgere, în acest caz, se produce doar în inima elementului T, care se încovoaie la rotirea îmbinării. Centrul de rotație astfel localizat, este situat la talpa superioară care susține planșeul de beton, cu scopul de a preveni avarierea acestuia.

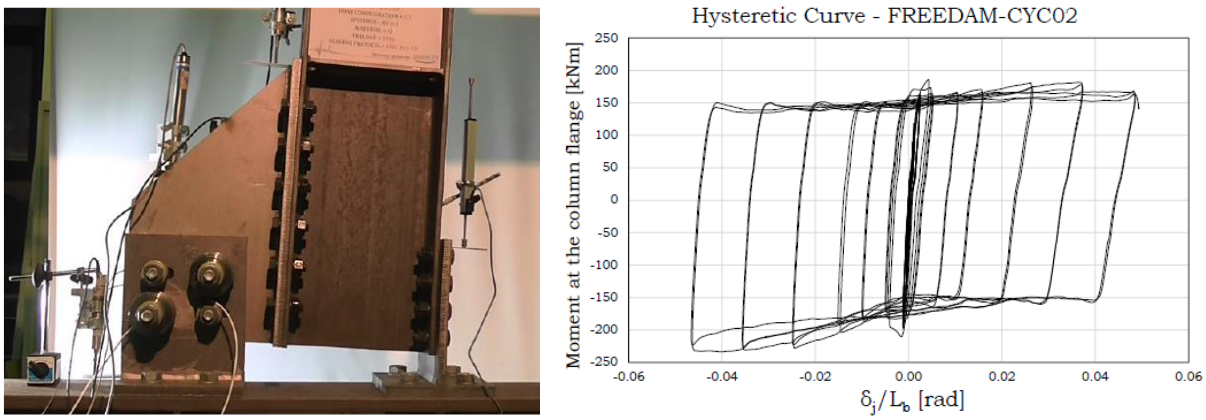


Figura 1.21 Testarea unei îmbinări echipate cu amortizor cu frecare în configurația verticală

1.4 ÎMBINĂRI CU AUTO-CENTRARE

Pentru cadrele necontravântuite, au fost propuse recent îmbinări disipative cu auto-centrare (SC-DC) [46-54]. Acestea sunt constituite dintr-un sistem de re-centrare alcătuit din toroane post-tensionate (PT), și o îmbinare disipativă. Chiar dacă îmbinările disipative cu auto-centrare propuse de diferiți cercetători sunt echipate cu amortizoare histeretice sau amortizoare cu frecare, în principiu se poate folosi orice tipologie de amortizoare seismice pasive.

Pentru exemplificare, în Figura 1.22 este reprezentată o îmbinare disipativă cu auto-centrare echipată cu amortizoare cu frecare pasive. Sistemul de auto-centrare este alcătuit din toroanele post-tensionate care trec prin stâlpi, de-a lungul mai multor deschideri, paralel cu grinzile. După cum se observă în Figura 1.23, aceste toroane sunt ancorate în afara îmbinărilor. Post-tensionarea toroanelor din oțel de înaltă rezistență are loc abia după instalarea amortizoarelor cu frecare. Datorită forțelor inițiale de post-tensionare induse de toroane, tălpile grinzii opun reacțiune asupra tălpilor stâlpilor. Pentru a preveni plasticizarea prematură sau flambajul tălpilor grinzii sub acțiunea încovoierii și a comprimării excesive datorate post-tensionării, sunt necesare plăci de ranforsare. Aceste plăci de ranforsare sunt de obicei sudate pe fețele exterioare ale tălpilor grinzii. Plăcuțele de frână sunt amplasate între talpa stâlpului și tălpile grinzii, astfel încât numai tălpile grinzii și plăcile de armare să fie în contact cu stâlpul. Acest lucru permite păstrarea contactului dintre tălpile grinzii și fața stâlpului, prevenind, în același timp, curgerea inimii grinzii la solicitările preluate.

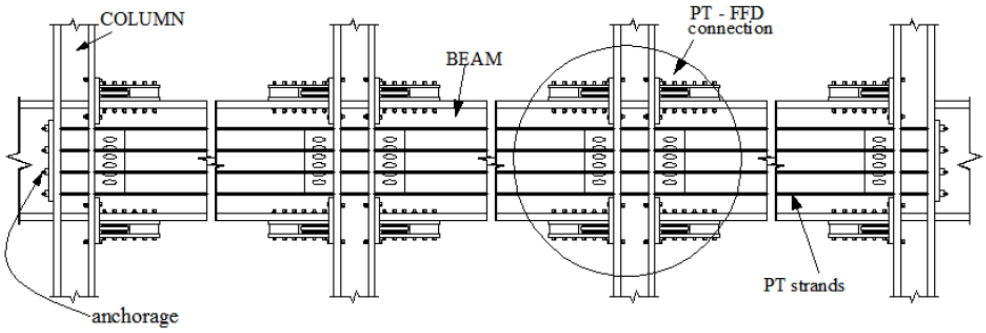


Figura 1.22 Îmbinări cu auto-centrare echipate cu amortizoare cu frecare [48, 54]

Amortizoarele cu frecare sunt situate la tălpile grinzii și sunt compuse dintr-o placă interioară (placă de frecare) fixată între două plăcuțe de frână din alamă. Plăcuțele de frână vin în contact cu placa interioară și, fie cu placa de armare a tălpii grinzii, fie cu o placă exterioară. Toate plăcile sunt prinse cu șuruburi de tălpile grinzii. Pe placa interioară se găsesc găuri lungi ovalizate, care permit funcționarea amortizorului cu frecare în timpul deschiderii și închiderii îmbinărilor. Frecarea se produce atunci când tălpile grinzii și placa exterioară alunecă pe placa interioară la rotirea îmbinării în jurul centrului de rotație situat la adâncimea medie a plăcilor de armare. Forțele de forfecare sunt transmise prin intermediul unei plăcuțe de forfecare cu găuri ovalizate, fixată de inima grinzii și sudată la talpa stâlpului.

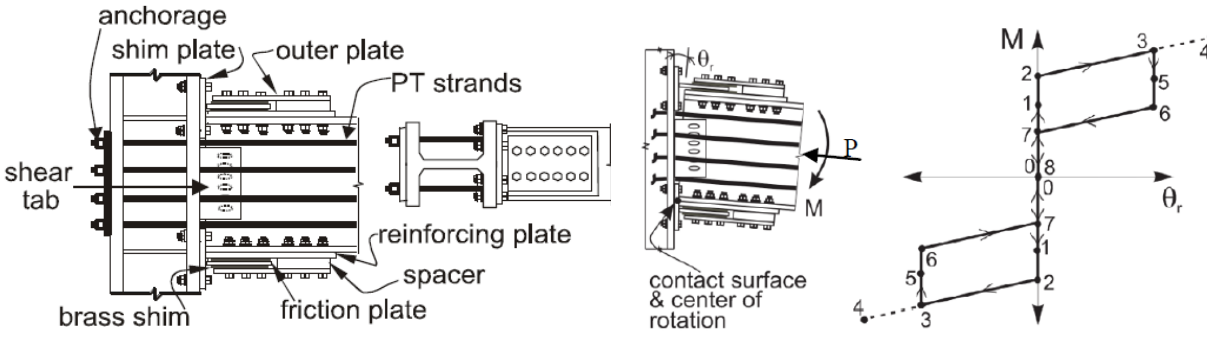


Figura 1.23 Componentele unei îmbinări cu auto-centrare echipată cu amortizoare cu frecare (stânga) și răspunsul acesteia la solicitări ciclice (dreapta) [48, 54]

Răspunsul ciclic, definit prin curba moment-rotire, al acestei tipologii de îmbinări, este prezentat schematic în figura 1.23. Comportarea îmbinării la solicitări ciclice implică deschiderea și închiderea interspațiului dintre grindă și stâlp. Momentul capabil total al îmbinării este format din momentul datorat forței inițiale de post-tensionare a toroanelor, forța de frecare și o forță suplimentară datorată alungirii toroanelor. Forțele de frecare acționează la adâncimea medie a plăcilor de frecare inferioare și superioare.

Îmbinarea supusă la moment încovoietor se comportă inițial ca o îmbinare rigidă, iar rotirea relativă este egală cu zero (evenimentele 0-1-2 din Figura 1.23). Odată ce momentul aplicat atinge valoarea momentului capabil datorat forței inițiale de post-tensionare a toroanelor, are loc decomprimarea grinzii de pe fața stâlpului. Momentul corespunzător (evenimentul 1) se numește momentul de decomprimare. Momentul aplicat continuă să crească între evenimentele 1 și 2, deoarece rotirea grinzii este încă limitată de rezistența amortizoarelor cu frecare. La evenimentul 1 forța de frecare este minimă, crescând treptat până la valoarea maximă la evenimentul 2, care este punctul de rotire incipientă.

După deschiderea interspațiului dintre grindă și stâlp, rigiditatea axială elastică a toroanelor post-tensionate asigură rigiditatea reziduală a îmbinării. În această fază, alungirea firelor produce o forță suplimentară care sporește momentul capabil al îmbinării. În cele din urmă, plasticizarea toroanelor se poate produce la evenimentul 4. La descărcare (evenimentul 3), rotirea relativă rămâne constantă. La evenimentul 5, forța de frecare este din nou egală cu zero. Între evenimentele 5 și 6 forța de frecare își schimbă direcția și crește progresiv până când valoarea sa maximă este obținută din nou la evenimentul 6. Între evenimentele 6 și 7 se produce rotirea grinzii până când talpa superioară a acesteia vine în contact cu plăcuța de frână, dar nu este comprimată. Între evenimentele 7 și 8, grinda comprimată de plăcuțele de frână duce la scăderea forței de frecare, iar la evenimentul 8 momentul devine nul. După cum se poate observa în Figura 1.23, inversarea direcției de aplicare a momentului va avea ca rezultat un răspuns similar al îmbinării, în direcția opusă de încărcare.

Evident, pentru a asigura capacitatea de auto-centrare, e important ca toroanele să rămână în domeniul elastic de comportare, iar tălpile grinzii să fie consolidate pentru a preveni plasticizarea lor. Dacă aceste condiții sunt satisfăcute, îmbinarea se va auto-centra la descărcare, datorită forței de post-tensionare a toroanelor. Astfel, la înlăturarea solicitărilor rotirea relativă revine la zero, iar structura revine la poziția anterioară cutremurului, cu condiția că stâlpii au fost proiectați pentru a preveni fenomenul de curgere. Răspunsul ciclic al îmbinării, definit prin curba moment-

rotație, se caracterizează printr-o buclă de histerezis în formă de steag, în care capacitatea de disipare a energiei depinde de forța dezvoltată între suprafețele de frecare.

1.5 BIBLIOGRAFIE

[1] Mazzolani F.M., Piluso V.: "Theory and Design of Seismic Resistant Steel Frames", E & FN Spon, An imprint of Chapman & Hall, First Edition, 1996. ISBN 0-419-18760-X.

[2] Mazzolani F.M., (Editor): "Moment Resistant Connections of Steel Frames in Seismic Areas, Design and Reliability", E&FN Spoon, 2000.

[3] Elghazouli A.Y.: "Seismic Design of Steel Frames with Bolted Beam-to-Column Connections", Elnashai, A. S. and Dowling, P. J. (Editors.), ICP (pubs.), (2000).

[4] Bruneau M., Uang C., Wittaker A. W.: "Ductile Design of Steel Structures", McGraw Hill, 1998.

[5] Faella C., Piluso V., Rizzano G.: "Structural Steel Semirigid Connections", CRC Press, Boca Raton, Ann Arbor, London, Tokyo, 1999. ISBN 0-8493-7433-2.

[6] Piluso V., G. Rizzano G.: "Random Material Variability Effects on Full-Strength End-Plate Connections", Journal of Constructional Steel Research, Volume 63, Issue 5, pp. 658-666, 2007.

[7] Piluso V., G. Rizzano, M. Latour M., Francavilla A.B.: "Progettazione Sismica dei Collegamenti Flangiati Trave-Colonna a Completo Ripristino di Resistenza e Duttilità", Centro Stampa Università di Salerno, ISBN: 978-88-940089-2-0, Ottobre 2015.

[8] Piluso V., Montuori R., Troisi M.: "Innovative structural details in MR-frames for free from damage structures", Mechanics Research Communications, Vol. 58 (2014), pp. 146–156.

[9] Latour M., Piluso V., Rizzano G.: "Free from damage beam-to-column joints: Testing and design of DST connections with friction pads", Engineering Structures, Vol. 85, pp. 219-233, 2015

[10] Latour M., Piluso V., Rizzano G.: "Experimental analysis of beam-to-column joints equipped with sprayed aluminium friction dampers", Engineering Structures, Vol. 146, pp. 33-48, 2018.

[11] Aiken I.D., Clark P.W., Kelly J.M.: "Design and Ultimate-Level Earthquake Tests of a 1/2.5 Scale Base-Isolated Reinforced-Concrete Building." Proceedings of ATC-17-1 Seminar on seismic Isolation, Passive Energy Dissipation and Active Control. San Francisco. California. 1993

[12] Constantinou M.C., Soong T.T., Dargush G.F.: "Passive Energy Dissipation Systems for Structural Design and Retrofit." Multidisciplinary Center for Earthquake Engineering Research, University at Buffalo, State of New York, 1998.

[13] Christopoulos C., Filiatrault A.: "Principles of Passive Supplemental Damping and Seismic Isolation", IUSS PRESS, 2000, Pavia. Italy

[14] Yang T-S., Popov E.P.: "Experimental and Analytical Studies of Steel Connections and Energy Dissipators", Report No. UCB/EERC-95/13, University of California, Berkeley, 1995.

[15] Kelly J.M.: "Aseismic Base Isolation: A review. Proceedings, 2nd U.S. National Conference on Earthquake Engineering, Stanford, CA, 823-837, 1979

[16] Pall A.S., Marsh C.: "Response of Friction Damped Braced Frames", Journal of Structural Division, ASCE, Vol. 108, No. ST6, June, pp. 1313-1323, 1982

[17] Marsh C., Pall A.S.: "Friction Devices to Control Seismic Response", Proceedings Second ASCF,/EMD Specialty Conference on Dynamic Response of Structures, Atlanta, U.S.A., January, pp. 809-818, 1981.

[18] Pall A.S., Marsh C., Fazio P.: "Limited Slip Bolted Joints for Large Panel Structures", Proceedings, Symposium on Behavior of Building Systems and Building Components, Nashville, U.S.A., March, pp. 385-494, 1979.

[19] Mualla I., Belev B.: "Seismic Response of Steel Frames Equiped with a New Friction Damper Device Under Earthquake Excitation", Engineering Structures, 24(3), pp.365-71, 2002.

[20] Kelly J., Skinner R., Heine A.: "Mechanisms of Energy Absorption in Special Devices for Use in Earthquake Resistant Structures", Bullettin of the New Zealand Society for Earthquake Engineering, 5(3), pp.63-88, 1972.

[21] Calado L., De Matteis G., Landolfo R.: "Experimental response of top and seat angle semi-rigid steel frame connections". Material and Structures, Vol.33, 2000, pp.499-510.

[22] De Matteis G., Landolfo R., Calado L.: "Cyclic Behaviour of Semi-Rigid Angle Connections: a Comparative Study of Tests and Modelling". Proc. of Third International Conference "Behaviour of Steel Structures in Seismic Areas", Montreal (Canada), August, 2000, Balkema pp.165-174.

[23] Elnashai A.S., Elghazouli A.Y.: "Seismic Behaviour of Semi-Rigid Steel Frames: Experimental and Analytical Investigations", Journal of Constructional Steel Research, 29, pp. 149-174, 1994.

[24] Elnashai A.S., Elghazouli A.Y, Danish-Ashtiani F.A.: "Response of Semi-Rigid Steel Frames to Cyclic and Earthquake Loads", Journal of Structural Engineering, ASCE, 124(8), pp. 857-867, 1998.

[25] Iannone F., Latour M., Piluso V., Rizzano G.: "Experimental Analysis of Bolted Steel Beam-to-Column Connections: Component Identification". Journal of Earthquake Engineering, 15(2), pp. 214-44, 2011.

[26] Latour M., Piluso V., Rizzano G.: "Cyclic Modeling of Bolted Beam-to-Column Connections: Component Approach", Journal of Earthquake Engineering, 15(4), pp.537-63, 2011.

[27] Latour M., Rizzano G.: "Experimental Behavior and Mechanical Modeling of Dissipative T-Stub Connections", Journal of Structural Engineering, 138(2), pp.170-82, 2012.

[28] Oh S.H., Kim Y.J., Ryu H.S.: "Seismic performance of steel structures with slit dampers", Engineering Structures, vol. 31, pp. 1997-2008, 2009.

[29] Inoue K., Suita K., Takeuchi I., Chusilp P., Nakashima M., Zhou F.: "Seismic-Resistant Weld-Free Steel Frame Buildings with Mechanical Joints and Hysteretic Dampers", Journal of Structural Engineering, ASCE, Vol. 132, No. 6, June 1, pp. 864-872, 2006

[30] Yang T.S., Popov E.P.: "Experimental and analytical studies of steel connections and energy dissipators", Berkeley: Earthquake Engineering Research Center, UCB/EERC-95/13, 1995.

[31] Khoo H., Clifton G.C., MacRae G., Ramhormozian S.: "Proposed design models for the asymmetric friction connection", Earthquake Engineering and Structural Dynamics. December 2014;44(8):1309-1324.

[32] Borzouie J., MacRae G., Chase J.: "Cyclic Performance of Asymmetric Friction Connections with Grade 10.9 Bolts. The Bridge and Structural Engineer. March 2015; 45(1).

[33] Yeung S., Zhou H., Khoo H., Clifton G.C., MacRae G.: "Sliding shear capacities of the Asymmetric Friction Connection", 2013 NZSEE Conference, April 26-28, Wellington, 2013. Paper n. 27

[34] Butterworth J.W., Clifton G.C.: "Performance of Hierarchical Friction Dissipating Joints in Moment Resisting Steel Frames", 12 World Conference on Earthquake Engineering, Paper N. 718, 2000

[35] Golondrino J.C., MacRae G., Chase J., Rodgers G., Clifton G.C.: "Velocity effects on the behavior of asymmetrical friction connections (AFC)", 8th STESSA Conference, Shanghai, China, July 1-3, 2015

[36] MacRae G., Clifton G.C.: "Low Damage Design of Steel Structures", Steel Innovations 2013, Workshop, 21-22 February 2013, Christchurch.

[37] Latour M., Piluso V., Rizzano G.: "Experimental Analysis of Innovative Dissipative Bolted Double Split Tee Beam-to-column Connections", DOI: 10.1002 /stco.201110009, Steel Construction, Volume 4, Issue 2, pages 53–64, June, 2011.

[38] Latour M., Piluso V., Rizzano G.: "Experimental Behaviour of Friction T-stub Joints under Cyclic Loads", Steel Construction, Volume 6, Issue 1, pages 11–18, 2013.

[39] D'Aniello M., Zimbru M., Latour M., Francavilla A. B., Landolfo R., Piluso V., Rizzano G.: "Development and Validation of Design Criteria for Free from Damage Steel Joints", EUROSTEEL 2017, September 13–15, 2017, Copenhagen, Denmark.

[40] Ferrante Cavallaro G., Latour M., Francavilla A.B., Piluso V., Rizzano G.: "Standardised friction damper bolt assemblies time-related relaxation and installed tension variability", Journal of Constructional Steel Research, 141, pp. 145-155, 2018.

[41] Ferrante Cavallaro G., Francavilla A.B., Latour M., Piluso V., Rizzano G.: "Experimental behaviour of innovative thermal spray coating materials for FREEDAM joints", Composites Part B: Engineering 115, pp. 289-299, 2017.

[42] Latour M., Piluso V., Rizzano G.: "Experimental analysis on friction materials for supplemental damping devices", Construction and Building Materials 65, pp. 159-176, 2014.

[43] MacRae G., Clifton G.C.: "New Technology Applications, Recent Developments and Research Directions for Seismic Steel Structures in New Zealand", Asian Conference on Earthquake Engineering, Bangkok, Thailand, December, 2010.

[44] Piluso V., Rizzano G., Latour M., Francavilla A.B., Ferrante Cavallaro G., Nastri, da Silva L.S., Santiago A., Santos A.F., Castellano M.G., Di Fusco D., Jaspart J.P., Demonceau J.F., D'Antimo M., Landolfo R., D'Aniello M., Zimbru M., Silva J.M., Guerra I.: "FREEDAM - FREE from DAMage Steel Connections", Grant Agreement RFSR-CT-2015-00022, Mid-term Report: 1st July 2015 – 31st December 2016 (Coordinator: V. Piluso).

[45] Piluso V., Latour M., Francavilla A.B., Rizzano G.: "Experimental tests on FREEDAM connections subjected to cyclic loading conditions: Test Report", FREEDAM - FREE from DAMage Steel Connections, Grant Agreement RFSR-CT-2015-00022, Deliverable D5-WP2T2.1 "Test Report", Task 2.1 – Tests on external beam-to-column joints, 31 March 2016.

[46] Ricles J.M., Sause R., Garlock M., Zhao C.: "Posttensioned Seismic-Resistant Connections for Steel Frames", Journal of Structural Engineering, Vol. 127, No. 2, February, pp. 113-121, 2001.

[47] Christopoulos C., Filiatrault A., Uang C-M., Folz B.: "Posttensioned Energy Dissipating Connections for Moment-Resisting Steel Frames", Journal of Structural Engineering, Vol. 128, No. 9, September 1, pp. 1111-1120, 2002.

[48] Rojas P., Ricles J.M., Sause R.: "Seismic Response and Design of Post-Tensioned Steel Moment Resisting Frames with Friction Components", 13th World Conference on Earthquake Engineering,Vancouver, B.C., Canada, August 1-6, Paper No. 1603, 2004.

[49] Garlock M., Ricles J.M., Sause R.: "Experimental Studies of Full-Scale Posttensioned Steel Connections", Journal of Structural Engineering, Vol. 131, No. 3, March 1, pp. 438-448, 2005.

[50] Chou C-C., Chen J-H., Chen Y-C, Tsai K-C: "Evaluating performance of post-tensioned steel connections with strands and reduced flange plates", Earthquake Engineering and Structural Dynamics, 35, pp. 1167–1185, 2006.

[51] Garlock M., Sause R., Ricles J.M.: "Behavior and Design of Posttensioned Steel Frame Systems", Journal of Structural Engineering, Vol. 133, No. 3, March 1, pp. 389-399, 2007.

[52] Garlock M, Li J.: "Steel self-centering moment frames with collector beam floor diaphragms", Journal of Constructional Steel Research, 64, pp. 526–538, 2008.

[53] Wolski M., Ricles J.M., Sause R.: "Experimental Study of a Self-Centering Beam–Column Connection with Bottom Flange Friction Device", Journal of Structural Engineering, Vol. 135, No. 5, May 1, pp. 479-488, 2009.

[54] Rojas P., Suárez D.C., Ricles J.M., Sause R.: "Seismic evaluation of an eight story building with self- centering steel moment resisting frames and flange friction devices", 15th World Conference on Earthquake Engineering, Lisboa, Paper No. 3002, 2012

CAPITOLUL 2

DEZVOLTAREA AMORTIZOARELOR FREEDAM

2.1 INTRODUCERE

O mai bună înțelegere a răspunsului seismic al construcțiilor, bazat pe interpretarea fizică a dinamicii structurale în termeni de bilanț energetic, a condus, aproximativ 50 ani în urmă, la elaborarea și dezvoltarea de dispozitive de amortizare auxiliare pentru structuri, în Noua Zeelandă [1]-[4]. După cum s-a menționat mai devreme, energia indusă de cutremur este de obicei transformată în energie cinetică, amortizare vâscoasă și histeretică, și energie de deformație elastică. Adăugarea unui sistem pasiv de disipare a energiei în anumite puncte ale unei construcții modifică proprietățile structurii și, în special, bilanțul energetic în timpul cutremurului prin reducerea deplasărilor și degradărilor. În plus, strategiile de proiectare orientate spre a concentra disiparea energiei în dispozitive speciale sporesc reparabilitatea structurii în urma cutremurelor majore, datorită înlocuirii facile a dispozitivelor afectate. Aceste beneficii au stimulat inginerii și cadrele universitare să se implice activ în crearea și dezvoltarea sistemelor de amortizare suplimentare și dispozitivelor disipative [5]-[10]. Multe dintre aceste sisteme au fost instalate în clădiri și poduri din întreaga lume, atât pentru consolidarea seismică a structurilor existente, cât și la construcții noi (Figura 2.1 - Figura 2.2).

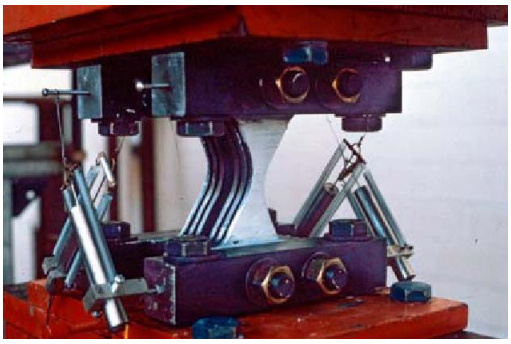
a) Amortizoare vâscoase utilizate la Podul Rion-Antirion (Grecia) - (Sursa: FIPMEC srl)

b) Contravântuiri cu flambaj împiedicat instalate într-o structură prefabricată din b.a. în Ancona (Italia) - (Sursa: FIPMEC srl)

Figura 2.1 Exemple de contravântuiri dependente de deplasare și de viteză

În general, sistemele pasive de disipare a energiei pot fi împărțite în trei categorii: ***i) dispozitive dependente de deformație; ii) dispozitive dependente de viteză; iii) dispozitive dependente de accelerație***. În prima categorie se încadrează dispozitivele care disipează energia datorită deplasării relative care are loc între două puncte ale structurii. Aceste amortizoare au caracteristici care nu depind de frecvența mișcării seismice și produc forțe care sunt în fază cu eforturile interne ale structurii. Exemple tipice de sisteme care aparțin acestei categorii sunt amortizoarele bazate pe plasticizarea metalelor. A doua categorie se referă la amortizoarele care disipează energia indusă de seism prin viteza relativă dintre anumite puncte ale structurii. Caracteristicile acestor amortizoare depind de frecvența cutremurului și, de obicei, eforturile maxime în amortizoare sunt defazate față de răspunsului structurii. Astfel, rezistența maximă a amortizoarelor dependente de viteză nu este atinsă concomitent cu răspunsul structural de vârf

în termeni de eforturi și deplasări. Exemple tipice de sisteme dependente de viteză sunt amortizoarele vâscoase și vâsco-elastice.



a) Dispozitiv ADAS după încercări

b) Dispozitive Pall instalate la o contravântuire diagonală la uzina Boeing Commercial Airplane din Everrett, Statele Unite ale Americii (Sursa: Dr. Pall)

Figura 2.2 Amortizoare după încercări

În cele din urmă, dispozitivele dependente de accelerație sunt cele care modifică răspunsul structural printr-un sistem secundar. Un exemplu tipic de dispozitiv dependent de accelerație este amortizorul cu masă acordată, care constă din sistemul masă-resort-amortizor, capabil să perturbe fluxul de energie, reducând răspunsul structural. O categorie largă de amortizoare suplimentare se bazează pe frecare uscată pentru disiparea energiei induse de cutremur. În aceste dispozitive, energia este disipată prin alunecarea a două suprafețe care vin în contact sub acțiunea presiunii hidraulice, forțelor electromagnetice sau, în cel mai simplu caz, prin intermediul șuruburilor de înaltă rezistență. Această ultimă metodă de prindere este, datorită simplității sale, probabil cea mai larg aplicată metodă în practica de inginerie civilă. Prin fixarea cu șuruburi de înaltă rezistență, se poate aplica o forță constantă pe una sau mai multe suprafețe de contact, printr-o simplă reglare a valorii cuplului de strângere, a numărului și a diametrului șuruburilor. Amortizoarele cu frecare se încadrează în categoria amortizoarelor activate de deplasare, deoarece forța lor de alunecare este considerată doar ușor dependentă de caracteristicile de viteză și frecvență al excitației seismice. Totuși, deși forța inițială de alunecare a amortizoarelor cu frecare este afectată nesemnificativ de viteză, rezistența la frecare depinde în mare măsură de aceasta. Comportarea la solicitări ciclice a amortizoarelor cu frecare poate fi descrisă de obicei, de un răspuns rigid-plastic.

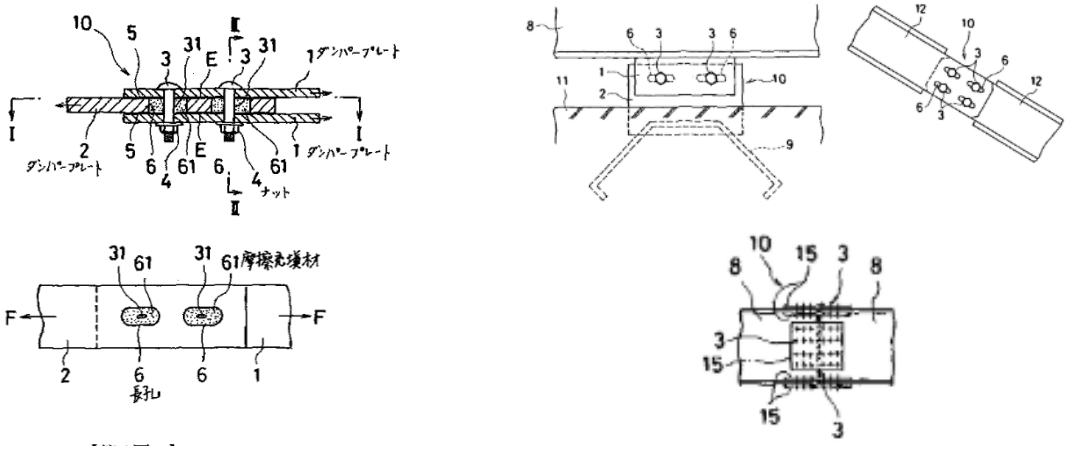
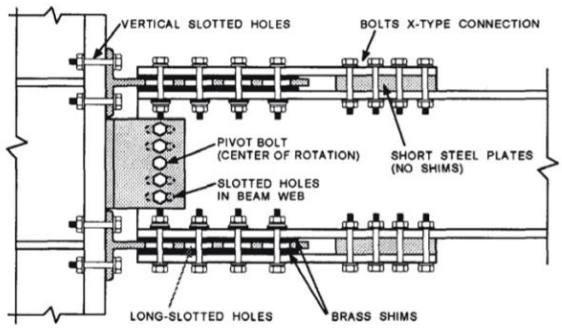


Figura 2.3 Primul brevet japonez al unui dispozitiv anti-seismic cu frecare [11]



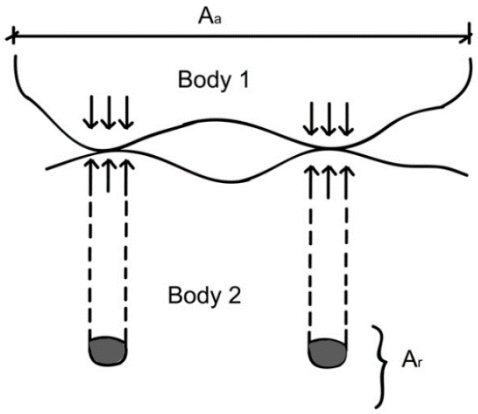
a) Conceptul îmbinărilor cu frecare simetrică [12]

b) Îmbinare echipată cu amortizoare cu frecare simetrică, în cadrul Te Puni Village din Wellington [13]

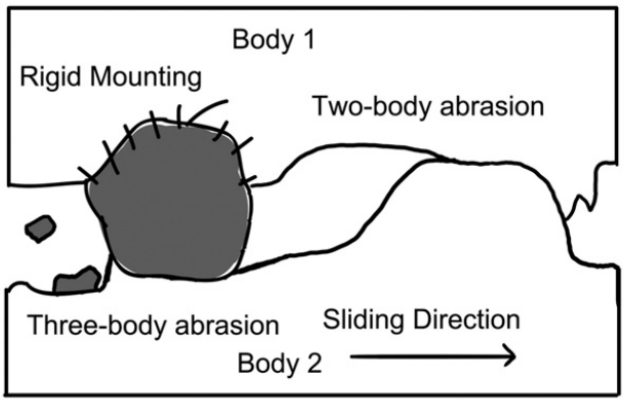
Figura 2.4 Conceptul îmbinărilor echipate cu dispozitive de frecare simetrice [12]

Prin urmare, singurul parametru necesar în procesul de proiectare este forța de alunecare care, la rândul său, depinde de valoarea încărcării normale la suprafețele în contact, și de coeficientul de frecare - o caracteristică intrinsecă a interfeței glisante. Marele avantaj al amortizoarelor cu frecare este că acestea pot reduce deplasările în condiții de serviciu, disipând, în schimb, energia seismică indusă de cutremure severe.

Coeficientul de frecare depinde de diferite fenomene, cum ar fi aderența, abraziunea și prezența contaminanților. Modelarea acestor fenomene este studiată în tribologie, unde sunt modelate topografia suprafețelor, duritatea materialelor, proprietățile mecanice și efectele suprafețelor de interfață, pentru dezvoltarea teoriilor de prezicere a forțelor de alunecare la solicitări statice și dinamice (Figura2.5). În schimb, în ingineria structurală, proprietățile materialelor de frecare sunt studiate prin abordare experimentală, capabilă să furnizeze toate informațiile necesare pentru proiectarea unor astfel de dispozitive.



a) Diferența dintre ariile reale și aparente de contact [14]

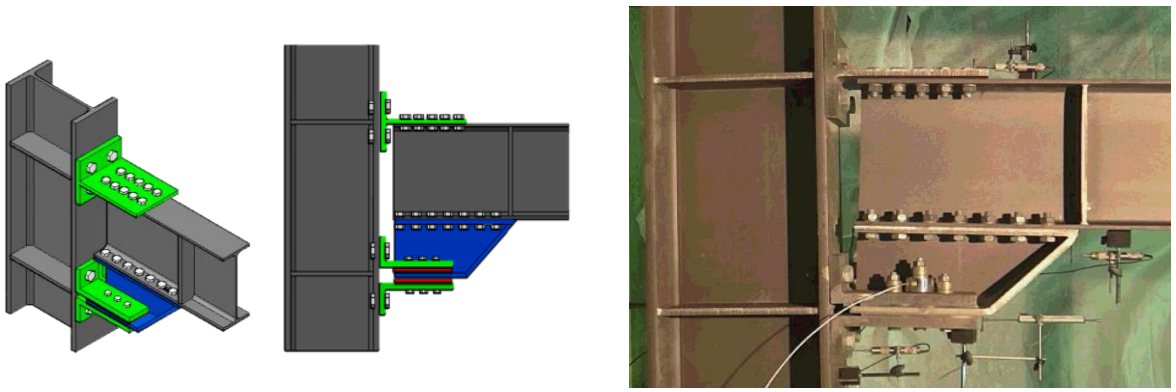


b) Uzură prin abraziune [14]

Figura 2.5 Noțiuni fundamentale de tribologie

În literatura tehnică de specialitate, numeroase lucrări abordează comportarea histeretică la alunecare a suprafețelor metalice cu diferite tratamente superficiale, prinse prin intermediul șuruburilor de înaltă rezistență pretensionate. Acest caz prezintă un interes deosebit în domeniul ingineriei civile, întrucât astfel sunt alcătuite majoritatea amortizoarelor cu frecare realizate începând cu anii '70, pentru contravântuiri și link-uri disipative. Primele dispozitive de acest tip au fost realizate prin introducerea amortizoarelor cu frecare la intersecția contravântuirilor, și

prinderea unor plăcuțe de frână placate cu azbest între suprafețele metalice glisante [15]. Una dintre cele mai simple forme de amortizor cu frecare presupune fixarea cu șuruburi a unei plăci ovalizate, la capătul unei contravântuiri convenționale [16]. Îmbinarea dintre cadru și contravântuire trebuie proiectată astfel, încât să alunece înainte de plasticizarea sau flambajul contravântuirii. Un alt amortizor cu frecare pentru contravântuirile dispuse în V inversat a fost propus de [17]. Aplicațiile actuale ale amortizoarelor de frecare abordează conceptul de sisteme reziliente, care pot disipa energia seismică fiind afectate nesemnificativ. O alternativă promițătoare pentru tipologiile tradiționale de îmbinări s-au dovedit a fi îmbinările semi-rigide grindă-stâlp cu șuruburi, investigate în principal de Grigorian et al. [12]. Pe baza acestor studii, Clifton [18, 21] a propus o nouă tipologie de îmbinări – îmbinările cu frecare asimetrică la talpa inferioară a grinzii (Figura 2.4). Soluția propusă recent în [23]-[24], prevede utilizarea unor corniere pentru realizarea amortizorului cu frecare, și a unei vute prinse cu șuruburi de stâlp și de talpa inferioară a grinzii. Principalul beneficiu al acestei configurații este posibilitatea de prefabricare a amortizorului, asigurând un control mai riguros al materialului utilizat și al procedurii de strângere a șuruburilor. Diferența fundamentală față de soluția propusă de Clifton constă în adoptarea îmbinărilor cu frecare simetrică (SFC) în locul îmbinărilor cu frecare asimetrică (AFC). În ambele cazuri, datorită prezenței planșeului, fenomenul de plasticizare este concentrat la nivelul tălpii inferioare a grinzii și, în consecință, restul îmbinării rămâne intactă (Figura 2.6).



a) Vedere conceptuală a unei îmbinări FREEDAM

b) Îmbinare grindă-stâlp rezistentă la avarii în timpul unei încercări experimentale

Figura 2.6 Îmbinare rezistentă la avarii (FREEDAM)

După cum rezultă din aplicațiile raportate anterior, o primă importanță o are realizarea unui amortizor cu frecare capabil să asigure bucle histeretice largi și stabile. În cadrul proiectului de cercetare FREEDAM, această problemă a fost investigată pe scară largă, fiind propuse soluții cu costuri reduse și ușor de aplicat în practică, oferind, în același timp, instrumente simple pentru modelarea și proiectarea amortizoarelor cu frecare cu șuruburi.

Rezistența la lunecare a unui amortizor cu frecare este rezultatul produsului următorilor factori: coeficientul de frecare, numărul de suprafețe de frecare, numărul de șuruburi, și forța de pretensionare a șurubului. Forța de pretensionare a șurubului poate fi controlată prin aplicarea uneia dintre metodele propuse în standardul EN 1090-2 [27] (metoda combinată, metoda momentului, utilizarea șaibelor cu indicarea directă a forței), concepute pentru a asigura minim 95% din pretensionarea prevăzută de Eurocod 0 [26]. În schimb, valoarea coeficientului de frecare al unei suprafețe este o mărime empirică și depinde de o mulțime de factori, în special, de principalele proprietăți tribologice ale materialului din care este alcătuit amortizorul cu

frecare: finisarea suprafeței, micro- și macroduritatea, rezistența la forfecare și rugozitatea. Acest subiect este abordat în următoarele paragrafe, în contextul amortizoarelor cu frecare elaborate în cadrul proiectului de cercetare FREEDAM. În mod special, este prezentat răspunsul amortizoarelor la solicitări ciclice (la diferite viteze de încărcare) și la încărcări de lungă durată, iar ulterior se oferă informații relevante pentru proiectarea amortizoarelor cu frecare pentru îmbinări rezistente la avarii.

2.2 ALEGEREA MATERIALELOR PENTRU PLĂCUȚELE DE FRÂNĂ

2.2.1 Noțiuni fundamentale de tribologie

Din punct de vedere istoric, o mare parte a cercetărilor tribologice au fost destinate investigării proprietăților de frecare ale metalelor, definind două surse principale de frecare între corpurile care vin în contact: adeziunea și abraziunea. Uzura de adeziune apare atunci, când la deplasarea a două corpuri ce formează o cuplă de frecare, asperitățile acestora se deformează plastic, ducând la formarea joncțiunilor prin microsuduri. Datorită presiunii ridicate de contact, lunecarea îmbinărilor uzate adeziv necesită un efort de forfecare sporit. Cea mai simplă teorie care explică matematic originea uzurii de adeziune, susține că rezistența la forfecare a joncțiunilor prin microsuduri este proporțională cu aria reală de contact, care, pentru metalele cu comportament elasto-plastic ideal, se presupune a fi egală cu $A = N/\sigma_0$ [28] unde σ_0 este duritatea prin penetrație a materialului și N este sarcina normală pe suprafață. Forța totală de frecare datorată adeziunii (F_A) poate fi exprimată ca:

$$F_A = As = \frac{N}{\sigma_0} s \tag{2.1}$$

unde: s – presiunea necesară pentru forfecarea joncțiunilor formate prin microsuduri.

În ceea ce privește abraziunea, aceasta se datorează rugozității suprafețelor naturale, luând naștere prin fenomenul de frecare la contactul dintre un metal mai dur și un metal mai moale. Conform teoriei Bowden și Tabor, această contribuție poate fi estimată după cum urmează:

$$F_P = nrh\sigma_0 \tag{2.2}$$

unde: n - numărul de asperități, r - jumătatea lățimii asperității, iar h - înălțimea asperității. Rezultă că forța totală de alunecare (F) datorată adeziunii și abraziunii este dată de:

$$F = F_A + F_P = \frac{N}{\sigma_0} s + nrh\sigma_0 \tag{2.3}$$

A fost demonstrat faptul că, în cazul metalelor, contribuția uzurii abraziune este neglijabilă relativ cu cea a adeziunii. Astfel, prin Ec. (2.1) poate fi precizată o proprietate importantă a metalelor: raportul dintre forța de frecare și forța normală este o valoare constantă, care nu depinde de aria aparentă de contact. Practic, teoria lui Bowden și Tabor explică două dintre cele trei postulate ale teoriei clasice a frecării uscate, care declară:

- forța totală de frecare nu depinde de aria aparentă de contact;
- forța totală de frecare este proporțională cu forța normală la suprafață;
- în cazul alunecării lente, forța totală de frecare nu depinde de viteza de alunecare.

Primele două postulate sunt cunoscute sub numele de legile lui Amontons, în numele inginerului francez care le-a prezentat în 1699, în timp ce al treilea postulat îi aparține lui Coulomb [29]-[30]. Legea de frecare Coulomb reprezintă relația clasică pentru determinarea forței tangențiale care acționează pe suprafețele de alunecare: $F=\mu N$, unde: F – forța de alunecare, N – forța normală, și μ - coeficientul de frecare. Forța de frecare se opune întotdeauna mișcării (în cazul frecării cinetice) sau mișcării potențiale (în cazul frecării statice). Conform Ec. (2.1), se poate obține următoarea relație:

$$\mu = \frac{s_0}{\sigma_0} \tag{2}$$

unde: s_0 – forța de forfecare a celui mai slab material, și σ_0 - duritatea celui mai moale material. Ec. (2.4) oferă o estimare rezonabilă a coeficientului de frecare pentru metale, dar, în general, coeficientul de frecare depinde și de alți trei factori: presiunea de contact (P), viteza de alunecare (v), și temperatura (T). Astfel, la modul general, coeficientul de frecare al unei interfețe trebuie exprimat ca: $\mu=\mu(P,v,T)$.

În cazul materialelor pe bază de cauciuc, structura materialului influențează proprietățile sale de frecare. Cauciucul are un modul de elasticitate redus, iar aria sa reală de contact depinde de valoarea forței normale, întrucât materialul se adaptează la forma asperităților de pe suprafața celui mai dur material [31]. Comportarea tribologică a materialelor polimerice se abate de la teoria clasică a frecării, fiind influențată de microjoncțiuni, rezistența la forfecare a materialului cu care vine în contact și de aria reală de contact [32]. Coeficientul de frecare pentru materiale polimerice, în funcție de forța normală aplicată și de tipul de polimer, poate fi exprimat prin relații constante sau descrescătoare [33]-[35]. Au fost propuse mai multe relații matematice pentru modelarea coeficientului de frecare la contactul dintre cauciuc și suprafețe metalice, prin exprimarea μ în funcție de presiunea de contact (P) și de modulul de elasticitate al materialului (E). Printre acestea se numără și următoarele relații:

$$[36]: \frac{1}{\mu} = a + b\left(\frac{P}{E}\right) \tag{2.5}$$

unde: a și b - parametri empirici, determinați prin intermediul încercărilor experimentale;

$$[32]: \mu = K\left(\frac{P}{E}\right)^{-1/n} \tag{2.6}$$

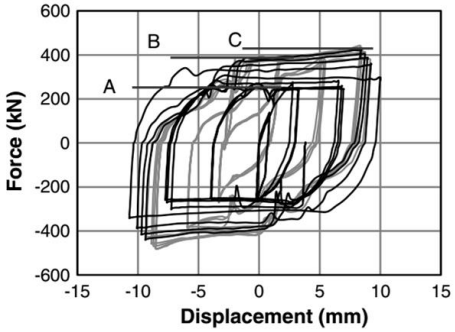
unde: K și n – parametri determinați experimental;

$$[37]: \mu = \mu_\infty + a(P)^{-h} \tag{2.7}$$

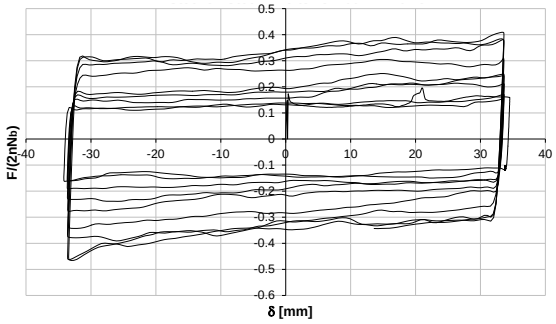
unde: μ_∞ - valoarea coeficientului de frecare pentru presiune infinită, a - o constantă experimentală, iar h - duritatea Shore, împărțită la 100. În cele din urmă, pentru materialele polimerice trebuie menționată o altă abatere importantă de la teoria clasică a frecării: datorită comportării vâsco-elastice a polimerilor, forța de frecare depinde în mod semnificativ de viteza de alunecare. Cu toate acestea, pentru multe materiale polimerice, influența vitezei este neglijabilă într-un interval limitat de viteze (0,01-1 cm/s).

2.2.2 Materiale de fricțiune încercate în cadrul proiectului de cercetare FREEDAM

Până în prezent, mai multe studii au fost dedicate analizei materialelor de fricțiune pentru amortizoarele seismice cu frecare, și utilizării lor pentru dispozitivele cu disipare suplimentară de energie [38]-[40]. Studiile similare desfășurate recent abordează echiparea îmbinărilor cu amortizoare cu frecare, și realizarea anumitor tipuri de îmbinări de tip "piaptăn" cu frecare pentru turnuri metalice tubulare . Printre studiile recente asupra comportării suprafețelor în contact, trebuie menționat proiectul HISTWIN [41]-[42] (în cadrul căruia au fost studiate îmbinările cu frecare statică și aplicările lor la turbinele eoliene metalice), grupul de cercetători din Universitatea din Auckland [18]-[21] (care a efectuat o serie de încercări ciclice pe îmbinări tradiționale și îmbinări cu frecare asimetrică), și alte studii care au abordat variația coeficientului de frecare al suprafețelor [43]. În cadrul proiectului de cercetare FREEDAM, aceste lucrări au constituit o bază teoretică în alegerea cât mai rațională a materialelor pentru îmbinările FREEDAM rezistente la avarii.



a) Încercare pe oțel obișnuit [14] 4 șuruburi – Forța de pretensionare a fiecărui șurub 210 kN - 1 suprafață de contact



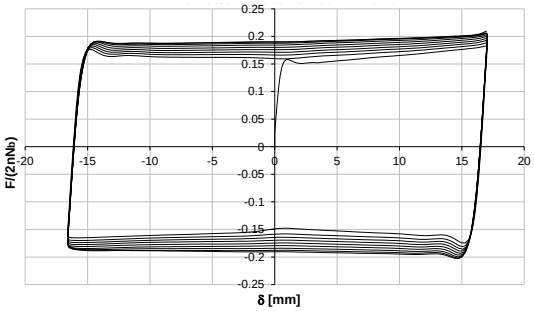
b) Încercare pe oțel obișnuit [43] 4 șuruburi – Forța de pretensionare a fiecărui șurub 50 kN - 2 suprafețe de contact

Figura 2.7 Încercări ciclice de alunecare pentru oțeluri cu un conținut redus de carbon

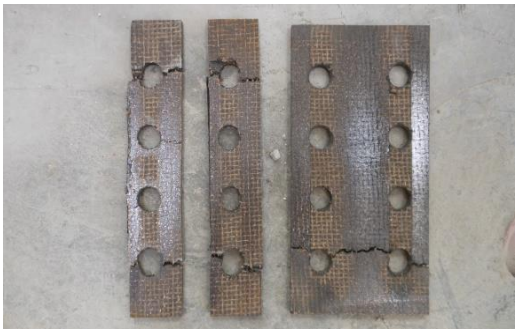
Principiile de bază în alegerea materialelor pentru amortizoarele cu frecare rezultă din studiile teoretice clasice dedicate evaluării răspunsului amortizoarelor seismice. Conform Ec. (2.4), în cazul suprafețelor metalice, pentru a obține valori înalte ale coeficientului de frecare, cupla de frecare trebuie realizată din materiale cu o diferență mare a durității superficiale. Există mai multe posibilități de a obține această diferență, dar de regulă, alături de oțel, în cupla de frecare se utilizează alte metale, cauciuc sau carburi. Unele dintre aceste materiale au fost deja investigate pe scară largă de către mai mulți cercetători, cum ar fi oțelurile călite de înaltă rezistență, alama, sau cauciucul fenolic. Alte încercări experimentale au fost efectuate pe oțeluri normale și oțeluri rezistente la abraziune [14], pe oțeluri obișnuite, alamă, aluminiu pulverizat și diferite tipuri de cauciuc [43]. Aceste studii au demonstrat că suprafețele din oțel moale pot înregistra doar valori reduse ale coeficientului de frecare (0,1-0,25), iar la solicitări ciclice se produce o consolidare semnificativă, datorată uzurii suprafețelor și mărirea componentei de abraziune a coeficientului de frecare (Figura 2.7).

Evident, valoarea inițială redusă a coeficientului de frecare și fenomenul de consolidare la solicitări ciclice nu justifică utilizarea acestor materiale pentru amortizoarele cu frecare. În primul rând, valoarea redusă a coeficientului de frecare constituie un mare dezavantaj în context economic, întrucât implică necesitatea de a utiliza mai multe șuruburi și de a adopta dimensiuni

mai mari a dispozitivelor. În al doilea rând, efectul de consolidare a dispozitivelor cu frecare determină proiectarea celorlalte elemente la valori mai mari a eforturilor de calcul, suprarezistența acestora implicând o supradimensionare semnificativă a tuturor elementelor cadrului. Din aceste motive, suprafețele din oțel obișnuit cu un conținut redus de carbon nu sunt considerate adecvate pentru amortizoarele seismice, iar utilizarea oțelurilor de înaltă rezistență și a oțelurilor rezistente la abraziune [14] este limitată. Plăcuțele de frână realizate din oțel rezistent la abraziune, chiar dacă pot dezvolta o valoare mai mare a coeficientului de frecare (aproximativ 0,4), totuși, și acestea sunt supuse fenomenului de consolidare de material.



a) Încercare pe cauciuc M2 [43] 4 șuruburi – Forța de pretensionare a fiecărui șurub 50 kN - 2 suprafețe de contact)



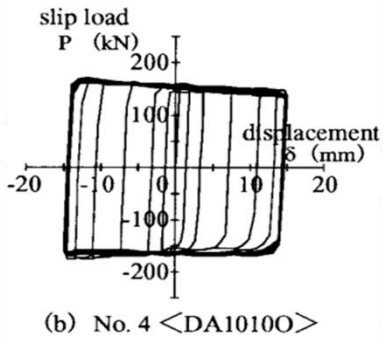
b) Cedarea fragilă a plăcuțelor de frână din cauciuc de-a lungul secțiunii nete [43]

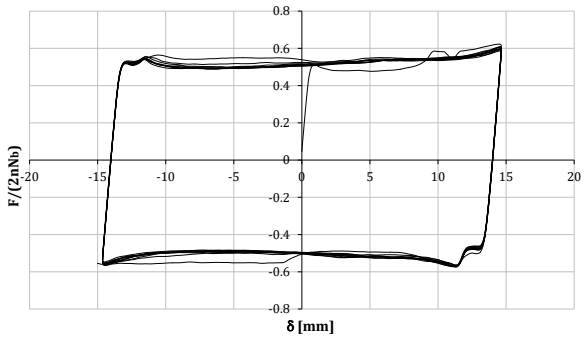
Figura 2.8 Încercări pe cauciuc

Din experiența anterioară, cauciucul utilizat de obicei pentru sistemele de frânare (constituite în principal din rășini fenolice) înregistrează un răspuns histeretic stabil pe de o parte, dar și o valoare redusă a coeficientului de frecare, pe de altă parte (între 0,15 și 0,25). În plus, datorită rezistenței scăzute la tracțiune [43], aceste materiale devin inabordabile pentru utilizarea lor în îmbinările cu frecare, cu excepția cazului în care sunt lipite de plăcile de oțel. Solicitările care apar în mod normal în îmbinările cu frecare pot conduce la cedarea fragilă a plăcuțelor (Figura 2.8). Prin urmare, din cauza acestor dezavantaje, materialele din cauciuc au fost excluse din programul experimental al proiectului FREEDAM.

Alama constituie subiectul mai multor studii dedicate caracteristicilor sale de frecare [38], [39], [43] și utilizării acestuia în amortizoare cu frecare. În lucrările efectuate de Voiculescu & Dalban [39], a fost demonstrată experimental (prin încercări pe îmbinări cu eclise supuse la forfecare) valoarea de aproximativ 0,3 a coeficientului de frecare al alamei. O serie de încercări efectuate pe îmbinări de continuitate din alamă [43] au confirmat o valoare inițială foarte redusă a coeficientului de frecare (aproximativ 0,1), chiar dacă aceasta tinde să crească odată cu creșterea uzurii de abraziune pe suprafața de frecare la solicitări ciclice.

Încercările experimentale promițătoare pe specimene cu aluminiu pulverizat termic [40], [43] au demonstrat răspunsul stabil la solicitări ciclice (Figura 2.9), caracterizând comportarea tribologică a acestuia cu un coeficient de frecare mai mare de 0,4. Pe lângă aceste proprietăți specifice, metalizarea prin pulverizare are un potențial industrial înalt datorită costului redus. De aceea, pentru realizarea amortizoarelor cu frecare în cadrul proiectului de cercetare FREEDAM, au fost alese materiale care pot fi supuse tehnicilor de metalizare prin pulverizare.



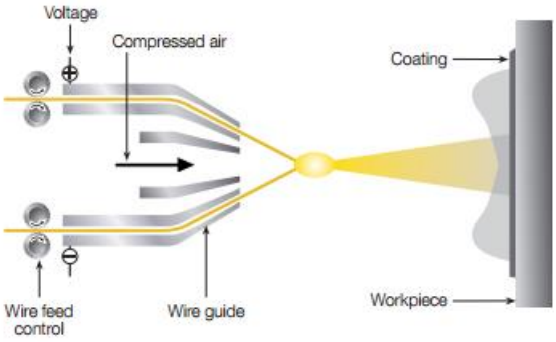


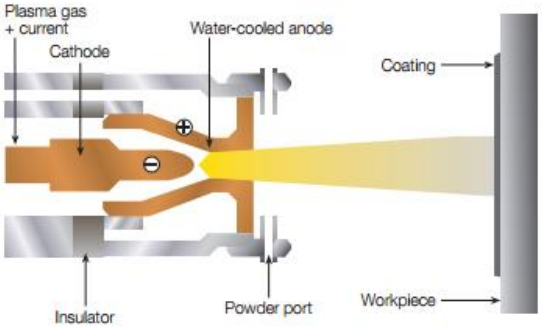
a) Încercare pe 1 șurub acoperit cu aluminiu pulverizat termic [40] 1 șurub –2 suprafețe de contact - coeficientul de frecare indicat de autori: 0,71

b) Comportarea ciclică a aluminiului pulverizat termic [43] 4 șuruburi –Forța de pretensionare a fiecărui șurub 50 kN - 2 suprafețe de contact

Figura 2.9 Încercări pe aluminiu pulverizat termic

Metalizarea prin pulverizare este o procedură industrială de acoperire cu metale sau aliaje metalice, materialul de acoperire fiind topit de o sursă de căldură, iar apoi proiectat cu ajutorul unui jet de gaz (comprimat) pe suprafața materialului de bază, formând un strat solid (Figura 2.10).





a) Schema procedurii de metalizare prin pulverizare cu arc electric (www.metco.com)

b) Schema procedurii de metalizare prin pulverizare cu plasmă (www.metco.com)

Figura 2.10 Tehnici de metalizare prin pulverizare

După cum s-a menționat anterior, un criteriu important este diferența dintre durităților superficiale ale suprafețelor în contact, întrucât coeficientul de frecare reprezintă raportul dintre rezistența la forfecare a celui mai slab material (s_0) și duritatea superficială a celui mai moale material (σ_0) [28]. Prin urmare, pentru a obține o valoare înaltă a coeficientului de frecare, trebuie îndeplinite următoarele condiții: i) o diferență cât mai mare dintre durităților superficiale ale materialelor în contact; ii) o valoare înaltă a rezistenței la forfecare a celui mai slab material; iii) o valoare redusă a durității superficiale a celui mai moale material. Pentru a evita fenomenul de coroziune, amortizoare cu frecare FREEDAM sunt alcătuite din plăci interioare din oțel inoxidabil de marca 1.4301 (echivalent cu AISI 304), cu o duritate superficială de aproximativ 130 HV. Pentru a obține valori înalte ale coeficientului de frecare, pentru plăcuțele de frână care urmează să formeze cuple de frecare cu plăcile de oțel inoxidabil, dintre toate materialele sau aliajele disponibile în comerț au fost alese materiale cu valori mult mai mici sau mult mai mari a durității superficiale (<<130 HV sau >>130HV). Astfel, au fost supuse încercărilor experimentale două categorii de materiale: așa-numitele materiale "dure" și așa-numitele materiale "moi". În categoria materialelor moi au fost incluse metalele pure cu o duritate de 5..30 HV, aplicate prin procedeul de metalizare prin pulverizare (fiind etichetate în paragrafele următoare cu M1..M5

respectiv). În categoria materialelor dure sunt incluse carburile produse sub formă de amestecuri de pulbere, cu o duritate de 550..1200 HV, și plăcuțele de frână nichelate fără electrozi, cu adaos de pulbere de diamant, produse de 3M Deutschland GmbH, cu durități superficiale între 600..900 HV. Datorită valorilor înalte ale durității superficiale, aceste materiale sunt considerate adecvate pentru placarea plăcuțelor de frână ale amortizoarelor (fiind etichetate cu M6..M8 în paragrafele următoare).

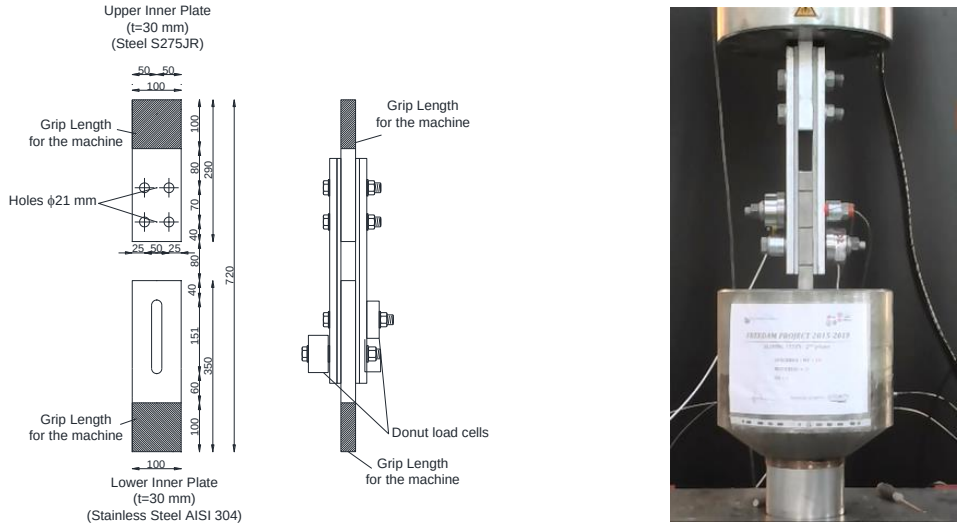
De remarcat faptul că, la combinarea oțelului inoxidabil cu materiale mai dure, se intensifică uzura plăcii de oțel, iar coeficientul de frecare depinde în principal de raportul dintre rezistența la forfecare și duritatea superficială a plăcii de oțel. În schimb, la combinarea oțelului cu un material mai moale, se produce o uzură mai intensă a plăcuțelor de frână, coeficientul de frecare depinzând de raportul dintre rezistența la forfecare și duritatea superficială a materialului ce acoperă plăcuțele de frână.

2.3 COMPORTAREA LA ÎNCERCĂRI CICLICE

Un studiu experimental amplu în privința coeficientului de frecare al amortizoarelor pentru îmbinări rezistente la avarii s-a desfășurat în cadrul Universității din Salerno, cu utilizarea dotărilor tehnice ale companiei FIP Industriale SpA. În activitatea experimentală au fost luate în considerare o serie de variabile, și anume: i) tipul de material de fricțiune utilizat; ii) efectul forței de strângere a șuruburilor; iii) tipul de șuruburi adoptate; iv) variabilitatea aleatorie a materialului evaluată în termeni de coeficient de frecare; v) viteza de aplicare a încărcărilor. În cele ce urmează, se prezintă succint rezultatele principale și încercările experimentale efectuate.

2.3.1 Încercări cu viteză redusă

Specimenul tipic reprezintă un sistem de plăci metalice, asamblate astfel, încât să formeze o cuplă de frecare dintre placa din oțel inoxidabil și plăcuțele de frână acoperite cu unul dintre materialele descrise în paragraful anterior. Comportarea uniaxială a suprafețelor în contact permite evaluarea coeficientului de frecare al suprafețelor analizate în cadrul proiectului de cercetare FREEDAM.

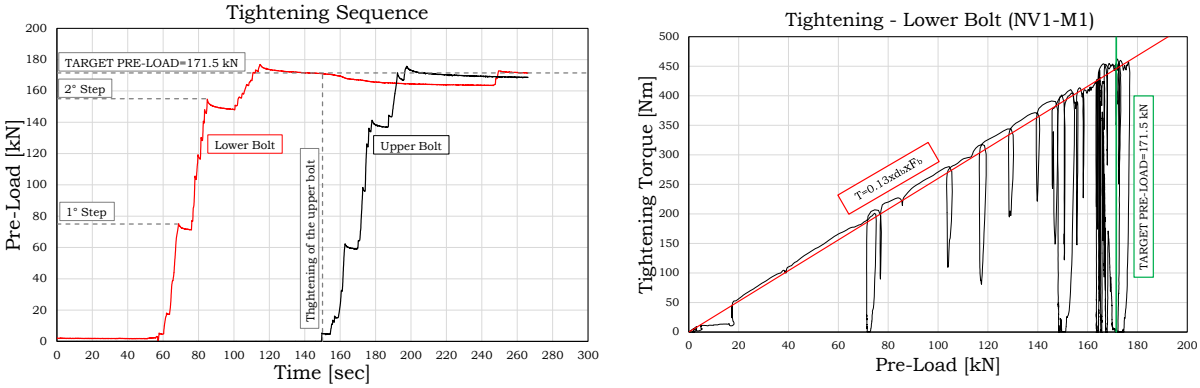


a) Schema tipică a specimenului *b) Specimen în mașina de încercări*

Figura 2.11 Încercare ciclică de alunecare pe îmbinări supuse la forfecare

Subansamblele supuse încercărilor experimentale sunt inspirate de structura specimenelor pentru încercările de alunecare stipulate în standardul EN1090-2 [27]. În particular, subansamblul este alcătuit dintr-o placă de oțel cu găuri ovalizate, din oțel inoxidabil de marca 1.4301 (echivalent cu oțelul AISI 304) [45], o placă de oțel cu găuri normale cu destinație tehnologică (de prindere) și plăci de oțel exterioare și plăcuțe de frecare prinse cu șuruburi pretensionate M20 de clasa 10.9 tip HV (Figura 2.11) [46]. Scopul încercării este simularea stării de tensiune care apare în îmbinările grindă-stâlp rezistente la avarii, echipate cu amortizoare cu frecare. Mai exact, placa din oțel inoxidabil cu găuri ovalizate simulează placa interioară a unei vute prefabricate și montate la talpa inferioară a grinzii în condiții de șantier, având rolul unui amortizor cu frecare, în timp ce plăcile de oțel exterioare simulează aripile cornierelor utilizate la prinderea amortizorului cu frecare de talpa stâlpului.

Pentru a evalua forța inițială de alunecare și degradarea acesteia, toate specimenele au fost supuse la încercări ciclice în conformitate cu protocolul de încercări prevăzut de EN15129 (2009) [47] - singurul standard disponibil în prezent, dedicat încercării amortizoarelor dependente de deplasare. Pentru reproducerea condițiilor reale de lucru pe dispozitivele încercate, standardul recomandă efectuarea încercărilor ciclice cu amplitudine crescătoare de 25%, 50% și 100% din deplasarea maximă de proiectare a dispozitivului.



a) Secvența de strângere

b) Relația cuplu de strângere - forța de pretensionare

Figura 2.12 Strângerea șuruburilor

Amplitudinea maximă a fost estimată prin evaluarea cerinței de deplasare care apare la nivelul amortizorului cu frecare în condiții reale. Aproximând valoarea brațului de pârghie la distanța de 600 mm dintre elementul T al îmbinării FREEDAM și centrul amortizorului cu frecare, și rotația maximă la 40 mrad (mai mare decât valoarea minimă de 35 mrad, impusă de Eurocod 8 pentru cadrele din clasa de ductilitate DCH), cerința de deplasare la nivelul amortizorului a fost calculată ca 0,04x600=24 mm, și rotunjită la 25 mm. Valorile crescânde ale vitezei ciclurilor de încărcare au fost alese pentru a rămâne într-un interval cvasi-static, în funcție de capacitățile echipamentului disponibil. În cadrul încercărilor prezentate în cele ce urmează, viteza ciclului a variat de la 1 mm/s pentru primele 10 cicluri la 5 mm/s pentru ciclurile la amplitudinea maximă. Pentru fiecare încercare, pretensionarea șuruburilor de înaltă rezistență M20 superioare și inferioare a fost realizată cu ajutorul unei chei dinamometrice, monitorizând forța de pretensionare cu celule de sarcină de compresie.

Încercările cu viteză redusă au fost efectuate utilizând o mașină de încercări universală Schenck Hydropuls S56 (Figura 2.11). Această mașină este constituită dintr-un piston hidraulic cu o

capacitate de încărcare egală cu +/- 630 kN, cursa activă de +/- 125 mm și un cadru de oțel autoechilibrat pentru compensarea sarcinii axiale. Eforturile din șuruburi, forța de alunecare, cuplul de strângere și deplasarea au fost gestionate prin intermediul unui set de senzori, înainte și în timpul încercării. Deplasările axiale ale dispozitivului au fost citite direct de pe traductorul mașinii de încercări iar forța de alunecare a fost înregistrată similar, de la celula de încărcare a mașinii. Înainte de încercare, cuplul de strângere a fost ajustat cu o cheie dinamometrică manuală și monitorizat cu ajutorul unui senzor de cuplu Futek TAT430 cu capacitatea maximă de 680 Nm. Concomitent, forța de pretensionare aplicată șuruburilor a fost monitorizată înainte și în timpul încercării cu ajutorul celulelor de sarcină de compresie Futek LTH500 cu capacitatea maximă de 222 kN. Valoarea medie a factorului k pentru șuruburile adoptate este egală cu 0,13. Valoarea cuplului de strângere aplicat șuruburilor la fiecare încercare a variat de la valoarea maximă de 0,13x171,5x20=446Nm (100% din forța de pretensionare) la valoarea minimă de 0,40x0,13x171,5x20=178 Nm (40% din forța de pretensionare).

2.3.2 Încercări cu viteză mare

Pentru a investiga răspunsul materialelor de fricțiune la solicitări cu viteză mare, în cadrul FIP Industriale S.p.A. s-a desfășurat o campanie experimentală specifică pentru subansamble echipate cu plăcuțe de frână. Specimenele sunt alcătuite din două plăcuțe de frână care alunecă pe o placă AISI 304, și sunt aproape identice cu cele utilizate pentru încercările cu viteză redusă, cu excepția sistemului de fixare de platforma mașinii de încercări (Figura 2.13). Forța de pretensionare a celor două șuruburi M20 HV 10.9, care solicită plăcuțele de frână, este măsurată prin două celule de sarcină inelare.

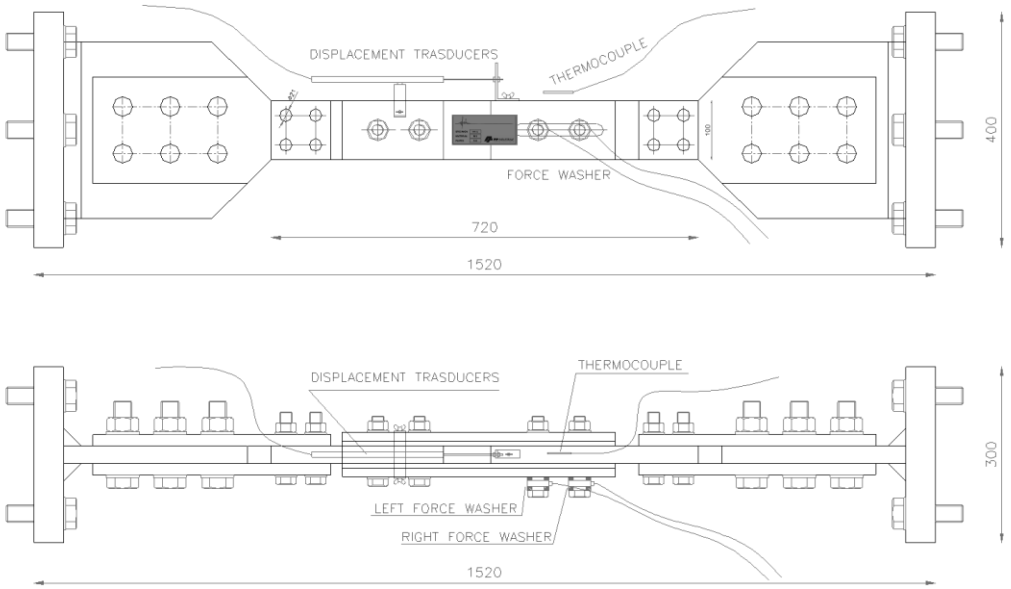


Figura 2.13 Structura specimenelor pentru încercările cu viteză mare

În Figura 2.14 este prezentată mașina de încercări utilizată, compusă dintr-un cadru rigid și un actuator cu forța axială maximă de 2000 kN, cursa activă a pistonului de ± 300 mm, și viteza maximă la forța maximă de 300 mm/s. În prima fază de analiză au fost efectuate încercări în control de deplasare cu o încărcare sinusoidală cu frecvența de 1,27 Hz, amplitudine variabilă (până la ± 25 mm) și viteza maximă de 200 mm/s.

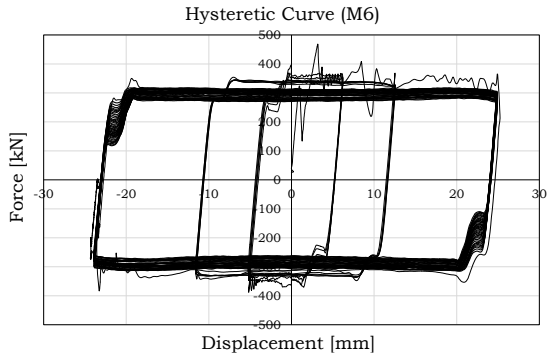
Figura 2.14 Mașină de încercări

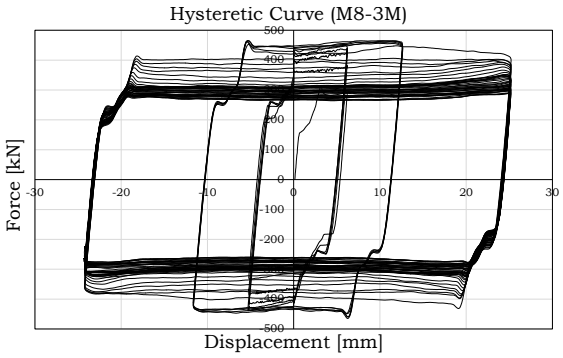
În afară de forma semnalului de intrare, protocolul de încercări este identic celui utilizat la încercările cu viteză redusă. Evident, viteza de aplicare a sarcinii a fost diferită pentru fiecare caz, pentru a investiga aportul acesteia la valoarea coeficientului de frecare.

