

УНИВЕРЗИТЕТ У НИШУ ГРАЂЕВИНСКО-АРХИТЕКТОНСКИ ФАКУЛТЕТ



Андрија З. Зорић

Развој нумеричког и аналитичког модела иновативног челичног дисипатора сеизмичке енергије

Докторска дисертација

Ниш, 2022.



UNIVERSITY OF NIŠ FACULTY OF CIVIL ENGINEERING AND ARCHITECTURE



Andrija Z. Zorić

Development of Numerical and Analytical Model of an Innovative Steel Dissipator of Seismic Energy

Doctoral Dissertation

Подаци о ментору и члановима комисије

Ментор:

Др Марина Трајковић-Миленковић, доцент, Универзитет у Нишу, Грађевинско-архитектонски факултет

Чланови комисије:

Др Драган Златков, доцент,

Универзитет у Нишу, Грађевинско-архитектонски факултет

Др Марина Трајковић-Миленковић, доцент,

Универзитет у Нишу, Грађевинско-архитектонски факултет

Др Станко Ћорић, доцент,

Универзитет у Београду, Грађевински факултет

Др Жарко Петровић, ванредни професор,

Универзитет у Нишу, Грађевинско-архитектонски факултет

Др Биљана Младеновић, доцент,

Универзитет у Нишу, Грађевинско-архитектонски факултет

Датум одбране:

Подаци о докторској дисертацији

Ментор:	Др Марина Трајковић-Миленковић, доцент, Универзитет у Нишу, Грађевинско-архитектонски факултет
Наслов:	Развој нумеричког и аналитичког модела иновативног челичног дисипатора сеизмичке енергије
Резиме:	У дисертацији су анализиране перформансе иновативног челичног дисипатора сеизмичке енергије који се примењује у систему пасивне контроле вибрација зграда. Приликом одређивања перформанси вариране су геометријске карактеристике дисипатора енергије и физичко-механичке карактеристике челичног материјала. Анализе су спроведене на софистицираним нумеричким прорачунским моделима развијеним применом методе коначних елемената. Нумерички модел је валидиран у односу на доступне експерименталне резултате испитивања компонената дисипатора енергије. Доказано је да иновативни челични дисипатор сеизмичке енергије. Доказано је да иновативни челични дисипатор сеизмичке енергије. Поседује значајне нелинеарне хистерезисне перформансе, помоћу којих је могуће постићи значајно расипање сеизмичке енергије. На основу анализа изведени су закључци о утицају геометријских и материјалних параметара на перформансе дисипатора енергије и дате су препоруке за његову примену у инжењерској пракси. У циљу добијања одговора дисипатора енергије на монотоно растуће оптерећење развијен је аналитички модел. Овим моделом се дефинишу и параметри за описивање идеализованог одговора дисипатора енергије, како при монотоно растућем, тако и при цикличном оптерећењу, што представља полазну основу у анализи сеизмички изолованих конструкција зграда применом предложеног дисипатора енергије. На примеру једне изоловане конструкције, директном динамичком анализом у временском домену, потврђена је ефикасност дисипатора енергије у погледу редуковања сеизмички сила и релативних међуспратних померања таваница у односу на случај крутог фундирања објекта, а при деловњу реалних и вештачког акцелерограма земљотреса.
Научна област:	Грађевинско инжењерство
Научна дисциплина:	Земљотресно инжењерство
Кључне речи:	челични дисипатор енергије, пасивна контрола вибрација, хистерезисно понашање, циклично оптерећење, експериментално испитивање, метод коначних елемената
УДК:	624.042.7(043.3) 699.841(043.3) 519.673(043.3)
CERIF класификација:	Т 220 Грађевинарство, хидраулика, приобална технологија, механика тла
Тип лиценце Креативне заједнице:	CC BY-NC-ND

Data on Doctoral Dissertation

Doctoral	Dr Marina Trajković-Milenković, assistant professor,
Supervisor:	University of Niš, Faculty of Civil Engineering and Architecture
Title:	Development of Numerical and Analytical Model of an Innovative Steel Dissipator of Seismic Energy
Abstract:	Performance of an innovative steel dissipator of seismic energy applied in the passive vibration control system of buildings has been analysed in the dissertation. When determining the performance, the geometric characteristics of the energy dissipator and the physical and mechanical characteristics of the steel material have been varied. The analyses were performed on the sophisticated numerical computational models developed using the Finite Element Method. The numerical model was validated against the available experimental test results of the energy dissipator components. It has been proven that the innovative steel dissipator of seismic energy has significant nonlinear hysteretic performance, whereby it is possible to achieve significant seismic energy dissipation. Based on the analyses, conclusions were drawn regarding the influence of the geometric and material parameters on the performance of energy dissipator and recommendations for its application in engineering practice were given. In order to obtain the response of energy dissipator to monotonically increasing load an analytical model was developed. This model is also used to define the parameters for describing the idealized response to monotonically increasing as well as to cyclic loading, which is the starting point in the analysis of seismically isolated buildings using the proposed energy dissipator. Using the example of an isolated structure, with the direct dynamic analysis in time domain, the efficiency of energy dissipator was confirmed in terms of reducing seismic forces and relative interstorey drift ratio during real and artificial earthquakes accelerogram in relation to the case of rigid foundation of the structure.
Scientific Field:	Civil engineering
Scientific Discipline:	Earthquake engineering
Key Words:	steel damper, passive vibration control, hysteresis behaviour, cyclic load, experimental test, finite element method
UDC:	624.042.7(043.3) 699.841(043.3) 519.673(043.3)
CERIF Classification:	T 220 Civil engineering, hydraulic engineering, offshore technology, soil mechanics
Creative Commons License Type:	CC BY-NC-ND

Захвалност

Доценткињи др Марини Трајковић-Миленковић изражавам велику захвалност на руковођењу овом докторском дисертацијом, перманентној подршци и несебичној помоћи, као и на изузетној едукацији у области напонско-деформацијске анализе чврстих деформабилних тела.

Доценту др Драгану Златкову се захваљујем на дугогодишњој плодној сарадњи на научном и стручном пољу, као и на константном раду на развоју и усавршавању мог инжењерског начина размишљања.

Доценту др Станку Ћорићу се најлепше захваљујем на сарадњи током прегледа и оцене докторске дисертације.

Ванредном професору др Жарку Петровићу упућујем велику захвалност на корисним сугестијама у току израде докторске дисертације, као и на чињеници да ме је својим предавачким и педагошким радом усмерио ка области теорије конструкција.

Доценткињи др Биљани Младеновић се захваљујем на свим корисним саветима и стручној помоћи у току израде докторске дисертације.

Ванредном професору др Тодору Вацеву дугујем неизмерну захвалност што ми је поставио фундаменте у области нумеричке анализе конструкција и без чије помоћи ова докторска дисертација не би имала садашњу форму и стил.

Посебну захвалност упућујем привредном друштву "Пројектинжењеринг Тим" д.о.о. из Ниша, које је носилац патентног права "Адаптиван систем за сеизмичку заштиту објеката зграда од дејства јаких земљотреса путем конструктивно обезбеђене глобалне оптимизације сеизмо-енергетског баланса", што ми је дало сагласност да користим експериментална истраживања и наставим даља истраживања у области иновативног челичног дисипатора сеизмичке енергије.

Колегиницама и колегама са Грађевинско-архитектонског факултета Универзитета у Нишу се захваљујем на свим формалним и неформалним дискусијама које су ми помогле у току студирања и рада на докторској дисертацији.

Највећу захвалност дугујем својој породици на огромној подршци, стрпљењу, разумевању, као и на неизмерној снази и вољи коју су ми пружили.

Андрија З. Зорић, мастер инж. грађ.

У Нишу, 8.6.2022.

Садржај

1	Увод	
	1.1 Предмет и проблем истраживања	
	1.2 Основне хипотезе и циљеви истраживања	
	1.3 Примењена методологија истраживачког рада	
	1.4 Кратак опис садржаја дисертације	
2	Системи контроле вибрација објеката	
	2.1 Системи за пасивну контролу вибрација	
	2.1.1 Сеизмички изолатори	
	2.1.2 Уређаји за дисипацију енергије	55
	2.2 Преглед стандарда за пројектовање објеката са базном изолацијом	76
	2.2.1 Европски стандард за пројектовање сеизмички изолованих објеката	77
	2.2.2 Амерички стандард за пројектовање сеизмички изолованих објеката	80
	2.2.3 Завршна дискусија	83
3	Иновативни челични дисипатор сеизмичке енергије	
4	Експериментално испитивање прототипова вертикалних компонената иновативн	ΙΟΓ
	дисипатора енергије	
	4.1 Геометрија вертикалних компонената дисипатора енергије	
	4.2 Челични материјал вертикалних компонената дисипатора енергије	89
	4.3 Ток испитивања прототипова вертикалних компонената дисипатора енергије	e 89
	4.4 Резултати експерименталног испитивања прототипова вертикалних компоне	ената
	дисипатора енергије	90
5	Нумеричка анализа вертикалних компонената иновативног челичног дисипато	pa
	сеизмичке енергије	96
	5.1 Геометрија нумеричког модела и материјални модел	96
	5.2 Гранични услови, оптерећење и контактне зоне	98
	5.3 Мрежа коначних елемената	99
	5.4 Резултати и дискусија	103
6	Нумеричка анализа иновативног челичног дисипатора сеизмичке енергије	112
	6.1 Геометрија нумеричког модела и материјални модел	113
	6.2 Гранични услови, оптерећење и контактне зоне	116
	6.3 Мрежа коначних елемената	118
	6.4 Утицај броја трнова на перформансе иновативног челичног дисипа	атора
	сеизмичке енергије	119
	6.5 Утицај правца померања активне плоче на перформансе иновативног чели	иног
	дисипатора сеизмичке енергије	126

	6.6	Утицај пречника попречних пресека у бази и у врху трнова на перфор	омансе
		иновативног челичног дисипатора сеизмичке енергије	127
	6.7	Утицај величине зазора између активне плоче и вертикалних компонен	ата на
		перформансе иновативног челичног дисипатора сеизмичке енергије	141
	6.8	Утицај квалитета челичног материјала на перформансе иновативног чел	іичног
		дисипатора сеизмичке енергије	150
	6.9	Дискусија	168
7	Ан	алитички модел за анализу зависности сила-померање иновативног челич	ног
	дис	сипатора сеизмичке енергије	169
	7.1	Теоријске основе аналитичког модела	169
		7.1.1 Еластична област понашања материјала	170
		7.1.2 Пластична област понашања материјала	176
		7.1.3 Инкрементални поступак анализе деформације конзолног носача	
	7.2	Упоредна анализа аналитичких и нумеричких резултата	194
8	Сту	удија случаја примене иновативног челичног дисипатора сеизмичке енергиј	е на
	обј	екту "Институт Биосенс"	222
	8.1	Опис конструкције сеизмички изолованог сегмента објекта	222
	8.2	Опис пројектованих уређаја за пасивну контролу вибрација	224
	8.3	Перформансе дисипатора енергије пројектованог у оквиру изолованог се	гмента
	8.3	Перформансе дисипатора енергије пројектованог у оквиру изолованог сег објекта "Институт Биосенс"	гмента 226
	8.3 8.4	Перформансе дисипатора енергије пројектованог у оквиру изолованог сег објекта "Институт Биосенс" Динамичка анализа у временском домену одговора изолованог сегмента о	гмента 226 објекта
	8.3 8.4	Перформансе дисипатора енергије пројектованог у оквиру изолованог сег објекта "Институт Биосенс" Динамичка анализа у временском домену одговора изолованог сегмента о "Институт Биосенс" при деловању земљотреса	гмента 226 објекта 228
9	8.3 8.4 Зав	Перформансе дисипатора енергије пројектованог у оквиру изолованог сег објекта "Институт Биосенс" Динамичка анализа у временском домену одговора изолованог сегмента о "Институт Биосенс" при деловању земљотреса вршне напомене	гмента 226 објекта 228 245
9	8.3 8.4 Зав 9.1	Перформансе дисипатора енергије пројектованог у оквиру изолованог сег објекта "Институт Биосенс" Динамичка анализа у временском домену одговора изолованог сегмента о "Институт Биосенс" при деловању земљотреса вршне напомене Рекапитулација истраживања	лиента 226 објекта 228 245 245
9	 8.3 8.4 Зав 9.1 9.2 	Перформансе дисипатора енергије пројектованог у оквиру изолованог сег објекта "Институт Биосенс" Динамичка анализа у временском домену одговора изолованог сегмента о "Институт Биосенс" при деловању земљотреса вршне напомене Рекапитулација истраживања	лиента 226 објекта 228 245 245 246
9	 8.3 8.4 Зав 9.1 9.2 9.3 	Перформансе дисипатора енергије пројектованог у оквиру изолованог сег објекта "Институт Биосенс" Динамичка анализа у временском домену одговора изолованог сегмента о "Институт Биосенс" при деловању земљотреса вршне напомене Рекапитулација истраживања	Гмента 226 објекта 228 245 245 246 250
9 Ли	 8.3 8.4 3ав 9.1 9.2 9.3 итер 	Перформансе дисипатора енергије пројектованог у оквиру изолованог сег објекта "Институт Биосенс" Динамичка анализа у временском домену одговора изолованог сегмента о "Институт Биосенс" при деловању земљотреса вршне напомене Рекапитулација истраживања	Гмента 226 објекта 228 245 245 246 250 251
9 Лі Пј	 8.3 8.4 3ав 9.1 9.2 9.3 итер рило 	Перформансе дисипатора енергије пројектованог у оквиру изолованог сег објекта "Институт Биосенс"	Гмента 226 објекта 228 245 245 245 246 250 251 279
9 Лі Пј	 8.3 8.4 3ав 9.1 9.2 9.3 итер роило Про 	Перформансе дисипатора енергије пројектованог у оквиру изолованог сег објекта "Институт Биосенс" Динамичка анализа у временском домену одговора изолованог сегмента с "Институт Биосенс" при деловању земљотреса ершне напомене Рекапитулација истраживања Закључци истраживања Препоруке за будућа истраживања ог	Гмента 226 објекта 228 245 245 245 246 250 251 279 279
9 Лі Пј	 8.3 8.4 3ав 9.1 9.2 9.3 итер роило Про По 	Перформансе дисипатора енергије пројектованог у оквиру изолованог сег објекта "Институт Биосенс" Динамичка анализа у временском домену одговора изолованог сегмента о "Институт Биосенс" при деловању земљотреса эршне напомене Рекапитулација истраживања Закључци истраживања Препоруке за будућа истраживања ог	Гмента 226 објекта 228 245 245 245 246 250 251 279 279 281
9 Лт П]	 8.3 8.4 3ав 9.1 9.2 9.3 итер рило Про По По 	Перформансе дисипатора енергије пројектованог у оквиру изолованог сег објекта "Институт Биосенс"	Гмента 226 објекта 228 245 245 245 246 250 251 279 279 281 281
9 Лі П]	 8.3 8.4 3ав 9.1 9.2 9.3 итер рило Про По По По 	Перформансе дисипатора енергије пројектованог у оквиру изолованог сег објекта "Институт Биосенс"	Гмента 226 објекта 228 245 245 245 246 250 251 279 279 281 281 281
9 Лі П]	 8.3 8.4 3ав 9.1 9.2 9.3 итер рило Про По По По По По 	Перформансе дисипатора енергије пројектованог у оквиру изолованог сег објекта "Институт Биосенс"	Гмента 226 објекта 228 245 245 245 245 246 250 251 279 279 281 281 283
9 Лі П]	 8.3 8.4 3ав 9.1 9.2 9.3 итер рило По' 	Перформансе дисипатора енергије пројектованог у оквиру изолованог сег објекта "Институт Биосенс"	Гмента 226 објекта 228 245 245 245 245 245 246 250 251 279 279 281 281 281 283 285
9 Лі П]	 8.3 8.4 3ав 9.1 9.2 9.3 итер рило По' 	Перформансе дисипатора енергије пројектованог у оквиру изолованог сег објекта "Институт Биосенс"	Гмента 226 објекта 228 245 245 245 246 250 251 279 279 281 281 281 283 285 286

Листа симбола

А	површина попречног пресека
C_1	прва интеграциона константа функције угиба на делу носача у еластичној области
C_2	друга интеграциона константа функције угиба на делу носача у еластичној области
D	максимално померање
E	модул еластичности челичног материјала
Ed	површина хистерезисне петље
Et	тангентни модул еластичности челичног материјала
F	сила
F _D	сила при максималном померању
FII-III	сила у дисипатору енергије на прелазу из II у III фазу одговора
F _{IV-V}	сила у дисипатору енергије на прелазу из IV у V фазу одговора
F _{s1}	сила у једној вертикалној компоненти спољашњег прстена дисипатора енергије
Fu1	сила у једној вертикалној компоненти унутрашњег прстена дисипатора енергије
Fy	сила која одговара почетку пластификације материјала
Iz	аксијални момент инерције попречног пресека у односу на централну z осу
K _{II}	крутост дисипатора енергије у II фази одговора
KIII	крутост дисипатора енергије у III фази одговора
K _{IV}	крутост дисипатора енергије у IV фази одговора
Kv	крутост дисипатора енергије у V фази одговора
Ke	еластична крутост вертикалних компонената дисипатора енергије
Ky	постеластична крутост вертикалних компонената дисипатора енергије
М	момент савијања
Me	момент савијања еластичног дела попречног пресека
M _{max}	максимални момент савијања
M_p	момент савијања пластификованог дела попречног пресека
M _{p,1}	прва компонента момента савијања пластификованог дела попречног пресека
M _{p,2}	друга компонента момента савијања пластификованог дела попречног пресека
M _{p,2,1}	први део друге компоненте момента савијања пластификованог дела попречног
	пресека
M _{p,2,2}	други део друге компоненте момента савијања пластификованог дела попречног
	пресека
My	момент савијања који одговара почетку пластификације челичног материјала
\mathbf{R}_1	полупречник мањег цилиндра у контакту
R_2	полупречник већег цилиндра у контакту

- Т период осциловања
- b ширина елементарног правоугаоника
- d пречник кружног попречног пресека
- d_b пречник попречног пресека базе вертикалне компоненте дисипатора енергије
- dbs
 пречник попречног пресека базе вертикалне компоненте спољашњег прстена
 дисипатора енергије
- dbu пречник попречног пресека базе вертикалне компоненте унутрашњег прстена дисипатора енергије
- dc пречник цилиндра вертикалне компоненте дисипатора енергије
- dn дебљина навртке за монтирање вертикалне компоненте у доњу плочу
- dv пречник попречног пресека врха конусног тела вертикалне компоненте дисипатора енергије
- d_{vs} пречник попречног пресека врха конусног тела вертикалне компоненте спољашњег прстена дисипатора енергије
- d_{vu} пречник попречног пресека врха конусног тела вертикалне компоненте унутрашњег прстена дисипатора енергије
- fu напон на граници кидања челичног материјала
- fy напон на граница течења челичног материјала
- g убрзање Земљине теже
- g_s зазор између активне плоче и вертикалних компонената спољашњег прстена дисипатора енергије
- g_u зазор између активне плоче и вертикалних компонената унутрашњег прстена дисипатора енергије
- h распон конзолог статичког система вертикалне компоненте дисипатора енергије
- h1 висина конусног тела вертикалне компоненте дисипатора енергије
- h₂ висина цилиндра вертикалне компоненте дисипатора енергије
- h₃ дужина цилиндра вертикалне компоненте од врха конусног тела до зоне уношења оптерећења
- *l* дужина контактне изводнице
- n_s број вертикалних компонената спољашњег прстена дисипатора енергије
- n_u број вертикалних компонената унутрашњег прстена дисипатора енергије
- q фактор понашања
- r полупречник кружног попречног пресека
- v угиб конзолног носача
- vel угиб еластичног дела конзолног носача
- v^del угиб еластичног дела конзолног носача од границе између еластичног и пластификованог дела до слободног краја конзолног носача

- v^lel угиб еластичног дела конзолног носача од пресека код уклештења до границе између еластичног и пластификованог дела носача
- v_{pl} угиб пластификованог дела конзолног носача
- x_e положај пресека са екстремним вредностима ивичних нормалних напона
- х_р граница између пластификоване и еластичне зоне дуж осе конзолног носача
- xp^d граница између пластификоване и еластичне зоне дуж осе конзолног носача између најоптерећенијег пресека и слободног краја
- x_p^l граница између пластификоване и еластичне зоне дуж осе конзолног носача
 између уклештења и најоптерећенијег пресека
- Δx_p подсегмент пластификованог дела конзолног носача
- у_{тах} највеће растојање влакна попречног пресека од неутралне осе
- α угао
- δ хоризонтално померање врха прототипа вертикалне компоненте дисипатора енергије
- δ_{max} максимално померање активне плоче дисипатора енергије

- ε_{pl} неповратна деформација (пластична дилатација)
- є_у дилатација која одговара граници течења челичног материјала
- део попречног пресека од неутралне осе који је у еластичној области понашања челичног материјала
- θ угао у поларном координатном систему
- θe угао у поларном координатном систему који дефинише еластичан део попречног пресека
- к кривина функције еластичне линије конзолног носача
- v Поасонов (Poisson) коефицијент
- ξ релативно пригушење
- π Архимедова константа
- σ нормални напон
- σ_k контактни напон притиска
- σ_{max} максимални нормални напон
- φ нагиб тангенте на еластичну линију конзолног носача
- φel нагиб тангенте на еластичну линију еластичног дела конзолног носача
- φ^d_{el} нагиб тангенте на еластичну линију еластичног дела конзолног носача од границе између еластичног и пластификованог дела до слободног краја конзолног носача
- φ^lel нагиб тангенте на еластичну линију еластичног дела конзолног носача од пресека
 код уклештења до границе између еластичног и пластификованог дела носача
- φ_{pl} нагиб тангенте на еластичну линију пластификованог дела конзолног носача

Листа слика

Слика 1-1	Одговор конструкције на дејство земљотреса: а) круто фундирана
	конструкција; б) сеизмички изолована конструкција
Слика 1-2	Зависност попречне сеизмичке силе и периода основних вибрација
	конструкције
Слика 1-3	Зависност попречне сеизмичке силе, периода основних вибрација
	конструкције и карактеристика тла
Слика 1-4	Зависност померања и периода основних вибрација конструкције32
Слика 1-5	Карактеристична зависност сила-померање хистерезисног дисипатора
	енергије
Слика 1-6	Геометрија иновативног челичног дисипатора сеизмичке енергије
Слика 2-1	Шема рада система за пасивну контролу вибрација
Слика 2-2	Карактеристичан изглед и основни делови гуменог лежишта са малим
	пригушењем40
Слика 2-3	Карактеристичан изглед и основни делови гуменог лежишта са
	оловним језгром
Слика 2-4	Карактеристичан изглед и основни делови еластичног клизног
	лежишта
Слика 2-5	Карактеристичан изглед и основни делови изолатора Роглајдер
Слика 2-6	Карактеристичан изглед и основни делови изолатора са смањеним
	трењем
Слика 2-7	Карактеристичан изглед и основни делови изолатора са клизним
	клатном
Слика 2-8	Шема изолатора са клизним клатном у основном и помереном
	положају
Слика 2-9	Шема изолатора са двоструким клизним клатном у основном и
	помереном положају
Слика 2-10	Шема изолатора са троструким клизним клатном у основном и
	помереном положају
Слика 2-11	Примери металних дисипатора енергије: а) У-трака; б) торзиона греда;
	в) савојна греда; г) савојна широка греда
Слика 2-12	Шематски приказ апсорбера са У-тракама: а) Ј-апсорбер; б) гусеничар;
	в) јастук
Слика 2-13	Шематски приказ У-апсорбера: а) са уским У-тракама; б) за мостовске
	конструкције