2.3.3 Rezumatul rezultatelor experimentale

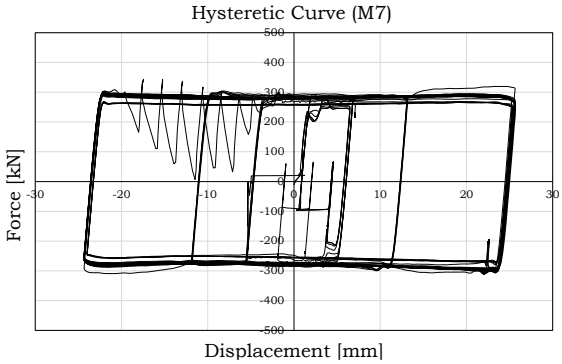
Încercările cu viteză redusă au fost efectuate în conformitate cu protocolul de încercări ciclice stipulat în standardul EN15129 [47]. Pentru fiecare încercare, secvențele de cicluri au fost aplicate la următoarele viteze:

- 5 cicluri la 6,25 mm la 1 mm/s;
- 5 cicluri la 12,5 mm la 4/5 mm/s;
- 40 de cicluri la 25 mm la 4/5 mm/s.





a) Comportarea histeretică a plăcuțelor de frână M6 b) Comportarea histeretică a plăcuțelor de frână 3M



c) Comportarea histeretică a plăcuțelor de frână M7

Figura 2.15 Comportarea histeretică a plăcuțelor de frână dure

Pentru fiecare încercare, răspunsul la solicitări ciclice a fost evaluat prin analiza valorii inițiale a coeficientului de frecare și degradării sale de-a lungul istoricului de încărcare, înregistrate de punțile tensometrice. În particular, au fost raportate următoarele mărimi:

- Curba histeretică forță-deplasare, în termeni de forță de alunecare ($F_{\mathrm{slip,i}}$) și deplasare (d_{i}) înregistrată de celula de sarcină și senzorii LVDT ai mașinii de încercări;
- Diagrama: valoarea "efectivă" (sau de proiectare) a coeficientului de frecare ($\mu_{effective}$) - deplasarea cumulată (d_{total}). Valoarea efectivă a coeficientului de frecare a fost calculată ca raportul dintre forța de alunecare înregistrată de celula de sarcină a mașinii de încercări și suma forțelor inițiale de pretensionare a șuruburilor care acționează pe suprafața de frecare ($4N_0$);
- Diagrama: valoarea "reală" a coeficientului de frecare (μ_{actual}) - deplasarea cumulată (d_{total}). Valoarea reală a coeficientului de frecare a fost calculată ca raportul dintre forța de alunecare înregistrată de celula de sarcină a mașinii de încercări și suma valorilor forțelor inițiale de pretensionare a șuruburilor care acționează pe suprafața de frecare, furnizată direct de celulele de sarcină în timpul încercării ($2N_{\mathrm{cell,1}}+2N_{\mathrm{cell,2}}$). În cele ce urmează, se prezintă o sinteză a rezultatelor obținute.

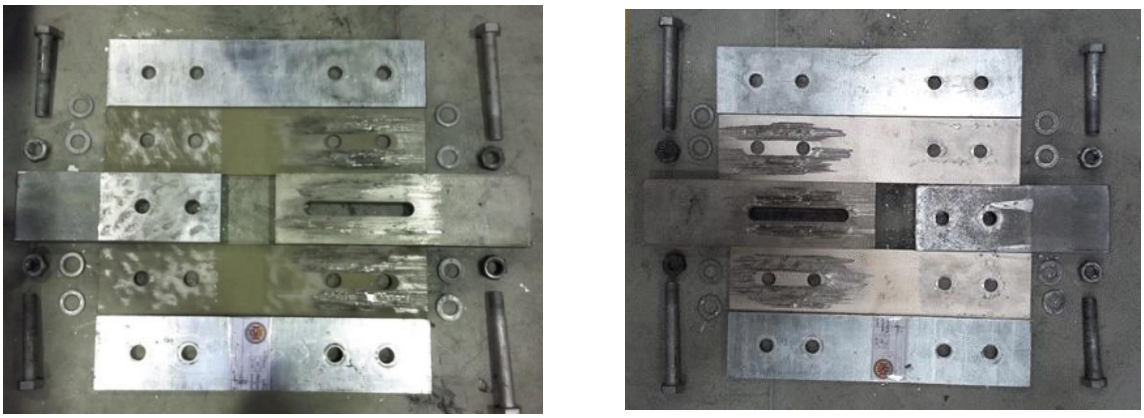
În plus, conform EN 15129 [47], comportarea dispozitivului de frecare poate fi evaluată prin degradarea amortizării efective. Acest parametru descrie degradarea energiei disipate, normalizată în raport cu energia disipată în al 3-lea ciclu de încercare la amplitudine maximă. Rezultatele principale se prezintă succint în paragrafele următoare. Însă, din cauza volumului mare de date, pentru interpretarea detaliată a rezultatelor este necesară raportarea la pachetul de lucru 1.1 al proiectului de cercetare FREEDAM.

2.3.3.1 Influența materialului de acoperire: materiale "dure" (M6-M8)

În Figura 2.15 se prezintă comportarea histeretică a cuplelor de frecare alcătuite din plăci din oțel inoxidabil și plăcuțe de frână acoperite cu materiale "dure".

În cazul acoperirii cu carbură M6, răspunsul ciclic a fost caracterizat o creștere inițială a forței de alunecare egală cu aproximativ 350 kN, urmată de o reducere progresivă de până la 20%. În timpul încercărilor, comportarea specifică a materialului s-a manifestat prin alunecarea sacadată (fenomenul ”stick-slip”) în primă fază a curbei histeretice, și dezvoltarea unui prim ciclu instabil caracterizat de salturi ale forței și eliberări bruște de energie (Figura 2.15). Totuși, după acest prim ciclu care a cauzat, probabil, ruperea legăturilor interatomice între suprafețele în contact (uzura de adeziune), alunecarea s-a produs în mod regulat, prezentând un răspuns stabil până la sfârșitul încercării. În cazul acoperirii cu carbură M7, s-a observat un răspuns general similar. Forța inițială de alunecare egală cu aproximativ 250 kN a crescut ușor după câteva cicluri, ajungând la o valoare de cca 300 kN, constantă pentru restul ciclurilor. Totuși, deși comportarea histeretică prezentată în Figura 2.15 pare similară cu cea a materialului M6, în acest caz a fost necesară o reducere semnificativă a vitezei, datorită intensității fenomenului perturbator de alunecare sacadată ("stick-slip"), cu vibrații și eliberări bruște de energie. Răspunsul plăcuțelor de frână 3M, asemeni altor materiale (alamă, cauciucuri fenolice, etc. [43]), poate fi divizat în două faze. În prima fază apare fenomenul de consolidare de material, implicit creșterea rezistenței la alunecare în măsură de cca 60%. A doua fază se caracterizează prin reducerea forței de alunecare, care revine la valoarea inițială. În plus, în acest caz, a lipsit fenomenul de alunecare

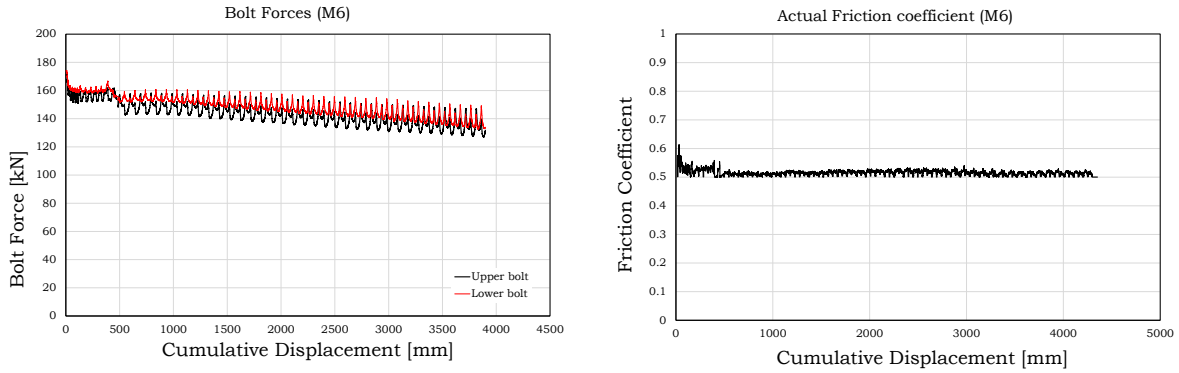
sacadată, toate ciclurile fiind caracterizate de o valoare stabilă a forței de alunecare. Valoarea inițială a forței de alunecare a fost de aproximativ 400 kN.



a) Degradarea plăcuțelor de frână M6 *b) Degradarea plăcuțelor de frână 3M*

Figura 2.16 Degradarea plăcuțelor de frână acoperite cu materiale dure

În urma încercărilor, specimenele au fost dezasamblate pentru a evalua nivelul de degradare a suprafețelor. Conform Figurii 2.16, în care se prezintă starea de degradare a specimenelor cu plăcuțe de frână M6 și 3M, datorită durității mai mari a stratului de acoperire, degradările au fost concentrate în principal pe plăcile din oțel inoxidabil, care la sfârșitul încercării aveau multe zgârieturi în zona capului șurubului. Spre exemplu, în Figura 2.17 se ilustrează dependența dintre eforturile din șurub (înregistrate de celulele de sarcină), coeficientul real de frecare pentru un specimen cu plăcuțe de frână acoperite cu carbură M6, și deplasarea cumulată a amortizorului. După cum se poate observa din figură, ambele șuruburi, strânse inițial pentru a ajunge la sarcina de încărcare de 171,5 kN, au pierdut aproximativ 7% din forța de pretensionare inițială după primul ciclu de încărcare, și aproximativ 20% pe durata întregii încercări. În schimb, coeficientul de frecare "real" rămâne constant, indicând o comportare stabilă a plăcuțelor de frână.



a) Diagrama eforturilor din șuruburi *b) Coeficientul de frecare "real", funcție de deplasarea cumulată: M6*

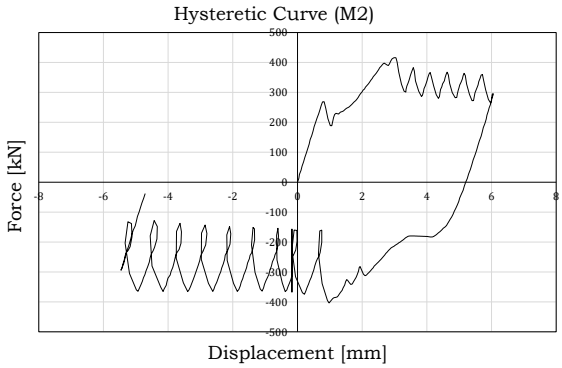
Figura 2.17 Coeficientul real de frecare și evoluția eforturilor din șuruburi

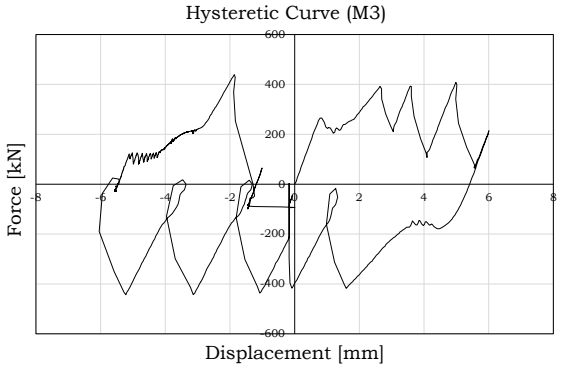
2.3.3.2 Influența materialului de acoperire: materiale "moi" (M1-M5)

Similar materialului M7, și trei dintre materiale moi neferoase (M2, M3 și M5) au fost afectate de fenomenul de alunecare sacadată, răspunsul lor intermitent fiind caracterizat de lipiri și alunecări ale suprafețelor, însoțite de eliberări bruște și intense de energie (Figura 2.18). În aceste cazuri, încercările au fost oprite pentru a preveni deteriorarea echipamentului de laborator. După

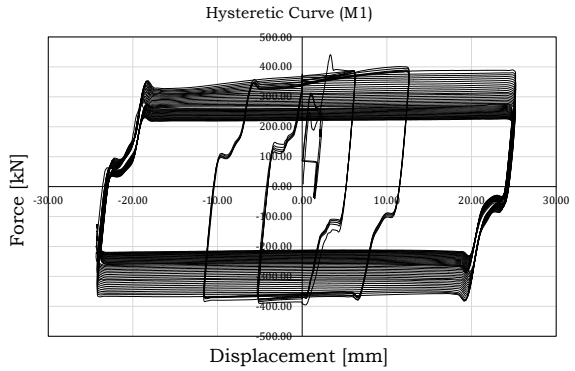
prima alunecare, răspunsul histeretic al acestor materiale a suferit salturi alternative și continue ale forței de la valori statice la valori dinamice. Trebuie menționat că, deși răspunsul ciclic al acestor materiale nu justifică utilizarea lor în dispozitive seismice, totuși, datorită coeficientului înalt de frecare, pare promițătoare utilizarea lor la îmbinările cu frecare concepute pentru solicitări statice.

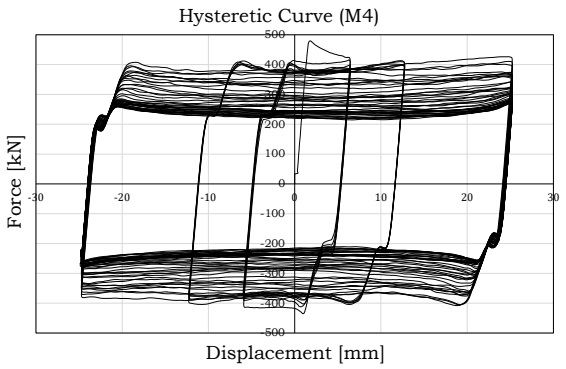
Metalele M1 și M4 au prezentat o comportare foarte similară (Figura 2.18). Pe de o parte, valoarea forței de alunecare rezultată este mai mare decât cea obținută pentru materialele "dure"; dar, pe de altă parte, și degradarea acestei valori a fost semnificativă, atât datorită slăbirii șurubului, cât și datorită degradării plăcuțelor de frână. Totuși, răspunsul celor două materiale la încercări identice a fost diferit, variabilitate datorată în principal, comportării diferite a șuruburilor la cele două încercări. Pentru exemplificare, în Figura 2.19 sunt reprezentate rezultatele experimentale pentru specimenele cu plăcuțe de frână M4 supuse la două încercări.





a) Comportarea histeretică a plăcuțelor de frână M2 *b) Comportarea histeretică a plăcuțelor de frână M3*

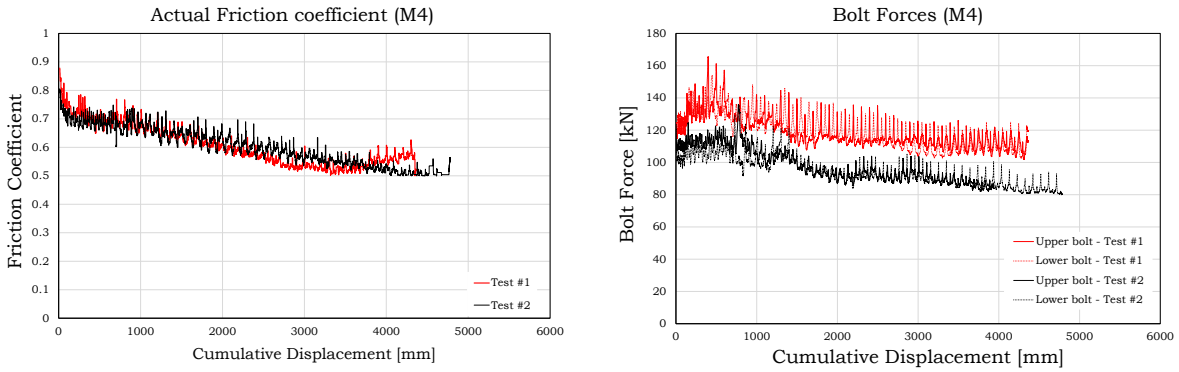




c) Comportarea histeretică a plăcuțelor de frână M1 *d) Comportarea histeretică a plăcuțelor de frână M4*

Figura 2.18 Comportarea histeretică a plăcuțelor de frână acoperite cu materiale moi

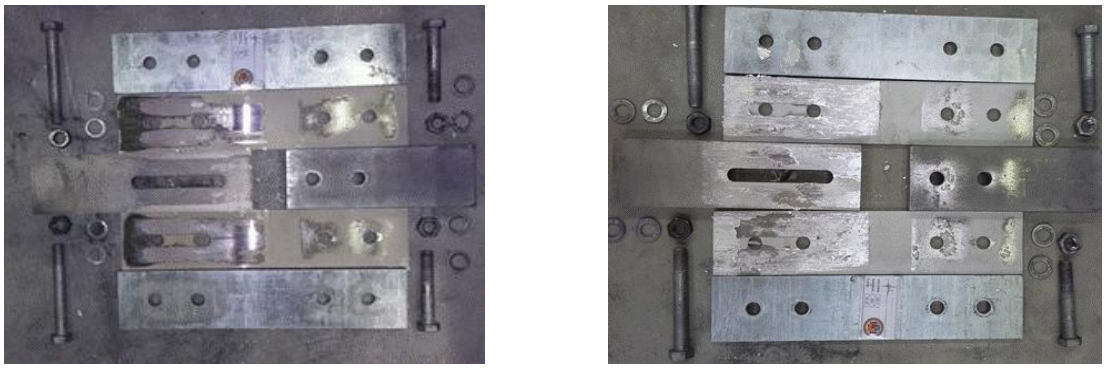
Din aceste grafice se observă că, deși valoarea coeficientului de frecare este aceeași în ambele încercări, răspunsul histeretic al specimenelor diferă datorită comportării diferite a șuruburilor. În timpul uneia dintre cele două încercări, după prima alunecare, s-a produs o pierdere de pretensionare a șuruburilor de aproximativ 15%, cauzând și o reducere proporțională a forței de alunecare. Acest răspuns diferit al specimenelor poate fi datorat și imperfecțiunilor sau a neuniformității în acoperirea plăcuțelor de frână (care, în cazul materialelor moi, este realizată manual).



a) Coeficientul real de frecare – M4 *b) Eforturile din șuruburi – M4*

Figura 2.19 Coeficientul real de frecare și evoluția eforturilor din șuruburi

Pentru materialul M1, degradarea forței inițiale de alunecare la sfârșitul încercărilor a constituit 45%, iar pentru materialul M4 - aproximativ 50%. Cu toate acestea, ambele materiale au înregistrat valori foarte ridicate ale coeficientului de frecare. Coeficienții inițiali de frecare al materialelor M1 și M4 au fost egali cu 0,55/0,65 și, respectiv, 0,7/0,9. Ca și în cazurile anterioare, specimenele au fost dezasamblate pentru a evalua nivelul de degradare a suprafețelor din materiale moi. După cum era de așteptat, în acest caz uzura a fost concentrată în plăcuțele de frână, plăcile din oțel inoxidabil rămânând aproape intacte în urma încercărilor (Figura 2.20).



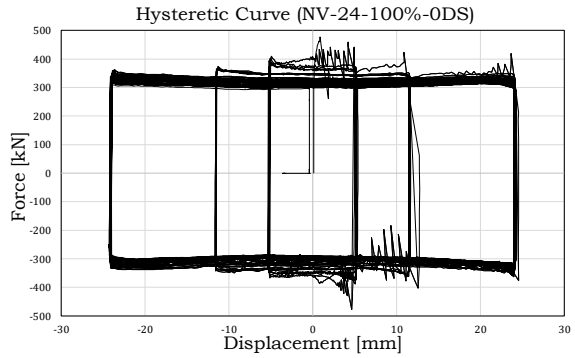
a) Degradarea plăcuțelor de frână M1 *b) Degradarea plăcuțelor de frână M4*

Figura 2.20 Degradarea plăcuțelor de frână în urma încercărilor

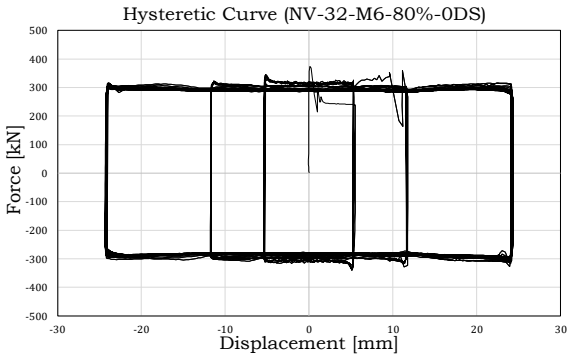
2.3.3.3 Influența forței de strângere

Pentru a aprecia influența parametrilor care afectează răspunsul amortizorului cu frecare, încercările experimentale pe unele materiale (M1, M4, M6) au fost extinse, luând în considerație următorii parametri: influența forței de strângere, configurația arcurilor disc, și efectele de variabilității aleatorii de material. În acest paragraf se prezintă succint influența forței de strângere asupra răspunsului histeretic al amortizoarelor cu frecare. În cele ce urmează se prezintă diagramele forță-deplasare rezultate în urma încercărilor cu diferite valori ale forței de pretensionare, doar pentru unul dintre cele trei materiale examinate – M6 (Figura 2.21), celelalte materiale nefiind comentate în detaliu, deoarece prezintă o comportare globală similară. Cum era de așteptat, răspunsul histeretic a fost caracterizat de o rigiditate inițială ridicată până la atingerea valorii forței de alunecare statică, care, în toate cazurile analizate, a fost mai mare decât rezistența stabilizată la frecare dinamică. Toate materialele au descris bucle de histerezis aproape rectangulare. În termeni de forță-deplasare, unicul material cu o comportare mai puțin stabilă a

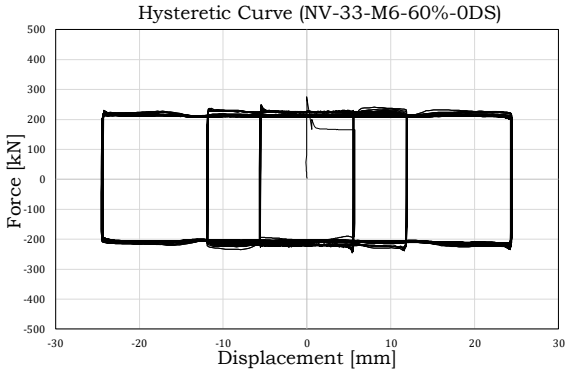
fost materialul M6, care, după cum s-a menționat anterior, reprezintă un material de acoperire dur, caracterizat în prim ciclu de încărcare la presiuni înalte, de fenomenul de alunecare sacadată.



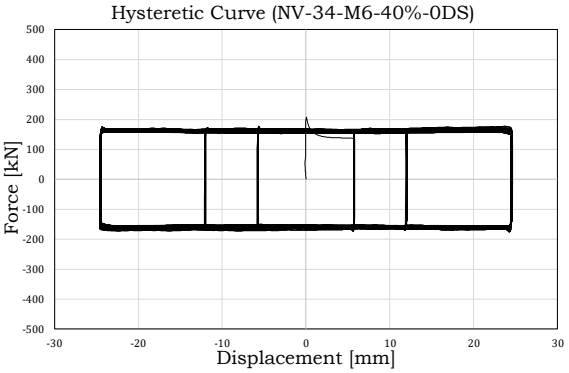
a) Plăcuțele de frână M6, pretensionate în proporție de 100%



b) Plăcuțele de frână M6, pretensionate în proporție de 80%



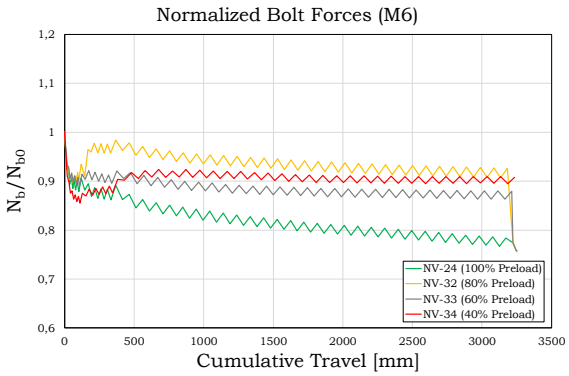
c) Plăcuțele de frână M6, pretensionate în proporție de 60%



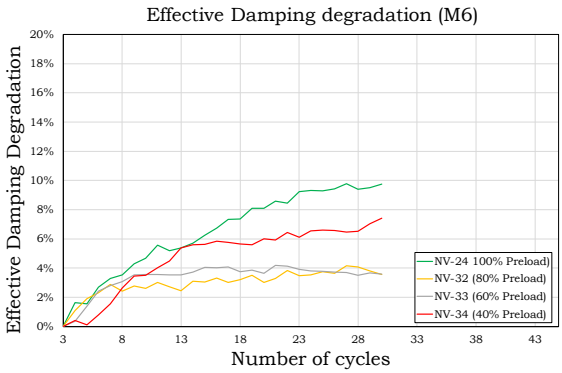
d) Plăcuțele de frână M6, pretensionate în proporție de 40%

Figura 2.21 Efectul pretensionării

Unul dintre cele mai importante aspecte care trebuie menționat, este că, pentru acest material specific de acoperire, fenomenul de alunecare sacadată/intermitentă ("stick-slip") depinde în mare măsură de presiunea de contact care acționează pe suprafață, astfel încât acesta dispare la reducerea forței de pretensionare a șuruburilor. În Figura 2.22 este reprezentată evoluția eforturilor din șurub în timpul încercărilor, și degradarea efectivă a amortizării. Forța corespunzătoare șurubului (N_b) este normalizată în raport cu valoarea inițială de la începutul încercării (N_{b0}), în timp ce degradarea amortizării se calculează în conformitate cu procedura indicată la [47].



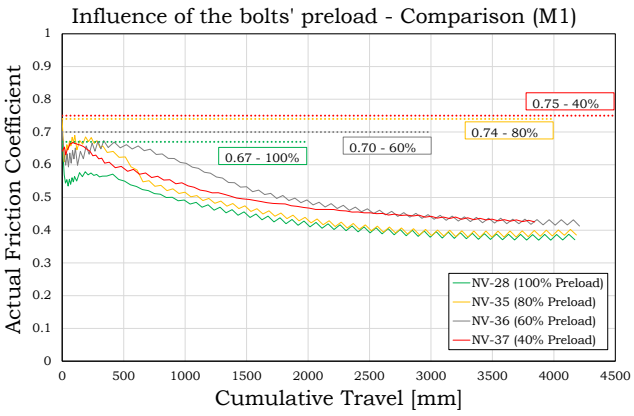
a) Degradarea eforturilor din șuruburi (pentru pretensionarea în proporție de 100% până la 40%)



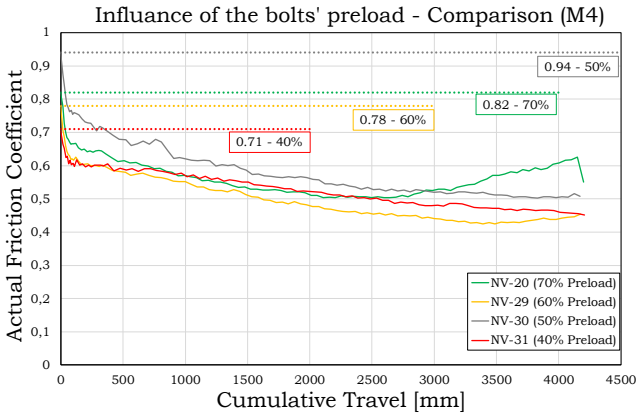
b) Degradarea energiei disipate (pentru pretensionarea în proporție de 100% până la 40%)

Figura 2.22 Eforturile din șuruburi și degradarea energiei disipate

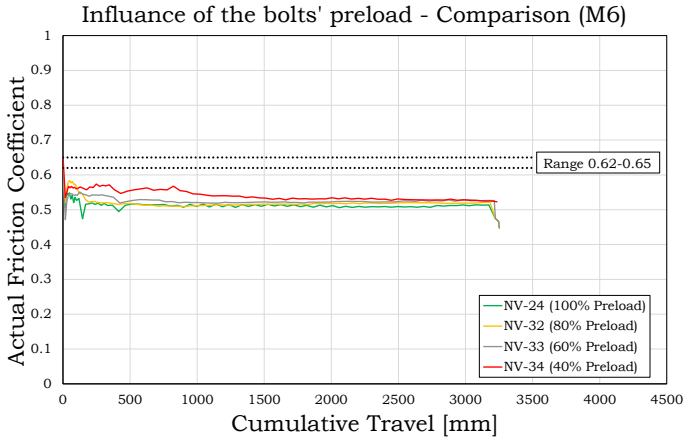
Din aceste diagrame se poate observa că reducerea forței inițiale de pretensionare reduce și degradarea amortizării efective, ceea ce înseamnă îmbunătățirea capacității de disipare a energiei de către îmbinarea cu frecare.



a) Influența pretensionării asupra coeficientului de frecare: plăcuțele de frână M1



b) Influența pretensionării asupra coeficientului de frecare: plăcuțele de frână M4

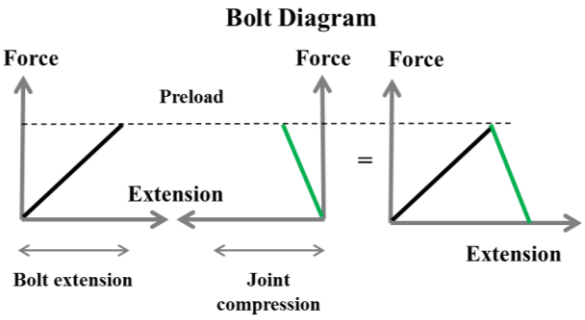


c) Influența pretensionării asupra coeficientului de frecare: plăcuțele de frână M6

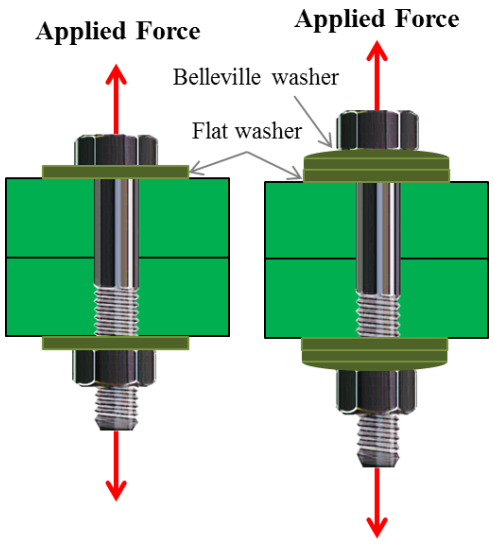
Figura 2.23 Influența pretensionării

Conform Figurii 2.23, valoarea inițială a coeficientului de frecare pentru cele trei materiale utilizate nu depinde semnificativ de forța de pretensionare, dar degradarea progresivă a acestuia scade odată cu forța de strângere a șuruburilor. Variația valorii inițiale a coeficientului de frecare s-a încadrat în intervalul statistic normal corespunzător acestor materiale: pentru materialul M1 coeficientul de frecare a variat de la 0,67 la 0,75 (intervalul statistic - 0,62..0,81), pentru materialul M4 de la 0,71 la 0,94 (intervalul statistic - 0,69..0,84), iar pentru materialul M6 de la 0,62 la 0,65 (intervalul statistic - 0,52..0,68). Astfel, încercările la valorile variabile ale forței de pretensionare nu au demonstrat o dependență clară între coeficientul de frecare statică și pretensionarea șuruburilor. În schimb, relația dintre eforturile din șuruburi, normalizate în raport cu forța inițială de pretensionare și deplasarea cumulată, alături de diagramele degradării amortizării efective funcție de numărul de cicluri, au demonstrat că reducerea forței de pretensionare conduce la pierderi de pretensionare a șurubului mai mici și a energiei disipate. Analiza datelor experimentale pentru materialul M6 au indicat o degradare a amortizării efective la al 10-lea ciclu de încărcare a fost întotdeauna mai mică decât cea de 10%, recomandată de

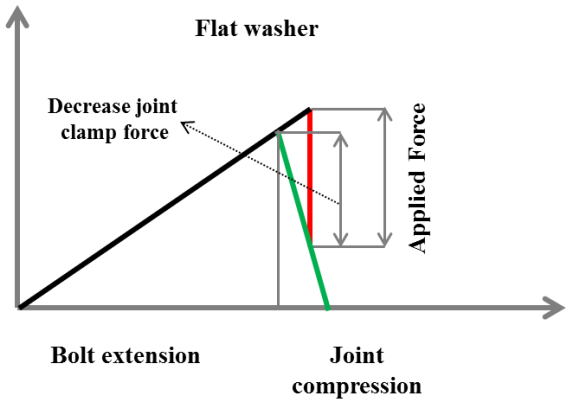
standardul EN15129 [47]. Însă, pentru materialele M1 și M3 (materiale moi), conform rezultatelor experimentale, această cerință minimă ar putea fi îndeplinită numai dacă valoarea forței este limitată la 60% din forța de curgere.



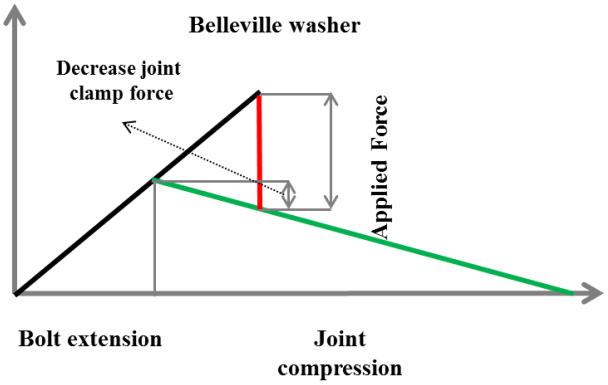
a) Diagrama elastică a asamblării șurubului tip



b) Îmbinarea cu șaibe plate sau șaibe conice (arcuri disc)



c) Diagrama elastică a asamblării șurubului cu șaibe plate

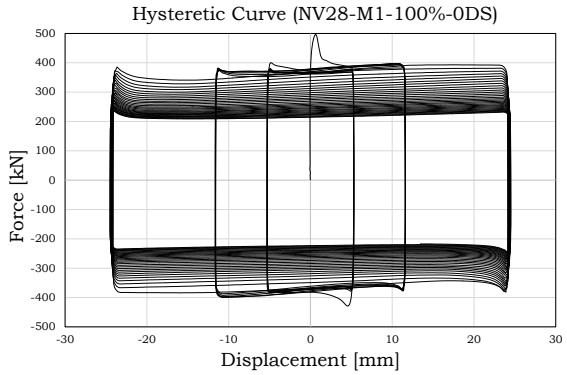


d) Diagrama elastică a asamblării șurubului cu șaibe conice (arcuri disc)

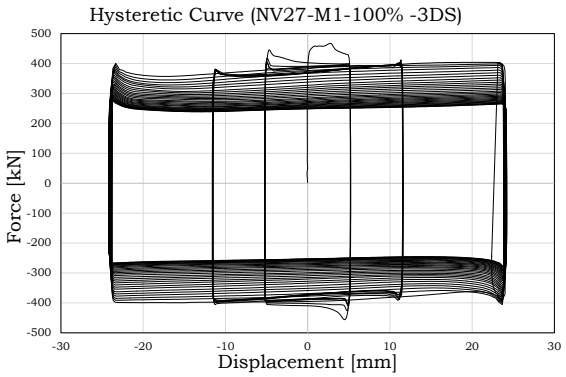
Figura 2.24 Efectul asamblării șuruburilor cu șaibe plate și arcuri disc (Belleville)

2.3.3.4 Influența configurației arcurilor disc

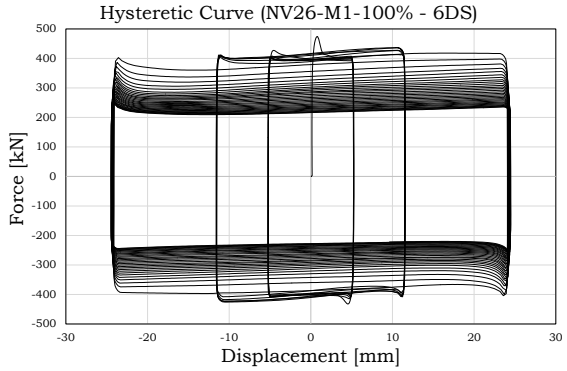
Arcurile disc, adesea menționate drept șaibe Belleville, sunt un tip de șaibe inelare conice, care se pot comprima elastic (cu condiția ca acestea să fie pre-setate [48]) până la atingerea unei valori limită, dincolo de care manifestă o creștere semnificativă a rigidității până la aplatizarea completă. Caracteristica lor principală este că acestea pot fi dispuse în paralel (suprapuse) pentru a dubla rezistența, dispuse în serie (spate-în spate) pentru a dubla deformabilitatea, sau dispuse în diverse combinații de serie și paralel pentru a obține valorile dorite de rigiditate și rezistență ale sistemului de șaibe. În literatura tehnică de specialitate, această caracteristică se consideră avantajoasă, pentru menținerea eforturilor de pretensionare constante în șuruburi pe toată durata de viață a îmbinărilor, în special la cele vulnerabile la vibrații, relaxare sau interacțiuni elastice între șuruburi. Toate aceste fenomene sunt explicate pe scară largă în [48].



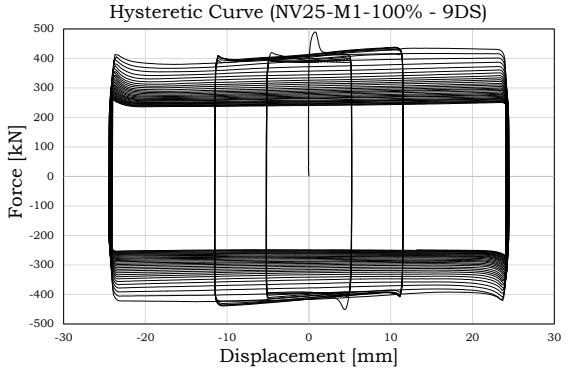
a) Plăcuțele de frână M1 cu șaibe plate



b) Plăcuțele de frână M1 cu 3 arcuri disc



c) Plăcuțele de frână M1 cu 6 arcuri disc



d) Plăcuțele de frână M1 cu 9 arcuri disc

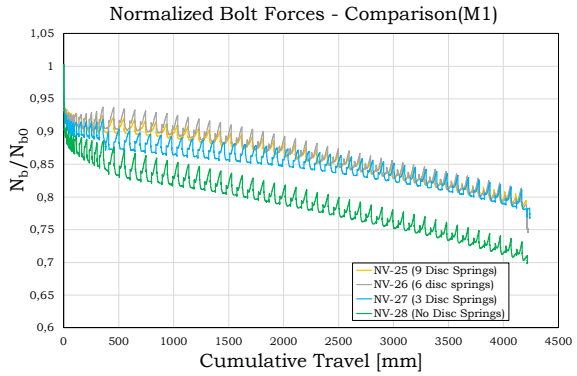
Figura 2.25 Efectul numărului de arcuri disc utilizate

Efectul utilizării arcurilor disc este ilustrat succint în Figura 2.24, prin comparare cu un sistem cu șaibe obișnuite. Principala diferență constă în faptul, că rigiditatea axială compensează reducerea grosimii, datorată uzurii la solicitări ciclice, deformației asperităților sau dislocărilor de material din straturile de acoperire. De fapt, șaibele conice acționează ca niște resorturi, împingând tija șurubului și compensând, cel puțin parțial, slăbirea.

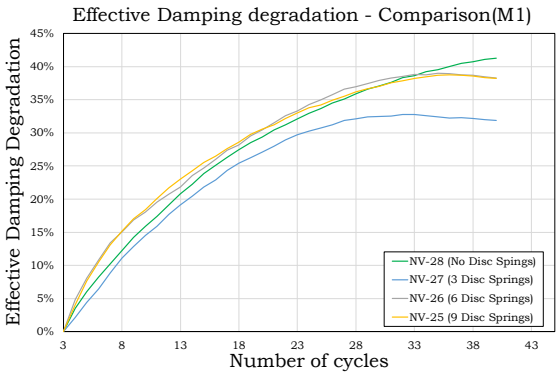
Efectul configurației arcurilor disc a fost studiată în cadrul proiectului FREEDAM prin intermediul unor încercări ciclice, cu abordarea a patru configurații posibile: fără arcuri disc, 3 arcuri disc dispuse în paralel, 3 arcuri disc în paralel - în 2 serii (6 arcuri disc), 3 arcuri disc în paralel – în 3 serii (9 arcuri disc). Întrucât toate materialele au prezentat o comportare similară, în raportul de față se prezintă rezultatele experimentale doar pentru materialul M1, care permite evidențierea facilă a influenței arcurilor disc în modelarea răspunsului ciclic. După cum se poate observa în Figura 2.25, pentru materialul M1, configurația arcurilor de disc nu pare să aibă o influență semnificativă asupra răspunsului histeretic la nivel global. De fapt, pentru toate încercările forța inițială de alunecare a constituit aproximativ 400 kN, reducându-se pe parcurs până la valoarea de cca 200 kN, și, în pofida așteptărilor, un număr mai mare de arcuri disc a condus la o degradare mai mare. Din punct de vedere al răspunsului histetic global al amortizorului, acest rezultat accentuează eficiența limitată a arcurilor disc standardizate europene. Acest lucru se poate observa și din evoluția eforturilor din șurub pe parcursul încercării, și din diagrama amortizării efective (Figura 2.26).

Figura 2.26a ilustrează evoluția eforturilor din șuruburi pe parcursul încercărilor, demonstrând că deformabilitatea mai mare a ansamblului de șuruburi duce la pierderi mai mici a forței inițiale de pretensionare. Cu toate acestea, beneficiul obținut nu duce la o îmbunătățire generală a

răspunsului histeretic al îmbinării, în mare parte datorită uzurii mai intense a materialului de fricțiune. Acest lucru este ilustrat în diagrama amortizării efective (Figura 2.26b), demonstrează influența nesemnificativă a configurației arcurilor disc asupra răspunsului îmbinării.



a) Eforturile din șuruburi cu diferite configurații de arcuri disc (șaibe Belleville)



b) Degradarea amortizării efective pentru diferite configurații ale arcurilor disc

Figura 2.26 Degradarea amortizării efective și a eforturilor din șuruburi

În concluzie, rezultatele acestui set de încercări experimentale demonstrează că arcurile disc standardizate europene, deși contribuie la menținerea forței de pretensionare a șuruburilor, totuși, nu sunt în măsură să îmbunătățească semnificativ răspunsul ciclic.

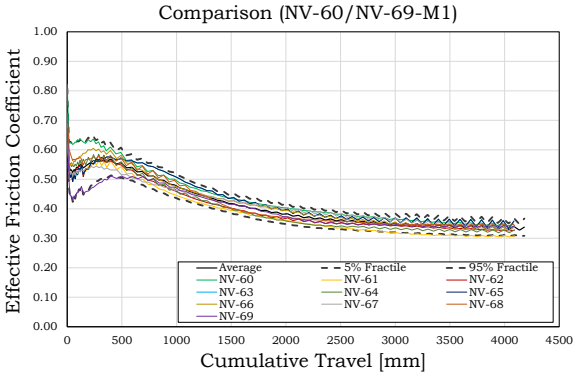
2.3.3.5 Influența variabilității aleatorii

În cadrul proiectului FREEDAM, o serie de încercări experimentale au fost dedicate evaluării intervalului statistic de variație a coeficientului de frecare, și propunerii valorilor coeficienților de frecare care urmează să fie utilizați în proiectarea la SLS și ULS. După cum se poate observa din rezultatele raportate, toate materialele de acoperire examinate anterior sunt afectate de o variație aleatorie, luarea în calcul a căreia este esențială în proiectarea la capacitate. În timp ce pentru verificările la SLS este necesară valoarea caracteristică a coeficientului de frecare statică, pentru verificările la ULS și pentru proiectarea la capacitate este necesar să se cunoască atât valoarea minimă a coeficientului de frecare dinamică (pentru ciclul stabilizat), cât și valoarea limită superioară a coeficientului de frecare statică. Raportul dintre aceste două valori afectează factorul de suprarezistență, de care trebuie să se țină cont la proiectarea elementelor nedisipative ale structurii.

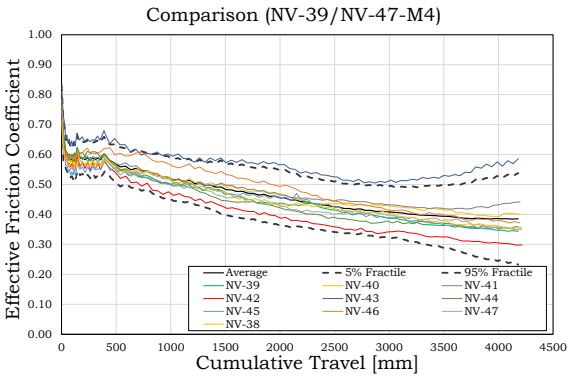
Astfel, acestei serii de încercări au fost supuse câte zece specimene identice pentru fiecare material de acoperire, pretensionate la 60% din forța de curgere (valoarea maximă fiind adoptată conform rezultatelor anterioare a proiectului FREEDAM). Deși, după cum s-a menționat mai devreme, arcurile disc nu afectează semnificativ răspunsul seismic, având în vedere posibila lor influență asupra răspunsului la încărcări de lungă durată, asupra vibrațiilor și efectelor termice, specimenele au fost alcătuite din 6 arcuri disc, dispuse în 3 serii, a câte 2 în paralel.

În Figura 2.27 este reprezentată diagrama coeficienților de frecare în raport cu deplasarea cumulată. În aceleași diagrame este indicată valoarea medie (linie continuă) și fractilele de 5% și 95% (liniile inferioare și superioare punctate) evaluate pentru fiecare valoare a deplasării cumulate, prin scăderea sau adăugarea valorii "*k**coeficientul de variație" la valoarea medie. Ținând cont de numărul limitat de date (10 exemplare pentru fiecare material), valoarea *k*- a fost

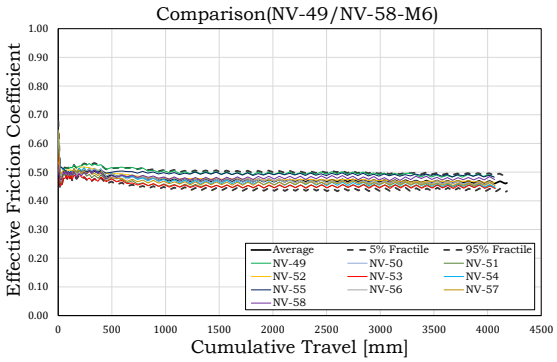
adoptată egală cu 1,92 în ipoteza distribuției normale, conform prevederilor din Eurocod 0, secțiunea D7.2 [26].



a) Caracterul aleatoriu al coeficientului de frecare – plăcuțele de frână M1



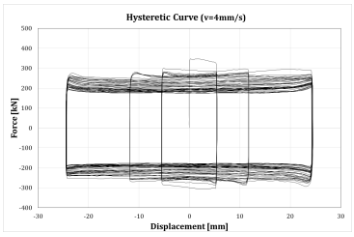
b) Caracterul aleatoriu al coeficientului de frecare – plăcuțele de frână M4



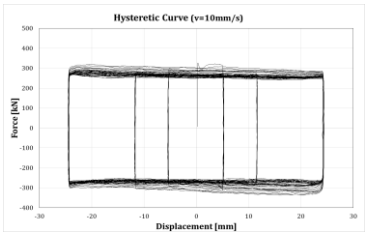
c) Caracterul aleatoriu al coeficientului de frecare – plăcuțele de frână M6

Figura 2.27 Efectul variabilității aleatorii

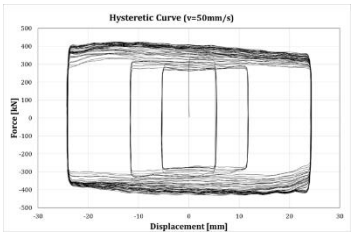
2.3.3.6 Influența vitezei de alunecare



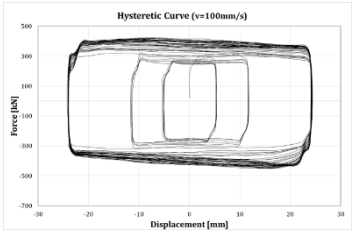
4 mm/s



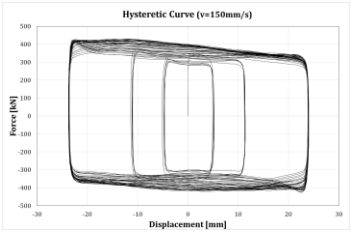
10 mm/s



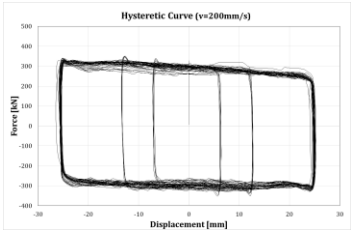
50 mm/s



100 mm/s



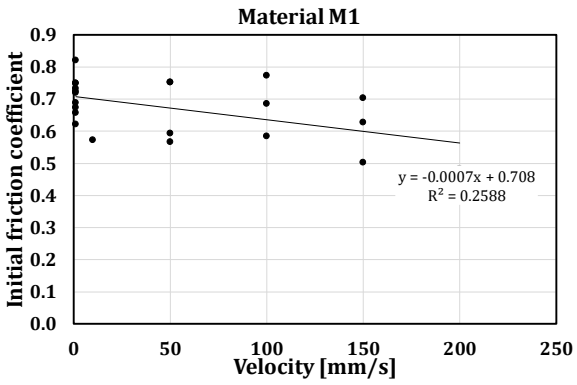
150 mm/s

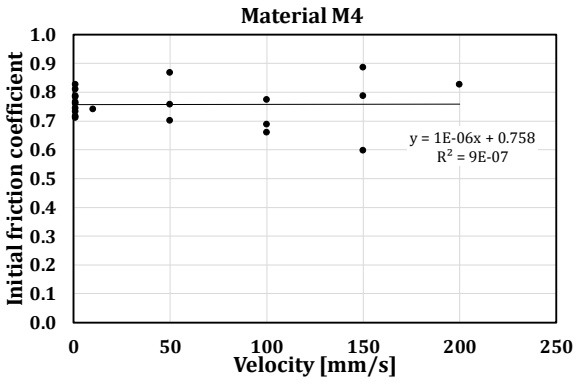


200 mm/s

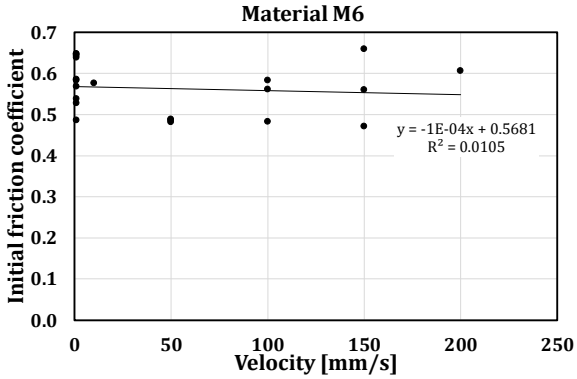
Figura 2.28 Influența vitezei de alunecare. Plăcuțele de frână M4

În mod similar încercărilor cu viteză mică, încercările cu viteză mare au fost executate în două etape separate. În prima sesiune, s-a efectuat un număr limitat de încercări, ulterior extinzând analiza la opt materiale.





a) Influența vitezei de alunecare –plăcuțele de frână M1 b) Influența vitezei de alunecare –plăcuțele de frână M4



c) Influența vitezei de alunecare asupra coeficientului inițial de frecare - plăcuțele de frână M6

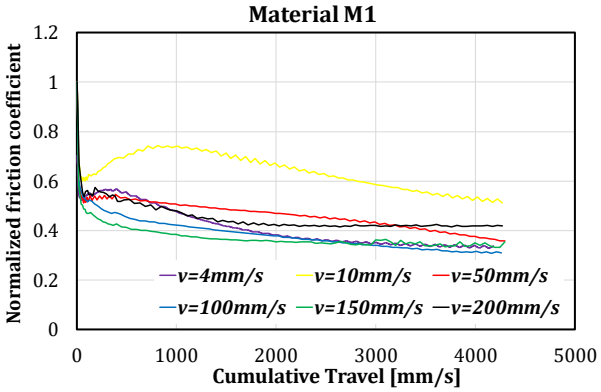
Figura 2.29 Influența vitezei de alunecare asupra valorii inițiale a coeficientului de frecare

Ulterior, au fost efectuate încercări suplimentare numai pe materialele M1, M4, M6. În prima fază au fost efectuate 15 încercări cu viteză mare, pentru plăcuțe de frână acoperite cu cinci materiale moi și trei materiale dure, menționate anterior. În a doua fază s-au efectuat 45 de încercări cu viteză mare pe trei materiale: M1, M4 și M6.

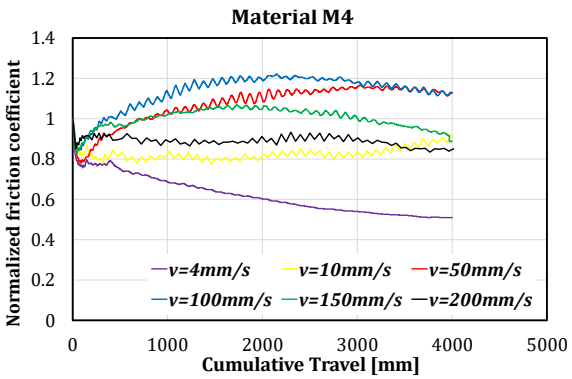
Încercările cu viteză mare au demonstrat dependența semnificativă dintre coeficientul de frecare și viteza de alunecare, după cum se poate observa și în rezultatele pentru materialul M4, ilustrate în Figura 2.28. Pentru celelalte materiale s-au obținut rezultate similare, deși, pentru materialul M1 s-a observat o anumită instabilitate a buclelor histeretice la încercările cu viteză maximă (200 mm/s). Viteza de alunecare determină o schimbare a formei buclelor histeretice, dar nu modifică semnificativ valoarea forței de alunecare inițiale.

După cum se poate observa în Figura 2.29, valoarea inițială a coeficientului de frecare pentru toate încercările cu viteză mare, se încadrează în intervalul statistic normal de variație a coeficientului de frecare pentru cele trei materiale studiate. În plus, la trasarea diagramei regresive dintre coeficientului inițial de frecare raportat la viteza de alunecare, s-a observat o corelație foarte slabă pentru cele trei materiale.

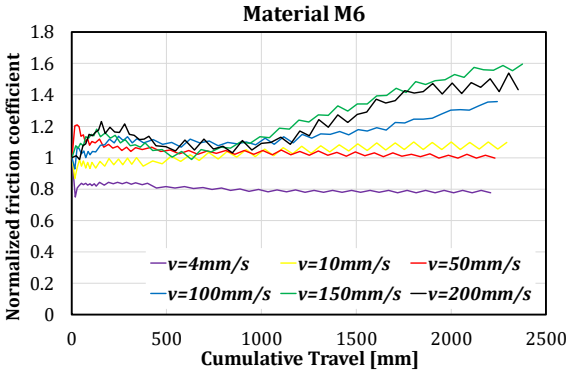
Cu toate acestea, deși încercările au confirmat o influență nesemnificativă a vitezei de alunecare asupra coeficientului inițial de frecare, aceasta are un impact relevant asupra uzurii materialului și fluctuației eforturilor din șuruburi în timpul încercărilor. În urma încercărilor ciclice, s-a observat că degradarea coeficientului de frecare se intensifică la valori mai mici a vitezei de alunecare (cvasi-statică). Prin urmare, încercările cu viteză mică, efectuate pe structuri mai simple, asigură o evaluare mai riguroasă a evoluției coeficientului de frecare.



a) Plăcuțele de frână M1



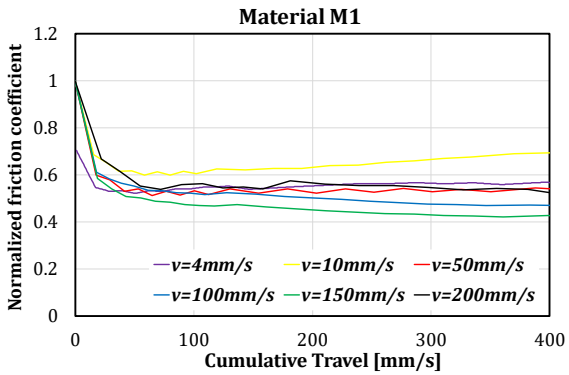
b) Plăcuțele de frână M4



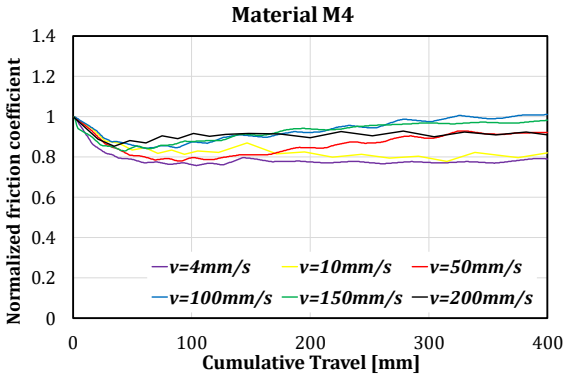
c) Plăcuțele de frână M6

Figura 2.30 Dependența dintre degradarea coeficientului de frecare de viteza de alunecare

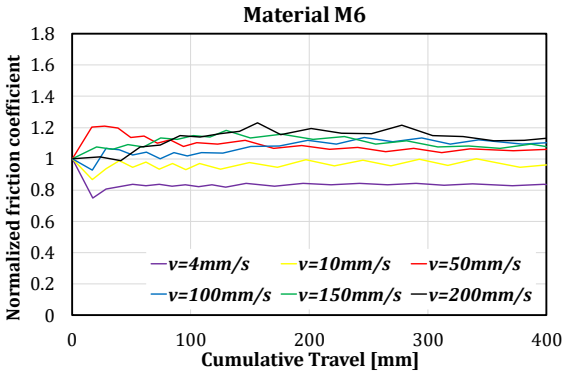
Degradarea ciclică a coeficientului de frecare nu variază proporțional cu viteza de alunecare. Cele trei materiale au indicat rate diferite de degradare, în funcție de viteza de alunecare. De exemplu, pentru materialul M4, rata de degradare a coeficientului de frecare se reduce la creșterea vitezei în intervalul 4-100 mm/s, și se intensifică în intervalul de viteze 100-200 mm/s. Pentru materialul M1 este valabilă o ușoară dependență a degradării coeficientului de frecare în funcție de viteză, în timp ce materialul M6 a avut un răspuns variabil în funcție de viteza de alunecare. Similitudini au fost observate și în alte cazuri, dar fiecare material a manifestat proprietăți diferite, și o regulă generală nu poate fi definită. Materialele M4 și M6 au arătat o posibilă creștere a coeficientului de frecare dincolo de valoarea statică inițială, în funcție de deplasarea cumulată și viteza de alunecare. Pentru materialul M4 creșterea maximă a coeficientului de frecare, comparativ cu valoarea statică, a constituit aproximativ 20%, iar pentru materialul M6 – cca 60%, la valori înalte a deplasării cumulate. Din punct de vedere al proiectării la capacitate a elementelor nedisipative a structurii, acest aspect constituie un dezavantaj, și trebuie luat în considerare la calculul suprarezistenței amortizorului. Cu toate acestea, de menționat că încercările cu viteză mare au fost efectuate la valori foarte mari ale deplasării cumulate, care depășesc cerința de deplasare la evenimente seismice reale. În practică, deplasarea cumulată maximă poate fi estimată aplicând protocoalele de încercări standard, care constituie un reper pentru caracterizarea răspunsului seismic al îmbinărilor. De exemplu, la aplicarea protocolului de încercări de precalificare seismică AISC 358, pentru brațul de pârghie al unei îmbinări de referință de 600 mm și rotirea maximă a îmbinării de 40 mrad, cerința maximă de deplasare cumulată a amortizorului cu frecare poate fi estimată la aproximativ 400 mm.



a) Plăcuțele de frână M1



b) Plăcuțele de frână M4



c) Plăcuțele de frână M6

Figura 2.31 Dependența dintre degradarea coeficientului de frecare și viteza de până la 400 mm

În Figura 2.31 sunt reprezentate aceleași diagrame în raport cu abscisa maximă de 400 mm. După cum se poate observa, pentru materialele moi M1 și M4, suprarezistența dinamică raportată la valoarea statică inițială, este estimată la 1, iar pentru materialul M6 – la aproximativ 1,2.

2.4 PIERDERI DE PRETENSIONARE PE PARCURSUL PERIOADEI DE EXPLOATARE

2.4.1 Introducere

Influența tehnicilor de pretensionare, fenomenele de relaxare, dislocările straturilor de acoperire, vibrațiile și auto-slăbirile au fost investigate în cadrul mai multor studii, care au demonstrat că șuruburile pretensionabile întotdeauna suferă pierderi de pretensionare, având o valoare semnificativă în primele 12h după strângere [49]-[51]. O influență majoră o au și sarcinile exterioare care acționează asupra îmbinării [52]. Rezultatele experimentale pe îmbinări supuse la încărcări de lungă durată indică o pierdere continuă de pretensionare după încheierea fazei inițiale, având o evoluție logaritmică [50]. Pierderea tensiunii inițiale din șuruburi se datorează diferitor fenomene, printre care: pretensionarea inițială insuficientă a șuruburilor, auto-slăbirea, relaxarea, utilizarea unui material neadecvat și acțiunea sarcinilor exterioare. În Figura 2.32 se prezintă schematic evoluția în timp a efortului de pretensionare a șurubului, distingându-se trei faze. Imediat după strângere, șurubul suferă o pierdere inițială, asociată în principal cu procesul de instalare, care depinde direct proporțional de efortul de pretensionare, în special dacă forța de strângere depășește limita de curgere a șurubului [53]. După instalare, apare o așa-numită pierdere intermediară, influențată de diferiți factori: variațiile de temperatură, defecțiunile de montaj și influența sarcinilor exterioare. În cele din urmă, pe parcursul duratei de viață a structurii are loc o pierdere pe termen lung, a cărei rată de pierdere devine stabilă după un anumit timp.

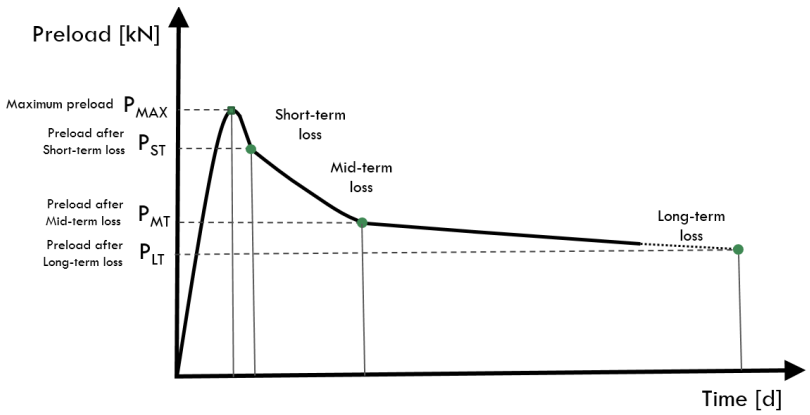
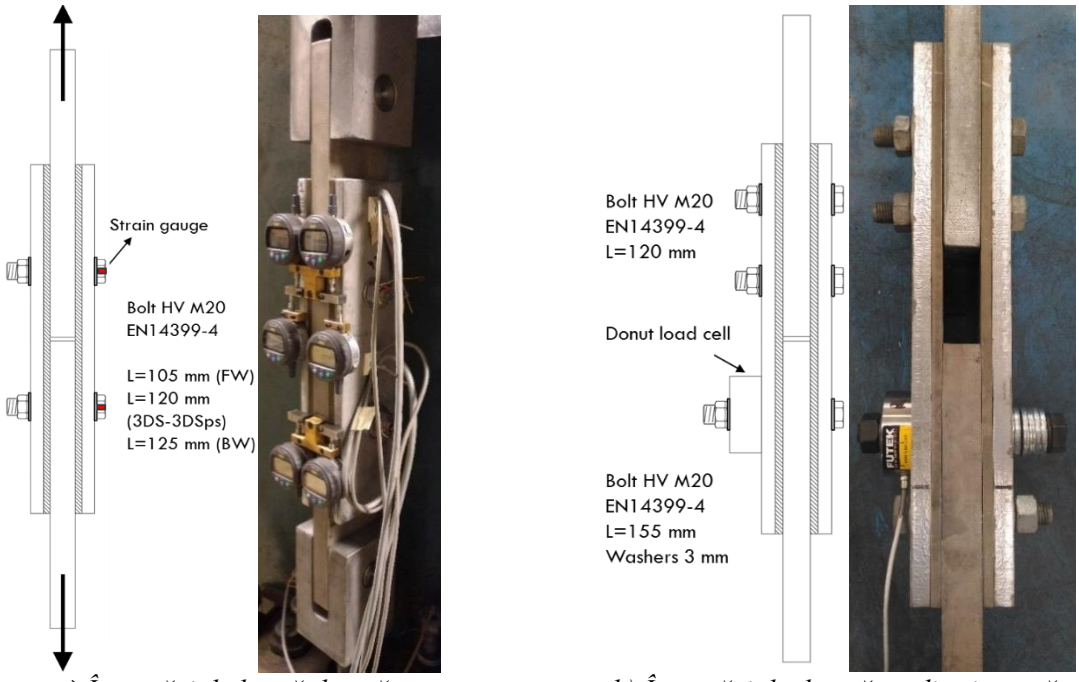


Figura 2.32 Evoluția eforturilor de pretensionare în timp

În cadrul proiectului FREEDAM au fost efectuate o serie de încercări experimentale la Universitatea din Salerno și la Universitatea din Liege, pentru a caracteriza răspunsul șuruburilor pretensionate utilizate la amortizoarele cu frecare (Figura 2.33). Au fost examinate patru tipologii de specimene cu șuruburi, cu diferite tipuri de șaibe și arcuri disc, pentru a aprecia pierderile de pretensionare și a elabora metodologii pentru a limita astfel de pierderi.



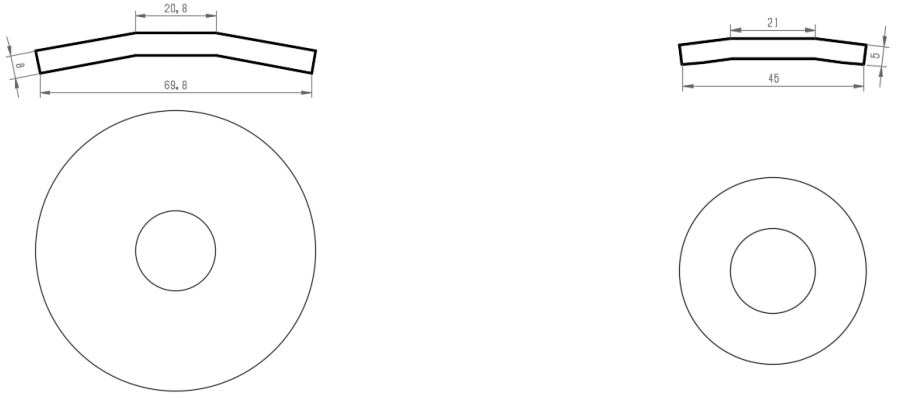
a) Încercări de lungă durată *b) Încercări de durată medie și scurtă*

Figura 2.33 Montajul experimental

În plus, pentru a evalua pierderile pe termen scurt, mediu și lung, pentru fiecare configurație de șaibe, au fost efectuate încercări de diferită durată. Pentru a evalua relaxarea pe termen scurt și mediu, au fost efectuate 20 de încercări pe termen scurt (prelungite până la 18h) și patru încercări pe termen mediu (30 de zile). Pentru cele 4 configurații de șaibe au fost efectuate cinci încercări de relaxare pe termen lung care monitorizează evoluția eforturilor din șuruburi pe parcursul a 5 luni. Încercările au fost efectuate pe îmbinări cu frecare simetrică (SFC) compuse din plăcuțe de frână (8 mm) acoperite cu un material de frecare (material M4), două plăci exterioare zincate la cald (15 mm) din oțel S275JR, și o placă interioară cu găuri alungite din oțel inoxidabil AISI 304. Plăcile au fost fixate cu șuruburi M20 10.9 HV. Valoarea țintă a pretensionării șurubului a fost stabilită egală cu 120 kN, întrucât încercările anterioare pe îmbinări cu frecare simetrică au demonstrat beneficiile limitării pretensionării șurubului la aproximativ 30-70% din forța de

strângere. Pentru toate încercările, șuruburile au fost echipate cu dispozitive de măsurare a forței. La încercările pe termen scurt și mediu, evoluția forței de pretensionare a șuruburilor a fost evaluată cu ajutorul unei celule de sarcină inelare FUTEK LYH500 (cu capacitatea maximă 222,4 kN). Pentru încercările pe termen lung, au fost utilizate timbre tensometrice încorporate în tija șurubului.

La unele încercări, pentru a reduce pierderea de pretensionare, au fost utilizate șaibe conice Belleville (Figura 2.34). Pentru evaluarea eficienței șaibelor Belleville în reducerea pierderii de pretensionare, au fost examinate două tipuri diferite de arcuri disc: arcurile disc standardizate europene pentru șuruburi M20 (DS DIN 6796 [54]), și un tip individualizat de șaibă Belleville (Big Washer, BW). Șaibele individualizate sunt complet aplatizate în fabrică, pentru a consolida materialul, asigurând o curbă forță-deplasare perfect elastică, și ulterior sunt presetate în atelier. Arcurile disc standardizate europene sunt confecționate fără presetare. Prin urmare, acestea au fost încercate alternativ în starea "livrată" (fără presetări), și presetate în laborator cu o mașină universală de încercări.



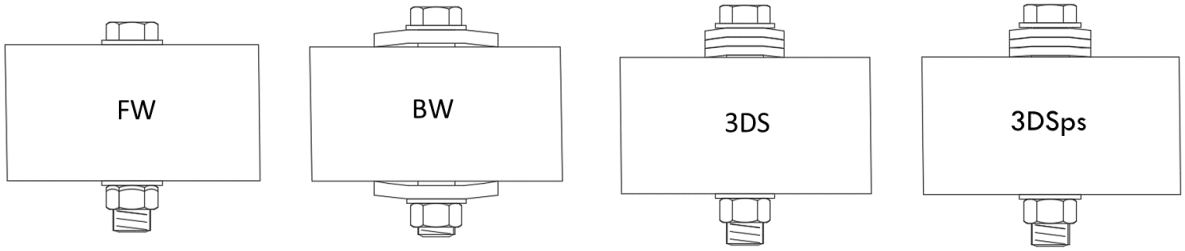
a) Șaibe Belleville individualizate (BW) *b) Arcuri disc standardizate conform DIN 6796 M20 (DS)*

Figura 2.34 Tipuri de șaibe Belleville

Arcurile disc individualizate au o capacitate portantă de aproximativ 120 kN, iar cele standardizate europene conforme cu DIN6796 - de aproximativ 70 kN.

Cele patru configurații diferite ale șaibelor investigate în lucrarea curentă, sunt (Figura 2.35):

i) configurația cu șaibă plată (FW) conformă cu EN14399-6 [55]; ii) configurația cu o pereche de șaibe Belleville individualizate presetate (BW) instalate atât sub capul șurubului, cât și sub piuliță; iii) un pachet de 3 arcuri disc dispuse în paralel, (3DS) conforme cu DIN6796; iv) un pachet de 3 arcuri disc dispuse în paralel, conforme cu DIN6796, presetate în laborator (3DSps).



a) k_{FW}= 993,7 kN/mm *b) k_{BW}= 111,6 kN/mm* *c) k_{3DS}= 186,9 kN/mm* *d) k_{3DSps}=186,9 kN/mm*

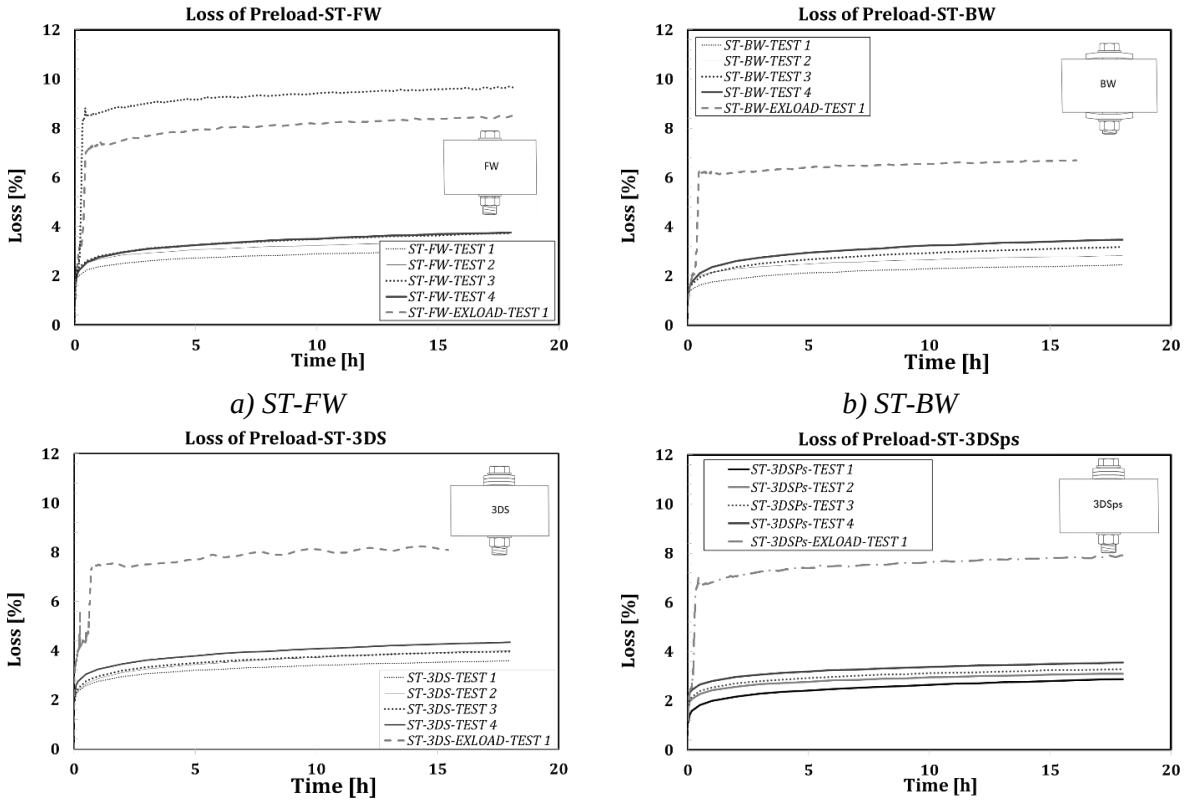
Figura 2.35 Configurații de șaibe examinate

În paragraful curent sunt prezentate trei campanii experimentale de încercări pe termen scurt, mediu și lung. Toate încercările efectuate au fost înregistrate sub forma unor șiruri acronime "ST-FW-TEST #"; unde primele două litere indică tipul de încercare (ST=pe termen scurt, MT= pe termen mediu și LT= pe termen lung); a doua pereche de litere indică configurația șurubului

(FW = șaibă plată, BW = șaibă individualizată Belleville, 3DS = 3 arcuri disc și 3DSps = 3 arcuri disc presetate); iar ultimul caracter indică numărul încercării (1, 2, 3...).
Aceeași machetă a fost folosită la notarea încercărilor cu sarcini exterioare aplicate, prin adăugarea șirului EXLOAD (EXternal LOAD) după configurația șurubului. Pentru exemplificare, eticheta "ST-BW-EXLOAD-TEST1" indică încercarea pe termen scurt (ST) 1 (TEST1) pe configurația cu șaibe individualizate (BW) supuse la sarcini exterioare (EXLOAD). Sarcina exterioară aplicată îmbinărilor cu eclise supuse la forfecare este determinată conform EN1090-2 pentru încercări de relaxare extinse, și este egală cu 120 kN.

2.4.2 Pierderi de pretensionare pe termen scurt

Pentru a evalua relaxarea pe termen scurt a îmbinărilor cu șuruburi propuse, au fost efectuate 20 de încercări (extinse până la 18h), câte 5 încercări pentru fiecare configurație de șaibe (Figura2. 36). Au fost examinate următoarele configurații: a) șaibele standard EN14399-6 fără arcuri disc; b) arcurile disc individualizate (BS); c) Șaibe fără presetare, conforme cu DIN 6796 (3DS); d) Șaibe presetate, conforme cu DIN 6796 (3DSps). Patru dintre cele cinci încercări au fost efectuate fără aplicarea unor sarcini exterioare asupra îmbinării (ST-##-TEST#). La a cincea încercare, pentru a aprecia influența sarcinilor exterioare asupra pierderilor de pretensionare, amortizorul cu frecare a fost supus unei sarcini exterioare egală cu 120 kN (ST-##-EXLOAD-TEST#). Rezultatele experimentale sunt prezentate în Figura 2.36.



a) ST-FW *b) ST-BW*

c) ST-3DS *d) ST-3DSps*

Figura 2.36 Rezultatele încercărilor de scurtă durată

La aplicarea unei solicitări de tracțiune pe amortizor (ST-##-EXLOAD-TEST#), apare o pierdere instantanee de pretensionare. Acest lucru se datorează strivirii stratului de acoperire între capul șurubului, piuliță și filetul șurubului. Dar în cea mai mare parte, sarcinile exterioare determină o pierdere de pretensionare concentrată la sfârșitul procesului de încărcare. Rezultatele

experimentale înregistrează o deplasare a diagramei pierderilor de pretensionare în timp, proporțională cu sarcina aplicată.

Tabelul 2.1 Relaxarea pe termen scurt pentru configurația FW

ST-FW TEST 1-4									ST-FW-EXLOAD-TEST1-2 σ [%]	
Timp	μ [%]	σ [%]	CV	Fractilă 5% [kN]	Fractilă 95% [kN]	Pierdere în 50 de ani			Pierdere [%]	Pierdere în 50 de ani [%]
						Fractilă 5%	μ [%]	Fractilă 95%		
1h	2.65%	0.17%	6.39%	2.29%	3.01%	5.24%	6.93%	6.90%	8.15%	12.80%
6h	3.12%	0.15%	4.71%	2.81%	3.44%	5.46%	6.57%	6.68%	8.71%	13.16%
12h	3.34%	0.26%	7.91%	2.78%	3.91%	5.05%	6.45%	7.10%	8.97%	13.13%
18h	3.49%	0.29%	8.40%	2.86%	4.11%	4.98%	6.42%	7.16%	9.16%	13.23%

Tabelul 2.2 Relaxarea pe termen scurt pentru configurația BW

ST-BW TEST 1-4									ST-BW-EXLOAD-TEST 1	
Timp	μ [%]	σ [%]	CV	Fractilă 5% [kN]	Fractilă 95% [kN]	Pierdere în 50 de ani			Pierdere [%]	Pierdere în 50 de ani [%]
						Fractilă 5%	μ [%]	Fractilă 95%		
1h	2.10%	0.22%	10.35%	1.64%	2.56%	4.28%	5.49%	6.70%	6.17%	6.31%
6h	2.61%	0.31%	12.06%	1.94%	3.28%	4.08%	5.49%	6.90%	6.48%	7.07%
12h	2.84%	0.36%	12.55%	2.08%	3.60%	4.02%	5.49%	6.96%	6.60%	9.91%
18h	2.98%	0.39%	12.96%	2.16%	3.80%	3.97%	5.49%	7.00%	6.76%	9.22%

Tabelul 2.3 Relaxarea pe termen scurt pentru configurația 3DS

ST-BW TEST 1-4									ST-BW-EXLOAD-TEST 1	
Oră	μ [%]	σ [%]	CV	Fractilă 5% [kN]	Fractilă 95% [kN]	Pierdere în 50 de ani			Pierdere [%]	Pierdere în 50 de ani [%]
						Fractilă 5%	μ [%]	Fractile 95%		
1h	2.96%	0.18%	6.08%	2.57%	3.34%	6.05%	6.95%	7.85%	7.55%	15.23%
6h	3.54%	0.22%	6.30%	3.07%	4.02%	6.01%	6.94%	7.88%	7.95%	13.38%
12h	3.81%	0.24%	6.39%	3.29%	4.33%	6.00%	6.95%	7.89%	8.12%	12.83%
18h	3.97%	0.27%	6.69%	3.40%	4.54%	5.96%	6.95%	7.94%	8.29%	12.59%

Tabelul 2.4 Relaxarea pe termen scurt pentru configurația 3DSps

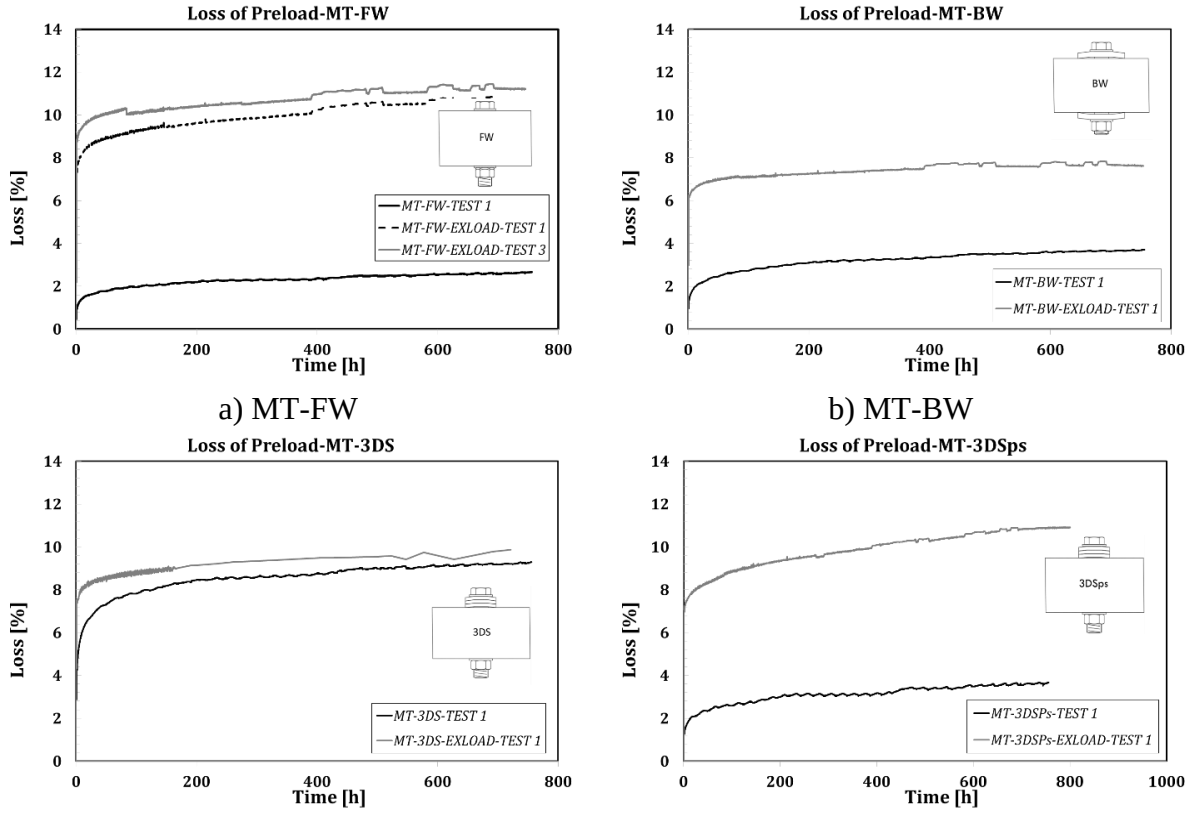
ST-3DSps TEST 1-4									ST-3DSps-EXLOAD-TEST 1	
Oră	μ [%]	σ [%]	CV	Fractilă 5% [kN]	Fractilă 95% [kN]	Pierdere în 50 de ani			Pierdere [%]	Pierdere în 50 de ani [%]
						Fractilă 5%	μ [%]	Fractile 95%		
1h	2.44%	0.29%	11.98%	1.82%	3.07%	4.13%	5.55%	6.97%	6.87%	12.28%
6h	2.88%	0.28%	9.56%	2.30%	3.47%	2.22%	5.52%	6.65%	7.47%	11.16%
12h	3.07%	0.26%	8.49%	2.52%	3.63%	4.51%	5.51%	6.51%	7.72%	11.18%
18h	3.20%	0.25%	7.76%	2.67%	3.73%	4.59%	5.50%	6.41%	7.85%	11.21%

În tabelele 2.1..2.4, pierderea de pretensionare în ansamblurile cu șuruburi se raportează în termeni de parametri statistici (fractilele cu valoarea medie de 5% și 95%) pentru pașii de timp 1h, 6h, 12h și 18h. Pierderea este estimată ca procent din valoarea maximă inițială (120kN). Pierderea așteptată în 50 de ani se calculează prin extrapolare logaritmică a datelor, conform procedurii prevăzute de EN 1090-2. Ultimele două coloane ale fiecărui tabel raportează pierderea

preîncărcării și estimarea pierderii de 50 de ani pentru încercare cu o sarcină de tracțiune aplicată; în acest caz, din cauza eșantionului de încercări limitat, evaluarea statistică nu a fost posibilă. În lipsa forțelor exterioare, pierderea pe termen scurt pare să aibă aceeași magnitudine pentru toate configurațiile (în medie 3,4%), iar la exercitarea unei forțe exterioare, configurațiile FW, 3DS și 3DSps suferă pierderi comparabile (9,16%, 8,29% și 7,85% respectiv), în timp ce configurația BW are o pierdere puțin mai mică (de 6,76%).

2.4.3 Pierderi de pretensionare pe termen mediu

Printr-o abordare analogică, au fost efectuate patru încercări de relaxare pe termen mediu, cu monitorizarea evoluției forței din șurub timp de 30 de zile (720 de ore). Scopul principal al acestor încercări a fost identificarea pierderilor care apar în primele ore/zile după strângere, însă încercările au fost prelungite pentru a avea o idee despre timpul de stabilizare a pierderilor. Rezultatele prezentate în Figura 2.37 vizează și cazul, în care, asupra specimenelor acționează o forță exterioară (MT-##-EXLOAD-TEST#).



a) MT-FW b) MT-BW

c) MT-3DS d) MT-3DSps

Figura 2.37 Rezultatele încercărilor pe termen mediu

În Tabelul 2.5 se prezintă rezultatele pentru încercări cu forțe exterioare (MT-##-EXLOAD-TEST#) și fără (MT-## -TEST#). Pentru specimenele asamblate cu FW asupra cărora acționează forțe exterioare, au fost efectuate câte două încercări, prezentându-se în final o valoare medie, obținută printr-un studiu de regresie, care evaluează pierderile preconizate în 50 de ani pe baza încercărilor de relaxare de 30 de zile.

După cum se poate observa, în general nu există o diferență semnificativă între pierderile pentru ansamblurile FW, BW și 3DSps în lipsa forțelor exterioare. Doar ansamblul 3DS înregistrează o pierdere mai mare (9,21%), care însă este foarte apropiat de pierderea înregistrată la aplicarea

unei forțe exterioare (9,87%). Totuși, numărul limitat de încercări nu permite formularea unei concluzii general valabile în privința răspunsului pe termen mediu al diferitelor ansambluri.

Tabelul 2.5 Rezultatele încercărilor pe termen mediu

	MT-FW		MT-FW-EXLOAD		MT-BW		MT-BW-EXLOAD		MT-3DS		MT-3DS-EXLOAD		MT-3DSPs		MT-3DSps-EXLOAD	
Timp	**Pierdere [%]**	**Pierderea în 50 ani [%]**	**Pierdere [%]**	**Pierderea în 50 ani [%]**	**Pierdere [%]**	**Pierderea în 50 ani [%]**	**Pierdere [%]**	**Pierderea în 50 ani [%]**	**Pierdere [%]**	**Pierderea în 50 ani [%]**	**Pierdere [%]**	**Pierderea în 50 ani [%]**	**Pierdere [%]**	**Pierderea în 50 ani [%]**	**Pierdere [%]**	**Pierderea în 50 ani [%]**
1h	0.89	0.9	8.62	12.54	1.22	4.18	6.17	6.31	3.8	13.99	7.55	16.23	1.17	4.12	6.82	12.28
6h	1.31	2.77	9.27	12.82	1.76	4.75	6.48	7.07	5.54	15.81	7.95	13.38	1.69	4.68	7.48	11.17
12h	1.48	3.17	9.49	12.85	1.99	5.00	6.60	9.19	6.17	15.94	8.12	12.84	1.92	4.94	7.73	11.17
18h	1.56	3.43	9.64	12.93	2.13	5.13	6.76	9.22	6.72	15.94	8.29	12.59	2.08	5.18	7.85	11.22
24h	1.6	4.18	9.77	13.00	2.2	5.13	6.81	7.75	6.72	15.82	8.41	12.19	2.10	5.18	8.00	11.48
7d	2.15	4.01	10.31	12.93	2.45	5.78	7.21	8.61	8.27	14.84	9.00	11.73	2.44	5.49	9.22	12.44
15d	2.32	4.19	10.70	12.97	3.29	6.06	7.47	9.11	8.65	14.28	9.35	11.78	3.10	5.87	9.90	15.92
30d	2.59	4.35	11.22	13.61	3.67	6.33	7.65	9.08	9.21	13.92	9.87	11.88	3.60	6.12	10.84	15.97

2.4.4 Pierderi de pretensionare pe termen lung

Încercările pe termen lung au fost efectuate prin monitorizarea pierderii de pretensionare pe o perioadă de cinci luni, în conformitate cu protocolul pentru încercări de relaxare extinse prevăzut în EN 1090-2. Scopul acestei abordări este determinarea pantei curbei forță-deplasare pe termen lung, și identificarea pierderilor într-un anumit interval țintă, prin extrapolare. În cadrul studiilor curente, stabilizarea a durat aproximativ 2-3 luni. Acest rezultat confirmă constatările altor autori, care, pe încercări similare, au constatat procesul de stabilizare durează de obicei până la 4 luni [49]. Încercările au fost efectuate într-o cameră cu temperatura controlată de 20 °C, constantă pe întreaga durată a încercării. Obiectivul încercării a fost măsurarea deformațiilor suferite de șuruburi, pentru a estima pierderile pe termen lung, ținând cont și de influența rezistenței la curgere definită conform EN 1090-2. Indicațiile timbrelor tensometrice au fost înregistrate continuu timp de cinci luni, înainte și după aplicarea forței de tracțiune. Deplasările relative și absolute ale plăcilor datorate relaxării au fost înregistrate cu ajutorul a șase indicatori (Digimatic indicator ID-C112X/1012X) cu o precizie de 0,0025 mm, fixați pe specimene. Aceste dispozitivele măsoară deplasările relative dintre placa interioară și plăcuța de frână, și deplasările relative dintre placa exterioară și plăcuțele de frână, care sunt mult sub limita prevăzută de EN 1090-2. Imediat după strângerea șuruburilor, ansamblurile au fost fixate în mașina de încercări, fiind supuse la încercarea de tracțiune axială. Pierderile de pretensionare pe durata celor cinci luni, exprimate ca procent din pretensionarea inițială a șurubului, sunt raportate în Figura 2.38.
În general, nu există o diferență semnificativă între rezultatele pentru FW, 3DS, și 3DSps, ceea ce confirmă aspectele menționate în paragrafele anterioare, pentru încercări pe termen scurt și mediu. Cele mai mari pierderi de pretensionare au fost înregistrate de configurația cu șaibe plate (pierderi de 11,9%..12,3%). Acest rezultat este unul scontat, deoarece șaibele standard nu au capacitatea de a compensa pierderile în șurub. Ansamblul 3DS a înregistrat o pierdere de 11,3%, similară cu ansamblul FW, prin urmare, arcurile disc fără presetare sunt mai puțin potrivite pentru aplicația curentă. Cu toate acestea, și, configurația 3DSps arată rezultate similare (11,6% în 5 luni). Rezultatul obținut pentru 3DSps (Belleville DIN6796) indică faptul că pierderea de pretensionare nu este influențată de procedura de presetare.

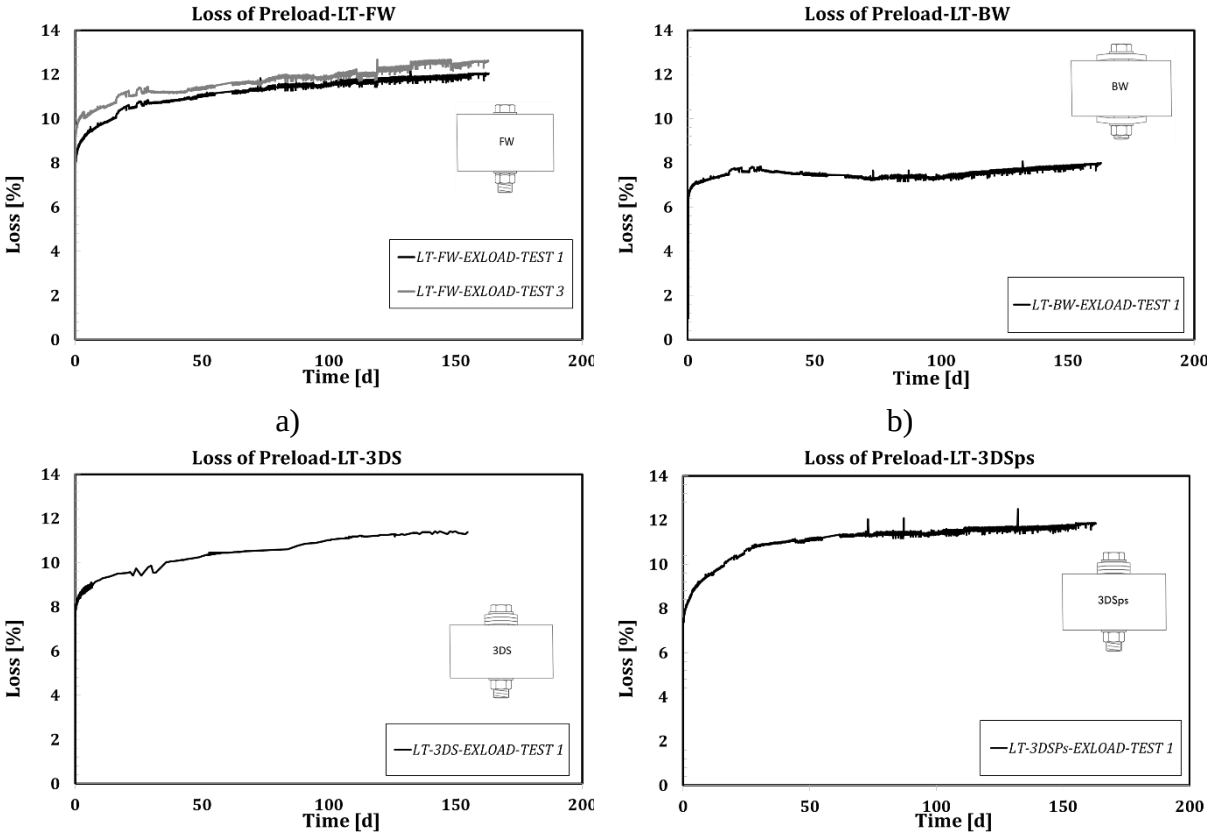


Figura 2.38 Rezultatele încercărilor pe termen lung

Cele mai reduse pierderi sunt înregistrate de ansamblul cu configurația BW (7,4% în 5 luni), rezultat similar încercărilor pe termen scurt și mediu. Totuși, în ce privește evoluția pierderii de pretensionare, comportarea acestui specimen diferă de celelalte, prin faptul că panta pierderii nu este întotdeauna pozitivă. Acest lucru poate fi rezultatul relaxării care conduce la descărcarea lentă a șaibelor ce compensează pierderea de pretensionare, și poate impune scăderea tensiunii în șurub până când devine posibilă alunecarea marginii șaibelor peste placă. Mai multe detalii cu privire la influența acestui tip de șaibă asupra forței de pretensionare a șurubului sunt prezentate în [56]. De menționat că încercările experimentale efectuate la această etapă, deși într-un număr limitat, confirmă și extind rezultatele obținute la încercări similare desfășurate anterior [57]-[58]. Un alt aspect important din perspectiva proiectării este faptul că, în toate cazurile examinate, pierderea de pretensionare a șurubului nu a depășit 16% din pretensionarea inițială, accentuând necesitatea adoptării unui coeficient de siguranță parțial legat de pierderile de pretensionare a șurubului. În baza încercărilor experimentale efectuate, acest coeficient de siguranță poate fi estimat la 1,16. Din punct de vedere practic, aceasta înseamnă că cuplul de strângere asigurat la instalarea șuruburilor trebuie să fie cu 16% mai mare, pentru a exclude lunecarea dispozitivelor pe durata de viață țintă a structurii.

2.5 MODELAREA ȘI PROIECTAREA AVANSATĂ A AMORTIZOARELOR CU FRECARE

2.5.1 Valorile de proiectare ale coeficientului de frecare și modele de regresie

Pentru a oferi un instrument rapid de modelare și proiectare a dispozitivelor acoperite cu cele trei materiale examinate (M1, M4 și M6), a fost realizată o analiză de regresie a rezultatelor încercărilor cu viteză redusă (fractile superioare, inferioare și medii). Alegerea a fost făcută din motive de simplitate, fiind demonstrat anterior că manifestă cea mai stabilă comportare în ceea ce privește degradarea ciclică. Rezultatele studiului de regresie sunt rezumate în Tabelul 2.6. Coeficientul de frecare este exprimat ca funcție de deplasarea cumulată prin următoarea relație:

$$\mu_{eff} = A_0{\delta_t}^2 + B_0\delta_t + C_0 \qquad if\ \delta_t < k$$
$$\mu_{eff} = A_1{\delta_t}^2 + B_1\delta_t + C_1 \qquad if\ k < \delta_t < 400\,mm$$
$$\mu_{eff} = A_2{\delta_t}^2 + B_2\delta_t + C_2 \qquad if\ 400 < \delta_t < 1500\,mm$$
$$\mu_{eff} = A_3{\delta_t}^2 + B_3\delta_t + C_3 \qquad if\ 1500 < \delta_t < 4000\,mm$$

Tabelul 2.6 Rezultatele studiului de regresie

	Materialul M1			**Materialul M4**			**Materialul M6**		
	Fractilă 5%	**Medie**	**Fractilă 95%**	**Fractilă 5%**	**Medie**	**Fractilă 95%**	**Fractilă 5%**	**Medie**	**Fractilă 95%**
A_0	0	0	0	$6.35 \cdot 10^{-5}$	$7.34 \cdot 10^{-5}$	$7.934 \cdot 10^{-5}$	$1.2 \cdot 10^{-4}$	$9.83 \cdot 10^{-5}$	$8 \cdot 10^{-5}$
B_0	$-7.2 \cdot 10^{-3}$	$7.6 \cdot 10^{-3}$	$7.9 \cdot 10^{-3}$	$-6.35 \cdot 10^{-3}$	$-7.34 \cdot 10^{-3}$	$-7.934 \cdot 10^{-3}$	$-6.7 \cdot 10^{-3}$	$-6.84 \cdot 10^{-3}$	$-7.1 \cdot 10^{-3}$
C_0	0.61	0.69	0.79	0.69	0.76	0.84	0.52	0.60	0.68
A_1	0	0	0	0	0	0	0	0	0
B_1	$2 \cdot 10^{-4}$	$2 \cdot 10^{-4}$	0	0	0	0	$-4.3 \cdot 10^{-5}$	$-2.11 \cdot 10^{-5}$	$-8.69 \cdot 10^{-7}$
C_1	0.43	0.50	0.59	0.53	0.58	0.64	0.487	0.504	0.521
A_2	0	0	0	0	0	0	0	0	0
B_2	$-1.1 \cdot 10^{-4}$	$-1.6 \cdot 10^{-4}$	$-1.1 \cdot 10^{-4}$	$-1.233 \cdot 10^{-4}$	$-9.096 \cdot 10^{-5}$	$-7.37 \cdot 10^{-5}$	$-3.63 \cdot 10^{-5}$	$-3.01 \cdot 10^{-5}$	$-2.39 \cdot 10^{-5}$
C_2	0.55	0.64	0.63	0.579	0.616	0.669	0.484	0.508	0.532
A_3	0	0	0	0	0	0	0	0	0
B_3	$-4 \cdot 10^{-5}$	$-3 \cdot 10^{-5}$	$-5 \cdot 10^{-5}$	$-5.32 \cdot 10^{-5}$	$-4.41 \cdot 10^{-5}$	$-3.09 \cdot 10^{-5}$	0	0	0
C_3	0.45	0.44	0.54	0.474	0.545	0.604	0.43	0.463	0.496
K		25			50			50	

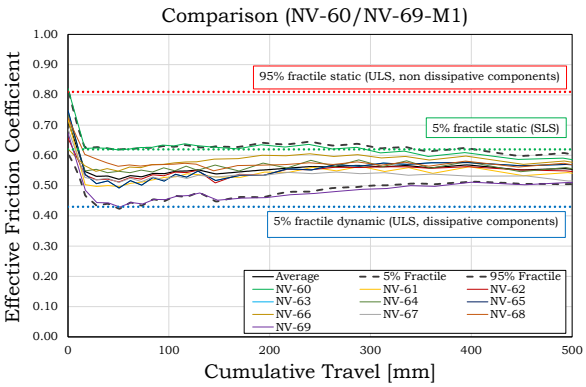
În plus, principalii parametri care trebuie utilizați la proiectarea îmbinărilor disipative cu cele trei materiale examinate în lucrare, au fost estimați pe baza rezultatelor obținute în paragrafele anterioare. După cum s-a menționat anterior, proiectarea unui dispozitiv cu frecare necesită cel puțin trei valori diferite ale coeficientului de frecare: valoarea de verificare la SLS, valoarea de proiectare a rezistenței amortizoarelor și valoarea limită superioară a coeficientului de frecare pentru proiectarea elementelor nedisipative ale structurii. În privința verificărilor la SLS, este necesar să se excludă alunecarea îmbinărilor cu frecare în condiții de încărcare statică sau în cazul unor evenimente seismice moderate. În toate aceste combinații de încărcări trebuie utilizată valoarea caracteristică a coeficientului de frecare static. Referitor la amortizoare, pentru a asigura o disipare adecvată a energiei la SLU trebuie adoptată cea mai mică valoare probabilă a

coeficientului de frecare dinamic, și anume - valoarea caracteristică a coeficientului de frecare dinamic. Pe lângă aceasta, pentru proiectarea la SLU a elementelor nedisipative (reprezentate de grinzi, stâlpi și elemente de legătură), trebuie luată în calcul cea mai mare valoare probabilă a coeficientului de frecare static, și anume - fractila de 95% a coeficientului de frecare static. Aceasta este valoarea maximă posibilă la care, din punct de vedere statistic, elementele nedisipative trebuie să reziste înainte de a se produce alunecarea dispozitivelor de amortizare cu frecare. Cu acest scop, pentru toate cele trei materiale în seturi a câte 10 încercări, au fost evaluate valorile efective și reale ale coeficienților de frecare statici, rezultatele fiind prezentate în Tabelul 2.7.

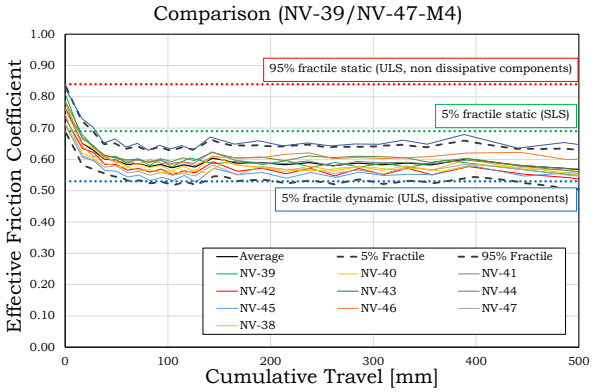
Tabelul 2.7 Variația statistică a coeficientului de frecare static

Materialul M1				**Materialul M4**				**Materialul M6**			
TEST n°		$\mu_{0,effective}$	$\mu_{0,actual}$	**TEST n°**		$\mu_{0,effective}$	$\mu_{0,actual}$	**TEST n°**		$\mu_{0,effective}$	$\mu_{0,actual}$
NV	**60**	0.82	0.84	**NV**	**38**	0.72	0.74	**NV**	**NV**	**60**	0.65
NV	**61**	0.72	0.73	**NV**	**39**	0.81	0.85	**NV**	**NV**	**61**	0.63
NV	**62**	0.66	0.67	**NV**	**40**	0.76	0.81	**NV**	**NV**	**62**	0.57
NV	**63**	0.75	0.77	**NV**	**41**	0.77	0.80	**NV**	**NV**	**63**	0.55
NV	**64**	0.73	0.75	**NV**	**42**	0.73	0.76	**NV**	**NV**	**64**	0.59
NV	**65**	0.75	0.77	**NV**	**43**	0.83	0.86	**NV**	**NV**	**65**	0.65
NV	**66**	0.62	0.62	**NV**	**44**	0.79	0.82	**NV**	**NV**	**66**	0.59
NV	**67**	0.69	0.70	**NV**	**45**	0.71	0.74	**NV**	**NV**	**67**	0.65
NV	**68**	0.72	0.74	**NV**	**46**	0.78	0.81	**NV**	**NV**	**68**	0.65
NV	**69**	0.67	0.69	**NV**	**47**	0.74	0.77	**NV**	**NV**	**69**	0.53
Medie		0.71	0.73	**Medie**		0.76	0.79	**Medie**		0.60	0.61
DEV ST		0.06	0.061	**DEV ST**		0.04	0.041	**DEV ST**		0.05	0.047
CV		0.08	0.084	**CV**		0.05	0.052	**CV**		0.08	0.077
Fractilă 5%		0.62	0.61	**Fractilă 5%**		0.69	0.72	**Fractilă 5%**		0.52	0.52
Fractilă 95%		0.81	0.85	**Fractilă 95%**		0.84	0.87	**Fractilă 95%**		0.68	0.70

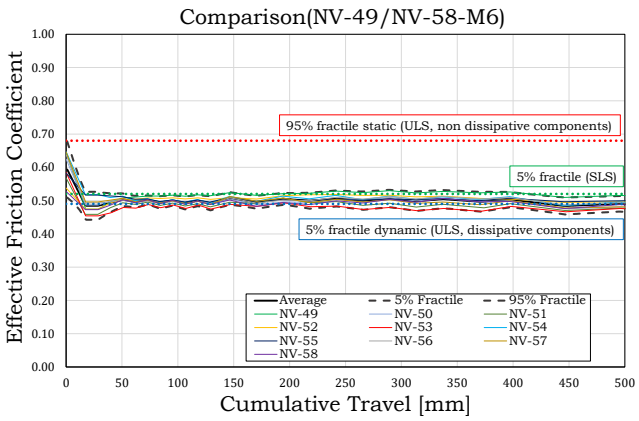
După cum s-a menționat anterior, pentru proiectarea îmbinărilor cu frecare sunt necesare aceste valori, împreună cu fractilele de 5% ale coeficienților de frecare dinamici evaluați pentru ciclul stabilizat.



a) Plăcuțele de frână M1



b) Plăcuțele de frână M4



c) Plăcuțele de frână M6

Figura 2.39 Valorile de proiectare ale coeficienților de frecare pentru materialele examinate

Semnificațiile acestor coeficienți de frecare sunt reprezentate în Figura 2.39, iar, din motive de simplitate, sunt rezumate în tabelul 2.8.

Tabelul 2.8 Valorile de proiectare ale coeficienților de frecare

Material M1		**Material M4**		**Material M6**	
Valoarea de proiectare a coeficientului de frecare	**$\mu_{0,d}$**	**Valoarea de proiectare a coeficientului de frecare**	**$\mu_{0,d}$**	**Valoarea de proiectare a coeficientului de frecare**	**$\mu_{0,d}$**
Fractilă 5%, Static	0.62	Fractilă 5%, Static	0.69	Fractilă 5%, Static	0.52
Fractilă 95%, Static	0.81	Fractilă 95%, Static	0.84	Fractilă 95%, Static	0.68
Fractilă 5%, Dinamic	0.43	Fractilă 5%, Dinamic	0.53	Fractilă 5%, Dinamic	0.49

2.6 BIBLIOGRAFIE

[1] Kelly, J., Skinner, R. & Heine, A., 1972. Mechanisms of Energy Absorption in Special Devices for Use in Earthquake Resistant Structures. Bulletin of the New Zealand Society for Earthquake Engineering, 5(3), pp.63-88.

[2] Skinner, R., Kelly, J. & Heine, A., 1975. Hysteresis Dampers for Earthquake Resistant Structures. Earthquake Engineering and Structural Dynamics, 3, pp.287-96.

[3] Aiken, I., Nims, D., Whittaker, A. & Kelly, J., 1993. Testing of Passive Energy Dissipation Systems. Earthquake Spectra, 9(3).

[4] Christopoulos, C. & Filiatrault, A., 2006. Principles of Passive Supplemental Damping and Seismic Isolation. Pavia: IUSS PRESS.

[5] Soong, T. & Spencer Jr, B., 2002. Supplemental Energy Dissipation: State-of-the-Art and State-of-the-Practice. Engineering Structures, 24, pp.243-59.

[6] Cahis, X., Bozzo, L., Foti, D. & Torres, L., 1997. An Energy Dissipating Device for Seismic Protection of Masonry Walls. In L'ingegneria Sismica in Italia. Taormina, Italia, 1997.

[7] Kobori, T. et al., 1992. Development of Hysteresis Steel Dampers. In Earthquake Engineering Tenth World Conference., 1992.

[8] Nakashima, M., 1995. Strain-Hardening Behavior of Shear Panels made of Low-yield Steel: Test. Journal of Structural Engineering ASCE, 121(12), pp.1742-49.

[9] Whittaker, A., Bertero, V., Alonso, J. & Thompson, C., 1989. UCB/EERC-89/02 Earthquake Simulator Testing of Steel Plate Added Damping and Stiffness Elements. Berkeley: College of Engineering University of California.

[10] Alonso, J., 1989. Mechanical Characteristics of X-Plate Energy Dissipators. Berkeley: University of California.

[11] Takenaka Komuten KK, 1989. ANTI-SEISMIC DAMPER USING BOLT DRIVE. Patent. Priority JP20211389A·1989-08-03

[12] Grigorian CE, Yang TS, Popov EP. 1993 “Slotted bolted connection energy dissipators”. Earthquake Spectra. Vol.9, No.3, pp.491-504.

[13] MacRae G.A., Clifton G.C., Mackinven H., Mago N., Butterworth J., Pampanin S. “The sliding hinge joint moment connection.” Bulletin of New Zealand society for earthquake engineering, vol.43, n.3, September 2010.

[14] Khoo, H., Clifton, C. Butterworth, J. MacRae, G. Ferguson, G. 2012. “Influence of steel shim hardness on the sliding hinge joint performance”. Journal f Constructional Steel Research, 72, 119-129.

[15] Pall, A. & Marsh, C., 1981. Response of Friction Damped Braced Frames. Journal of the Structural Division, 108(6), pp.1313-23.

[16] Tremblay, R. & Stiemer, S., 1993. Energy Dissipation through Friction Bolted Connections in Concentrically Braced Steel Frames. ATC 17-1 Seminar on Seismic Isolation, 2, pp.557-68.

[17] Mualla, I. & Belev, B., 2002. Seismic Response of Steel Frames Equipped with a New Friction Damper Device Under Earthquake Excitation. Engineering Structures, 24(3), pp.365-71.

[18] Clifton GC, Butterworth JW, (2000). Moment-resisting steel framed seismic-resisting systems with semi-rigid connections 12th WCEE, Auckland, New Zealand.
[19] G. C. Clifton, J. Butterworth, and J. Weber, "Moment-resisting steel framed seismic-resisting systems with semi-rigid connections"," SESOC, vol. 11, no. 2, pp. 21–52, 1988.
[20] MacRae G.A., Clifton G.C., Mackinven H., Mago N., Butterworth J., Pampanin S. "The sliding hinge joint moment connection." Bulletin of New Zealand society for earthquake engineering, vol.43, n.3, September 2010.
[21] S. Ramhormozian, G. Clifton, D. Cvitanich, S. Maetzig, and G. Macrae, "Recent Developments on the Sliding Hinge Joint," in The 2016 New Zealand Society for Earthquake Engineering (NZSEE) Annual Technical Conference, 2016.
[22] S. Kishiki, S. Yamada, T.Takeuchi, K. Suzuki, E. Saeki, A. Wada.. 2004. "New ductile steel frames limiting damage to connection elements at bottom flange of beam-ends: part 2 cyclic loading tests of frames with a concrete slab. Proc. 13th WCEE.
[23] M. Latour, V. Piluso, and G. Rizzano, "Free from damage beam-to-column joints: Testing and design of DST connections with friction pads," Eng. Struct., 2015.
[24] M. Latour, V. Piluso, and G. Rizzano, "Experimental analysis of innovative dissipative bolted double split tee beam-to-column connections," Steel Constr., 2011.
[25] Cahis, X., Bozzo, L., Foti, D. & Torres, L., 1997. An Energy Dissipating Device for Seismic Protection of Masonry Walls. In L'ingegneria Sismica in Italia. Taormina, Italia, 1997.
[26] EUROCODE 0. Basis of structural design. CEN, 2010.
[27] EN 1090-2. Execution of steel structures and aluminium structures: technical requirements for steel structures. CEN, 2008.
[28] Bowden, F. & Tabor, D., 1950. The Friction and Lubrication of Solids: part I. Oxford: Oxford University Press.
[29] Halling, J., 1978. Principles of Tribology. London: Macmilln Education LTD.
[30] Persson, B., 2000. Sliding Friction. Berlin: Springer.
[31] Zhang, S., 1998. State-of-the art of Polymer Tribology. Tribology International, 31, pp.49-60.
[32] Schallamach, A., 1958. Friction and Abrasion of Rubber. Wear, 1, pp.384-417.
[33] Shooter, K. & Thomas, R., 1952. Frictional Properties of some Plastics. Research, 2, pp.533-39.
[34] Rees, B., 1957. Static Friction of Bulk Polymers over a Temperature Range. Research, 10, pp.331-38.
[35] Schallamach, A., 1952. The Load Dependence of Rubber Friction. In Phys Soc., 1952
[36] Thirion, P., 1948. Les Coefficients d'Adherence du Caoutchouc. Rubber Chemistry and Technology, 21, pp.505-15.
[37] Ratner, S. & Sokolskaya, V., 1956. The Influence of the Hardness of Rubber on its Coefficient of Static Friction without Lubrication. Rubber Chem. Technol., 29, pp.829-33.
[38] Mualla, I., 2000. "Experimental evaluation of new friction damper device".12th WCEE, Auckland, New

[39] Voiculescu, D., Dalban, C., 1999. "Behaviour of steel concentrically braced frames with friction dissipation devices". SDSS '99, Timisoara, Romania.
[40] Ono, S., Nakahira, K., Tsujioka, S., Uno, N., 1996. "Energy absorption capacity of thermally sprayed aluminum friction dampers". Journal of Thermal Spray Technology, 5(3), 303-309.
[41] C. Heistermann, M. Veljkovic, R. Simões, C. Rebelo, L. Simões da Silva. (2013). Design of slip resistant lap joints with long open slotted holes. Journal of Constructional Steel Research, Volume 82, March 2013, Pages 223-233
[42] M.Pavlović, C. Heistermann, M. Veljković, D.l Pak, M. Feldmann, C. Rebelo, L. Simões da Silva. (2015). Friction connection vs. ring flange connection in steel towers for wind converters. Engineering Structures, Volume 98, 1 September 2015, Pages 151-162
[43] Latour M, Piluso V, Rizzano G. (2014). Experimental Analysis of Friction Materials for supplemental damping devices. Construction and Building Materials.
[44] Voiculescu, D., Dalban, C., 1999. "Behaviour of steel concentrically braced frames with friction dissipation devices". SDSS '99, Timisoara, Romania.
[45] EN10088-1, 2005. Part 1: List of stainless steels
[46] EN 14399-4 (2006). High-strength structural bolting assemblies for preloading –Part 4: System HV –Hexagon bolt and nut assemblies
[47] EN 15129, (2009). Anti-seismic devices
[48] G. P. Davet, "Using Belleville Springs To Maintain Bolt Preload," 1997.
[49] C. Heistermann, "Behaviour of Pretensioned Bolts in Friction Connections," 2011.
[50] C. Heistermann, M. Veljkovic, R. Simões, C. Rebelo, and L. Simões da Silva, "Design of slip resistant lap joints with long open slotted holes," Journal of Constructional Steel Research, 2013.
[51] M. Veljkovic, "Achievements of HISTWIN project," 2015.
[52] "FINITE ELEMENT ANALYSIS OF LAP JOINTS." [Online]. Available: https://www.steelconstruct.com//gsPublications/Eurosteel2014-Christine_Heistermann.pdf. [Accessed: 11-Apr-2016].
[53] C. Heistermann, "Resistance of Friction Connections with Open Slotted Holes in Towers for Wind Turbines," 2014.
[54] "DIN 6796. Conical spring washers for bolted connections."
[55] CEN, "EN 14399-6. High-strength structural bolting assemblies for preloading - Part 6: Plain chamfered washers," no. June, 2006.
[56] S. Ramhormozian, G. C. Clifton, G. A. MacRae, and G. P. Davet, "Stiffness-based approach for Belleville springs use in friction sliding structural connections," J. Constr. Steel Res., vol. 138, pp. 340–356, Nov. 2017.
[57] M. D'Antimo, J.-F. Demonceau, M. Latour, G. Rizzano, and J.-P. Jaspart, "Experimental investigation of the creep effect on prestressed bolts used in innovative friction connections," Ce/Papers, vol. 1, no. 2–3, pp. 580–589, 2017.
[58] G. Ferrante Cavallaro, M. Latour, A. B. Francavilla, V. Piluso, and G. Rizzano, "Standardised friction damper bolt assemblies time-related relaxation and installed tension variability," J. Constr. Steel Res., vol. 141, pp. 145–155, 2018.

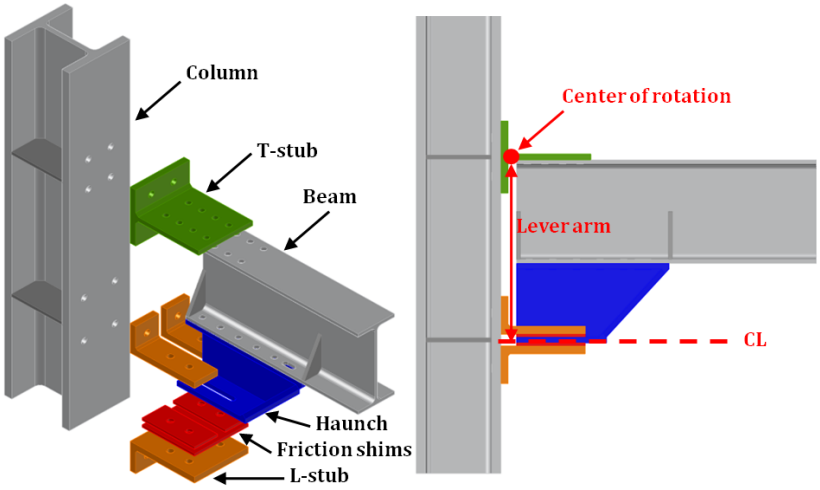
CAPITOLUL 3

DEZVOLTAREA ÎMBINĂRILOR FREEDAM

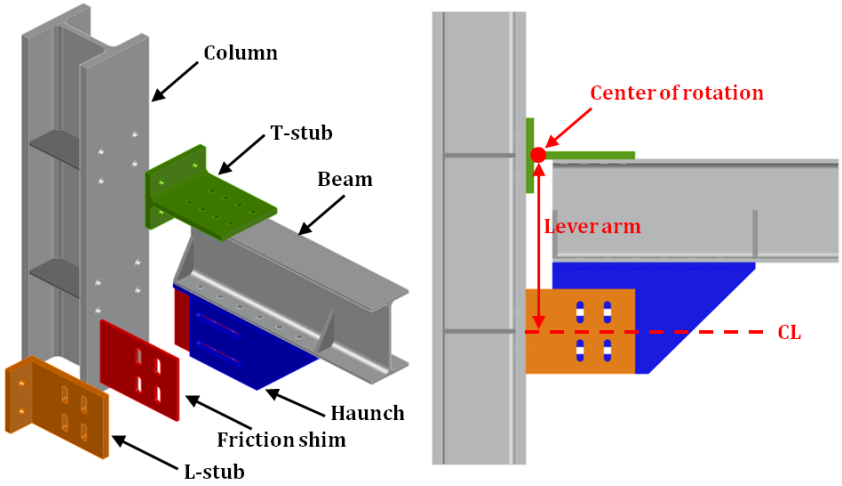
3.1 INTRODUCERE

În ultimele decenii, utilizarea dispozitivelor antiseismice demontabile în îmbinările grindă-stâlp atrag tot mai mult atenția comunității științifice [1-11], datorită capacității lor înalte de disipare a energiei și în consecință, reducerii cerinței globale și locale de ductilitate. Până în prezent a fost propusă o mare varietate de amortizoare, oferind sisteme bazate pe activarea mecanismelor disipative simple, cum ar fi curgerea metalelor, frecarea uscată și vâscozitatea fluidelor [12,13]. Aplicarea lor este recomandată în cadrul strategiilor de proiectare bazate pe disiparea suplimentară a energiei.
Cu toate acestea, chiar dacă utilizarea dispozitivelor antiseismice reduce daunele structurale, deplasările laterale necesare pentru activarea amortizoarelor conduc la degradări în elementele structurale principale, care sunt fie dificil, fie imposibil de reparat.
De aceea, în prezent, se abordează ideea utilizării în structurile metalice, a îmbinărilor echipate cu amortizoare, capabile să reziste doar la degradări minime, cum ar fi îmbinările cu frecare (SHJ – Sliding Hinge Joints), propuse în cadrul Universității din Auckland în 2004 [14-20]. Aceste îmbinări grindă-stâlp, utilizate la cadrele metalice necontravântuite, pot prelua rotiri inelastice mari prin alunecarea amortizoarelor cu frecare asimetrică amplasate la talpa inferioară a grinzii [21-24]. Printre beneficiile acestei tipologii de îmbinări rigide cu rezistență parțială trebuie menționate: limitarea deplasărilor relative de nivel, evitarea plasticizării capătului grinzii, și reducerea supradimensionării stâlpului, care rezultă din aplicarea criteriilor de ierarhizare a rezistenței prevăzute de normele de proiectare.
Recent, în cadrul unei ample activități de cercetare care vizează elaborarea conceptului, proiectarea și testarea experimentală a îmbinărilor grindă-stâlp echipate cu amortizoare cu frecare, au fost propuse tipologii similare bazate pe utilizarea amortizoarelor cu frecare simetrică [25-35]. Aceste îmbinări oferă aceleași beneficii ca îmbinările cu frecare SHJ (rigiditate, rezistență reglabilă, ductilitate și capacitate înaltă de disipare a energiei), implementarea lor constând în montarea pe șantier a unor kit-uri industrializate, complet fabricate în atelier. Principalul avantaj al kitului industrializat este controlul riguros al calității plăcuțelor de frână și al procedurii de strângere a șuruburilor. Aceste aspecte sunt esențiale pentru buna funcționare a dispozitivelor cu frecare și trebuie controlate strict în timpul procesului de producție. Pentru a condiționa detașarea dispozitivului cu frecare, vuta amortizorului, prevăzută cu găuri ovalizate, este fixată cu șuruburi de talpa grinzii, în timp ce elementele L și plăcuțele de frână sunt prinse cu șuruburi pretensionate de înaltă rezistență. Au fost investigate două configurații și anume: configurația HFC, unde vuta este paralelă cu talpa grinzii, și configurația VFC, unde vuta este perpendiculară pe talpa grinzii (Figura 3.1). La solicitări de încovoiere, îmbinarea este forțată să se rotească în jurul unui punct situat la baza inimii elementului T, iar disiparea energiei se produce prin alunecarea vutei pe plăcuțele de frână. Mai mult decât atât, vuta mărește brațul de

pârghie și permite reducerea forței care urmează să fie transmise de dispozitivele de frecare pentru a îndeplini cerințele aferente stării limită de serviciu.



a) *Îmbinare cu frecare cu amortizor paralel cu talpa grinzii (configurația HFC)*



b) *Îmbinare cu frecare cu amortizor paralel cu inima grinzii (configurația VFC)*

Figura 3.1 Tipologii de îmbinări cu frecare simetrică

În cadrul studiilor experimentale au fost investigate aspecte importante ce țin de comportarea îmbinării: răspunsul dispozitivelor cu frecare pe durata istoriei de încărcare ciclic, comportarea șuruburilor pretensionate în timpul montajului și pe durata lor de viață, modelarea cu element finit a îmbinărilor grindă-stâlp cu frecare și răspunsul la impact al amortizoarelor cu frecare elementare [25-36].

Răspunsul experimental al îmbinărilor cu frecare a fost evaluat printr-o amplă campanie experimentală, desfășurată în cadrul proiectului de cercetare FREEDAM, pe subansamble capabile să reproducă comportarea nodurilor cadrelor necontravântuite reale. Rezultatele încercărilor au permis validarea criteriilor de proiectare pentru îmbinările cu frecare analizate, și calibrarea modelului FEM pentru efectuarea studiilor parametrice. Totuși, scopul principal al studiilor experimentale este aprecierea rezilienței îmbinărilor propuse, și verificarea capacității lor de a disipa energia indusă de cutremur cu degradări minime. În acest scop, la Universitatea din Salerno, au fost supuse încercărilor experimentale 8 noduri intermediare și 8 noduri marginale.

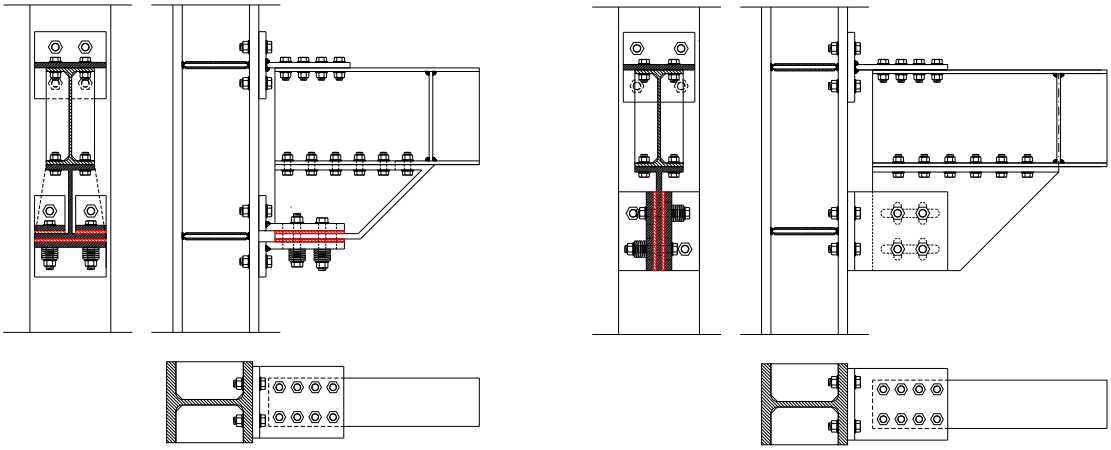
Toate componentele specimenelor au fost proiectate conform modelelor propuse în Eurocod 3 partea 1-8, cu excepția amortizoarelor cu frecare. Amortizoarele cu frecare au fost proiectate în baza rezultatelor experimentale a încercărilor pe îmbinări supuse la forfecare, compuse din plăci cu găuri ovalizate și plăcuțe de frână intermediare. După cum s-a menționat în capitolul 2, încercările pe materialele de acoperire pentru plăcuțele de frână au demonstrat că materialele M1 și M6 sunt afectate de fenomenul de alunecare sacadată ("stick-slip"), capabil să inducă vibrații. Prin urmare, pentru amortizoarele FREEDAM a fost utilizat doar materialul M4, care exclude posibilitatea alunecării sacadate, și se prezintă drept un material fiabil pentru acest domeniu de aplicare. Investigațiile experimentale au vizat șaisprezece îmbinări grindă-stâlp: 8 îmbinări cu grinzi IPE 270 și 8 îmbinări cu grinzi IPE 450; în cele două configurații diferite ale amortizorului cu frecare: configurația orizontală HFC și configurația verticală VFC (Figura 3.1). Au fost efectuate câte două încercări pentru fiecare configurație a amortizorului: prima încercare pe specimene asamblate cu arcuri disc, și a doua încercare pe specimene cu șaibe plate.

3.2 ÎNCERCĂRI EXPERIMENTALE PE NODURI MARGINALE

3.2.1 Montajul experimental

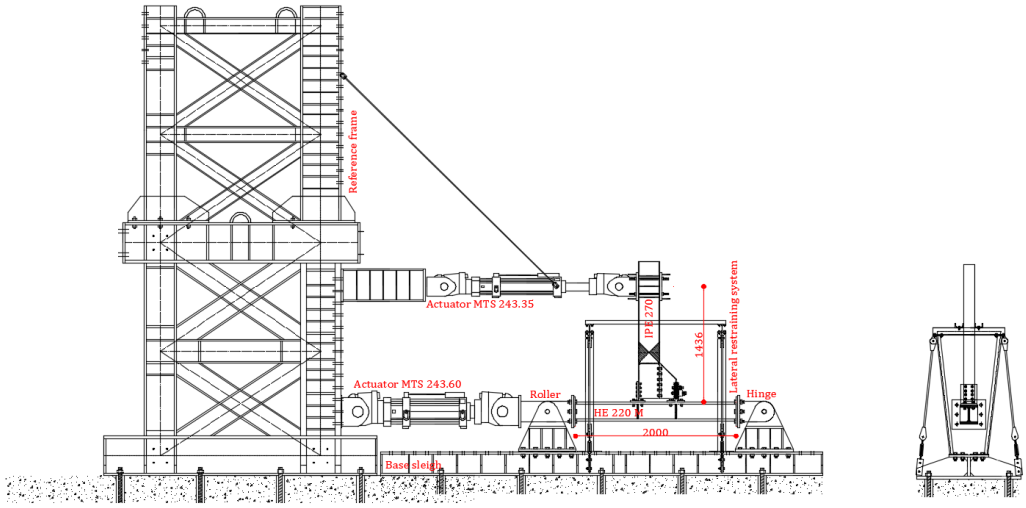
Au fost supuse încercărilor experimentale următoarele îmbinări:

- FJ-CYC01: grindă IPE270 – stâlp HEM220, configurația VFC, șuruburi M20 HV clasa 10.9 echipate cu 6 arcuri disc (câte 2 arcuri disc în paralel, combinate în 3 pachete în serie);
- FJ-CYC02: grindă IPE270 – stâlp HEM220, configurația HFC, șuruburi M20 HV clasa 10.9 echipate cu 6 arcuri disc (câte 2 arcuri disc în paralel, combinate în 3 pachete în serie);
- FJ-CYC03: grindă IPE450 – stâlp HEB500, configurația VFC, M20 HV șuruburi clasa 10.9 echipate 6 arcuri disc (câte 2 arcuri disc în paralel, combinate în 3 pachete în serie);
- FJ-CYC04: grindă IPE450 – stâlp HEB500, configurația HFC, M20 HV șuruburi clasa 10.9 echipate 6 arcuri disc (câte 2 arcuri disc în paralel, combinate în 3 pachete în serie);
- FJ-CYC05: grindă IPE270 – stâlp HEM220, configurația VFC, șuruburi M20 HV clasa 10.9 fără arcuri disc;
- FJ-CYC06: grindă IPE270 – stâlp HEM220, configurația HFC, șuruburi M20 HV clasa 10.9 fără arcuri disc;
- FJ-CYC07: grindă IPE450 – stâlp HEB500, configurație VFC, șuruburi M20 HV clasa 10.9 fără arcuri disc;
- FJ-CYC08: grindă IPE450 – stâlp HEB500, configurație HFC, șuruburi M20 HV clasa 10.9 fără arcuri disc.

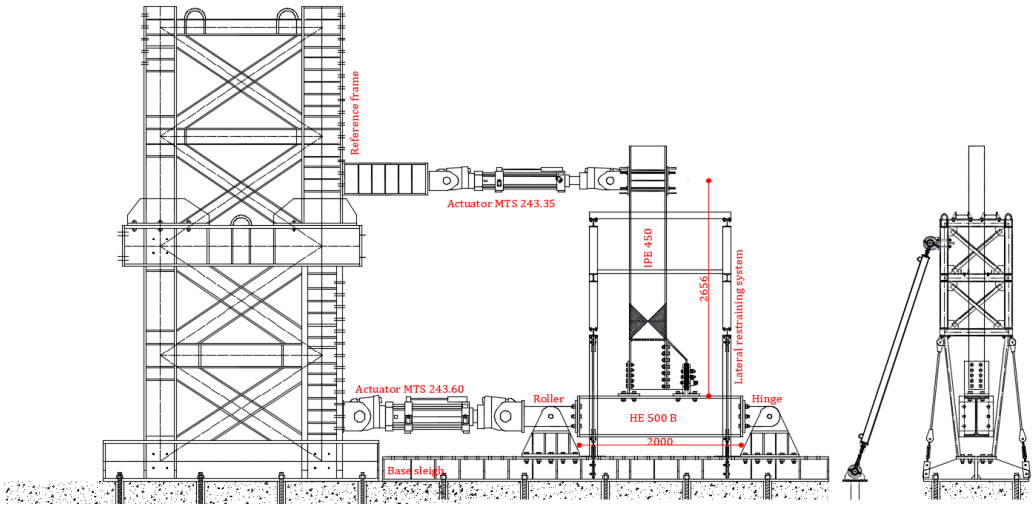


a) configurație cu amortizor orizontal *b) configurație cu amortizor vertical*

Figura 3.2 Noduri marginale supuse la încercări



a) FJ-CYC01-FJ-CYC04



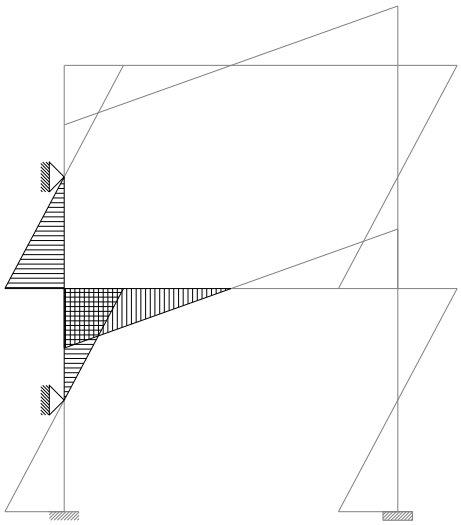
b) FJ-CYC05-FJ-CYC08

Figura 3.3 Ansamblul experimental - noduri marginale

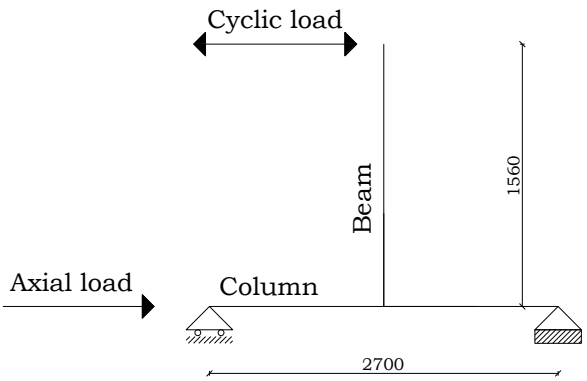
Încercările experimentale au fost efectuate în laboratorul STRENGTH (STRuctural ENGineering Testing Hall) al Universității din Salerno. Ansamblul experimental include

instrumente și mașini care ar putea fi împărțite în trei categorii: dispozitive de fixare, mașini de încercări și instrumente de măsurare. În laboratorul STRENGTH, baza pentru fixarea echipamentelor și a aparaturii experimentale este reprezentată de planșeul puternic al laboratorului, prevăzut cu găuri cu diametrul de 80 mm, dispuse într-un caroiaj rectangular la distanța de 1,0m × 1,0m. Pentru efectuarea încercărilor ciclice pe noduri marginale, a fost utilizat un stand de fixare alcătuit dintr-un cadru vertical rigid și o legătură orizontală rigidă, ambele realizate din plăci metalice sudate și elemente structurale (Figura 3.3).

În plus, pentru a reproduce secțiunea în care apare momentul nul în schema structurală reală (Figura 3.4), au fost realizate două reazeme articulate metalice, fixate de o grindă rigidă inferioară, cu o forță de forfecare capabilă de până la 2000 kN (Figura 3.3). Primul reazem articulat cu bolț poate prelua eforturi axiale și de forfecare, alunecarea acestuia fiind minimizată prin calibrarea găurilor. A doua articulație împiedică deplasările pe direcția perpendiculară dar permite deplasările orizontale, fiind prevăzută cu găuri ovalizate.



a) eforturile într-un nod marginal al cadrului supus la solicitări seismice



b) schema reprodusă în laborator

Figura 3.4 Schema structurală

În cele din urmă, au fost utilizate rigidizări pentru împiedicarea flambajului prin încovoiere-răsucire în timpul încercărilor experimentale (Figura 3.3). În ceea ce privește echipamentul de aplicare a încărcărilor, au fost utilizați trei actuatori hidraulici MTS. Pentru aplicarea în stâlpi a unor solicitări axiale sub control de forță, a fost utilizat actuatorul MTS 243.60, cu o capacitate de 1000 kN la compresiune și 650 kN la tracțiune, și cursa pistonului egală cu ±125mm. Pentru aplicarea momentului încovoietor la capetele grinzilor, sub control de deplasare, au fost necesari doi actuatori MTS diferiți, aleși în funcție de dimensiunea grinzii. Primul actuator, adoptat pentru îmbinări cu grinzi IPE 270, are o capacitate maximă de încărcare de 245 kN și o cursă a pistonului de ± 500mm, iar al doilea actuator, utilizat pentru grinzi IPE 450, are o capacitate de 500 kN și o cursă de ±500 mm.

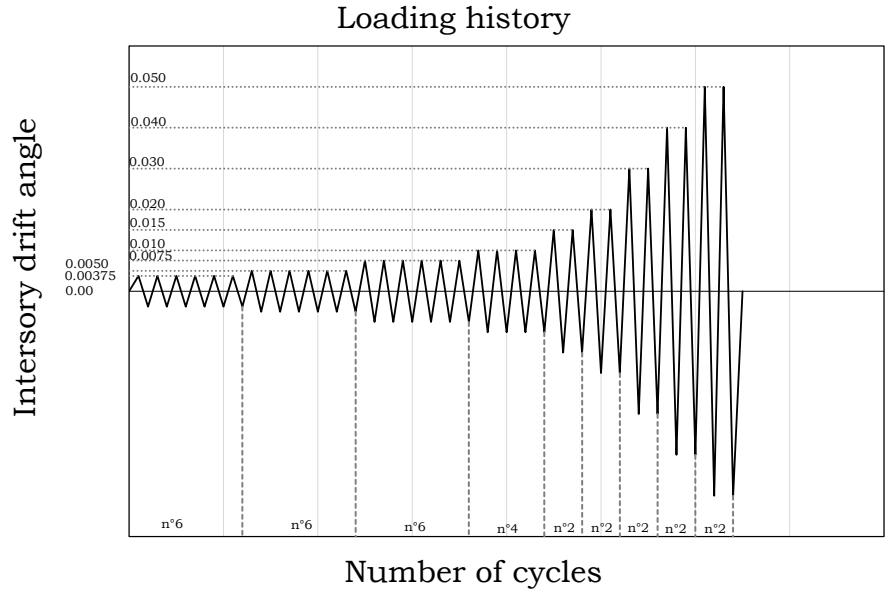


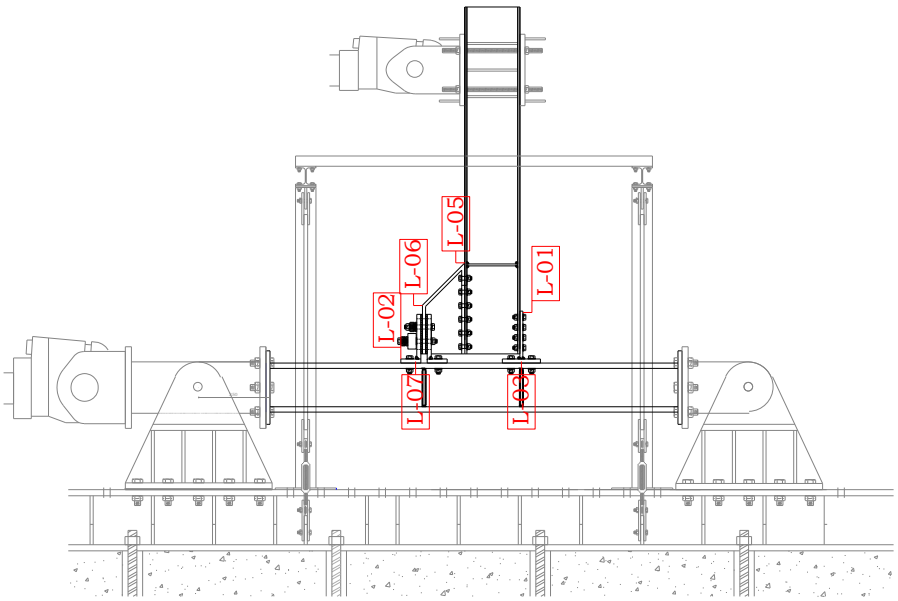
Figura 3.5 Protocolul de încărcare AISC 346-10

Monitorizarea deplasărilor aplicate pe specimenele supuse încercărilor a fost efectuată cu ajutorul traductoarelor exterioare de deplasare. Deplasările grinzii, stâlpului și ale celorlalte elemente ale îmbinărilor, inclusiv ale amortizorului cu frecare, au fost înregistrate continuu pe parcursul încercărilor, cu ajutorul senzorilor LVDT.

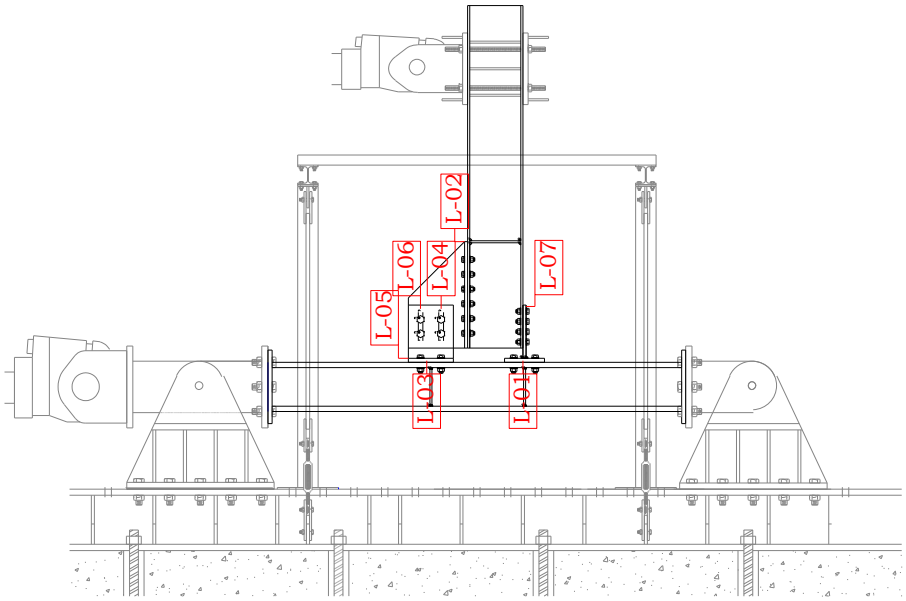
Tabelul 3.1 Protocolul de încărcare AISC 346-10

v[mm/s]	***Pas***	***θ [rad]***	***# cicluri***	***δ [mm]***
0.5	1	0.00375	6	5.835
	2	0.0050	6	7.780
1	3	0.0075	6	11.67
	4	0.010	4	15.56
2	5	0.015	2	23.34
	6	0.020	2	31.12
	7	0.030	2	46.68
4	8	0.040	2	62.24
	9	0.050	2	77.80

Protocolul de încărcare AISC 346-10, utilizat pentru impunerea unor deplasări la capătul grinzilor [37] (Figura 3.5), este un protocol de încărcare dedicat în mod specific îmbinărilor, aplicat frecvent în practica de proiectare în SUA, și utilizat și în cadrul proiectului de cercetare EQUALJOINTS pentru precalificarea îmbinărilor.



a) FREEDAM-CYC01



b) FREEDAM-CYC02

Figura 3.6 Poziția senzorilor LVDT

Prin urmare, pornind de la prevederile codurilor de proiectare, se poate obține deplasarea la vârful grinzii. Încercările au rulat până la atingerea unei rotiri maxime de 50 *mrad* (Tabelul 1.1). De menționat că această rotație depășește cu mult valoarea minimă stipulată în Eurocod 8 pentru cadre cu ductilitate înaltă, de 35 *mrad*. Pentru evaluarea forței la nivelul actuatorului superior și a deplasărilor în componentele îmbinărilor, au fost efectuate monitorizări prin intermediul a cel puțin șase senzori LVDT. În continuare se raportează dispunerea dispozitivelor pentru cele două configurații în cadrul încercărilor nr.1 și nr.2, în restul încercărilor dispozitivele de măsurare fiind amplasate similar.

Pentru îmbinarea FREEDAM CYC-01 au fost utilizați următorii senzori (Figura 3.6a):

- LVDT n.02, 03 și 07 - pentru măsurarea deplasării relative între tălpile elementului T/aripile cornierelor și talpa stâlpului;

- LVDT n. 05 - pentru măsurarea deplasărilor dintre vută și grindă;
- LVDT n. 06 - pentru măsurarea deplasărilor amortizorului cu frecare;
- LVDT n. 01 - pentru evaluarea posibilelor alunecări ale inimii elementului T în raport cu talpa grinzii.

Pentru îmbinarea FREEDAM CYC-02 au fost utilizați următorii senzori (Figura 3.6b):
- LVDT n.01, 03 și 05 - pentru măsurarea deplasării relative între tălpile elementului T/aripile cornierelor și talpa stâlpului;
- LVDT n. 02 - pentru măsurarea deplasărilor dintre nervuri și talpa grinzii în îmbinarea cu frecare;
- LVDT n. 04 și 06 - pentru măsurarea deplasărilor celor două rânduri de șuruburi ale amortizorului cu frecare;
- LVDT n. 07 - pentru evaluarea posibilelor alunecări ale inimii elementului T în raport cu talpa grinzii.