Слика 2-14 Дисипатори енергије од челичних плоча: а) облик латиничног слова Слика 2-15 "Х"; б) облик троугла; в) облик латиничног слова "Х" са отвором; Слика 2-16 Модификован дисипатор енергије од плоча у облику троугла: а) апсорбер са два реда плоча; б) апсорбер са двостепеним одговором...... 61 Слика 2-17 Шематски приказ дисипатора енергије са прорезима: а) равни прорези; Слика 2-18 Слика 2-19 Шематски приказ дисипатора енергије оптерећених у својој равни: Слика 2-20 Шематски приказ дисипатора енергије од унапред савијених челичних Слика 2-21 Слика 2-22 Слика 2-23 Шематски приказ смичућег панелног дисипатора енергије: а) без ребара; б) са ребрима; в) са кутијастим профилима; г) кутијасти профил са ребром; д) кутијасти профил са перфорираним ребром; **ħ**) са плочама у облику латиничног слова "Х"; е) са спреченим Слика 2-24 Шематски приказ цевастих дисипатора енергије: а) једноструки; б) двоструки; в) двоструки са испуном; г) вертикални; д) концентрични ... 68 Слика 2-25 Шематски приказ торзионих дисипатора енергије: а) цевасти профил; б) цевасти профил за везу спрега и греде; в) цевасти профил са Слика 2-26 Спрег са спреченим извијањем као дисипатор енергије: а) са испуном; б) без испуне; в) у облику латиничног слова "Н"; г) са перфорираним Слика 2-27 Спрег као дисипатор енергије: а) са челичним профилима или плочама; б) квадратни цевасти профили са челичним плочама са прорезима; в) квадратни цевасти профили са челичним тракама, односно завртњевима; г) клипни......72 Слика 2-28 Шематски приказ дисипатора енергије од челичних шипки: а) хоризонталне шипке за примену код мостова; б) вертикалне шипке за примену на објектима73

Слика 3-1	Одговарајућа уградња система за пасивну сеизмичку изолацију зграда 84
Слика 3-2	Геометрија и компоненте иновативног челичног дисипатора сеизмичке
	енергије
Слика 4-1	Геометрија прототипова вертикалних компонената дисипатора
	енергије (димензије у mm)
Слика 4-2	Прототипови вертикалних компонената дисипатора енергије:
	а) ВК-Г1-К1 до ВК-Г4-К1; б) ВК-Г1-К2 до ВК-Г4-К2
Слика 4-3	Уређај за испитивање прототипова вертикалних компонената
	дисипатора енергије90
Слика 4-4	Геометрија хоризонтално померљиве конструкције: а) Поглед одозго;
	б) Пресек90
Слика 4-5	Хистерезисни одговор прототипа вертикалне компоненте ВК-Г1-К1:
	а) Иницијални тест; б) Поновљени тест91
Слика 4-6	Хистерезисни одговор прототипа вертикалне компоненте ВК-Г1-К2:
	а) Иницијални тест; б) Поновљени тест91
Слика 4-7	Хистерезисни одговор прототипа вертикалне компоненте ВК-Г2-К1:
	а) Иницијални тест; б) Поновљени тест92
Слика 4-8	Хистерезисни одговор прототипа вертикалне компоненте ВК-Г2-К2:
	а) Иницијални тест; б) Поновљени тест92
Слика 4-9	Хистерезисни одговор прототипа вертикалне компоненте ВК-ГЗ-К1:
	а) Иницијални тест; б) Поновљени тест93
Слика 4-10	Хистерезисни одговор прототипа вертикалне компоненте ВК-ГЗ-К2:
	а) Иницијални тест; б) Поновљени тест93
Слика 4-11	Хистерезисни одговор прототипа вертикалне компоненте ВК-Г4-К1:
	а) Иницијални тест; б) Поновљени тест94
Слика 4-12	Хистерезисни одговор прототипа вертикалне компоненте ВК-Г4-К2:
	а) Иницијални тест; б) Поновљени тест94
Слика 5-1	Геометрија нумеричких модела трнова96
Слика 5-2	Геометрија нумеричког модела хоризонтално померљиве
	конструкције (димензије у mm)97
Слика 5-3	Материјални модел челичног материјала С45 за нумеричку анализу97
Слика 5-4	Гранични услови и оптерећење модела трна98
Слика 5-5	Величина бочног померања кроз кораке анализе трнова
Слика 5-6	Контактне површине у алтернативним корацима анализе трна
Слика 5-7	Конвергенција мреже коначних елемената – зависност сила-померање:
	а) ВК-Г1-К1; б) ВК-Г4-К2

Слика 5-8	Мрежа коначних елемената анализираних модела трнова 102
Слика 5-9	Упоредна анализа нумеричких и експерименталних резултата
	зависности сила-померање модела ВК-Г1-К1103
Слика 5-10	Упоредна анализа нумеричких и експерименталних резултата
	зависности сила-померање модела ВК-Г1-К2103
Слика 5-11	Упоредна анализа нумеричких и експерименталних резултата
	зависности сила-померање модела ВК-Г2-К1104
Слика 5-12	Упоредна анализа нумеричких и експерименталних резултата
	зависности сила-померање модела ВК-Г2-К2104
Слика 5-13	Упоредна анализа нумеричких и експерименталних резултата
	зависности сила-померање модела ВК-ГЗ-К1104
Слика 5-14	Упоредна анализа нумеричких и експерименталних резултата
	зависности сила-померање модела ВК-ГЗ-К2105
Слика 5-15	Упоредна анализа нумеричких и експерименталних резултата
	зависности сила-померање модела ВК-Г4-К1105
Слика 5-16	Упоредна анализа нумеричких и експерименталних резултата
	зависности сила-померање модела ВК-Г4-К2105
Слика 5-17	Идеализована зависност сила-померање107
Слика 5-18	Напонско-деформацијско стање модела ВК-Г1-К1: а) пластичне
	дилатације (сила 6,91 kN); б) фон Мизесови напони (сила 6,91 kN);
	в) пластичне дилатације (сила 15,59 kN); г) фон Мизесови напони
	(сила 15,59 kN)
Слика 5-19	Пластичне дилатације ВК-Г1-К2: а) сила 6,07 kN; б) сила 11,92 kN 109
Слика 5-20	Пластичне дилатације ВК-Г2-К1: а) сила 4,74 kN; б) сила 10,10 kN 109
Слика 5-21	Пластичне дилатације ВК-Г2-К2: а) сила 3,85 kN; б) сила 7,29 kN 109
Слика 5-22	Пластичне дилатације ВК-ГЗ-К1: а) сила 2,96 kN; б) сила 6,14 kN 110
Слика 5-23	Пластичне дилатације ВК-ГЗ-К2: а) сила 2,59 kN; б) сила 4,74 kN 110
Слика 5-24	Пластичне дилатације ВК-Г4-К1: а) сила 1,74 kN; б) сила 3,41 kN 110
Слика 5-25	Пластичне дилатације ВК-Г4-К2: а) сила 1,47 kN; б) сила 2,66 kN 111
Слика 6-1	Геометрија доње плоче (димензије у mm)113
Слика 6-2	Геометрија активне плоче (димензије у mm)113
Слика 6-3	Геометрија трнова у склопу дисипатора енергије (димензије у mm) 114
Слика 6-4	Геометрија нумеричких модела дисипатора енергије115
Слика 6-5	Материјални модел челичног материјала X6Cr13 за нумеричку
	анализу116

Слика 6-6	Гранични услови и оптерећење модела дисипатора енергије 116
Слика 6-7	Промена величине хоризонталног померања активне плоче кроз
	кораке анализе дисипатора енергије117
Слика 6-8	Контактне површине у алтернативним корацима анализе дисипатора
	енергије
Слика 6-9	Ограничења померања чворова коначних елемената у зони фиксирања
	трнова у доњу плочу дисипатора енергије118
Слика 6-10	Мрежа коначних елемената анализираних модела дисипатора енергије119
Слика 6-11	Мрежа коначних елемената анализираних случајева броја трнова у
	дисипатору енергије ДЕ-1-1: а) 1 трн унутрашњег прстена;
	б) 2 наспрамна трна унутрашњег прстена; в) сви трнови унутрашњег
	прстена; г) 1 трн спољашњег прстена; д) 2 наспрамна трна спољашњег
	прстена; ђ) сви трнови спољашњег прстена120
Слика 6-12	Контактни напон (CPRESS) и главне пластичне дилатације (PE, Max.
	Principal) на трну дисипатора енергије: а) и б) смичућа сила у трну
	интензитета 10,64 kN; в) и г) смичућа сила у трну интензитета 16,17 kN . 121
Слика 6-13	Зависност контактног напона притиска и смичуће силе у трну
	дисипатора енергије122
Слика 6-14	Зависност сила-померање дисипатора енергије ДЕ-1-1 у функцији
	броја трнова при монотоно растућем померању122
Слика 6-15	Фазе одговора иновативног челичног дисипатора сеизмичке енергије 125
Слика 6-16	Угао промене правца померања активне плоче дисипатора енергије 126
Слика 6-17	Зависност сила-померање дисипатора енергије ДЕ-1-1 у функцији
	правца померања активне плоче126
Слика 6-18	Упоредна анализа зависности сила-померање услед монотоно растућег
	померања активне плоче дисипатора енергије модела ДЕ-1-1 до ДЕ-8-1 127
Слика 6-19	Идеализована зависност сила-померање при монотоно растућем
	оптерећењу
Слика 6-20	Напонско-деформацијско стање модела ДЕ-1-1 при почетку
	пластификације трнова унутрашњег прстена
Слика 6-21	Напонско-деформацијско стање модела ДЕ-1-1 при почетку
	пластификације трнова спољашњег прстена
Слика 6-22	Напонско-деформацијско стање модела ДЕ-1-1 при померању активне
	плоче од 45 mm
Слика 6-23	Напонско-деформацијско стање модела ДЕ-2-1 при почетку
	пластификације трнова унутрашњег прстена

Слика 6-24	Напонско-деформацијско стање модела ДЕ-2-1 при почетку	
	пластификације трнова спољашњег прстена1	30
Слика 6-25	Напонско-деформацијско стање модела ДЕ-2-1 при померању активне	
	плоче од 45 mm1	30
Слика 6-26	Напонско-деформацијско стање модела ДЕ-3-1 при почетку	
	пластификације трнова унутрашњег прстена1	30
Слика 6-27	Напонско-деформацијско стање модела ДЕ-3-1 при почетку	
	пластификације трнова спољашњег прстена1	31
Слика 6-28	Напонско-деформацијско стање модела ДЕ-3-1 при померању активне	
	плоче од 45 mm1	31
Слика 6-29	Напонско-деформацијско стање модела ДЕ-4-1 при почетку	
	пластификације трнова унутрашњег прстена1	31
Слика 6-30	Напонско-деформацијско стање модела ДЕ-4-1 при почетку	
	пластификације трнова спољашњег прстена1	31
Слика 6-31	Напонско-деформацијско стање модела ДЕ-4-1 при померању активне	
	плоче од 45 mm1	32
Слика 6-32	Напонско-деформацијско стање модела ДЕ-5-1 при почетку	
	пластификације трнова унутрашњег прстена1	32
Слика 6-33	Напонско-деформацијско стање модела ДЕ-5-1 при почетку	
	пластификације трнова спољашњег прстена1	32
Слика 6-34	Напонско-деформацијско стање модела ДЕ-5-1 при померању активне	
	плоче од 45 mm1	32
Слика 6-35	Напонско-деформацијско стање модела ДЕ-6-1 при почетку	
	пластификације трнова унутрашњег прстена1	33
Слика 6-36	Напонско-деформацијско стање модела ДЕ-6-1 при почетку	
	пластификације трнова спољашњег прстена1	33
Слика 6-37	Напонско-деформацијско стање модела ДЕ-6-1 при померању активне	
	плоче од 45 mm1	33
Слика 6-38	Напонско-деформацијско стање модела ДЕ-7-1 при почетку	
	пластификације трнова унутрашњег прстена1	33
Слика 6-39	Напонско-деформацијско стање модела ДЕ-7-1 при почетку	
	пластификације трнова спољашњег прстена1	34
Слика 6-40	Напонско-деформацијско стање модела ДЕ-7-1 при померању активне	
	плоче од 45 mm1	34
Слика 6-41	Напонско-деформацијско стање модела ДЕ-8-1 при почетку	
	пластификације трнова унутрашњег прстена1	34

Слика 6-42	Напонско-деформацијско стање модела ДЕ-8-1 при почетку
	пластификације трнова спољашњег прстена
Слика 6-43	Напонско-деформацијско стање модела ДЕ-8-1 при померању активне
	плоче од 45 mm
Слика 6-44	Хистерезисни одговор дисипатора ДЕ-1-1 при цикличном померању
	активне плоче
Слика 6-45	Хистерезисни одговор дисипатора ДЕ-2-1 при цикличном померању
	активне плоче
Слика 6-46	Хистерезисни одговор дисипатора ДЕ-3-1 при цикличном померању
	активне плоче
Слика 6-47	Хистерезисни одговор дисипатора ДЕ-4-1 при цикличном померању
	активне плоче
Слика 6-48	Хистерезисни одговор дисипатора ДЕ-5-1 при цикличном померању
	активне плоче
Слика 6-49	Хистерезисни одговор дисипатора ДЕ-6-1 при цикличном померању
	активне плоче
Слика 6-50	Хистерезисни одговор дисипатора ДЕ-7-1 при цикличном померању
	активне плоче
Слика 6-51	Хистерезисни одговор дисипатора ДЕ-8-1 при цикличном померању
	активне плоче
Слика 6-52	Идеализовани хистерезисни одговор дисипатора енергије140
Слика 6-53	Упоредна анализа зависности сила-померање услед монотоно растућег
	померања активне плоче дисипатора енергије ДЕ-1-1 и ДЕ-1-2141
Слика 6-54	Упоредна анализа зависности сила-померање услед монотоно растућег
	померања активне плоче дисипатора енергије ДЕ-2-1 и ДЕ-2-2142
Слика 6-55	Упоредна анализа зависности сила-померање услед монотоно растућег
	померања активне плоче дисипатора енергије ДЕ-3-1 и ДЕ-3-2142
Слика 6-56	Упоредна анализа зависности сила-померање услед монотоно растућег
	померања активне плоче дисипатора енергије ДЕ-4-1 и ДЕ-4-2143
Слика 6-57	Упоредна анализа зависности сила-померање услед монотоно растућег
	померања активне плоче дисипатора енергије ДЕ-5-1 и ДЕ-5-2143
Слика 6-58	Упоредна анализа зависности сила-померање услед монотоно растућег
	померања активне плоче дисипатора енергије ДЕ-6-1 и ДЕ-6-2144
Слика 6-59	Упоредна анализа зависности сила-померање услед монотоно растућег
	померања активне плоче дисипатора енергије ДЕ-7-1 и ДЕ-7-2144

- Слика 6-72 Упоредна анализа зависности сила–померање услед монотоно растућег померања активне плоче дисипатора енергије ДЕ-4-1 и ДЕ-4-3......152
- Слика 6-73 Упоредна анализа зависности сила–померање услед монотоно растућег померања активне плоче дисипатора енергије ДЕ-5-1 и ДЕ-5-3......153
- Слика 6-75 Упоредна анализа зависности сила–померање услед монотоно растућег померања активне плоче дисипатора енергије ДЕ-7-1 и ДЕ-7-3......154

Слика 6-96	Упоредна анализа одговора дисипатора енергије ДЕ-6-1 и ДЕ-6-3 при
	цикличном померању активне плоче ±30 mm165
Слика 6-97	Упоредна анализа одговора дисипатора енергије ДЕ-7-1 и ДЕ-7-3 при
	цикличном померању активне плоче ±40 mm166
Слика 6-98	Упоредна анализа одговора дисипатора енергије ДЕ-7-1 и ДЕ-7-3 при
	цикличном померању активне плоче ±30 mm166
Слика 6-99	Упоредна анализа одговора дисипатора енергије ДЕ-8-1 и ДЕ-8-3 при
	цикличном померању активне плоче ±40 mm167
Слика 6-100	Упоредна анализа одговора дисипатора енергије ДЕ-8-1 и ДЕ-8-3 при
	цикличном померању активне плоче ±30 mm167
Слика 7-1	Прорачунски модел за одређивање зависности сила-померање трна 170
Слика 7-2	Деформација конзоле у еластичној области170
Слика 7-3	Напонско-деформацијско стање носача након пластификације
	челичног материјала
Слика 7-4	Елементарна интеграциона површина178
Слика 7-5	Блок шема програма ANARES.m
Слика 7-6	Блок шепа потпрограма PocetakPlastifikacijeTrna.m
Слика 7-7	Блок шепа потпрограма PomeranjePocetakPlastifikacijeTrna.m 190
Слика 7-8	Блок шепа потпрограма PomeranjePostelasticno.m190
Слика 7-9	Блок шепа потпрограма PomeranjeElasticnaBazaTrna.m 191
Слика 7-10	Блок шепа потпрограма PomeranjePlastifikovanaBazaTrna.m 192
Слика 7-11	Блок шепа потпрограма IdealizovanaZavisnostSilaPomeranje.m193
Слика 7-12	Промена вредности кривине у дискретним тачкама и апроксимативне
	функције кривине у пластичној области при различитим
	интензитетима смичуће силе трна ВК-Г1-К1 (С45): а) смичућа сила
	6,45 – 8,44 kN; б) смичућа сила 8,81 – 17,65 kN195
Слика 7-13	Промена вредности кривине у дискретним тачкама и апроксимативне
	функције кривине у пластичној области при различитим
	интензитетима смичуће силе трна ВК-Г1-К2 (С45): а) смичућа сила
	6,29 – 8,22 kN; б) смичућа сила 8,59 – 17,20 kN 196
Слика 7-14	Промена вредности кривине у дискретним тачкама и апроксимативне
	функције кривине у пластичној области при различитим
	интензитетима смичуће силе трна ВК-Г2-К1 (С45): а) смичућа сила
	4,32 – 5,65 kN; б) смичућа сила 5,90 – 11,83 kN 197
Слика 7-15	Промена вредности кривине у дискретним тачкама и апроксимативне
	функције кривине у пластичној области при различитим

- Слика 7-24 Промена вредности кривине у дискретним тачкама и апроксимативне функције кривине у пластичној области при различитим

интензитетима смичуће силе трна ВК-ГЗ-К1 (X6Cr13): а) смичућа сила

1,46 – 1,90 kN; б) смичућа сила 1,98 – 3,58 kN 207

Слика 7-39	Зависност сила-померање дисипатора енергије ДЕ-4-2 (аналитичко и
	нумеричко решење)
Слика 7-40	Зависност сила-померање дисипатора енергије ДЕ-5-2 (аналитичко и
	нумеричко решење)
Слика 7-41	Зависност сила-померање дисипатора енергије ДЕ-6-2 (аналитичко и
	нумеричко решење)
Слика 7-42	Зависност сила-померање дисипатора енергије ДЕ-7-2 (аналитичко и
	нумеричко решење)
Слика 7-43	Зависност сила-померање дисипатора енергије ДЕ-8-2 (аналитичко и
	нумеричко решење)
Слика 7-44	Зависност сила-померање дисипатора енергије ДЕ-1-3 (аналитичко и
	нумеричко решење)
Слика 7-45	Зависност сила-померање дисипатора енергије ДЕ-2-3 (аналитичко и
	нумеричко решење)
Слика 7-46	Зависност сила-померање дисипатора енергије ДЕ-3-3 (аналитичко и
	нумеричко решење)
Слика 7-47	Зависност сила-померање дисипатора енергије ДЕ-4-3 (аналитичко и
	нумеричко решење)
Слика 7-48	Зависност сила-померање дисипатора енергије ДЕ-5-3 (аналитичко и
	нумеричко решење)
Слика 7-49	Зависност сила-померање дисипатора енергије ДЕ-6-3 (аналитичко и
	нумеричко решење)
Слика 7-50	Зависност сила-померање дисипатора енергије ДЕ-7-3 (аналитичко и
	нумеричко решење)
Слика 7-51	Зависност сила-померање дисипатора енергије ДЕ-8-3 (аналитичко и
	нумеричко решење)
Слика 8-1	Диспозиција конструкције сеизмички изолованог сегмента у оквиру
	објекта "Институт Биосенс" (мере у ст, висинске коте у т)
Слика 8-2	Геометрија активне плоче иновативног челичног дисипатора
	сеизмичке енергије на објекту "Институт Биосенс" (димензије у mm) 225
Слика 8-3	Геометрија вертикалних компонената иновативног челичног
	дисипатора сеизмичке енергије на објекту "Институт Биосенс"
	(димензије у mm) 225
Слика 8-4	Хоризонтално померање активне плоче кроз кораке анализе
	дисипатора енергије пројектованог за објекат "Институт Биосенс" 226

Слика 8-5	Зависност сила-померање при монотоно растућем померању активне
	плоче дисипатора енергије пројектованог за објекат "Институт
	Биосенс"
Слика 8-6	Зависност сила-померање при цикличном померању активне плоче
	дисипатора енергије пројектованог за објекат "Институт Биосенс" 227
Слика 8-7	Напонско-деформацијско стање дисипатора енергије пројектованог за
	објекат "Институт Биосенс" при померању активне плоче од 80 mm 228
Слика 8-8	Геометрија просторног прорачунског модела конструкције изолованог
	сегмента објекта "Институт Биосенс": а) круто ослањање; б) сеизмички
	изолатори; в) сеизмички изолатори и дисипатори енергије
Слика 8-9	Акцелерограм земљотреса Империјал Вели (Ел Центро), компонента
	север-југ: а) оригинални запис; б) скалиран запис на максимално
	убрзање 0,10g; в) скалиран запис на максимално убрзање 0,40g230
Слика 8-10	Акцелерограм земљотреса Улцињ Албатрос, компонента север-југ:
	a) оригинални запис; б) скалиран запис на максимално убрзање 0,10g;
	в) скалиран запис на максимално убрзање 0,40g231
Слика 8-11	Пројектни спектар и спектар одговора на деловање вештачког
	акцелерограма
Слика 8-12	Вештачки акцелерограм земљотреса
Слика 8-13	Основни облици осциловања круто ослоњене конструкције:
	а) I основни облик; б) II основни облик; в) III основни облик
Слика 8-14	Основни облици осциловања конструкције са базном изолацијом:
	а) I основни облик; б) II основни облик; в) III основни облик
Слика 8-15	Померање најниже таванице при деловању земљотреса Ел Центро са
	максималним убрзањем 0,10g236
Слика 8-16	Померање највише таванице при деловању земљотреса Ел Центро са
	максималним убрзањем 0,10g236
Слика 8-17	Релативна међуспратна померања у тренутку максималног померања
	највише таванице при деловању земљотреса Ел Центро са
	максималним убрзањем 0,10g237
Слика 8-18	Укупна сеизмичка сила при деловању земљотреса Ел Центро са
	максималним убрзањем 0,10g237
Слика 8-19	Померање најниже таванице при деловању земљотреса Ел Центро са
	максималним убрзањем 0,40g237
Слика 8-20	Померање највише таванице при деловању земљотреса Ел Центро са
	максималним убрзањем 0,40g238

Слика 8-21	Релативна међуспратна померања у тренутку максималног померања
	највише таванице при деловању земљотреса Ел Центро са
	максималним убрзањем 0,40g238
Слика 8-22	Укупна попречна сеизмичка сила при деловању земљотреса Ел Центро
	са максималним убрзањем 0,40g
Слика 8-23	Померање најниже таванице при деловању земљотреса Улцињ
	Албатрос са максималним убрзањем 0,10g239
Слика 8-24	Померање највише таванице при деловању земљотреса Улцињ
	Албатрос са максималним убрзањем 0,10g 240
Слика 8-25	Релативна међуспратна померања у тренутку максималног померања
	највише таванице при деловању земљотреса Улцињ Албатрос са
	максималним убрзањем 0,10g240
Слика 8-26	Укупна попречна сеизмичка сила при деловању земљотреса Улцињ
	Албатрос са максималним убрзањем 0,10g240
Слика 8-27	Померање најниже таванице при деловању земљотреса Улцињ
	Албатрос са максималним убрзањем 0,40g241
Слика 8-28	Померање највише таванице при деловању земљотреса Улцињ
	Албатрос са максималним убрзањем 0,40g241
Слика 8-29	Релативна међуспратна померања у тренутку максималног померања
	највише таванице при деловању земљотреса Улцињ Албатрос са
	максималним убрзањем 0,40g241
Слика 8-30	Укупна попречна сеизмичка сила при деловању земљотреса Улцињ
	Албатрос са максималним убрзањем 0,40g242
Слика 8-31	Померање најниже таванице при деловању вештачког акцелерограма
	земљотреса
Слика 8-32	Померање највише таванице при деловању вештачког акцелерограма
	земљотреса
Слика 8-33	Релативна међуспратна померања у тренутку максималног померања
	највише таванице при деловању вештачког акцелерограма земљотреса 243
Слика 8-34	Укупна попречна сеизмичка сила при деловању вештачког
	акцелерограма земљотреса