Forțele de pretensionare aplicate șuruburilor dispozitivelor cu frecare, au fost monitorizate înainte și în timpul încercărilor cu celule de sarcină inelare (FUTEK LTH500), etichetate cu numerele RC-01, RC-03 și RC-04. În încercările pe îmbinări cu grinzi IPE 270 au fost utilizate doar două celule de sarcină, iar în încercările pe îmbinări cu grinzi IPE 450 au fost utilizate trei celule de sarcină.

3.2.2 Rezultatele încercărilor experimentale

În paragraful curent, din motive de simplitate, se prezintă doar rezultatele obținute pentru specimenele FJ-CYC01..FJ-CYC04. Mai multe informații despre întregul program experimental pot fi găsite în raportul final al proiectului.
Încercările experimentale au furnizat rezultatul scontat în privința comportării îmbinărilor. După cum se poate observa în Figura 3.7, au fost obținute cicluri histeretice largi și stabile, iar la finalul încercărilor nu au fost depistate degradări macroscopice la nivelul elementelor nedisipative.

Tabelul 3.2 Compararea valorilor experimentale și de proiectare ale momentelor de frecare

	FJ-CYC01	***FJ-CYC02***	***FJ-CYC03***	***FJ-CYC04***
M_{exp} $[kNm]$	+185,45 -210.41	+145,73 -227.80	+697,48 -863.04	+556,97 -782.37
$M_{nd,d}$ $[kNm]$	226.02	217.85	861.85	861.85
M_{Ed} $[kNm]$	142.61	137.46	543.79	543.79

Valorile maxime ale rezistenței statice adoptate la proiectarea componentelor nedisipative (reprezentate în Figura 3.7 cu o linie punctată) sunt practic egale cu momentele încovoietoare maxime înregistrate în timpul încercărilor experimentale (Tabelul 3.2). În mod similar, valorile dinamice ale momentului încovoietor capabil, calculate ținând cont de coeficientul de frecare dinamică, sunt foarte apropiate de rezistența la alunecare a îmbinărilor. În Tabelul 3.2 se prezintă o comparație între valoarea experimentală a momentului de frecare a celor patru îmbinări și valoarea de proiectare, acestea fiind foarte apropiate. Prin urmare, procedura și cerințele de proiectare sunt respectate pe deplin.

În cazul îmbinărilor cu configurația HFC, s-a observat o rezistență mai mică la alunecare la deformațiile induse de momentul încovoietor, în principal datorită deformabilității înalte la tracțiune a elementelor L, ceea ce a cauzat pierderi de pretensionare mai mari decât cele așteptate. În schimb, în cazul îmbinărilor cu configurație VFC, rezistența la alunecare a îmbinării sub acțiunea momentului încovoietor, este practic egală cu rezistența de proiectare. În cazul îmbinărilor cu configurație HFC, răspunsul îmbinării a fost puternic asimetric, prezentând valori diferite ale rezistenței pentru momente încovoietoare pozitive și negative. În cazul specimenului FJ-CYC 02, rezistența maximă a fost mai mare de 35%. Asimetria s-a datorat, în principal, încovoierii elementelor T și L, și respectiv, fluctuației ulterioare a presiunii pe plăcuțele de frână. Îmbinările cu configurație VFC, au prezentat o comportare ciclică mai puțin asimetrică. Totuși, în timpul încercărilor s-a observat o ușoară reducere a momentului încovoietor la rotiri mari, datorită reducerii forțelor de strângere a șuruburilor. Acest efect a fost mai evident pentru specimenele cu grinzi înalte, pentru care deplasarea cumulată la nivelul amortizorului cu frecare este mai mare, datorită creșterii brațului de pârghie al îmbinării.

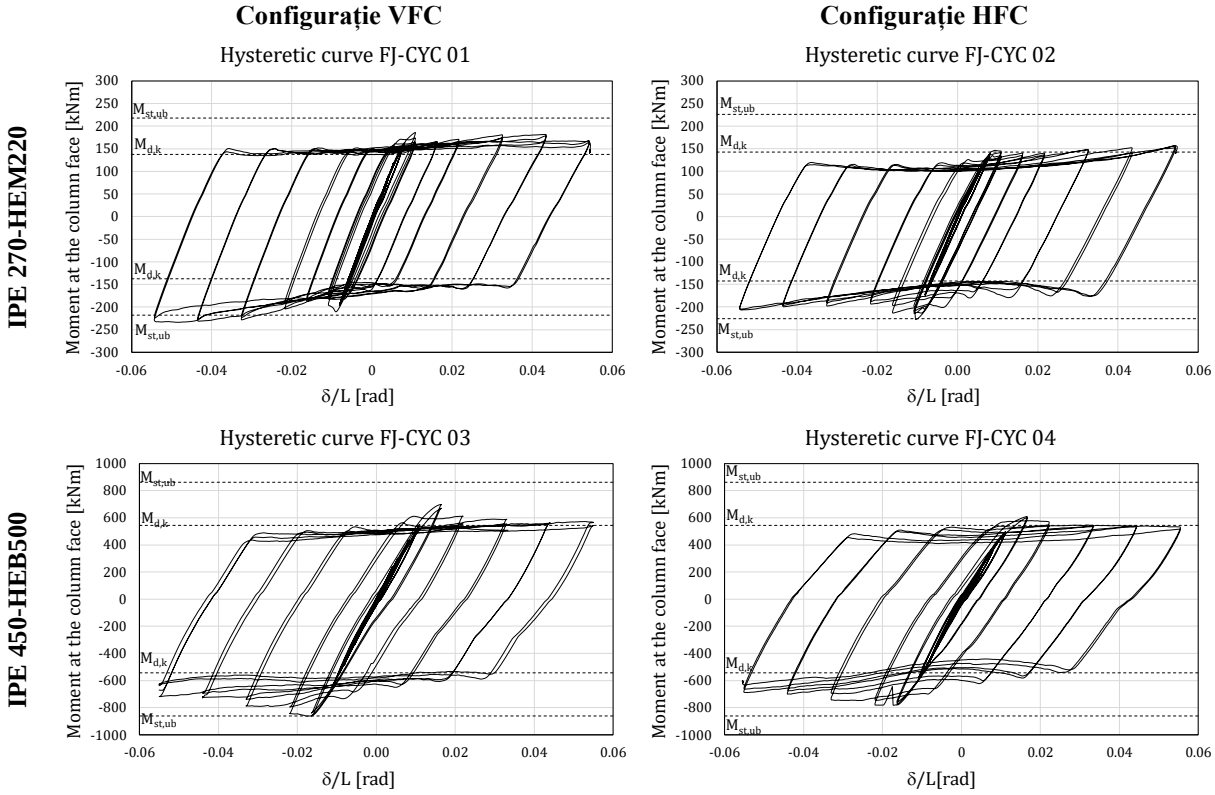


Figura 3.7 Curbe histeretice

Din Figura 3.7 se poate observa că răspunsul specimenelor a fost caracterizat printr-o alunecare inițială la o forță mai mare decât în ciclurile de încărcare ulterioare. După câteva cicluri, forța de alunecare este stabilizată și buclele histeretice repetă aproape aceeași formă, pe întregul protocol de încărcare. Aceste rezultate confirmă rezultatele încercărilor experimentale pe amortizoarele cu frecare, forma buclelor histeretice fiind perfect comparabile cu cele ale încercărilor de forfecare, prezentate în capitolul 2. Primele vârfuri ale curbelor de histerezis corespund coeficientului de frecare static (mai mare decât valoarea dinamică în cazul materialelor de acoperire moale), în timp ce ciclul stabilizat corespunde unei forțe de alunecare a amortizorului

corespunzătoare coeficientului de frecare dinamic. Ținând cont că coeficienții de frecare au fost obținuți la încercările individuale ale fiecărui amortizor în parte (capitolul 2), se poate conchide că valorile statice și cele dinamice ale forței de alunecare, înregistrate pe parcursul întregului istoric de încărcare, sunt compatibile cu intervalul estimat de valori ale forței de alunecare obținute din încercările efectuate numai pe amortizoare. Micile diferențe se datorează flexibilității elementelor L ale amortizorului cu frecare, care au cauzat fluctuații ale forțelor din șuruburi sub acțiunea momentului încovoietor.

În Figura 3.8 se prezintă îmbinările deformate, în raport cu geometria amortizoarelor capabile să preia rotiri de 50 mrad. Corectitudinea procedurii de proiectare adoptate a fost demonstrată și prin măsurătorile locale efectuate în timpul încercărilor. În realitate, amortizoarele cu frecare au furnizat întreaga capacitate necesară de disipare a energiei, la sfârșitul încercărilor toate elementele structurale rămânând practic nedeteriorate. Presupunând că centrul de rotație este situat la intersecția elementului T și a mijlocului tălpii superioare a grinzii, și că amortizorul este supus la solicitări ciclice, măsurătorile locale înregistrate de senzorii LVDT se prezintă ca raport dintre deplasare și forța locală care acționează în amortizor sau la nivelul elementului T.

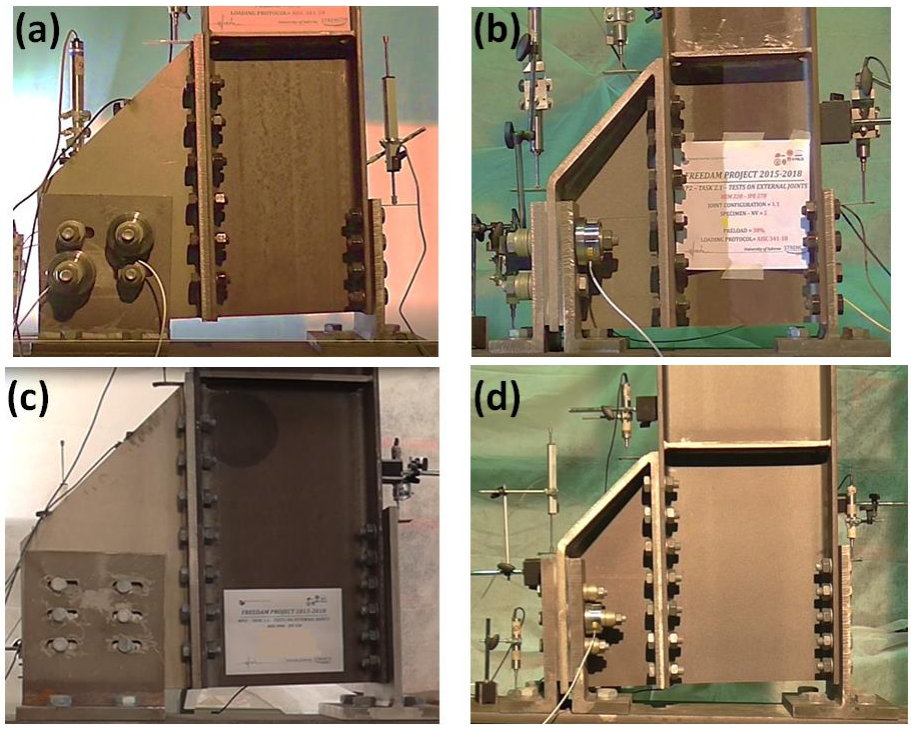


Figura 3.8 Specimene deformate: a) FJ-CYC01; b) FJ-CYC02; c) FJ-CYC03; d) FJ-CYC04

Diagramele forță-deplasare ale amortizoarelor cu frecare au fost obținute în baza deplasărilor înregistrate de LVDT 04 și LVDT 06 pentru configurația VFC (Figura 3.9), și a deplasărilor înregistrate de LVDT 06 pentru configurația HFC (Figura 3.10).

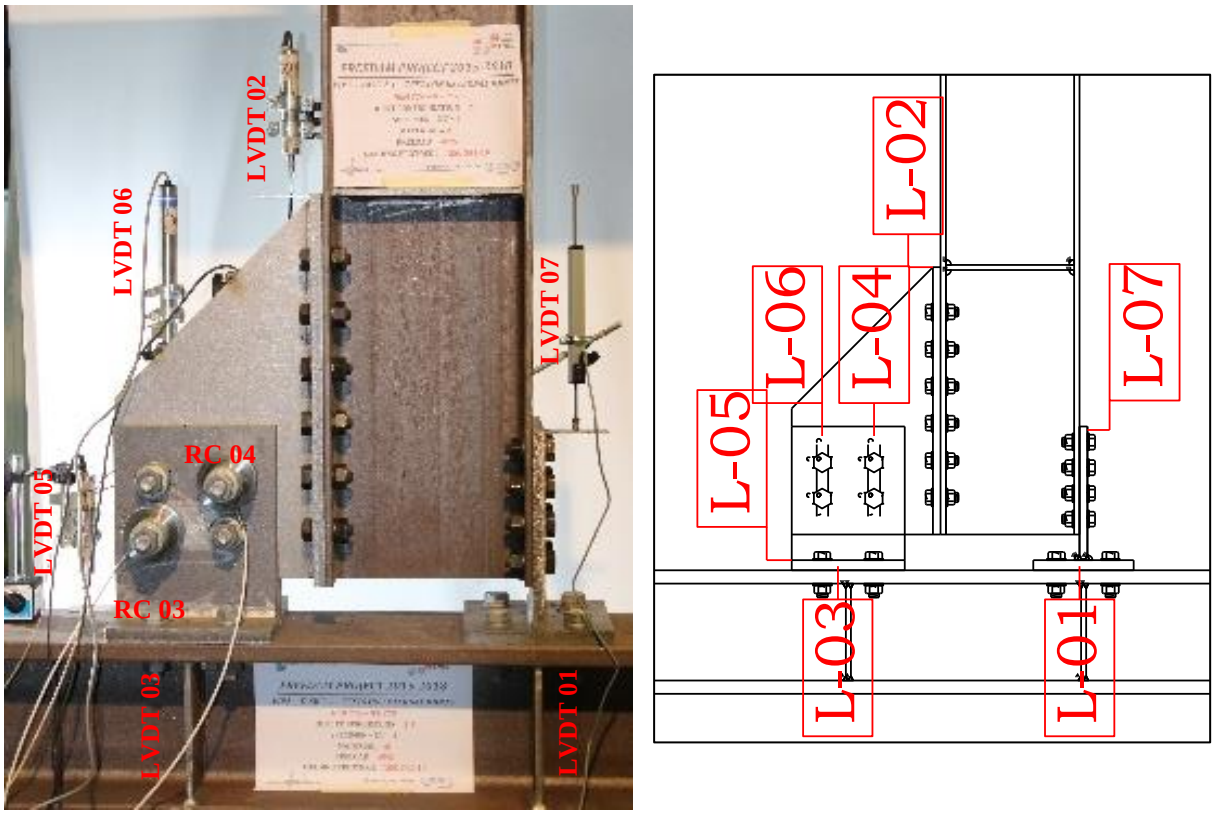


Figura 3.9 Poziția instrumentelor de măsurare - FREEDAM-CYC01

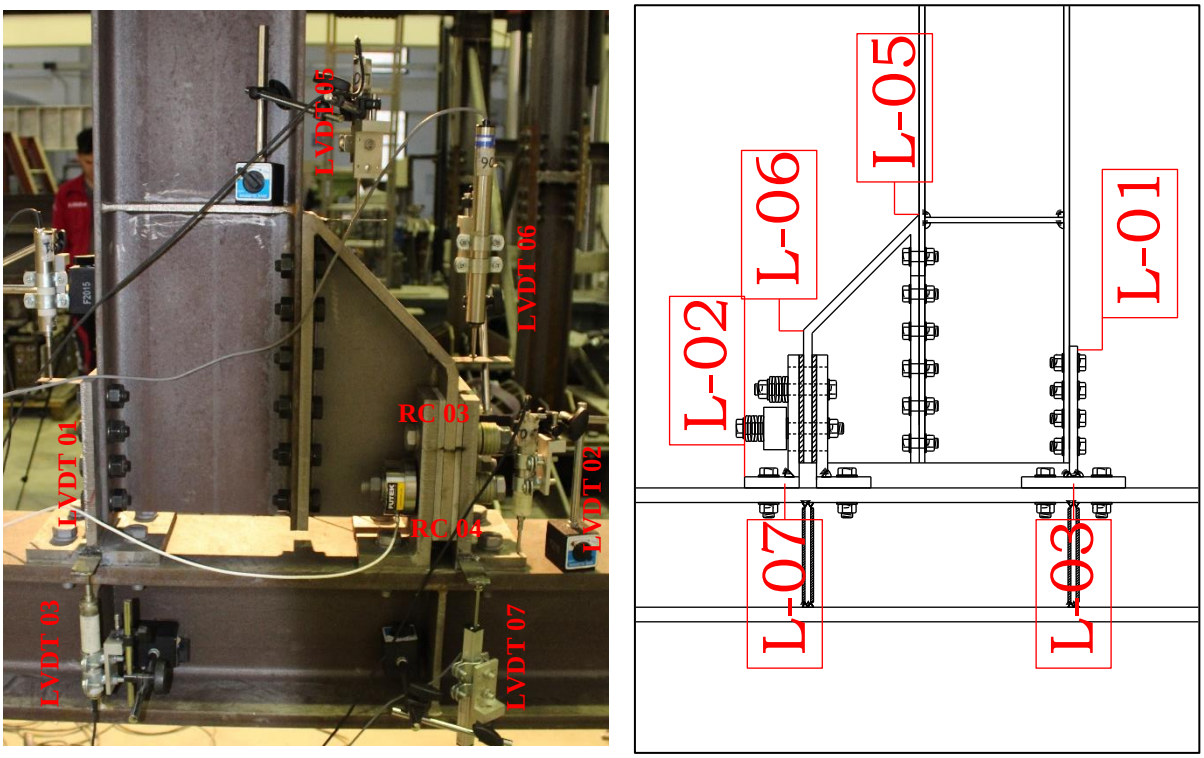


Figura 3.10 Poziția instrumentelor de măsurare - FREEDAM-CYC02

În Figura 3.11 se poate observa forma practic rectangulară a buclelor histeretice, cu o capacitate înaltă de disipare a energiei, și lipsa degradărilor de rigiditate sau rezistență.

Măsurătorile locale (Figurile 3.12 și 3.13) arată că elementele T și L rămân practic în domeniul de comportare elastic, în timp ce disiparea este asigurată doar de amortizorul de frecare, care a furnizat un răspuns histeretic stabil cu disipare înaltă de energie. La sfârșitul încercărilor, s-a observat o reducere de aproximativ 25-30% a forței de strângere a șurubului. Acest rezultat demonstrează necesitatea unei verificări riguroase a rezistenței reziduale a amortizorului și a pierderilor de pretensionare în urma mișcărilor seismice severe, în pofida rezilienței înalte a îmbinărilor cu frecare. În particular, poate fi necesară re-strângerea șuruburilor pentru a restabili pretensionarea acestora. Totuși, de menționat că cerința de rotire plastică cumulată a elementelor îmbinării indusă de acțiunile seismice reale este mult mai mică decât cea prevăzută în protocolul de încărcare AISC-358. Prin urmare, pierderile forței de strângere în urma încercărilor experimentale trebuie considerate drept valori limită superioare, care nu au o legătură directă cu pierderile de pretensionare cauzate de un cutremur real.

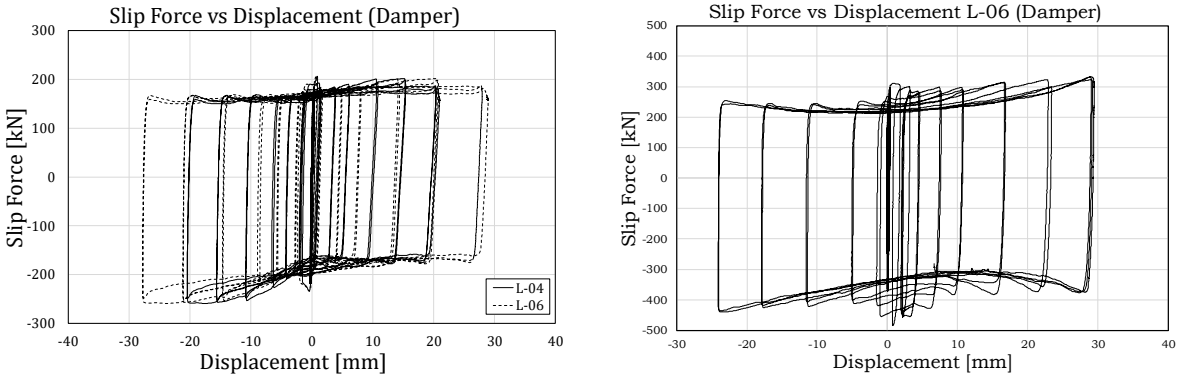


Figura 3.11 Diagrama dintre forța de alunecare și deplasarea amortizoarelor cu frecare FREEDAM-CYC01 (stânga) și FREEDAM-CYC02 (dreapta)

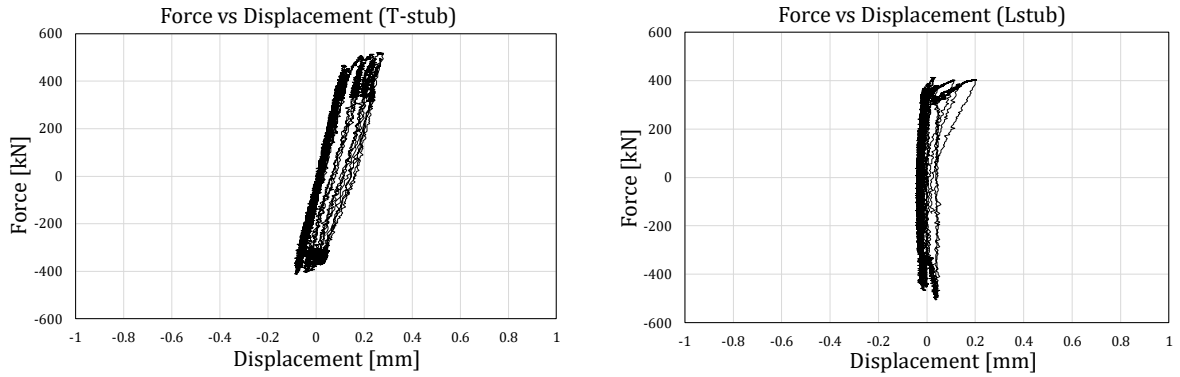


Figura 3.12 Măsurători locale pentru specimenul FREEDAM-CYC01 – elemente T și L

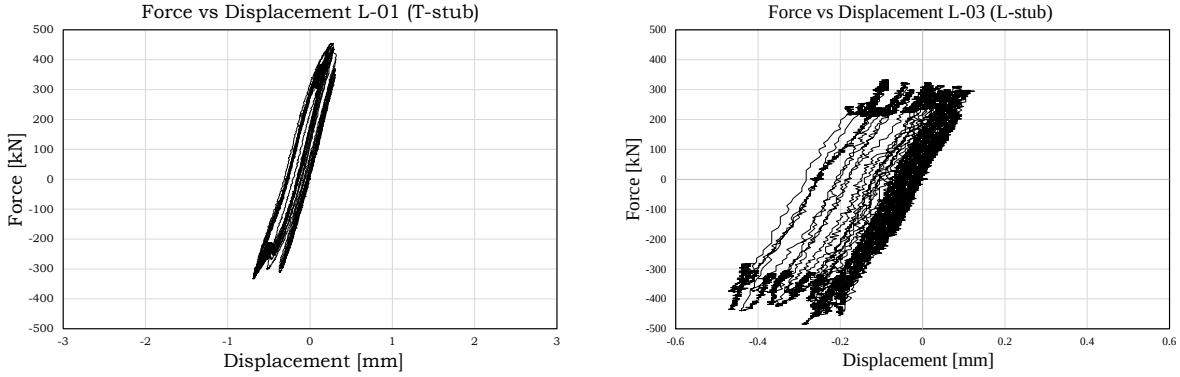


Figura 3.13 Măsurători locale pentru specimenul FREEDAM-CYC02 – elemente T și L

Forța de pretensionare a șuruburilor și variația acesteia pe parcursul încercărilor a fost monitorizată cu ajutorul a două celule de sarcină: RC-03 și RC-04, situate în dreptul celor două rânduri de șuruburi ale amortizorului.

Rezultatele acestor măsurători sunt reprezentate în Figura 3.14. După cum se poate observa în această figură, la alunecarea inițială are loc o slăbire a șuruburilor, care progresează odată cu creșterea ciclurilor de încărcare. Această slăbire are loc până la atingerea ciclurilor cu deplasări mari, în care efectele de încovoiere care apar în liniile de șuruburi ale amortizoarelor conduc la o fluctuație intensă a forței din șurub, a cărei valoare de vârf atinge practic valoarea sa inițială.

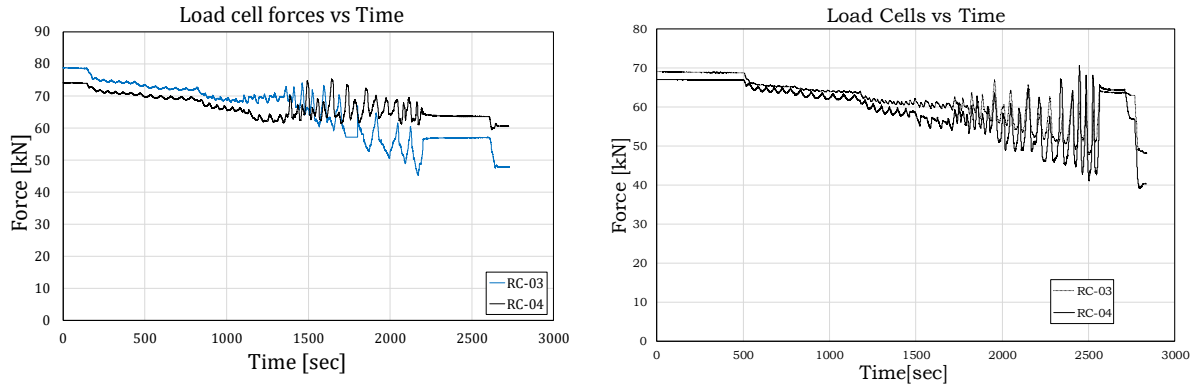


Figura 3.14 Forța de pretensionare în șuruburile amortizorului de frecare FREEDAM-CYC01 (stânga) și FREEDAM-CYC02 (dreapta)

Toate încercările experimentale au furnizat în întregime răspunsul scontat. În toate cazurile, s-a observat plasticizări minore la îmbinarea inimilor elementelor T și L cu tălpile lor, confirmând eficiența procedurii de proiectare propuse. Astfel, în toate încercările experimentale, amortizoarele cu frecare FREEDAM au furnizat întreaga capacitate necesară de disipare a energiei, la sfârșitul încercărilor toate elementele structurale rămânând practic nedeteriorate (figura 3.15). Un alt lucru demn de menționat este lipsa unui beneficiu substanțial pentru comportarea histeretică a amortizoarelor la utilizarea arcurilor disc (șaibelor Belleville), confirmând concluziile formulate în capitolul 2.

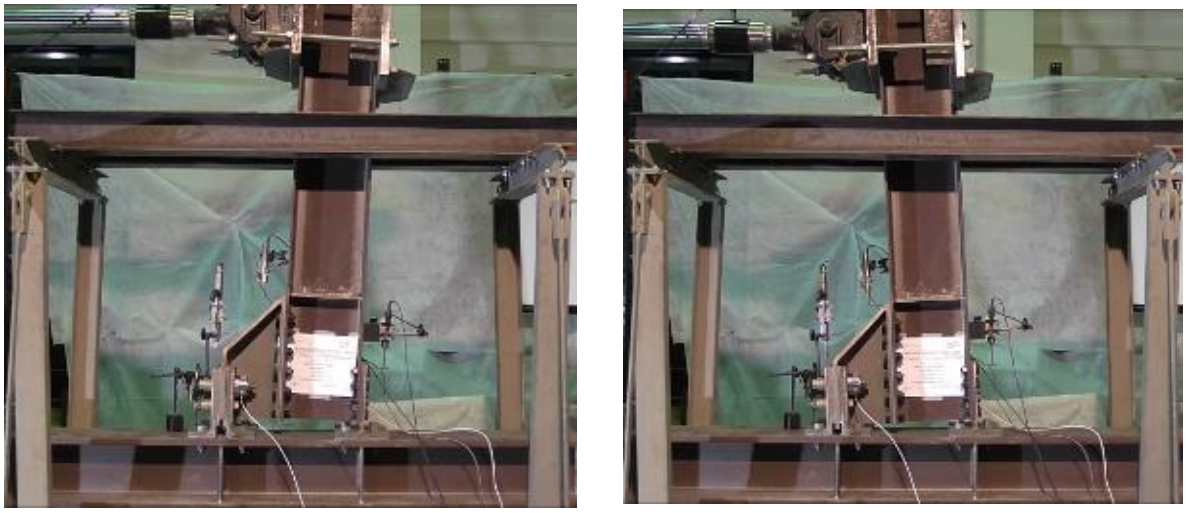


Figura 3.15 Specimenul deformat FREEDAM-CYC02 la sfârșitul încercării

În ce privește diferențele dintre configurația VFC și configurația HFC, s-a observat un efect similar de degradare a rezistenței la solicitări ciclice, influența șaibelor Belleville fiind, și în acest caz, neglijabilă. Cu toate acestea, după cum se poate observa în Figura 3.11, configurația VFC

determină o reducere a asimetriei buclelor de histerezis și îmbunătățirea formei lor, care devine practic rectangulară. Forma tipică a buclelor de histerezis pentru configurația HFC se datorează diferenței dintre distribuția presiunii pe plăcuțele de frână în îmbinările supuse la moment negativ și ale celor supuse la moment pozitiv. Acest lucru a fost demonstrat și prin simulările cu element finit, prezentate în capitolul 4.

3.3 ÎNCERCĂRI EXPERIMENTALE PE NODURI INTERMEDIARE

3.3.1 Montajul și programul experimental

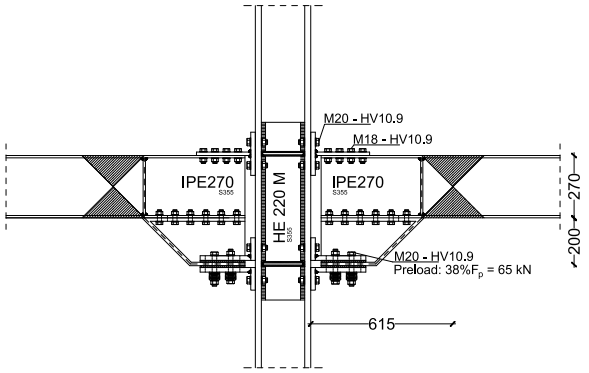
Nodurile intermediare au fost investigate la Universitatea din Coimbra, fiind identice cu cele încercate la Universitatea din Salerno ca noduri marginale. Prin urmare, unica diferență în răspunsul ciclic al îmbinărilor grindă-stâlp se datorează comportării diferite a panoului de inimă a stâlpului, supus la forfecare. Eforturile de forfecare așteptate în panoul de inimă la o distribuție seismică tipică a momentului încovoietor transmis de grinzi, este de două ori mai mare decât cea care apare în nodurile marginale. Prin urmare, scopul principal al acestei faze experimentale este validarea criteriilor de evaluare a răspunsului panoului de inimă supus la forfecare, ca parte a procedurii de proiectare elaborate în cadrul proiectului de cercetare și prezentate în detaliu în partea II - "Manualul de proiectare", capitolul 7.

Similar campaniei experimentale desfășurate pe noduri marginale, au fost supuse încercărilor patru tipologii diferite de îmbinări FREEDAM, variind dimensiunile grinzii și ale stâlpului (IPE270/HEM220 și IPE450/HEB500), și configurația amortizoarelor cu frecare (configurație verticală sau orizontală). În total au fost efectuate 8 încercări, raportate în Tabelul 3.3.

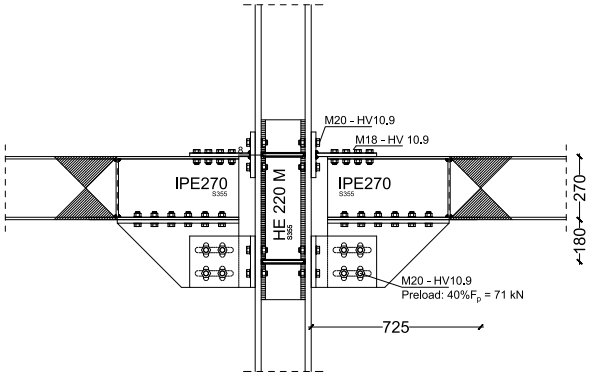
Tabelul 3.3 Programul experimental

Nr. d/o	Codul încercării	Dimensiunile stâlpilor și grinzilor	Tipul încercării	Configurația amortizorului FREEDAM	Material de acoperire
1	IN270_CYC 1_M4_(1)	HE220M / IPE270	Ciclică	Configurație orizontală	M4
2	IN270_CYC-1_M4_(2)	HE220M / IPE270	Ciclică	Configurație orizontală	M4
3	IN270_CYC-2_M4_(1)	HE220M / IPE270	Ciclică	Configurație verticală	M4
4	IN270_CYC-2_M4_(2)	HE220M / IPE270	Ciclică	Configurație verticală	M4
5	IN450_CYC-1_M4_(1)	HE500B / IPE450	Ciclică	Configurație orizontală	M4
6	IN450_CYC-1_M4_(2)	HE500B / IPE450	Ciclică	Configurație orizontală	M4
7	IN450_CYC-2_M4_(1)	HE500B / IPE450	Ciclică	Configurație verticală	M4
8	IN450_CYC-2_M4_(2)	HE500B / IPE450	Ciclică	Configurație verticală	M4

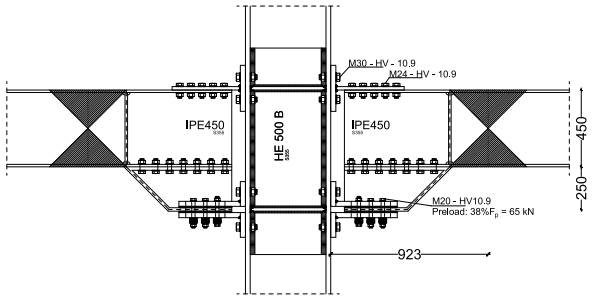
În toate încercările, pentru asamblarea amortizoarelor au fost utilizate arcurile disc, iar materialul M4 a fost folosit ca material de acoperire a plăcuțelor de frână.



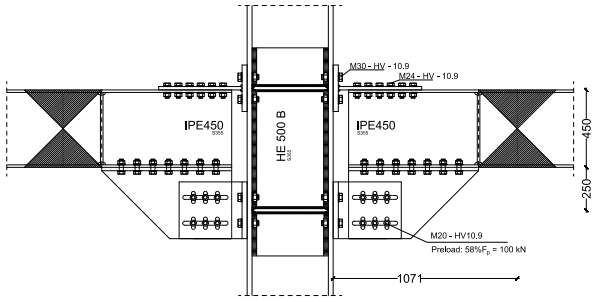
a) Configurația 1.1 - HE220M / IPE270 – Configurație orizontală a amortizorului



b) Configurația 2.1 - HE220M / IPE270 – Configurație verticală a amortizorului



c) Configurația 1. 2 - HE500B / IPE450 - Configurație orizontală a amortizorului

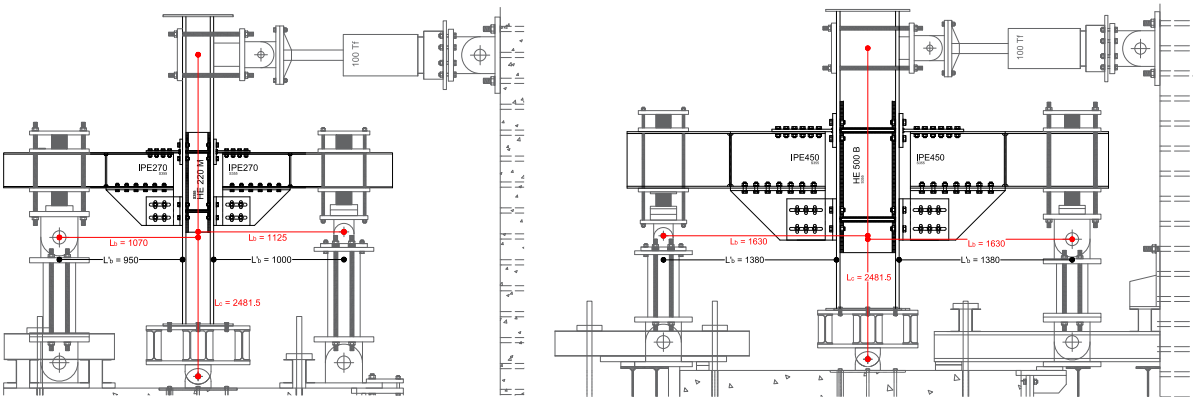


d) Configurația 2. 2 - HE500B / IPE450 - Configurație verticală a amortizorului

Figura 3.16 Noduri intermediare supuse la încercări

Șuruburile au fost pretensionate prin metoda cuplului de strângere, iar forța de pretensionare care urmează să fie aplicată pentru ansamblurile de șuruburi ale amortizorului a fost estimată prin procedura de proiectare a amortizoarelor FREEDAM, stabilită pe baza rezultatelor experimentale prezentate în capitolul 2. Forța de pretensionare a șurubului reprezintă valoarea medie dintre coeficientul de frecare și variabilitatea statistică a acestuia. Specimenele supuse încercărilor experimentale sunt descrise în Figura 3.16. Ansamblul experimental este prezentat schematic în Figura 3.17. Stâlpul este articulat la bază, în timp ce capetele grinzii sunt susținute vertical, permițând mișcarea laterală a specimenului. Acțiunea ciclică a fost aplicată în partea superioară a stâlpului prin intermediul unui actuator, în conformitate cu prevederile AISC 341/2010 [37], rotirea maximă impusă fiind de 50 mrad. Momentul încovoietor transmis îmbinărilor grindă-stâlp a fost estimat cu Ec. (3.1), prin înmulțirea reacțiunii R de la capetele grinzilor (Figura 3.18), cu distanța dintre reazemul grinzii și talpa stâlpului (L_b în figurile 3.17 și 3.18). Rotirea nodului a fost estimată ca raport dintre deplasarea orizontală δ a stâlpului la nivelul actuatorului, și distanța dintre actuator și reazemul stâlpului (L_c în figurile 3.17 și 3.18).

$$M_t = R \times L_b \tag{3.1}$$



a) Încercarea pe îmbinări cu grindă IPE 270 *b) Încercarea pe îmbinări cu grindă IPE 450*

Figura 3.17 Ansamblul experimental - noduri intermediare (dimensiuni în mm)

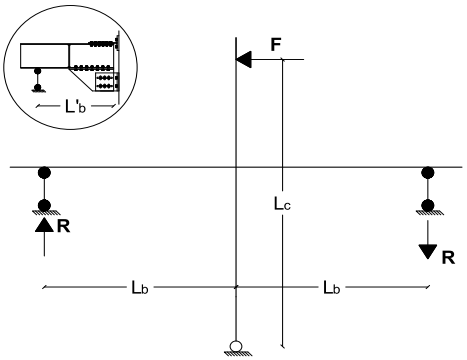


Figura 3.18 Schema de calcul a reacțiunilor în legăturile specimenului

După cum se poate observa în Figura 3.19, pentru măsurarea forței, deplasărilor, deformațiilor, cuplului de strângere și temperaturii, pe tot parcursul încercărilor, a fost necesară utilizarea unui număr mare de instrumente de măsurare. În detaliu, pentru fiecare încercare experimentală, au fost folosite următoarele echipamente:

- 1 actuator - interval de forță: ±900 kN; cursa: ±150 mm; frecvență 1Hz și intervalul de deplasare maximă +7.02mm/-5.63mm;
- 4 celule de sarcină - capacitate maximă la compresiune 500kN;
- 15 traductoare de deplasare (DT în Figura 3.19) – senzori LVDT (având cursa de ±25mm și ±50mm);
- 1 traductor de cuplu static - cuplul nominal 1000Nm;
- 1 cuplu termic*(TC* în figura 3.19);
- 4 celule de sarcină inelare - capacitate 350kN;
- 46 timbre tensometrice, (*E* în Figura 3.19) – lungime 6mm, limita de deformație 5%.

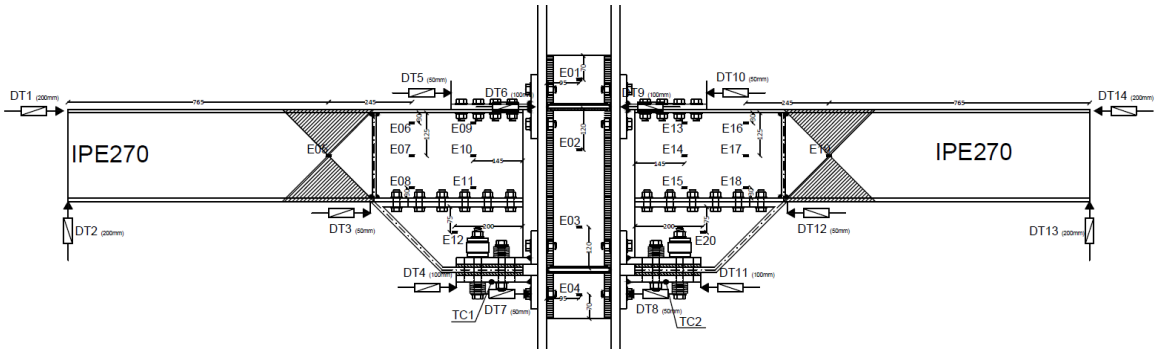
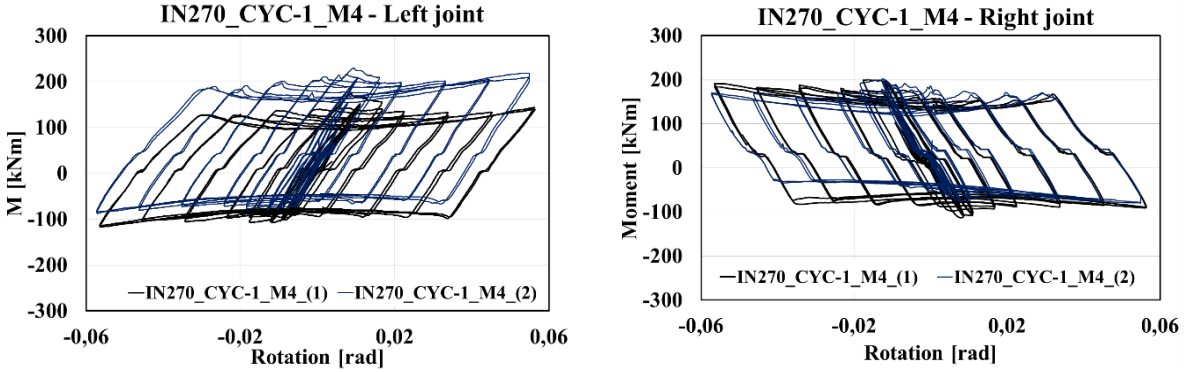


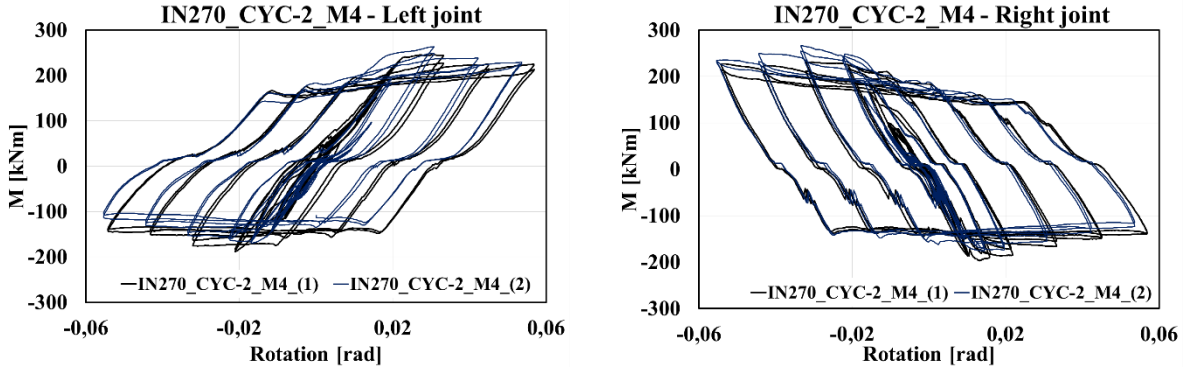
Figura 3.19 Instrumente de măsurare

3.3.2 Rezultatele încercărilor experimentale

Diagramele moment-rotire pentru specimenele cu grindă IPE270 sunt prezentate în Figura 3.20, iar diagramele pentru specimenele cu grindă IPE450 - în Figura 3.21. În aceste diagrame, pentru valori pozitive ale momentului încovoietor, partea superioară a îmbinării este supusă la tracțiune, iar amortizorul cu frecare – la compresiune. În schimb, pentru valori negative ale momentului încovoietor, amortizorul cu frecare este supus la întindere și elementele T, fixate cu șuruburi de talpa grinzii, sunt supuse la compresiune. În general, rezultatele experimentale au arătat că aceste îmbinări, indiferent de dimensiunea grinzii și configurația amortizorului, au o comportare ciclică similară, prezentând un răspuns rigid până la atingerea rezistenței la frecare statică, urmat de bucle histeretice relativ stabile pe parcursul următoarelor cicluri de încărcare. În plus, celelalte componente ale îmbinării rămân în intervalul de răspuns elastic, precum este exemplificat în Figura 3.22 pentru elementele T și L. Prin urmare, amortizoarele cu frecare sunt capabile să asigure capacitatea necesară de disipare a energiei, astfel evitând degradarea tuturor celorlalte componente ale îmbinării. Analizând diferite diagrame moment-rotire, se poate observa o anumită asimetrie între răspunsul îmbinării din dreapta și din stânga, datorată unor asimetrii ale standului experimental. În particular, s-a constatat că centrele de rotație ale celor două pendule situate în dreptul capetelor grinzii nu erau perfect aliniate.



a) IN270_CYC 1_M4 (HE220M/ IPE270 - Configurația orizontală a amortizorului)

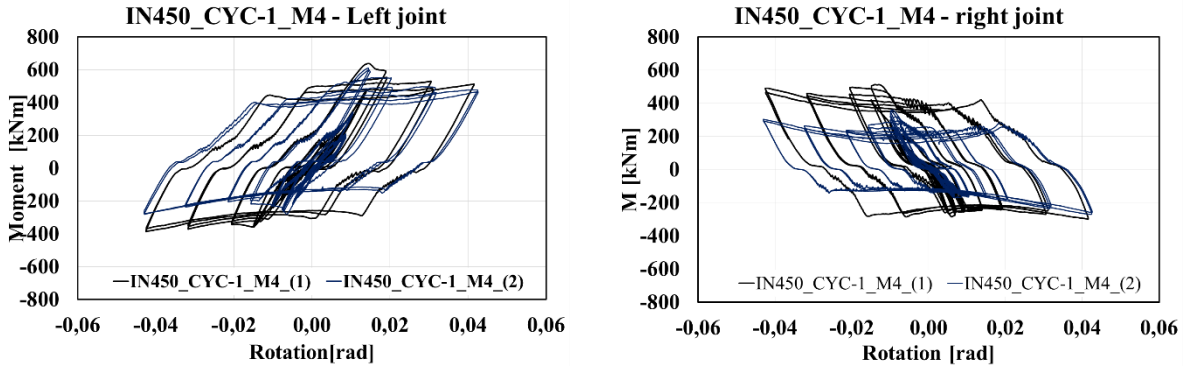


b) IN270_CYC-2_M4 (HE220M/ IPE270 – Configurația verticală a amortizorului)

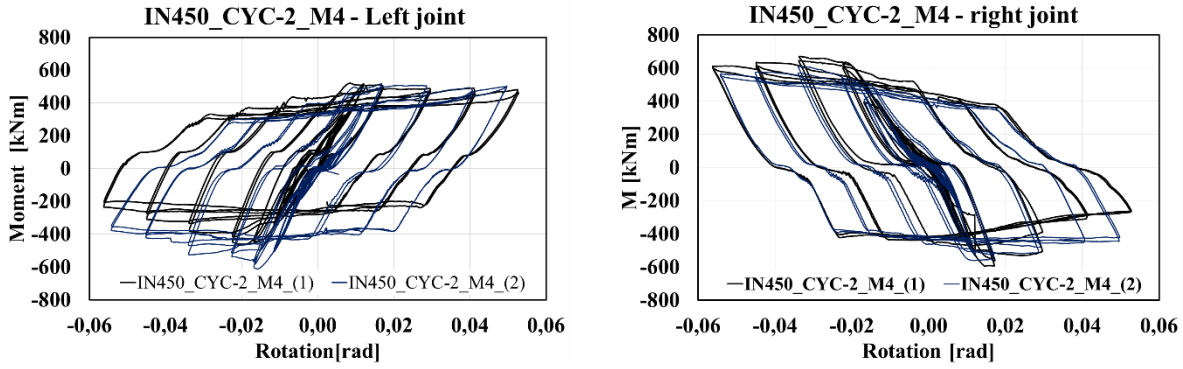
Figura 3.20 Diagrame moment-rotire – Specimene cu grinzi IPE 270

De menționat că specimenele supuse încercărilor prezintă o comportare asimetrică la acțiunea momentului pozitiv și negativ, datorită deformațiilor diferite ale elementelor T și L la solicitări de întindere și compresiune (Figura 3.23). De regulă, acest lucru este mai pronunțat la specimenele cu configurație orizontală a amortizoarelor cu frecare.

În plus, degradarea rezistenței la frecare poate fi explicată prin intensificarea pierderilor de pretensionare a șuruburilor pe parcursul protocolului de încărcare ciclică (Figura 3.24).

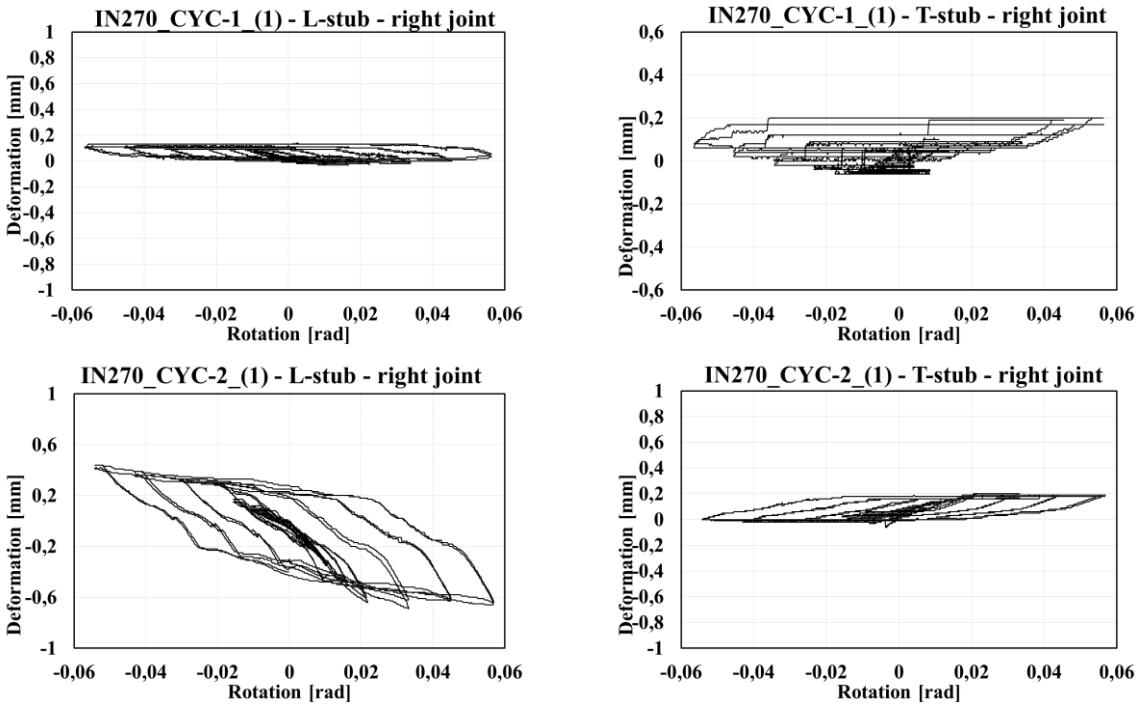


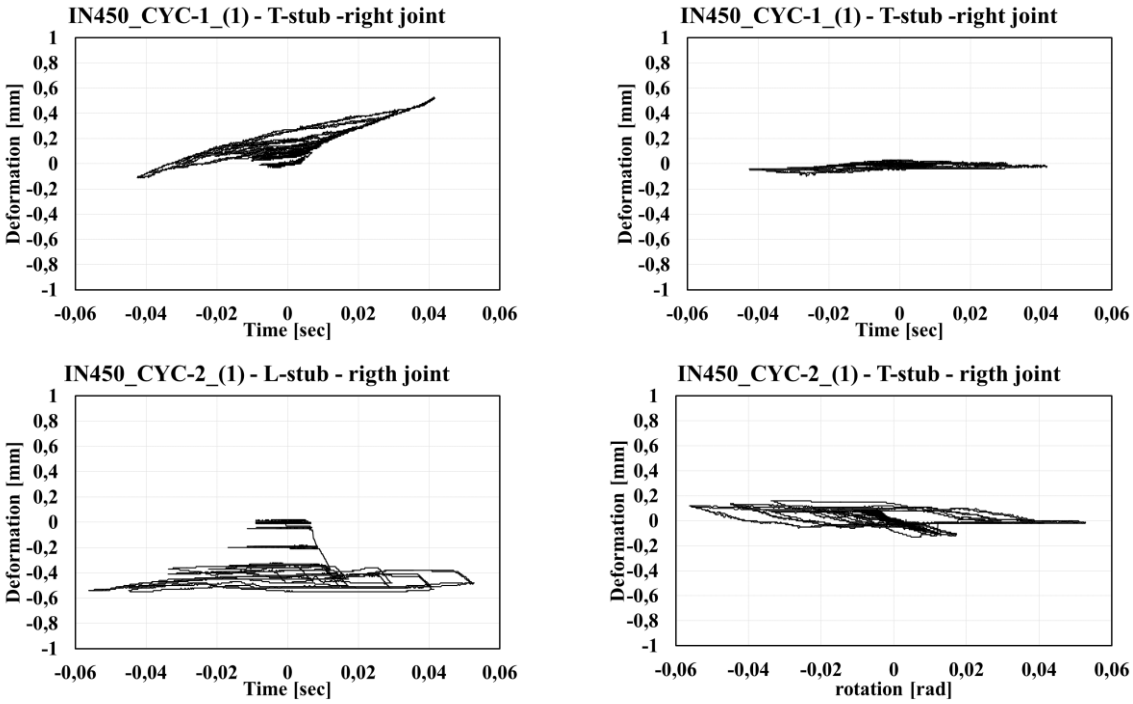
a) IN450_CYC 1_M4 (HE500B/ IPE450 - Configurația orizontală a amortizorului)



b) IN450_CYC-2_M4 (HE500B/ IPE450 - Configurația verticală a amortizorului)

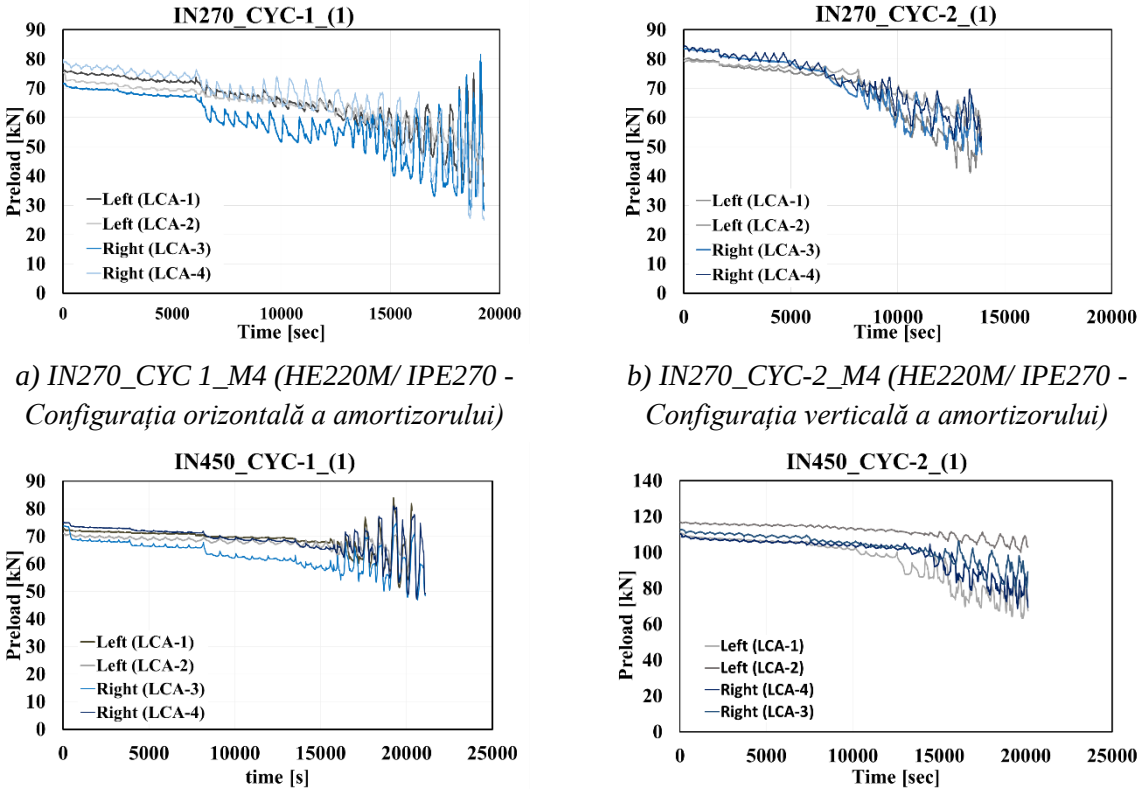
Figura 3.21 Diagrame moment-rotire – Specimene cu grindă IPE 450





a) Elementul L *b) Elementul T*

Figura 3.22 Deformațiile elementelor T și L



a) IN270_CYC 1_M4 (HE220M/ IPE270 - Configurația orizontală a amortizorului)

b) IN270_CYC-2_M4 (HE220M/ IPE270 - Configurația verticală a amortizorului)

c) ÎN450_CYC 1_M4(HE500B/ IPE450 - Configurația orizontală a amortizorului)

d) IN450_CYC-2_M4(HE500B/ IPE450 - Configurația verticală a amortizorului)

Figura 3.23 Evoluția forței din șuruburi

3.4 CONCLUZII

În acest capitol au fost raportate rezultatele programului experimental dedicat studiului comportării seismice a îmbinărilor grindă-stâlp echipate cu două configurații diferite ale dispozitivelor de frecare. Pe baza principalelor rezultate obținute în pachetele de lucru anterioare ale proiectului (parametrii mecanici ai materialelor de fricțiune, rolul șaibelor Belleville, influența pierderilor de pretensionare a șuruburilor), 16 îmbinări grindă-stâlp au fost proiectate și încercate în cadrul Laboratorului STRENGTH al Universității din Salerno (noduri marginale) și la Universitatea din Coimbra (noduri intermediare).

Pe baza rezultatelor încercărilor experimentale, se pot trage următoarele concluzii:

- Au fost încercate două configurații diferite: i) cu amortizorul de frecare situat în planul orizontal, paralel cu talpa grinzii (configurația orizontală - HFC) și ii) cu amortizorul poziționat astfel, încât să asigure alinierea plăcuțelor de frână la inima grinzii (configurația verticală - VFC). Din punct de vedere al răspunsului global al îmbinării, diferența este destul de mică, rezultând că ambele configurații pot fi aplicate în mod eficient în practică. Cu toate acestea, îmbinările cu amortizor cu frecare în configurația VFC prezintă o comportare ciclică mai stabilă și o asimetrie redusă a răspunsului ciclic;
- În toate cazurile analizate, comportarea obținut a fost caracterizat prin bucle histeretice stabile, fără fenomenul de "ciupire", și cu o degradare redusă a capacității de disipare a energiei, a rezistenței și rigidității;
- Măsurătorile locale efectuate în timpul încercărilor au confirmat că, în acord cu criteriile de proiectare, amortizoarele cu frecare FREEDAM au furnizat întreaga capacitate necesară de disipare a energiei, la sfârșitul încercărilor toate elementele structurale nedisipative (grinzi, elementele T și elementele L) rămânând practic nedeteriorate.

Rezultatele întregii campanii experimentale constituie o bază eficientă pentru precalificarea îmbinărilor grindă-stâlp FREEDAM, și a criteriilor de proiectare corespunzătoare, care vor fi prezentate în partea II - "Manualul de proiectare", capitolul 7. În procedura de proiectare se vor preciza toate detaliile tehnologice și cerințele care trebuie îndeplinite pentru a obține nivelul de performanță prestabilit, cu aplicarea metodei componentelor prevăzută de Eurocod 3 [38].

3.5 BIBLIOGRAFIE

[1] V. Piluso, G. Rizzano: "Experimental analysis and modelling of bolted T-stubs under cyclic loads", Journal of Constructional Steel Research, Vol. 64, pp. 655–669, 2008.

[2] M. Latour, V. Piluso, G. Rizzano: "Experimental analysis of innovative dissipative bolted double split tee beam-to-column connections", Steel Construction, Vol. 4, pp. 53-64, 2011.

[3] M. Latour, V. Piluso, G. Rizzano: "Free from damage beam-to-column joints: Testing and design of DST connections with friction pads", Engineering Structures, Vol. 85, pp. 219-233, 2015.

[4] M. Latour, V. Piluso, G. Rizzano: "Experimental Analysis of Friction Materials for supplemental damping devices". Construction and Building Materials, Vol.65, pp. 159-176, 2014.

[5] M. Latour, G. Rizzano: "Monotonic Modelling, Cyclic Behaviour and Fatigue Life of Dissipative T-stubs", ICASS 2009, Hong Kong, 2009.

[6] M. Latour, V. Piluso, G. Rizzano: "Cyclic behaviour of Friction Dissipative Double Split Tee Connections", STESSA 2011, Santiago de Chile, 2011.

[7] C.E, Grigorian, T.S. Yang, E.P. Popov: "Slotted bolted connection energy dissipators", Earthquake Spectra. Vol.9, No.3, pp.491-504, 1993.

[8] A. Sato, K. Kimura, K. Suita, K. Inoue: "Cyclic test of high strength steel beam-to column connection composed with knee-brace damper and friction damper connected by high strength bolts", Proceedings of the SEEBUS 2009. Kyoto, Japan, 2009.

[9] E.M. Guneyisi, M. D'Aniello, R. Landolfo: "Seismic upgrading of steel moment-resisting frames by means of friction devices", Open Construction and Building Technology Journal, Vol. 8(Suppl 1: M9), pp.289–99, 2014.

[10] M. Taghi Nikoukala, S.R. Mirghader, K.M. Dolatshahi: "Analytical study of moment resisting frames retrofitted with shear slotted bolted connection". Journal of Structural Engineering, Vol. 141, 2015:04015019.

[11] V. Piluso, R. Montuori, M. Troisi: "Innovative structural details in MR-frames for free from damage structures". Mechanism Research Communications, Vol.58, pp.146-156, 2014.

[12] C. Christopoulos, A. Filiatrault: "Principles of Passive Supplemental Damping and Seismic Isolation", Pavia: IUSS PRESS, 2006.

[13] T.T. Soong, Jr B.F. Spencer: "Supplemental Energy Dissipation: State-of-the-Art and State-of-the-Practice", Engineering Structures. Vol.24, pp.243-259, 2002.

[14] G.A. MacRae, G.C. Clifton, H. Mackinven, N. Mago, J. Butterworth, S. Pampanin: "The sliding hinge joint moment connection", Bulletin of New Zealand society for earthquake engineering, Vol.43, n.3, September 2010.

[15] S. Ramhormozian, G.C. Clifton, G.A. MacRae: "The Asymmetric Friction Connection with Belleville springs in the Sliding Hinge Joint", NZSEE Conference, 2014.

[16] G.C. Clifton, J.W. Butterwoth: "Moment-resisting steel framed seismic-resisting systems with semi-rigid connections", 12th WCEE, Auckland, New Zealand.

[17] G.C. Clifton, R. Zaki, J.W. Butterwoth: "Damage-resistance steel framed seismic-resisting systems", 13th WCEE, Vancouver, Canada, 2004.

[18] J.C. Golondrino, G. MacRae, J. Chase, G. Rodgers, G.C. Clifton: "Velocity effects on the behavior of asymmetrical friction connections (AFC)", 8th STESSA Conference, Shanghai, China, July 1-3, 2015.

[19] H. Khoo, G.C. Clifton, J. Butterworth, G. MacRae, G. Ferguson: "Influence of steel shim hardness on the sliding hinge joint performance", Journal f Constructional Steel Research, Vol.72, pp. 119-12, 2012.

[20] S. Ramhormozian, G.C. Clifton, H. Nguyen, K. Cowle: "Determination of the required part-turn of the nut with respect to the number of free threads under the loaded face of the nut in fully tensioned high strength friction grip property class 8.8 bolts", Steel Innovations Conference, 2015.

[21] H. Khoo, G.C. Clifton, J. Butterworth, G. MacRae: "Experimental Study of Full-Scale Self-Centering Sliding Hinge Joint Connections with Friction Ring Springs", Journal of Earthquake Engineering. September Vol. 17, pp. 972-997, 2013.

[22] H. Khoo, G.C. Clifton, G. Macrae, S. Ramhormozian: "Proposed design models for the asymmetric friction connection", Earthquake Engineering & Structural Dynamics. Vol. 44(8), pp.1309-1324, 2014.

[23] H. Khoo, G.C. Clifton, J. Butterworth, G. MacRae, S. Gledhill, G. Sidwell: "Development of the self-centering Sliding Hinge Joint with friction ring springs", Journal of Constructional Steel Research, Vol.78, pp.201-211, 2012.

[24] J. Borzouie, G. MacRae, J. Chase: "Cyclic Performance of Asymmetric Friction Connections", The Bridge and Structural Engineer, March 45(1), 2015.

[25] G. Ferrante Cavallaro, A.B. Francavilla, M. Latour, V. Piluso, G. Rizzano: "Cyclic response of low yielding connections using different friction materials", Soil Dynamics and Earthquake Engineering, 114, pp. 404-423, 2018.

[26] G. Ferrante Cavallaro, A.B. Francavilla, M. Latour, V. Piluso, G. Rizzano: "Standardised friction damper bolt assemblies time-related relaxation and installed tension variability", Journal of Constructional Steel Research, Vol.41, pp.66-81, 2018.

[27] M. Latour, M. D'Aniello, M. Zimbru, G. Rizzano, V. Piluso, R. Landolfo: "Removable friction dampers for low-damage steel beam-to-column joints", Soil Dynamics and earthquake Engineering, Vol. 115, pp. 66-81, 2018.

[28] G. Ferrante Cavallaro, A.B. Francavilla, M. Latour, V. Piluso, G. Rizzano: "Experimental behaviour of innovative thermal spray coating materials for FREEDAM joints". Composites Part B Engineering, Vol. 115, pp.289-299, 2017.

[29] M. Latour, V. Piluso, G. Rizzano: "Experimental analysis of beam-to-column joints equipped with sprayed aluminium friction dampers", Journal of Constructional Steel Research, 146, pp. 33-48, 2018.

[30] A. Lemos, L.S. da Silva, M. Latour, G. Rizzano: "Numerical modelling of innovative DST steel joint under cyclic loading", Archives of Civil and Mechanical Engineering, 18 (3), pp. 687-701, 2018.

[31] M. D'Antimo, M. Latour, G. Rizzano, J.F. Demonceau J.P. Jaspart: "Preliminary study on beam-to-column joints under impact loading", Open Construction and Building Technology Journal, 12, pp. 112-123.arch, 141, pp. 145-155, 2018.

[32] M. Zimbru, M. D'Aniello, A. De Martino, M. Latour, G. Rizzano, V. Piluso: "Investigation on friction features of dissipative lap shear connections by means of experimental and

numerical tests", Open Construction and Building Technology Journal, 12, pp. 154-169, 2018.

[33] E. Nastri, M. D'Aniello, M. Zimbru, S. Streppone, R. Landolfo, R. Montuori, V. Piluso: "Seismic response of steel Moment Resisting Frames equipped with friction beam-to-column joints", Soil Dynamics and Earthquake Engineering, 119, pp. 144-157, 2019.

[34] V. Piluso, R. Montuori, E. Nastri, A. Paciello: "Seismic response of MRF-CBF dual systems equipped with low damage friction connections", Journal of Constructional Steel Research, 154, pp. 263-277, 2019.

[35] F. Di Lauro, R. Montuori, E. Nastri, V. Piluso: "Partial safety factors and overstrength coefficient evaluation for the design of connections equipped with friction dampers", Engineering Structures, 178, pp. 645-655, 2019.

[36] A.F. Santos, A. Santiago, G. Rizzano: "Experimental response of friction dampers under different loading rates", International Journal of Impact Engineering, Vol. 132, pp.1-14, 2019.

[37] ASCE 341-2010, Seismic provisions for structural steel buildings. Chicago, 2010.

[38] CEN, 2005b. "Eurocode 3: Design of steel structures - Part 1-8: Design of joints".

CAPITOLUL 4

MODELAREA CU ELEMENTE FINITE A AMORTIZOARELOR ȘI A ÎMBINĂRILOR FREEDAM

4.1 INTRODUCERE

Cadrele necontravântuite sunt sisteme structurale ductile și disipative care, la o proiectare riguroasă, pot asigura o performanță seismică excelentă. Cu toate acestea, exploatarea rezervelor lor mari de ductilitate implică acceptarea daunelor severe în elementele principale care înregistrează deplasări reziduale mari. Ca rezultat direct, structurile cu performanță seismică înaltă presupun costuri suplimentare de reparații –adesea nepractice și nesustenabile, demolarea fiind o soluție mai convenabilă în urma unui cutremur sever.

O serie de cutremure recente în Noua Zeelandă (începând cu cel din Christchurch în a.2010), au scos în evidență această problemă. Astfel, devine tot mai relevantă cercetarea unor tehnici noi de prevenire sau limitare a degradărilor structurale a clădirilor. Tendința globală a stimulat dezvoltarea și implementarea sistemelor rezistente la avarii, capabile să prevină cedarea structurii, să reducă pierderile economice în urma cutremurelor, astfel încât orice daune minore să fie ușor și ieftin reparabile, și să garanteze întoarcerea la regimul normal de exploatare al clădirii în timp util.

Scopul principal al proiectului FREEDAM a fost dezvoltarea unor îmbinări echipate cu amortizoare cu frecare, capabile să prevină degradarea elementelor îmbinate, disipând energia seismică prin alunecarea dintre elementele de oțel în contact cu plăcuțele de frână.

În cadrul proiectului de cercetare FREEDAM au fost efectuate o serie de studii analitice și încercări, ale căror rezultate relevante sunt descrise în capitolul 2 (dezvoltarea amortizoarelor FREEDAM), în capitolul 3 (dezvoltarea îmbinărilor FREEDAM), și în capitolul 6 (încercările pseudo-dinamice). Pe baza stadiului actual al tehnologiei au fost identificate principalele aspecte ce descriu performanța îmbinărilor, și a fost efectuat un amplu studiu parametric bazat pe simulări cu elemente finite, pentru a caracteriza răspunsul local al dispozitivelor, interacțiunea acestora cu celelalte părți ale îmbinării și cu alte elemente structurale. Numeroase studii au confirmat că analiza cu elemente finite poate fi utilizată în mod eficient pentru reproducerea comportării neliniare a îmbinărilor cu șuruburi, oferind o imagine exactă a evoluției eforturilor în componentele îmbinării.

Prin urmare, în cadrul proiectului au fost realizate două campanii de analize numerice cu elemente finite, cu scopul de a studia aprofundat comportarea suprafețelor în contact supuse fenomenului de frecare, și de a analiza răspunsul local al îmbinărilor disipative.

Obiectivele acestui studiu sunt următoarele:

- Dezvoltarea unei strategii de simulare numerică a fenomenelor de frecare complexe. Abordarea propusă este capabilă să descrie comportarea amortizorului cu frecare al îmbinărilor cu șuruburi rezistente la avarii.
- Modelarea îmbinării grindă-stâlp echipate cu dispozitiv de frecare, supuse la solicitări monotone și ciclice.

- Caracterizarea răspunsului mecanic la nivel local pentru elaborarea unor criterii eficiente de proiectare.

În acest capitolul, pe lângă abordarea celor trei aspecte susmenționate, se prezintă succint și rezultatele simulărilor cu elemente finite efectuate în cadrul proiectului FREEDAM. Capitolul este divizat în trei părți principale, și anume: 1) modelarea cu elemente finite a amortizoarelor FREEDAM și caracteristicile relevante ale răspunsului local; 2) descrierea răspunsului seismic al îmbinărilor grindă-stâlp FREEDAM; 3) posibile prevederi de proiectare formulate pe baza rezultatelor obținute din simulări numerice.

4.2 MODELAREA MEF A AMORTIZOARELOR FREEDAM

Principalul obiectiv al analizei prin metoda elementelor finite (MEF) este evaluarea efectului interacțiunii reciproce dintre șuruburi, și a efectului distribuției tensiunilor sub capetele șuruburilor.

După validarea experimentală a modelelor numerice, a fost efectuat un studiu parametric pentru a investiga performanța la solicitări monotone și ciclice a îmbinărilor cu eclise supuse la forfecare, concepute pentru a evalua răspunsul amortizoarelor cu frecare. Simulările cu elemente finite au permis determinarea coeficienților de frecare ale celor opt materiale de acoperire a suprafețelor, și evaluarea rezistenței acestora la încercări ciclice. Compararea modelelor numerice cu rezultatele experimentale a demonstrat precizia acestora de a simula comportarea îmbinărilor cu frecare supuse la forfecare, fiind evaluată și influența diferitelor strategii de modelare asupra rezultatelor obținute.

4.2.1 Ipoteze de calcul

Modelele au fost realizate cu ajutorul programului de calcul cu elemente finite ABAQUS v.6.14 [2]. Geometria modelelor a fost nominal identică cu cea a specimenelor supuse la încercări experimentale în cadrul proiectului FREEDAM (Figura 4.1). Au fost modelate subansamblele amortizoarelor FREEDAM cu 0, 3, 6 și 9 arcuri disc, dar fără a se modela, piesele fixe (care, în esență nu influențează rezultatele numerice), astfel reducând considerabil timpul de rulare (Figura 4.1b-4.1i).

Plăcile metalice și șuruburile de înaltă rezistență au fost modelate cu elemente tridimensionale de tip C3D8I (element finit hexaedric cu 8 noduri, liniar, modul incompatibil). Alegerea elementului finit poate fi argumentată prin capacitatea sa de a evita fenomenul "shear locking", care poate afecta semnificativ rigiditatea inițială a îmbinării, spre deosebire de elementul C3D8R.

Proprietățile oțelului pentru plăci au fost definite pe baza proprietăților elastice nominale, în timp ce comportarea neliniară a fost modelată prin intermediul criteriilor de curgere von Mises. Consolidarea plastică de material a fost simulată prin definirea consolidării cinematice neliniare și a consolidării izotropice. Plasticitatea metalului a fost luat în considerare și pentru materialul de acoperire M4. În Figura 4.2 se prezintă curbele reale tensiune-deformație pentru materialul M4 și plăcile de oțel.

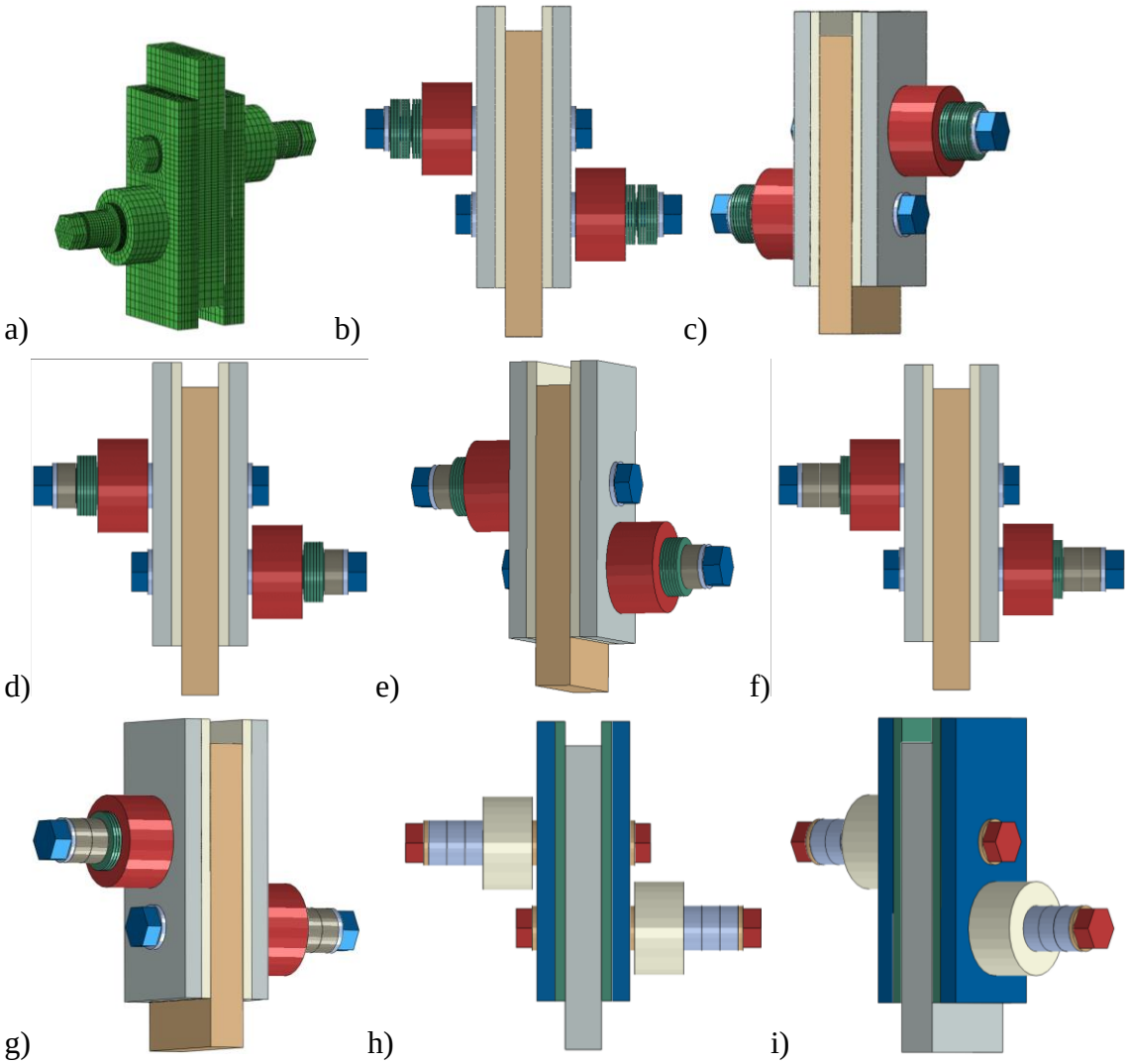
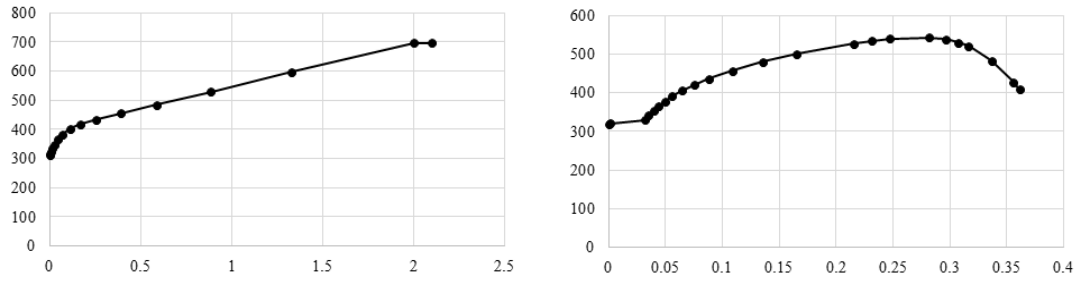


Figura 4.1 Modelele cu element finit ale îmbinărilor supuse la forfecare
a) exemplu de discretizare; b-i) subansamble cu un număr diferit de arcuri disc



a) Materialul M4 *b) Oțel*

Figura 4.2 Curbele reale tensiune-deformație

Șuruburile au fost modelate prin discretizarea unui cilindru solid cu suprafața nominală brută a secțiunii transversale a șurubului, curbele reale tensiune-deformație fiind derivate din [3, 4].

Toate interacțiunile posibile (dintre capul șurubului și placa exterioară, dintre tija șurubului și pereții găurii, dintre plăcile în contact) au fost modelate cu opțiunea "contact suprafață pe suprafață". Comportarea tangențială este luată în considerare prin definirea frecării cu opțiunea

"Penalty", folosind "slip-rate-dependent-data" scalate pentru analiza explicită, iar comportarea normală a fost definită prin opțiunea "Hard-Contact". Legăturile dintre stratul de acoperire M4 și plăcuțele de frână metalice au fost modelate cu legături "Tie".

Utilizând funcția "Bolt load" disponibilă în programul de calcul, a fost modelată strângerea șurubului, fiindu-i aplicată și forța de pretensionare inițială. Strângerea șuruburilor a fost realizată într-o etapă anterioară aplicării protocolului de încărcare.

Reazemele exterioare au fost modelate prin legarea nodurilor din secțiunea de capăt a plăcii dispozitivului, de punctele de referință (RP). Unui punct de referință, amplasat la un capăt al dispozitivului, i s-a aplicat valoarea deplasării impuse. Protocolul de încărcare și numărul de cicluri aplicate modelului numeric au fost identice cu cele experimentale (de exemplu, Figura 4.3).

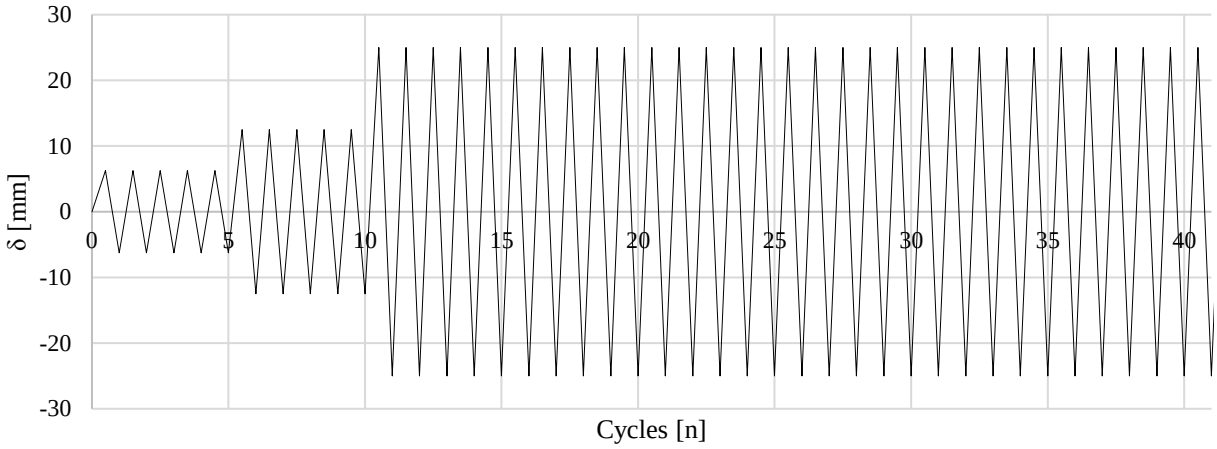


Figura 4.3 Deplasările aplicate seriei UT-NV

Încercările experimentale desfășurate la Universitatea din Salerno pe îmbinările supuse la forfecare, cu și fără arcuri disc, au evidențiat clar cantitatea mare de căldură degajată prin frecare la deplasări cumulate mari. Întrucât căldura generată prin frecare poate influența comportarea histeretică a îmbinărilor datorită dilatării termice, a fost elaborată o serie de analize termomecanice a cuplelor de frecare. Pentru a reproduce cât mai exact variația temperaturii și propagarea căldurii induse de frecare, au fost luate în considerare și următoarele proprietăți termice: căldura specifică "c" egală cu la $4{,}52E^{+8}$ mJ/t/°C, expansiunea termică "α_L" egală cu $1{,}26E^{-5}$ mm/mm/°C și conductivitatea termică "k" egală cu 48 mW/mm/ °C.

Au fost efectuate atât analize termomecanice cvasistatice implicite, cât și dinamice explicite, pentru a investiga eficiența computațională și acuratețea acestor tipuri de analize. În Figura 4.4 se prezintă diferența dintre tipurile de analiză. De menționat că ambele tipuri de analiză sunt eficiente pentru a simula comportarea globală a îmbinărilor cu frecare. În general, analizele implicite oferă rezultate mai fiabile decât cele explicite. Pe de altă parte, după cum se poate observa din Tabelul 4.1, în care este prezentat timpul mediu de calcul necesar pentru fiecare tip de analiză, analizele explicite sunt mai eficiente computațional.

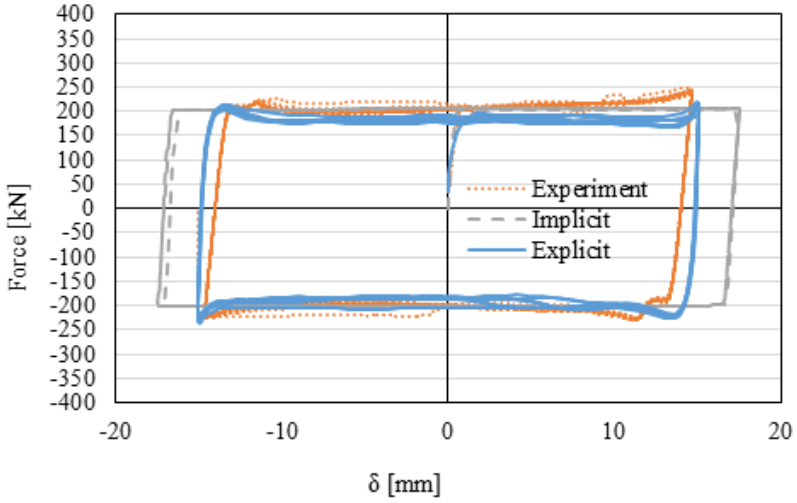


Figura 4.4 Curbele forță-deplasare: experimentale, implicite și explicite

Tabelul 4.1 Comparație între analiza implicită și cea explicită

Rezolvatorul programului cu elemente finite	**Durata medie a analizei**	**Comentariu cu privire la rezultate**
Implicit	24 de ore	Ambii rezolvatori ai programului cu element finit sunt eficienți pentru simularea rezultatelor experimentale
Explicit	6 ore	

În Tabelul 4.2 se raportează tipurile de subansambluri experimentale cu numărul corespunzător de arcuri disc (DS).

Tabelul 4.2 ID-ul specimenelor cu arcuri disc

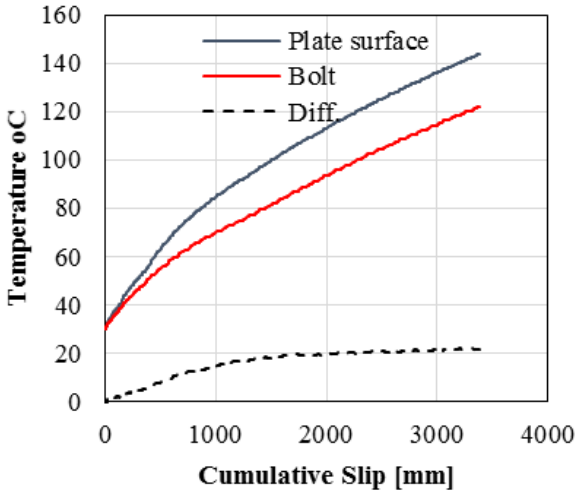
Nr. de arcuri disc	**M6**	**M4**
9 DS	NV 21	NV 17
6 DS	NV 22	NV 18
3 DS	NV 23	NV 19
0 DS	NV 24	NV 20

Datele de ieșire ale simulării numerice sunt exprimate prin următoarele rezultate: i) Forța de alunecare [kN] - Deplasare [mm] / Timp [s]; ii) Forța totală de pretensionare [kN] - Deplasare [mm]; iii) Temperatură [°C] - Deplasare [mm] / Timp [s].

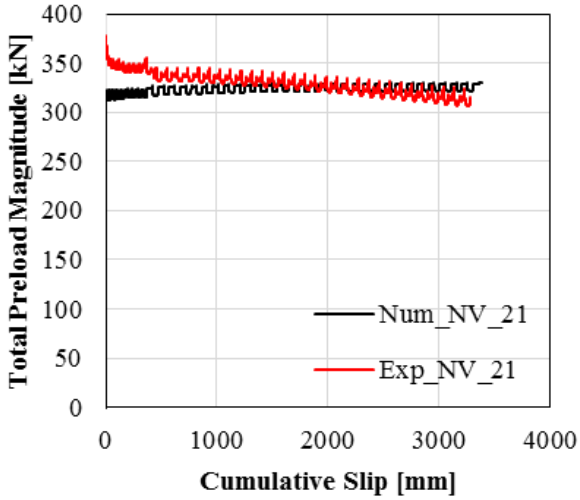
4.2.2 Validarea și interpretarea rezultatelor

4.2.2.1 Influența arcurilor disc în îmbinările supuse la forfecare cu materialul de fricțiune M6 [NV-21-22-23-24]

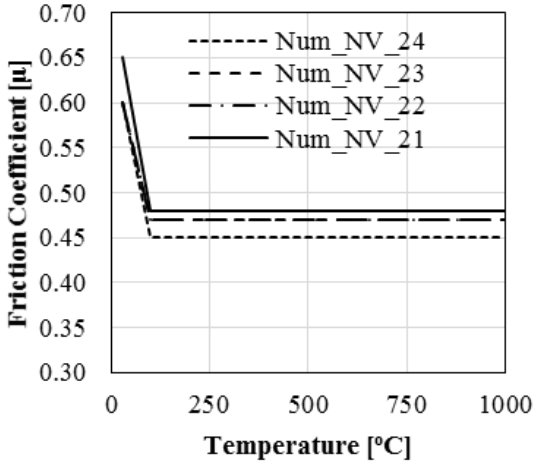
În Figura 4.5 sunt prezentate succint principalele rezultate ce caracterizează răspunsul local al îmbinărilor supuse la forfecare, cu material M6. O observație relevantă, formulată pe baza modelului NV-21 (Figura 4.5a), este că temperatura din elementele ansamblului (atât șuruburile, cât și plăcile) crește direct proporțional cu alunecarea cumulată.



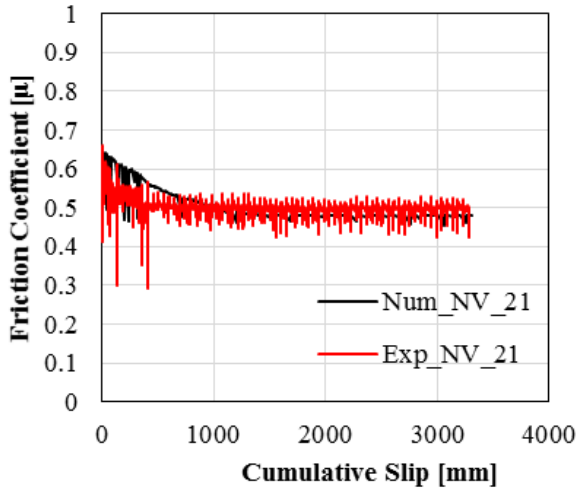
a) Temperatura în elementele modelului



b) Variația forței totale de pretensionare



c) Coeficientul de frecare dependent de temperatură



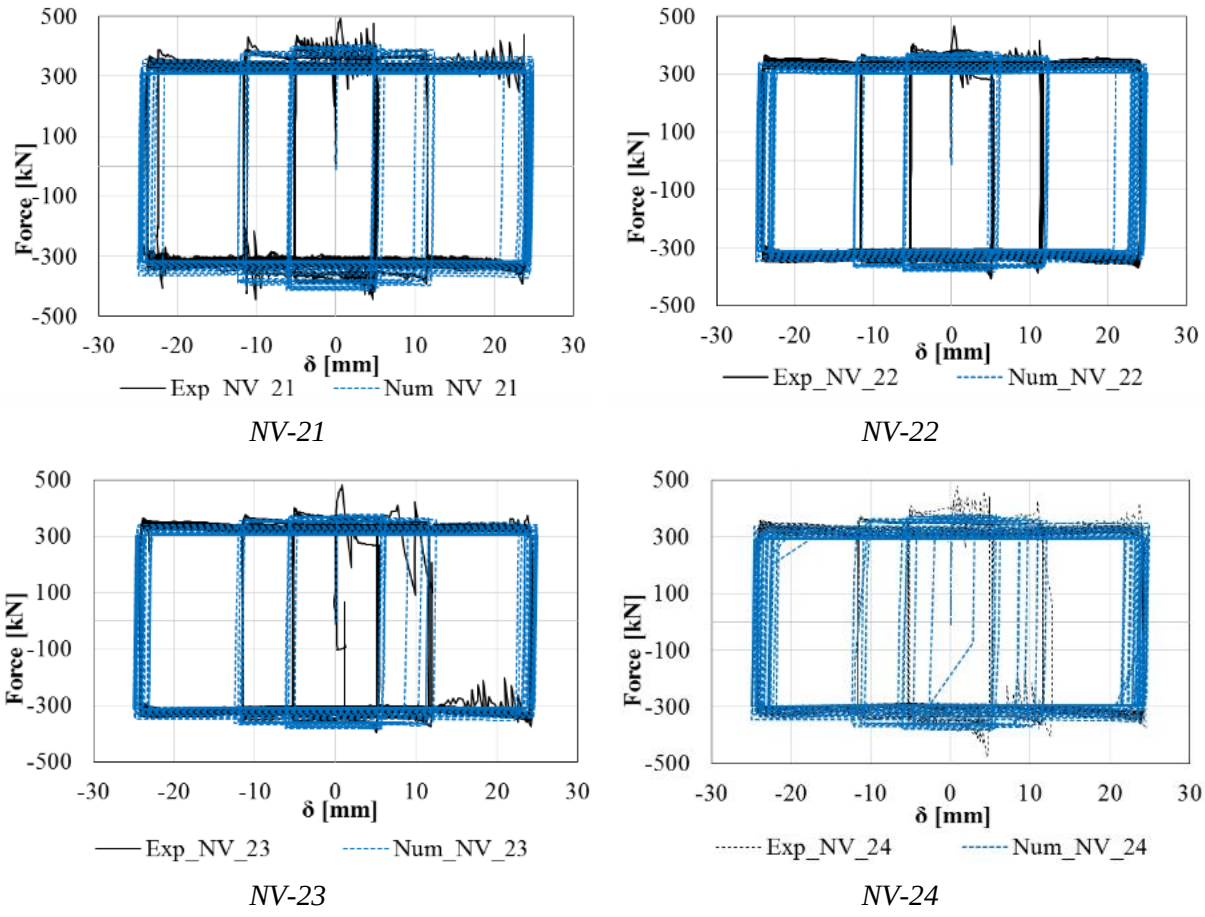
d) Variația coeficientului de frecare

Figura 4.5 Răspunsul modelelor NV-21-22-23-24

Așa cum era de așteptat, energia disipată prin frecare este convertită în energie termică. S-a observat în toate cazurile că, după 3000 mm de alunecare cumulată, diferența medie de temperatură dintre suprafața plăcii și șurub este de aproximativ 15..20°C. Deși proprietățile termice sunt modelate după cum s-a menționat anterior, se pare că forțele de pretensionare nu sunt afectate semnificativ, și rămân constante, întrucât expansiunea termică se produce atât în plăci, cât și în șuruburi (Figura 4.5b). Degradarea parțială a coeficientului de frecare a fost modelată în programul cu elemente finite utilizând legi de frecare dependente de temperatură,

calibrate pe baza rezultatelor experimentale (Figura 4.5c). Pe măsură ce temperatura crește datorită alunecării continue a plăcilor, coeficientul de frecare scade corespunzător, și după cum se poate observa în Figura 4.5d, modelul numeric reproduce eficient acest fenomen.

În Figura 4.6 este prezentată o comparație dintre curbele experimentale și numerice, în termeni de deplasare și forță de alunecare. După cum se poate observa, modelul cu elemente finite poate să reproducă eficient curbele histeretice globale, generând astfel rezultate precise.



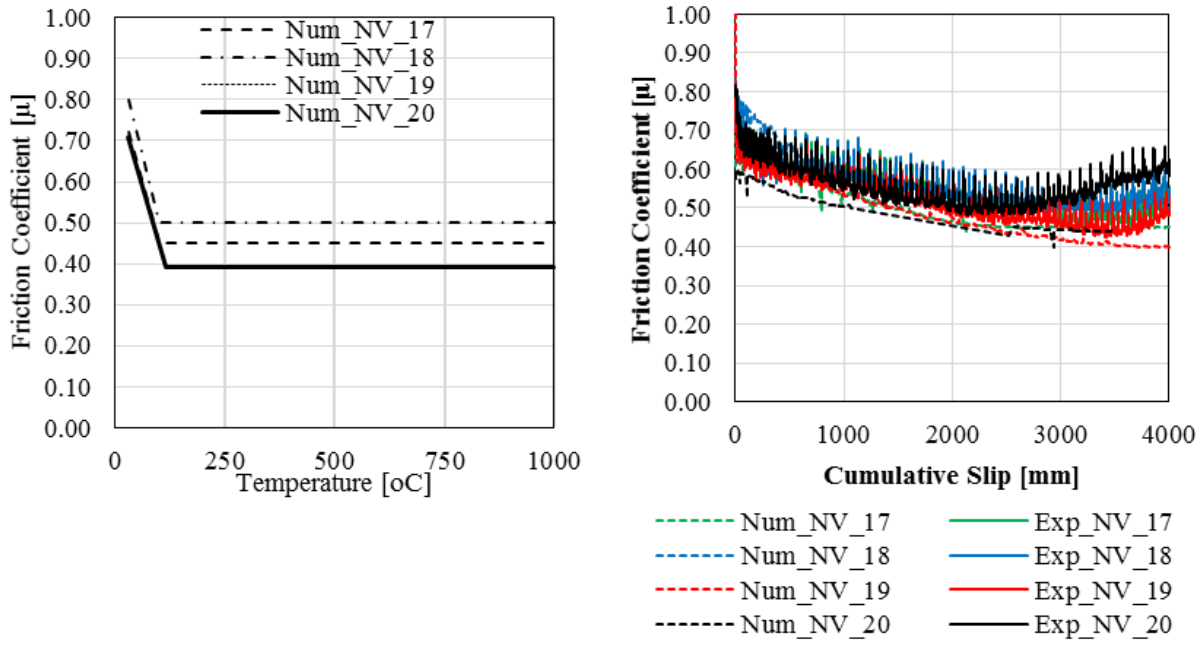
NV-21 *NV-22*

NV-23 *NV-24*

Figura 4.6 Răspunsul numeric și cel experimental al îmbinărilor supuse la forfecare cu materialul de acoperire M6 [NV-21-22-23-24]

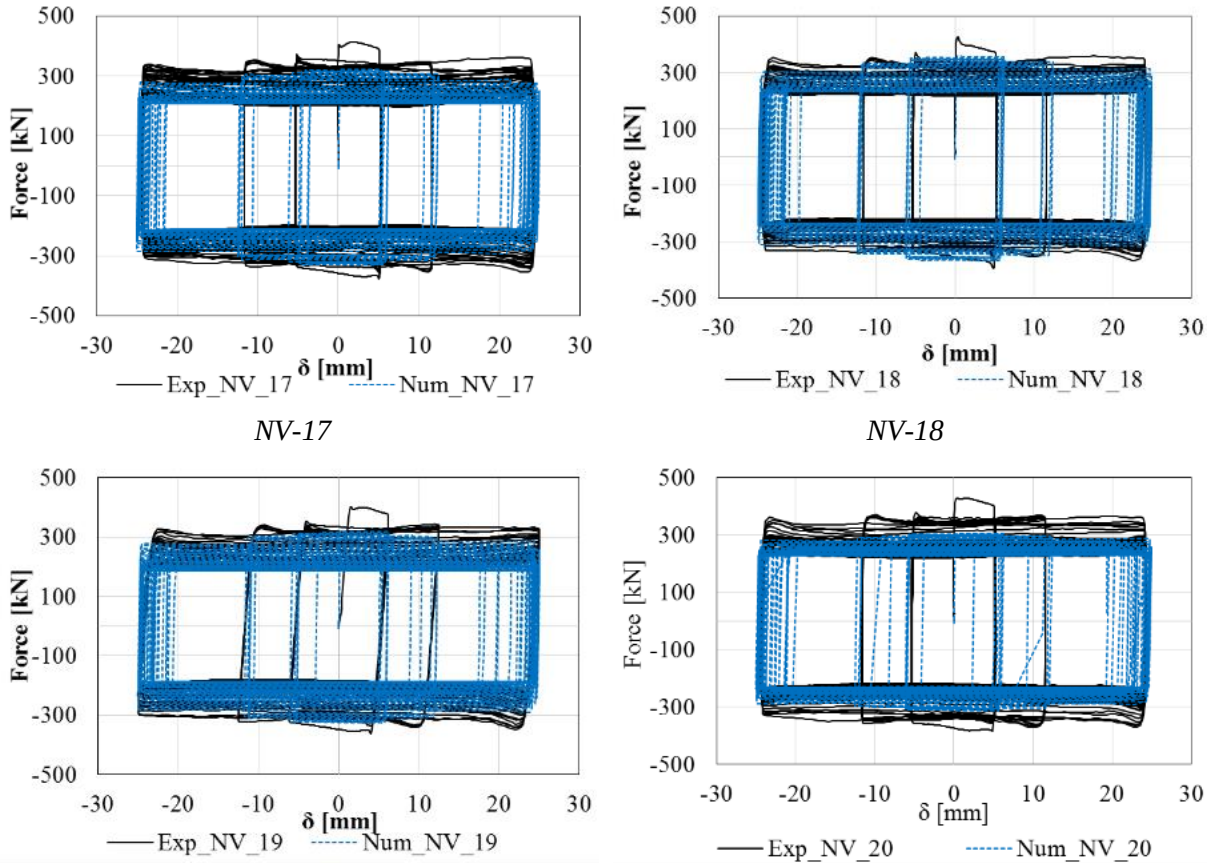
4.2.2.2 Influența arcurilor disc în îmbinările supuse la forfecare cu material de fricțiune M4 [NV-17-18-19-20]

După cum s-a observat pe parcursul încercărilor experimentale, materialul de acoperire M4 prezintă o degradare mai mare a forței de frecare în timpul alunecării, sporind complexitatea modelării numerice. Pe măsură ce temperatura crește datorită alunecării continue a plăcilor, coeficientul de frecare scade, conform proprietăților sale dependente de temperatură, definite anterior (Figura 4.7a). Totodată, pentru acest caz nu au fost înregistrate diferențe semnificative dintre pierderile de pretensionare a modelelor cu un număr diferit de arcuri disc (Figura 4.7b). Diagramele forței de alunecare în raport cu deplasarea sunt prezentate în Figura 4.8, în care se poate observa clar degradarea treptată a capacității de alunecare cu fiecare ciclu.



a) Coeficientul de frecare dependent de temperatură b) Diagramele coeficient de frecare – deplasare

Figura 4.7 Diagramele coeficientului de frecare pentru îmbinările supuse la forfecare cu materialul de acoperire M4 [NV-17-18-19-20]



NV-17 *NV-18*

NV-19 *NV-20*

Figura 4.8 Diagramele coeficientului de frecare pentru îmbinările supuse la forfecare cu materialul de acoperire M4 [NV-17-18-19-20]

4.2.2.3 Dependența coeficienților de frecare de presiune

Pentru a investiga dependența coeficienților de frecare de presiune, au fost interpretate rezultatele simulării numerice privind forțele normale datorate interacțiunii în zonele de contact. Cu ajutorul acestora se poate stabili o relație între forța de frecare experimentală, presiunea de contact și suprafața de contact corespunzătoare, utilizând următoarea expresie:

$$F_f = \mu\left(F_{pre}\right)\cdot F_{pre} \approx \int_A \mu(P)\cdot P\cdot dA \approx \sum_i \mu\left(P_i\right)\cdot P_i\cdot A_i \approx \mu\left(F_N\right)\cdot F_N \qquad (4.1)$$

unde:

F_f - Forța de frecare înregistrată în timpul încercării experimentale;

F_{pre} - forța normală de pretensionare măsurată în timpul încercării experimentale;

F_N -forța normală obținută din simularea numerică cu elemente finite;

P - presiunea de contact obținută prin simularea numerică cu elemente finite;

A - suprafața de contact obținută din simularea numerică cu elemente finite;

$\mu(F_{pre})$ - coeficientul de frecare calculat pe baza rezultatelor experimentale;

$\mu(F_N)$ - coeficientul de frecare generat de relația dintre rezultatele experimentale și simularea numerică cu elemente finite.

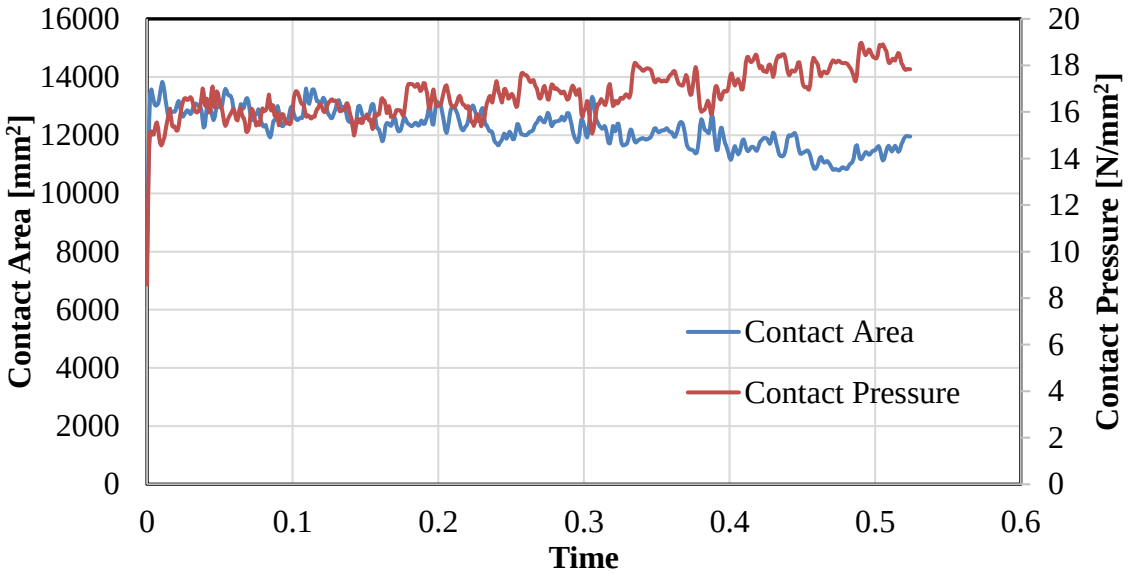


Figura 4.9 Diagrama presiunii de contact raportată la suprafața de contact

După se poate observa în Figura 4.9, suprafața de contact și presiunea de contact sunt mărimi invers proporționale, indiferent de natura mișcării globale – tragere sau împingere.

În plus, indiferent de magnitudinea forței de pretensionare, anume presiunea de contact și suprafața de contact sunt mărimile care prezintă o evoluție similară la încercări uniaxiale simulate numeric (Figura 4.10 și 4.11). Concomitent, această situație confirmă rigiditatea suficientă a materialelor, pentru a nu fi afectate de presiunea de contact. Ușoara scădere a suprafeței de contact ar putea fi o consecință a deformațiilor elastice/plastice a suprafețelor sau a încovoierii plăcilor într-o mică măsură.

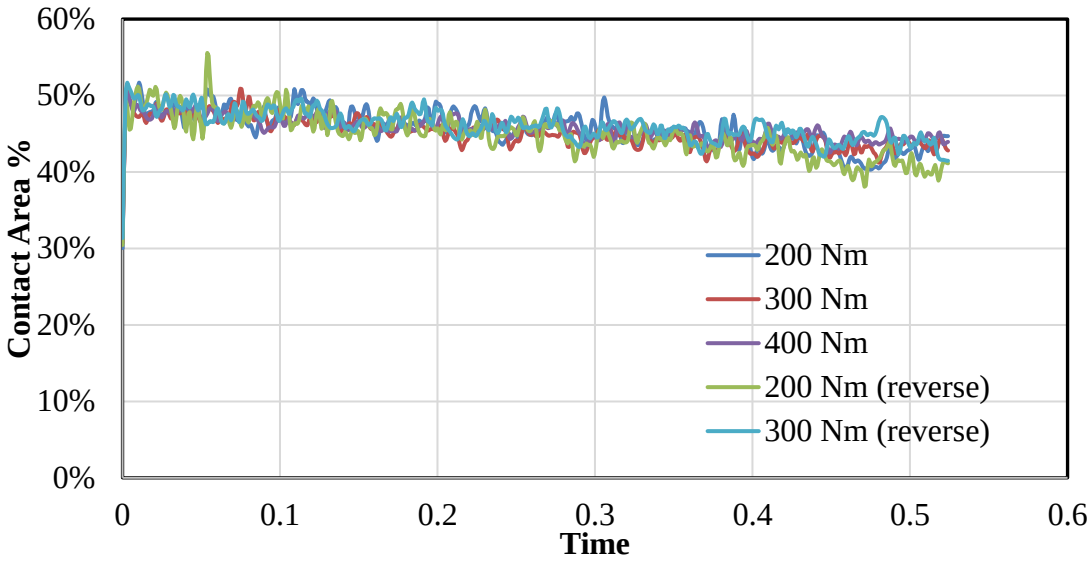


Figura 4.10 Suprafețele de contact pentru diferite valori ale cuplului de strângere

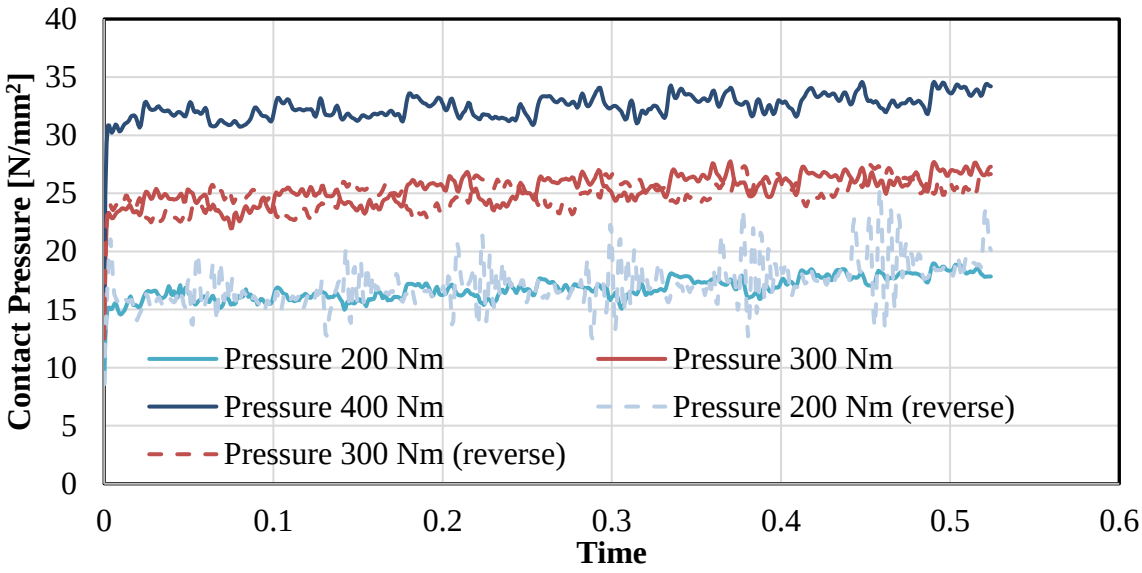


Figura 4.11 Presiunile de contact pentru diferite valori ale cuplului de strângere

Cu toate acestea, experimentele au demonstrat că valorile înalte a forței de pretensionare duc la forțe de frecare mai mici, datorită caracteristicilor tribologice a materialului de fricțiune. Degradarea minoră a forței de frecare pe parcursul protocolului de încărcare, s-ar putea datora reducerii suprafeței de contact și, prin urmare, creșterii presiunii, fapt observat și în timpul analizelor.

4.3 MODELAREA CU ELEMENTE FINITE A ÎMBINĂRILOR FREEDAM

Analiza cu elemente finite a îmbinărilor FREEDAM a fost dedicată investigării răspunsului local al ansamblurilor experimentale, în vederea evaluării efectelor transferului de forțe de la grindă la stâlp și redistribuirii locale a forțelor și deformațiilor în șuruburi.

După validarea experimentală a modelelor numerice, a fost efectuat un studiu parametric pentru a investiga performanța la solicitări monotone și ciclice a îmbinărilor echipate cu amortizoare cu frecare.

4.3.1 Ipoteze de modelare

Modelele cu elemente finite create în programul de calcul Abaqus v 6.14 [2], și supuse analizei cvasistatice prin intermediul rezolvatorului Dinamic Implicit, au fost validate experimental. În programul de calcul, caracteristicile geometrice ale ansamblurilor experimentale au fost reproduse prin modelarea părților tridimensionale, discretizate în elemente solide de tip C3D8R (paralelipiped, liniar, cu 8 noduri, integrare redusă), ținând cont atât de neliniaritățile geometrice, cât și de cele mecanice. Încercările experimentale pe ansamblurile mari grindă-stâlp au prezentat alunecări neprevăzute în îmbinările dintre stâlp și stand, această sursă de deformații fiind, la fel, luată în considerare în modelul numeric. Configurația generală a modelului este prezentată în Figura 4.12, iar proprietățile medii ale materialului obținute experimental sunt prezentate în Figura 4.13.

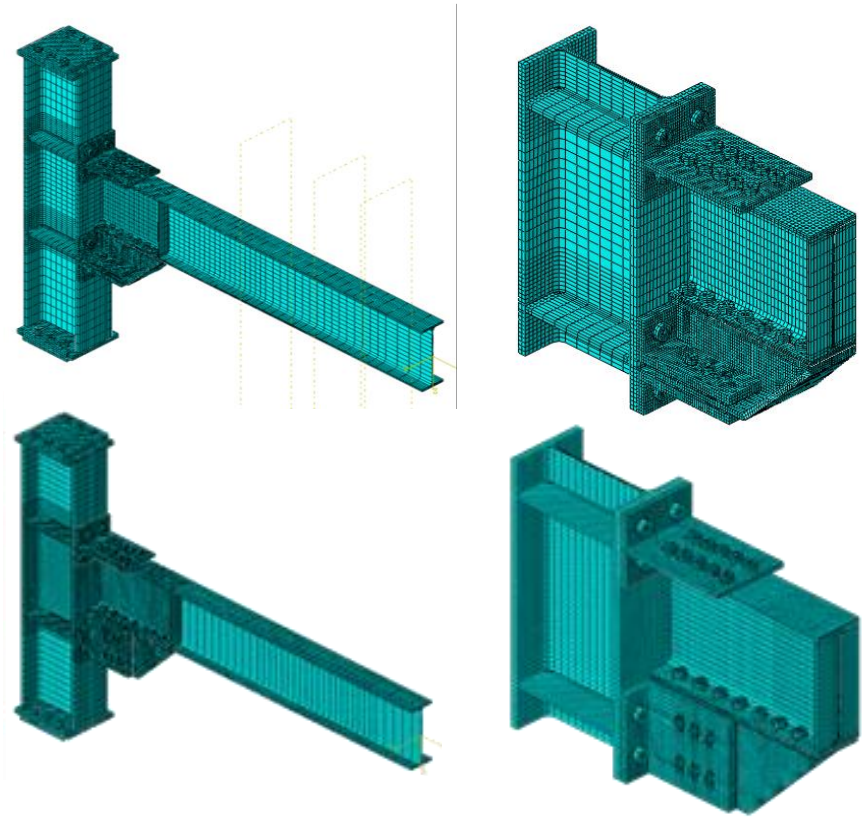


Figura 4.12 Caracteristicile modelului numeric cu elemente finite al îmbinărilor grindă-stâlp echipate cu amortizoare FREEDAM

Proprietățile oțelului au fost modelate pe baza încercărilor efectuate în laborator ca parte a campaniei experimentale, în care s-au stabilit următoarele valori: rezistența la curgere de 380 MPa pentru grinzi, 427 MPa pentru stâlpi, 443 MPa pentru elementele T și elementele L. Modulul elastic a fost adoptat egal cu 210000 MPa, iar coeficientul lui Poisson egal cu 0,3.

Ramura neliniară a modelului constitutiv al oțelului a fost reprodusă prin introducerea datelor cu opțiunea "half cycle", și definirea atât consolidării plastice cinematice, cât și consolidării izotropice a oțelului, conform metodologiei descrise la [5-10]. Șuruburile au fost modelate conform [3,4].

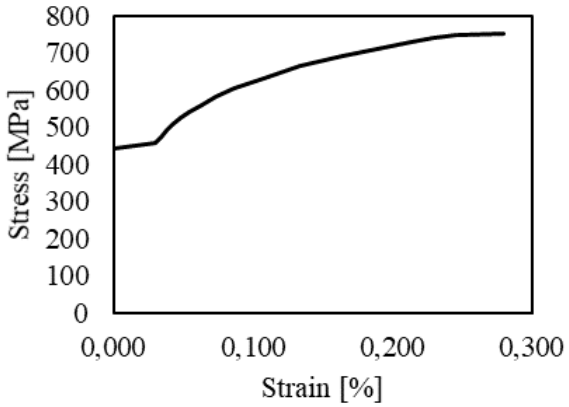


Figura 4.13 Curba medie tensiune-deformație pentru oțelul S355

Părților în contact, cum ar fi șuruburile și plăcile, li s-au atribuit proprietățile de interacțiune "Normal Behaviour" (utilizând opțiunea Hard Contact) pentru a evita suprapunerile, și "Tangential Behaviour" (utilizând legea de frecare Coulomb) pentru a defini alunecarea relativă. Degradarea parțială a coeficientului de frecare, datorată aplatizării rugozităților de pe suprafața plăcuței de frână, a fost simulată aplicând legile de frecare dependente de temperatură, prezentate la punctul 1.2. Astfel, coeficientul de frecare scade odată cu creșterea temperaturii, datorită alunecării continue a plăcilor. Proprietățile tribologice de referință sunt prezentate în tabelul 4.3. Simulările numerice prezentate în continuare au fost efectuate ținând cont de o fractilă de 5% a coeficientului de frecare dinamic.

Tabelul 4.3 Proprietățile tribologice ale materialelor

Coeficientul de frecare	**Fractilă de 5% ($\mu_{5\%}$)**	**Fractilă de 95% ($\mu_{95\%}$)**
Static	0.69	0.84
Dinamic	0.53	0.65

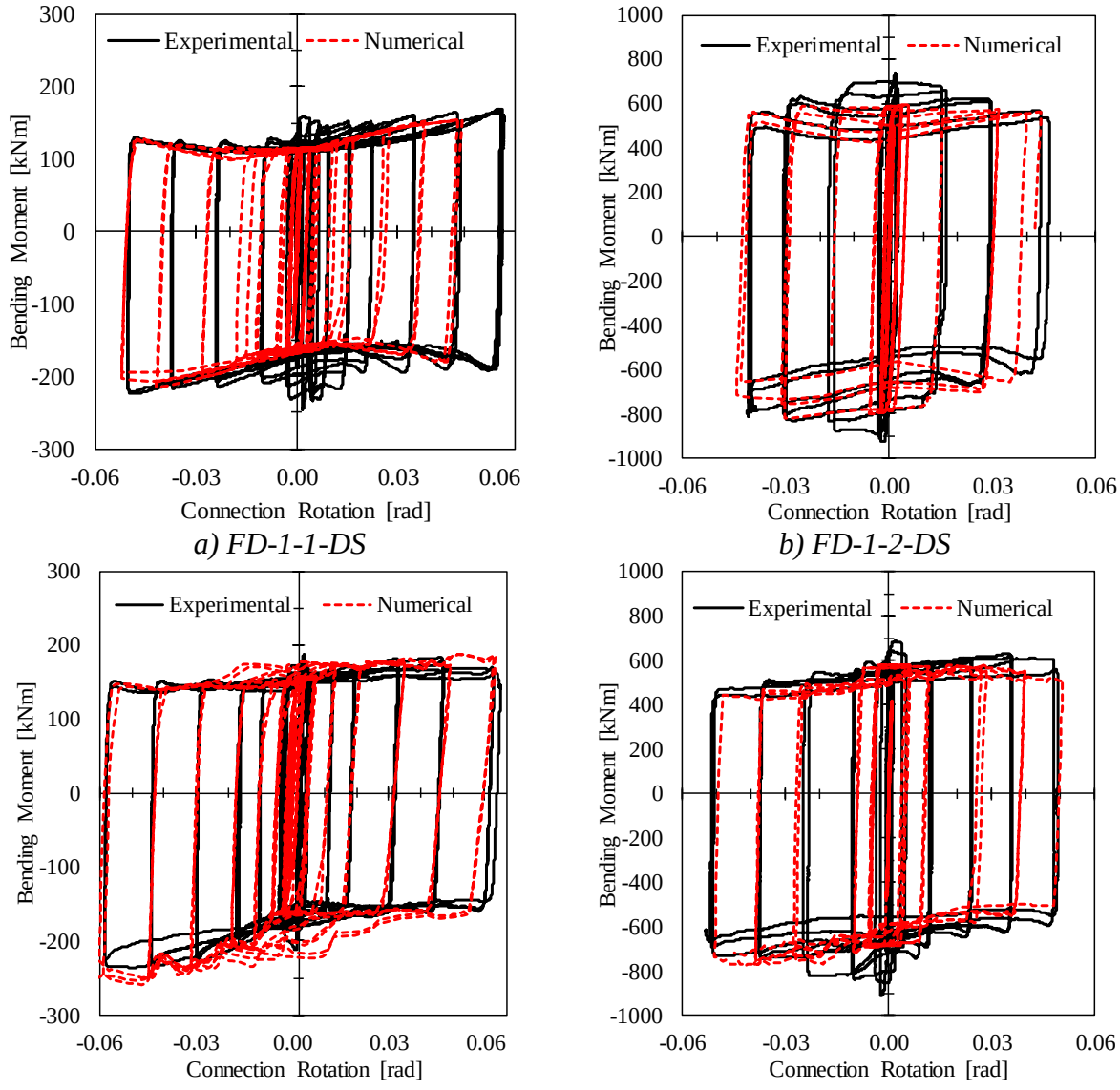
Întrucât în componentele sudate nu se așteaptă deformații plastice, sudurile cu penetrare completă au fost definite într-un mod simplificat ca legături dintre suprafețele în contact (cu opțiunea "Tie Constraints").

Analizele au fost efectuate în două etape de încărcare: (i) strângerea șuruburilor și (ii) aplicarea protocolului de încărcare.

Condițiile la limită ale îmbinărilor în modelul numeric au reprodus cu precizie condițiile experimentale. Grinda a fost imobilizată lateral cu legături care împiedică deplasarea în afara planului, poziționate similar ansamblului experimental. Protocolul de încărcare AISC 341 [11] a fost aplicat la capătul grinzii în conformitate cu procedura de încercare.

4.3.2 Validarea și discutarea rezultatelor: noduri marginale

După cum se poate observa în Figura 4.14 și 4.15, ipotezele de modelare adoptate au permis reproducerea eficientă a răspunsului global și local al îmbinărilor supuse la încercări experimentale.



a) FD-1-1-DS *b) FD-1-2-DS*

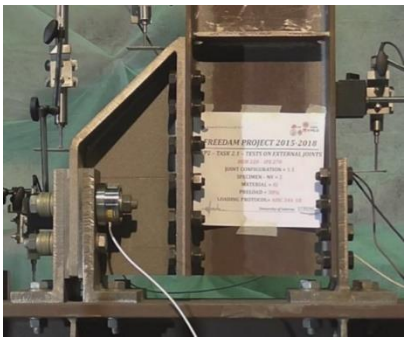
c) FD-2-1-DS *d) FD-2-2-DS*

Figura 4.14 Rezultatele numerice și experimentale, definite prin curba moment-rotire a îmbinării

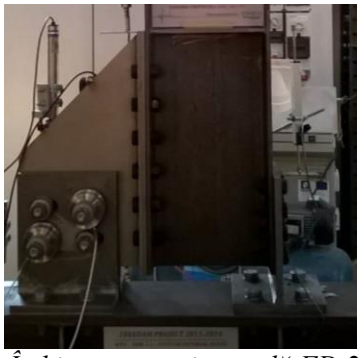
Întrucât tranziția de la frecare statică la cea dinamică nu a fost modelată, răspunsul îmbinării în primele cicluri de încărcare nu este reprodus cu precizie. Totuși, această inexactitate dispare odată cu creșterea numărului de cicluri.

În timpul campaniei experimentale nu s-au observat degradări în elementele metalice. Totuși, rezultatele numerice descriu plasticizări minore în termeni de deformații plastice echivalente (PEEQ). Zonele cu concentrări de plasticizări sunt descrise în Figura 4.15: la baza inimii elementului T superior (unde se află centrul de rotație), la baza elementelor L, în zona superioară a inimii grinzii sub elementul T, și în șuruburile solicitate la forfecare ale dispozitivului. Deformații plastice pot fi observate și în tijele șuruburilor amortizorului cu frecare. Într-adevăr, configurația orizontală a amortizorului induce în tijele șuruburilor eforturi de forfecare și

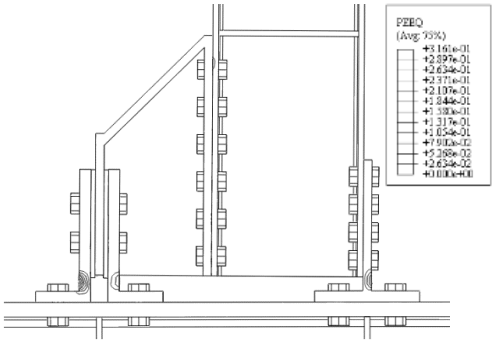
încovoiere, cu două zone de contact. În cazul configurației verticale a amortizorului, șuruburile au o singură zonă de contact la mijlocul tijei, care conduce la apariția unor deformații plastice locale mai mari (Figura 4.16). Mai mult decât atât, în acest caz șuruburile apropiate de stâlp nu suferă deformații plastice.



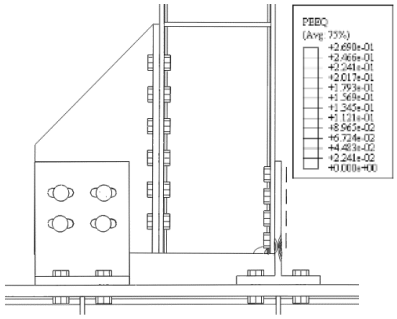
a) Îmbinare experimentală FD 1-1



b) Îmbinare experimentală FD 2-1

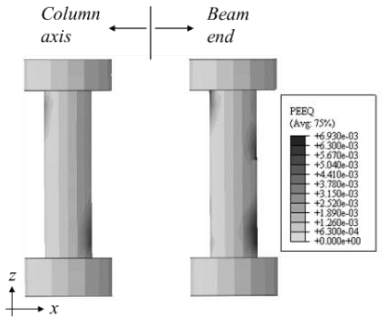


c) Distribuția deformațiilor plastice echivalente pentru modelul FD 1-1

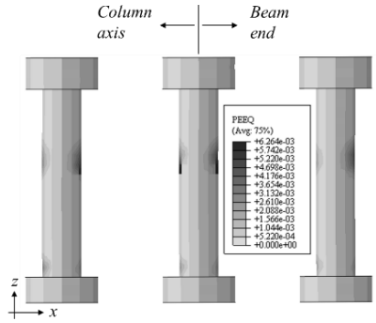


d) Distribuția deformațiilor plastice echivalente pentru modelul FD 2-1

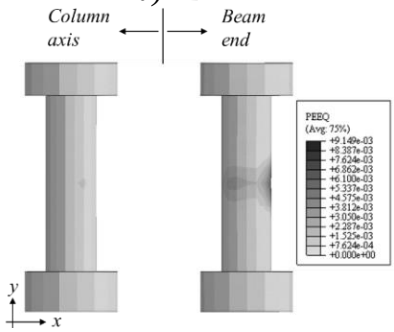
Figura 4.15 Modele experimentale și numerice în urma încercării ciclice de până la 5%



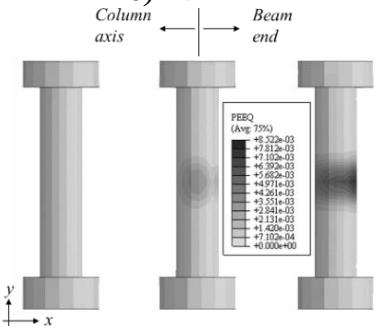
a) FD-1-1



b) FD-1-2



c) FD-2-1



d) FD-2-2

Figura 4.16 Deformațiile plastice echivalente (PEEQ) în șuruburile amortizorului

4.3.3 Validarea și discutarea rezultatelor: noduri intermediare

Nodurile intermediare (denumite în continuare și "îmbinări X") prezintă o comportare similară nodurilor marginale (denumite în continuare și îmbinări "T"), întrucât panoul de inimă al stâlpului rămâne în domeniul elastic, iar mecanismul plastic se concentrează în amortizorul FREEDAM.

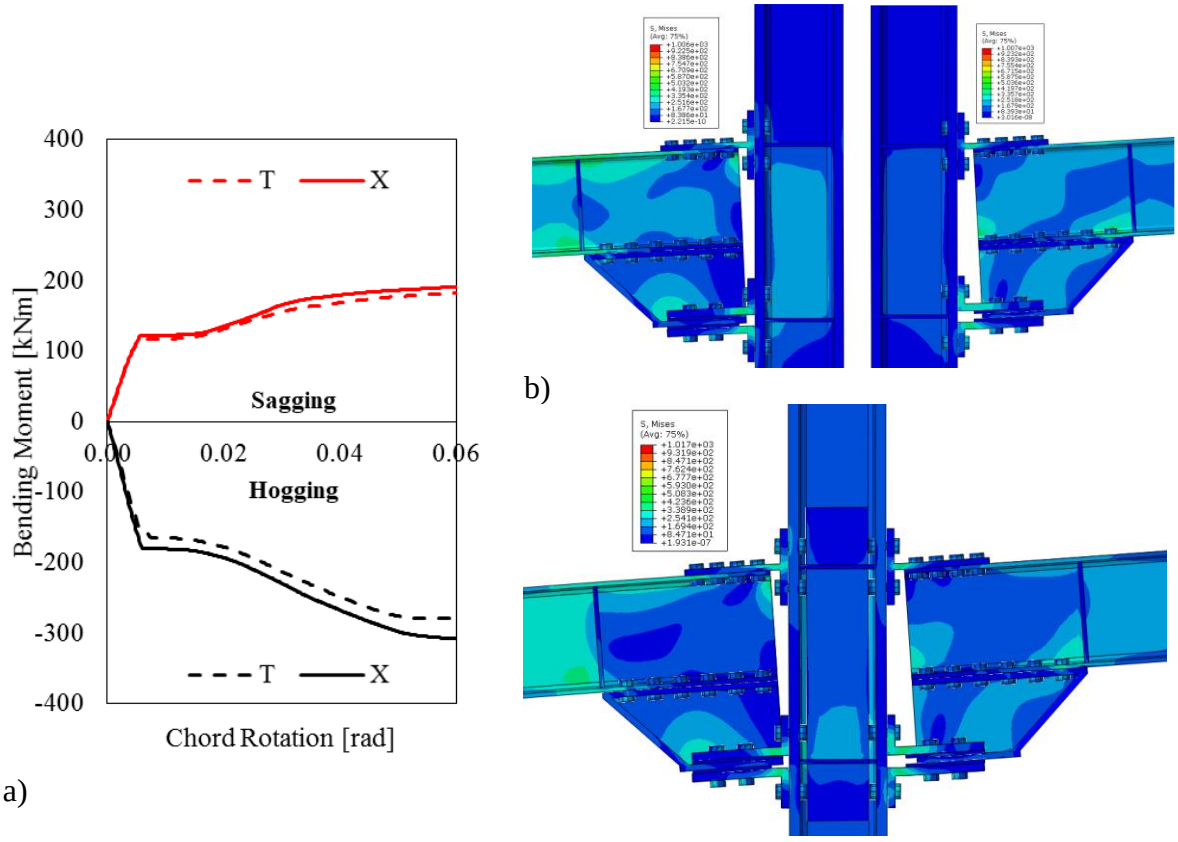


Figura 4.17 Comparație între îmbinările vutate T și X (amortizor orizontal)

Din motive de simplitate, în continuare se prezintă o comparație dintre răspunsul, definit prin curba moment-rotire, al îmbinărilor T și X echipate alternativ cu amortizor cu frecare orizontal (îmbinări vutate – Figura 4.17a) și vertical (cu nervuri verticale – Figura 4.18a). După se poate observa, diferențele sunt neglijabile și se datorează în principal rigidității diferite a stâlpului, care este mai rigid în nodurile intermediare, astfel încât, la aceeași rotire impusă a corzilor, contribuția de rotire a stâlpului este mai mică, iar alunecarea și reacțiunile dispozitivului sunt mai mari.

Forma deformată și distribuțiile tensiunilor sunt aproape identice pentru îmbinările T și X, după cum se poate observa prin compararea figurilor 4.17b cu 4.17c pentru amortizorul orizontal, și 4.18b cu 4.18c pentru amortizorul vertical.

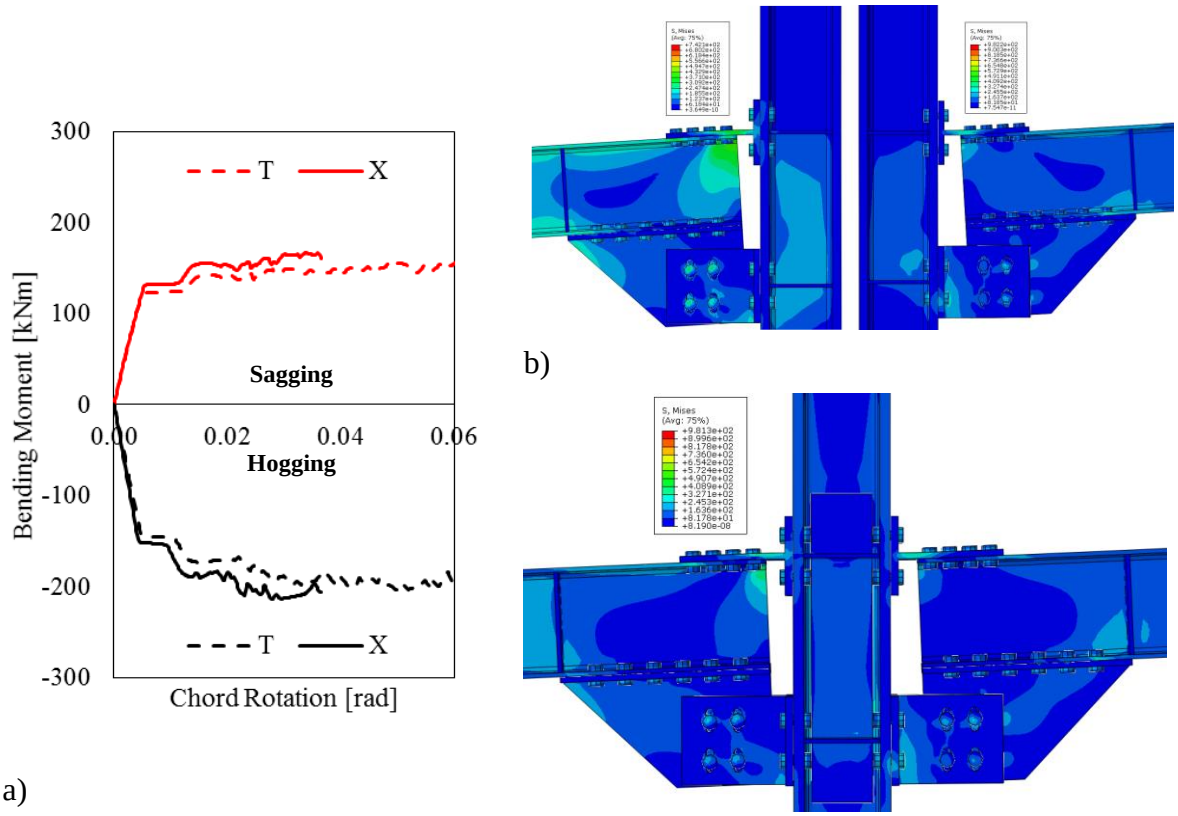


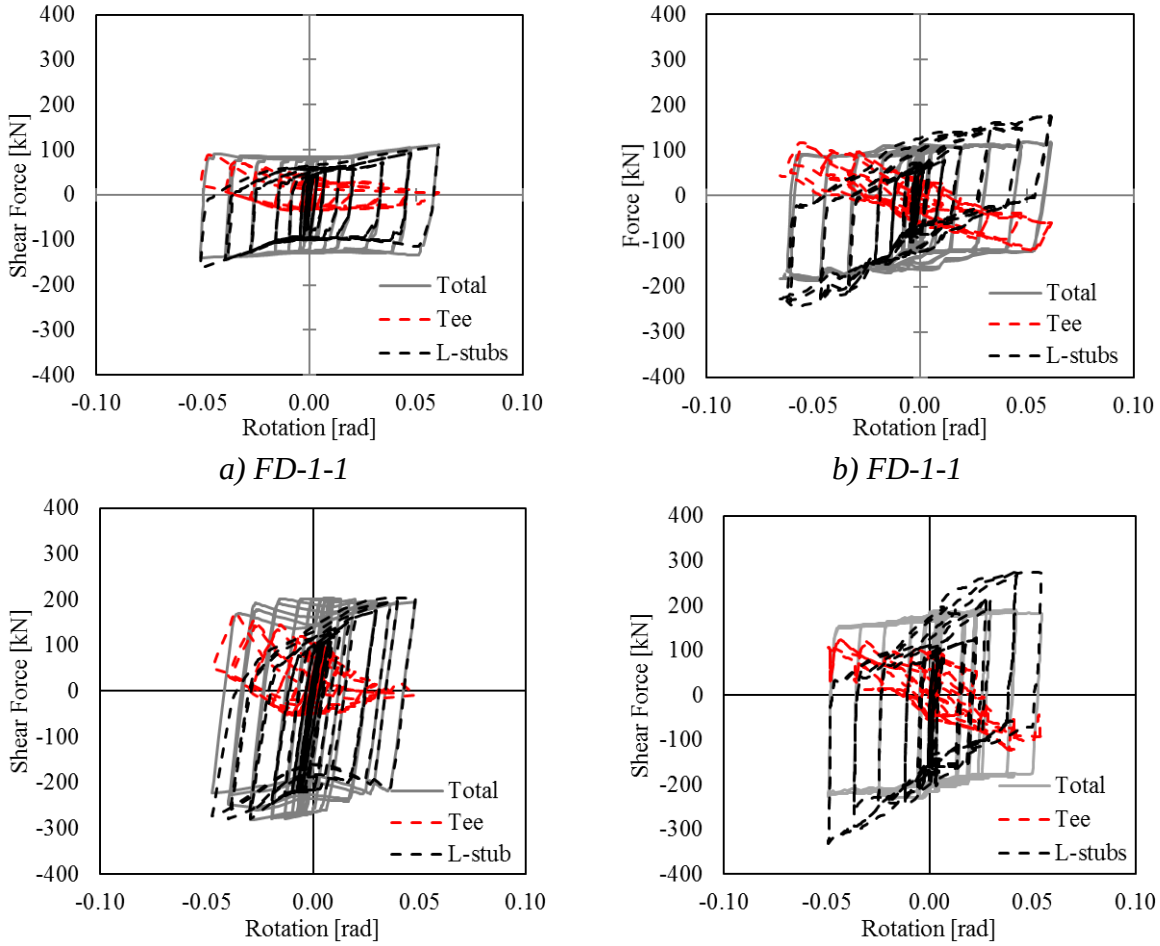
Figura 4.18 Comparație între îmbinările T și X cu nervuri (amortizor vertical)

4.4 REZUMATUL INFORMAȚIILOR REFERITOARE LA PREVEDERILE DE PROIECTARE

4.4.1 Forța de forfecare în îmbinările cu elemente T și L

Prin intermediul analizei prin metoda elementelor finite (MEF), a fost investigată comportarea locală a îmbinărilor FREEDAM, pentru a defini principalele criterii de proiectare a îmbinărilor elementelor T și L la fața stâlpului, întrucât aceste elemente trebuie să asigure rezistența prin acțiunea combinată a forțelor axiale și de forfecare, pentru a evita cedarea prematură.

În Figura 4.19 se prezintă distribuția eforturilor de forfecare la nivelul elementelor T și L, precum și forța totală de forfecare în secțiunea de la fața stâlpului. În ambele configurații ale dispozitivelor de frecare testate, forfecarea cumulată din cele două componente (adică suma valorilor absolute) este mai mare decât forța totală de forfecare (Figura 4.19a și 4.19c pentru tipul 1, și Figura 4.19b și 4.19d pentru tipul 2). Pentru a studia evoluția efortului de forfecare în funcție de rotirea îmbinării, specimenele au fost supuse alternativ la solicitări monotone cu valori pozitive și negative ale momentului încovoietor.



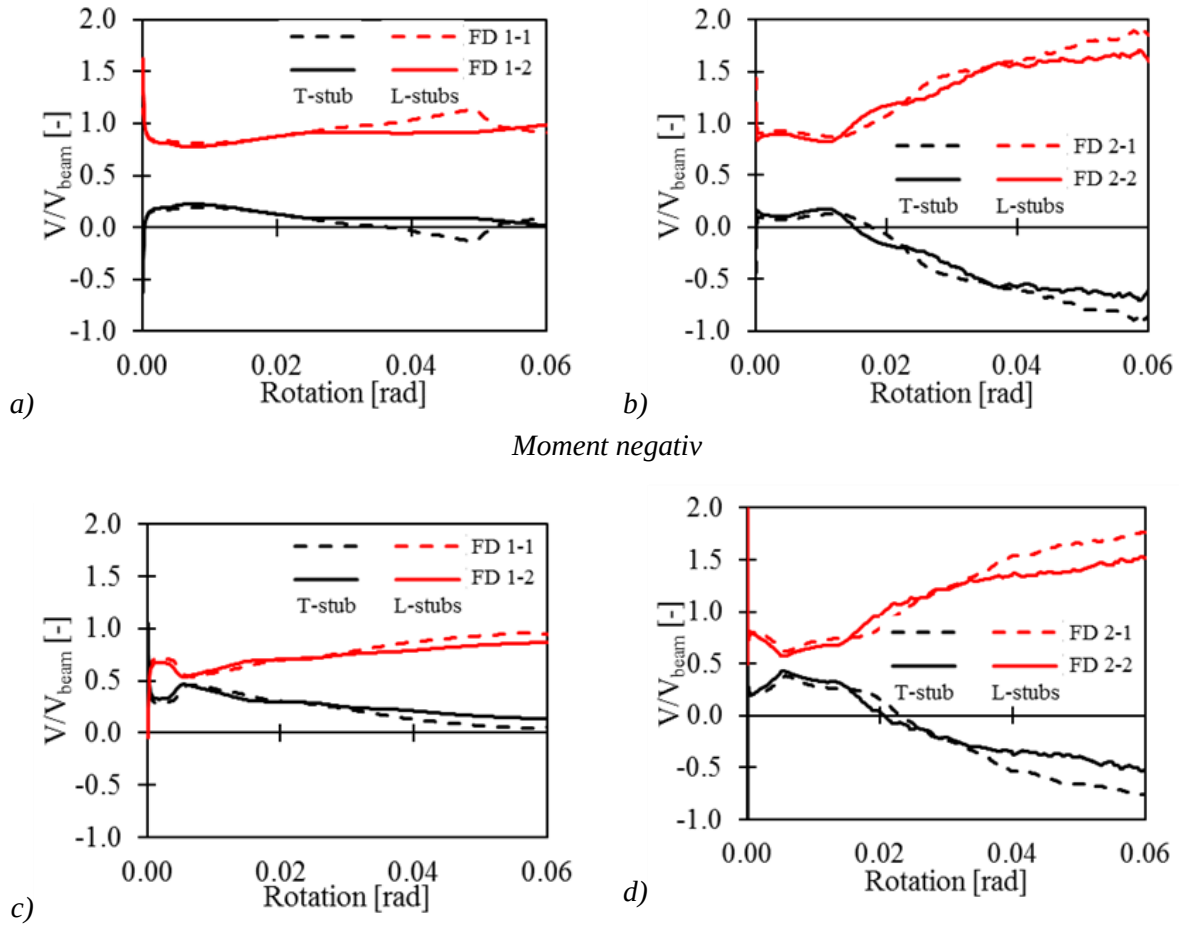
a) FD-1-1 *b) FD-1-1*

c) FD-1-2 *d) FD-2-2*

Figura 4.19 Forța de forfecare în diferite componente ale îmbinării

Rezultatele prezentate în figura 4.20 confirmă observațiile anterioare și oferă o perspectivă asupra efortului de forfecare în fiecare componentă. Pentru cazurile studiate, eforturile de forfecare dezvoltate în elementele L sunt mai mari decât în elementele T. La îmbinările în configurația 1, eforturile maxime de forfecare în elementele T ating cca 50% din forfecarea totală, iar eforturile maxime de forfecare în elementele L - aproape 100% din forfecarea totală (Figura 4.20a și 4.20c). Îmbinările în configurația 2 prezintă o comportare similară la solicitări ciclice (Figura 4.20b și 4.20d), eforturile de forfecare în elementele L atingând valori de aproape 2 ori mai mari decât forfecarea totală, la rotirea de cca 0,06 rad.

Diferențele dintre distribuția eforturilor de forfecare în cele 2 componente se datorează în principal rigidității mai mari a elementelor L în plan vertical și componentei verticale a forței de alunecare. Într-adevăr, mecanismul de transfer al forței de forfecare între componente (Figura 4.16) este foarte complex, și depinde de configurație. Îmbinările de tip 1 (FD 1-1-DS) dezvoltă eforturi de forfecare de același semn în elementele L, și într-o măsură mai mică, în elementele T. În îmbinările FD 2-1-DS, eforturile de forfecare care apar în elementul T sunt de semne opuse, datorită eforturilor mari dezvoltate în elementele L pentru a satisface condiția de echilibru la fața stâlpului. Solicitările alternative la moment de încovoiere pozitiv și negativ conduc la distribuție similară a eforturilor în componentele îmbinărilor cu aceeași configurație, asigurând un transfer mai lin al forțelor la moment de încovoiere pozitiv.