Листа табела

Табела 4-1	Ознаке прототипова вертикалних компонената дисипатора енергије 87
Табела 4-2	Средња вредност максималне силе у трновима F [kN] при иницијалном
	и поновљеном тесту95
Табела 5-1	Број чворова/елемената мреже коначних елемената анализираних
	трнова100
Табела 5-2	Утрошена енергија у последњем циклусу оптерећење-растерећење
	анализираних прототипова трнова106
Табела 5-3	Еластична и постеластична крутост вертикалних компонената –
	упоредна анализа експерименталних и нумеричких резултата 107
Табела 5-4	Граница течења вертикалних компонената – упоредна анализа
	експерименталних и нумеричких резултата107
Табела 6-1	Ознаке анализираних модела иновативног челичног дисипатора
	сеизмичке енергије112
Табела 6-2	Број чворова/елемената мреже коначних елемената анализираних
	дисипатора енергије118
Табела 6-3	Интензитет смичуће силе и одговарајуће померање активне плоче за
	различите бројеве трнова унутрашњег прстена
Табела 6-4	Интензитет смичуће силе и одговарајуће померање активне плоче за
	различите бројеве трнова спољашњег прстена
Табела 6-5	Интензитет смичуће силе и одговарајуће померање активне плоче за
	различите бројеве трнова дисипатора енергије ДЕ-1-1
Табела 6-6	Крутости и смичуће силе анализираних варијанти дисипатора енергије
	по фазама одговора
Табела 6-7	Утрошена енергија у последњем циклусу оптерећење-растерећење
	анализираних варијанти геометрија трнова дисипатора енергије140
Табела 6-8	Утрошена енергија у последњем циклусу оптерећење-растерећење
	анализираних варијанти зазора између активне плоче и трнова
	дисипатора енергије150
Табела 6-9	Крутости и смичуће силе анализираних варијанти дисипатора енергије
	од челика X6Cr13 по фазама одговора155
Табела 6-10	Упоредна анализа утрошене енергије при различитим величинама
	цикличног померања активне плоче168
Табела 7-1	Гранични и прелазни услови

Табела 7-2	Упоредна анализа нумеричког и аналитичког решења зависности
	сила-померање дисипатора енергије
Табела 7-3	Упоредна анализа нумеричких и аналитичких резултата величина које
	дефинишу идеализоване зависности сила-померање модела ДЕ-1-1 до
	ДЕ-8-1 и ДЕ-1-2 до ДЕ-8-2
Табела 7-4	Упоредна анализа нумеричких и аналитичких резултата величина које
	дефинишу идеализоване зависности сила-померање модела ДЕ-1-3 до
	ДЕ-8-3
Табела 8-1	Крутости и смичуће силе по фазама одговора дисипатора енергије
	пројектованог за објекат "Институт Биосенс"
Табела 8-2	Упоредна анализа основних периода осциловања конструкције у
	функцији ослањања
Табела 8-3	Упоредна анализа максималних померања најниже таванице при
	деловању земљотреса Ел Центро (јединица мере [mm])239
Табела 8-4	Упоредна анализа максималних померања највише таванице при
	деловању земљотреса Ел Центро (јединица мере [mm])239
Табела 8-5	Упоредна анализа максималних попречних сила при деловању
	земљотреса Ел Центро (јединица мере [kN])239
Табела 8-6	Упоредна анализа максималних померања најниже таванице при
	деловању земљотреса Улцињ Албатрос (јединица мере [mm])242
Табела 8-7	Упоредна анализа максималних померања највише таванице при
	деловању земљотреса Улцињ Албатрос (јединица мере [mm])242
Табела 8-8	Упоредна анализа максималних попречних сила при деловању
	земљотреса Улцињ Албатрос (јединица мере [kN])242
Табела 8-9	Упоредна анализа максималних померања најниже таванице при
	деловању вештачког акцелерограма земљотреса
Табела 8-10	Упоредна анализа максималних померања највише таванице при
	деловању вештачког акцелерограма земљотреса
Табела 8-11	Упоредна анализа максималних попречних сила при деловању
	вештачког акцелерограма земљотреса244

1 Увод

Утицаји у конструкцији изазвани дејством земљотреса су веома често меродавни за димензионисање конструкција у сеизмички активним подручјима. Током земљотреса може доћи до оштећења конструктивних и неконструктивних елемената, па и до рушења објекта. Ово има за последицу огромне материјалне трошкове, али и непроцењив губитак људских живота. Због тога су сеизмичка заштита објеката и пројектовање сеизмички отпорних објеката веома актуелна поља истраживања у двадесетом и двадесетпрвом веку.

Почетак концепта пројектовања сеизмички отпорних конструкција датира од 1870. године када је регистрован први патент из ове области у Сједињеним Америчким Државама [1]. Предложено решење се састојало од две металне плоче са конкавним кружним лежиштима између којих су кугле. Овакав систем, постављен у темељну конструкцију објекта, омогућавао је релативно померање тла у односу на објекат, при чему се након дејства земљотреса објекат враћа у првобитни положај услед деловања сопствене тежине [1], [2]. Концепт фундирања објекта на круту плочу која је од тла одвојена слојем шљунка или куглица од чврстог материјала патентиран је 1907. године [3].

Овим патентима је постављен основ концепта пројектовања сеизмички отпорних објеката са базном изолацијом, при чему су дефинисани основни захтеви овог типа сеизмичке изолације и то:

- обезбедити адекватну носивост на вертикално оптерећење,
- обезбедити адекватну флексибилност у хоризонталном правцу тако да се конструкција независно помера у хоризонталном правцу у односу на тло [2].

Након разорног земљотреса у Италији 1908. године формирана је комисија која је дала две препоруке за пројектовање конструкција у сеизмички активним подручјима. Прва препорука сугерише одвајање објекта од темеља слојем песка или системом ваљака, а друга круто темељење конструкције. Иако је јасно уочено да хоризонтална померања тла услед земљотреса доводе до оштећења објеката, идеја да се обезбеди несметано померање тла испод објекта без преношења утицаја на конструкцију је наишла на велики отпор међу пројектантима конструкција. Преовладало је мишљење да објекат треба круто фундирати у тло, па је усвојена друга препорука италијанске комисије уз обавезан захтев да се посебним конструктивним мерама треба обезбедити да конструкција може да прими и пренесе хоризонтално оптерећење чији је интензитет једнак најмање 8 % сопствене тежине конструкције [2], [4]. Ове препоруке су касније имплементиране у већину светских прописа и стандарда из области пројектовања конструкција у сеизмички активним подручјима [4]. Истовремено са препорукама италијанске комисије, 1909. године је у Сједињеним Америчким Државама патентирано решење за сеизмичку изолацију објеката у коме се предлаже одвајање објекта од темеља слојем песка или талка [2], [4], [5], [6]. Сва поменута истраживања представљају зачетак истраживања у области сеизмичке базне изолације конструкција.

Савремени концепт базне изолације се заснива на примени уређаја који се постављају у сеизмичку дилатациону разделницу [7]. Сеизмичка дилатација се пројектује у нивоу темеља или изнад круте подрумске конструкције, чиме се конструкција објекта дели на изоловану конструкцију и потконструкцију. Уређаји за сеизмичку изолацију имају довољно велику крутост у вертикалном правцу да пренесу гравитациона оптерећења, али релативно малу крутост у хоризонталним правцима. Применом ових уређаја се мења одговор конструкције на дејство земљотреса (Слика 1-1). Круто фундирана конструкција се услед дејства земљотреса доминантно деформише савијањем и смицањем, док се у случају сеизмичке изолације конструкција доминантно транслаторно помера, без значајнијих деформација конструктивних елемената. На тај начин се смањују оштећења у конструктивним елементима, као и захтевани ниво дуктилности нарочито у зонама чворова система.



Слика 1-1 Одговор конструкције на дејство земљотреса: а) круто фундирана конструкција; б) сеизмички изолована конструкција

Период основних вибрација конвенционалних круто фундираних конструкција се најчешће налази у границама од 0,30 s до 1,00 s. Применом уређаја за сеизмичку изолацију повећава се период основних вибрација конструкције, и обично је у границама од 2,50 s до 5,00 s. То је последица релативно мале крутости ових уређаја у хоризонталним правцима. Повећањем периода основних вибрација конструкције смањује се вредност убрзања маса, а самим тим и интензитет сеизмичких сила у конструкцији (Слика 1-2). Због тога су оштећења конструктивних елемената сеизмички изоловане конструкције мања у односу на конвенционалну конструкцију. Величина сеизмичких сила поред убрзања маса зависи и од карактеристика тла у које је објекат фундиран. Услед повећања периода основних вибрација конструкције у случају крутог тла смањује се интензитет сеизмичких сила, док се у случају растреситог тла повећавају сеизмичке силе (Слика 1-3). Сеизмичка изолација објеката има највећи ефекат код конструкција са малим периодом основних вибрација, у случају да су фундиране у тлу добрих карактеристика.



Слика 1-2 Зависност попречне сеизмичке силе и периода основних вибрација конструкције



Слика 1-3 Зависност попречне сеизмичке силе, периода основних вибрација конструкције и карактеристика тла

Последица повећања периода основних вибрација конструкције су већа померања која се углавном догађају у нивоу базне изолације. Да би се смањио захтевани ниво

померања потребно је повећати пригушење и дисипацију енергије (Слика 1-4). Поред тога, повећањем пригушења се смањује убрзање масе конструкције, а уједно и интензитет сеизмичких сила у конструкцији услед дејства земљотреса. Код конвенционалних конструкција је релативно пригушење око 5 %, док је у случају изолованих конструкција од 0,10 % до 0,40 %. Иако поједини савремени уређаји за изолацију пружају одређени ниво дисипације енергије, неопходна је и додатна примена уређаја за дисипацију енергије како би се повећало пригушење и смањила померања конструкције.



Слика 1-4 Зависност померања и периода основних вибрација конструкције

Развијен је велики број различитих уређаја за дисипацију енергије, а једну значајну групу чине хистерезисни уређаји. Да би хистерезисни дисипатори енергије апсорбовали значајну количину сеизмичке енергије неопходно је да су израђени од дуктилног материјала и да се приликом њиховог рада генеришу пластичне деформације. Површина хистерезисне петље при цикличном оптерећењу представља меру утрошене енергије (Слика 1-5) и најзначајнији параметар за оцену перформанси хистерезисних дисипатора енергије. На основу мере утрошене енергије може се одредити релативно пригушење (ξ) потребно за динамичку анализу сеизмички изолованих конструкција:

$$\xi = \frac{E_d}{2 \cdot \pi \cdot F_D \cdot D},\tag{1-1}$$

где је:

- E_d површина хистерезисне петље,
- F_D сила при максималном померању,
- D максимално померање.



Слика 1-5 Карактеристична зависност сила-померање хистерезисног дисипатора енергије

Како је сеизмичка отпорност објеката примарни задатак приликом пројектовања конструкција у сеизмички активним подручјима, развијен је велики број уређаја за изолацију и дисипацију енергије. Детаљан преглед система за контролу вибрација конструкција биће приказан у Поглављу 2 дисертације.

1.1 Предмет и проблем истраживања

У оквиру иновационог пројекта "Seismo-Safe 2G3-GOSEB Building System", који је реализован под покровитељством Фонда за иновативну делатност Републике Србије и суфинансиран од стране Европске уније и Светске банке, предложен је иновативни челични дисипатор сеизмичке енергије [8], [9], [10], [11]. Истраживања спроведена у оквиру овог пројекта су резултирала патентирањем новог иновативног дисипатора сеизмичке енергије [12]. Овај дисипатор сеизмичке енергије се израђује од дуктилног челика и припада групи хистерезисних дисипатора енергије. Енергија се дисипира на рачун пластичних деформација услед савијања вертикалних компонената (трнова) (Слика 1-6), које представљају кључни део овог дисипатора енергије [13]. Детаљнији опис целог уређаја, као и његових појединачних елемената, начин уграђивања и функционисања биће приказан у Поглављу 3 дисертације.

У оквиру иновационог пројекта су реализована експериментална истраживања трнова дисипатора енергије различитих геометријских карактеристика и дефинисане су њихове хистерезисне зависности при цикличном оптерећењу. У оквиру дисертације ће бити изложене основне поставке програма експерименталног испитивања, као и резултати тих испитивања, а уз сагласност привредног друштва "Пројектинжењеринг Тим" д.о.о. из Ниша, које је носилац патентног права и његовог правног заступника др Драгана Златкова, који је један од проналазача. Ови резултати су полазна основа за даља истраживања перформанси иновативног челичног дисипатора сеизмичке енергије, што представља основни предмет истраживања у оквиру дисертације. Оцена перформанси се базира на анализи зависности сила–померање дисипатора енергије при монотоно растућем и цикличном оптерећењу. На основу тога се дефинише крутост дисипатора енергије и количина дисипиране енергије, при чему су варирани различити параметри геометрије дисипатора енергије и квалитета челичног материјала.



Слика 1-6 Геометрија иновативног челичног дисипатора сеизмичке енергије

1.2 Основне хипотезе и циљеви истраживања

Основне хипотезе које су коришћене у оквиру истраживања су:

- дисипатор енергије може да пружи адекватан хистерезисни одговор при дејству земљотреса и да дисипира значајну количину енергије,
- дисипатор енергије има вишестепени потенцијал апсорпције енергије што омогућава адаптабилну крутост и одговор при различитим интензитетима земљотреса,
- ротациона симетрија геометрије дисипатора енергије обезбеђује да уређај поседује еквивалентне физичке и механичке карактеристике у свим хоризонталним правцима, што је веома важно због произвољног правца дејства земљотреса,
- геометријске карактеристике трнова дисипатора енергије и челични материјал од кога се израђују битно утичу на перформансе уређаја, па се варирањем истих може пројектовати дисипатор енергије жељених механичких карактеристика,
- применом дисипатора енергије у систему базне изолације зграда се побољшава динамички одговор конструкције и смањују утицаји изазвани дејством земљотреса у односу на класичну круто фундирану конструкцију,
- радни дијаграм челичног материјала се апроксимира билинеарном функцијом уз примену кинематичког модела ојачања,

- аналитички поступак одређивања зависности сила-померање се спроводи за један трн, а зависност целог уређаја је директно пропорционална броју трнова,
- хипотеза о равним пресецима важи како у еластичној, тако и у пластичној области понашања челичног материјала,
- квадрати нагиба тангенте на еластичну линију су мале величине и могу се занемарити у анализи зависности кривине и функције угиба носача.

Један од циљева дисертације је да се развије нумерички прорачунски модел применом методе коначних елемената (МКЕ), који ће бити валидиран у односу на експерименталне резултате испитивања трнова дисипатора енергије. Тако валидиран нумерички модел ће бити примењен за анализу утицаја броја трнова, геометрије дисипатора енергије и механичких карактеристика материјала трнова на перформансе дисипатора енергије. Резултати нумеричке анализе би требало да потврде постављене хипотезе да дисипатор енергије има вишестепени потенцијал апсорпције енергије и да има еквивалентне физичке и механичке карактеристике у свим хоризонталним правцима. Потврђивањем ових хипотеза би се показало да иновативни дисипатор сеизмичке енергије има несумњиве предности у односу на тренутно развијене и доступне сличне уређаје. Верификован и валидиран предложени нумерички прорачунски модел може бити примењен у будућим истраживањима уместо скупих и захтевних експерименталних истраживања. Коначно, главни циљ дисертације је развијање аналитичког поступка за дефинисање зависности сила-померање дисипатора енергије, као и крутости и смичућих сила при различитим величинама померања изоловане конструкције. Ови параметри представљају полазну основу у анализи конструкција код којих се сеизмичка отпорност обезбеђује применом дисипатора енергије. Предложеним аналитичким поступком се омогућује једноставна анализа овог дисипатора енергије у свакодневној инжењерској пракси. Циљ директне динамичке анализе на примеру једне сеизмички изоловане конструкције са иновативним дисипаторима енергије изложене дејству реалних и вештачког акцелерограма земљотреса је да се потврди да се применом истог побољшава динамички одговор конструкције и смањују утицаји изазвани дејством земљотреса у односу на класичну круто фундирану конструкцију.

1.3 Примењена методологија истраживачког рада

У оквиру дисертације су систематизовани системи за контролу вибрација објеката, чиме је омогућено позиционирање предмета истраживања дисертације у оквиру постојећих научних сазнања. Експериментални метод научног истраживања је примењен

за одређивање хистерезисне зависности трнова дисипатора енергије при цикличном оптерећењу са растућом амплитудом. Анализа перформанси дисипатора енергије је спроведена нумеричком анализом методом коначних елемената у програмском пакету Abaqus/Standard, при чему је примењен метод моделовања. Упоредном анализом експерименталних и нумеричких резултата трнова спроведена је валидација предложеног нумеричког модела, а за шта је примењен компаративни метод. Такође, компаративни метод, уз примену анализе и синтезе, је примењен у анализи утицаја различитих параметара на перформансе иновативног челичног дисипатора сеизмичке енергије. Математички метод, уз примену математичке логике и математичких операција, је примењен за развијање аналитичког поступка за анализу зависности сила-померање дисипатора енергије. Метод моделовања у комбинацији са компаративним методом је примењен за формирање динамичког прорачунског модела једне сеизмички изоловане конструкције, одабране за анализу ефикасности примене иновативног челичног дисипатора сеизмичке енергије у погледу побољшања њених динамичких карактеристика. Синтезом резултата истраживања спроведених у дисертацији, уз примену дедуктивне методе, су изведени закључци о перформансама иновативног челичног дисипатора сеизмичке енергије и дате су препоруке за примену истог у инжењерској пракси.

1.4 Кратак опис садржаја дисертације

Материјал дисертације је структуриран у девет поглавља.

Прво поглавље представља кратак увод у научну област којој припада дисертација. Дефинисан је предмет и проблем истраживања, као и примењена методологија истраживачког рада. Постављене су основне хипотезе које су примењене и приказани су основни циљеви истраживања спроведених у дисертацији.

У другом поглављу су систематизовани савремени системи за контролу вибрација у објектима. Анализиране су њихове карактеристике, предности и недостаци, као и тренутно стање науке у овој области. Приказани су значајни примери изведених објеката са системима за контролу вибрација. Такође, изложене су основне поставке релевантних стандарда за пројектовање сеизмички изолованих објеката.

Треће поглавље представља осврт на иновативни челични дисипатор сеизмичке енергије који је предмет истраживања дисертације. Дефинисане су основне компоненте дисипатора енергије и њихова функција. Објашњен је принцип рада дисипатора енергије и дефинисани су главни параметри који утичу на његове перформансе.

У четвртом поглављу је изложен ток експерименталног испитивања трнова дисипатора енергије. Приказане су хистерезисне петље анализираних варијанти трнова различитих геометријских карактеристика.
Нумеричком прорачунском моделу трнова, заснованом на методи коначних елемената и примени програмског пакета *Abaqus/Standard*, посвећено је пето поглавље. Детаљно су приказани сви релевантни параметри за израду нумеричког модела. У циљу верификације предложеног нумеричког модела спроведена је анализа конвергенције мреже коначних елемената. Валидација модела је урађена компаративном анализом нумеричких и експерименталних резултата.

У шестом поглављу је приказан нумерички модел за анализу иновативног челичног дисипатора сеизмичке енергије на основу истих принципа из претходног поглавља. Спроведена је анализа утицаја броја трнова, геометрије трнова и целог склопа дисипатора енергије и квалитета челичног материјала на перформансе дисипатора енергије. Такође, анализиран је одговор дисипатора енергије за различите правце дејства земљотреса. У оквиру сваке анализе су изведени закључци.

Аналитички модел за анализу зависности сила–померање дисипатора енергије је презентован у седмом поглављу. Детаљно су објашњене теоријске основе предложеног аналитичког модела. Спроведена је упоредна анализа аналитичких и нумеричких резултата у циљу верификације предложеног аналитичког поступка.

Директна динамичка анализа конструкције изолованог сегмента објекта "Институт Биосенс" је описана у осмом поглављу. Динамички одговор конструкције је одређен за деловање реалних и вештачког акцелерограма земљотреса. При томе је конструкција третирана као: а) класична круто фундирана, б) изолована применом сеизмичких изолатора и в) изолована применом сеизмичких изолатора и иновативних челичних дисипатора сеизмичке енергије. Компаративном анализом, на основу резултата релативних међуспратних померања таваница и интензитета сеизмичких сила изведени су закључци о ефикасности примене иновативног челичног дисипатора сеизмичке енергије.

Синтеза закључака истраживања у оквиру дисертације је спроведена у деветом поглавља. Такође, предложени су правци даљих истраживања у овој области.

На крају дисертације се налази списак референци коришћених приликом израде докторске дисертације, док су у прилогу приказани ко̂дови главног програма и пратећих потпрограма развијених на основу предложеног аналитичког модела за анализу перформанси дисипатора енергије.

2 Системи контроле вибрација објеката

Савремени системи за контролу вибрација објеката се могу поделити у четири главне групе [14], [15]:

- системи за пасивну контролу вибрација,
- системи за полуактивну контролу вибрација,
- системи за активну контролу вибрација,
- хибридни системи контроле вибрација.

Основна разлика између ових система се огледа у механизму контроле вибрација у конструкцијама.

Предмет истраживања у дисертацији припада групи система за пасивну контролу вибрација објеката. Због тога ће у овом поглављу детаљније бити приказан преглед стања у науци у овој области. О системима за полуактивну и активну контролу вибрација, као и хибридним системима, читалац се детаљније може информисати у литератури и прегледним научним радовима [14], [15], [16], [17], [18], [19].

2.1 Системи за пасивну контролу вибрација

Функција система за пасивну контролу вибрација је да смање ниво дисипирања енергије нееластичним понашањем главне носеће конструкције [20], [21]. Шема рада система за пасивну контролу вибрација приказана је на Слици 2-1. Контрола вибрација пасивног система је у функцији одзива изоловане конструкције при дејству земљотреса [16], [22].



Слика 2-1 Шема рада система за пасивну контролу вибрација

Системи за пасивну контролу вибрација не захтевају никакав извор спољашње енергије за свој рад, што представља њихову главну предност у односу на друге системе. Уређаји за пасивну контролу вибрација омогућавају оптимално понашање само за пројектно динамичко оптерећење и не могу се прилагодити другачијим динамичким оптерећењима (нарочито дејству ветра), као ни глобалном одговору конструкције. У томе се огледа главни недостатак пасивних система за контролу вибрација конструкција [14], [15]. Истраживања су показала да је примена система пасивне контроле вибрација услед дејства земљотреса оптимална код крутих конструкција, као што су зидане и армиранобетонске конструкције до седам етажа, јер код њих нема опасности од одизања и претурања конструкције [4]. Системи за пасивну контролу вибрација могу имати различит положај у конструкцији, у зависности од тога који се део конструкције штити од вибрација. У случају када се примењују у нивоу темеља конструкције, такав концепт контроле вибрација је познат као базна изолација.

Системи за пасивну контролу вибрација се састоје од две врсте уређаја:

- сеизмички изолатори,

- уређаји за дисипацију енергије.

У наставку дисертације ће бити обрађени савремени типови уређаја за сеизмичку изолацију и дисипацију енергије.

2.1.1 Сеизмички изолатори

Сеизмички изолатори се карактеришу великом крутошћу у вертикалном правцу, што омогућава преношење гравитационих оптерећења. У хоризонталним правцима сеизмички изолатори поседују велику флексибилност, тако да се њиховом применом повећава период основних вибрација конструкције и на тај начин смањују сеизмичке силе у конструкцији [23]. Према начину на који се обезбеђује хоризонтална флексибилност сеизмички изолатори се деле на [15]:

- еластомерна лежишта,
- клизна лежишта,
- комбинована еластомерна и клизна лежишта.

Еластомерна лежишта

Еластомерна лежишта обезбеђују сеизмичку изолацију објеката флексибилношћу материјала од ког су израђена. За израду еластомерних лежишта се примењује природна или синтетичка гума. Према величини пригушења разликују се гумена лежишта са малим пригушењем, гумена лежишта са оловним језгром и гумена лежишта са великим пригушењем [24], [25], [26].

Лежишта од природне гуме су први пут примењена за сеизмичку изолацију основне школе Johann Heinrich Pestalozzi у Скопљу, у тадашњој Социјалистичкој Федеративној Републици Југославији (данашња Република Северна Македонија). Лежишта су била израђена у облику великих гумених блокова без икаквих ојачања. Вертикална крутост ових лежишта је била свега неколико пута већа од хоризонталне крутости, а пригушење веома мало. Због приближно исте крутости овог система у вертикалном и хоризонталном правцу доминантно је осциловање конструкције љуљањем. Последица тога је генерисање и вертикалног убрзања масе конструкције приликом хоризонталног померања тла услед земљотреса. Око гумених лежишта су монтирани блокови од пенастог стакла чија је улога да спрече померања конструкције услед дејства ветра, динамичког дејства кретања корисника објекта или услед слабих земљотреса [24], [27].