Moment negativ

Moment pozitiv

Figura 4.20 Efortul de forfecare la fața îmbinării

a) Moment negativ *b) Moment pozitiv*

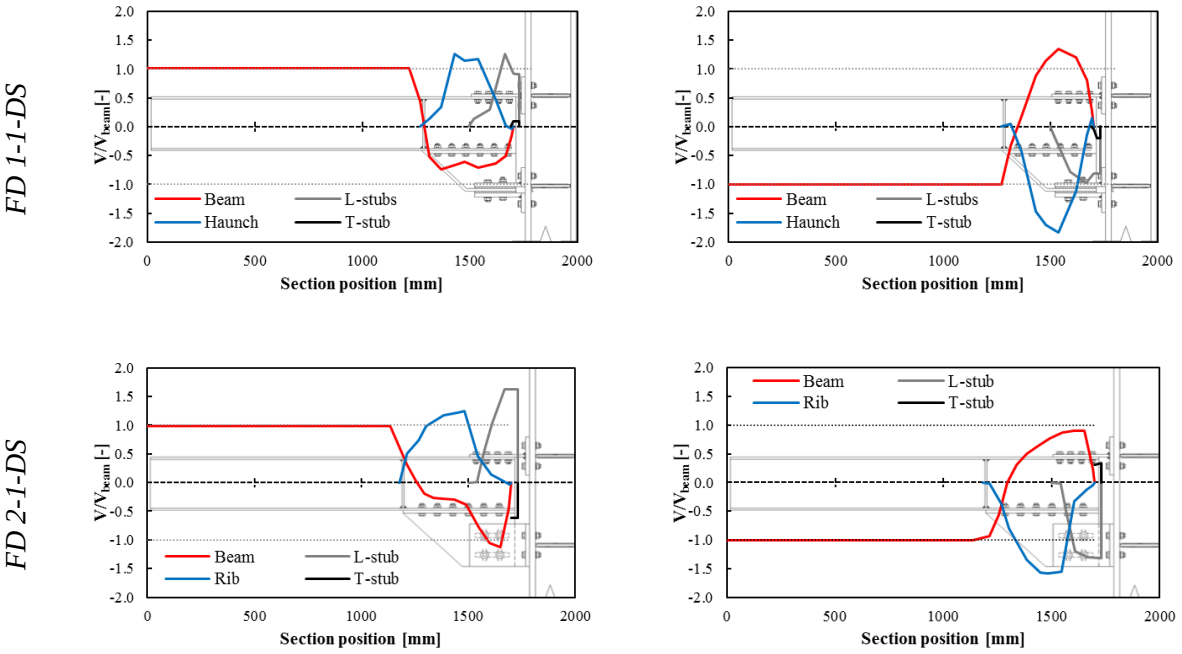
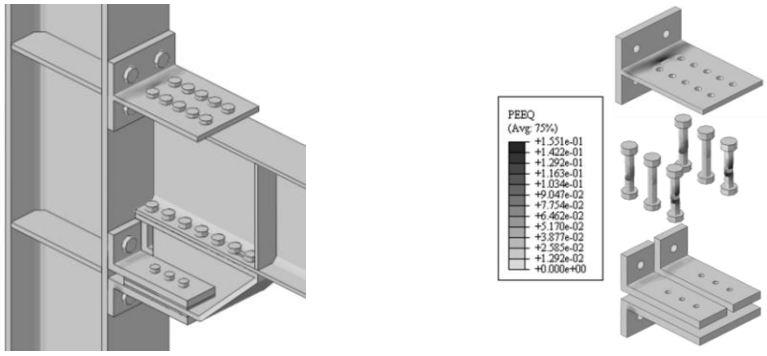
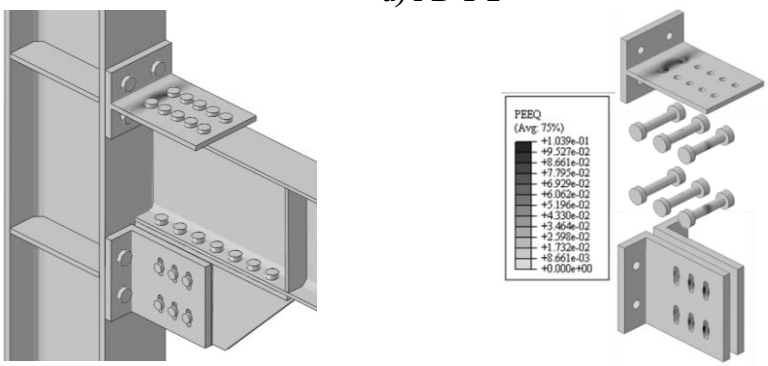


Figura 4.21 Distribuția eforturilor de forfecare în elementele îmbinării la rotirea de 0,04 rad a amortizorului

În analizele numerice a fost observată o concentrație de plasticizări minore localizată la baza elementului T, în elementele L (pentru configurația 1), în șuruburile amortizorului cu frecare și într-o mică măsură în capătul grinzii (la îmbinarea dintre inima și talpa grinzii, imediat sub elementul T și în găurile ovalizate de la capătul îmbinării grindă-vută). Distribuția acestor deformații plastice echivalente (PEEQ) în ansamblele experimentale mari sunt prezentate în Figura 4.22. După cum se poate observa, pentru rotirea de 0,05 rad a îmbinării, configurația orizontală a amortizorului cu frecare prezintă deformații plastice mai mari în componentele îmbinării. De fapt, acest fenomen este reflectat și în mecanismul de disipare a energiei (Figura 4.23). Energia de frecare normalizată în raport cu energia disipată totală este mai mică pentru prima configurație decât pentru a doua configurație, iar energia plastică normalizată – vice-versa. Deși în configurația 2 a amortizorului apar deformații plastice mai mici, de menționat că pentru ambele configurații energia disipată plastic maximă este limitată la 5% din energia totală disipată, la rotirea de 0,05 rad.

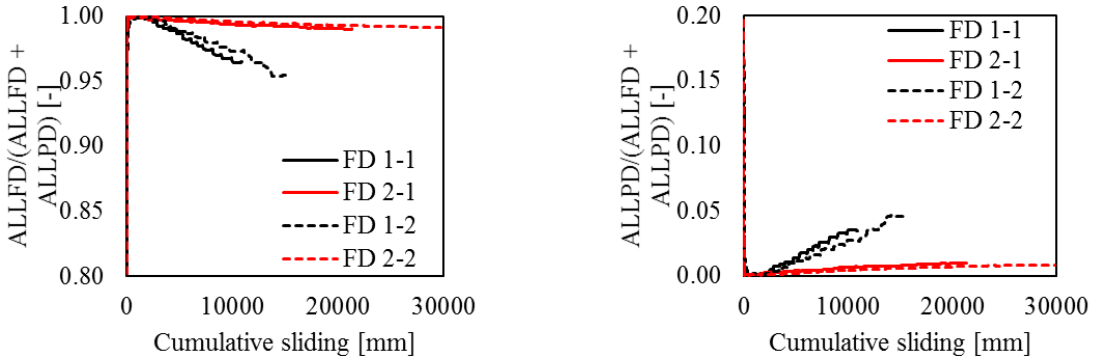


a) FD-1-2



b) FD-2-2

Figura 4.22 Distribuția deformațiilor plastice la sfârșitul analizei ciclice a ansamblelor experimentale mari



a) Energia de frecare *b) Energia plastică*

Figura 4.23 Energia disipată normalizată

4.4.2 Influența forței de strângere

Încercările experimentale au confirmat importanța forței de strângere a șuruburilor în dispozitiv. Prin urmare, pe lângă forța de pretensionare adoptată în cadrul încercărilor experimentale (denumită în continuare N_b), au fost luate în considerare atât valoarea cu 50% mai mică (0,5 N_b), cât și valoarea cu 50% mai mare (1,5 N_b). De menționat că, în toate cazurile, valoarea 1,5 N_b este mai mică decât $F_{p,C}$ (egală cu 172kN pentru șuruburile M20 gr.10.9).

În Figura 4.24 se prezintă o comparație dintre curbele de răspuns pentru cele patru îmbinări. Tabelele 4.4 și 4.5 raportează proprietățile mecanice măsurate numeric ale îmbinărilor. Momentele încovoietoare pozitive și negative, datorate fenomenului de alunecare sunt notate cu $M^{(+)}$ și $M^{(-)}$ respectiv, și fac parte din ecuațiile (4.2), (4.3) și (4.4) care explică semnificația proprietăților mecanice raportate în tabele.

$$\Gamma^{(+)} = 1 + \frac{M^{(+)}_{0.5N_b} - M^{(+)}_{N_b}}{M^{(+)}_{N_b}} \tag{4.2}$$

$$\Gamma^{(-)} = 1 + \frac{M^{(-)}_{0.5N_b} - M^{(-)}_{N_b}}{M^{(-)}_{N_b}} \tag{4.3}$$

$$\Delta M^{(+/-)} / M^{(-)} = \frac{M^{(-)} - M^{(+)}}{M^{(-)}} \tag{4.4}$$

unde:

- $\Gamma^{(+)}$ și $\Gamma^{(-)}$ reprezintă variația momentului încovoietor capabil pozitiv și negativ, luând în considerare, alternativ, modificarea forței de strângere de la valoarea de proiectare N_b la 0,5 N_b și la 1,5 N_b;
- $M^{(+)}$ și $M^{(-)}$ sunt momentele încovoietoare pozitive și negative, respectiv;
- Indicii parametrilor M precizează analiza din care se ia momentul încovoietor (de exemplu, pentru o forță de strângere de 1,5 N_b sau de 0,5 N_b);
- $\Delta M^{(+/-)} / M^{(-)}$ reprezintă diferența dintre momentul încovoietor negativ și pozitiv, pentru fiecare tip de analiză, luând în considerare cele trei valori ale N_b.

După cum era de așteptat, variația momentului încovoietor este direct proporțională cu pretensionarea șurubului, deși diferită pentru valorile pozitive și negative ale momentului încovoietor. Această diferență este strict legată de configurația îmbinării, fiind independentă de înălțimea grinzii, forța de strângere sau coeficientul de frecare (Tabelul 4.4 și 4.5). Diferența constituie aproximativ 25% pentru configurația 1 și cca 15% pentru configurația 2.

O observație suplimentară formulată pe baza Figurii 4.24, este că răspunsul plastic al îmbinării în configurația 1 depinde de dimensiunea ansamblului grindă-stâlp și de nivelul de pretensionare (în raport cu forța maximă de pretensionare). În special, pentru îmbinările cu grinzi cu înălțime mică și o pretensionare relativ redusă, este caracteristică consolidarea de material (adică rigiditate pozitivă post-curgere), în timp ce îmbinările cu grinzi mai înalte și un nivel relativ înalt de pretensionare prezintă fenomenul de degradare a rezistenței (adică rigiditate negativă post-curgere), fiind mai evidentă pentru valorile mici ale forței de strângere și valori negative ale

momentului încovoietor. Îmbinările în configurația 2 prezintă o comportare mai liniară pentru ambele ansamble examinate.

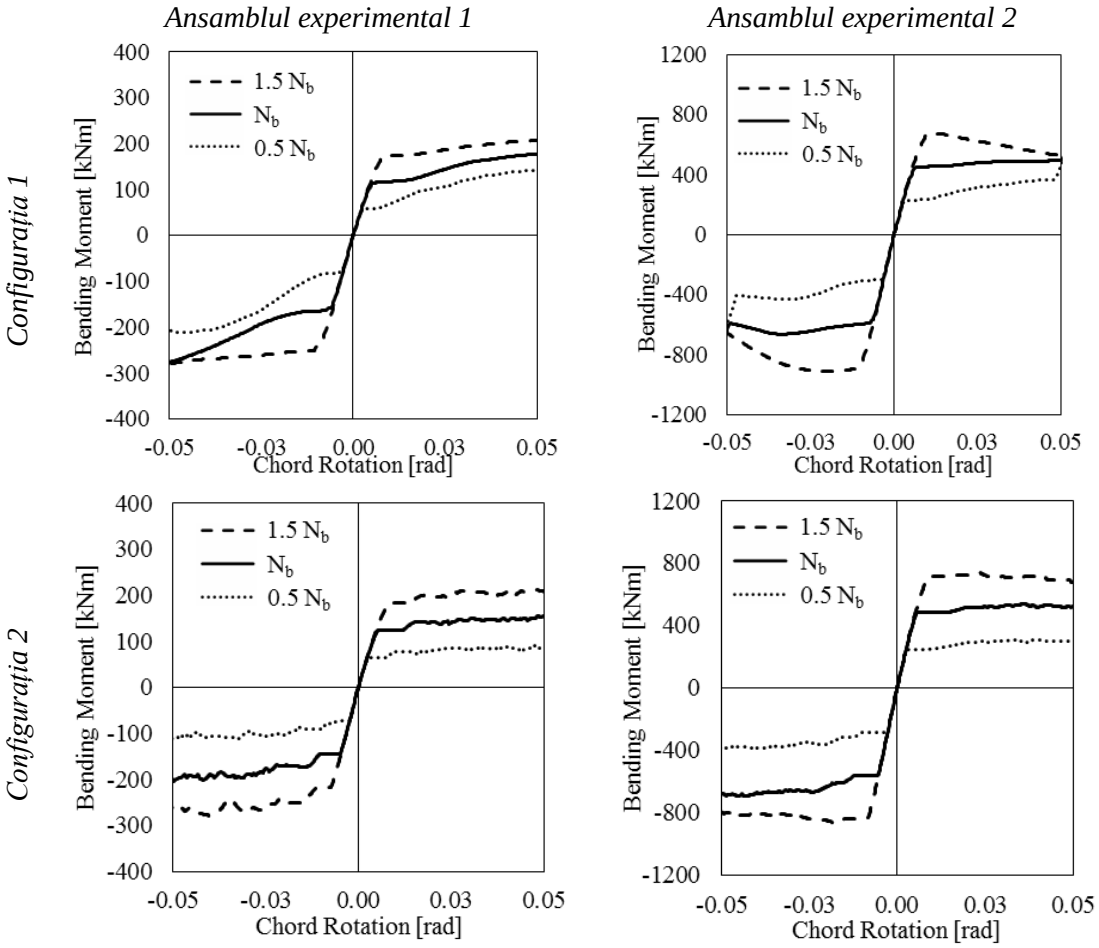


Figura 4.24 Influența forței de strângere asupra momentului încovoietor capabil

Rigiditatea îmbinării nu este afectată de variația forței de strângere, deoarece este determinată de rigiditatea celorlalte componente ale nodului (îmbinarea la fața stâlpului, panoul de inimă al stâlpului etc.).

Tabelul 4.4 Momentele încovoietoare pentru modelul FD 1-2-DS ținând cont de variația forței de strângere

Forța de strângere	$M^{(+)}$ [kNm]	$M^{(-)}$ [kNm]	$\Gamma^{(+)}$ [-]	$\Gamma^{(-)}$ [-]	$\Delta M^{(+/-)}/M^{(-)}$ [-]
N_b	453	602	-	-	25%
$0{,}5N_b$	230	298	51%	50%	23%
$1{,}5N_b$	690	902	152%	150%	24%

Tabelul 4.5 Momentele încovoietoare pentru modelul FD 2-2-DS ținând cont de variația forței de strângere

Forța de strângere	$M^{(+)}$ [kNm]	$M^{(-)}$ [kNm]	$\Gamma^{(+)}$ [-]	$\Gamma^{(-)}$ [-]	$\Delta M^{(+/-)}/M^{(-)}$ [-]
N_b	484	564	-	-	14%
$0{,}5N_b$	250	290	52%	51%	14%
$1{,}5N_b$	714	838	148%	149%	15%

4.4.3 Influența coeficientului de frecare

Coeficientul de frecare între suprafețele în contact este o caracteristică importantă de proiectare. Pentru a examina influența sa asupra performanței îmbinării sunt luate în considerare trei valori diferite ale coeficientului de frecare dinamică μ, și anume: percentila de 5% ($\mu_{5\%}$), percentila de 95% ($\mu_{95\%}$), și valoarea medie (μ_{avg}) egală cu 0,59 (Tabelul 4.3).

În Figura 4.25 se prezintă răspunsul, definit prin curba moment-rotire, rezultat în urma analizei numerice. După cum se poate observa, cum cât este mai mare percentila coeficientului de frecare, cu atât crește și rezistența îmbinării. Această observație confirmă necesitatea de a lua în considerare variația proprietăților tribologice ale plăcuțelor de frână la proiectarea elementelor structurale elastice.

Un fenomen similar de consolidare/degradare apare la ambele configurații ale îmbinării, iar curbele de răspuns par proporționale cu valoarea coeficientul de frecare. În Tabelele 4.6 și 4.7 se raportează variația momentului capabil al modelelor FD-1-2-DS și FD-2-2-DS analizate la valori mai mari ale coeficientului de frecare (μ_{medie} și $\mu_{95\%}$) în raport cu valoarea de proiectare ($\mu_{5\%}$), sub acțiunea momentului încovoietor negativ ($M^{(-)}$) și pozitiv ($M^{(+)}$).

Tabelul 4.6 Momentele încovoietoare pentru modelul FD 1-2 ținând cont de variația coeficientului de frecare

Coeficientul de frecare	**Δμ [-]**	**$M^{(+)}$ [kNm]**	**$M^{(-)}$ [kNm]**	**$\Gamma^{(+)}$ [-]**	**$\Gamma^{(-)}$ [-]**	**$\Delta M^{(+/-)}/M^{(-)}$ [-]**
$\mu_{5\%}$	-	446	593	-	-	25%
μ_{medie}	110%	521	670	117%	113%	22%
$\mu_{95\%}$	117%	535	733	120%	124%	27%

Tabelul 4.7 Momentele încovoietoare pentru modelul FD 2-2 ținând cont de variația coeficientului de frecare

Coeficientul de frecare	**Δμ [-]**	**$M^{(+)}$ [kNm]**	**$M^{(-)}$ [kNm]**	**$\Gamma^{(+)}$ [-]**	**$\Gamma^{(-)}$ [-]**	**$\Delta M^{(+/-)}/M^{(-)}$ [-]**
$\mu_{5\%}$	-	484	564	-	-	14%
μ_{medie}	110%	529	627	109%	111%	16%
$\mu_{95\%}$	117%	568	679	117%	120%	16%

Variația eforturilor pentru modelul FD-1-2-DS diferă în raport cu variația coeficientului de frecare. Se poate observa o creștere mai mare a momentului încovoietor, pentru aceeași creștere a coeficientului de frecare. Pe de altă parte, rezultatele raportate în Tabelul 4.7 pentru modelul FD-2-2-DS indică dependența dintre momentul încovoietor capabil și variația coeficientului de frecare.

Parametrul $\Delta M^{(+/-)}/M^{(-)}$ evaluat și pentru acest set de analize numerice, confirmă observația anterioară privind relația dintre configurația amortizorului și răspunsul diferit sub acțiunea momentului încovoietor pozitiv și negativ (variația valorilor constituind aproximativ 25% pentru configurația 1 și cca 15% pentru configurația 2).

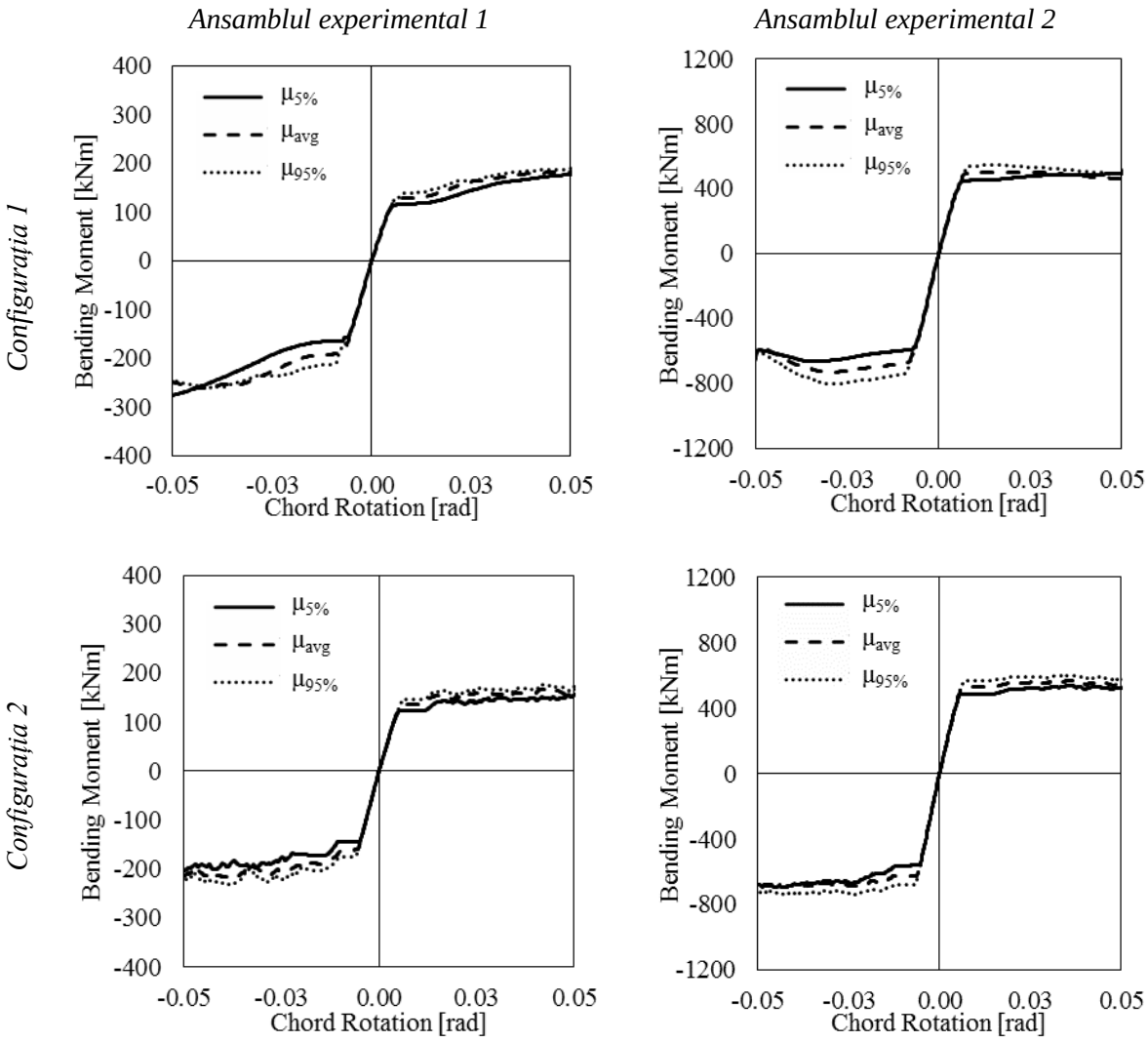


Figura 4.25 Comparație între configurația 1 și configurația 2 a îmbinărilor

4.5 BIBLIOGRAFIE

[1] Latour M., Piluso V., Rizzano G. (2014) "Experimental Analysis on Friction Materials for Supplemental Damping Devices", Construction and Building Materials, 65:159-176.

[2] Dassault Systèmes. Abaqus analysis 6.14 User's manual. Simulia Inc.; 2015

[3] M. D'Aniello, D. Cassiano, R. Landolfo, "Monotonic and cyclic inelastic tensile response of European preloadable GR10.9 bolt assemblies", Journal of Constructional Steel Research, vol. 124, pp. 77-90, 2016.

[4] M. D'Aniello, D. Cassiano, R. Landolfo, "Simplified criteria for finite element modelling of European preloadable bolts", Steel and Composite Structures, vol. 24(6), pp. 643-658, 2017.

[5] Cassiano D., D'Aniello M., Rebelo C., (2017) Parametric finite element analyses on flush end-plate joints under column removal. Journal of Constructional Steel Research, 137: 77–92.

[6] Cassiano D., D'Aniello M., Rebelo C., (2018). Seismic behaviour of gravity load designed flush end-plate joints. Steel and Composite Structures, An International Journal, 26(5): 621-634. DOI: https://doi.org/10.12989/scs.2018.26.5.621.

[7] D'Aniello M., Tartaglia R., Costanzo S., Landolfo R. "Seismic design of extended stiffened end-plate joints in the framework of Eurocodes". Journal of Constructional Steel Research, 128, 512–527, 2017

[8] Tartaglia R., D'Aniello M., Rassati G.A., Swanson J.A., Landolfo R. (2018). Full strength extended stiffened end-plate joints: AISC vs recent European design criteria. Engineering Structures, 159:155–171.

[9] Tartaglia R., D'Aniello M., Zimbru M., Landolfo R., (2018). Finite element simulations on the ultimate response of extended stiffened end-plate joints. Steel and Composite Structures, An International Journal 27(6): 727-745. DOI: 10.12989/scs.2018.27.6.727.

[10] Tartaglia R., D'Aniello M., Landolfo R., (2018). The influence of rib stiffeners on the response of extended end-plate joints. Journal of Constructional Steel Research, 148: 669–690.

[11] ANSI/AISC 341-16 (2016). "Seismic Provisions for Structural Steel Buildings". American Institute of Steel Construction.

[12] Tartaglia R., D'Aniello M., "Nonlinear performance of extended stiffened end plate bolted beam-to-column joints subjected to column removal" The Open Civil Engineering Journal, 2017, 11: 369-383

[13] D'Aniello M., Cassiano D., Landolfo R. "Monotonic and cyclic inelastic tensile response of European preloadable GR10.9 bolt assemblies". Journal of Constructional Steel Research, 124: 77–90, 2016.

[14] D'Aniello M., Cassiano D., Landolfo R., (2017) Simplified criteria for finite element modelling of European preloadable bolts. Steel and Composite Structures, An International Journal,24(6): 643-658.

[15] Zimbru M., D'Aniello M., De Martino A., Latour M., Rizzano G., Piluso V., (2018). Investigation on Friction Features of Dissipative Lap Shear Connections by Means of Experimental and Numerical Tests. The Open Construction and Building Technology Journal, 12(Suppl-1, M9): 154-169.

[16] Francavilla A.B., Latour M., Piluso V., Rizzano G. (2015). Simplified finite element analysis of bolted T-stub connection components. Engineering Structures, 100: 656-664

CAPITOLUL 5

COMPORTAREA ÎMBINĂRILOR LA ÎNCERCĂRI LA IMPACT

5.1 INTRODUCERE

Comportarea îmbinărilor grindă-stâlp supuse la încercări la impact poate fi diferită de comportarea în condiții normale de încărcare [1–4]. Acest lucru se datorează în principal deformațiilor mari în mai multe componente ale îmbinărilor, care provin din vitezele înalte de încărcare caracteristice încercărilor la impact.

Viteza de deformație este proprietatea care definește variația deformațiilor unui material (d_ε) într-o unitate de timp (d_t): d_ε/d_t, având o influență considerabilă asupra curbei tensiune-deformație a oțelului. În general, creșterea caracteristicilor de rezistență la sporirea vitezei de deformație este mai pronunțată pentru oțelurile cu ductilitate înaltă. De exemplu, pentru oțelul obișnuit, limita de curgere la viteze mari de deformație (aproximativ $600s^{-1}$) este de 1,5 ori mai mare decât limita de curgere a oțelului supus la încărcări statice [5,6], în timp ce creșterea limitei de curgere oțelul de înaltă rezistență utilizat pentru șuruburi nu depășește 10% [1,7,8]. În plus, vitezele mari de deformație implică pierderi de ductilitate.

Variația caracteristicilor de rezistență ale oțelului la viteze mari de deformație este descrisă de parametrul *DIF* (factor de creștere dinamică), dat de raportul dintre rezistența la viteze mari de deformație și rezistența la încărcări statice. Printre modelele care reproduc factorul de creștere dinamică a rezistenței de curgere, disponibile în literatura de specialitate [9,10], se numără și modelul Johnson-Cook [9], care descrie dependența dintre viteza de deformație și rezistența materialului printr-o funcție logaritmică.

Întrucât îmbinările sunt alcătuite, de obicei, din componente de diferite clase de oțel (de obicei oțel de înaltă rezistență pentru șuruburi și oțel moale pentru plăci), comportarea globală a îmbinărilor din oțel la solicitări dinamice poate să difere semnificativ de comportarea la solicitări statice. În general, rezistența elastică și cea ultimă cresc odată cu viteza de deformație, în timp ce ductilitatea tinde să se reducă [1-4]. Deoarece ductilitatea locală corespunzătoare a îmbinărilor este esențială pentru disiparea energiei [11,12], pentru o modelare structurală riguroasă este necesar să se țină cont de efectul vitezei de deformație.

În acest capitol, se raportează succint rezultatele și concluziile obținute în cadrul proiectului FREEDAM [13], referitoare la răspunsul îmbinărilor FREEDAM supuse încercărilor la impact. Informații mai detaliate în această privință sunt raportate în tezele de doctorat ale inginerilor Marina D'Antimo [14] și Ana Francisca Santos [15].

5.2 COMPORTAREA AMORTIZOARELOR FREEDAM LA ÎNCERCĂRI LA IMPACT

5.2.1 Descrierea specimenelor și a programului experimental

Ansamblele experimentale prezentate în Figura 5.1 sunt similare cu cele supuse la încercări ciclice. Aceste specimene sunt îmbinări cu eclise supuse la forfecare, cu două plăcuțe de frână suplimentare de 8 mm, realizate din oțel S275JR, acoperite cu aluminiu pulverizat termic și fixate cu șuruburi pretensionate M20. Prima parte a specimenului este "partea mobilă", în care placa interioară (din oțel inoxidabil AISI304) este dotată cu găuri ovalizate pentru a simula alunecarea tălpii vutei din îmbinarea FREEDAM. A doua parte a specimenului este "partea fixă", cu rolul de prindere a specimenului de standul experimental prin intermediul unei plăci din oțel S275JR. Pentru a reproduce efectul distribuției forțelor din șurub pe suprafață, între capul șuruburilor și plăcuțele de frână sunt amplasate două plăci metalice exterioare cu grosimea de 15 mm. Pentru a evalua diferite moduri de cedare a amortizorului cu frecare, au fost modelate trei variații a configurației "standard" prezentată în Figura 5.1, fiind proiectate în conformitate cu Eurocod 3 [16] (Figura 5.2).

Întregul program experimental este prezentat în Tabelul 5.1, și este împărțit în trei grupuri. Specimenul *a* din grupul A (Figura 5.2) are două găuri ovalizate cu o lungime totală de 41 mm, și plăci interioare cu o grosime de 30 mm fixate cu șuruburi pretensionate M20 10.9 HV. În grupul B specimenele *a* au fost supuse încercărilor statice iar specimenele *b* – încercărilor la impact, în toate cele 8 încercări fiind utilizate șuruburi M20 8.8 SB. De menționat că specimenele *b* diferă de specimenele *a* printr-o lungime mai mare a găurilor ovalizate (Figura 5.2). În cele din urmă, Specimenul *c*, utilizat în grupul C, diferă de configurația *a* prin grosimea mai mică a plăcilor interioare (10 mm), pentru a investiga cedarea prin presiune pe gaură. Lățimea plăcii interioare a părții fixe a fost mărită pentru a asigura cedarea părții mobile a specimenului. Și în final, pentru fiecare grup al programului experimental au fost utilizate cele trei materiale de acoperire selectate anterior prin încercările ciclice ale amortizoarelor FREEDAM: M1, M4 și M6.

În total au fost efectuate 32 încercări la impact. În plus, au fost efectuate și 8 încercări quasi-statice, folosite ca referință pentru evaluarea rezultatelor încercărilor la impact. Înainte de fiecare încercare, șuruburile au fost strânse cu ajutorul unei chei dinamometrice calibrate pentru a introduce o forță de pretensionare F_p egală cu $0{,}5 \cdot f_{ub} \cdot A_s$ (f_{ub} fiind capacitatea ultimă de rezistență a șurubului, iar A_s – aria de rezistență a șurubului). Valoarea momentului de torsiune aplicat fiecărui șurub depinde de valoarea forței de pretensionare de proiectare F_p, de diametrul șurubului d și de factorul k.

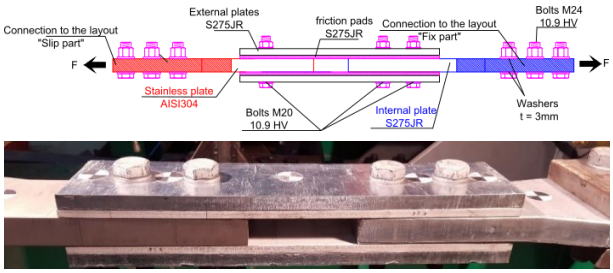
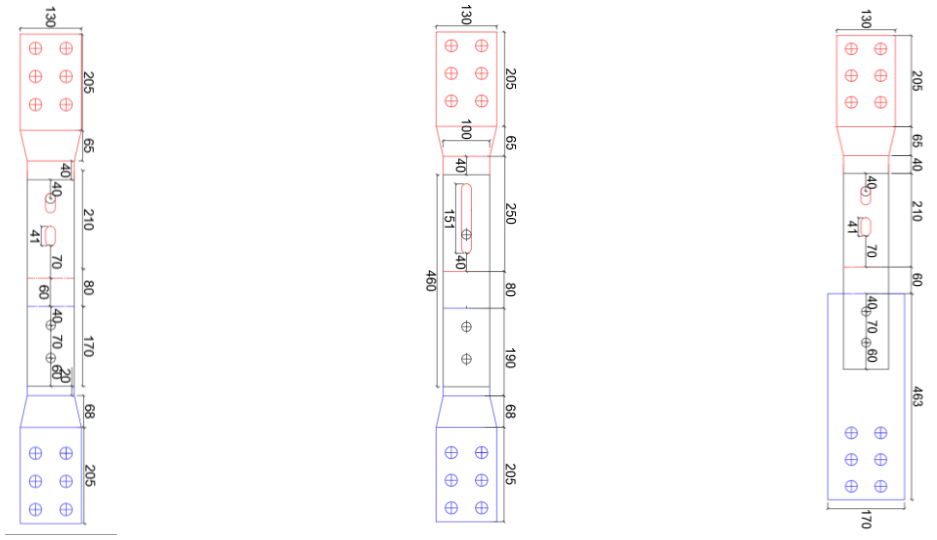


Figura 5.1 Specimen FREEDAM: Vedere laterală



Configurația *a* Configurația *b* Configurația *c*

Figura 5.2 Specimene supuse încercărilor: Vedere frontală (dimensiuni în mm)

Tabelul 5.1 Programul experimental

[1] ID	Specimen	Șurub	Forța de pretensionare	[2] Tipul încercării
Grupul A				
T3- M4/M1/M6-SI-30	a	M20 10,9 HV	122,5 kN	4 Impacturi. 20bari; 50bari; 75bari; 100bari
T4- M1/M6- FI-30				100bari
T8-M4/M6/M1-St.-30				Monoton FC: 0.2KN/s
T10/11 –M4–St. 30				Monoton DC: 0.01mm/s
Grupul B				
T1-M1- SI-30	b	M20 8,8 SB	98 kN	3 Impacturi: 40bari; 60bari; 80bari
T2-M1- FI-30				80bari
T1-M6- SI-30				3 Impacturi: 20bari;40bari; 60bari
T7-M1/M6-St.-30	a			Monoton FC: 0.2kN/s
Grupul C				
T5-M4- SI-10	c	M20 10,9 HV	122,5 kN	5 Impacturi: 50bari; 80bari; 100bari; 120bari; 150bari
T5-M1/M6- SI-10				3 Impacturi:50 bari; 100bari; 150 bari
T9-M1-St.-10				Monoton [2]FC: 0.2kN/s

[1]ID-ul încercării: Tn°- X- Tt – Pt; unde:
Tn°=numărul încercării; X=notația materialului de acoperire (M4, M1, M6); Tt=tipul încercării: secvențială (SI), completă (FI), statică (St.); Pt=grosimea plăcii interioare [mm].
[2]FC – încercare în control de forță; DC- încercare în control de deplasare.

5.2.2 Montajul experimental

Montajul experimental al încercărilor la impact este prezentat în Figura 5.3. Acesta include două grinzi orizontale HEB 500 fixate de planșeul puternic al laboratorului. La un capăt aceste grinzi sunt amplasate perpendicular cadrului rigid de reacțiune compus din două profiluri IPE450, iar la celălalt capăt sunt fixate printr-o grindă HEB650. Toate elementele metalice ale ansamblului experimental au fost realizate din oțel S355, structura rigidă obținută fiind capabilă să preia solicitările de impact fără a suferi deformări sau rotiri. Mai mult decât atât, elementul prin care se aplică încărcarea de impact ("*flying beam*") este poziționat paralel cu cadrul de reacțiune, și este realizat dintr-un profil foarte rigid (HEM340) pentru a exclude deformațiile semnificative. La capătul opus punctului de aplicare a sarcinii, această grindă este fixată de un pivot. Detalii suplimentare privind montajul experimental sunt prezentate în [17].

Specimenul supus încercărilor este fixat de cadrul de reacțiune și de "*flying beam*". Condițiile de margine ale specimenului depind de natura solicitărilor impuse. În acest caz, specimenul a fost fixat articulat pentru a transmite doar eforturile axiale (Figura 5.3).

Pot fi efectuate două tipuri de încercări la impact utilizând acest montaj experimental - complet și secvențial (FI sau SI). La încercarea secvențială la impact, specimenul este încărcat și descărcat de mai multe ori, presiunea crescând la fiecare secvență, până la cedare (liniile roșii din Figura 5.4). Astfel se poate determina aproximativ limita de rupere. Din secvențele de descărcare se poate obține o aproximare a rigidității elastice a specimenului. Pentru o încercare completă la impact, se utilizează presiunea de colaps din încercarea secvențială.

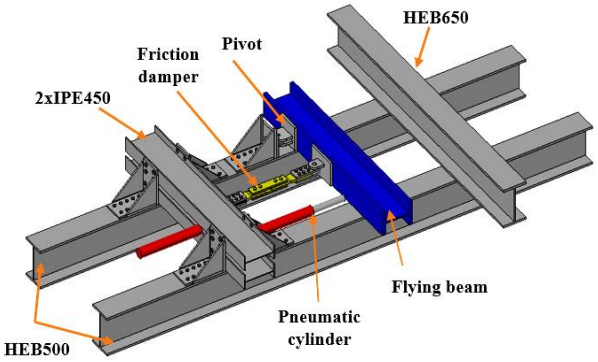


Figura 5.3 Schița montajului experimental al amortizoarelor cu frecare supuse încercărilor la impact

Instrumentele necesare pentru încercările la impact nu sunt la fel de simple ca pentru încercările quasi-statice, datorită naturii dinamice a încărcării. În primul rând, forțele de inerție ale sistemului nu mai sunt neglijabile și, în al doilea rând, instrumentele montajului experimental trebuie să fie specifice pentru înregistrarea încercărilor de scurtă durată. Este necesară înregistrarea nu doar a forțelor și deplasărilor, ci și accelerațiilor și vitezelor. Forța este măsurată de o celulă de sarcină, iar deformațiile - de senzorii de triangulare cu laser. În plus, a fost folosită și o cameră de mare viteză Photron, care a înregistrat încercările și a furnizat informații în termeni de deplasări, viteze și accelerații în anumite puncte ale specimenului. În plus, pentru a lua în considerare forțele de inerție ale grinzii, două accelerometre au înregistrat accelerațiile în centrul de greutate al "flying beam" a_{cm} și în punctul de aplicare a forței a_f.

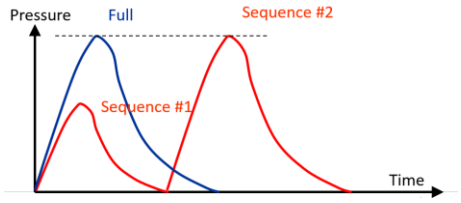


Figura 5.4 Tipurile încercărilor la impact – Schema protocolului de încercare

5.2.3 Rezultatele încercărilor experimentale

Scopul principal al acestor încercări a fost investigarea comportării amortizoarelor FREEDAM la încercări de impact, și evaluarea influenței vitezei de deformație induse de solicitările de impact asupra comportării de referință a acelorași specimene observată la încărcare quasi-statică. Această influență a fost măsurată printr-un factor dinamic "*DF*", care reprezintă raportul dintre un anumit parametru comportamental (P_i) la impact (*imp*) și același parametru la încărcare quasi-statică (*st*) (Ec. 5.1).

$$DF_{Pi} = \frac{P_{i,imp}}{P_{i,st}} \tag{5.1}$$

Au fost selectați cinci parametri comportamentali, și anume: coeficientul de frecare statică μ, limita de curgere și rezistența ultimă (F_y și F_u), rigiditatea elastică inițială după alunecare S_{ini} și deformația ultimă (capacitatea de ductilitate) a amortizorului după alunecare δ_u**.** În Figura 5.5 se prezintă acești parametri comportamentali pentru specimenele din Grupul A cu acoperirea M1 (Tabelul 5.1). În Tabelul 5.2 și Tabelul 5.3 se prezintă rezumă factorii dinamici obținuți pentru toate cazurile examinate.

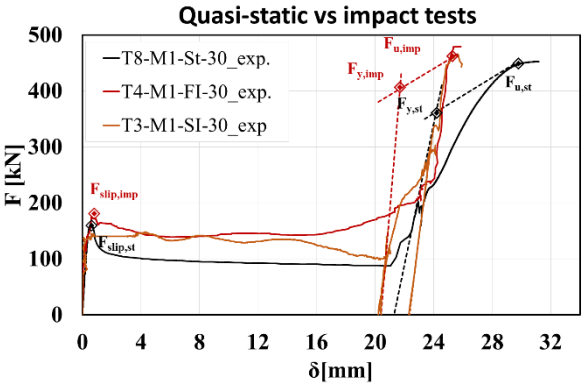


Figura 5.5 Diagramele forță-deplasare obținute experimental (Grupul A, M1)

Principalele concluzii formulate referitor la comportarea amortizoarelor FREEDAM sunt:

- S-a observat o creștere a rezistenței inițiale la frecare la încărcarea la impact (DF_{frict} în Tabelul 5.2). Atât la încercările la impact, cât și în cele quasi-statice, s-a observat o degradare a forței de alunecare după apariția fenomenului de alunecare (F_k / $F_{alunecare}$ în Tabelul 5.2). Totuși, indiferent de materialul de acoperire, această degradare a fost mai redusă la încercările la impact, deoarece la viteze înalte de încărcare coeficientul inițial de frecare este mai apropiat de coeficientul cinetic. Din această perspectivă, utilizarea amortizoarelor cu

frecare în cadrul îmbinărilor poate spori performanța acestora la viteze înalte de încărcare, întrucât rezistența lor la frecare crește odată cu viteza de deformație.

- Creșterea rigidității elastice inițiale după alunecare (*S*) odată cu viteza de încărcare, se datorează creșterii rezistenței materialelor din care sunt alcătuite componentele amortizorului cu frecare.
- Influența vitezei de încărcare asupra rezistenței ultime și a ductilității amortizorului cu frecare a fost mai mare în cazul cedării prin presiune pe gaură decât în cazul cedării prin forfecarea tijei șurubului (o creștere a rezistenței de la 5% la 11% și o scădere a ductilității de la 50% la 30%). Aceasta se datorează faptului că oțelul inoxidabil utilizat pentru plăci are o sensibilitate mai mare la viteza de deformație, decât oțelul de înaltă rezistență utilizat în șuruburi [18,19].
- Pentru specimenele examinate, modurile de cedare la încercări statice nu s-au modificat la creșterea vitezei de încărcare. Variația modurilor de cedare statică a îmbinărilor supuse încercărilor la impact nu este pe deplin înțeleasă, deoarece aparent depinde de mai multe aspecte: caracteristicile mecanice și geometrice ale componentelor îmbinării (grosimea plăcilor, diametrul șurubului), viteza de încărcare și condițiile de margine ale montajului experimental. De exemplu, studiul parametric efectuat de Ribeiro *et al.* [20] a demonstrat că elementele T comportă un mod de cedare fragil, la creșterea vitezei de încărcare. Pe de altă parte, alți autori au observat întotdeauna același mod de cedare, indiferent de grosimea plăcilor sau de viteza de încărcare [3,4].

Tabelul 5.2 Valorile factorilor dinamici de frecare și degradarea rezistenței la frecare

Material	**Clasa șurubului**	$F_k/F_{alunecare}$		DF_{frict}
		Statice	**Impact**	
M4	10.9 HV	0.8	0.84	1.06
M1	10.9 HV	0.7	0.9	1.04
	8.8 SB	0.48	0.84	1.09
M6	10.9 HV	0.5	1.15	1.13
	8.8 SB	0.67	0.83	1.03

F_k – forța de alunecare cinematică (forța la sfârșitul alunecării); $F_{alunecare}$ – forța inițială de alunecare (Figura 5.5)

Tabelul 5.3 Valorile factorilor dinamici în urma fenomenului de alunecare

Parametru	**DF**	**Grup**		
		A	**B**	**C**
S	DF_S	1.37	1.28	1.44
$\mathbf{F_y}$	DF_y	1.08	-	1.3
$\mathbf{F_u}$	DF_u	1.04	1.09	1.11
$\boldsymbol{\delta_u}$	DF_δ	0.72	0.57	0.44

5.2.4 Simularea rezultatelor experimentale

Studiul numeric efectuat în urma campaniei experimentale a permis aprofundarea cunoștințelor privind comportarea amortizorului cu frecare. Inițial, modelul a fost calibrat prin simularea rezultatelor experimentale. După calibrare, s-a efectuat un studiu parametric luând în calcul: i) patru grosimi ale plăcii interioare (8 mm, 10 mm, 15 mm și 30 mm), pentru a examina diferite moduri de cedare, ii) variația forței de pretensionare a șurubului; iii) diferite viteze de încărcare.

Toate analizele numerice au fost efectuate cu ajutorul programului de calcul ABAQUS, utilizând solver-ul Dinamic Implicit [21], analiza quasi-statică pentru captarea comportării quasi-statice și procedura de disipare moderată pentru captarea răspunsului dinamic al specimenelor.

Caracteristicile geometrice ale modelului rămân aceleași ca în cazul specimenelor descrise în secțiunea anterioară (Figura 5.6). Placa glisantă a fost liberă, iar la celălalt capăt s-a impus o deplasare plăcii fixe. Încărcarea a fost aplicată în două etape. În primă fază, șuruburile au fost pretensionate prin variația gradientului de temperatură, urmând ca în a doua fază să fie aplicată o forță de tracțiune asupra plăcii interioare din inox. Pentru analiza quasi-statică, deplasările au fost aplicate monoton. Pentru a calibra modelele numerice dinamice, diagramele experimentale ale deplasării în timp au fost aplicate drept condiție de margine.

Modelul numeric a fost creat cu elemente finite solide hexagonale de tip C3D8R ("first-order reduced integration continuum elements"), capabile să reproducă neliniaritățile geometrice și cele de material. Componenta normală a contactului dintre suprafețe a fost definit prin opțiunea "hard-contact" care permite separarea. În ceea ce privește componenta tangențială, în funcție de tipul suprafețelor de contact au fost definite proprietăți diferite. Pentru piesele care nu intră în contact cu plăcuțele de frână a fost introdus un coeficient de frecare egal cu 0,2. Pentru celelalte părți, valoarea adoptată a coeficientului de frecare a fost egală cu valoarea experimentală. După cum s-a menționat în paragrafele anterioare, în timpul alunecării amortizorului se observă o degradare a rezistenței la frecare. Conform rezultatelor experimentale, se consideră că acest fenomen a condus la degradarea forței de pretensionare a șuruburilor. Pentru încercările la impact, a fost adoptat un model dependent de viteza de alunecare, luând în considerare DF_{frict}, prezentat în Tabelul 5.2.

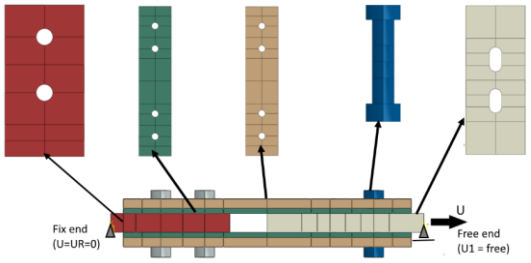


Figura 5.6 Modelul numeric al amortizorului cu frecare. Geometrie și condiții de margine

Un aspect-cheie al acestor simulări numerice a fost definirea proprietăților de material pentru diferite părți ale amortizorului. Pentru o evaluare riguroasă a comportării statice și dinamice a amortizoarelor este necesară definirea completă a diagramelor tensiune-deformație ale materialelor, modelarea cedării și luarea în considerație a influenței vitezei de deformație asupra curbei de material. Cedarea materialelor a fost introdusă prin modelul de cedare ductilă predefinit

în ABAQUS, iar efectele vitezei de deformație au fost luate în calcul utilizând modelul Johnson-Cook [22].

Modelele MEF au reprodus destul de exact răspunsul experimental al specimenelor în termeni de forță-deplasare, fapt ilustrat în Figura 5.7.

Creșterea numărului de parametri analizați a făcut posibilă observarea diferitor moduri de cedare și deformație ale componentelor amortizorului, precum și trasarea liniilor de tendință care descriu influența vitezei de deformație asupra anumitor caracteristici ale răspunsului. Pentru exemplificare, în Figura 5.8 se prezintă influența vitezei de deformație asupra rezistenței ultime și a deformației șurubului și a plăcii glisante. Liniile de tendință obținute au fost utilizate ulterior într-un model analitic pentru a caracteriza aceste elemente [23].

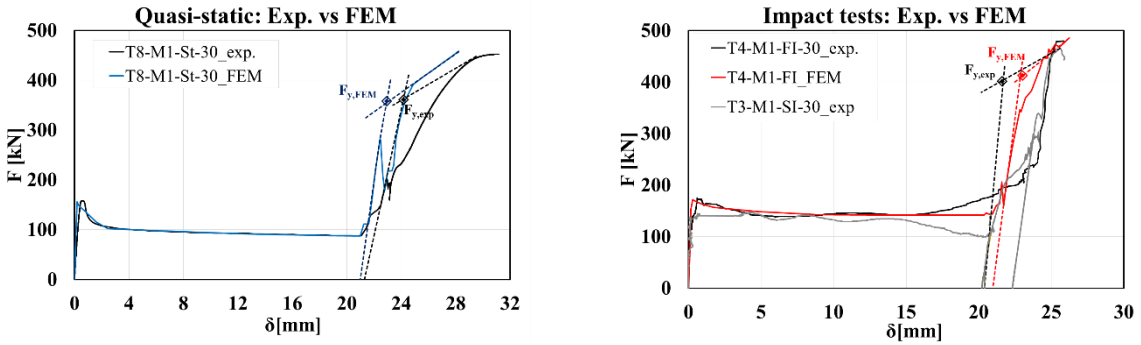


Figura 5.7 Comparație între rezultatele încercărilor experimentale și ale simulărilor numerice

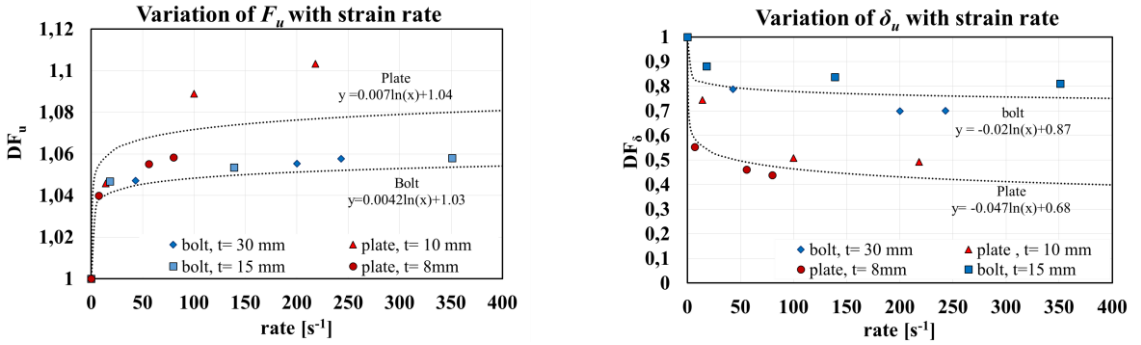


Figura 5.8 Influența vitezei de deformație asupra răspunsului amortizorului cu frecare

5.3 COMPORTAREA ÎMBINĂRILOR FREEDAM LA ÎNCERCĂRI LA IMPACT

5.3.1 Tipologia specimenelor supuse la încercări

Deși specimenele supuse la încercări în cadrul Universității din Coimbra a Universității din Liege au configurații similare, totuși pentru nodurile marginale și intermediare au fost folosiți stâlpi diferiți - HEM340 și HEB220 (Figura 5.9 și Figura 5.10). Aceste specimene sunt o variație a îmbinărilor DST (Double Split Tee), în care elementul T inferior este înlocuit cu un amortizor cu frecare, constituit din câteva corniere și plăcuțe de frână pretensionate, situate pe o vută suplimentară, prinsă cu șuruburi pretensionate clasa M12 10.9HV de talpa inferioară a unei grinzi IPE220. Cornierele și plăcuțele de frână pretensionate care alcătuiesc amortizorul cu frecare sunt prinse cu șase șuruburi M20 10.9 HV, două dintre care au fost pretensionate cu 30% din forța de pretensionare stipulată în Eurocod 3 partea 1-8: 50 kN [24].

Talpa superioară a grinzii este prinsă de stâlp printr-un element T cu șuruburi, iar talpa inferioară este prinsă de o vută suplimentară, legată de stâlp printr-un sistem de corniere. Plăcuțele de frână acoperite cu materialul de fricțiune M4, sunt amplasate între talpa vutei și corniere, alcătuind amortizorul cu frecare. În plus, pentru a asigura cursa amortizorului cu frecare, talpa vutei este dotată cu mai multe găuri ovalizate. Toate elementele sunt realizate din oțel S275JR, cu excepția tălpii vutei, fabricată din oțel inoxidabil AISI 304.

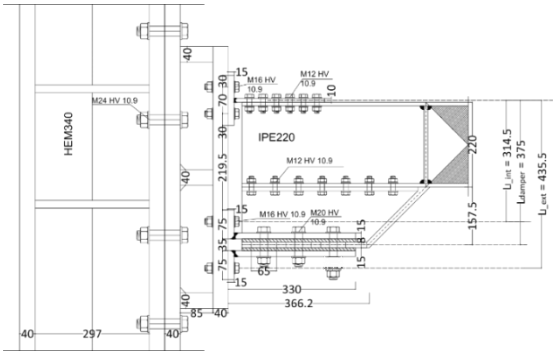


Figura 5.9 Schema nodului marginal supus la încercări (Universitatea din Coimbra)

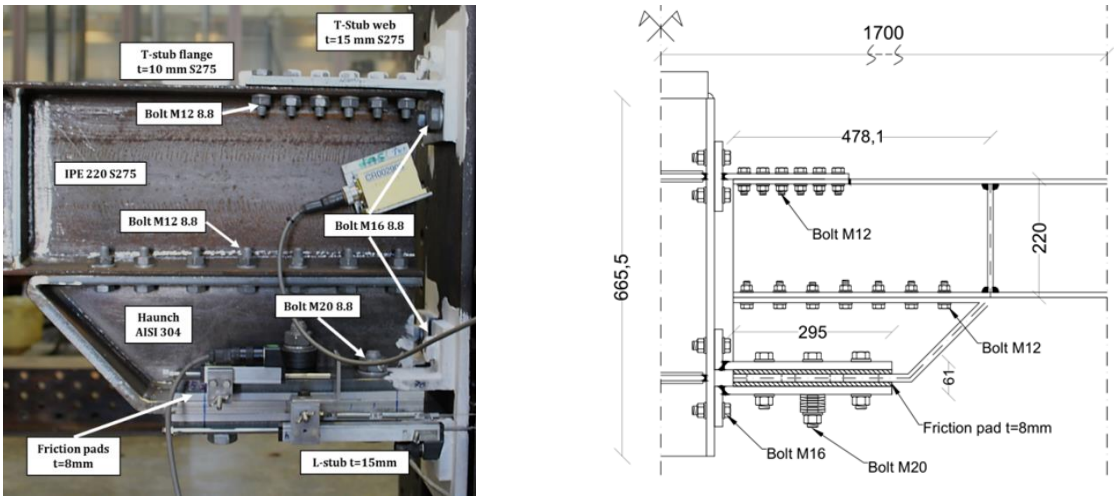


Figura 5.10 Principalele componente ale nodurilor intermediare (Universitatea din Liege)

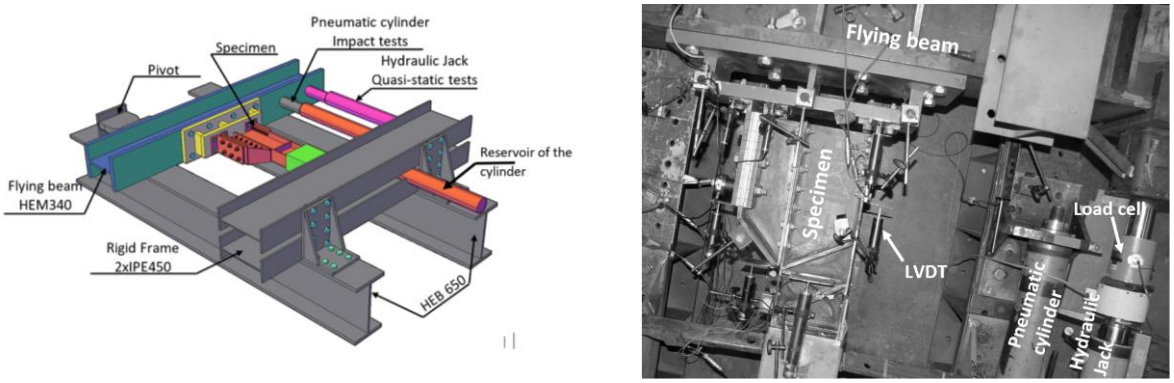
5.3.2 Încercări pe noduri marginale. Montajul și programul experimental

Îmbinarea a fost încercată la moment încovoietor negativ, iar campania experimentală a considerat un număr total de patru încercări (Tabelul 5.4): o încercare quasi-statică și trei încercări la impact. Încărcarea de impact a fost aplicată într-un mod secvențial. Valorile vitezei din Tabelul 5.4 reprezintă vitezele inițiale ale actuatorului, și au fost estimate pe baza măsurătorilor de presiune. De menționat că viteza nu este constantă, ci variază pe parcursul încercărilor.

Montajul experimental, inclusiv instrumentele de măsurare, rămân aceleași ca în cazul încercărilor experimentale pe amortizoarele FREEDAM (capitolul 2). Totuși, în acest caz, îmbinarea este prinsă direct de "*flying beam*", iar la capătul opus sunt impuse legături care blochează deplasările verticale ale grinzii, dar permite alunecarea orizontală (Figura 5.11).

Tabelul 5.4 Programul experimental

Tipul de încercare	Quasi-statică	Impact
Schema de încărcare	Monotonă:	Impact secvențial:
	control de deplasare 0,02 mm/s	75 bar (500 mm/s); 120 bar (1000mm/s) ; 200 bar (1200mm/s)



a) Reprezentare 3D *b) O parte din montajul experimental*

Figura 5.11 Montajul experimental

5.3.3 Rezultatele încercărilor experimentale

În Figura 5.12 se prezintă diagramele experimentale moment-rotire (M –Ø) obținute în fiecare secvență a încercărilor la impact (Impact 1, Impact 2 și Impact 3), precum și curba quasi-statică M –Ø.

Indiferent de tipul de încercare, diagramele experimentale arată că răspunsul îmbinărilor depinde de comportarea amortizorului cu frecare până la atingerea cursei maxime. La compararea răspunsului quasi-static cu răspunsul la impact (Impact 1 - 75 bari), s-a observat un factor *DF* = 1,14 pentru rezistența la frecare ($M_{alunecare}$ în Figura 5.12). În plus, în timpul alunecării la încărcare quasi-statică, se produce o degradare vizibilă a rezistenței la frecare, iar la impact, această valoare crește datorită creșterii vitezei prin alunecare [25].

După alunecarea completă a dispozitivului cu frecare, sunt activate componente suplimentare ale îmbinării și apar plasticizări ale unor părți nedisipative. La încercări quasi-statice, cedarea la încovoiere a elementului T s-a produs prin ruperea spirelor filetului șuruburilor din talpa elementului T (Figura 5.13). Acest mod de cedare, deși nedorit, este specific șuruburilor în sistem HV solicitate la tracțiune, și, în consecință, elementelor T cu șuruburi HV, proiectate pentru a ceda în modul 2 sau 3 [1,26,27].

După efectuarea primei încercări la impact (Impact 1 – 75 bari), au fost efectuate două încercări suplimentare la presiuni mai mari. Din păcate, aceste presiuni nu au fost suficiente pentru a cauza cedarea îmbinării. Cu toate acestea, se poate observa că după alunecare la încercările la impact, comportarea specimenelor urmează scenariul static.

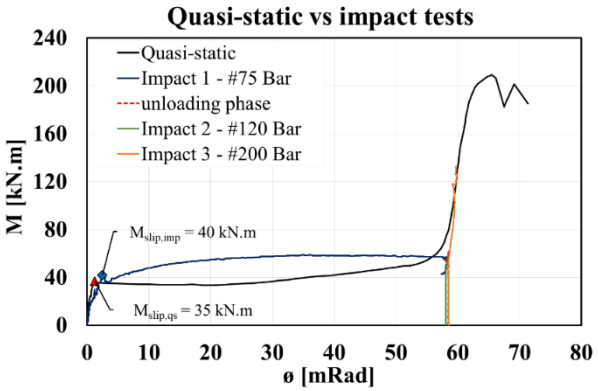


Figura 5.12 Răspunsul experimental al îmbinării în termeni de rotire: încercările quasi-statice vs încercările la impact

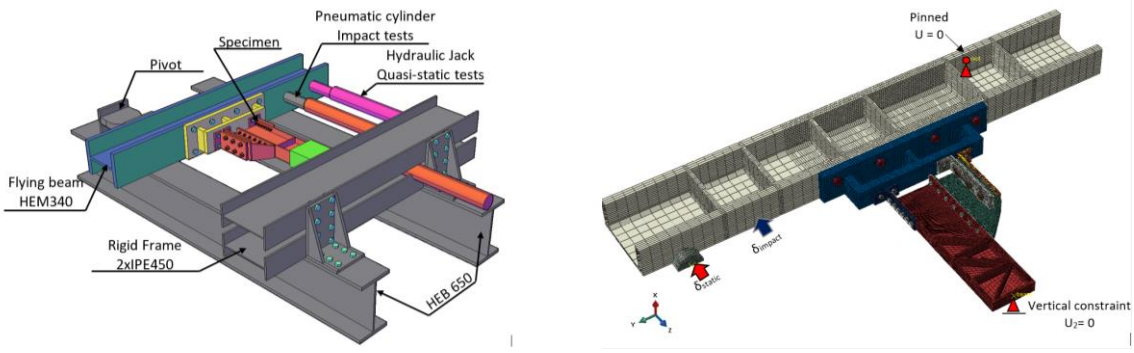
Figura 5.13 Îmbinare după cedare: element T

5.3.4 Simularea numerică a încercărilor experimentale

Simulările numerice pe îmbinări FREEDAM au fost efectuate prin programul de calcul ABAQUS. Pentru a reduce timpul de calcul, ansamblul experimental a fost simplificat. Întrucât specimenul este simetric în planul XX, a fost modelat doar jumătate de specimen. A fost omis cadrul de reacțiune, reazemele fiind modelate cu puncte de referință cărora li s-au aplicat legăturile necesare (reazemele articulate și legăturile verticale în Figura 5.14b), în timp ce tija actuatorului a fost modelată ca un obiect solid căruia i se aplică o deplasare variabilă în timp.

Au fost modelate cinci părți diferite: i) grinda HEM 340 "*flying beam*"; ii) grinda IPE 220; iii) actuatorul; iv) partea fixă care leagă îmbinarea de grinda HEM 340, și v) toate părțile îmbinării FREEDAM. Șuruburile au fost modelate ca o singură piesă tijă+cap+piuliță, cu excepția șuruburilor M16 HV, unde tranziția dintre tija netedă și spire a fost modelată prin reducerea secțiunii transversale a șurubului, conform metodei sugerate de Grimsno *et al.* [28], pentru a reproduce mai riguros cedarea spirelor din piulițe observată experimental (Figura 5.15).

În ceea ce privește proprietățile și ipotezele de modelare (discretizarea, interacțiunea de contact, pretensionarea, proprietățile materialelor etc.), toate aceste aspecte au fost abordate similar ca în cazul amortizoarelor FREEDAM.



a) Schema experimentală 3D *b) Modelul MEF*

Figura 5.14 Modelul MEF. Condiții de margine

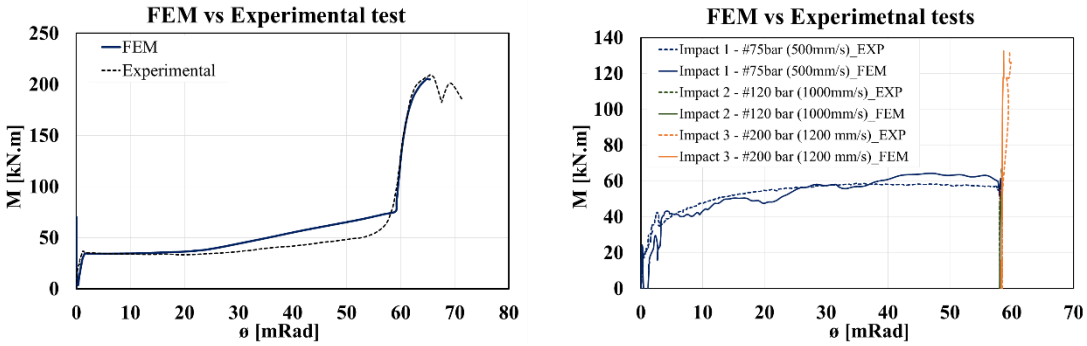
a) Dimensiunile modelului (în mm) *b) Finețea discretizării în elemente finite*

Figura 5.15 Modelarea șurubului M16 HV

Analiza numerică a fost realizată în două etape: în primul rând au fost simulate încercările experimentale (Figura 5.16), iar ulterior s-a efectuat un studiu parametric, având în vedere: i) semnul momentului încovoietor ("hogging" și "sagging"), ii) efectul ductilității șurubului prin simularea utilizării a 2 piulițe în șuruburile HV și iii) viteza de încărcare.

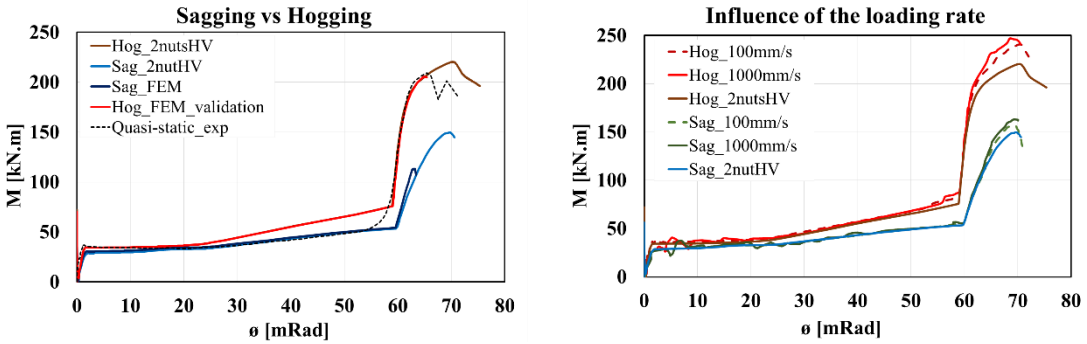
Pe baza rezultatelor numerice au fost formulate următoarele concluzii:

- Studiul numeric a arătat că comportarea îmbinării la moment încovoietor negativ și pozitiv nu este simetrică (Figura 5.17a). Până la alunecare, această simetrie s-a datorat deschiderii mai mari la moment încovoietor negativ a elementelor L în comparație cu elementele T [29]. După alunecare, comportarea asimetrică se datorează diferențelor dintre contribuția elementelor L superioare și a celor inferioare, din cauza deformării șuruburilor amortizorului la forfecare și la rezistența ultimă, acestea nefiind în contact cu inima elementelor L. Totuși, simulările numerice au demonstrat că acest răspuns ar putea fi îmbunătățit prin evitarea cedării prin ruperea fragilă a spirelor filetului piuliței șuruburilor în elementele T, prin simularea utilizării a 2 piulițe în aceste elemente (Figura 5.17a).
- În ceea ce privește răspunsul dinamic al îmbinării, odată cu viteza de încărcare se poate observa o creștere a rezistenței inițiale la frecare (DF_{frict} = 1,02..1,14), a rezistenței elastice (DF_{MRd} = 1,1..1,15) și a rezistenței finale (DF_{Mu} = 1,05..1,12). În schimb, ductilitatea scade, deși nu în mod semnificativ ($DF_{Øu}$ = 1,0..0,88). În rigiditatea inițială a specimenelor nu s-au observat modificări semnificative (Figura 5.17b).



a) Încercare quasi-statică *b) Încercare la impact*

Figura 5.16 Rezultatele numerice vs rezultatele experimentale



a) Efectul direcției de acțiune și ductilității șurubului *b) Efectul vitezei de încărcare*

Figura 5.17 Rezultate studiului parametric al modelului MEF

5.3.5 *Încercări pe noduri intermediare. Montajul și programul experimental*

Campania experimentală efectuată pe noduri intermediare a inclus o încercare statică monotonă și încercări la căderea greutății (încercări Pellini) pe două îmbinări grindă-stâlp diferite, echipate cu amortizoare cu frecare simetrică (SFD - Figura 5.18)

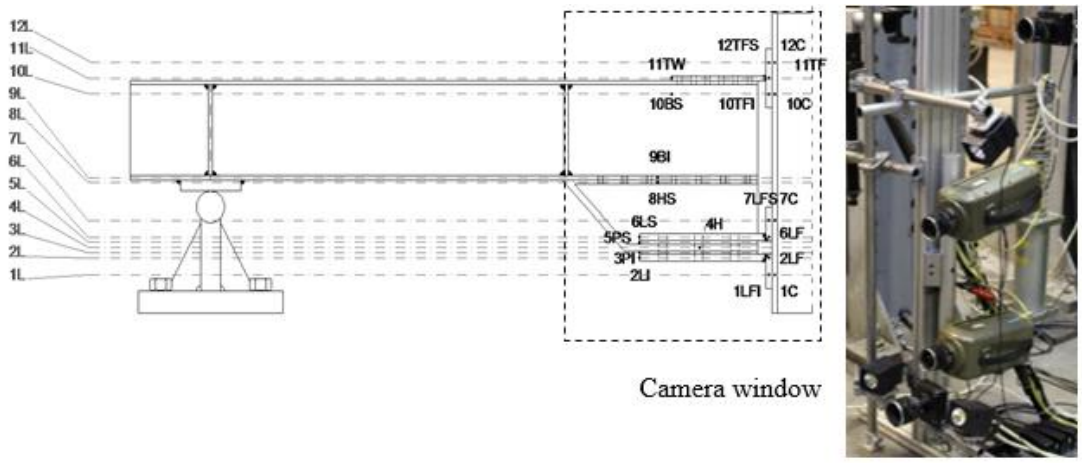


Figura 5.18 Încercarea la impact (jumătate de specimen) și măsurători prin corelarea imaginii digitale

Încercările la impact au fost efectuate prin căderea unui corp de impact, care lovește vârful stâlpului cu viteze variabile (Figura 5.18 și Figura 5.20). La încercările efectuate au fost modificați doi parametri: înălțimea de cădere a corpului de impact stabilită la maximum 4,1 metri de partea superioară a stâlpului, și greutatea corpului de impact (M1=211 kg și M2=460 kg – Figura 5.20). Acești parametri depind de valoarea-țintă a energiei de impact. Traiectoria corpului de impact este condusă până la impact și după recul de niște ghidaje tubulare (Figura 5.20). Specimenele sunt identificate cu printr-o notație alfanumerică care descrie principalele caracteristici ale încercării (Figura 5.19): (i) tipul de încercare (IT-încercarea la impact, ST-încercarea statică), (ii) configurația îmbinării (FR-îmbinarea FREEDAM), (iii) numărul încercării (01, 02 etc.), (iv) masa corpului de impact (M1=211kg sau M2=460 kg) și (v) înălțimea de cădere (H250-250mm).

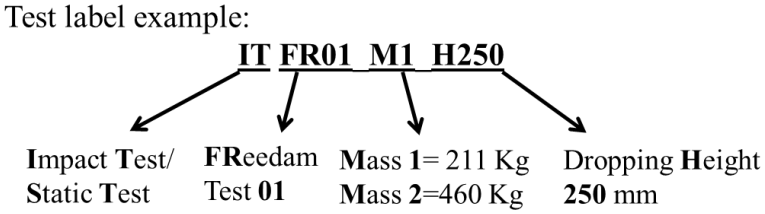


Figura 5.19 Nomenclatura specimenelor

După cum se raportează în Tabelul 5.5, au fost efectuate 6 încercări la impact. Pentru masa M1, înălțimile de cădere au variat de la 250 mm la 4300 mm, iar pentru masa M2, înălțimile au variat de la 250 mm până la 3744 mm (înălțimea maximă fiind calculată ținând cont de greutatea și masa specimenului). În general, viteza de cădere a variat de la 2,04 m/s la 8,45 m/s. Au fost încercate două specimene, primul fiind solicitat la impact de 5 ori, al doilea - o singură dată cu energia de impact maximă. În Tabelul 5.5 este prezentat sumarul încercărilor la impact, "1*" însemnând un impact secvențial asupra aceluiași specimen.

Au fost efectuate încercări la tracțiune pe materialul utilizat, precum și încercări de calibrare a echipamentului, care au constat în încercări la impact preliminare pe grinzi simplu rezemate [30].

Tabelul 5.5 Notația încercărilor la impact și caracteristicile lor principale

Încercare de impact	Model	M [kg]	h [m]	v [m/s]
ITFR01-M1-H250	1	211	0.25	2.04
ITFR02-M1-H4300	1	211	4.3	8.97
ITFR03-M2-H250	1*	460	0.25	1.98
ITFR04-M2-H2000	1*	460	2	6.09
ITFR05-M2-H2500	1*	460	2.5	6.93
ITFR06-M2-H3744	2	460	3.74	8.45

(a) (b) (c)

Figura 5.20 Montajul experimental pentru încercările la impact.
Masele b) M1 (211 kg) c) M2 (460 kg)

Toate măsurătorile pe parcursul încercărilor experimentale au fost efectuate prin corelarea digitală a imaginii (DIC) (Figura 5.18).

5.3.6 Rezultatele încercărilor experimentale

În figura 5.21 sunt prezentate diagramele forță-deplasare verticală și moment-rotire, obținute la încercările statice, prin utilizarea traductoarelor de deplasare și rotație. După cum era de așteptat, specimenul manifestă o comportare aproape perfect simetrică. Forța maximă a fost atinsă datorită pierderii bruște a stabilității globale în afara planului; pentru a evita acest fenomen la încercările la impact, ulterior au fost consolidate legăturile laterale impuse specimenelor. Aceste diagrame au fost utilizate ca rezultate de referință pentru a valida simulările numerice în cadrul studiilor parametrice.

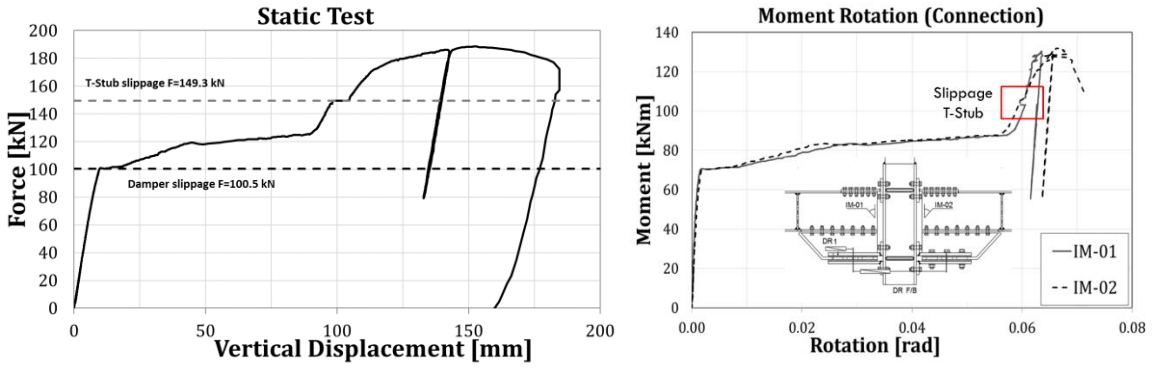


Figura 5.21 Diagramele forță - deplasare verticală și moment-rotire obținute la încercarea statică

Au fost efectuate două încercări la impact cu masa M1 pe specimenul 1: încercările ITFR01-M1-H250 și ITFR02-M1-H4300 (Tabelul 5.5). La prima încercare a fost adoptată o înălțime de cădere redusă (250 mm) pentru ca toate componentele îmbinării să rămână în domeniul elastic, iar la a doua încercare înălțimea de cădere a fost mărită (4300 mm) pentru a declanșa incursiunile în domeniul plastic.

Au fost efectuate patru încercări la impact cu masa M2. Trei dintre ele (ITFR03, ITFR04 și ITFR05) au fost efectuate pe specimenul 1, impacturile secvențiale asupra specimenului testat anterior cu masa M1 având principalul obiectiv de calibrare a ansamblului experimental cu masa M2. Ultima încercare (ITFR06) a fost efectuată pe specimenul 2, la capacitatea maximă a sistemului în termeni de energie și viteză. În timpul încercării deplasările mai multor puncte aparținând principalelor componente ale îmbinării au fost înregistrate de mai multe camere. Pentru exemplificare, în Figura 5.22 se prezintă diagrama deplasării verticale în timp a punctului 10 C (Figura 5.18). Rezultatele raportează o tendință similară de evoluție în timp a deplasării pentru toate punctele înregistrate.

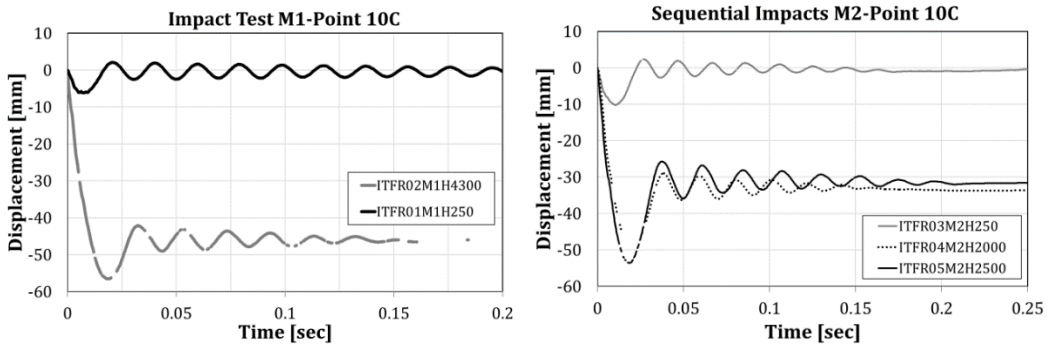


Figura 5.22 Rezultatele încercărilor la impact. Exemple de măsurare a deplasării în timp a punctului 10C

La încercările ITFR01-M1-H250 și ITFR03-M2-H250, componentele rămân în domeniul elastic, iar specimenul nu suferă deformații permanente. La sfârșitul încercării ITFR02-M1-H4300 a fost înregistrată o deformație permanentă de 46,2 mm, însă plasticizările apărute în elementele îmbinării au fost încă reduse. Într-adevăr, energia asociată impactului cu masa M1 nu a fost suficientă pentru a activa plasticitatea componentelor îmbinării; cu toate acestea, amortizorul cu frecare a înregistrat o alunecare de aproximativ 20 mm, rezultând deformațiile permanente susmenționate. Având în vedere lungimea totală a găurilor ovalizate de 65 mm și poziția șuruburilor în centrul găurilor, a fost atinsă cursa maximă a amortizorului. Încercarea la energia și viteza maximă disponibilă (ITFR06) a determinat o alunecare de 24 mm a amortizorului SFD și o deformație permanentă de 88,5 mm (Figura 5.25).

În toate încercările efectuate, vitezele de impact teoretice ($v_{theo,imp}$ – Ec. (5.1)) diferă de cele înregistrate prin măsurători ($v_{act,imp}$). Într-adevăr, vitezele reale sunt de obicei mai mici decât cele teoretice și, în consecință, același lucru este observat pentru energii ($E_{act,imp}$ - energia reală, $E_{theo,imp}$- energia teoretică, Ec. (5.2)).

$$v_{theo,imp} = \sqrt{2gh} < v_{act,imp} \quad (5.1)$$

$$E_{theo,imp} = \frac{1}{2} m v_{theo,imp}^2 < E_{act,imp} \quad (5.2)$$

unde: *g* - accelerația gravitațională, *m* - greutatea corpului de impact, *h* - înălțimea de cădere. În Tabelul 5. 6 sunt prezentate valorile reale și cele teoretice, demonstrând o dependență invers proporțională dintre înălțimea de cădere și dispersie. Diferența observată se datorează în principal frecării dintre corpul de impact și sistemul de ghidare, care nu este luată în considerare în estimarea teoretică. Totuși, raporturile dintre viteza teoretică și cea reală sunt aproape unitare

în toate cazurile, ceea ce arată o influență neglijabilă a frecării asupra vitezelor reale. În același tabel se raportează și valorile deplasărilor maxime (δ_{max}) și permanente (δ_{perm}) ale punctului 10C. Pentru secvențele de impact (ITFR03, ITFR04 și ITFR05) deplasarea permanentă se calculează cu referire la încercarea anterioară, a *i-a* deplasare maximă ($\delta_{max,i}$) trebuie însumată cu deplasările permanente ale tuturor impacturilor anterioare. Evident, creșterea înălțimii de cădere conduce la creșterea deformațiilor permanente.

Dacă viteza de impact este apropiată de cea de recul (viteza atunci când masa de impact părăsește corpul), impactul este considerat elastic. În realitate, un impact nu este niciodată complet elastic, o parte din energie fiind folosită pentru a deformația corpului afectat. Natura impactului poate fi caracterizată prin raportul dintre aceste viteze numit Coeficient de Restituire "COR" (Ec. (5.3)) care este prezentat în Tabelul 5.6. Valoarea aproape unitară a coeficientului COR indică un răspuns preponderent elastic al specimenului.

$$\mathrm{COR} = \frac{\mathrm{V_{reb}}}{\mathrm{V_{theo,imp}}} \leq 1 \qquad (5.3)$$

Coeficientul COR variază de la 0,58 pentru ITFR03 la 0,16 pentru ITFR02. Cel din urmă arată că sporirea energiei de impact (masa și/sau înălțimea) duce la o disipare mai intensă a energiei prin incursiunile în domeniul plastic; astfel, impactul devenind inelastic.

Tabelul 5.6 Rezultatele încercărilor la impact

Încercarea la impact	**h [mm]**	**$v_{theo,imp}$ [m/s]**	**$v_{act,imp}$ [m/s]**	**v_{reb} [m/s]**	**$v_{act,imp}$ / $v_{theo,imp}$**	**$E_{theo,imp}$ [J]**	**$E_{act,imp}$ [J]**	**COR**	**δ_{max} [mm]**	**δ_{perm} [mm]**
M1=211 kg										
ITFR01-	250	2.21	2.04	1.06	0.92	517.5	439.0	0.51	6.16	Na
ITFR02-M1-H4300	4300	9.18	8.97	1.49	0.98	8900.6	8488.6	0.16	56.5	46.2
M2=460 kg										
ITFR03-	250	2.21	1.98	1.16	0.89	1128.2	901.7	0.58	10.2	Na
ITFR04-M2-H2000	2000	6.26	6.09	1.20	0.97	9025.2	8530.3	0.19	49.3	34.8
ITFR05-M2-H2500	2500	7.00	6.93	1.13	0.99	11281.5	11045.7	0.17	53.6	31.1
ITFR06-M2-H3744	3744	8.57	8.45	1.46	0.98	16895.2	16422.6	0.17	102.6	88.5

La sfârșitul încercărilor la impact, au fost înregistrate plasticizări semnificative la nivelul elementelor L și T, fiind observate și alunecarea dispozitivului de frecare și uzura materialului de acoperire a plăcuțelor de frână.

Din cauza posibilităților limitate ale echipamentelor de laborator, forța de impact nu a fost înregistrată direct în timpul încercărilor. În consecință, au fost utilizate teorema impulsului și o abordare grafică ([14] & [30]).

În Tabelul 5.7 se prezintă succint cele două metodologii pentru estimarea forței de impact maxime. Chiar dacă cele două metodologii sunt doar o estimare brută a forței, pentru respectarea sensului fizic al coeficientului DIF, se iau în calcul doar valorile experimentale ale DIF pentru

impacturile inelastice ale îmbinării (Tabelul 5.7) În plus, pentru încercările la impact cumulat ITFR04 și ITFR05, alunecarea a avut loc deja în încercările anterioare, de aceea deplasarea maximă și deformațiile permanente nu pot fi utilizate pentru metoda grafică și nu sunt raportate în tabel.

Totuși, se menționează faptul că valoarea coeficientului DIF calculat pentru testul ITFR06 poate să fie determinat incorect prin această metodă, datorită fenomenului de flambaj lateral prin încovoiere-răsucire (LTB) înregistrat pe parcursul încercării.

În consecință, modelul numeric prezentat în următorul paragraf și validat prin compararea cu rezultatele experimentale, este utilizat pentru a verifica mai întâi valorile estimate ale forțelor și, în al doilea rând, pentru a extinde studiile parametrice asupra campaniei experimentale.

Tabelul 5.7 Calculul DIF

Încercarea	$\delta_{max.}$ **[mm]**	δ_{perm} **[mm]**	$v_{act,imp}$ **[m/s]**	v_{reb} **[m/s]**	t_{puls} **[s]**	F_{ST} **[kN]**	F_{GR} **[kN]**	F_{IT} **[kN]**	DIF_{GR}	DIF_{IT}
Masa M1										
ITFR02 M1	56.5	46.2	8.97	1.49	0.018	118.5	123.1	122.6	1.039	1.03
Masa M2										
ITFR06 M2	102.6	88.5	8.45	1.46	0.027	158.7	164.6	168.8	1.037	1.06

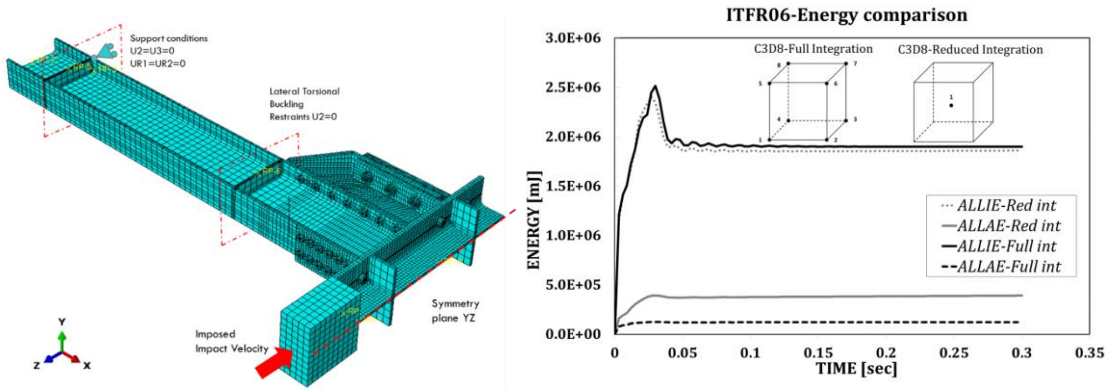
unde: M – masa corpului de impact; $v_{act,imp}$ -viteza măsurată; v_{reb} – viteza măsurată după primul recul; t_{pulse} – durata pulsului impactului, F_{ST} -forța statică echivalentă, F_{GR} – forța de impact estimată prin metoda grafică; F_{IT} – forța de impact maximă, determinată prin teorema impulsului.

5.3.7 Simularea numerică a încercărilor experimentale

Ipoteze de modelare

Modelul cu elemente finite preliminar pentru simularea încercărilor statice a fost realizat în programul ABAQUS/CAE, utilizând solver-ul Dinamic Implicit [31]. Chiar dacă analiza dinamică implicită poate fi utilizată și pentru simularea încercărilor la impact, totuși, această metodă este consumatoare de timp. Cedarea materialului nu a fost modelată. În vederea excluderii problemelor de convergență și optimizării timpului de calcul, aspect important în cadrul studiilor parametrice, simulările numerice ale îmbinărilor FREEDAM supuse încercărilor la impact au fost efectuate prin integrare explicită. În cazul problemelor în care forțele de inerție au un rol important, au fost elaborate metode explicite de rezolvare a ecuației de mișcare [21]. Pentru conformitate, și analiza statică a modelului a fost efectuată cu solver-ul Explicit, rezultatele numerice fiind ulterior comparate cu cele experimentale.

În cele ce urmează se prezintă strategia de calcul cu element finit prin solver-ul Explicit. Ținând cont de simetria plană verticală a stâlpului, acesta a fost modelat dintr-o jumătate de profil HEB 200, și a fost fixat de o grindă prin intermediul unei îmbinări cu alunecare SHJ, reazemul mobil amplasat la extremitatea grinzii având rolul de a reproduce cât mai exact condițiile de margine (Figura 5.23). În două secțiuni ale grinzii au fost blocate deplasările laterale și torsiunea, pentru a reproduce legăturile din montajul experimental.



a) b.

Figura 5.23 Modelul MEF și diagramele de energie

Încercarea la impact a fost reprodusă de un corp rigid discret tridimensional cu inerție izotropică, discretizat în elemente finite rigide cu integrare completă C3D8. Rigidizările stâlpilor și grinzilor au fost fixate prin legături de tip "tie constraint". Contactul dintre elemente a fost definit prin opțiunea "hard contact" în direcția normală, iar comportarea tangențială a fost descrisă de un coeficient de frecare egal cu 0,3. Între plăcuțele de frână și placa cu găuri ovalizate a vutei a fost definit un contact "surface-to-surface", parametrii de frecare tangențială specifică și răspuns normal la suprafață fiind definiți conform legii clasice de frecare Coulomb. Corpul de impact a fost amplasat în contact direct cu specimenul, atribuindu-i-se valoarea experimentală a vitezei inițiale ($v_{act,imp}$ în Tabelul 5.6).

Prin intermediul unui studiul de sensibilitate vizând finețea discretizării, a fost aleasă varianta care oferă un raport optim dintre acuratețea rezultatelor și timpul de calcul. Modelul a fost discretizat în 33737 elemente finite, obținând un timp total de calcul de 20..48 ore pentru fiecare simulare, în funcție de volumul datelor de ieșire. Analiza a fost efectuată în două etape diferite: într-o primă fază a avut loc pretensionarea șuruburilor, iar în a doua fază, s-a efectuat o analiză dinamică, luând în calcul starea de deformație a șuruburilor după pretensionare prin definirea acesteia ca o condiție inițială (predefined field). Șuruburile sunt modelate prin definirea diametrului nominal și a tensiunii nominale a materialului, după cum se descrie în [32-36]. Forța de pretensionare a șurubului a fost aplicată în secțiunea corespunzătoare mijlocului tijei șurubului, folosind opțiunea "Bolt Force". Conform procedurii prezentate în [30,37], amortizarea a fost determinată prin metoda Rayleigh, calibrând amortizarea proporțională cu masa (α=11) pentru un coeficient de amortizare de aproximativ 2%.

Modelele de materiale sunt determinate din rezultatele încercărilor pe specimene de material, și sunt definite în programul Abaqus sub formă de diagrame tensiune reală-deformație reală, împreună cu modulul de elasticitate de 210 GPa și un coeficient Poisson egal cu 0,3. Materialele ductile sunt modelate prin procedura descrisă de Pavlović în [38]. Cedarea a fost introdusă numai în componentele disipative: elementele T, elementele L și șuruburi. Evoluția cedării poate fi dedusă din rezultatele experimentale, calibrând parametrii prin modelarea numerică a încercărilor specimenelor din oțel [14,30]. Modelul MEF al șurubului este unul simplificat, reprezentat printr-o tijă echivalentă [36]. Întrucât nu s-au efectuat încercări pe șuruburi, se face referință la încercările raportate în [32]. Pentru modelarea solicitărilor dinamice, viteza de

deformație a fost definită aplicând modelul Johnson-Cook, descris în [30] ca fiind una dintre cele mai bune soluții.

Rezultatele principale

Încercarea statică a fost simulată prin aplicarea pe stâlp a unei deplasări și determinarea reacțiunilor în reazeme (ținând cont de simetria modelului). La împiedicarea flambajului prin încovoiere-răsucire prin introducerea legăturilor laterale, se produce o creștere a rezistenței și reducerea ductilității. Prin modelarea cedării poate fi prezisă numeric cedarea șurubului, însă în simulările numerice prezentate în [31,39] ductilitatea a fost supraestimată. Cedarea s-a produs într-un șurub al cornierului inferior la acțiunea combinată a eforturilor axiale și de forfecare.

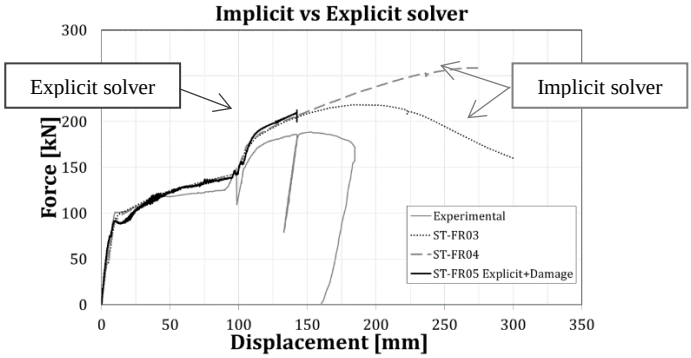


Figura 5.24 Comparație între simularea implicită și explicită a încercării statice

Acest model a utilizat ulterior la simulările numerice ale încercărilor la impact. După cum se poate observa în Figura 5.25, modelul poate reproduce fidel comportarea îmbinării la și după impact.

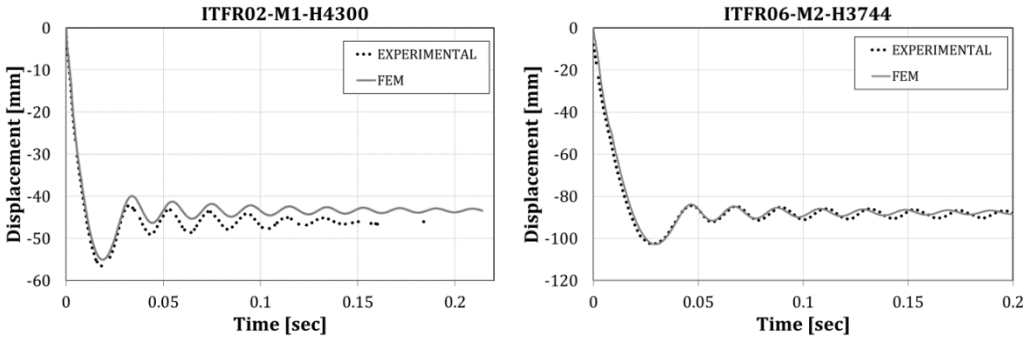


Figura 5.25 Rezultatele experimentale *și cele numerice*

În Tabelul 5.8 se prezintă o comparație între rezultatele experimentale și analizele MEF, în termeni de deplasare maximă și permanentă (δ_{max} și δ_{perm}), indicând o precizie bună a simulărilor numerice cu o eroare relativă maximă de aproximativ 9% pentru încercarea ITFR01.

Tabelul 5.8 Comparație între valorile experimentale și numerice ale deplasărilor

Încercare la impact	$\delta_{max,Exp}$ *[mm]*	$\delta_{perm,Exp}$ *[mm]*	$\delta_{max,FEM}$ *[mm]*	$\delta_{perm,FEM}$ *[mm]*	$\%_{eroare,\delta max}$ *[-]*	$\%_{eroare,\delta per}$ *[-]*
ITFR01-M1-H250	6.16	-	5.6	-	9.09%	-
ITFR02-M1-H4300	56.7	46.2	55.1	43.9	2.82%	4.98%
ITFR06-M2-H3744	102.6	88.5	102.8	87.8	0.19%	0.79%

Întrucât nu a fost posibilă înregistrarea forțelor asociate impactului pe parcursul încercărilor experimentale, estimarea acestor forțe a fost posibilă prin însumarea reacțiunilor din reazeme determinate prin modelare numerică. Întrucât în cadrul încercărilor experimentale statice, spre deosebire de încercările la impact și simulările numerice, nu a fost împiedicat flambajul lateral prin încovoiere-răsucire, la calculul analitic al DIF s-a utilizat rezistența statică obținută numeric ($F_{ST,FEM}$) în locul celei experimentale (F_{ST}). În Tabelul 5.9 se prezintă o comparație între DIF-uri calculate prin diferite metode, de unde se poate observa că valorile DIF determinate prin teorema impulsului sunt subestimate.

Tabelul 5.9 Estimarea forței de impact și DIF

Încercare la impact	$\delta_{max,EX}$ [mm]	$\delta_{perm,EX}$ [mm]	$\delta_{max,FEM}$ [mm]	F_{ST} [kN]	$F_{ST,FEM}$ [kN]	$F_{DYN,FEM}$ [kN]	E_{Diss} [kNmm]	DIF_{FEM} [-]	DIF_{GR} [-]	DIF_{IT} [-]
ITFR02 M1 H4300	56.5	46.2	55.1	118.5	124.9.18	136.8	4774.2	1.09	1.04	1.03
ITFR06 M2 H3744	102.6	88.5	102.8	159.7	153.2	179.2	11234	1.14	1.04	1.06

** unde: $\delta_{max,EX}$ - valoarea experimentală a deplasării maxime; $\delta_{perm,EX}$ – valoarea experimentală a deformațiilor permanente; $\delta_{max,FEM}$ – valoarea numerică a deplasării maxime; F_{ST} - forța statică echivalentă; $F_{ST,FEM}$ - forța statică estimată prin MEF; $F_{DYN,FEM}$ - forța asociată impactului; E_{Diss} - energia disipată.*

După validarea modelului numeric, s-au efectuat analize parametrice pentru a extinde rezultatele experimentale obținute la încercările la impact. Comportarea îmbinării este influențată nu doar de energia de impact, dar și de masa sau viteza corpului de impact. Capacitatea îmbinării de a disipa energia este cea mai rezonabilă caracteristică ce permite evaluarea răspunsului în cadrul studiului parametric, fiind cuantificat prin parametrul numit "viteza de disipare a energiei" - R_e [40]. Au fost efectuate trei grupe de studii parametrice pentru un total de 25 de simulări:

- Primul grup (Grupul 1) vizează influența vitezei de impact și a greutății corpurilor de impact (M1=0,106t, M2=0,23t și M3=0,3t).
- În grupul 2 a fost investigată influența variației masei corpului de impact asupra răspunsului îmbinării, viteza rămânând constantă (V5=6,26 m/s).
- În grupul 3 a fost examinată influența variației concomitente a masei și vitezei, energia de impact rămânând constantă (E11=8.83E+03 J).

În cele ce urmează sunt formulate principalele concluzii ale studiului parametric:

- Creșterea V sau M crește $R_{E,}$ dar, atunci când energia de impact este constantă, îmbinările rezistă mai bine la viteza mai mare, mai degrabă decât mase mai mari din cauza efectelor ratei de deformație, chiar dacă intervalul de viteză investigat este limitat datorită realizării defectării șurubului. Deplasarea verticală pare să fie mai sensibilă la greutatea de cădere decât viteza;
- Nu există o legătură clară între DIF și viteza de rotire a îmbinării, întrucât distribuția vitezei în componentele îmbinării este influențată de mai mulți factori (viteza, masa și energia impactului);
- Nu există o dependență clară între factorul de creștere dinamică global al îmbinării (DIF) și viteza maximă de deformație a specimenului.

5.3.8 Rezumatul informațiilor referitoare la prevederile de proiectare

În urma studiilor efectuate, s-a demonstrat că îmbinarea FREEDAM echipată cu amortizoare cu frecare prezintă o comportare ductilă la solicitări dinamice, și în special, la încercări la impact, disipând o cantitate semnificativă de energie prin deplasarea înregistrată la activarea amortizoarelor.

Efectele dinamice influențează răspunsul global al îmbinării. Rezultatele studiilor demonstrează că se pot dezvolta rezistențe mai mari ale componentelor, datorită: (i) creșterii coeficientului de frecare la nivelul plăcuțelor de frână, și (ii) efectului vitezei de deformație a îmbinării, fără a afecta semnificativ ductilitatea acesteia. Pentru a valorifica acest efect pozitiv, trebuie asigurată activarea componentelor ductile, evitând astfel cedările fragile ale elementelor nedisipative, și, în special, cedarea șuruburilor în forfecare și/sau tracțiune.

Proiectarea riguroasă a îmbinărilor FREEDAM trebuie să se bazeze pe normele de proiectare la solicitări statice, ținând cont și de efectele vitezei de deformație, prin una dintre următoarele metode. O abordare simplificată, constă în evaluarea răspunsului dinamic global prin înmulțirea rezistenței statice cu un coeficient *DIF* cu valori cuprinse în intervalul 1,0..1,2 și rezistența la frecare statică (rezistența la alunecare) egală cu 1,1. O altă metodă presupune definirea efectelor vitezei de deformație pentru fiecare componentă a îmbinării individual, iar apoi aplicarea normelor de proiectare uzuale. Introducerea acestor efecte în termeni de rezistență și ductilitate a componentelor îmbinării se poate realiza prin aplicarea unor linii de tendință (Figura 5.8). În acest mod se poate evalua analitic comportarea locală și globală a îmbinărilor la diferite viteze de încărcare, în funcție de vitezele de deformație stabilite [22,25].

Pentru investigarea mai aprofundată a acestor aspecte, în urma studiilor efectuate au fost formulate următoarele recomandări pentru o simulare numerică adecvată a îmbinărilor FREEDAM prin metoda elementelor finite:

- Efectele vitezei de deformație pot fi luate în calcul prin aplicarea legii Johnson-Cook, aspect validat în cadrul studiului curent, iar valorile recomandate ale parametrilor ce caracterizează răspunsul structural sunt stipulate în [30];
- Au fost propuse și validate metode de modelare numerică a șuruburilor pretensionate;
- A fost validată procedura de modelare a cedării materialului, propusă de Pavlović [38], iar parametrii necesari aplicării acestei proceduri sunt precizați în [14].

5.4 BIBLIOGRAFIE

[1] G. Culache, M.P. Byfield, N.S. Ferguson, A. Tyas, Robustness of Beam-to-Column End-Plate Moment Connections with Stainless Steel Bolts Subjected to High Rates of Loading, J. Struct. Eng. 143 (2017).

[2] J.B. Davison, Investigation the Robustness of Steel Beam-to-column connections, in: 10th Int. Conf. Steel, Sp. Compos. Struct., North Cyprus, May, 2011.

[3] E.L. Grimsmo, A.H. Clausen, M. Langseth, A. Aalberg, An experimental study of static and dynamic behaviour of bolted end-plate joints of steel, Int. J. Impact Eng. 85 (2015) 132–145.

[4] P. Barata, A. Santiago, J.P. C. Rodrigues, C. Rigueiro, Experimental behaviour of beam -

to-column steel joints subjected to impact loading, in: Eighth Int. Conf. Adv. Steel Struct., Lisbon, July, 2015.

[5] E. Saraiva, Variação das propriedades mecânicas do aço relacionadas com problemas de impacto em estruturas., University of Coimbra, 2012.

[6] K. Vedantam, D. Bajaj, N.S. Brar, S. Hill, Johnson - Cook strength models for mild and DP 590 steels, AIP Conf. Proc. 845 I (2006) 775–778.

[7] J. Ribeiro, A. Santiago, C. Rigueiro, L. Simões da Silva, Analytical model for the response of T-stub joint component under impact loading, J. Constr. Steel Res. 106 (2015) 23–34.

[8] H. Fransplass, M. Langseth, O.S. Hopperstad, Tensile behaviour of threaded steel fasteners at elevated rates of strain, Int. J. Mech. Sci. 53 (2011) 946–57.

[9] G. Johnson, W. Cook, A constitutive model and data for metals subjected to large strains, high strain rates and high temperatures, in: Proc. 7th Int. Symp. Ballist., The Hague, The Netherlands, 1983: pp. 541–7.

[10] J. Malvar, J. Crawford, Dynamic increase factors for steel reinforcing bars, in: Twenty-Eighth DDESB Semin., Orlando, n.d. https://doi.org/10.1061/(ASCE)CF.1943-5509.0000971.

[11] T. McAllister, World Trade Center building performance study: data collection, preliminary observations and recommendations., Federal Emergency Management Agency, Federal Insurance and Mitigation Administration, 2002.

[12] Arup, Review of international research on structural robustness and disproportionate collapse, Department for Communities and Local Government, 2011.

[13] FREEDAM, FREE from DAMage Steel Connections, Final Report, 2019.

[14] M. D'Antimo, Impact characterization of innovative seismically designed connections for robustness application, 2020.

[15] A.F. Santos, Behaviour of friction joints under impact loads, University of Coimbra, PhD thesis, 2019.

[16] Eurocode 3, Design of steel structures. Part 1.8: Design of joints, Brussels, Belgium, 2010.

[17] P. Barata, A. Santiago, J.P.C. Rodrigues, C. Rigueiro, Development of an experimental system to apply high rates of loading, Int. J. Struct. Integr. 7 (2016) 291–304.

[18] W.-S. Lee, C.-F. Lin, Impact properties and microstructure evolution of 304L stainless steel, Mater. Sci. Eng. A. 308 (2001) 124–135.

[19] W.E. Luecke, J.D. McColskey, C.N. McCowan, S.W. Banovic, R.J. Fields, T. Foecke, T.A. Siewert, F.W. Gayle, Mechanical Properties of Structural Steels, Federal Building and Fire Safety Investigation of the World Trade Center Disaster, NIST NCSTAR 1-3D;, 2005.

[20] J. Ribeiro, A. Santiago, C. Rigueiro, L.S. Da Silva, Analytical model for the response of T-stub joint component under impact loading, J. Constr. Steel Res. 106 (2015) 23–34.

[21] Abaqus, Abaqus Theory Manual, 2011.

[22] A.F. Santos, A. Santiago, M. Latour, G. Rizzano, Analytical assessment of the friction dampers behaviour under different loading rates, J. Constr. Steel Res. 158 (2019) 443–459. https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2019.04.005.

[23] A.F. Santos, A. Santiago, M. Latour, G. Rizzano, Analytical assessment of the friction dampers behaviour under different loading rates, J. Constr. Steel Res. 158 (2019) 443–459.

[24] Np En 1993-1-8, Norma Portuguesa - Eurocódigo 3 - Projeto de estruturas de aço, Inst. Port. Da Qual. (2010) 146.

[25] A.F. Santos, A. Santiago, M. Latour, G. Rizzano, L. Simões da Silva, Response of friction joints under different velocity rates, J. Constr. Steel Res. 168 (2020). https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2020.106004.

[26] M. D'Aniello, D. Cassiano, R. Landolfo, Monotonic and cyclic inelastic tensile response of European preloadable gr10 . 9 bolt assemblies, J. Constr. Steel Res. 124 (2016) 77–90.

[27] E. Munoz Garcia, J.. Davidson, A. Tyas, Analysis of the response of structural bolts subjected to rapid rates of loading, in: 4th Eur. Conf. Steel Compos. Struct. - EUROSTEEL, Mastricht, The Netherlands, 2005.

[28] E.L. Grimsmo, A.H. Clausen, A. Aalberg, M. Langseth, A numerical study of beam-to-column joints subjected to impact, Eng. Struct. 120 (2016) 103–115.

[29] M. Latour, M. D'Aniello, M. Zimbru, G. Rizzano, V. Piluso, R. Landolfo, Removable friction dampers for low-damage steel beam-to-column joints, Soil Dyn. Earthq. Eng. 115 (2018) 66–81.

[30] M. D'Antimo, M. Latour, J.-F. Rizzano, Gianvittorio Demonceau, Experimental and numerical assessment of steel beams under impact loadings, J. Constr. Steel Res. 158 (2019) 230–247. https://doi.org/10.1061/(asce)st.1943-541x.0002288.

[31] M. D'Antimo, M. Zimbru, M. D'Aniello, J.-F. Demonceau, J.-P. Jaspart, R. Landolfo, Preliminary finite element analyses on seismic resistant FREE from DAMage beam to column joints under impact loading, 2018. https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/KEM.763.592.

[32] M.D. Aniello, D. Cassiano, R. Landolfo, Monotonic and cyclic inelastic tensile response of European preloadable gr10 . 9 bolt assemblies, J. Constr. Steel Res. 124 (2016) 77–90. https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2016.05.017.

[33] M. D'Aniello, R. Tartaglia, S. Costanzo, R. Landolfo, Seismic design of extended stiffened end-plate joints in the framework of Eurocodes, J. Constr. Steel Res. 128 (2017) 512–527. https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2016.09.017.

[34] M.D. Aniello, M. Zimbru, M. Latour, A. Francavilla, Development and validation of design criteria for free from damage steel joints, 1 (2017). https://doi.org/10.1002/cepa.57.

[35] M. D'Aniello, M. Zimbru, R. Landolfo, M. Latour, G. Rizzano, V. Piluso, Finite element analyses on free from damage seismic resisting beam-to-column joints, in: COMPDYN 2017 - Proc. 6th Int. Conf. Comput. Methods Struct. Dyn. Earthq. Eng., 2017: pp. 802–814. https://doi.org/10.7712/120117.5458.17524.

[36] M.D. Aniello, D. Cassiano, R. Landolfo, Simplified criteria for finite element modelling of European preloadable bolts, Steel Compos. Struct. 6 (2017) 643–658.

[37] M. D'Antimo, M. Latour, J. Jaspart, J. Demonceau, Numerical and experimental investigation of simply supported steel beams under drop-weight impact tests, Ce/Papers. 3 (2019) 803–809. https://doi.org/10.1002/cepa.1137.

[38] M.S. Pavlovic, Resistance of Bolted Shear Connectors in prefabricated steel-concrete composite decks, (2013) 1–10.

[39] M. D'Antimo, M. Latour, G. Rizzano, J.-F. Demonceau, J.-P. Jaspart, Preliminary Study on beam-to-column joints under impact loading, Open Constr. Build. Technol. J. (2017).

[40] H. Wang, B. Yang, X.H. Zhou, S.B. Kang, Numerical analyses on steel beams with fin-plate connections subjected to impact loads, J. Constr. Steel Res. (2016). https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2016.05.016.

CAPITOLUL 6

SIMULAREA RĂSPUNSULUI SEISMIC PRIN ÎNCERCĂRI PSEUDO-DINAMICE

6.1 INTRODUCERE

În paragrafele anterioare, comportarea îmbinărilor FREEDAM a fost investigată prin analiza răspunsului experimental și numeric atât al subansamblelor, cât și al amortizoarelor cu frecare. În această secțiune, având în vedere lipsa datelor experimentale care să permită evaluarea comportării clădirilor cu îmbinări cu frecare la scară reală, sunt prezentate rezultatele încercărilor pe structurile la scară mare dezvoltate în cadrul proiectului FREEDAM. Până în prezent au fost elaborate doar câteva lucrări dedicate comportării experimentale la solicitări seismice a structurilor metalice la scară mare. Din acest motiv rămân prezente unele incertitudini cu privire la rigurozitatea modelelor utilizate de obicei la analiza neliniară. Deși simulările numerice sunt aplicate pe larg în activitatea inginerească, totuși, inginerii practicieni nu sunt întotdeauna la curent cu limitările de aplicare a modelelor. Acest lucru se datorează și disponibilității limitate a rezultatelor experimentale la scară mare care ar putea valida rezultatele analitice. Acest deficit de date experimentale reiese din limitările practice: disponibilitatea resurselor materiale și echipamentelor de încercare la scară mare, efortul semnificativ necesar pentru desfășurarea campaniilor experimentale asupra structurilor la scară mare, etc.

În acest context, în cele ce urmează se prezintă răspunsul dinamic al structurilor la scară mare cu îmbinări FREEDAM și îmbinări RBS (îmbinări cu grindă cu secțiune redusă). Încercările pseudo-dinamice ale structurilor au fost efectuate în cadrul Laboratorului STRENGTH al Universității din Salerno. De menționat că această serie de încercări face parte dintr-un program experimental mai larg, care vizează cinci tipologii diferite de îmbinări, concepute pentru a oferi o capacitate de rotire mai mare decât minimul prevăzut în Eurocod 8 pentru clasa de ductilitate înaltă (DCH): îmbinări cu grindă cu secțiune redusă (RBS); îmbinări rezistente la avarii (FREEDAM), îmbinări cu placă de capăt extinsă (EEP), îmbinări cu elemente T (DST) și îmbinări cu elemente T decupate în formă de X (DST-X). Până în prezent, în cadrul activităților planificate au fost efectuate două campanii experimentale pe o structură metalică cu două niveluri la scară mare, echipată cu îmbinări RBS în prima campanie, și îmbinări FREEDAM în cea de-a doua. Prin urmare, în paragraful curent se prezintă rezultatele de bază ale acestor încercări pseudo-dinamice, scoțând în evidență beneficiile oferite de îmbinările FREEDAM în comparație cu îmbinările grindă-stâlp tradiționale.

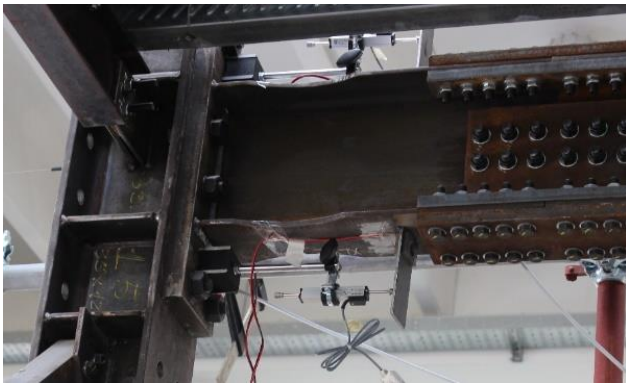
6.2 MODELUL EXPERIMENTAL AL CLĂDIRII

Modelul experimental al clădirii este reprezentat de o structură metalică cu două niveluri, compusă din două cadre necontravântuite longitudinale, prevăzută cu contravântuiri transversale pentru a preveni torsiunea accidentală. Deschiderile au o lungime de 4 m, traveele - de 2 m, iar înălțimea de nivel este egală cu 2,40 m. Întrucât studiul urmărește evaluarea comportării

îmbinărilor RBS și FREEDAM în componența unei clădiri la scară reală, modelul experimental a fost conceput pentru a permite înlocuirea ușoară atât a îmbinărilor, cât și a capetelor stâlpilor sau grinzilor degradate, astfel fiind posibilă realizarea a două campanii experimentale, câte una pentru fiecare tipologie analizată (Figura 6.1). Activitatea experimentală are ca scop evaluarea răspunsului structurii supuse unei serii de evenimente seismice prin intermediul încercărilor pseudo-dinamice. Această metodă permite evaluarea răspunsului seismic al structurii fără aplicarea accelerațiilor la bază, ci prin aplicarea, cu câteva actuatoare hidraulice, a deplasărilor nivelurilor evaluate prin rezolvarea ecuațiilor dinamice ale mișcării [1]-[3].

a) Model experimental cu îmbinări RBS

b) Model experimental cu îmbinări FREEDAM



c) Îmbinare RBS

d) Îmbinare FREEDAM

Figura 6.1 Modelul experimental și îmbinările grindă-stâlp

Planșeele mixte au înălțimea totală egală cu 100 mm, și sunt realizate din tablă cutată din oțel HI-BOND A55. Încărcările aplicate pe planșeu sunt transmise la cinci grinzi secundare IPE 140 sau HEB 140 amplasate la distanțe egale (Figura 6.2). Din punct de vedere seismic, soluția nu prezintă caracteristici care să-i confere o comportare de element compozit, întrucât nu au fost folosiți conectori de forfecare și s-a lăsat un interspațiu adecvat între placa de beton armat și stâlpi, conform recomandărilor din Eurocod 8. Reazemele metalice fixate cu bare-tiranți de înaltă rezistență de tip "dywidag" asigură fixarea rigidă a structurii și a cadrului de reacțiune de planșeul puternic al laboratorului. În plus, efectul de diafragmă al fundației rigide asigură conlucrarea dintre reazemele structurii și ale cadrului de reacțiune contravântuit.

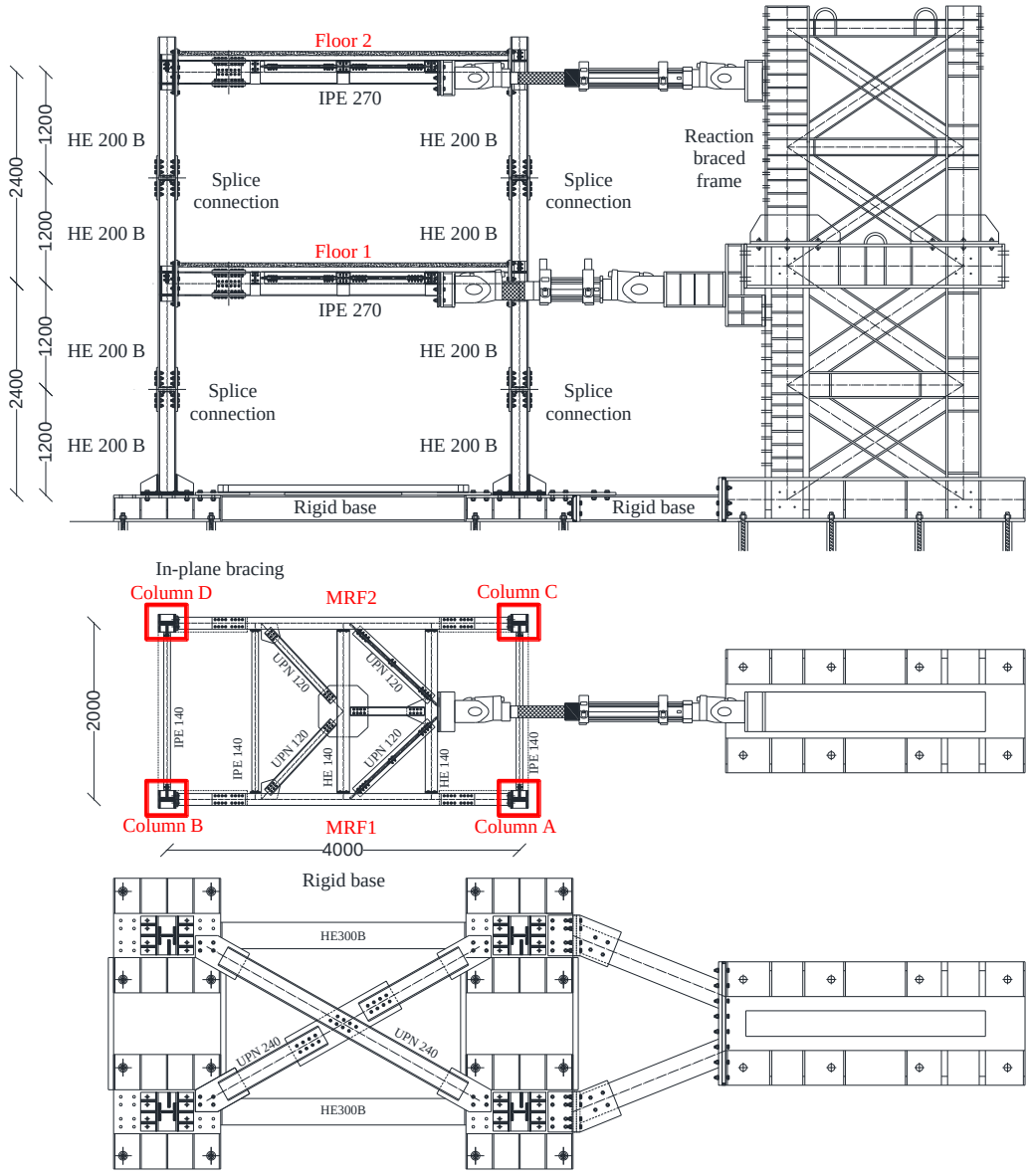
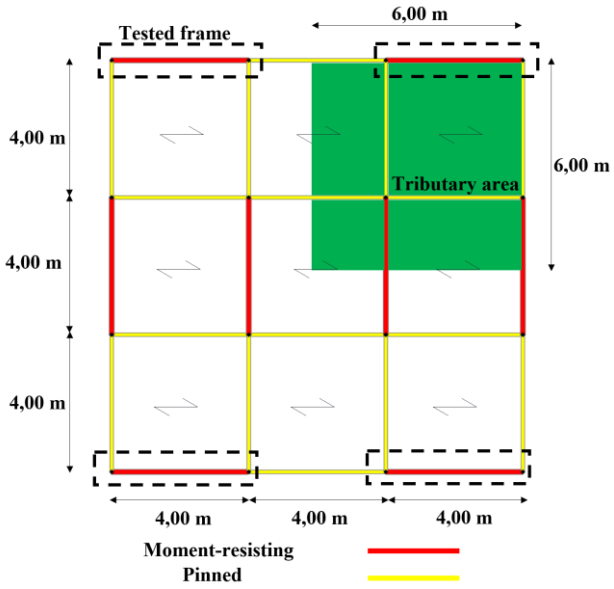


Figura 6.2 Schema modelului experimental cu îmbinări RBS

Au fost adoptate grinzi IPE 270 din oțel S275JR și stâlpi HEB 200 din oțel S355JR. Proiectarea cadrului a fost realizată în conformitate cu prevederile din Eurocod 8 [4], [5]. Cadrele necontravântuite au fost proiectate la clasa ductilitate înaltă (DCH). Elementele structurale au fost proiectate atât la starea limită de serviciu, cât și la starea limită ultimă (factorul de comportare q=6, spectru de tip 1, accelerația de vârf a terenului egală cu 0,35g și tipul terenului B, deplasări relative de nivel de 1% la condițiile de serviciu, în ipoteza în care pereții de compartimentare nu influențează deformațiile structurii). Configurația cadrelor necontravântuite ale modelului experimental este una reprezentativă pentru structura de referință, având câte trei deschideri egale cu 4 m pe fiecare direcție (Figura 6.3). Clădirea arhetip are patru cadre necontravântuite pe fiecare direcție, celelalte deschideri fiind considerate nominal articulate (Figura 6.3). Valorile de proiectare ale încărcărilor sunt următoarele: i) încărcarea permanentă de 3,9 kN/m^2 pe planșeul curent și 3,6 kN/m^2 pe acoperiș; ii) încărcarea utilă de 3 kN/m^2 la primul nivel și 0,5 kN/m^2 pe acoperiș. Suprafața aferentă fiecărui cadru necontravântuit reprezintă 1/4 din suprafața totală a planșeului. Greutatea elementelor structurale și finisaje a fost luată în calcul

prin mărirea sarcinilor cu aproximativ 10%: masele aplicate pe fiecare cadru sunt egale cu 19 tone la primul nivel și cu 14,2 tone la al doilea nivel.



a) Vedere 3D a schemei structurale de referință *b) Planul structurii încercate*

Figura 6.3 Schema de referință adoptată pentru proiectarea cadrelor necontravântuite

Campania experimentală desfășurată în Laboratorul STRENGTH al Universității din Salerno face parte dintr-un program de cercetare mai amplu, care vizează influența diferitor îmbinări grindă-stâlp asupra răspunsului seismic general al structurilor. Din acest motiv, secvențele accelerogramelor utilizate sunt aceleași pentru încercările pe îmbinări RBS [5] și pentru îmbinările FREEDAM. Accelerogramele selectate și accelerațiile de vârf a terenului amplificate sunt raportate în Tabelul 6.1. De menționat că în timpul primei campanii experimentale, între Încercarea 1 și Încercarea 2 a fost efectuată o altă încercare, parțială, motiv din care nu va fi raportată în continuare.

Tabelul 6.1 Accelerogramele utilizate pentru efectuarea încercărilor

Încercarea nr.	**Accelerogramă**	**a_g**
1	Imperial Valley	1,10 g
2	Spitak	0,80 g
3	Artificial	0,50 g
4	Santa Barbara	0,80 g
5	Coalinga (parțial)	0,80 g

6.3 ÎNCERCAREA PSEUDO-DINAMICĂ A MODELULUI EXPERIMENTAL CU ÎMBINĂRI RBS

În acest paragraf se prezintă raportul și o analiză a rezultatelor experimentale ale structurii echipate cu îmbinări RBS (îmbinări cu grindă cu secțiune redusă).

Conform rezultatelor experimentale, se poate anticipa faptul că, pentru toate încercările, deplasările maxime la bază și forțele maxime ale actuatorilor au fost atinse simultan. Acest aspect este conform răspunsului scontat, întrucât structura este regulată, predominând primul mod de vibrație. Principalele rezultate sunt raportate în Tabelul 6. 2.

Tabelul 6.2 Principalele rezultate experimentale (structura cu îmbinări RBS)

			Încercarea 1	Încercarea 2	Încercarea 3	Încercarea 4	Încercarea 5
Forța de bază maximă (kN)		**poz.**	-751	-652	-444	-586	-630
		neg.	667	670	555	592	612
Deplasarea maximă la primul nivel (mm)		**poz.**	-78	-17	-29	-48	-47
		neg.	44	85	40	41	62
Deplasarea maximă la al doilea nivel (mm)		**poz.**	-150	-34	-66	-99	-94
		neg.	88	171	83	85	129
Deplasarea relativă de nivel maximă (%)	**poz.**	**Nivel 1**	-3.3	-0.7	-1.2	-2.0	-2.0
		Nivel 2	-3.0	-0.7	-1.5	-2.2	-2.0
	neg.	**Nivel 1**	1.9	3.5	1.7	1.7	2.6
		Nivel 2	1.9	3.6	1.8	1.8	2.8

6.2.1 Imperial Valley (a_g = 1.10g)

Prima încercare a constat în aplicarea accelerației terenului înregistrate de stația din Imperial Valley (SUA) în 1979. De menționat că valoarea înregistrată a accelerației de vârf a terenului a fost egală cu 0,37g, dar în cadrul încercării experimentale a fost adoptată o valoare amplificată, de aproximativ trei ori mai mare decât cea reală, egală cu 1,10g.

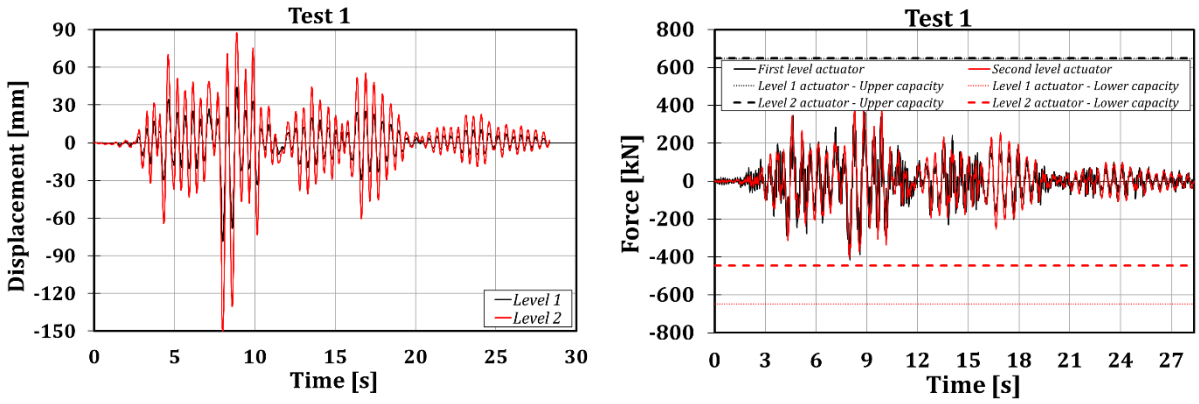
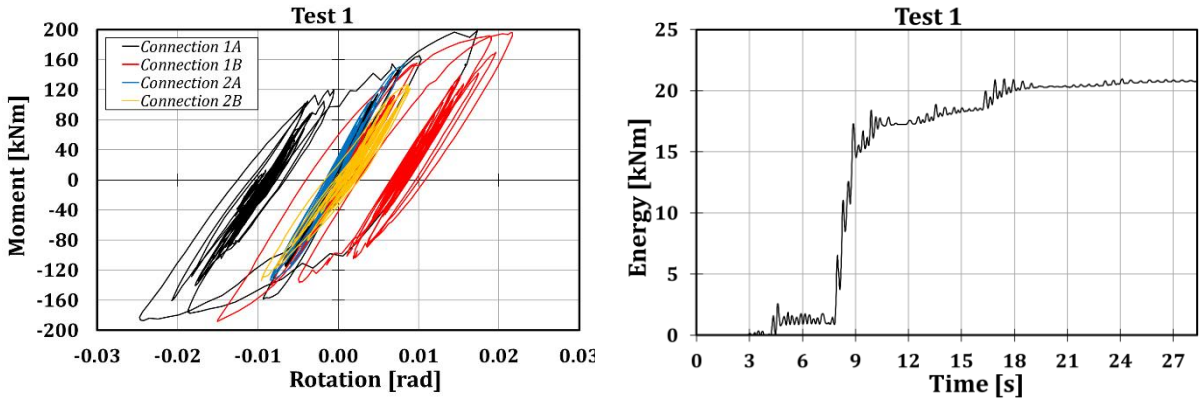


Figura 6.4 Deplasările nivelurilor (stânga) și a forțelor de reacțiune (dreapta) la Încercarea 1

Din figura 6.4 se poate observa că valorile forței actuatorului de la primul nivel variază mai mult decât cele de la al doilea nivel. Acest lucru se datorează în principal preciziei limitate a celulei de sarcină instalat în actuatorul MTS 243.60-02. În timp ce actuatorul superior (MTS 243.45-01)

este echipat cu un timbru tensometric, actuatorul inferior este dotat cu un traductor de presiune diferențială. Forța de bază maximă, deplasările maxime absolute și relative de nivel sunt prezentate în Tabelul 6.2.

Valoarea maximă a deplasărilor relative de nivel constituie aproximativ 3%, cauzând incursiuni semnificative ale elementelor structurale în domeniul plastic. Dispozitivele de măsurare locale au înregistrat degradări atât în îmbinările RBS, cât și la baza stâlpilor. Degradările au fost mai mari pentru îmbinările RBS situate la primul nivel și mai mici pentru îmbinările RBS la al doilea nivel. Valoarea măsurată a rezistenței de curgere a îmbinărilor RBS coincid în mod substanțial cu valorile de proiectare (127,5 kNm).



a) *b)*

Figura 6.5 Curbele histeretice ale îmbinărilor RBS (a) și energia disipată globală (b) la Încercarea 1

Gradul de avariere structurală la încercarea 1 s-a datorat numărului mare de cicluri de încărcare la care au fost supuse îmbinările RBS de la primul nivel, fapt ilustrat de curbele histeretice prezentate în Figura 6.5a. În Figura 6.5b se prezintă valoarea energiei disipate de îmbinările RBS evaluată prin curbele histeretice. De menționat că îmbinările RBS au înregistrat o rotire locală maximă de cca 30 mrad, respectând cerința EC8 pentru îmbinările grindă-stâlp ale cadrelor necontravântuite la clasa de ductilitate DCH (35 mrad).

6.2.2 Spitak (ag = 0.80g)

A doua accelerogramă a fost foarte diferită de cea anterioară, fiind caracterizată în principal printr-o valoare înaltă a amplitudinii, cu un număr redus de vârfuri. Această caracteristică este evidentă din rezultate: la cutremurul Spitak modelul experimental a înregistrat o singură incursiune în domeniul plastic, la o deplasare relativă de nivel de aproximativ 3,6%, în restul timpului structura rămânând practic elastică. Pentru exemplificare, răspunsul îmbinărilor RBS este descris de o rotire maximă de aproximativ 30 mrad și un moment încovoietor de cca 200 kNm (Figura 6.6).

După cum se poate observa, valoarea maximă a momentului încovoietor depășește cu mult valoarea de proiectare adoptată pentru verificarea îmbinării, care a fost stabilită în ipoteza plasticizării totale și consolidării zonei disipative (140 kNm). Acest lucru înseamnă că factorul de suprarezistență de 1,1, stipulat în EC8, este în mare măsură subestimat. În cazul de față, raportul dintre momentul încovoietor măsurat și valoarea nominală a rezistenței de curgere a îmbinării RBS este egal cu aproximativ 1,6, valoare datorată, probabil, reducerii raportului

lățime-grosime a tălpilor grinzii în zona RBS, care practic împiedică flambajul local, fapt confirmat de modul de cedare a tălpilor grinzii sau a cordonului de sudură.

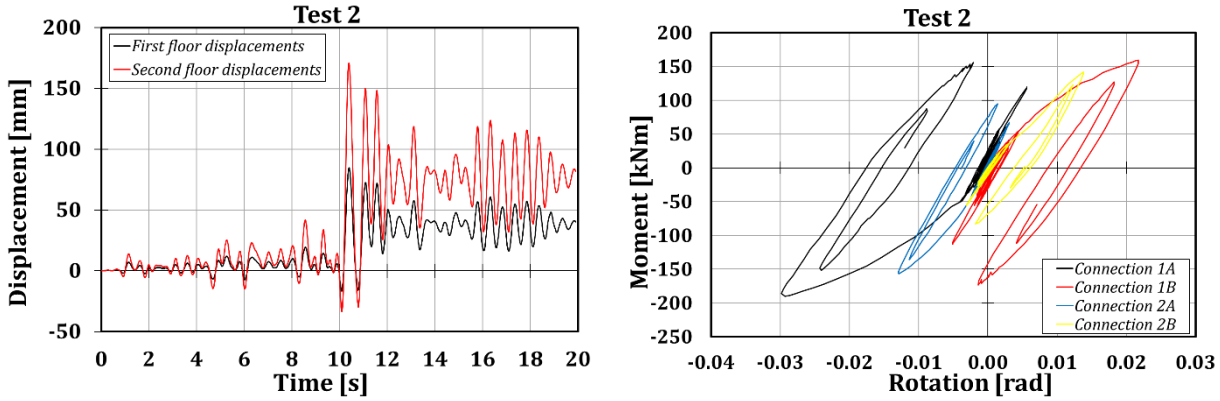


Figura 6.6 Deplasările nivelurilor (stânga) și variația forței din actuatori (dreapta) la Încercarea 2

6.2.3 Accelerograma artificială (a_g= 0,50g)

A treia accelerogramă a fost generată artificial de programul SIMQKE, pentru a corespunde exact spectrului de proiectare adoptat. Scopul acestei strategii a fost investigarea efectelor unui cutremur cu un număr mare de vârfuri ale diagramei de accelerații. Accelerația de vârf a terenului adoptată în acest caz a fost egală cu 0,50 g.

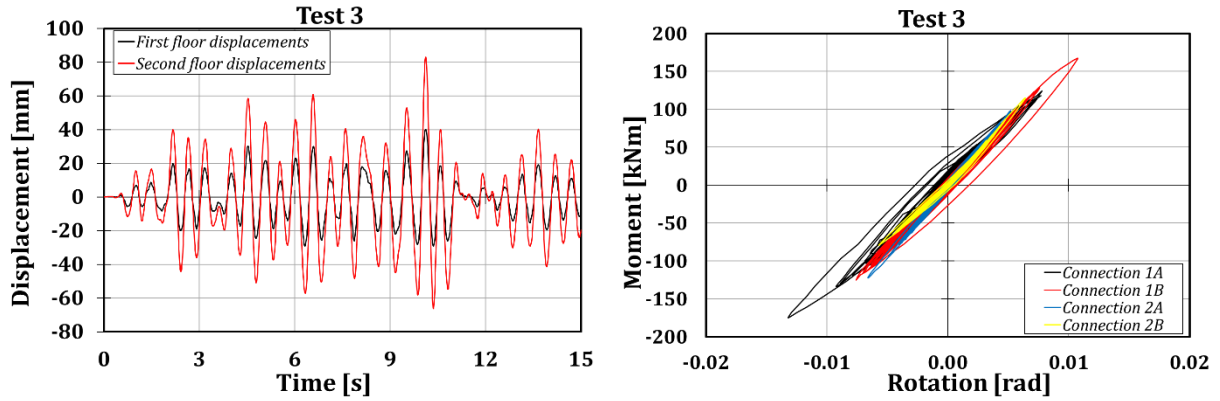


Figura 6.7 Deplasările nivelurilor (stânga) și variația forței din actuatori (dreapta) la Încercarea 3

Pe parcursul încercării nr. 3, îmbinările RBS de la primul nivel au înregistrat momente încovoietoare de aproximativ 170 kNm, în timp ce la al doilea nivel îmbinările RBS au avut degradări neînsemnate, la un moment încovoietor maxim de 120 kNm și rotiri mai mici de 10 mrad (Figura 6.7). Forța de bază maximă a fost egală cu 555 kN, deplasarea maximă la al doilea nivel a constituit 83 mm, iar deplasarea relativă de nivel - aproximativ 1,8%. În ce privește răspunsul moment-rotire, îmbinările RBS au rămas practic în domeniul elastic de comportare.

6.2.4 Santa Barbara (ag = 0.80g)

În cadrul încercării nr. 4 a fost aplicată accelerograma Santa Barbara. Această accelerogramă nu a cauzat apariția unor plasticizări semnificative a îmbinărilor RBS, răspunsul structurii rămânând practic elastic, după cum se poate observa din diagramele deplasărilor și moment-rotire prezentate în Figura 6.8. Rezultatele principale ale acestei încercări sunt raportate în tabelul 6.2.

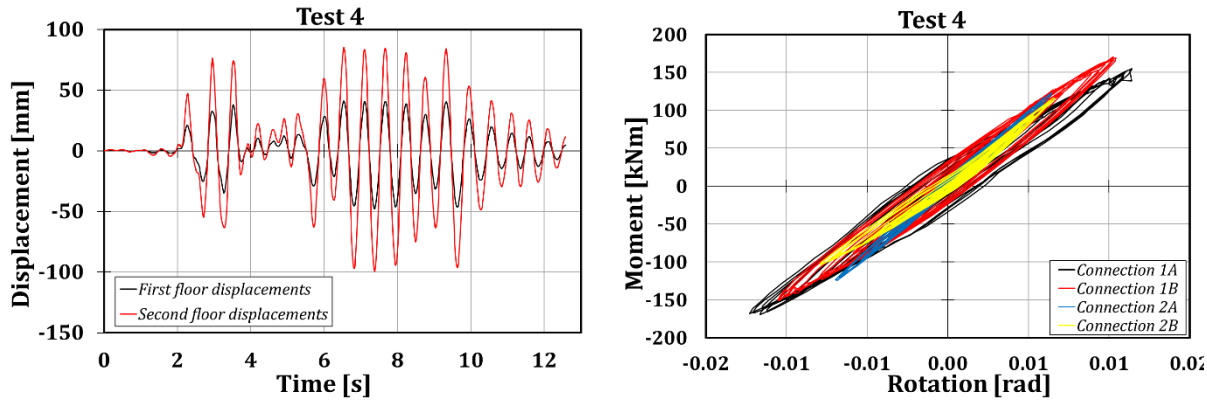
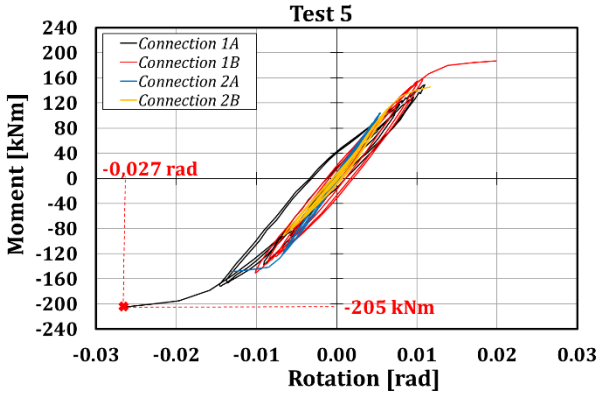


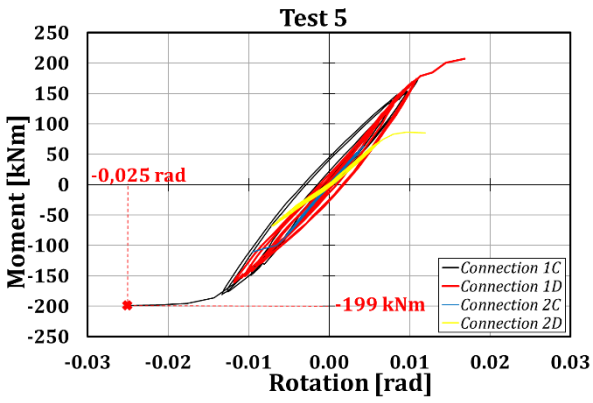
Figura 6.8 Deplasările nivelurilor (stânga) și diagrama moment-rotire (dreapta) la Încercarea 4

6.2.5 Coalinga (ag = 0.80g)

Încercarea nr. 5 a fost întreruptă de cedarea a două îmbinări RBS situate la primul nivel al clădirii, pe două cadre opuse, pe partea cu actuatori (Figura 6.9).



a) Încercarea 5 – Stâlpii A-B, la nivelul 1 și 2



b) Încercarea 5 – Stâlpii C-D, la nivelul 1 și 2

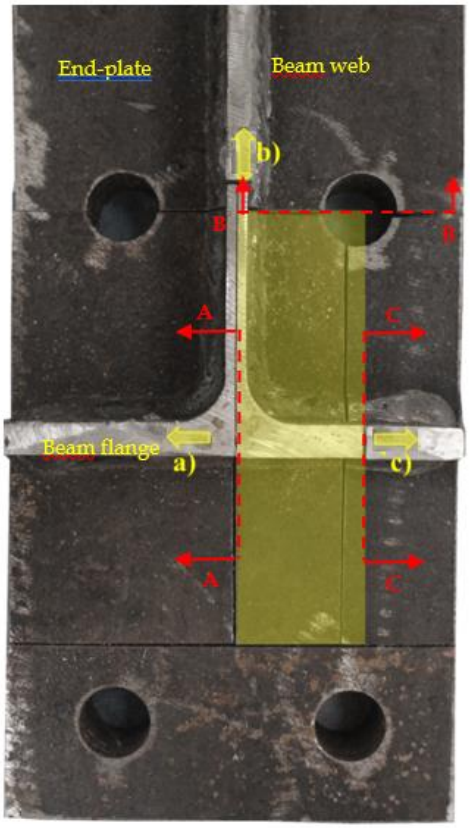
c) Cedarea cordonului de sudură al îmbinării RBS 1A d) Cedarea îmbinării RBS 1C în centrul zonei reduse

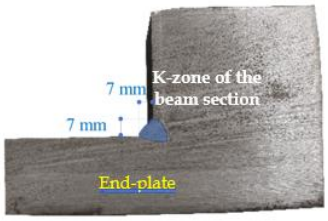
Figura 6.9 Curbele histeretice ale îmbinărilor RBS avariate (sus) și modurile lor de cedare (jos)

Cedarea a fost inițiată de ruperea cordonului de sudură în îmbinarea RBS-1A și cedarea ulterioară a îmbinării RBS-1C din cauza momentului de torsiune și a supraîncărcării cadrului datorate redistribuirii eforturilor. Cedarea locală a îmbinării RBS-1A s-a datorat atingerii rezistenței la oboseală a sudurii și momentului încovoietor foarte înalt (205 kNm) în talpa stâlpului. După cum s-a menționat anterior, această valoare este mai mare decât rezistența nominală a îmbinării RBS cu aproximativ 60% (Figura 6.9).

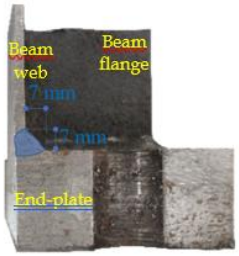
Deși ruperea cordonului de sudură care unește talpa grinzii de talpa stâlpului este un mod de cedare neașteptat în cazul îmbinărilor RBS, trebuie să se țină cont de faptul că, protocolul de

încărcare, aplicat uzual la încercările ciclice pe subansamble simple de îmbinări RBS, diferă complet de condițiile de încărcare ale îmbinărilor grindă-stâlp din cadrul unei structuri cu două niveluri, supuse unei serii de cinci cutremure. Aparent, ruperea sudurilor poate fi o consecință a oboselii care rezultă din cutremure repetate. Acțiunea generală a acestor cutremure constă într-un număr mare de cicluri cu amplitudini relativ mici, care nu sunt capabile să conducă la flambaj local, dar și câteva cicluri cu amplitudine mare, unde flambajul local a fost împiedicat doar de reducerea raportului lățime-grosime a tălpii grinzii în zona de reducere a secțiunii.

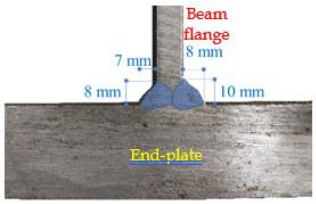




Partea1 a): Sudura tălpii: pătrundere parțială



Partea b) Sudura inimii: pătrundere completă



Partea c) Sudura tălpii: pătrundere completă

Figura 6.10 Detalii de sudură ale îmbinărilor RBS

Pentru verificarea calității sudurii, după încheierea încercării, a fost secționată o îmbinare RBS de rezervă, prezentă în laborator, și investigată. Studiul a confirmat corectitudinea realizării cordonului de sudură cap-la-cap cu pătrundere completă (Figura 6.10). De menționat că tipologia cordoanelor de sudură respectă prevederile EC3 [6] și EC8, precum și recomandările Ghidului de proiectare a oțelului AISC [7]. Sudura dintre grindă și placa de capăt, conform recomandărilor din Ghidul de proiectare a oțelului AISC, nu implică găuri de acces în inima grinzii, pentru a evita cedarea prematură a tălpii grinzii din cauza concentrărilor de tensiuni [8]. Prin urmare, după cum se poate observa în Figura 6.10, talpa grinzii a fost sudată cap-la-cap cu pătrundere completă la 45°, excepție fiind placa de capăt amplasată imediat deasupra inimii grinzii, care a fost sudată cu pătrundere parțială pe partea exterioară și sudură de colț la rădăcină. Întrucât detaliile sudate se conformează prevederilor codului, rezultatul obținut confirmă faptul că cedarea parțial fragilă se datorează subestimării factorului de suprarezistență adoptat, precum și normelor de proiectare a detaliilor de sudură, care probabil nu iau în considerare în mod corespunzător fenomenul de oboseală la solicitări seismice repetate. Acest rezultat subliniază necesitatea unor investigații

suplimentare dedicate evaluării răspunsului seismic al detaliilor tipice de sudură la solicitări oligo-ciclice (LCF).