У циљу повећања крутости у вертикалном правцу развијена су гумена лежишта са малим пригушењем. Она се састоје од природне или синтетичке гуме унутар које се налазе танке челичне плоче (челични листићи), а на крајевима су дебеле челичне плоче (Слика 2-2). Додавањем челичних листића добија се вертикална крутост која је неколико стотина пута већа од хоризонталне. Поред тога, челични листићи смањују попречну деформацију гуме услед аксијалног оптерећења, што је последица мањег коефицијента попречне контракције челика у односу на гуму. С друге стране, челични листићи имају занемарљив утицај на хоризонталну крутост изолатора, која зависи само од модула смицања еластомера. За израду овог типа изолатора се најчешће примењују гуме код којих је модул смицања у границама од 0,65 МРа до 0,90 МРа [26].



Слика 2-2 Карактеристичан изглед и основни делови гуменог лежишта са малим пригушењем

Предности гумених лежишта са малим пригушењем се огледају у једноставној изради и релативно једноставној математичкој интерпретацији ових лежишта у прорачунском динамичком моделу конструкција. Такође, ова лежишта нису осетљива на температурне утицаје, као ни на интензитет и историју оптерећења којима су изложена. Основни недостатак овог типа сеизмичког изолатора се огледа у малом пригушењу вибрација, па је неопходна примена уређаја за дисипацију енергије како би се постигла задовољавајућа контрола вибрација конструкција.

Бројна експериментална истраживања су показала да при смицању ова врста изолатора има понашање веома блиско линеарном и при дилатацијама већим од 100 %, а да је пригушење у границама од 2 % до 3 % критичног пригушења [24], [28]. Зависност сила–померање у вертикланом правцу овог типа сеизмичког изолатора при притиску је

линеарна, док је при затезању изразито нелинеарна, што је последица промене микро структуре гуменог материјала [26].

За формулисање прорачунског модела конструкције са овим типом сеизмичког изолатора неопходно је познавање механичких карактеристика изолатора, као што су крутост у хоризонталном и вертикалном правцу. Изведени су аналитички изрази за дефинисање ових величина, при чему оне зависе од физичко-механичких карактеристика материјала и геометрије сеизмичког изолатора [24], [25], [26], [29]. Од геометријских карактеристика изолатора битан утицај на механичке карактеристике има фактор облика. Он представља однос оптерећене површине еластомера и површине која може слободно бочно да се деформише услед гравитационог оптерећења. Најчешће се производе гумена лежишта са малим пригушењем код којих се фактор облика креће у границама од 15 до 25, чиме се спречава доминатно осциловање конструкције љуљањем. Међутим, изолатори са поменутим фактором облика обично имају фреквенцију осциловања у вертикалном правцу која је блиска доминантној фреквенцији спектра земљотреса у вертикалном правцу. Због тога ови изолатори не пружају контролу вибрација у вертикалном правцу, већ само у хоризонталним правцима [28]. Предложеним аналитичким изразима се лежиште третира као нестишљиво, што даје прецењене вредности крутости у вертикалном правцу, а грешка се повећава са повећањем фактора облика. Показано је да стишљивост еластомера има значајан утицај на крутост у вертикалном правцу [30], [31]. Узимајући у обзир стишљивост еластомера развијен је аналитички израз којим се одређује реалнија вредност крутости изолатора у вертикалном правцу [25], [32].

Новија истраживања су усмерена ка развијању нумеричких модела за описивање напонско-деформацијског стања код оваквих лежишта [28], [33], [34], [35], [36]. Модели који описују тродимензионална напонска стања у гуменим лежиштима, а нарочито конститутивне релације при затезању гуме, у константном су развоју. Такође, предложена је замена челичних листића слојевима ојачаним влакнима од различитих материјала, а у циљу редуковања цене израде и тежине гуменог лежишта [37], [38], [39]. Упоредном нумеричком анализом динамичких одговора челичне конструкције са три етаже потврђено је да оваква гумена лежишта обезбеђују адекватне перформансе конструкције услед дејства земљотреса у поређењу са класичним гуменим лежиштима са челичним листићима [40], [41].

Овај тип сеизмичких изолатора је успешно примењен у пракси. Једна од првих примена овог типа изолатора је била сеизмичка изолација троспратне школе у граду Ломбеск (*Lambesc*) близу Марсеља (*Marseille*) у Француској (1977) [2], [4], [42]. Гумена лежишта са малим пригушењем су примењена и у Јапану, а један од првих сеизмички изолованих објеката у овој земљи је Јаћиодаи резиденцијална кућа (*Yachiyodai Residential House*) (1983), [43], [44]. У Француској је развијен сеизмички изолатор од неопрена и успешно је имплементиран за сеизмичку изолацију нуклеарне електране Круас-Мес (*Cruas-Meysse*) (1978) [2], [45], [46]. У Калифорнији (Сједињене Америчке Државе) гумена лежишта са малим пригушењем су примењена 1979. године за сеизмичку изолацију опреме у електрани [2], [43].

У циљу повећања апсорпције енергије еластомерног лежишта, Вилијам Робинсон (*William Robinson*) је предложио гумено лежиште са оловним језгром [47], [48]. По конструкцији је ово лежиште слично гуменом лежишту са малим пригушењем. Поред челичних плоча, гуме и челичних листића, садржи и оловно језгро у централном делу (Слика 2-3). Оловно језгро се доминантно деформише смицањем, при чему се карактерише релативно малом границом течења (обично од 5 МРа до 10 МРа). Због тога је зависност сила–померање код овог типа сеизмичког изолатора билинеарна. Хистерезисним понашањем сеизмичког изолатора остварује се дисипација енергије и повећава се релативно пригушење. Код гумених лежишта са оловним језгром се релативно пригушење. Код гумених лежишта са оловним језгром се релативно пригушење креће у границама од 10 до 15 % критичног пригушења [4].



Слика 2-3 Карактеристичан изглед и основни делови гуменог лежишта са оловним језгром

Спроведена су бројна експериментална истраживања у циљу одређивања механичких карактеристика овог типа сеизмичког изолатора [4], [49]. Истраживањем карактеристика изолатора при истовременим хоризонталним и вертикалним деформацијама закључено је да крутост у вертикалном правцу значајно опада са повећањем деформација у хоризонталном правцу [28], [50]. Због тога, у анализи конструкција са овим типом изолатора, није оправдано занемаривање крутости у вертикалном правцу, а нарочито када је интензитет вертикалног оптерећења приближно једнак критичној сили извијања изолатора [51]. Испитивањем изолатора при квазистатичком и динамичком оптерећењу је потврђено да оловно језгро пружа адекватан ниво дисипације енергије [52]. Овај тип изолатора је погодан за примену у случају умерено јаких земљотреса, а није погодан у случају слабих земљотреса [52], [53]. Поред експерименталних испитивања, истраживања су усмерена и ка развијању нумеричких модела за анализу карактеристика гуменог лежишта са оловним језгром [49], [54], [55],

[56]. Анализом конструкција при деловању земљотреса потврђено је да примена гумених лежишта са оловним језгром повољно утиче на одзив конструкције [57], али и да одзив битно зависи од карактеристика сеизмичког изолатора [58]. Слични резултати су потврђени и у анализи сеизмички изолованог моста [59]. Због тога су истраживања усмерена и ка развијању алгоритама за оптимизацију карактеристика гумених лежишта са оловним језгром у циљу постизања адекватног одговора конструкције при деловању земљотреса [60].

Идеализована билинеарна хистерезисна зависност се описује еластичном и постеластичном крутошћу и карактеристичном чврстоћом. Аналитички израз којим је дефинисана постеластична крутост изолатора добијен је као збир крутости еластомера и оловног језгра. Ова величина зависи како од геометрије изолатора и карактеристика материјала, тако и од величине смичуће дилатације [25]. Додатна истраживања су показала да крутост оловног језгра не доприноси значајно постеластичној крутости изолатора, па је предложен нови аналитички израз [61]. Да би се обухватио утицај аксијалне силе на постеластичну крутост предложена је редукција дела крутости еластомера фактором који представља однос аксијалне силе и критичне силе извијања [51]. Еластична крутост у хоризонталном правцу се дефинише изолатора мултипликовањем постеластичне крутости одређеним фактором, при чему су предложене различите величине овог фактора [24], [62], [63]. Карактеристична чврстоћа изолатора зависи од смичућег напона на граници течења олова, површине попречног пресека оловног језгра и величине смичуће дилатације [25], [32]. Развијен је и аналитички израз за одређивање вертикалне крутости изолатора са оловним језгром, при чему ова величина битно зависи од хоризонталних деформација изолатора [50], [51]. Применом изведених аналитичких израза дефинишу се механичке карактеристике гуменог лежишта са оловним језгром потребне за анализу динамичког одговора изоловане конструкције са овим типом сеизмичког изолатора.

Овај тип сеизмичког изолатора је први пут примењен 1978. године за сеизмичку изолацију моста у граду Велингтон, на Новом Зеланду (*Toe Toe bridge, Wellington, New Zealand*) [43], [64]. Поред примене на мостовима, исти тип сеизмичког изолатора је 1981. године први пут примењен за сеизмичку изолацију зграде Вилијама Клејтона (*William Clayton Building*) на Новом Зеланду [2], [43], [64]. Средином осамдесетих година двадесетог века је гумено лежиште са оловним језгром примењено у реконструкцији зграде округа Солт Лејк Сити (*Salt Lake City and County Building*), чиме је побољшана сеизмичка отпорност постојеће конструкције од зиданих и камених носећих зидова. Такође, санација конструкције Градске куће Оукланда (*Oakland City Hall*) урађена је 1995. године применом гумених лежишта са оловним језгром [24]. Као значајан пример

примене овог типа сеизмичког изолатора издваја се Музеј Новог Зеланда (*Museum of New Zealand Te Papa Tongarewa*), који је изграђен 1998. године [65].

Гумена лежишта са великим пригушењем су развијена 1982. године у Уједињеном Краљевству (United Kingdom) [24]. По геометријским карактеристикама слична су гуменим лежиштима са малим пригушењем (Слика 2-2). Већи ниво пригушења се постиже додавањем чађи или других филера сировој гуми у поступку мешања. Оваквим поступком производње се постиже релативно пригушење у границама од 10 % до 20 % критичног пригушења [24], [26], при чему се модул смицања гуме налази у границама од 0,34 MPa до 1,40 МРа [24], [46]. Додавање филера сировој гуми не утиче значајно на промене механичких карактеристика сеизмичког изолатора у вертикалном правцу [46]. Гумена лежишта са великим пригушењем показују изузетно нелинеарно механичко понашање при смичућој деформацији до 20 % и карактеришу се великом крутошћу у хоризонталном правцу. У опсегу од 20 % до 120 % смичуће деформације, крутост изолатора је линеарна и редукована у односу на почетну крутост. Са даљим повећањем смичуће дилатације долази до кристализационог процеса у гуми, што за последицу има повећање крутости изолатора у хоризонталном правцу. Ове промене у крутости изолатора се одражавају на динамички одговор конструкције при различитим интензитетима оптерећења. С тим у вези ће понашање конструкције при дејству ветра бити изразито круто, а при пројектном сеизмичком дејству линеарно и флексибилно. У случају изразито снажних земљотреса, померања конструкције ће бити ограничена услед повећања крутости сеизмичког изолатора [24]. Пригушење овог типа изолатора се не може окарактерисати ни као вискозно, ни као хистерезисно, већ представља комбинацију ова два типа пригушења. Због свега наведеног није једноставно развити тачан аналитички модел гуменог лежишта са великим пригушењем који је погодан за практичну примену.

Спроведена су опсежна експериментална истраживања у циљу дефинисања механичких карактеристика овог типа изолатора [66], [67]. Такође, истраживања су усмерена и у правцу формулисања софистицираних прорачунских модела базираних на вискоеластичној и еластопластичној теорији, како за оптерећења у једном правцу, тако и за оптерећења у два ортогонална правца [68], [69], [70]. Уочено је да механичке карактеристике овог типа изолатора битно зависе од температурних утицаја и временских деформација. Услед цикличног оптерећења са растућом амплитудом долази до деградације крутости изолатора, ткз. Малинсов (*Mullins*) ефекат. Ови феномени и њихов утицај на динамички одговор сеизмички изоловане конструкције су предмет савремених конструкција показују да примена овог типа изолатора има повољан утицај на одзив конструкције при дејству земљотреса [72], [73], [74].

Иако је хистерезисно понашање гуменог лежишта са великим пригушењем нелинеарно са променама крутости при различитим нивоима деформације, истраживачи предлажу примену билинеарног дијаграма због једноставније анализе. Предложене су аналитичке релације за дефинисање свих параметара билинеарне хистерезисне зависности. Да би се дефинисала карактеристична чврстоћа и еластична крутост изолатора потребно је поред релативног пригушења дефинисати и померање на граници еластичности [71]. Како су ове величине у општем случају непознате, препоручено је, спровести експериментално испитивање у циљу одређивања механичких карактеристика гуменог лежишта са великим пригушењем.

Прва зграда која је сеизмички изолована гуменим лежиштима са великим пригушењем је Центар за право и правду у Сједињеним Америчким Државама (*Foothill Communities Law and Justice Center, United States of America*), чија је изградња завршена 1985. године. Објекат има четири етаже укупне површине нешто мање од 16.000 m². Конструкција је сеизмички изолована са деведесет осам гумених лежишта и пројектована је за земљотресе магнитуде до 8,3 Рихтерове (*Richter*) скале [2], [24]. Након тога велики број објеката на којима је примењен овај тип сеизмичких изолатора је пројектован и изведен у Калифорнији. Поред примење за побољшање сеизмичке отпорности нових објеката овај тип изолатора је примењиван и за санацију постојећих објеката. Као један од значајнијих примера се издваја Градска кућа у Лос Анђелесу (*Los Angeles City Hall*). Челична конструкција овог двадесетосмоспратног објекта је изведена 1928. године, а претрпела је значајна оштећења након земљотреса 1994. године. Санација конструкције, са унапређењем сеизмичке отпорности, је изведена са 475 гумених лежишта са великим пригушењем [24].

Клизна лежишта

Клизна лежишта, за разлику од еластомерних лежишта, обезбеђују сеизмичку изолацију објеката клизањем делова сеизмичког изолатора. На тај начин се обезбеђује да се померање тла услед дејства земљотреса не преноси на конструкцију. Овакав концепт сеизмичке изолације објеката одговара зачецима пројектовања сеизмички отпорних конструкција са краја деветнаестог и почетка двадесетог века изложених у Поглављу 1. За израду клизне површине се најчешће примењују материјали на бази политетрафлороетилена (тефлона) и нерђајући челик [26]. Интензитет попречних сеизмичких сила у конструкцији директно је пропорционалан коефицијенту трења између делова сеизмичког изолатора. С друге стране, веома мали коефицијент трења за последицу има велика померања изоловане конструкције и мали ниво апсорпције сеизмичке енергије, па је неопходна примена додатних уређаја за дисипацију енергије. Зачетак савремених клизних сеизмичких изолатора представљају еластична клизна лежишта. Основне компоненте овог типа сеизмичког изолатора су еластомерно лежиште од ламелиране гуме, челичне плоче, клизна плоча и клизни материјал (Слика 2-4).



Слика 2-4 Карактеристичан изглед и основни делови еластичног клизног лежишта

У случају деловања слабих земљотреса не долази до клизања између челичних плоча већ се сеизмички изолатор деформише смицањем еластомерног лежишта [19]. Због тога се механичке карактеристике еластичног клизног лежишта у почетној фази одговора могу дефинисати као и у случају гуменог лежишта са малим пригушењем [25]. До клизања делова сеизмичког изолатора долази када интензитет попречне силе достигне величину силе трења. Након тога се померања сеизмичког изолатора повећавају без повећања попречне силе. С тим у вези, зависност сила–померање еластичног клизног лежишта се може представити као еластично-идеално пластична, при чему сила трења између клизне плоче и челичне плоче, као производ коефицијента трења и вертикалне силе, представља карактеристичну чврстоћу [25], [32].

Коефицијент трења зависи од величине притиска између контактних елемената, као и од њихове брзине кретања. Истраживања утицаја различитих ефеката на величину коефицијента трења су систематизована у [19]. Новија експериментална истраживања еластичног клизног лежишта оптерећеног у два хоризонтална правца показују да долази до деформације увртањем гуме. Такође, компаративном анализом експерименталних и аналитичких резултата је потврђено да је еластично-идеално пластичан модел понашања изолатора оправдан за примену у динамичким анализама изолованих конструкција [75].

Основни недостатак еластичног клизног лежишта се огледа у томе што се не генерише повратна попречна сила која ће сеизмички изолатор центрирати у почетни положај након деловања земљотреса. Као последица тога, померања услед клизања су трајна и повећавају се након сваког следећег дејства земљотреса.

У Француској је развијен еластични клизни сеизмички изолатор за потребе сеизмичке заштите нуклеарних електрана. Примењен је само једном за изолацију електране у Кобергу (*Koeberg*) у Јужноафричкој Републици (*Republic of South Africa*) [19], [24]. Изградња електране је започета 1976. године, а завршена 1984. године. Конструкција

се ослања на око две хиљаде клизних лежишта. Систем за сеизмичку изолацију није осетљив на трајна померања клизног изолатора јер је пројектован тако да за пројектно сеизмичко дејство не долази до клизања челичних плоча [19].

Упоредо са појавом савремених клизних уређаја за сеизмичку изолацију спроведена су опсежна теоријска истраживања одговора динамичких система са клизним ослањањем [76], [77], [78], [79]. Ова истраживања су допринела анализи одговора сеизмички изолованих конструкција са клизним изолаторима при дејству земљотреса.

У циљу центрирања клизног лежишта у почетни положај након деловања земљотреса, у Јапану је развијен систем за базну изолацију који је поред клизног лежишта садржао и гумене опруге. Гравитационо оптерећење се прихвата самим клизним лежиштем, чија је улога да обезбеди флексибилност у хоризонталном правцу изоловане конструкције. Функција гумене опруге је акумулирање повратне попречне силе како би се омогућило центрирање клизног лежишта [19], [24]. На основу спроведених експерименталних истраживања потврђено је да се систем за сеизмичку изолацију карактерише стабилним хистерезисним понашањем. Такође, утврђена је зависност коефицијента трења у односу на брзину кретања контактних елемената [80]. Зависност сила-померање овог типа изолатора се може идеализовати билинеарним дијаграмом, при чему еластична крутост представља збир еластичне крутости еластомера у клизном лежишту и еластичне крутости гумене опруге. Постеластична крутост једнака је крутости гумене опруге јер након клизања челичних плоча не долази до повећања попречне силе у клизном лежишту. Карактеристична чврстоћа овог система једнака је карактеристичној чврстоћи еластичног клизног лежишта, односно сили трења у њему [19]. Овај систем базне изолације је примењен код неколико објеката у Јапану, а први пут је примењен за изолацију објекта компаније Таисе (Taisei), која је и развила овај систем изолатора.

Савременији концепт клизног лежишта са еластичном повратном попречном силом за центрирање, назван Роглајдер (*RoGlider*), развијен је на Новом Зеланду [81]. Основни делови изолатора су челичне плоче са клизним материјалом, које својим клизањем обезбеђују флексибилност сеизмички изоловане конструкције. Поред тога, сеизмички изолатор садржи и гуму која се затеже приликом померања изолатора генеришући реституциону силу за центрирање [82] (Слика 2-5). Експерименталним испитивањима су доказане задовољавајуће механичке карактеристике овог сеизмичког изолатора [82], [83]. Примена овог сеизмичког изолатора представља економично решење у условима малог вертикалног оптерећења и великог хоризонталног померања. Сеизмичка изолација више објеката у оквиру комплекса болнице у граду Вангануи на Новом Зеланду (*Whanganui*, *New Zealand*) изведена је применом овог типа сеизмичког изолатора [83].



Слика 2-5 Карактеристичан изглед и основни делови изолатора Роглајдер

Са порастом брзине кретања клизних делова изолатора повећава се трење, што доводи до повећања сеизмичких сила у конструкцији. Због тога је развијен посебан тип клизног сеизмичког изолатора са смањеним трењем [24], [84]. Поред горње и доње челичне плоче за монтажу, састоји се од више слојева клизних плоча и тефлона (Слика 2-6). На тај начин се повећава број клизних површина на које су расподељене брзина и померања у сеизмичком изолатору, што за последицу има смањен коефицијент трења. У централном делу изолатора се налази централна челична шипка чија је улога да равномерно распореди померања по свим клизним површинама. Она је обложена гуменим језгром које не преноси вертикално оптерећење, већ генерише повратну силу за центрирање изолатора након дејства земљотреса [24]. Спроведена експериментална истраживања динамичких карактеристика конструкција са овим типом изолатора потврђују његове перформансе и ефикасност [85]. Развијени су динамички модели за анализу система са више степени слободе и закључено је да овај тип сеизмичког изолатора значајно редукује померања, али не и подједнако ефикасно убрзања маса изоловане конструкције [86]. Савремена истраживања су усмерена ка развијању нових сеизмичких изолатора са смањеним трењем, уз перманентно усавршавање његових перформанси за примену у изолацији мостова [87], [88].



Слика 2-6 Карактеристичан изглед и основни делови изолатора са смањеним трењем

У свим поменутим клизним лежиштима се повратна попречна сила за центрирање изолатора након дејства земљотреса обезбеђује еластомерним делом. Осамдесетих година двадесетог века развијено је клизно лежиште код кога се повратна сила обезбеђује гравитацијом [2], [89]. Овај изолатор се базира на једноставном и познатом закону кретања клатна. Изолатор се састоји од челичне плоче, зглобног клизача обложеног клизним материјалом и сферне конкавне плоче (Слика 2-7). Услед хоризонталног померања при деловању земљотреса долази до релативног померања делова изолатора, што је последица клизања зглобног клизача по сферној конкавној плочи (Слика 2-8). Радијус кривине сферне конкавне плоче обезбеђује да се у помереном положају тежина ослоњене масе разлаже на управну и тангентну компоненту на сферну површину. Тангентна компонента представља повратну силу за центрирање изолатора и последица је само гравитације и геометрије изолатора. Иако је коефицијент трења мали услед постојања клизног материјала, трење ипак постоји и обезбеђује одређену количину дисипирања енергије. Поред приказане конфигурације могућа је и примена изолатора са обрнутом конфигурацијом код кога је сферна конкавна плоча са горње стране [26].



Слика 2-7 Карактеристичан изглед и основни делови изолатора са клизним клатном



Слика 2-8 Шема изолатора са клизним клатном у основном и помереном положају

Спроведена су опсежна експериментална испитивања механичких карактеристика изолатора са клизним клатном. Испитиван је утицај убрзања, брзине и величине контактног притиска на величину трења, при чему је закључено да убрзање масе нема значајан утицај, док се са прираштајем брзине повећава коефицијент трења. Величина контактног притиска, као и састав клизног материјала, имају значајан утицај на величину трења [90], [91], [92].

Развијени су аналитички модели за описивање механичких карактеристика сеизмичког изолатора са клизним клатном и валидирани су у односу на експерименталне резултате [19], [93], [94], [95]. Зависност сила–померање код ових изолатора може се идеализовати билинеарним дијаграмом [19], [95]. У случају да је попречна сила мања од силе трења не долази до клизања зглобног клизача по сферној конкавној плочи. Због тога сила трења представља карактеристичну чврстоћу изолатора. Крутост изолатора са клизним клатном је директно пропорционална тежини ослоњене конструкције, радијусу сферне конкавне плоче и углу ротације зглобног клизача. Сеизмички изолатори са клизним клатном се обично пројектују за померања која су мања од 20 % полупречника сферне конкавне плоче, па је оправдано увести претпоставку да је угао ротације зглобног клизача мала величина. Увођењем ове линеаризације, крутост изолатора зависи само од вертикалне силе и полупречника сферне конкавне плоче.

Ова чињеница представља битну предност сеизмичког изолатора са клизним клатном у односу на остале сеизмичке изолаторе, јер се одабиром геометрије може пројектовати адекватан сеизмички изолатор за постизање сеизмичке отпорности конструкције. Друга битна предност се огледа у чињеници да је попречна сила у изолатору директно пропорционална тежини ослоњене конструкције. Због тога се центар крутости и центар маса изолованог система поклапају, па се утицај торзионих осцилација на конструкцију, чак и у случају несиметричних конструкција, своди на минимум. Трећа предност је везана за кружну фреквенцију, односно период осциловања, изоловане конструкције. Као последица геометрије сеизмичког изолатора ове основне динамичке карактеристике изоловане конструкције зависе само од полупречника сферне конкавне плоче, а не зависе од масе конструкције [19], [95].