Totuși, îmbinările RBS au fost supuse consecutiv unei serii de cinci evenimente seismice severe, situație care nu este prevăzută și abordată în practica de proiectare curentă. Prin urmare, chiar dacă modul de cedare rezultat nu a fost complet satisfăcător, comportarea cadrelor necontravântuite a fost fiabilă într-o măsură rezonabilă, confirmând capacitatea adecvată a îmbinărilor RBS de a disipa energia seismică.

În Figura 6.11 sunt prezentate diagramele deplasărilor de nivel și variația forțelor înregistrate de actuatori. Rezultatele principale ale acestei încercări sunt raportate în Tabelul 6.2.

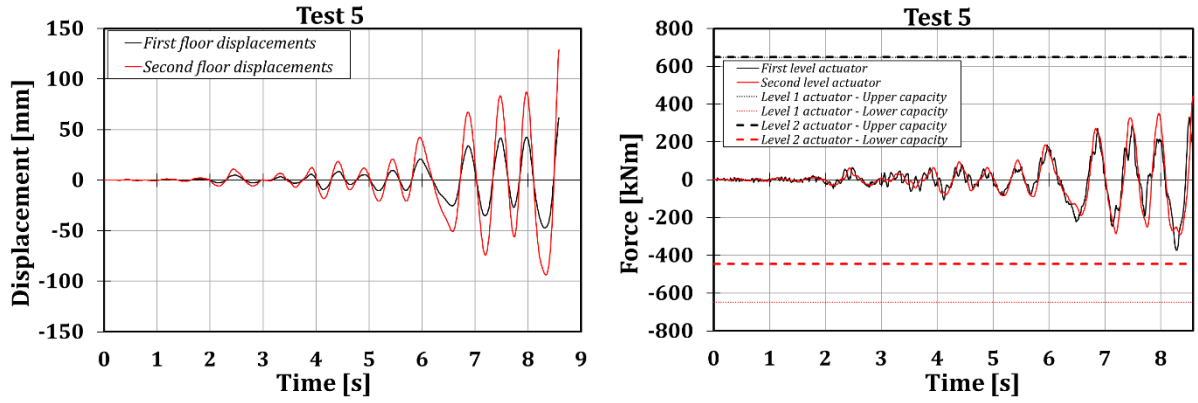


Figura 6.11 Deplasările nivelurilor (stânga) și variația forței din actuatori (dreapta) la Încercarea 5

6.4 ÎNCERCAREA PSEUDO-DINAMICĂ A MODELULUI EXPERIMENTAL CU ÎMBINĂRI FREEDAM

În acest paragraf sunt raportate și analizate rezultatele experimentale ale încercărilor pseudo-dinamice ale structurii echipate cu îmbinări FREEDAM. De menționat că protocoalele de încărcare sunt identice celor utilizate în campania experimentală anterioară. Acest lucru permite analiza comparativă a răspunsului seismic al structurii pentru fiecare dintre cele două tipologii de îmbinări. În Tabelul 6.3 se prezintă rezultatele experimentale principale.

Tabelul 6.3 Principalele rezultate experimentale (structură cu îmbinări FREEDAM)

Imperial Valley 1.1g			**Încercarea 1**	**Încercarea 2**	**Încercarea 3**	**Încercarea 4**	**Încercarea 5**
Forța de bază maximă (kN)		**poz.**	-537	-447	-272	-388	-439
		neg.	477	470	347	483	495
Deplasarea maximă la primul nivel (mm)		**poz.**	-73	-53	-41	-56	-72
		neg.	65	79	38	52	61
Deplasarea maximă la al doilea nivel (mm)		**poz.**	-104	-84	-75	-89	-112
		neg.	103	112	52	70	85
Deplasarea relativă de nivel maximă (%)	**poz.**	**Nivel 1**	-3.0	-2.2	-1.7	-2.3	-3.0
		Nivel 2	-1.3	-1.3	-1.4	-1.4	-1.7
	neg.	**Nivel 1**	2.7	3.3	1.6	2.2	2.5
		Nivel 2	1.6	1.4	0.6	0.7	1.0

6.4.1 Imperial Valley (a_g = 1.10g)

Prima încercare a constat în aplicarea accelerației terenului înregistrate de stația din Imperial Valley, în mod similar primei campanii experimentale. Din păcate, din cauza ieșirii din funcțiune a traductoarelor exterioare, nu sunt disponibile date despre răspunsul local al îmbinărilor. Astfel, rezultatele obținute se rezumă la deplasările de nivel și forțele înregistrate de actuatori, după cum se poate observa în Figura 6.12.

Deplasările maxime la primul nivel au constituit 73 mm, iar la al doilea nivel - 104 mm. Valoarea maximă a forței de bază a fost egală cu 537 kN (Tabelul 6.3). După cum se putea anticipa, deplasările maxime la bază și forțele maxime ale actuatorilor au fost atinse simultan. Acest aspect este conform răspunsului scontat, întrucât structura este regulată, predominând primul mod de vibrație. Un alt aspect relevant este legat de faptul că dispozitivele cu frecare nu au asigurat auto-recentrarea structurii, întrucât la sfârșitul încercării au fost înregistrate deplasări reziduale de aproximativ 16 mm la primul nivel și de 29 mm la al doilea nivel.

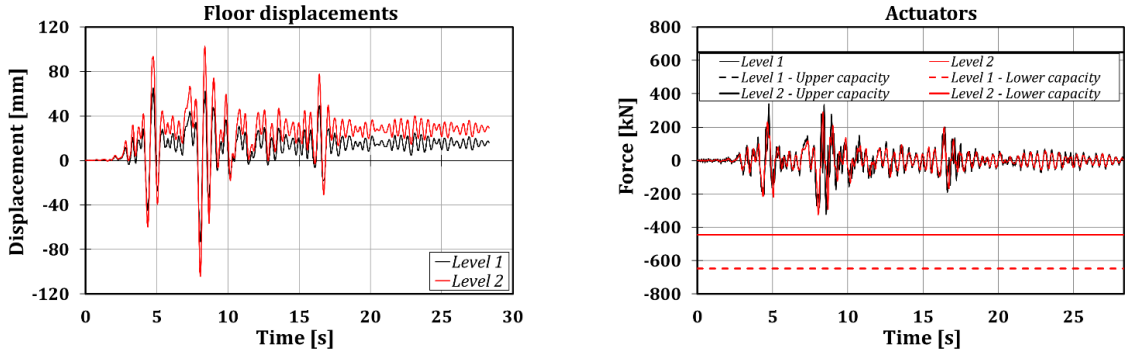


Figura 6.12 Deplasările nivelurilor (stânga) și variația forței din actuatori (dreapta) la Încercarea 1

În timpul acestei încercări, unele amortizoare cu frecare au suferit alunecări. După cum se poate observa din Tabelul 6.3, valorile maxime ale deplasărilor relative de nivel au constituit cca 3% și 1,6%, cu mult peste limita nominală elastică de aproximativ 1%, adoptată la faza de proiectare.

6.4.2 Spitak (ag = 0.80g)

La a doua încercare, modelului experimental i s-a aplicat accelerograma cutremurului Spitak. În acest caz, sunt disponibile și rezultatele experimentale care descriu răspunsul seismic al îmbinărilor. După cum s-a menționat anterior, această accelerogramă este caracterizată în principal printr-o valoare înaltă a amplitudinii, cu un număr redus de vârfuri. Această caracteristică este evidentă din rezultate: cutremurul Spitak a înregistrat o singură incursiune în domeniul plastic, fapt ilustrat în Figura 6.13.

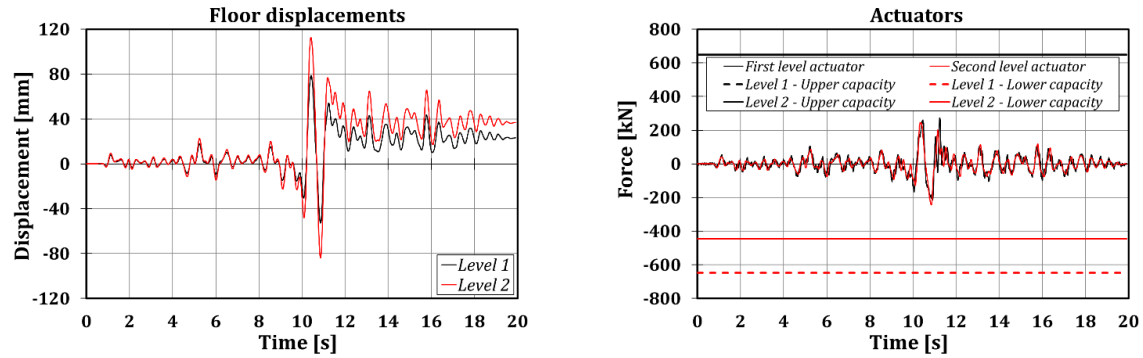


Figura 6.13 Deplasările nivelurilor (stânga) și variația forței din actuatori (dreapta) la Încercarea 2

Chiar dacă s-a observat o reducere de aproximativ 15% a forței de bază în comparație cu încercarea 1, deplasarea maximă a nivelului doi este ușor mai mare (112 mm față de 104 mm). Deplasarea relativă la primul nivel a constituit aproximativ 3,3%, în timp ce deplasarea relativă la al doilea nivel a înregistrat valori nesemnificative. În Figura 6.14 se prezintă curbele histeretice moment-rotire largi și stabile, practic rectangulare, care caracterizează răspunsul local.

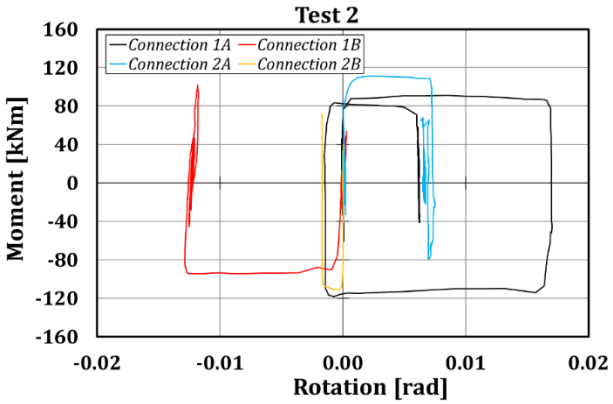


Figura 6.14 Curbele histeretice moment-rotire ale îmbinărilor FREEDAM aparținând cadrelor necontravântuite – Încercarea 2

Totuși, se poate observa comportarea asimetrică al îmbinărilor, valorile absolute ale momentelor încovoietoare maxime și minime constituind aproximativ 80 kNm și, respectiv, 120 kNm. Acest lucru confirmă comportarea asimetrică a îmbinării, fapt demonstrat în capitolul precedent și de încercările experimentale pe subansamble de îmbinări grindă-stâlp [9]. Ținând cont de prezența unui vârf principal al accelerogramei Spitak, rezultatele experimentale au demonstrat că amortizoarele cu frecare au suferit o singură alunecare, corespunzătoare valorii accelerației de vârf a terenului. Rotirea maximă înregistrată corespunde îmbinării 1A, iar valoarea sa este de aproximativ 17 mrad, celelalte îmbinări prezentând rotiri mai mici. La nivelul al doilea rotirile îmbinărilor au atins valori de aproximativ 0,007 și 0,002 rad.

6.4.3 Accelerograma artificială (a_g = 0,50g)

La aplicarea acestei accelerograme create artificial, cadrele necontravântuite au prezentat un răspuns aproape în totalitate elastic, fără a comporta deplasări reziduale suplimentare (Figura 6.15). Măsurătorile locale confirmă acest aspect, indicând doar o incursiune în domeniul plastic al îmbinării 1A, care a înregistrat o rotire de numai 4 mrad (Figura 6.16).

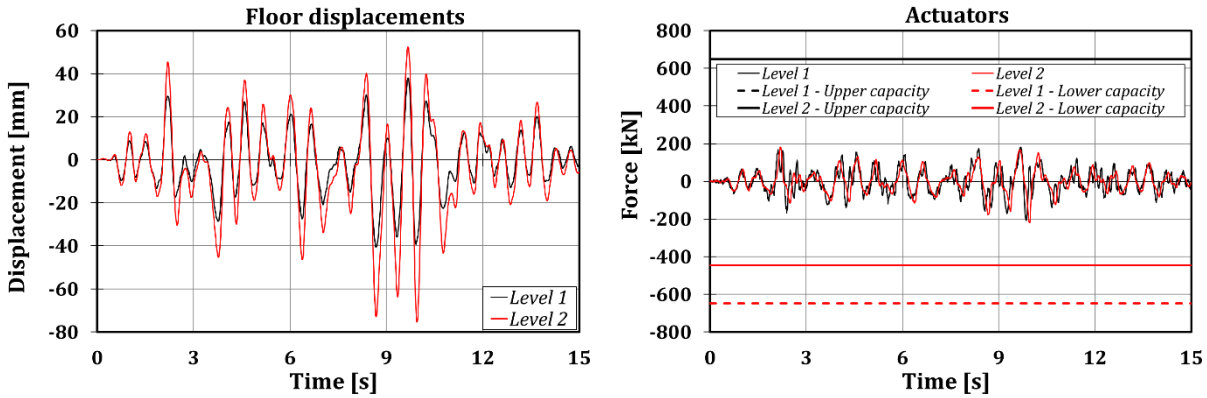


Figura 6.15 Deplasările nivelurilor (stânga) și variația forței din actuatori (dreapta) la Încercarea 3

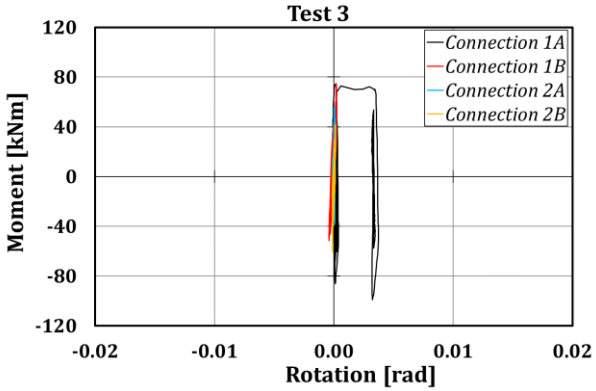


Figura 6.16 Curbele histeretice moment-rotire ale îmbinărilor FREEDAM aparținând cadrelor necontravântuite – Încercarea 3

6.4.4 Santa Barbara (a_g = 0.80g)

A patra încercare a constat în aplicarea accelerației terenului înregistrate de stația din Santa Barbara (SUA) în 1978. Deși accelerograma aplicată este caracterizată de mai multe vârfuri cu amplitudine semnificativă, totuși, accelerația de vârf a terenului adoptată (0,80g) a cauzat o alunecare moderată a amortizoarelor cu frecare. Comportarea globală este în mare parte similară încercării 3: deplasările de nivel nu au depășit 60 și, respectiv, 90 mm la primul și, respectiv, al doilea nivel, înregistrând o deplasare relativă maximă a primului nivel de aproximativ 2,3% (Figura 6.17). Nu au fost înregistrate deplasări reziduale la sfârșitul încercării. Și în acest caz, similar Încercării 3, doar numai îmbinarea 1A a prezentat incursiuni în domeniul plastic, cu o rotire maximă de 4,6 mrad (Figura 6.18).

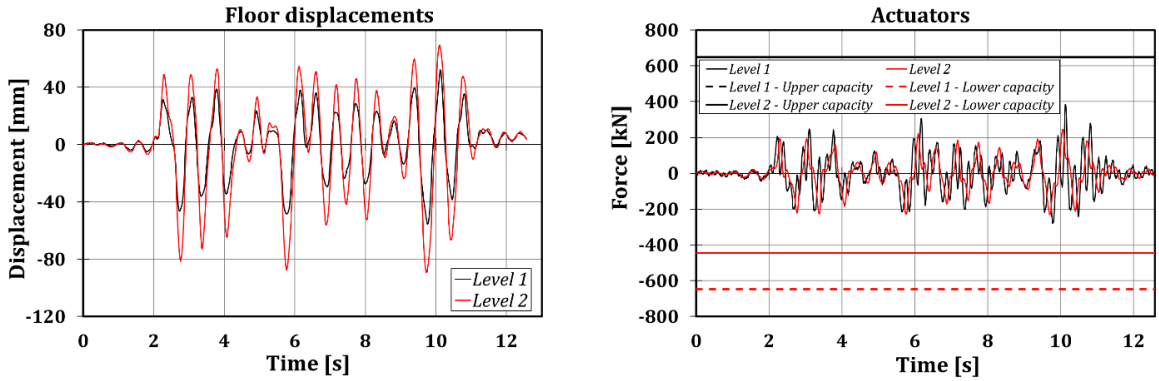


Figura 6.17 Deplasările nivelurilor (stânga) și variația forței din actuatori (dreapta) la Încercarea 4

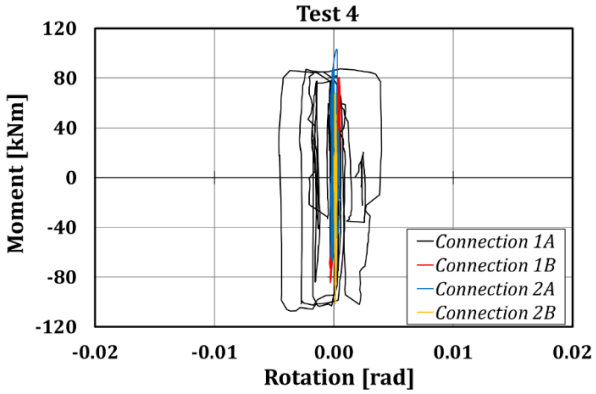


Figura 6.18 Curbele histeretice moment-rotire ale îmbinărilor FREEDAM aparținând cadrelor necontravântuite – Încercarea 4

6.4.5 Coalinga (PGA = 0.80g)

În cadrul ultimei încercări, a avut loc o disipare de energiei mai mare. Această încercare nu a fost finalizată din cauza unei probleme tehnice (pierderea controlului), conducând la deteriorarea unui element care asigură legătura dintre modelul experimental și actuatorul de la primul nivel. Acest incident s-a produs la momentul de timp t=8,58 secunde, concomitent cu cedarea fragilă a primei îmbinări RBS în prima campanie experimentală. În Figura 6.19 se raportează diagrama deplasărilor de nivel și variația forței din actuatori pentru Încercarea 5, care confirmă rezultatele prezentate mai sus. Deplasarea maximă la nivelul doi este identică cu cea înregistrată la Încercarea 2: 112 mm. Curbele histeretice indică o comportare asimetrică la momente încovoietoare pozitive și negative. Se poate observa o descreștere a momentelor maxime la creșterea numărului de cicluri, fapt datorat reducerii cuplului de strângere a șuruburilor de înaltă rezistență pretensionate odată cu consumul plăcuțelor de frână (Figura 6.20).

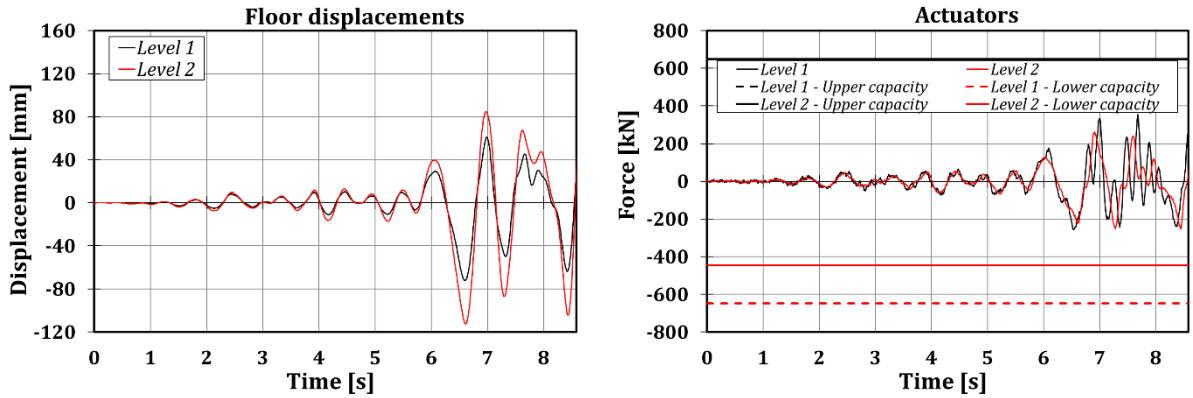


Figura 6.19 Deplasările nivelurilor (stânga) și variația forței din actuatori (dreapta) la Încercarea 5

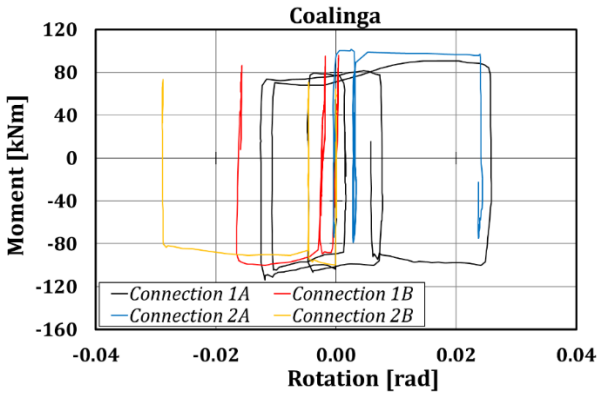


Figura 6.20 Curbele histeretice moment-rotire ale îmbinărilor FREEDAM aparținând cadrelor necontravântuite – Încercarea 5

În cadrul acestei campanii experimentale, nu s-au înregistrat degradări structurale, întrucât disiparea energiei seismice s-a produs doar prin plăcuțele de frână ale îmbinărilor FREEDAM.

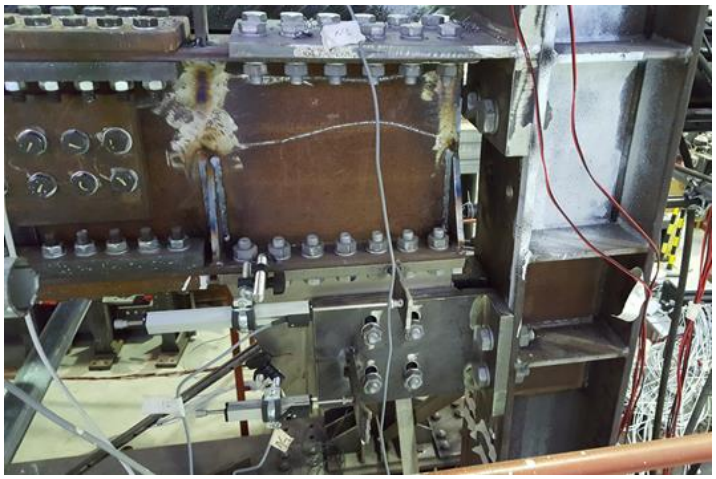


Figura 6.21 Îmbinarea FREEDAM 1A la sfârșitul celei de-a doua campanii experimentale

6.5 SIMULAREA NUMERICĂ A RĂSPUNSULUI SEISMIC

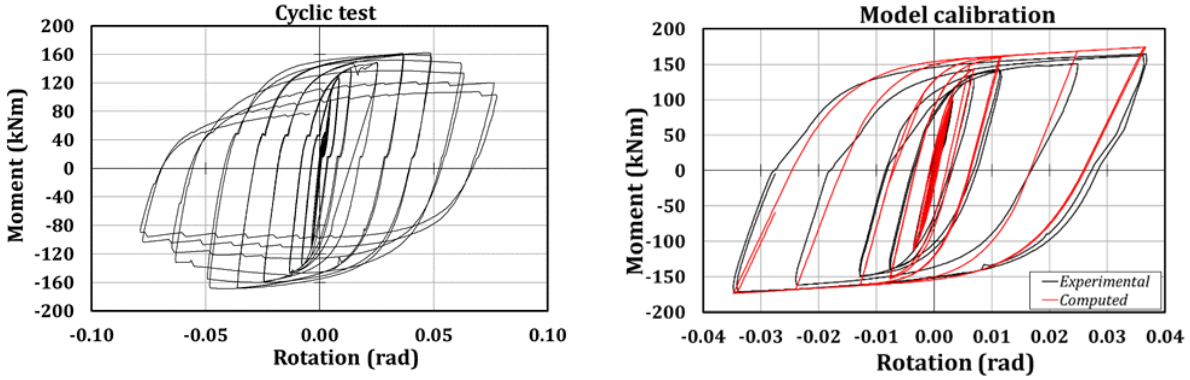
6.5.1 Structura cu îmbinări RBS

În faza de proiectare preliminară, prin intermediul programului de calcul SeismoStruct [10], s-a realizat un model numeric tridimensional neliniar, cu elemente finite, al structurii echipate cu îmbinări RBS, cu scopul de a simula răspunsul seismic și de a completa datele experimentale (Figura 6.22). Neliniaritatea răspunsului structural a fost modelată pe baza conceptelor de plasticitate distribuită și concentrată. Elementele structurale au fost definite cu elemente inelastice *force-based*, ținând cont de neliniaritatea geometrică și de material, cu aplicarea conceptului de plasticitate distribuită.

Figura 6.22 Modelul tridimensional al structurii cu îmbinări RBS

Elementele finite, adoptate pentru modelarea structurii, se caracterizează prin cinci secțiuni de integrare, alcătuite din cel puțin 150 de fibre, suficiente pentru a asigura precizia răspunsului structural în baza diagramelor tensiune-deformație ale materialelor. Masele concentrate au fost aplicate la mijlocul deschiderilor, iar diafragmele de la nivelul planșeelor au fost modelate cu legături rigide. Îmbinările grindă-stâlp cu grindă cu secțiune redusă (RBS), confecționate din același oțel, au fost supuse unor încercări experimentale într-o lucrare anterioară a acelorași autori [11]. Pe baza rezultatelor acestor încercări a fost calibrat unui resort neliniar, utilizat în

lucrarea de față pentru modelarea răspunsului îmbinărilor RBS. În Figura 6.23 se prezintă diagrama moment-rotire a îmbinării RBS în centrul zonei reduse, obținută în cadrul studiilor precedente [11]. Răspunsul moment-rotire al îmbinării RBS a fost modelat prin intermediul unui element cu lungime nulă de tip "smooth" [12], întrucât oferă unul dintre cele mai complete și complexe modele histeretice disponibile în prezent în programele de calcul structural. Totuși, dezavantajul acestor elemente constă într-un număr mare de parametri care sporesc complexitatea procesului de calibrare. Din această cauză, calibrarea parametrilor a fost efectuată cu ajutorul instrumentului MULTI-CAL [13], pentru a minimiza diferențele dintre curba experimentală și cea numerică, atât din punct de vedere a disipării energiei, cât și al anvelopei modelului histeretic. Instrumentul de calibrare MULTI-CAL permite identificarea, prin algoritmi genetici, a celei mai bune combinații de parametri care caracterizează răspunsul experimental, pe baza criteriilor definite de utilizator.



a) Răspunsul ciclic al îmbinării RBS *b) Calibrarea modelului*

Figura 6.23 Diagramele experimentale și numerice moment-rotire ale îmbinării RBS

Întrucât în cadrul încercărilor experimentale au fost înregistrate amplitudini ale unghiului de rotire de până la 35 mrad, această valoare a fost adoptată și pentru procedura de calibrare a curbelor histeretice. Acest aspect este foarte important, deoarece calibrarea modelului la coeficienți improprii poate conduce la definirea unui set de parametri caracteristici unor fenomene care nu apar la rotirea de proiectare. Spre exemplu, la încercarea pe subansamblu, a fost înregistrat fenomenul de voalare, care apare la o valoare a rotirii de aproximativ 50 mrad. Schema îmbinării este prezentată în Figura 6.24. Prin urmare, zona panoului de inimă a fost modelată prin calcularea eforturilor la fața stâlpului, iar neliniaritatea îmbinării a fost simulată printr-un resort calibrat anterior, amplasat în centrul zonei reduse a îmbinării RBS.

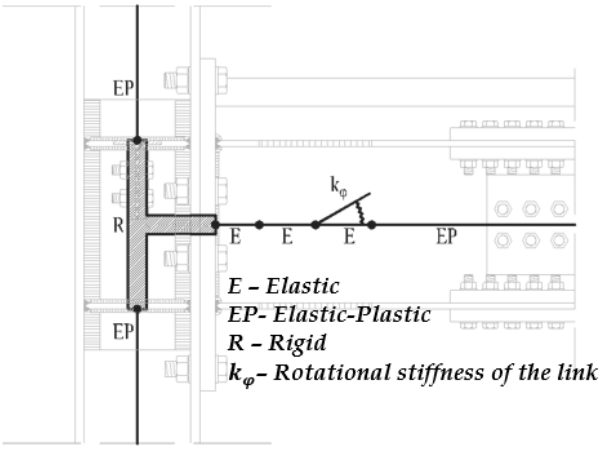


Figura 6.24 Modelul MEF al ansamblului îmbinării grindă-stâlp RBS

Acțiunea seismică a fost modelată prin aplicarea unei accelerații la baza cadrului. Analiza dinamică neliniară time-history a fost efectuată cu un increment de timp de 0,01s prin metoda Hilbert-Hughes-Taylor, cu un coeficient de amortizare vâscoasă (Rayleigh) de 1%, similar încercărilor pseudo-dinamice.

În acest paragraf se prezintă o analiză comparativă dintre rezultatele experimentale și cele numerice. Prin raportare la rezultatele celor 5 încercări experimentale, se poate observa capacitatea modelului numeric de a reproduce cu rigurozitate parametrii răspunsului seismic global (Tabelul 6.4). Diferențele dintre deplasările și forțele maxime experimentale și numerice nu depășesc 25%. Excepție face încercarea 2 cu accelerograma Spitak, a cărei precizie redusă se datorează, probabil, procedurii de calibrare aplicate. După cum se explică în [13], atunci când accelerogramele sunt caracterizate doar de câteva vârfuri, calibrarea parametrilor modelului doar pe baza rezultatelor experimentale a încercărilor ciclice poate genera erori, nefiind suficientă pentru a obține predicții rezonabile ale răspunsului local. În astfel de cazuri, calibrarea trebuie efectuată atât în baza a cel puțin o încercare ciclică și una monotonă.

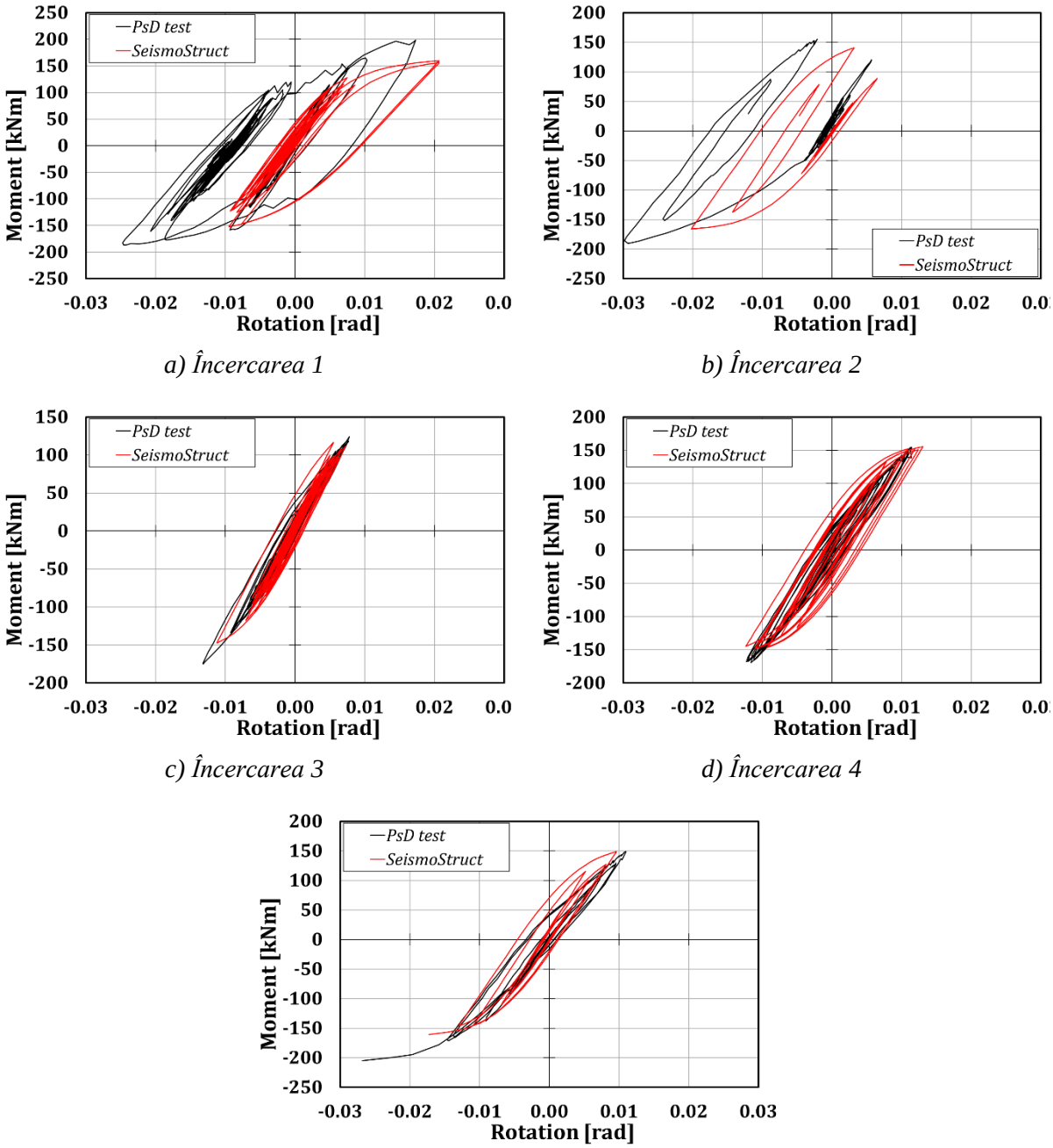
Tabelul 6.4 Comparație între valorile experimentale și numerice ale forței tăietoare de bază, deplasărilor nivelelor și deplasărilor relative de nivel (răspunsul global)

	Forța tăietoare de bază (kN)		**Deplasarea la nivelul 1 (mm)**		**Deplasarea la nivelul 2 (mm)**		**Deplasarea relativă de nivel maximă (%)**				
Încercare	**neg.**	**poz.**	**neg.**	**poz.**	**neg.**	**poz.**	**neg. (L-1)**	**poz. (L-2)**	**neg. (L-1)**	**poz. (L-2)**	**Energie (kNm)**
1 – Exp.	-751	667	-79	44	-150	88	-3.27	-2.98	1.84	1.86	55.70
1 - Num.	-656	601	-66	43	-130	84	-2.74	-3.02	1.77	1.97	50.80
1 - Er. (%)	15	11	20	4	15	5	20	-1	4	-5	10
2 – Exp.	-652	670	-17	85	-34	171	-0.70	-0.72	3.54	3.61	33.16
2 - Num.	-645	648	-27	74	-52	133	-1.12	-1.24	3.08	2.55	30.21
2 - Er. (%)	1	3	-37	15	-36	28	-37	-42	15	42	10
3 – Exp.	-444	555	-29	40	-66	83	-1.22	-1.54	1.67	1.79	28.59
3 - Num.	-477	563	-31	42	-60	88	-1.27	-1.52	1.74	1.97	15.78
3 - Er. (%)	-7	-1	-4	-4	10	-6	-4	2	-4	-9	81
4 – Exp.	-586	592	-48	41	-99	85	-2.00	-2.16	1.71	1.84	55.63
4 - Num.	-588	575	-47	44	-98	92	-1.95	-2.12	1.83	2.07	54.42
4 - Er. (%)	0	3	2	-6	2	-8	2	2	-6	-11	2
5 – Exp.	-630	612	-47	62	-94	129	-1.97	-1.96	2.57	2.81	37.16
5 - Num.	-665	555	-47	54	-81	117	-1.95	-1.62	2.26	2.63	31.12
5 - Er. (%)	-5	10	1	14	15	10	1	21	14	7	19

Cu toate acestea, pentru restul încercărilor, valorile maxime ale forțelor de bază și ale deplasărilor absolute și relative de nivel, obținute prin simulări numerice, prezintă o precizie rezonabilă.

Conform rezultatelor prezentate în tabel, în majoritatea cazurilor, modelul numeric reproduce cu fidelitate răspunsul global. Totuși, valorile numerice ale parametrilor ce caracterizează răspunsul local, nu sunt la fel de exacte. Deși forma buclelor histeretice experimentale și numerice au o

formă generală similară, curbele moment-rotire ale îmbinărilor RBS obținute prin simulări numerice în centrul zonei reduse diferă relativ substanțial de rezultatele experimentale, fapt raportat prin răspunsul histeretic al îmbinării RBS-1A la diferite încercări, în Figura 6.25.



a) Încercarea 1

b) Încercarea 2

c) Încercarea 3

d) Încercarea 4

e) Încercarea 5

Figura 6.25 Comparația buclelor histeretice ale îmbinării RBS-1A

După cum se poate observa din comparația rezultatelor celor 5 încercări, valorile momentelor încovoietoare au fost obținute cu un grad de precizie mai înalt decât rotirile maxime ale îmbinării. Aceasta înseamnă că, deși modelul cu resort al îmbinărilor RBS a fost supus unei proceduri riguroase de calibrare în baza rezultatelor experimentale pentru a modela cât mai exact răspunsul moment-rotire, totuși problema fenomenologică în esență constă în tipologia modelului numeric. Prin urmare, discrepanțele dintre răspunsul experimental și cel numeric al îmbinărilor se datorează în mare parte parametrilor folosiți la modelare, care, deși teoretic pot fi calibrați astfel,

încât să reproducă comportarea reală cu exactitate, în realitate, nu au o legătură directă cu răspunsul mecanic al elementului modelat.

Conform analizei comparative prezentate în Tabelul 6.5, erorile în termeni de rotire ale îmbinării sunt cuprinse într-un interval de 1% la 62%, erorile în termeni de moment încovoietor variază de la 0% la un maxim de 22%, și s-au înregistrat diferențe semnificative între valorile energiei disipate. Intervalul larg de variație a erorilor la estimarea rotirii îmbinării se datorează parametrilor de modelare ciclică, calibrați în raport cu rezultatele experimentale a încercărilor subansamblelor grindă-stâlp, la protocoale de încărcare convenționale, care diferă semnificativ de solicitările seismice reale, în special la acțiuni seismice repetate, cum ar fi încercările structurii la scară mare prezentate în capitolul curent. Rezultatele obținute confirmă importanța majoră a protocoalelor de încercare, după cum s-a menționat și în lucrările anterioare [13]. Totuși, de menționat că diferențele sunt mult mai mici din punct de vedere al parametrilor ce caracterizează răspunsul global, cum ar fi deplasările relative de nivel. Acest lucru se explică prin faptul că inexactitățile locale se aplatizează la creșterea numărului de zone disipative. Astfel, se poate prevede că, în cazul structurilor multietajate cu mai multe deschideri, valorile parametrilor ce caracterizează răspunsul global al structurii vor putea fi stabiliți cu un grad mai înalt de precizie, datorită numărului mare de zone disipative.

Tabelul 6.5 Comparație între valorile maxime ale rotirii și momentului încovoietor ale îmbinării 1A (răspunsul local)

	Rotire (rad)		**Moment (kNm)**		
Încercare	**Maximă**	**Minimă**	**Maxim**	**Minim**	**Energie (kNm)**
1 – Exp.	17	-25	199	-187	10
1 - Num.	21	-10	160	-152	7
1 - Er. (%)	19	62	-20	18	-27
2 – Exp.	6	-30	156	-190	4
2 - Num.	6	-20	141	-166	3
2 - Er. (%)	15	32	-10	13	-28
3 – Exp.	8	-13	124	-175	3
3 - Num.	7	-11	117	-147	2
3 - Er. (%)	-7	15	-6	16	-18
4 – Exp.	11	-12	155	-169	7
4 - Num.	13	-12	155	-149	9
4 - Er. (%)	14	-1	0	12	40
5 – Exp.	11	-27	149	-205	6
5 - Num.	10	-17	148	-161	4
5 - Er. (%)	-13	36	0	22	-28

6.5.2 Structura cu îmbinări FREEDAM

Pentru simularea numerică a structurii cu îmbinări FREEDAM, a fost creat un model 2D neliniar al clădirii, prin intermediul programului de calcul OpenSees [14] (Figura 6.26). Simularea numerică cu elemente finite a urmărit un scop dublu: 1) de a anticipa răspunsul seismic al modelului experimental înainte de încercare; 2) de a verifica proiectul montajului experimental

și a echipamentului de încercare prin estimarea forțelor care urmează a fi aplicate, și de a valida compatibilitatea acestora cu capacitatea sistemului de actuatori.

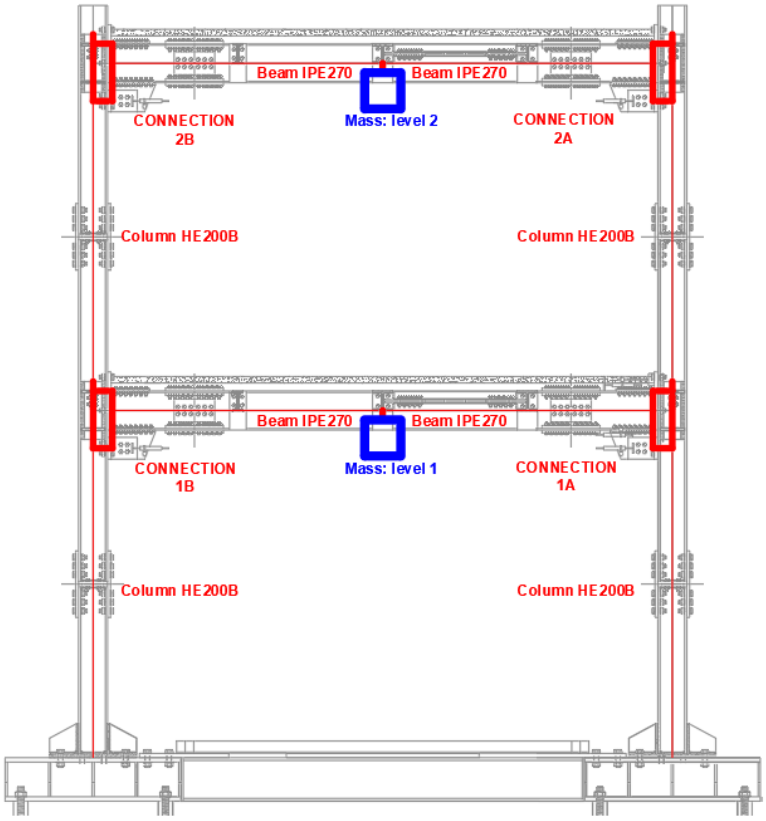


Figura 6.26 Modelul FEM al structurii

Modelarea cu elemente finite s-a bazat pe o abordare mixtă a conceptelor de plasticitate concentrată și distribuită. Grinzile și stâlpii au fost modelați cu elemente inelastice de tip *forceBeamColumn* în programul de calcul OpenSees, pentru a lua în calcul neliniaritățile geometrice și de material în ipoteza plasticității distribuite. Elementele finite, adoptate pentru modelarea structurii, se caracterizează prin cinci secțiuni de integrare, alcătuite din cel puțin 120 de fibre, suficiente pentru a asigura precizia răspunsului structural în baza diagramelor tensiune-deformație ale materialelor. Masele concentrate au fost aplicate la 65 mm sub mijlocul deschiderilor, pentru a modela punctul de aplicare a forțelor de inerție de către actuatori.

Modelul îmbinărilor este alcătuit dintr-o articulație amplasată la nivelul tălpii superioare a grinzii, în dreptul elementului T, modelând poziția fizică reală a centrului de rotire al îmbinării. În centrul amortizorului cu frecare este prevăzut un element de lungime nulă, pentru care s-a definit o relație forță-deplasare de translație inelastică (Figura 6.27). Nu în ultimul rând, au fost folosite elemente rigide pentru a asigura legătura dintre componentele modelului.

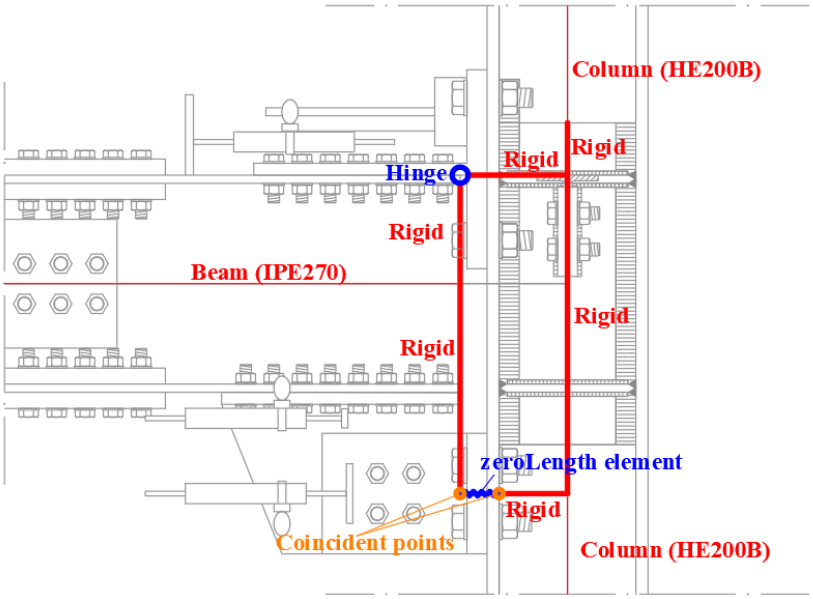


Figura 6.27 Modelul MEF detaliat al îmbinării grindă-stâlp

Legea forță-deplasare a resortului de translație a fost definită utilizând elementul *uniaxialmaterial Hysteretic*, ai cărui parametri inițiali (coordonatele a 6 puncte, pentru a modela răspunsul neliniar al îmbinării) sunt descriși în Figura 6.28. În mod similar se poate defini rigiditatea la descărcare, cu degradarea dependentă de ductilitate dată de factorul $\mu^{-\beta}$.

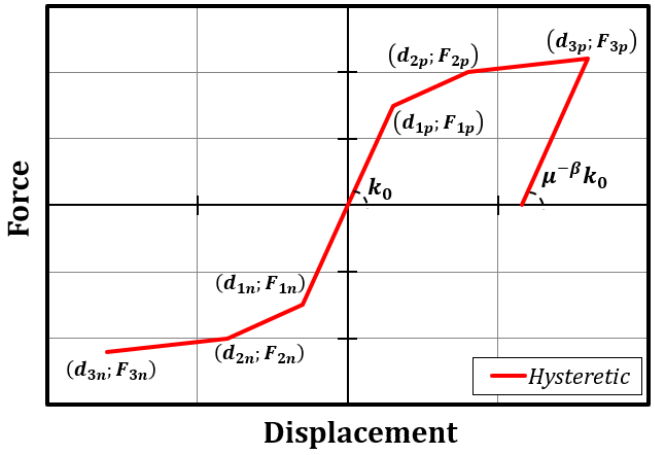


Figura 6.28 Parametrii de modelare a materialului Uniaxial Hysteretic

Tabelul 6.6 Parametrii de modelare a materialului Uniaxial Hysteretic

Punct	d (mm)	F (kN)
3n	-170.00	-236.00
2n	-10.00	-235.00
1n	-0.02	-234.00
	0.00	0.00
1p	0.02	234.00
2p	10.00	235.00
3p	170.00	236.00

În cazul dat, a fost adoptată o lege constitutivă de material triliniară, considerînd o forță de curgere egală cu forța de alunecare a dispozitivelor de frecare ($F_{cf,Sd}$ = *234 kN*), și o consolidare post-elastică neglijabilă. Coordonatele punctelor modelului constitutiv simetric sunt prezentate în Tabelul 6.6, adoptând un factor $\beta = 0$.

La baza structurii au fost aplicate accelerații care reproduc mișcările terenului la solicitări seismice. Analiza dinamică neliniară time-history a fost efectuată cu un increment de timp de 0,01s prin metoda Hilbert-Hughes-Taylor, cu un coeficient de amortizare vâscoasă (Rayleigh) de 1%, similar încercărilor pseudo-dinamice.

Strategia de modelare propusă a îmbinării s-a dovedit a fi mai fiabilă decât un model simplu, în care comportarea la încovoiere este concentrată într-un resort, întrucât această soluție nu este capabilă să prezică activarea amortizoarelor cu frecare, similar încercărilor pseudo-dinamice. Un model mai detaliat, în schimb, poate simula răspunsul mecanic real al îmbinărilor.

Rezultatele privind răspunsul seismic global al clădirii sunt raportate în Tabelul 6.7. Diferențele între valorile experimentale și numerice ale deplasărilor nivelurilor nu depășesc 25%. În plus, după cum se poate observa în Figura 6.29, rezultatele analizei neliniare în termeni de deplasare sunt în fază cu cele înregistrate experimental, confirmând precizia modelării.

Tabelul 6.7 Comparație între valorile experimentale și numerice ale forței din actuatori și ale deplasărilor nivelurilor

Încercare	**Forța din actuatori (kN)**		**Deplasarea maximă a nivelului (mm)**	
	(L-1)	**(L-2)**	**(L-1)**	**(L-2)**
1 – PsD	339	326	73	104
1 - Sim. 2	250	232	58	119
1 - Eroare (%)	-26	-29	-21	14
2 - PsD	282	257	79	112
2 - Sim. 2	237	223	59	133
2 - Eroare (%)	-16	-13	-25	18
3 - PsD	220	222	41	75
3 - Sim. 2	228	215	36	92
3 - Eroare (%)	4	-3	-12	22
4 - PsD	390	255	56	89
4 - Sim. 2	240	214	43	103
4 - Eroare (%)	-38	-16	-23	15
5 - PsD	340	270	72	112
5 - Sim. 2	266	242	58	126
5 - Eroare (%)	-22	-10	-20	12

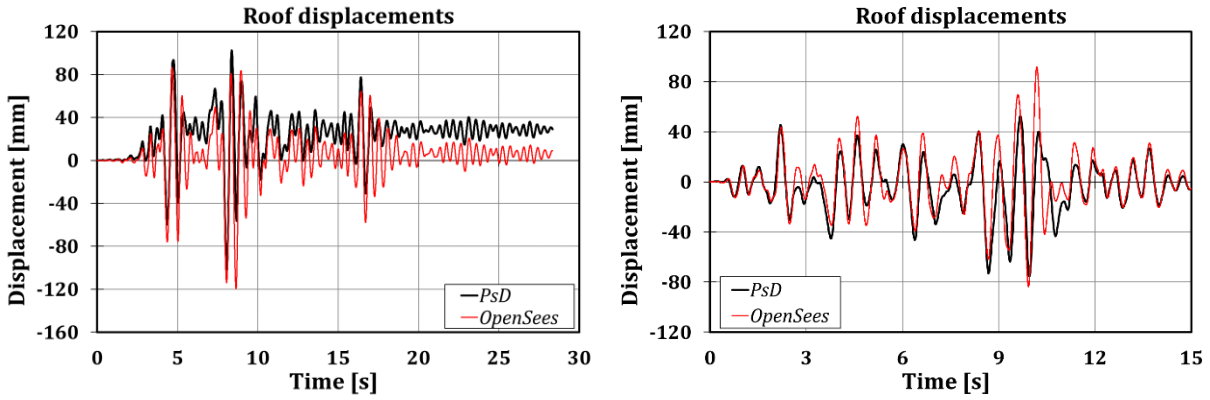


Figura 6.29 Deplasările la nivelul 2: Încercarea 1 (stânga) și Încercarea 3 (dreapta)

În Figura 6.30 se prezintă valorile estimate cu precizie ale forței tăietoare de bază.

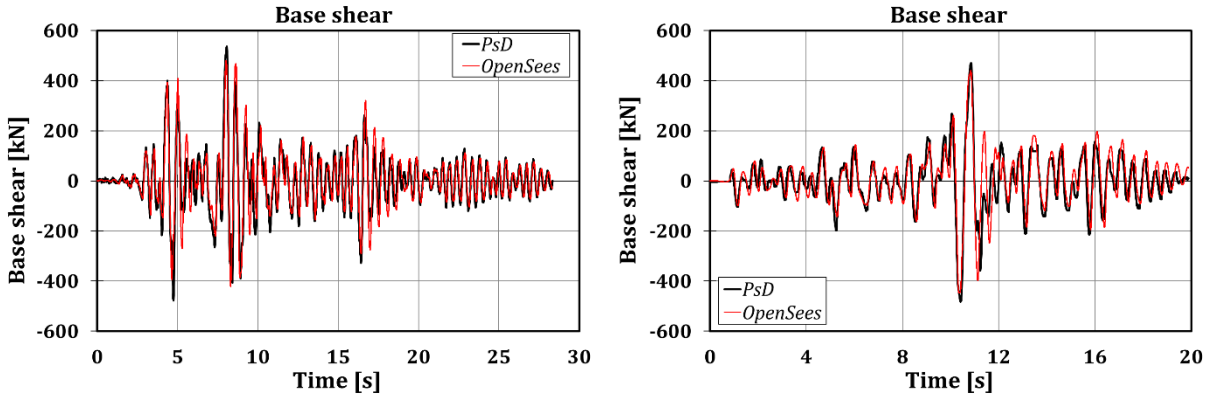


Figura 6.30 Variația în timp a forței tăietoare de bază: Încercarea 1 (stânga) și Încercarea 2 (dreapta)

În Tabelul 6.8 se prezintă comparativ rezultatele experimentale și numerice în termeni de moment încovoietor și rotire ale îmbinării 1A. Intervalul maxim de erori în termeni de moment încovoietor este cuprins între -14 și +28%. Principalul beneficiu al acestei strategii de modelare a îmbinărilor constă în reproducerea răspunsului real al amortizoarelor cu frecare (Figura 6.31).

Totuși, indiferent de strategia de modelare a îmbinării, în toate cazurile persistă diferențe semnificative, deloc neglijabile, între datele experimentale și cele numerice, demonstrând complexitatea modelării răspunsului seismic neliniar al structurilor. În cazul examinat, un impact major îl are variabilitatea aleatorie a coeficientului de frecare al amortizoarelor, și controlul forței de pretensionare a șuruburilor, ambele afectând atât rezistența la alunecare a amortizoarelor, cât și timpul de alunecare a acestora la acțiune seismică.

În cele din urmă, de menționat că la sfârșitul seriei de solicitări seismice aplicate, îmbinările grindă-stâlp nu au prezentat practic nicio degradare, confirmând eficiența răspunsului seismic demonstrată de subansamblele de îmbinări grindă-stâlp la încercări experimentale ciclice [9]. Tocmai deaceea ele pot fi considerate rezistente la avarii, întrucât au avut loc doar plasticizări minore în inima elementului T cu șuruburi, în apropierea centrului de rotire. Plasticizări minore similare au avut loc în cornierele de prindere a amortizorului de talpa stâlpului [9]. Pentru comparație, aceeași structură cu îmbinări RBS cu placă de capăt extinsă, la sfârșitul aceleiași serii de solicitări seismice [5] a înregistrat cedarea îmbinărilor datorată ruperii cordoanelor de sudură care leagă grinda de placa de capăt, precum și cedării tălpilor grinzii în zona de reducere a secțiunii.

Tabelul 6.8 Comparație între valorile maxime ale rotirii și momentului încovoietor ale îmbinării 1A (rezultatele încercărilor pseudo-dinamice și a simulărilor numerice)

Încercare	Rotire (rad)	Moment (kNm)		Energie (kNm)
		neg.	poz.	
2 - PsD	17.03	118.36	90.98	4.14
2 - Sim. 2	10.52	103.50	103.93	2.15
2 - Eroare (%)	-38	-13	14	-48
3 - PsD	3.74	99.24	74.11	0.34
3 - Sim. 2	0.65	85.63	103.53	0.07
3 - Eroare (%)	-83	-14	40	-81
4 - PsD	4.61	107.55	87.42	2.64
4 - Sim. 2	2.53	103.60	98.49	0.26
4 - Eroare (%)	-45	-4	13	-90
5 - PsD	12.58	113.82	81.36	5.69
5 - Sim. 2	7.42	103.80	103.74	1.98
5 - Eroare (%)	-41	-9	28	-65

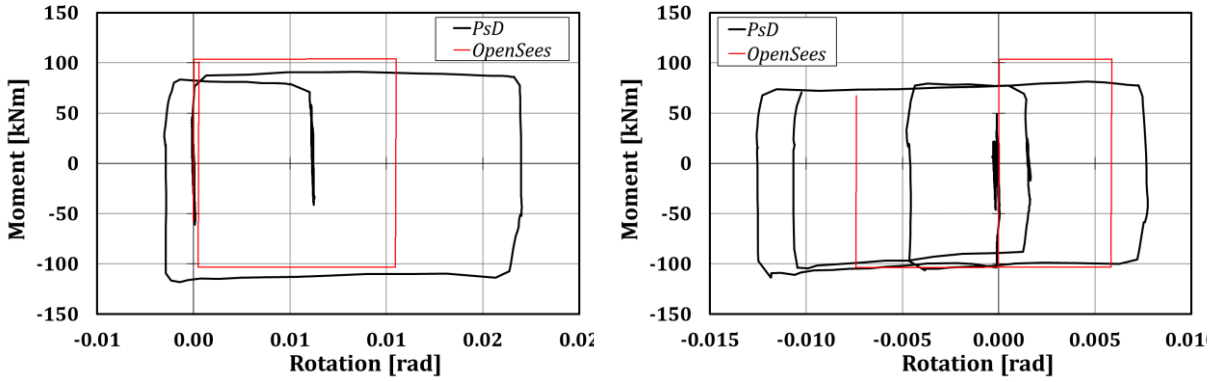


Figura 6.31 Curbe histeretice ale îmbinării 1A: Încercarea 2 (stânga) și Încercarea 5 (dreapta)

6.6 COMPARAREA PERFORMANȚEI SEISMICE

În paragraful curent se prezintă o analiză comparativă a principalelor rezultate obținute în cele două campanii experimentale.

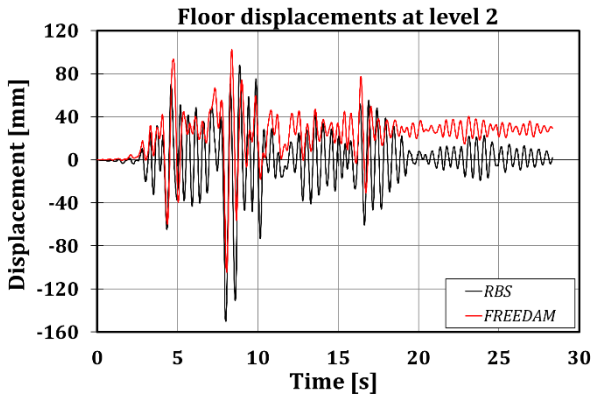
În tabelul 6.9 se raportează deplasările nivelurilor și forțelor tăietoare de bază înregistrate în fiecare campanie experimentală: se poate observa că forțele tăietoare în structura cu îmbinări FREEDAM sunt relativ mai reduse. Acest lucru se datorează valorii limitate ale momentului încovoietor, pe care structura echipată cu dispozitive de frecare o poate transmite stâlpilor. În schimb, valorile deplasărilor nivelurilor nu urmăresc aceeași tendință.

Tabelul 6.9 Comparație între valorile forței tăietoare de bază și ale deplasărilor nivelurilor înregistrate în cele două campanii experimentale

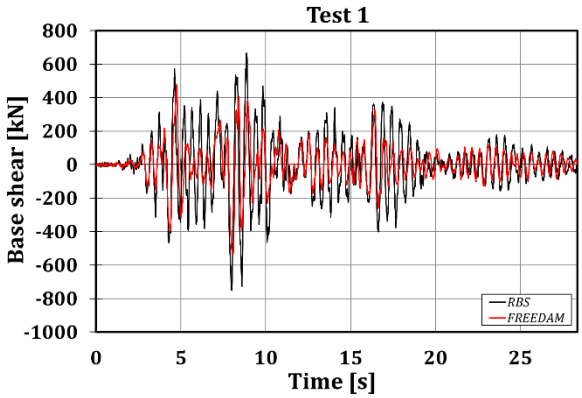
		Deplasări (mm)				Forfecare de bază (kN)	
		neg.		poz.		neg.	poz.
		Nivel 1	Nivel 2	Nivel 1	Nivel 2		
Imperial Valley	**RBS**	-79	-150	44	88	-751.33	667.09
	FREEDAM	-73	-104	65	103	-536.88	477.20
Spitak	**RBS**	-17	-34	85	171	-652.47	670.44
	FREEDAM	-53	-84	79	112	-446.98	469.73
Accelerograma artificială	**RBS**	-29	-66	40	83	-444.42	555.15
	FREEDAM	-41	-75	38	52	-271.62	346.79
Santa Barbara	**RBS**	-48	-99	41	85	-585.66	592.36
	FREEDAM	-56	-89	52	70	-388.06	483.42
Coalinga	**RBS**	-47	-94	62	129	-629.71	612.24
	FREEDAM	-72	-112	61	85	-439.24	459.37

Îmbinările FREEDAM determină o comportare elastică a structurii între două vârfuri consecutive ale accelerogramei: acesta este motivul pentru care intervalul de deplasări, înregistrat în a doua campanie experimentală, a fost mai redus, fenomen raportat pentru încercările 1,2 și 5, în Figura 6.32. După cum se poate observa, dispozitivele cu frecare nu garantează auto-recentrarea structurii. Din motive de simplitate, răspunsul local al îmbinărilor se prezintă în raport cu îmbinarea de referință - îmbinarea cea mai solicitată care nu a întâmpinat probleme tehnice. Astfel, pentru referință a fost aleasă îmbinarea 1A, supusă acțiunii accelerogramelor Spitak și Coalinga la a_g=0.8g.

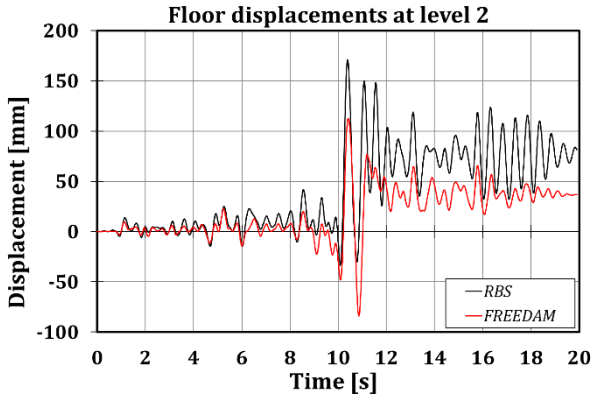
După cum se poate observa în Figura 6.33, îmbinarea RBS este proiectată la o valoare mai mare a momentului încovoietor (aproximativ 240 kNm față de 120 kNm) și îi corespunde o cerință de rotire mai mare (aproximativ 0,027 rad, comparativ cu 0,013 rad). Cu toate acestea, cantitatea de energie disipată este egală în ambele cazuri. Acest lucru confirmă răspunsul optim al îmbinării FREEDAM, determinând reducerea tensiunilor structurii, dar și sporirea concomitentă a rigidității, fără a limita capacitatea de disipare a energiei.



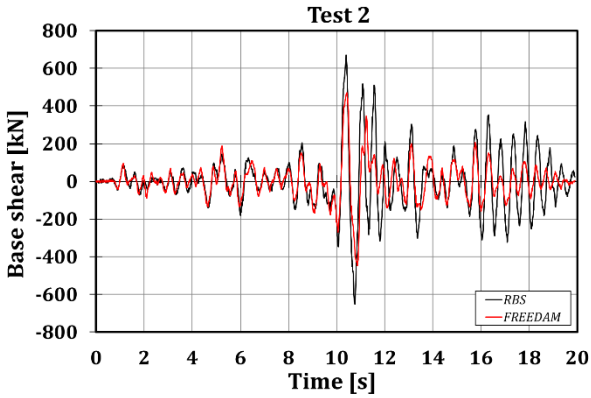
a) Încercarea 1: deplasările nivelului 2



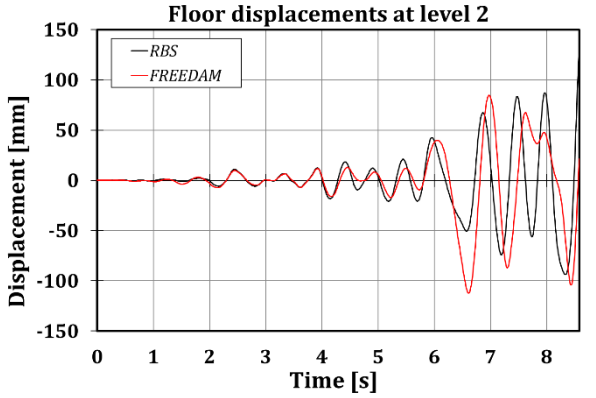
b) Încercarea 1: forța tăietoare de bază



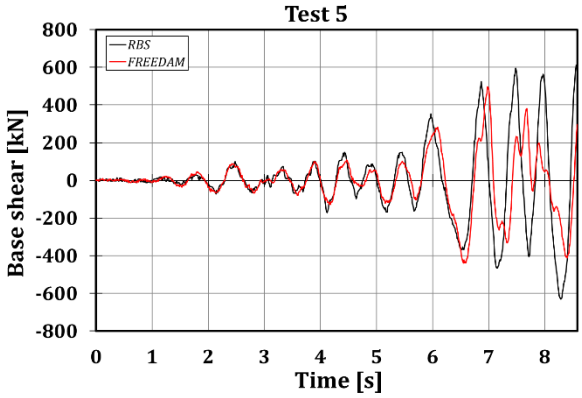
c) Încercarea 2: deplasările nivelului 2



d) Încercarea 2: forța tăietoare de bază



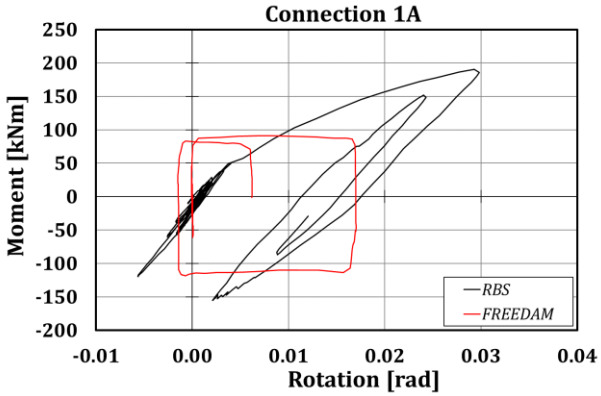
e) Încercarea 5: deplasările nivelului 2



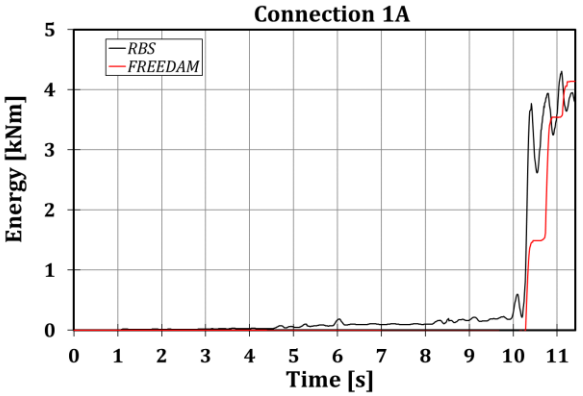
f) Încercarea 5: forța tăietoare de bază

Figura 6. 32 Comparație între valorile forței tăietoare de bază și ale deplasărilor nivelurilor

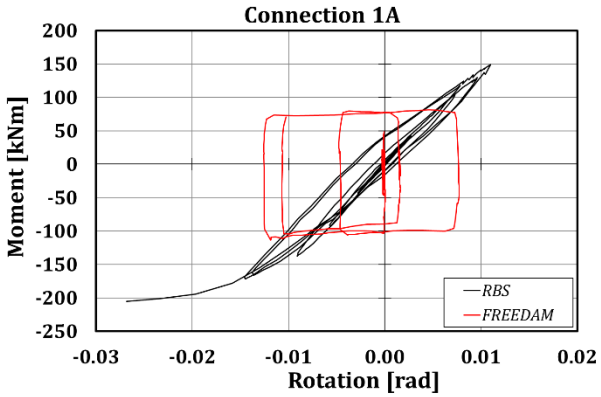
Concluziile formulate anterior sunt valabile pentru îmbinările de la primul nivel, în timp ce îmbinările de la nivelul 2 prezintă un răspuns preponderent elastic, motiv din care nu sunt raportate în acest document.



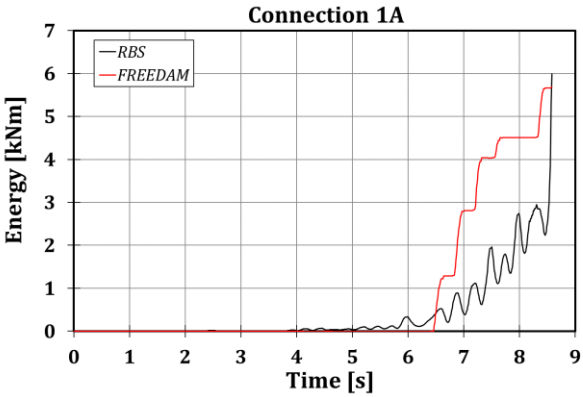
a) Încercarea 2: Curbele histeretice ale îmbinării 1A



b) Încercarea 2: Cantitatea de energie disipată



c) Încercarea 5: Curbele histeretice ale îmbinării 1A



d) Încercarea 5: Cantitatea de energie disipată

Figura 6.33 Curbele de histerezis și cantitatea de energie disipată de îmbinarea 1A

6.7 BIBLIOGRAFIE

[1]Magonette, G., Pegon, P., Buchet, P., Advanced Testing Techniques at the ELSA-JRC Reaction Wall (1998).

[2]Molina, F. J., Buchet, Ph., Magonette, G. E., Negro, P., Bidirectional pseudodynamic technique for testing a three-storey reinforced concrete building (2004) Proc. Of 13th World Conference on Earthquake Engineering, Vancouver, Paper N., 75.

[3]Tsai, K., Weng, Y., Lin S. L., Pseudo-dynamic test of a full-scale CFT/BRB frame (2004) 13th World Conference on Earthquake Engineering, Vancouver, Paper No. 750.

[4] CEN (2005) EN 1998-1 Eurocode 8: Design of Structures for Earthquake Resistance. Part 1: General Rules, Seismic Actions and Rules for Buildings, CEN, European Committee for Standardization, 2005.

[5] CEN (2005) EN 1998-3: Eurocode 8: Design of structures for earthquake resistance – Part 3: Assessment and retrofitting of buildings, CEN, European Committee for Standardization, 2005.

[6] Di Benedetto, S., Francavilla, A.B., Latour, M., Ferrante Cavallaro, G., Piluso, V., Rizzano, G. Pseudo-dynamic testing of a full-scale two-storey steel building with RBS connections (2020) Engineering Structures, 212.

[7] CEN [2005]: EN 1993-1-8 Eurocode 3: Design of Steel Structures. Part 1-8: Design of Joints, CEN, European Committee for Standardization, 2005.

[8] AISC Steel Design Guide, Murray, T. M., Summer, E. A., Extended End-Plate Moment Connections. Seismic and Wind Applications, 2003.

[9] Meng, R. L., Design of moment end-plate connections for seismic loading (1996) Ph. D. Thesis, College of Architecture and Urban Studies, The Virginia Polytechnic Institute and State University, USA.

[10] Francavilla, A.B., Latour, M., Piluso, V., Rizzano, G., Design criteria for beam-to-column connections equipped with friction devices, Journal of Constructional Steel Research, 172 (2020) 106240.

[11] SeismoSoft (2016). SeismoStruct 2016 – A computer program for static and dynamic analysis of framed structures.

[12] Iannone, F., Latour, M., Piluso, V. and Rizzano, G., Experimental Analysis of Bolted Steel Beam-to-Column Connections: Component Identification (2011) J. Earthq. Eng., vol. 15, no. 2, pp. 214–244.

[13] Sivaselvan, M. V., Reinhorn, HYSTERETIC MODELS FOR DETERIORATING INELASTIC STRUCTURES (2000) J. Eng. Mech., vol. 126, no. June, pp. 633–640.

[14] Chisari, C., Francavilla, A. B., Latour, M., Piluso, V., Rizzano G., Amadio, C., Critical issues in parameter calibration of cyclic models for steel members (2017) Engineering Structures, vol. 132, pp. 123-138

[15] McKenna, F., OpenSees: A Framework for Earthquake Engineering Simulation, Computing in Science and Engineering (2011) 13, 58-66.