Вертикална крутост сеизмичког изолатора са клизним клатном се дефинише као аксијална крутост, при чему се усваја модул еластичности челика и површина попречног пресека зглобног клизача, а дужина је једнака збиру висина зглобног клизача и вертикалног постоља горње челичне плоче. Вертикална крутост изолатора је обично велика, што за последицу има мали период осциловања изоловане конструкције у вертикалном правцу. Због тога се може сматрати да овај изолатор пружа сеизмичку изолацију само у хоризонталним правцима [26].

Поред експерименталних испитивања прототипова сеизмичких изолатора са клизним клатном спроведена су и динамичка испитивања модела изолованог моста, при чему је доказан повољан утицај изолатора на одговор конструкције. На основу испитивања је закључено да не долази до промене величине коефицијента трења услед деловања цикличног оптерећења. Трајна (заостала) померања су занемарљива, чак и у случају деловања слабих земљотреса код којих померања зглобног клизача нису велика, а самим тим ни генерисана повратна сила [96]. Нумеричком анализом је испитиван и утицај висине стубова моста на ефикасност изолационог система, при чему је закључено да је ефикасност сеизмичке изолације обрнуто пропорционална висини стубова моста [97].

Аналитичком студијом одговора конструкције на дејство реалних земљотреса анализирана је оптимална величина коефицијента трења са аспекта величине убрзања масе највише таванице и померања изолационог система [98]. Развијен је и аналитички модел за анализу сеизмички изолованих мостова, при чему је закључено да није оправдано примењивати поједностављену анализу одговора конструкције у једном правцу, већ треба анализирати конструкцију за спрегнуто сеизмичко дејство у два ортогонална правца [99].

У циљу нумеричке анализе изоловане конструкције развијени су коначни елементи за описивање понашања изолатора са клизним клатном [100] и изолатора са клизним клатном са променљивим радијусом сферне конкавне плоче [101]. Сеизмички изолатор са клизним клатном је осетљив на затезање услед одизања конструкције које може наступити код ободних изолатора високих и витких зграда или код изолатора испод система спрегова за обезбеђење просторне стабилности конструкције [26]. У тим ситуацијама је препоручено да изолатори имају капацитет да прихвате силе затезања, што је резултирало развијањем изолатора са клизним клатном отпорног на одизање. Овај изолатор се састоји од горње и доње сферне конкавне греде, међусобно управно постављене, и клизног клатна између њих, повезаног на начин да обезбеђује прихватање сила затезања. Спроведена су експериментална испитивања динамичког одзива изоловане конструкције и развијен је аналитички модел за дефинисање механичких карактеристика овог типа изолатора [102], [103], [104].

Сеизмички изолатор са клизним клатном је унапређен развојем изолатора са двоструким клизним клатном (Слика 2-9) [105]. Предност овог система у односу на класичан изолатор са клизним клатном се огледа у већој могућности пројектовања система за изолацију жељених карактеристика. Механичке карактеристике овог система зависе од два независна клатна, дефинисана преко радијуса горње и доње сферне конкавне плоче, висине клатна у односу на тачку ротације и различитих коефицијената трења две клизне површине [95]. У првој фази, када је попречна сила мања од силе трења између зглобног клизача и једне сферне конкавне плоче, не долази до клизања. Друга фаза одговора изолатора представља клизање једног зглобног клизача, при чему не долази до клизања другог клизача по другој сферној конкавној плочи све док је попречна сила мања од силе трења у тој клизној равни. Коначно, трећа фаза одговора представља клизање оба клизача. У складу са тим сеизмички изолатор са двоструким клизним клатном омогућава већи капацитет померања изолационог система у односу на класичан сеизмички изолатор са клизним клатном.



Слика 2-9 Шема изолатора са двоструким клизним клатном у основном и помереном положају

Зависност сила-померање овог сеизмичког изолатора се описује мултилинеарним дијаграмом. Изведени су аналитички изрази за дефинисање крутости изолатора у свакој фази одговора и дефинисане су вредности смичућих сила на прелазу између појединих фаза одговора. Као и у случају класичног сеизмичког изолатора са клизним клатном ове величине зависе од тежине изоловане конструкције, коефицијента трења у клизним равнима и геометријских карактеристика изолатора [95], [105], [106]. Сеизмички изолатор са двоструким клизним клатном је експериментално испитиван на дејство цикличног оптерећења, при чему су аналитичке формуле за дефинисање механичких карактеристика изолатора валидиране у односу на експерименталне резултате [105]. Такође, спроведена су експериментална тестирања одговора изоловане конструкције при деловању реалних земљотреса. Примена сеизмичких изолатора са двоструким клизним клатном значајно побољшава одзив конструкције са аспекта убрзања маса и релативног међуспратног померања. Експериментална испитивања одзива конструкције потврђују стабилно хистерезисно понашање изолатора [107], као и чињеницу да се развија задовољавајући интензитет повратне попречне силе за центрирање изолатора при различитим величинама коефицијента трења и при различитим интензитетима земљотреса [108].

Развијени нумерички модел за анализу одговора изолованих конструкција у временском домену при деловању земљотреса даје поуздане резултате у поређењу са експерименталним резултатима [95]. Новија истраживања су усмерена ка побољшању нумеричких прорачунских модела изолованих конструкција, који обухватају утицај одизања изолатора и ударног оптерећења [109]. Теоријском и нумеричком анализом је доказано да вертикална компонента земљотреса може утицати на интензитет хоризонталних сеизмичких сила у конструкцији, при чему тај утицај опада са порастом периода осциловања изоловане конструкције [110]. Такође, показано је да услед променљивог вертикалног оптерећења долази до промене у хистерезисном понашању сеизмичког изолатора са двоструким клизним клатном [111]. Поред примене у сеизмичкој изолацији зграда, потврђена је ефикасност примене овог типа изолатора и на мостовима [112].

Да би се додатно повећао капацитет померања изолатора, развијен је сеизмички изолатор са троструким клизним клатном [26], [113], [114]. Састоји се од зглобног клизача позиционираног између горње и доње унутрашње сферне конкавне плоче. Тај унутрашњи склоп се налази између горње и доње спољашње сферне конкавне плоче. На тај начин се формира сеизмички изолатор са четири клизне површине и три независна система клатна (Слика 2-10). Оваква конструкција омогућава да сеизмички изолатор пролази кроз пет фаза одговора, чиме се може пројектовати адаптиван изолатор одговарајућих механичких карактеристика у циљу постизања сеизмичке изолације при слабим, умереним и јаким земљотресима [95].

Зависност сила-померање овог типа сеизмичког изолатора је мултилинеарна. Крутости у појединим фазама одговора изолатора, као и смичуће силе на прелазу између појединих фаза одговора, зависе од радијуса сферних конкавних плоча, висина од тачке

52

ротације до клизних површина, максималног померања клатна у хоризонталном правцу, коефицијента трења између клизних површина и тежине изоловане конструкције [95], [113]. Аналитичка формулација сила–померање изолатора је валидирана у односу на експерименталне резултате [114], [115].



Слика 2-10 Шема изолатора са троструким клизним клатном у основном и помереном положају

Спроведена су опсежна експериментална испитивања компонената и склопа сеизмичког изолатора са троструким клизним клатном, при чему је потврђено његово стабилно хистерезисно понашање [116]. Такође, урађена су експериментална динамичка испитивања двоспратне двобродне конструкције са овим изолаторима при деловању различитих земљотреса, са циљем да се утврди одзив конструкције све до отказа изолатора. Закључено је да до отказа изолатора долази или услед попуштања анкера горње плоче или услед попуштања унутрашњег зглобног клизача. На основу експерименталних резултата валидиран је нумерички модел за ову врсту анализе [117].

Савремена истраживања су усмерена ка перманентном усавршавању аналитичких и нумеричких прорачунских модела за описивање механичких карактеристика изолатора. Развијени су аналитички модели за анализу изолатора при деловању спрегнутих хоризонталних померања у два ортогонална правца [118], [119]. Такође, предложени су аналитички модели за параметарску анализу изолатора произвољне геометрије и са произвољном величином коефицијента трења између клизних површина [120]. Сви модели су валидирани у односу на експерименталне резултате.

Предложен је модел оптимизације карактеристика изолатора (радијус сферних плоча, коефицијент трења и максимално хоризонтално померање) у циљу добијања оптималног одговора конструкције при деловању земљотреса са аспекта убрзања масе највише таванице и померања система изолације [121].

Нумеричким анализама је истраживан утицај ротације ослонаца на перформансе овог типа изолатора, при чему је закључено да оне морају бити ограничене како би изолатор правилно функционисао [122]. Истраживања су усмерена и ка сеизмички изолованим мостовима. Експерименталним динамичким испитивањем модела моста закључено је да примена овог изолатора повољно утиче на одзив моста при деловању земљотреса. Такође, развијен је и нумерички прорачунски модел за анализу перформанси при спрегнутом деловању оптерећења у два ортогонална хоризонтална правца. У случају када се анализирају перформансе изоловане конструкције моста независно у појединим правцима дејства земљотреса, добијају се потцењене вредности померања конструкције [123].

Прва значајна имплементација сеизмичког изолатора са клизним клатном је сеизмичка заштита објекта апелационог суда Сједињених Америчких Држава у Сан Франциску (US Court of Appeals, San Francisco) [2]. Конструкција објекта је значајно оштећена у земљотресу 1989. године, па је 1996. реконструисана, при чему је сеизмичка отпорност конструкције обезбеђена монтажом 256 изолатора. Широм света су изолатори са клизним клатном примењени за сеизмичку изолацију мостова [19], [124]. Сеизмички изолатори са клизним клатном отпорни на одизање су примењени на мосту преко Окландског залива (Oakland Bay Bridge), на објекту центра за хитне операције у Лос Анђелесу (Los Angeles Emergency Operations Center) и на комплексу зграда у Пекингу (Běijīng) [104]. Од значајнијих сеизмички изолованих објеката код којих је примењен изолатор са троструким клизним клатном издвајају се Комплекс компаније Епл у Калифорнији (Apple Park, California), изграђен 2017. године, површине око 445.000 m², као и комплекс болнице у округу Башакшеир у Истанбулу у Турској (Başakşehir Çam ve Sakura Şehir Hastanesi, Istanbul, Türkye), изграђен 2020. године, укупне површине преко милион квадратних метара, изолован са више од две хиљаде изолатора. Комплекс болнице у Турској представља највећи сеизмички изолован објекат на свету.

Комбинована еластомерна и клизна лежишта

Комбинација еластомерних и клизних лежишта се примењује у циљу побољшања одзива конструкције при дејству земљотреса. При томе се користе предности и уједно отклањају недостаци и једног и другог типа изолатора. Клизна лежишта својим трењем спречавају померања конструкције приликом дејства ветра или веома слабих земљотреса [125]. С друге стране, када је попречна сила већа од силе трења у клизном лежишту, оно губи крутост и долази до померања конструкције. Еластомерна лежишта у таквој ситуацији пружају додатну крутост комбинованом систему изолације. Еластомерна лежишта најчешће не генеришу повратну попречну силу, па упоредна примена са клизним лежиштем решава проблем центрирања изолационог система након дејства земљотреса. Потенцијални недостатак оваквог система се огледа у чињеници да се смањује висина еластомерног лежишта при великим смичућим деформацијама, чак и када су под дејством малих вертикалних оптерећења. Као последица тога, долази до значајне прерасподеле смичућих сила са еластомерних лежишта на клизна лежишта [126]. Експерименталним испитивањем одзива модела конструкције са комбинованим системом изолације при дејству земљотреса потврђена је ефикасност примене оваквог система [125].

Завршна дискусија

У овом поглављу је приказан развој сеизмичких изолатора, као и карактеристике основних типова изолатора чија је ефикасност потврђена како истраживањима, тако и у примени на реалним конструкцијама. Перманентна истраживања су усмерена ка развијању нових изолатора и унапређењу постојећих. Поред развијања нових конфигурација изолатора [23], истраживања су усмерена и ка примени савремених материјала [127], [128] и легура са ефектом памћења [129], [130]. Сеизмички изолатори са клизним клатном се перманентно усавршавају [131], при чему су истраживања усмерена и ка повећавању њихове отпорности на бочне ударе зглобног клизача у сферне конкавне плоче [132] и ка повећавању капацитета померања за сеизмичку изолацију значајних објеката при дејству веома ретких и јаких земљотреса [133]. Област сеизмичке изолације конструкција је актуелна у науци, што резултира великим бројем публикација.

2.1.2 Уређаји за дисипацију енергије

Сеизмички изолатори се обично не карактеришу великим капацитетом дисипације енергије. Иако су развијени изолатори који могу дисипирати енергију, као на пример гумена лежишта са оловним језгром, гумена лежишта са великим пригушењем и изолатори са клизним клатном, неопходна је примена уређаја за дисипацију енергије. Приликом дејства земљотреса у конструкцији се акумулира сеизмичка енергија, која се на основу енергетског баланса [134] троши нееластичним хистерезисним деформацијама конструкције. Пројектовањем уређаја за дисипацију енергије се смањује захтевани ниво дуктилног понашања конструкције и смањује се оштећење конструктивних и неконструктивних елемената приликом дејства земљотреса [20]. Према начину на који дисипирају енергију уређаји се могу класификовати на [15]:

- хистерезисне уређаје,
- вискоеластичне уређаје,
- уређаје са капацитетом поновног центрирања,
- апсорбере фазне трансформације,
- динамичке апсорбере вибрација.

Хистерезисни дисипатори енергије

Хистерезисни уређаји дисипирају енергију хистерезисним понашањем које не зависи од брзине наношења оптерећења. Ова класа уређаја се дели на металне апсорбере и апсорбере трењем [15].

Метални апсорбери се најчешће израђују од дуктилног челика. Они дисипирају енергију нееластичним деформацијама материјала. Предност металних апсорбера се огледа у стабилном хистерезисном понашању, као и у чињеници да нису осетљиви на промену амбијенталне температуре. Механичке карактеристике челичног материјала су добро проучене и познате, што омогућава једноставну примену ових апсорбера у инжењерској пракси [135]. С друге стране, потенцијални недостатак ових апсорбера је ограничен број цикличних деформација након којих наступа отказ уређаја [136].

Зачетак развоја металних апсорбера представљају екпериментална испитивања дисипатора У-трака, торзиона греда, савојна греда и широка греда [137], [138].

У-трака је апсорбер од челичног лима савијеног у облику латиничног слова "U" (Слика 2-11а). Може се применити између два армиранобетонска зида, при чему њихова релативна померања доводе до деформације апсорбера и дисипације енергије. Друга могућа примена представља постављање апсорбера између носеће греде и спрега за пријем хоризонталних утицаја [137], [138]. Новија истраживања потврђују да апсорбер пружа адекватну дисипацију енергије и при савијању челичних лимова [139].

Торзиона греда дисипира енергију увијањем челичне греде, уз евентуалне деформације савијањем (Слика 2-11б). Карактерише се великим капацитетом носивости. Примењује се у основи носећих смичућих зидова код којих може доћи до одизања или до великих транслаторних померања [137], [138].

Савојна греда представља апсорбер чији је главни елемент конзолна греда кружног или квадратног попречног пресека (Слика 2-11в). Овај апсорбер омогућава дисипацију енергије у свим правцима управним на осу греде. Због своје конструкције погодан је за примену у систему базне изолације [138].

Широка греда је апсорбер који пружа дисипацију енергије само у једном правцу (Слика 2-11г). Дисипација енергије се остварује кроз деформације савијањем и смицањем. Комбиновањем више оваквих широких греда може се пројектовати дисипатор енергије већег капацитета. Погодан је за примену у систему спрегова оквирних конструкција [138].

Експерименталним испитивањем ових апсорбера потврђено је да поседују велики капацитет дисипације енергије. Хистерезисне петље су стабилне и могу се идеализовати билинеарним дијаграмом. Развијени су и аналитички изрази за дефинисање идеализоване зависности сила–померање ових апсорбера [138]. Међутим, аналитички изрази су засновани на поједностављеној напонско-деформацијској анализи и емпиријским параметрима добијеним на основу екперименталних резултата.



Слика 2-11 Примери металних дисипатора енергије: а) У-трака; б) торзиона греда; в) савојна греда; г) савојна широка греда

Различитим модификацијама и комбиновањем У-трака развијени су посебни дисипатори енргије. Кориговањем дужине У-траке формиран је Ј-апсорбер [140]. Састоји се од четири челичне траке у облику слова "Ј" између којих је клизна плоча (Слика 2-12а). Склоп се анкерише у изоловану конструкцију, при чему је клизна плоча зглобно повезана са бочном конструкцијом. Услед хорзионаталних померања конструкције и клизне плоче долази до деформације Ј-трака које дисипирају енергију. Ефикасност примене овог апсорбера је анализирана на динамичком моделу изоловане кровне конструкције. Резултати ове анализе доказују да се применом Ј-апсорбера смањују сеизмичке силе у изолованој конструкцији [140]. Такође, развијен је коначни елемент за описивање механичких карактеристика овог дисипатора енергије и валидиран је у односу на експерименталне резултате. На основу аналитичке анализе и линеарне регресије дефинисани су изрази за одређивање еластичне и постеластичне крутости и границе течења Ј-траке и калибрисани су у односу на нумеричке резултате [141].

Комбинацијом две У-траке са међусобним размаком, повезане доњом и горњом везном плочом, развијен је дисипатор енергије назван апсорбер гусеничар (Слика 2-12б). Овај тип апсорбера се може монтирати на споју греда и спрегова за бочну стабилизацију рамовске конструкције. На основу спроведених експерименталних испитивања, као и на основу нумеричких анализа, доказано је да апсорбер поседује стабилно хистерезисно понашање, као и да дисипира значајну количину енергије. Предложено је да се зависност сила–померање идеализује еластично-идеално пластичном релацијом. У циљу дефинисања механичких карактеристика апсорбера изведена је аналитичка формула за одређивање границе течења једне У-траке, али није предложена релација за дефинисање еластичне крутости апсорбера [142]. Резултати спроведених динамичких нелинеарних анализа одзива конструкције при дејству земљотреса доказују ефикасност примене овог типа апсорбера, како у случају челичних [143], тако и у случају бетонских рамовских конструкција [144].

Спајањем две У-траке у једну затворену целину формиран је апсорбер назван јастук (Слика 2-12в). Експериментална и нумеричка истраживања доказују да и овако

конципиран дисипатор енергије има стабилно хистерезисно понашање, при чему не долази до деградације перформанси при великом броју циклуса оптерећења [145], [146], [147]. Директним динамичким нелинеарним анализама конструкција са овим апсорбером, позиционираним у систему спрегова за бочну стабилизацију, потврђује се ефикасност примене овог апсорбера у циљу побољшања одзива конструкције при дејству земљотреса [146]. Зависност сила–померање овог типа апсорбера се може идеализовати еластичноидеално пластичним дијаграмом, што представља апроксимацију реалног понашања, нарочито у случају примене челика са значајним ојачањем у пластичној области. У циљу дефинисања механичких карактеристика, изведени су аналитички изрази за одређивање еластичне крутости и силе течења овог типа апсорбера [145], [146].



Слика 2-12 Шематски приказ апсорбера са У-тракама: а) Ј-апсорбер; б) гусеничар; в) јастук

Есперименталним истраживањем је доказано да и уске У-траке, траке знатно мање ширине, имају задовољавајуће хистерезисно понашање при цикличном оптерећењу [148], [149]. Комбиновањем уских У-трака у четири правца развијен је У-апсорбер који дисипира енергију у два хоризонтална ортогонална правца (Слика 2-13а). Овај тип апсорбера се може применити у систему базне изолације конструкције. Резултатима експерименталних и нумеричких истраживања је доказано да апсорбер поседује значајне нелинеарне перформансе [150], [151]. Утврђено је да у току експлоатације долази до појаве различитих облика оштећења овог апсорбера, па су истраживања усмерена и ка развијању модела за одређивање поузданости апсорбера [152]. Новија истраживања у области овог апсорбера су усмерена и ка анализи уских У-трака од алуминијума, при чему је на основу нумеричких резултата доказано да оне не пружају исти ниво дисипације енергије у поређењу са челичним апсорбером [153]. У циљу формулисања адекватног прорачунског модела изолованих конструкција, развијене су аналитичке формуле за одређивање зависности сила–померање У-апсорбера у комбинацији са гуменим лежиштем са малим пригушењем [154].

Комбиновањем У-трака у више праваца развијен је У-апсорбер са циљем да се, заједно са сеизмичким изолаторима, побољша сеизмичка отпорност мостова (Слика 2-136). Спроведена су експериментална и нумеричка испитивања прототипа моста са овим дисипатором енергије, при чему је потврђено да примена овог типа апсорбера повољно утиче на одговор конструкције у свим хоризонталним правцима при деловању земљотреса [155], [156].



Слика 2-13 Шематски приказ У-апсорбера: а) са уским У-тракама; б) за мостовске конструкције

Посебну групу дисипатора енергије представљају конусне плоче и конусни штап кружног попречног пресека [157], [158], [159] (Слика 2-14). Апсорбер конусна плоча је намењен за примену у систему спрегова за бочну стабилизацију, док се апсорбер конусни штап може примењивати у систему базне изолације. Експерименталним испитивањима је потврђено стабилно хистерезисно понашање ових апсорбера. Предност апсорбера у облику конусног штапа у односу на конусну плочу се огледа у томе што пружа дисипацију енергије у два ортогонална хоризонтална правца.



Слика 2-14 Шематски приказ апсорбера конусне плоче и конусног штапа

Применом челичних плоча различитих облика, груписаних паралелно једна другој, развијен је велики број различитих дисипатора енергије, погодних за примену на споју греда и спрегова за бочну стабилизацију рамовске конструкције [135]. Тако је развијен апсорбер у облику латиничног слова "Х" (Слика 2-15а) [160], [161], а затим и апсорбер састављен од плоча у облику троугла (Слика 2-15б) [162], [163]. Експерименталним испитивањима доказане су перформансе ових дисипатора енергије. Идеализована зависност сила–померање ових апсорбера је еластична-идеално пластична, при чему су изведени изрази за одређивање еластичне крутости и силе течења [161], [164]. Експерименталним испитивањем армиранобетонске рамовске конструкције ојачане овим апсорберима потврђена је ефикасност њихове примене за повећање сеизмичке отпорности конструкције [165]. Такође, потврђено је да примена оваквих апсорбера за везу испуне од зиданог зида у челичној рамовској конструкцији значајно повећава дуктилност конструкције у односу на круту везу испуне и конструкције [166].



Слика 2-15 Дисипатори енергије од челичних плоча: а) облик латиничног слова "Х"; б) облик троугла; в) облик латиничног слова "Х" са отвором; г) двоструки "Х" апсорбер; д) ромбични апсорбер

Кориговањем геометрије плоче у облику латиничног слова "Х" развијени су дисипатори енергије у облику латиничног слова "Х" са отвором (Слика 2-15в) и двоструки "Х" апсорбер (Слика 2-15г) [167]. Експерименталним и нумеричким истраживањима је потврђено стабилно хистерезисно понашање ових дисипатора енергије и њихов повољан утицај на одзив конструкције при дејству земљотреса [167], [168].

У циљу смањења утицаја аксијалне силе на перформансе дисипатора енергије од челичних плоча, као и појаве локалног лома, развијен је ромбичан дисипатор енергије (Слика 2-15д). Експерименталним испитивањем при цикличном оптерећењу је потврђено стабилно хистерезисно понашање овог типа апсорбера уз задовољавајући ниво дисипације енергије [169]. Такође, развијен је и нумерички модел за одређивање хистерезисног понашања дисипатора енергије који је валидиран у односу на експерименталне резултате [170]. Апсорбер се може апроксимирати двоструким апсорбером у облику троугла, па се зависност сила–померање ромбичног апсорбера може дефинисати на основу релација развијених за апсорбер у облику троугла [171].

Новија истраживања су усмерена ка побољшању перформанси дисипатора енергије од плоча у облику троугла. Комбиновањем паралелно постављених плоча у облику троугла, повезаних преко челичних штапова са бочним плочама, развијен је нови тип апсорбера (Слика 2-16а) [172]. Веза челичних штапова и бочних плоча је покретна, па се аксијалне силе услед смицања дисипатора енергије не преносе на троугаоне плоче. На тај начин су унапређене перформансе дисипатора енергије од плоча у облику троугла. Посебним конструктивним детаљима веза плоча у облику троугла са доњом анкер плочом формиран је адаптивни двостепени дисипатор енергије који може да пружи адекватан одговор и при слабим и при јаким земљотресима (Слика 2-16б). Зазори рупа за везу ових елемената су различити, што за последицу има да до пластификације плоча долази при различитој величини померања. Експерименталним испитивањем овог дисипатора енергије је потврђен двостепени хистерезисни одговор, при чему је развијен и валидиран нумерички прорачунски модел [173].



Слика 2-16 Модификован дисипатор енергије од плоча у облику троугла: а) апсорбер са два реда плоча; б) апсорбер са двостепеним одговором

Увођењем отвора у ребро челичног носача са широким фланшама развијен је дисипатор енергије са прорезима (Слика 2-17а) [174]. Експерименталним испитивањима при цикличном оптерећењу потврђено је стабилно хистерезисно понашање апсорбера уз могућност дисипације значајне количине енергије. Развијене су полуемпиријске аналитичке формуле за дефинисање еластичне крутости и силе течења дисипатора енергије са прорезима, неопходне за дефинисање еластичне-идеално пластичне зависности сила–померање [174], [175]. Варирањем величине и облика прореза може се пројектовати дисипатор енергије жељених перформанси за примену у различитим сеизмичким зонама [174], [176], [177], [178], [179], [180], [181], [182].

Дисипатор енергије са прорезима је иницијално развијен за примену на месту везе греда рамовске конструкције и спрегова за бочну стабилизацију. Експерименталном и нумеричком студијом је доказана ефикасност примене дисипатора енергије и на месту везе греде и стуба рамовске конструкције [183]. Пун капацитет пластичних деформација овог дисипатора енергије се може обезбедити у случају спреченог извијања дисипатора енергије, а због чега су предложена геометријска ограничења ребара између прореза [184]. Истраживања су усмерена и ка развоју нумеричких алгоритама за одређивање оптималног облика дисипатора енергије са прорезима са аспекта количине дисипиране енергије [185], [186]. Поред примене дисипатора енергије оптерећеног управно на правац ребара, у новије време је анализирана могућност примене апсорбера оптерећеног паралелно ребрима [187].

Формирањем параболичних прореза и комбиновањем три плоче, при чему средња плоча има ребра веће ширине, развијен је дисипатор енергије који може да се примењује и за слабе и за јаке земљотресе (Слика 2-17б) [188]. Услед различитих ширина ребара долази до пластификације плоча при различитом нивоу померања, односно оптерећења, што за последицу има двостепени одговор дисипатора енергије. На тај начин се обезбеђује могућност пројектовања дисипатора енергије ефикасног како при слабим, тако и при јаким земљотресима. На основу спроведене параметарске нумеричке анализе закључено је да дебљина ребара и величина прореза битно утичу на количину дисипиране енергије, док висина ребара нема значајан утицај. Предложена је мултилинеарна зависност силапомерање овог апсорбера, при чему су дефинисане крутости у различитим фазама одговора дисипатора енергије, као и силе на прелазу између појединих фаза [188].

У новије време је развијен дисипатор енергије од челичних плоча са шестоугаоним отворима назван саћасти дисипатор енергије. Овај апсорбер се, поред плоча са отворима, састоји и од доње и горње анкер плоче (Слика 2-17в) [189]. Варирањем броја челичних плоча може се пројектовати дисипатор енергије жељених перформанси. Облик дисипатора енергије је тако конципиран да се може примењивати у систему базне изолације, на месту везе греда и спрегова за бочну стабилизацију рамовских конструкција, као и на споју греда и стубова. Експерименталним испитивањем прототипова овог апсорбера потврђено је његово стабилно хистерезисно понашање. Такође, испитиван је утицај геометријских карактеристика апсорбера на његове перформансе, при чему је закључено да дебљина зида саћастог елемента и дебљина челичне плоче имају највећи утицај, а висина дисипатора енергије најмањи утицај на његове перформансе [189]. Спроведена је теоријска анализа понашања дисипатора енергије и развијен је аналитички израз за одређивање силе течења и померања у тренутку течења, па се посредно може одредити еластична крутост дисипатора енергије. За овај тип апсорбера није развијен аналитички израз за постеластичну крутост, већ је предложен емпиријски израз базиран на експерименталним и нумеричким резултатима [189].



Слика 2-17 Шематски приказ дисипатора енергије са прорезима: а) равни прорези; б) параболични прорези; в) саћасти апсорбер

Конструисан је дисипатор енергије који се састоји од низа параболично обликованих елемената назван чешаљ (Слика 2-18). Он се повезује са гредом и спреговима за бочну стабилизацију рамовске конструкције преко челичних плоча. Дисипација енергије се одвија на рачун пластичних деформација параболичних елемената, при чему је конструктивним детаљима веза спречена појава нежељених аксијалних сила [190]. Експерименталним и нумеричким истраживањима потврђено је стабилно хистерезисно понашање дисипатора енергије, као и његов повољан утицај на одзив конструкције при динамичком оптерећењу [190], [191], [192]. Изведене су аналитичке формуле за дефинисање еластичне крутости и силе течења појединачног параболичног елемента, при чему су поменуте величине за цео дисипатор енергије директно пропорционалне броју параболичних елемената дисипатора енергије [190].





Слика 2-18 Шематски приказ дисипатора енергије чешаљ Слика 2-19 Шематски приказ дисипатора енергије оптерећених у својој равни: а) кружни; б) елиптични

Истраживања у области дисипатора енергије оптерећених у својој равни усмерена су ка развијању кружних и елиптичних дисипатора енергије (Слика 2-19). Ови апсорбери су конципирани за примену у систему спрегова за бочну стабилизацију, при чему кружни делови дисипатора енергије смањују утицај концетрације напона. Опсежна експериментална испитивања прототипова дисипатора енергије и конструкција оптерећених на дејство земљотреса потврђују ефикасност примене ових дисипатора енергије у циљу побољшања одзива конструкције. На основу теорије еластичности изведен је аналитички израз за еластичну крутост кружног дисипатора енергије, међутим, због сложености геометрије није развијен модел за описивање идеализоване зависности сила–померање [193], [194].

Већина дисипатора енергије од челичних плоча је оптерећена у равни плоча. За разлику од њих, развијен је дисипатор енергије од унапред савијених челичних трака који се примењује у оквиру спрегова за бочну стабилизацију (Слика 2-20). Услед аксијалне силе у спрегу долази до савијања и извијања челичних плоча, што узрокује дисипацију енергије. Експерименталним испитивањем овог апсорбера закључено је да појединачни апсорбер има несиметрично хистерезисно понашање при цикличним оптерећењем, што није пожељно. Међутим, испитивањем два дисипатора енергије, позиционираних у серији, потврђено је њихово симетрично хистерезисно понашање. Експерименталним тестирањем модела челичне рамовске конструкције са пет етажа изложене дејству

реалних земљотреса доказано је да се применом овог дисипатора енергије значајно редукују убрзања маса конструкције, чиме је потврђена његова ефикасност [195].





Слика 2-20 Шематски приказ дисипатора енергије од унапред савијених челичних трака

Слика 2-21 Шематски приказ закривљеног дисипатора енергије

Дисипатори енергије су углавном развијани за примену на споју греде и спрегова за бочну стабилизацију или за примену на месту ослањања греде на стуб. За разлику од њих, предложен је закривљени апсорбер који је намењен за монтажу у зони везе стуба и греде (Слика 2-21). Овај апсорбер је погодан како за примену код нових објеката, тако и за санацију и побољшање сеизмичке отпорности постојећих објеката. Експерименталним и нумеричким испитивањима челичних рамовских конструкција при деловању цикличног оптерећења доказано је да апсорбер има стабилно хистерезисно понашање, при чему обезбеђује значајну дисипацију енергије [196], [197]. Новија истраживања у области овог апсорбера су усмерена ка одређивању његових оптималних геометријских карактеристика за постизање максималне дисипације енергије [198], [199]. Поред примене овог апсорбера у рамовским челичним конструкцијама од пуних профила, анализирана је и потврђена могућност његове примене у случају када је гредни носач решеткаст. Такође, адекватним пројектовањем веза у конструкцији могуће је постићи вишестепену апсорбцију енергије на рачун пластичних деформација и закривљеног апсорбера и полукрутих веза [200], [201]. Закљивљени челични дисипатор енергије се може ефикасно примењивати и у систему спрегова за бочну стабилизацију (тзв. А-спрегови) [202], [203].

Дисипатор енергије у облику слова "Е" развијен је да, заједно са гуменим лежиштем, обезбеди сеизмичку изолацију мостова (Слика 2-22). На основу резултата експерименталних истраживања прототипова овог дисипатора енергије, потврђено је његово стабилно и симетрично хистерезисно понашање. На основу резултата динамичких нумеричких анализа конструкција мостова, доказано је да примена овог апсорбера у комбинацији са гуменим лежиштима повољно утиче на одзив конструкције при дејству земљотреса [204], [205], [206]. Истраживања у области овог апсорбера су усмерена и ка развијању материјалног модела, заснованог на основама механике лома, а у циљу адекватније нумеричке анализе перформанси овог типа дисипатора енергије [207], [208].



Слика 2-22 Шематски приказ дисипатора енергије у облику слова "Е"

Посебну групу челичних хистерезисних дисипатора енергије чине смичући панели (Слика 2-23а, б), који се најчешће примењују на споју греда и спрегова за бочну стабилизацију рамовске конструкције или у систему сеизмичке изолације мостова. Експерименталним испитивањима прототипова ових дисипатора енергије при квазистатичком цикличном оптерећењу потврђено је њихово стабилно и симетрично хистерезисно понашање, при чему се карактеришу веома великом носивошћу и капацитетом дисипације енергије [209], [210], [211]. Међутим, резултати испитивања при динамичком оптерећењу указују на могућност појаве различитих облика лома дисипатора енергије [212]. Перформансе смичућих панелних дисипатора енергије зависе од интензитета нормалне силе којом су оптерећени. Панелни апсорбер има стабилно понашање када је величина нормалне силе мања од 60 % носивости смичућег панела, док у случају већег интензитета нормалне силе долази до нагле редукције количине дисипиране енергије [213]. Предмет истраживања у овој области је и развијање нумеричких модела за оцену перформанси ових типова апсорбера [214], као и оптимизација облика смичућег панела у циљу повећања његове отпорности на замор [215], [216], [217]. Поред примене стандардних равних челичних лимова, потврђена је и могућност примене профилисаних трапезних лимова у оквиру смичућих панелних дисипатора енергије [218].

Уместо конвенционалног ојачања смичућег панела челичним плочама анализирана је могућност примене кутијастих профила (Слика 2-23в). Експериметалним и нумеричким истраживањима је доказано стабилно хистерезисно понашање и овако конципираних смичућих панелних апсорбера. Применом кутијастих профила за ојачање смањује се број заварених спојева у односу на челични панел ојачан челичним плочама, чиме се смањује концентрација напона која доводи до прераног лома апсорбера [219].

Додавањем челичног ребра унутар кутијастог челичног профила развијен је тип смичућег панелног дисипатора енергије који се карактерише ниском ценом израде и једноставном заменом услед оштећења (Слика 2-23г). Опсежна експериментална испитивања доказују стабилно хистерезисно понашање, али и осетљивост апсорбера на избочавање ребра. Због тога су предложене граничне вредности односа дебљине и ширине ребра како би се спречила појава избочавања [220], [221]. Развијене су аналитичке формуле за одређивање еластичне крутости и границе течења, али није предложен прецизан модел за описивање идеализоване зависности сила–померање овог апсорбера [221]. Такође, потврђена је и могућност примене дисипатора енергије од кутијастог профила са перфорираним ребром (Слика 2-23д) [222].

Истраживања у овој области су усмерена и ка анализи могућности примене алуминијума као основног материјала за израду смичућих панелних дисипатора енергије. Експерименталним истраживањима је потврђена могућност ефикасне примене апсорбера од алуминијума, као и апсорбера од легуре цинка и алуминијума [223], [224], [225], [226]. Нумеричким анализама истраживан је утицај геометрије ребра смичућег панелног дисипатора енергије од алуминијума на његове перформансе, при чему су дате препоруке за пројектовање [227].

Комбиновањем смичућих панела и плоча у облику латиничног слова "Х" развијени су различити дисипатори енергије који апсорбују енергију и смицањем и савијањем, при чему се постиже знатно већа крутост и већа количина дисипиране енергије (Слика 2-23ђ). Поред експерименталних и нумеричких верификација перформанси оваквих дисипатора енергије предложени су и аналитички изрази за дефинисање зависности сила–померање [228], [229], [230].



Слика 2-23 Шематски приказ смичућег панелног дисипатора енергије: а) без ребара; б) са ребрима; в) са кутијастим профилима; г) кутијасти профил са ребром; д) кутијасти профил са перфорираним ребром; ђ) са плочама у облику латиничног слова "Х"; е) са спреченим избочавањем ребра

У циљу спречавања појаве избочавања смичућег панела развијен је дисипатор енергије са бочним граничним плочама (Слика 2-23е). Експерименталним и нумеричким испитивањем је утврђено да величина зазора између бочних плоча и смичућег панела мора

бити ограничена, као и да бочне граничне плоче морају бити адекватно димензионисане да спрече избочавање смичућег панела. Такође, изведена је полуемпиријска аналитичка формула за дефинисање граничне носивости овог типа апсорбера [231].

Истраживања у области дисипатора енергије са спреченим избочавањем су усмерена ка побољшању и оптимизацији целог склопа [232], [233]. Смичући панелни дисипатори енергије су предмет перманентног истраживања јер се променама у геометрији, облику и положају у конструкцији могу конструисати различити апсорбери побољшаних карактеристика, што резултира великим бројем публикација и иновација у овој области [234], [235], [236].

Применом челичног цевастог профила завареног на две челичне плоче развијен је једноструки цевасти дисипатор енергије (Слика 2-24а). Померања конструкције се преносе преко челичне плоче, при чему се смичућим деформацијама челичне цеви дисипира енергија. Екперименталним испитивањима је потврђено стабилно и симетрично хистерезисно понашање овог типа апсорбера. Нумеричком анализом су изведени закључци о утицају дужине, пречника и дебљине зида цевастог профила на крутост и носивост апсорбера. На основу нумеричких резултата предложени су апроксимативни емпиријски изрази за дефинисање идеализоване билинеарне зависности сила–померање дисипатора енергије [237]. Овај тип апсорбера је иницијално развијен за примену код мостова и нумеричким динамичким анализама је потврђена његова ефикасност [238]. Експериментално је испитивана и могућност примене челичног цевастог профила испуњеног бетоном. Испуна од бетона повећава крутост дисипатора енергије, али услед лома бетона при цикличном померању долази до деградације перформанси, па се овакав систем не може примењивати као дисипатор сеизмичке енергије [237].

У циљу повећања крутости и количине дисипиране енергије, развијен је двоструки цевасти дисипатор енергије паралелним постављањем два цеваста профила међусобно повезана завареним спојем (Слика 2-24б). Предложено је да се апсорбер примењује у рамовским конструкцијама у оквиру везе греде и стуба, греде и спрегова за бочну стабилизацију или у оквиру самих спрегова. Експерименталним и нумеричким испитивањима је утврђено да овако конципиран апсорбер дисипира више енергије од два једнострука цеваста дисипатора енергије. Уочено је да долази до ојачања апсорбера при већим померањима, што је последица појаве да се централни део дисипатора енергије, где су два цеваста профила заварена, понаша као затегнута дијагонала. То даје предност овом типу апсорбера, јер омогућава већу дисипацију енергије при деловању веома јаких земљотреса [239]. Новијим истраживањем је предложена оптимизација овог апсорбера у циљу редукције његове тежине и једноставније замене услед оштећења [240]. Даљи развој овог типа дисипатора енергије је био усмерен ка истраживању могућности додавања унутрашњих цевастих профила и испуњавањем међупростора материјалом од олова или цинка (Слика 2-24в). Оваквом концепцијом је постигнут вишестепени одговор апсорбера, јер се енергија дисипира пластичим деформацијама спољашњег и унутрашњег цевастог профила, пластичном деформацијом испуне и трењем између испуне и цевастих профила. Нумеричком параметарском анализом су предложене оптималне геометријске карактеристике са аспекта пречника, дужине и дебљине зида цевастих профила, а у циљу постизања максималне дисипације енергије [241].

Истраживања су обухватала и дисипатор енергије од вертикално оријентисаног цевастог профила (Слика 2-24г). Предност оваквог апсорбера се огледа у томе да може да дисипира енергију у свим хоризонталним правцима. Нумеричким анализама је потврђено да овај дисипатор енергије поседује стабилно хистерезисно понашање [242], као и да се ефикасно може применити за санацију и повећање сеизмичке отпорности мостова [243].



Слика 2-24 Шематски приказ цевастих дисипатора енергије: а) једноструки; б) двоструки; в) двоструки са испуном; г) вертикални; д) концентрични

Комбинацијом унутрашњег и спољашњег цевастог профила у систему спрега за бочну стабилизацију развијен је концентрични цевасти дисипатор енергије са вишестепеним одзивом (Слика 2-24д). Услед деловања слабих земљотреса пластификује се спољашњи, док се при деловању јаких земљотреса пластификује и унутрашњи цевасти профил. Експерименталним и нумеричким испитивањем потврђене су перформансе овог апсорбера и предложене су оптималне геометријске карактеристике у циљу постизања веће дисипације енергије [244], [245]. Директном динамичком анализом типичне челичне конструкције различите спратности потврђено је да се применом овог дисипатора енергије побољшава одзив конструкције при деловању земљотреса са аспекта редукције убрзања и померања маса таваница [246]. Савремени развој торзионих дисипатора енергије је усмерен ка испитивању примене кружног цевастог профила (Слика 2-25а). Дисипатор је конципиран за примену у вези зиданог зида и армиранобетонске греде. Услед хоризонталних померања долази до увијања цевастог профила, па се на рачун пластичних деформација дисипира енергија. Екперименталним испитивањима прототипова потврђно је стабилно и симетрично хистерезисно понашање оваквог торзионог апсорбера [247], [248].

На основу истих принципа конципирана су још два дисипатора енергије за примену у оквиру везе између спрегова за бочну стабилизацију и греда рамовске конструкције (Слика 2-256, в). Развијене су аналитичке формуле за одређивање идеализоване зависности сила–померање ових апсорбера и валидиране су на основу екперименталних испитивања [249], [250].



Слика 2-25 Шематски приказ торзионих дисипатора енергије: а) цевасти профил; б) цевасти профил за везу спрега и греде; в) цевасти профил са полугама; г) вишесмерни

Торзиони дисипатор енергије, чије су главне компоненте вертикални радијално симетрично распоређени цилиндри (Слика 2-25г), развијен је за примену код мостова или у систему базне изолације зграда. Транслаторна померања изоловане конструкције се преносе на вертикалне цилиндре преко шина и конзолних елемената изазивајући њихово увијање [251]. Предност овог дисипатора енергије се угледа у томе што поседује еквивалентне механичке карактеристике у хоризонталним правцима. Експерименталним испитивањем су потврђене перформансе дисипатора енергије и валидирана је аналитичка процедура за дефинисање његовог одзива [252], [253], [254]. Такође, експериментално је доказана и отпорност на замор свих компонената дисипатора енергије [255].

Примена спрегова је најефикаснији и најпопуларнији начин за постизање бочне стабилности конструкције, нарочито у случају челичних конструкција. Конвенционални спрегови могу бити пројектовани тако да дође до пластичних деформација приликом затезања, што би обезбедило дисипацију сеизмичке енергије. Међутим, у случају нормалних сила притиска најчешће не долази до течења материјала, јер при мањим оптерећењима наступа извијање. Да би се ово спречило развијени су спрегови са спреченим извијањем у циљу постизања дисипације сеизмичке енергије како при затезању тако и при притиску. Ови дисипатори енергије се састоје од језгра (спрег) и омотача који спречава извијање језгра. Да би се омогућила релативна деформација језгра неопходно је постојање зазора између језгра и омотача. Величину зазора треба ограничити како би се спречила појава локалне нестабилности језгра. Локално извијање се може спречити и применом материјала за испуну.

Почетак развоја спрегова са спреченим извијањем представља истраживање конвенционалног спрега са омотачем од квадратне челичне цеви и испуном од малтера (Слика 2-26а) [256]. Експерименталним и аналитичким истраживањима је потврђен повољан утицај овог типа апсорбера на одзив конструкције [257], [258]. Различити облици језгра и омотача су такође анализирани, при чему испуна може бити и од бетона (Слика 2-26а) [259], [260], [261], [262].

Примена испуне од бетона или малтера повећава тежину спрега, отежава извођење конструкције и замену спрега након оштећења, па су даља истраживања у овој области усмерена ка анализи спрегова са ограниченим извијањем у потпуности формираних од челичних елемената. Развијен је спрег који се састоји од четири угаоника, при чему се омотач формира од два угаоника (Слика 2-26б). Угаоници се не повезују заваривањем, јер је доказано да заваривање угаоника доводи до почетне имперфекције профила. Експерименталним испитивањем је потврђено стабилно хистерезисно понашање овог апсорбера. Услед крутости везе спрега са конструкцијом долази до појаве секундарних момената савијања, па је неопходно пројектовати крајеве спрега тако да остану у еластичној области понашања материјала [263]. Такође, експерименталним и нумеричким истраживањима је анализиран случај језгра од кружне цеви, при чему омотач може бити од квадратне или кружне цеви (Слика 2-26б). Зазор између језгра и омотача спречава преношење оптерећења на омотач [264], [265]. У циљу постизања веће дисипације енергије развијен је спрег са језгром и унутрашњим и спољашњим омотачем од кружних цевастих профила (Слика 2-26б) [266]. Потврђено је да унутрашњи и спољашњи омотач могу бити израђени од полимера армираних стакленим влакнима [267], при чему се значајно редукује тежина спрега, али се додатно компликује његово извођење.

Поред спрегова од квадратних, правоугаоних и кружних цевастих профила истраживана је могућност примене спрегова са попречним пресеком у облику латиничног слова "Н" (Слика 2-26в). Предложена су два типа спрегова, при чему је код првог типа

омотач [268], [269], а код другог типа језгро у облику латиничног слова "Н" [270], [271], [272], [273]. Експерименталним и нумеричким истраживањима је потврђено да апсорбери имају стабилно и симетрично хистерезисно понашање и предложени су аналитички изрази за дефинисање њихових механичких карактеристика.

Истраживања у области спрегова са спреченим извијањем су усмерена и ка спреговима са перфорираним језгром [274] и спреговима са перфорираним омотачем (Слика 2-26г) [275]. Услед аксијалне силе у спрегу долази до деформације смицањем и савијањем челичних трака између перфорација, чиме се дисипира енергија. Експерименталним истраживањима су доказане перформансе ових апсорбера. На основу експерименталних резултата су валидирани аналитички модели за анализу механичких карактеристика ових дисипатора енергије.

Конципирањем спрега са модуларним језгром омогућено је пројектовање спрега одговарајућих захтеваних перформанси (Слика 2-26д). Модуларно језгро садржи смичуће панеле чијим се деформисањем дисипира енергија, при чему се број модуларних језгара одређује на основу захтеваног нивоа апсорпције енергије услед пројектног сеизмичког дејства. Изведене су аналитичке формуле за пројектовање оваквог апсорбера и валидиране су у односу на експерименталне и нумеричке резултате [276].

Систем ограниченог извијања је поред примене код спрегова пронашао примену и код дисипатора енергије за мостове [277].



Слика 2-26 Спрег са спреченим извијањем као дисипатор енергије: а) са испуном; б) без испуне; в) у облику латиничног слова "Н"; г) са перфорираним језгром или омотачем; д) сегментни

Истраживања у области примене спрегова као дисипатора енергије су усмерена ка формирању дисипатора енергије са паралелно постављеним челичним носачима [278] или паралелно постављеним челичним плочама [279] (Слика 2-27а). Експерименталним, нумеричким и аналитичким истраживањима је потврђено да овакви спрегови поседују стабилно хистерезисно понашање, као и да се ефикасно могу применити за пројектовање сеизмички отпорних конструкција.

Дисипатори енергије од квадратних цевастих профила су унапређени посебним конструктивним обликовањем, при чему један цевасти профил садржи челичне плоче са прорезима које савијањем дисипирају енергију услед релативног померања другог цевастог профила (Слика 2-276) [280]. Додатно унапређење оваквог концепта је постигнуто посебним конструктивним детаљем везе и увођењем зазора између цевастих профила, чиме је побољшана отпорност апсорбера на замор услед дејства ветра (Слика 2-276). Такође, овај тип апсорбера се карактерише вишестепеним одговором, што обезбеђује адекватан ниво дисипације енергије при слабим и јаким земљотресима [281]. Развијен је аналитички модел за дефинисање зависности сила–померање овог дисипатора енергије, а његово хистерезисно понашање је потврђено експерименталним истраживањима [282].

Уместо челичне плоче са прорезима могућа је примена челичних трака као дисипативног елемента спрега (Слика 2-27в). Услед аксијалне силе у спрегу долази до савијања челичних трака, па се кроз њихове пластичне деформације дисипира енергија. Предност овог апсорбера се огледа у једноставној замени челичних трака након оштећења [283]. Такође, као дисипативни елемент могу се применити завртњеви (Слика 2-27в) [284], [285], [286]. Експерименталним и нумеричким истраживањима потврђено је стабилно и симетрично хистерезисно понашање и развијени су аналитички модели за пројектовање оваквих дисипатора енергије.

Савремена истраживања у области спрегова као дисипатора енергије су усмерена ка развијању клипних апсорбера. Они се састоје од паралелно постављених кружних челичних плоча повезаних унутрашњим и спољашњим цевастим профилом (Слика 2-27г). Аксијална сила у спрегу изазива савијање плоча и дисипацију сеизмичке енергије. Експерименталним и нумеричким истраживањима је потврђено да апсорбер поседује вишестепени одговор при деловању цикличног оптерећења [287], [288].



Слика 2-27 Спрег као дисипатор енергије: а) са челичним профилима или плочама; б) квадратни цевасти профили са челичним плочама са прорезима; в) квадратни цевасти профили са челичним тракама, односно завртњевима; г) клипни

Дисипатори енергије од челичних шипки засновани на механизму деформације греде су развијани у новије време. Комбиновањем више челичних шипки позиционираних у хоризонталном правцу паралелно једна другој, круто везаних на крајевима и
оптерећених у половини распона, формиран је дисипатор енергије за примену код мостова (Слика 2-28а). Вертикално померање конструкције моста се не преноси на дисипатор енергије, па он омогућава дисипирање енергије само услед хоризонталне компоненте земљотреса. Перформансе апсорбера су анализиране експериментално и нумерички, при чему је доказано његово стабилно хистерезисно понашање као последица формирања пластичних зглобова на крајевима и у половини распона челичних шипки. Такође, предложен је и аналитички поступак за дефинисање идеализоване зависности сила– померање овог типа апсорбера [289], [290].

За повећање сеизмичке отпорности објеката предложен је дисипатор енергије који се састоји од вертикално, међусобно паралелно, постављених челичних шипки између две челичне плоче (Слика 2-286). Овај апсорбер се може применити на месту веза греда и спрегова за бочну стабилизацију рамовске конструкције, као и на месту веза греда са стубовима. Дисипација енергије се остварује на рачун пластичних деформација услед смицања и савијања челичних шипки. Овај апсорбер се карактерише једноставном и релативно јефтином израдом. Експерименталним испитивањем је доказано да поседује значајан капацитет дисипације енергије и да не долази до нестабилности или лома челичних шипки при великом броју циклуса оптерећења. Развијени аналитички модел за описивање механичких карактеристика овог типа апсорбера је валидиран у односу на експерименталне резултате [291], [292].



Слика 2-28 Шематски приказ дисипатора енергије од челичних шипки: а) хоризонталне шипке за примену код мостова; б) вертикалне шипке за примену на објектима

Метални хистерезисни апсорбери представљају веома популарно поље научног истраживања. Перманентно се развијају нови дисипатори енергије различитих геометријских карактеристика [293], [294], [295], [296], а са циљем рационализације израде, монтаже и одржавања, као и са циљем постизања што бољих перформанси апсорбера. Због тога је публикован веома велики број научних радова у овој области. Поред челичних дисипатора енергије развијају се и хистерезисни апсорбери од бакра и олова, а примењују се и легуре које памте облик [135], [297]. Међутим, предност имају челични апсорбери јер су релативно јефтини за израду, једноставни за монтажу и замену након оштећења и карактеришу се стабилним хистерезисним понашањем. Конститутивне релације за описивање физичко-механичких карактеристика челичног материјала су добро познате, што омогућава релативно једноставну примену ових дисипатора енергије у инжењерској пракси. О томе сведочи значајан број нових објеката, као и веома велики број санираних објеката, код којих су примењени челични дисипатори енергије [20], [21], [261], [298], [299].

Апсорбери трењем обезбеђују дисипацију енергије трењем два чврста тела приликом померања. Карактеришу се могућношћу расипања изузетно велике количине енергије. Дисипатор енергије је неактиван док је хоризонтална сила мања од силе трења, а након проклизавања чврстих тела сила у дисипатору је константна. Због тога се идеализовани хистерезисни одговор ових апсорбера описује идеализованим Куломовим (*Coulomb*) моделом трења. Овим моделом се подразумева да је коефицијент трења између чврстих тела константан у току времена, што није оправдано у појединим случајевима. Померања конструкције су у великој мери спречена све док се не савлада сила трења дисипатора енергије, па примена ових апсорбера повећава почетну крутост конструкције. У случају да не постоји механизам повратне силе за центрирање дисипатора енергије постојаће трајна (заостала) померања конструкције након деловања земљотреса [15], [20], [300]. Развој апсорбера трењем, њихове карактристике, предности и недостаци, начин примене у конструкцији и модели анализе конструкција са овим дисипаторима енергије систематизовани су у прегледном научном раду [301].

Истраживања у области хистерезисних дисипатора енергије су такође усмерена и ка развијању дисипатора енергије који комбинују металне апсорбере и апсорбере трењем [302], [303].

Вискоеластични дисипатори енергије

Вискоеластични уређаји су дисипатори енергије чији одзив зависи од релативног померања, релативне брзине или фреквенције кретања. Сила пригушења код ових дисипатора енергије је пропорционална брзини, што представља вискозну карактеристику. Ова класа уређаја се састоји од вискоеластичних чврстих и вискоеластичних флуидних апсорбера. Вискоеластични чврсти апсорбери се израђују од слојева акрилних полимера. Услед смичуће деформације вискоеластични материјали имају комбиноване карактеристике еластичних чврстих материјала и вискозне течности, генеришући силу пригушења. Због тога се понашање ових апсорбера описује Келвиновим (*Kelvin*) моделом вискоеластичности, при чему је сила у апсорберу пропорционална крутости, коефицијенту пригушења, померањима и брзини кретања делова апсорбера. На крају сваког циклуса деформације ови апсорбери се враћају у првобитни положај и расипају одређену количину сеизмичке енергије претварајући је у топлоту. У конструкцијама се најчешће примењују у систему спрегова за бочну стабилизацију [15], [20]. Вискоеластични флуидни апсорбери садрже флуид, при чему се услед кретања делова апсорбера кроз флуид развија трење и дисипира енергија. Ови апсорбери су релативно неосетљиви на температурне промене. Сила у апсроберу зависи од коефицијента вискозног пригушења и брзине кретања, при чему зависност може бити линеарна или нелинеарна [15], [20], [136]. Детаљнији преглед истраживања у области вискоеластичних дисипатора енергије приказан је у прегледним научним радовима [304], [305].

Дисипатори енергије са капацитетом поновног центрирања

Уређаји са капацитетом поновног центрирања се карактеришу тиме што немају заостала померања након деловања земљотреса. Карактеристични примери ових апсорбера су флуидни апсорбер под притиском и апсорбери трењем са преднапрегнутом опругом. Генерално, код ових апсорбера се енергија дисипира вискоеластичним флуидом и трењем, док флуид под притиском и преднапрегнута опруга обезбеђују силу за поновно центрирање уређаја [15], [21].

Апсорбери фазне трансформације

У новије време истраживања су усмерена и ка примени легура које памте облик. Ове легуре се карактеришу променом фазе кристалне решетке из аустенитне у мартензитну фазу и обрнуто. Због тога се ови дисипатори енергије сврставају у посебну категорију. Међутим, бројна истраживања су усмерена ка анализи хистерезисних дисипатора енергије у комбинацији са елементима од легура које памте облик. Улога елемената од ових легура је да обезбеде поновно центрирање дисипатора енергије, па се овакви уређаји могу класификовати и као уређаји са капацитетом поновног центрирања. Као веома актуелна област истраживања резултира великим бројем публикација, а систематизација тих истраживања је приказана у прегледним научним радовима [135], [306], [307].

Динамички апсорбери вибрација

Динамички апсорбери вибрација се примењују да би се смањио захтевани ниво дисипације енергије конструкције тако што се енергија вибрација преноси са конструкције на апсорбер. Два основна типа су апсорбери са усклађеном масом и апсорбери са усклађеним кретањем течности. Правилним одабиром масе и крутости апсорбера са усклађеном масом, тако да је фреквенција апсорбера приближно једнака фреквенцији динамичког оптерећења, кинетичка енергија се са конструкције преноси на апсорбер, при чему се редукују померања и напрезања у конструкцији. Апсорбер са усклађеним кретањем течности представља елемент делимично испуњен течношћу који се најчешће поставља при врху конструкције. При изразито великој амплитуди померања конструкције може доћи до појаве валова у апсорберу, што у комбинацији са вискозним карактеристикама течности обезбеђује дисипацију енергије. Динамички апсорбери вибрација се најчешће примењују у циљу редуковања утицаја ветра на конструкцију. Примена ових дисипатора енергије за сеизмичку заштиту конструкција је ограничена јер се услед пластификације конструкције мењају њене динамичке карактеристике. Такође, земљотрес као динамичка побуда може имати различите фреквенције, па није могуће пројектовати дисипатор енергије чије ће карактеристике одговарати тако широком опсегу фреквенција побуђујуће силе [15], [21]. Истраживања о апсорберима са усклађеном масом су систематизована у прегледним научним радовима [308], [309], а о апсорберима са усклађеним кретањем течности у радовима [310], [311].

Завршна дискусија

Предмет истраживања у дисертацији је из области металних пасивних дисипатора енергије. Због тога је у овом поглављу детаљно приказано стање у науци у области металних хистерезисних дисипатора енергије. На основу приказаних карактеристика, предности и недостатака постојећих дисипатора енергије у наредном поглављу ће бити позициониран предложени иновативни челични дисипатор сеизмичке енергије у оквиру постојећег научног сазнања и биће указано на његове предности у односу на до сада развијене уређаје. Такође, у овом поглављу су детаљно описани и уређаји за сеизмичку базну изолацију објеката јер се дисипатори енергије примењују у комбинацији са овим уређајима.

2.2 Преглед стандарда за пројектовање објеката са базном изолацијом

Примена базне изолације за повећање сеизмичке отпорности зграда, односно за редукцију нееластичног одговора конструкције за прихватање бочних сила, у свакодневној инжењерској пракси заснована је на примени одредаба дефинисаних одговарајућим стандардима. У овом поглављу ће бити приказане основне одредбе европских и америчких стандарда за пројектовање сеизмички изолованих објеката.

2.2.1 Европски стандард за пројектовање сеизмички изолованих објеката

Критеријуми за пројектовање објеката у сеизмичким подручјима у већини европских земаља, као и у нашој земљи, дефинисани су стандардом Еврокод 8 [312]. Стандардом су обухваћене одредбе за дефинисање сеизмичког дејства и правила за пројектовање конструкција, као и одредбе које се односе на пројектовање конструкција са базном изолацијом.

Сеизмичко дејство на конструкције зависи од сеизмичког хазарда. Описује се преко вредности референтног максималног убрзања тла које одговара референтном повратном периоду од 475 година. Земљотресно кретање на површини тла се приказује преко еластичног спектра одговора убрзања тла како за хоризонтални правац, тако и за вертикални правац. Дефинисана су два типа спектра, при чему се први тип примењује у случају да земљотреси који највише доприносе сеизмичком хазарду на посматраној локацији имају магнитуду већу од 5,5, а у супротном се примењује други тип спектра. Еластични спектри одговора убрзања тла зависе и од карактеристика тла. Капацитет конструкције да дисипира енергију, превасходно дуктилним понашањем њених елемената, обухвата се фактором понашања конструкције. Фактором понашања се еластични спектар одговора убрзања тла редукује и формира се пројектни спектар одговора убрзања тла редукује и формира се пројектни спектар одговора убрзања тла сејство зависи и од значаја конструкције, при чему се објекти класификују у четири класе према значају. Да би се обухватио утицај нееластичних деформација прорачунска померања конструкције срачуната еластичном анализом се увећавају фактором понашања конструкције.

Одредбе које дефинишу пројектовање објеката са базном изолацијом се односе само на случај када су сви уређаји за базну изолацију (сеизмички изолатори и дисипатори сеизмичке енергије) постављени у једној хоризонталној равни. Уређаји за базну изолацију треба да се позиционирају тако да се њихов ефективни центар крутости и центар пригушења налазе што је могуће ближе пројекцији центра масе конструкције на раван базне изолације. Такође, уређаје за сеизмичку изолацију треба пројектовати тако да је нормални напон притиска у њима услед сталног оптерећења уједначен. Стандардом се захтева повећан ниво поузданости сеизмичких изолатора. Због тога се приликом прорачуна носивости сеизмичких изолатора примењује фактор увећања од 1,20 којим се увећавају прорачунски утицаји услед сеизмичког дејства. Сеизмички изолатори се пројектују тако да им је капацитет померања већи од прорачунског померања услед сеизмичког дејства увећаног фактором увећања. Потребно је обезбедити простор између потконструкције и изоловане конструкције како би се обезбедила могућност контроле, одржавања и замене уређаја током експлоатационог века конструкције. При прорачуну сеизмичког дејства на конструкције са базном изолацијом треба усвојити фактор понашања једнак јединици, односно сеизмичко дејство треба одредити за еластичан спектар одговора убрзања тла. Одредбама стандарда је дозвољено димензионисати изоловану конструкцију на пројектно сеизмичко дејство, при чему се може усвојити фактор понашања максимално 1,5. Конструкције зграда највеће класе значаја се рачунају са спектрима одговора специфичним за посматрану локацију укључујући и ефекте блиских земљотреса. Ефекти блиских земљотреса се узимају у обзир ако се зграда налази на удаљености мањој од 15 km од активног раседа и ако су очекиване магнитуде земљотреса не мање од 6,5. Овако дефинисан спектар одговора не би требало да буде мањи од стандардног спектра одговора дефинисаног стандардом. Компоненте сеизмичких дејстава код зграда се комбинују узимајући у обзир пуну вредност компоненте доминантног правца и 30 % вредности осталих компонената сеизмичког дејства.

Конструкције са базном изолацијом се рачунају на истовремено деловање хоризонталне и вертикалне компоненте сеизмичког дејства. Систем за изолацију се може моделирати еквивалентним линеарним вискоеластичним моделом ако се примењују еластомерна лежишта или изолатори са билинеарним хистерезисним понашањем и ако су задовољени следећи услови:

- ефективна крутост система изолације (збир секантних крутости појединачних сеизмичких изолатора при пројектном померању) није мања од ефективне крутости при померању од 20 % пројектног померања,
- ефективно пригушење система изолације није веће од 30 %,
- зависност сила–померање система изолације не варира више од 10 % услед брзине наношења оптерећења или због вертикалног оптерећења,
- реституциона сила у систему изолације при пројектном померању је већа од реституционе силе при половини пројектног померања за најмање 2,5 % укупног гравитационог оптерећења изоловане конструкције.

У случају да претходни услови нису задовољени, уређаји за базну изолацију се моделирају нелинеарним материјалним моделима.

Сеизмичка анализа конструкције са базном изолацијом може да се спроведе поједностављеном линеарном анализом, поједностављеном модалном анализом или директном динамичком анализом у временском домену.

Поједностављена линеарна анализа се може применити ако се систем за изолацију може моделирати еквивалентним линеарним вискоеластичним моделом и ако су задовољени следећи услови:

- растојање објекта до најближег активног раседа са очекиваним земљотресима магнитуде веће од 6,5 је веће од 15 km,
- највећа димензија изоловане конструкције у основи није већа од 50 m,
- изолована конструкција је довољно крута, па су ефекти диференцијалног померања тла минимални,
- ефективни период осциловања изоловане конструкције је већи од троструке вредности периода осциловања конструкције у случају крутог фундирања и мање од 3 s,
- изолована конструкција је регуларна и симетрична у односу на две главне осе конструкције,
- обртања услед љуљања потконструкције су занемарљива,
- вертикална крутост система базне изолације није мања од ефективне хоризонталне крутости увећане сто педесет пута,
- основни период осциловања у вертикалном правцу није већи од 0,1 s.

Поједностављена модална линеарна анализа се примењује у случају да се систем базне изолације може моделирати еквивалентним линеарним вискоеластичним моделом, али нису задовољени услови за примену поједностављене линеарне анализе. При томе се мора обухватити утицај свих сопствених облика осциловања са ефективним модалним масама већим од 5 %, а збир ефективних модалних маса је најмање 90 % укупне масе конструкције. У случају да овај услов није могуће задовољити, минималан број тонова које треба обухватити анализом се дефинише на основу броја етажа анализиране конструкције, при чему се морају обухватити сви тонови са основним периодом осциловања већим од 0,2 s.

Директна динамичка анализа у временском домену се примењује у случајевима да се систем базне изолације не може моделирати еквивалентним линеарним вискоеластичним моделом. При томе се примењују прорачунски модели система базне изолације и конструкције који адекватно описују њихово реално понашање. Анализа се спроводи за најмање три записа померања тла при земљотресу. Могу се користити забележени записи догођених земљотреса или вештачки записи. Када се примењују забележени записи, они се скалирају тако да максимална вредност убрзања одговара производу пројектног убрзања тла и фактора тла за анализирану локацију. Вештачки записи би требало да се дефинишу тако да им осредњена вредност убрзања у спектру одговора, за нулту вредност периода осциловања, није мања од производа пројектног убрзања тла и фактора тла за анализирану локацију. Такође, у интервалу од 20 % до 200 % основног периода осциловања конструкције у анализираном правцу осредњена вредност еластичних спектара са 5 % пригушења, израчуната из свих историја убрзања вештачких акцелерограма, није мања од 90 % одговарајуће вредности еластичног спектра дефинисаног стандардом. Када се примењују три записа земљотреса релевантни утицаји у сеизмичкој анализи конструкција су максимални утицаји анализираних записа. У случају да се примењују седам или више записа релевантни утицаји се добијају као осредњени утицаји анализираних записа.

Граничне вредности карактеристика система за изолацију се примењују у сеизмичкој анализи конструкција. Убрзања маса конструкције, као и инерцијалне силе, требало би да буду одређене узимајући у обзир максималну вредност крутости и минималну вредност коефицијента пригушења. Померања конструкције би требало одредити узимајући минималне вредности крутости и пригушења. Релативна међуспратна померања су ограничена као и код конвенционалних објеката и то на 0,50 % за зграде са крутим неносећим елементима, 0,75% за зграде са дуктилним неносећим елементима и 1,00 % за зграде са неносећим елементима који не ометају деформацију конструкције. У сеизмичкој анализи је потребно обухватити случајне торзионе ефекте услед случајне ексцентричности између центра крутости и центра маса.

Уређаји за базну изолацију морају бити произведени применом материјала одговарајућих карактеристика, испитани при квазистатичком и динамичком оптерећењу, уграђени и одржавани у складу са одговарајућим стандардом [313].

2.2.2 Амерички стандард за пројектовање сеизмички изолованих објеката

Пројектовање конструкција у сеизмички активним подручјима у Сједињеним Америчким Државама дефинисано је стандардом ASCE/SEI 7-16 [314], [315] [316]. Стандардом су дефинисани сеизмичко дејство и модели за сеизмичку анализу како конвенционално фундираних објеката, тако и објеката са базном изолацијом. Пројектовање конструкција од различитих материјала је у складу са посебним стандардима, док се овим стандардом дефинишу одређене корекције посебних стандарда.

Сеизмичко дејство се описује преко спектра одговора убрзања тла максимално разматраног земљотреса. Овај спектар представља производ параметра убрзања тла и фактора који зависи од категорије тла на одређеној локацији. Параметри убрзања тла на одређеној локацији су дефинисани са циљним ризиком од рушења конструкције од 1 % у периоду од 50 година. Пројектни спектар одговора убрзања тла се дефинише као две трећине спектра одговора максимално разматраног земљотреса. Стандардом је предвиђено да се изолована конструкција димензионише на сеизмичко дејство срачунато применом пројектног спектра одговора убрзања тла, а уређаји за сеизмичку изолацију применом спектра одговора убрзања тла максимално разматраног земљотреса. Објекти се класификују у четири категорије ризика. За сваку категорију је дефинисан фактор значаја којим се увећава интензитет сеизмичког дејства. У случају сеизмички изолованих конструкција тај фактор је једнак јединици без обзира на категорију ризика којој објекат припада. Дуктилност конструкције се обухвата фактором корекције одговора, при чему се овим фактором редукују прорачунске сеизмичке силе. С друге стране, да би се узеле у обзир нелинеарне деформације конструкције уведен је фактор увећања померања којим се мултипликују прорачунска померања срачуната применом еластичног модела.

Номиналне карактеристике уређаја за сеизмичку изолацију се дефинишу на основу експерименталног испитивања. Утицаје у конструкцији би требало одредити узимајући најниже и највише граничне вредности карактеристика сеизмичких изолатора и дисипатора енергије. Ове границе се одређују кориговањем номиналних карактеристика. Коефицијенти корекције за одређивање граничних вредности карактеристика сеизмичких изолатора и дисипатора енергије су дефинисани стандардом и требало би да обухвате утицај непоузданости ових уређаја. Уређаји за сеизмичку изолацију се пројектују тако да им је капацитет померања већи од прорачунског померања изоловане конструкције узимајући у обзир и ефекте случајне ексцентричности.

Стандардом су предвиђене метода еквивалентних бочних сила, модална анализа и директна динамичка анализа у временском домену за сеизмичку анализу изолованих конструкција.

Метода еквивалентних бочних сила се може применити у случају да је:

- конструкција фундирана у добро носивом тлу према дефинисаним категоријама,
- основни период осциловања изоловане конструкције рачунајући са ефективном крутошћу сеизмичких изолатора при прорачунском померању није већи од 5 s,
- конструкција има максимално четири етаже и није виша од 19,8 m,
- коефицијент релативног пригушења система изолације при прорачунском померању није веће од 30 % критичног пригушења,
- изолована конструкција је регуларна,
- основни период осциловања изоловане конструкције рачунајући са ефективном крутошћу сеизмичких изолатора при пројектном померању је већи од троструке вредности основног периода осциловања у случају да је конструкција круто фундирана,
- ефективна крутост изолационог система при пројектном померању је већа од једне трећине ефективне крутости при померању које одговара 20 % пројектног померања,

- реституциона сила изолационог система при пројектном померању за најмање
 2,5 % тежине објекта већа од повратне силе при 50 % пројектног померања,
- капацитет померања изолационог система већи од прорачунског померања изоловане конструкције узимајући у обзир и ефекте случајне ексцентричности.

У случајевима када последња четири услова за примену методе еквивалентних бочних сила нису задовољена, примењује се модална анализа. При томе се мора обухватити утицај довољног броја сопствених облика осциловања како би збир ефективних модалних маса био најмање 90 % укупне масе конструкције.

Када услови за примену методе еквивалентних бочних сила и модалне анализе нису задовољени, примењује се директна динамичка анализа у временском домену. У овој анализи се могу користити записи убрзања тла догођених земљотреса или вештачки акцелерограми. Записи се скалирају тако да им спектар одзива убрзања при пригушењу од 5 % критичног пригушења, у интервалу од 75 % до 125 % периода осциловања изоловане конструкције, није мањи од спектра максимално разматраног земљотреса дефинисаног стандардом. Анализа се спроводи за најмање седам записа хоризонталних убрзања тла у два ортогонална правца, при чему се као релевантни утицаји узимају средње вредности утицаја из добијених анализа.

Прорачун померања, узимајући у обзир и ефекте случајне ексцентричности, се спроводи за пуну величину сеизмичког дејства у доминантном правцу и 30 % величине сеизмичког дејства у ортогоналном правцу. Ово померање се рачуна као векторски збир померања у два ортогонална правца.

Релативна међуспратна померања изоловане конструкције се ограничавају на 1,5 %. У случају да се спроводи нелинеарна директна динамичка анализа, релативна међуспратна померања изоловане конструкције се ограничавају на 2 %.

Када се уређаји за дисипацију енергије не примењују у нивоу базне изолације, амерички стандард предвиђа посебне процедуре прорачуна и пројектовања таквих конструкција. За сеизмичку анализу оваквих конструкција могу се применити исте методе и анализе као у случају да су сви уређаји за сеизмичку изолацију у једном нивоу, али се разликују услови и ограничења за њихову примену. Због тога ће у наставку бити приказане само ове разлике.

У случају да се уређаји за дисипацију енергије не примењују у нивоу базне изолације, метода еквивалентних бочних сила се може применити ако су задовољени следећи услови:

 у правцу анализираног сеизмичког дејства у нивоу сваке таванице постоје бар два уређаја за дисипацију енергије који су отпорни на торзиона дејства,

- релативно пригушење је мање од 35 % критичног пригушења,
- параметар убрзања тла на локацији је мањи од 0,60g,
- изолована конструкција је регуларна у основи и по висини,
- међуспратне конструкције су пројектоване као круте дијафрагме у својој равни,
- висина изоловане конструкције није већа од 30 m.

Модална анализа се примењује када нису задовољена последња три услова за примену методе еквивалентних бочних сила. У модалној анализи се усваја ефективна крутост дисипатора енергије при пројектном померању.

Нелинеарна директна динамичка анализа се спроводи у осталим случајевима, при чему се конструкција и дисипатори енергије моделирају са реалним нелинеарним хистерезисним карактеристикама. У овој анализи се не препоручује усвајање модалног пригушења конструкције веће од 3 % критичног пригушења.

Стандард предвиђа испитивање најмање два прототипа уређаја за сеизмичку изолацију и дисипацију енергије, при чему су дефинисани захтеви за динамичко оптерећење. Стандард поред контроле квалитета производње уређаја за дисипацију енергије прописује и периодично испитивање уређаја како би се потврдило поуздано функционисање уређаја у експлоатационом веку конструкције.

2.2.3 Завршна дискусија

Дефинисање сеизмичког дејства, као и сеизмичке анализе конструкција са базном изолацијом, су генерално еквивалентни у приказаном европском и америчком стандарду. Постоје разлике у дефинисању спектра одзива убрзања тла и условима и ограничењима за примену одређених анализа за добијање одговора конструкције при дејству земљотреса. Недостатак европског стандарда се огледа у томе да се одредбе односе само на конструкције са базном изолацијом, при чему се сви уређаји за сеизмичку изолацију налазе на истом нивоу.

Перманентна истраживања у области система за пасивну контролу вибрација објеката доводе до потребе константног ажурирања стандарда за пројектовање како би се дефинисале јасне и једноставне одредбе за примену ових система у свакодневној инжењерској пракси.

3 Иновативни челични дисипатор сеизмичке енергије

Иновативни дисипатор сеизмичке енергије је тако конципиран да се примењује за базну сеизмичку изолацију зграда у комбинацији са сеизмичким изолаторима (на пример еластомерна лежишта или клизна клатна). Уређаји се уграђују у сеизмичку дилатациону разделницу у нивоу темеља или изнад крутог подрума, као и у случају других система базне изолације конструкција (Слика 3-1). За адекватно функционисање уређаја за базну изолацију зграда неопходно је пројектовати круту темељну конструкцију која не би имала значајна померања или ротације током земљотреса. Ако би дошло до великих ротација темеља, постојала би могућност дислокације компонената дисипатора енергије, што би имало нежељени утицај на његову функционалност. Да би се спречило прекомерно померање изоловане конструкције, њено потенцијално љуљање или појава нежељених торзионих деформација, неопходно је користити уређаје за контролу померања (Слика 3-1). На тај начин се осигурава да се дисипатор енергије налази у пројектованом положају и да пружа очекивано функционисање током земљотреса.



Изолована конструкција Уређај за контролу померања Сеизмичка дилатациона разделница Сеизмички изолатор Дисипатор енергије Темељ (потконструкција)

Слика 3-1 Одговарајућа уградња система за пасивну сеизмичку изолацију зграда

Иновативни челични дисипатор сеизмичке енергије (Слика 3-2) састоји се од вертикалних компонената (трнова) (8) и (9), које представљају његов главни део. Трнови се монтирају у доњу плочу (13) и обезбеђују се ротационим фиксаторима (11) од одвртања. Ротациони фиксатори се причвршћују за доњу плочу базним фиксаторима (10). Трнови имају кружни попречни пресек променљив по висини и распоређени су радијално симетрично у две концентричне кружнице (унутрашњи (8) и спољашњи (9) прстен трнова). Преко доње плоче се дисипатор енергије фиксира у темељ конструкције помоћу анкера (12). При врху трнова се налази активна плоча (6), која је у свом централном делу, преко цевастог ослонца, повезана са централним металним крутим телом (3). Веза се остварује помоћу фиксатора (7). Централно метално круто тело је на горњој страни фиксирано за горњу плочу (2). Горња плоча се анкерише (1) у изоловану конструкцију. Између активне плоче и трнова постоје зазори (мањи зазори између активне плоче и трнова унутрашњег прстена (4) и већи зазори између активне плоче и трнова спољашњег прстена (5)).

Током земљотреса изолована конструкција вибрира у хоризонталном правцу при чему долази до померања горње плоче, а преко централног крутог тела и цевасте компоненте и до померања активне плоче. У случају када су померања активне плоче већа од величине зазора између активне плоче и трнова ствара се контакт са трновима дисипатора енергије. Током контакта, трнови се савијају улазећи у нееластични опсег понашања материјала од ког су израђени. Нееластичном деформацијом трнова апсорбује се сеизмичка енергија. Различите величине зазора између активне плоче и трнова унутрашњег прстена и између активне плоче и трнова спољашњег прстена би требало да омогуће промену крутости дисипатора енергије током слабих и јаких земљотреса. Током слабих земљотреса, када је померање изоловане конструкције мање од размака између активне плоче и трнова унутрашњег прстена, уређај за расипање енергије је неактиван. У случају умерених земљотреса, трнови унутрашњег прстена се активирају и савијањем обезбеђују одговарајући ниво расипања енергије. Коначно, током најјачих земљотреса сви трнови дисипатора енергије се активирају и трпе нееластичне деформације пружајући потпуну дисипацију сеизмичке енергије. На основу тога, иновативни челични дисипатор сеизмичке енергије би требало да има вишестепени потенцијал апсорпције енергије. Ово је једна од хипотеза и циљ је да се истраживањима у дисертацији потврди, чиме би се доказала прва предност овог дисипатора енергије у поређењу са осталим до сада развијеним металним хистерезисним дисипаторима који се могу применити у систему базне изолације објеката (Поглавље 2.1.2).

Друга хипотеза је да дисипатор енергије поседује еквивалентне физичке и механичке карактеристике у свим хоризонталним правцима. Ова хипотеза је постављена због радијално симетричног распореда трнова дисипатора енергије. Потврђивањем ове хипотезе би се показала друга веома важна предност иновативног челичног дисипатора сеизмичке енергије, с обзиром да није могуће предвидети смер земљотреса.

У анализи перформанси дисипатора енергије ће бити варирани параметри геометрије трнова и квалитета челичног материјала од ког су израђени, са циљем да се дефинише њихов допринос перформансама. Правилним одабиром пречника кружног попречног пресека трнова и челичног материјала у фази пројектовања дисипатора енергије је могуће дизајнирати дисипатор енергије жељених механичких карактеристика адекватних за сеизмичку заштиту објеката у различитим сеизмичким зонама. То представља трећу предност овог уређаја у односу на доступне сличне уређаје.

Компоненте иновативног челичног дисипатора сеизмичке енергије би требало да буду израђене од челика који поседује задовољавајућу дуктилност, жилавост, као и отпорност на замор, односно да не доживи лом при великом броју понављања цикличног оптерећења.



Слика 3-2 Геометрија и компоненте иновативног челичног дисипатора сеизмичке енергије

Полазна основа доказивања да уређај може да дисипира енергију је експериментално испитивање трнова на циклично оптерећење са растућом амплитудом. У наредном поглављу су детаљно приказани ток и резултати експерименталног испитивања трнова различитих попречних пресека.

4 Експериментално испитивање прототипова вертикалних компонената иновативног дисипатора енергије

4.1 Геометрија вертикалних компонената дисипатора енергије

Вертикалне компоненте (трнови) дисипатора енергије имају облик конуса. Формиране су четири групе прототипова трнова које се разликују према пречнику попречног пресека базе трна (d_b). У оквиру сваке групе дефинисане су две алтернативне варијанте конуса, при чему је разлика у пречнику попречног пресека врха конуса (d_v). Оваквом варијацијом геометријских карактеристика добијено је осам различитих прототипова трнова. Сваки прототип има одговарајућу ознаку, при чему је прва ознака скраћеница вертикалне компоненте дисипатора енергије (ВК), друга ознака се односи на групу ($\Gamma_{\rm 0}$ број), а трећа ознака дефинише варијанту конуса у оквиру групе ($K_{\rm 0}$ број) (Табела 4-1).

	Пречник базе	Пречник врха
Ознака прототипа	(d_b) [mm]	$(d_v) [mm]$
ВК-Г1-К1	32,0	25,6
ВК-Г1-К2	32,0	19,2
ВК-Г2-К1	28,0	22,4
ВК-Г2-К2	28,0	16,0
ВК-Г3-К1	24,0	19,2
ВК-Г3-К2	24,0	14,4
ВК-Г4-К1	20,0	16,0
ВК-Г4-К2	20,0	12,0

Табела 4-1 Ознаке прототипова вертикалних компонената дисипатора енергије

Висина конуса трнова је иста за све узорке и износи $h_1 = 190$ mm. На врху трнова формиран је цилиндар пречника $d_c = 24$ mm и висине $h_2 = 60$ mm. Преко тих цилиндара се уноси оптерећење у трнове, при чиме се ублажавају утицаји концентрације напона у зони уношења силе, узимајући у обзир да су цилиндри константног попречног пресека за разлику од конусних трнова. Прототипови се фиксирају у испитни уређај помоћу навоја нарезаног на базу трна димензија M46x65 mm са кораком 1,5 mm. Машинском обрадом трна израђена је навртка за потребе монтирања трна (Слика 4-1). Сви прототипови су експериментално испитани на квазистатичко циклично оптерећење са растућом амплитудом померања, при чему сви имају идентичне услове фиксирања и уношења оптерећења.



Слика 4-1 Геометрија прототипова вертикалних компонената дисипатора енергије (димензије у mm)

4.2 Челични материјал вертикалних компонената дисипатора енергије

Да би дисипатор енергије имао задовољавајуће хистерезисно понашање, неопходно је одабрати адекватан челични материјал од ког ће бити израђен. Челични материјал треба да поседује задовољавајућу дуктилност, жилавост, као и отпорност на замор, односно да не доживи лом при великом броју понављања цикличног оптерећења. Према захтеваним особинама одабран је челик С45. Машинском обрадом челичних елемената шестоугаоног пресека израђени су прототипови вертикалних компонената дисипатора енергије (Слика 4-2).



Слика 4-2 Прототипови вертикалних компонената дисипатора енергије: а) ВК-Г1-К1 до ВК-Г4-К1; б) ВК-Г1-К2 до ВК-Г4-К2

4.3 Ток испитивања прототипова вертикалних компонената дисипатора енергије

У циљу реализације експерименталног програма у оквиру спроведених истраживања направљена је специфична тест платформа. Платформа се састоји од два основна сегмента: круте основне конструкције и хоризонтално померљиве конструкције повезане са актуатором којим се наноси хоризонтално циклично померање са повећањем амплитуде померања у сваком следећем циклусу (Слика 4-3). Хоризонтално померљива конструкција се састоји од два дела: флексибилног и фиксног елемента. Геометрија хоризонтално померљиве конструкције екперименталне опреме приказана је на Слици 4-4.

У оквиру истраживања сваки од осам прототипова је испитан два пута, тако да је укупно обављено шеснаест тестова. У оквиру првог испитивања (иницијални тест) одређује се хистерезисни одговор прототипова, док се у оквиру другог испитивања (поновљени тест) одређује хистерезисни одговор модела који су већ тестирани, односно који су претрпели извесне пластичне деформације, а у циљу утврђивања да ли долази до деградације механичких карактеристика узорака услед поновљеног теста. Почетни положај прототипа и карактеристична деформисана конфигурација при испитивању приказани су на Слици 4-3.



(1) Крута основна конструкција (2) Прототип трна (3) Хоризонтално померљива конструкција

Слика 4-3 Уређај за испитивање прототипова вертикалних компонената дисипатора енергије





4.4 Резултати експерименталног испитивања прототипова вертикалних компонената дисипатора енергије

Током експерименталних испитивања прототипова вертикалних компонената дисипатора енергије забележене су измерене вредности хоризонталног померања врха прототипова δ (mm) и одговарајуће вредности хоризонталне силе F (kN). Обрадом измерених података дефинисани су хистерезисни одговори свих осам експерименталних прототипова при иницијалном (Слика 4-5а – Слика 4-12а) и поновљеном тесту (Слика 4-56 – Слика 4-12б).



Слика 4-5 Хистерезисни одговор прототипа вертикалне компоненте ВК-Г1-К1: а) Иницијални тест; б) Поновљени тест



Слика 4-6 Хистерезисни одговор прототипа вертикалне компоненте ВК-Г1-К2: а) Иницијални тест; б) Поновљени тест



Слика 4-7 Хистерезисни одговор прототипа вертикалне компоненте ВК-Г2-К1: а) Иницијални тест; б) Поновљени тест



Слика 4-8 Хистерезисни одговор прототипа вертикалне компоненте ВК-Г2-К2: а) Иницијални тест; б) Поновљени тест



Слика 4-9 Хистерезисни одговор прототипа вертикалне компоненте ВК-Г3-К1: а) Иницијални тест; б) Поновљени тест



Слика 4-10 Хистерезисни одговор прототипа вертикалне компоненте ВК-Г3-К2: а) Иницијални тест; б) Поновљени тест



Слика 4-11 Хистерезисни одговор прототипа вертикалне компоненте ВК-Г4-К1: а) Иницијални тест; б) Поновљени тест



Слика 4-12 Хистерезисни одговор прототипа вертикалне компоненте ВК-Г4-К2: а) Иницијални тест; б) Поновљени тест

Из приказаних експерименталних резултата иницијалних тестова се може закључити да овако дизајниране вертикалне компоненте иновативног челичног дисипатора сеизмичке енергије поседују значајне нелинеарне перформансе. Хистерезисни одговори на циклично померање са растућом амплитудом су стабилни и широки, па је и количина енергије коју расипају значајна. Поређењем хистерезисних одговора трнова приликом иницијалног и поновљеног теста закључује се да су по облику међусобно веома слични. То значи да не долази до значајних промена у механизму рада трнова и након значајних пластичних деформација насталих приликом претходног цикличног оптерећења. Треба напоменути да су поновљени тестови извођени након иницијалних тестова, без отпуштања хидрауличног клипа актуатора, што је за последицу имало да су почетни услови по сили при поновљеном тесту различити од нуле. Због тога је неопходно спровести померање хистерезисних петљи поновљених тестова како би се анулирале почетне (заостале) силе, а чиме се добијају симетрични хистерезисни одговори и при поновљеном испитивању трнова. У Табели 4-2 су приказане средње вредности апсолутних вредности максималне силе у оба смера за иницијални и поновљени тест. На основу приказаних резултата се може закључити да овако дизајниране вертикалне компоненте не доживљавају значајну деградацију и оштећења током поновљеног испитивања. Детаљнија анализа дисипиране количине енергије и крутости трнова биће приказана у наставку дисертације, а у делу упоредне анализе нумеричких и експерименталних резултата.

Ознака прототипа	Иницијални тест	Поновљени тест	Разлика [%]
ВК-Г1-К1	16,66	15,84	5,18
ВК-Г1-К2	13,78	13,04	5,67
ВК-Г2-К1	11,63	10,98	5,92
ВК-Г2-К2	9,93	9,49	4,64
ВК-Г3-К1	6,93	6,58	5,32
ВК-Г3-К2	4,56	4,56	0,00
ВК-Г4-К1	3,35	3,16	6,01
ВК-Г4-К2	2,88	2,92	1,39

Табела 4-2 Средња вредност максималне силе у трновима F [kN] при иницијалном и поновљеном тесту

5 Нумеричка анализа вертикалних компонената иновативног челичног дисипатора сеизмичке енергије

Нумеричка анализа је спроведена применом методе коначних елемената и програмског пакета *Abaqus/Standard*. Основни циљ нумеричке анализе је калибрација модела свих осам типова трнова моделираних применом методе коначних елемената. Са тако калибрисаним и валидираним нумеричким моделима у даљем истраживању биће формиран нумерички прорачунски модел целог уређаја дисипатора енергије.

5.1 Геометрија нумеричког модела и материјални модел

Геометријске карактеристике нумеричких модела дефинисане су према физичким моделима прототипова вертикалних компонената дисипатора енергије (Слика 4-1). Навој за учвршћивање прототипова у фиксни део тест платформе није моделиран, јер концентрација напона у зони навоја није предмет ове анализе. Геометрија нумеричких модела свих осам трнова приказана је на Слици 5-1.



Слика 5-1 Геометрија нумеричких модела трнова

У нумеричком моделу није моделирана цела хоризонтално померљива конструкција (Слика 4-4), јер предмет анализе није одређивање напонско-деформацијског стања у њој. Моделиран је један део флексибилног елемента у зони контакта са трном (Слика 5-2), а реално понашање у складу са експерименталном опремом моделирано је одговарајућим граничним условима.



Слика 5-2 Геометрија нумеричког модела хоризонтално померљиве конструкције (димензије у тт)

Дисипатор енергије је израђен од челика С45. Модул еластичности материјала је E = 190 GPa, а Поасонов (*Poisson*) коефицијент је v = 0,30. Овим параметрима је дефинисано линеарно еластично понашање материјала у нумеричком моделу. Граница течења челика је $f_y = 430$ MPa, а граница кидања је $f_u = 650 - 800$ MPa, при чему је гранична дилатација 16 %. У нумеричкој анализи материјална нелинеарност челичног материјала је моделирана билинеарном зависношћу напона и дилатације уз примену кинематичког модела ојачања. Након достизања границе течења у материјалном моделу пропорционалност напона и дилатација је дефинисана тангентним модулом $E_t = 6.600$ MPa (Слика 5-3), при чему је величина тангентног модула 3,47 % од величине модула еластичности. Поред материјалне нелинеарности, нумеричким моделом је обухваћена и геометријска нелинеарност.



Слика 5-3 Материјални модел челичног материјала С45 за нумеричку анализу

5.2 Гранични услови, оптерећење и контактне зоне

У доњем делу трнова, преко метричког навоја, прототипови су фиксирани у круту основну конструкцију експерименталне платформе. У нумеричком моделу је то моделирано као потпуно уклештење. Ово је постигнуто спречавањем померања омотача доњег цилиндра модела у два хоризонтална правца и спречавањем померања доње површине навртке у вертикалном правцу (Слика 5-4). Бочно циклично померање у х правцу глобалног координатног система нумеричког модела је задато у средишњим тачкама наспрамних паралелних површина хоризонтално померљиве конструкције, док је померање у друга два правца спречено (Слика 5-4). На овај начин се дозвољава ротација хоризонтално померљиве конструкције, што је у складу са реалним радом експерименталне опреме. Амплитуде цикличног померања су дефинисане тако да што је могуће више одговарају спроведеним експерименталним испитивањима, имајући у виду да су постојала одступања у експерименталном програму испитивања трнова (Слика 5-5).







Слика 5-5 Величина бочног померања кроз кораке анализе трнова

Интеракција хоризонтално померљиве конструкције и трна дисипатора енергије је моделирана тзв. стандардним контактом. Овај тип контакта преноси силе нормалне на контактне површине. Такође, могуће је обухватити и трење између две површине, а што је у дисертацији моделирано увођењем коефицијента трења 0,40. Приликом дефинисања контакта између два тела потребно је задати активну и пасивну површину. Активна површина се дефинише на хоризонтално померљивој конструкцији, док је пасивна површина на трну. У нумеричким моделима су дефинисана по два пара контактних површина. У сваком појединачном кораку анализе активан је одговарајући контакт две површине како би се пренело померање са хоризонтално померљиве конструкције на трн, док је контакт између наспрамних површина неактиван. Оваквим моделирањем се постиже одвајање контактних површина након деловања померања супротног правца (Слика 5-6).



Слика 5-6 Контактне површине у алтернативним корацима анализе трна

5.3 Мрежа коначних елемената

Модели свих типова трнова су омрежени запреминским коначним елементима. Конвергенција мреже коначних елемената (КЕ) је спроведена на два модела, ВК-Г1-К1 и ВК-Г4-К2, у циљу одређивања оптималног типа коначног елемента и густине мреже коначних елемената. При томе су варирани број коначних елемената, примена линеарних и квадратних функција облика, као и врста интеграције за добијање елемената матрице крутости коначних елемената. Као референтна величина при анализи конвергенције мреже КЕ усвојена је зависност сила–померање. Модели су оптерећени попречним померањем хоризонтално померљиве конструкције са постепеним прираштајем интензитета. Добијени резултати анализе конвергенције мреже КЕ су такође упоређени и са експериментално добијеним резултатима, а сви резултати су систематизовани на Слици 5-7. У свим анализираним случајевима мрежа КЕ хоризонтално померљиве конструкције је остала непромењена и садржала је 1000 елемената и 1496 чворова. Вариран је само број коначних елемената, односно број чворова, трнова дисипатора енергије. Број чворова/елемената приказаних на Слици 5-7 односи се на мрежу коначних елемената трнова. Из упоредне анализе се може закључити да запремински коначни елементи са осам чворова и линеарном функцијом облика дају круће моделе, посебно у случају ВК-Г4-К2. Када је доминантна деформација савијањем, примена запреминских коначних елемената са линеарним функцијама облика проузрокује велику крутост на смицање, што не одговара реалном физичком моделу. Овај феномен је познат под називом блокада смицањем (eng. shear locking). Ово се може спречити повећањем броја коначних елемената, употребом запреминских елемената вишег реда или применом редукованог степена интеграције [317], [318], [319], [320]. Поменути типови коначних елемената су примењени у анализи конвергенције мреже и на основу добијених резултата (Слика 5-7) закључено је да се резултати разликују за мање од 5 %, чиме је конвергенција мреже КЕ доказана. У даљој анализи су као рационалнији примењивани запремински коначни елементи са осам чворова, са линеарним функцијама облика и редукованим степеном интеграције. Одабрана је мрежа КЕ која у случају ВК-Г1-К1 има 4404 елемента, а у случају ВК-Г4-К2 4476 елемената. Ова густина мреже коначних елемената је одабрана јер даје резултате задовољавајуће тачности, а захтева мање рачунарске ресурсе и време трајања прорачуна у односу на моделе са гушћом мрежом КЕ. Густина мреже коначних елемената код осталих модела трнова дисипатора енергије је остала непромењена, али се број чворова и КЕ незнатно разликује због малих промена у геометрији модела (Табела 5-1). Мрежа коначних елемената свих анализираних модела приказана је на Слици 5-8.

Ознака модела	Број коначних елемената	Број чворова мреже КЕ
ВК-Г1-К1	4404	5020
ВК-Г1-К2	4284	4924
ВК-Г2-К1	4284	4924
ВК-Г2-К2	4284	4924
ВК-Г3-К1	4284	4924
ВК-ГЗ-К2	4476	5140
ВК-Г4-К1	3780	4420
ВК-Г4-К2	4476	5140

Табела 5-1 Број чворова/елемената мреже коначних елемената анализираних трнова



Легенда означавања типова коначних елемената према програмском пакету *Abaqus/Standard*: С – континуум елемент; 3D – тродимензионални елемент; 8 (20) – број чворова; R – редукована интеграција *Слика 5-7 Конвергенција мреже коначних елемената – зависност сила–померање: а) ВК-Г1-К1; б) ВК-Г4-К2*



Слика 5-8 Мрежа коначних елемената анализираних модела трнова

5.4 Резултати и дискусија

Нелинеарна нумеричка анализа је спроведена уз инкрементални унос оптерећења, при чему је сваки корак анализе подељен на 100 – 10.000 поткорака. Одабрани излазни резултати су померања и силе у х правцу глобалног координатног система прорачунских модела. На основу резултата анализа дефинисане су зависности сила–померање за сваки модел и резултати су упоређени са експериментално одређеним резултатима (Слике 5-9 до 5-16). Може се закључити да постоји добро слагање нумеричких и експерименталних резултата, тако да се предложени нумерички МКЕ модел може сматрати валидираним и користити у даљем истраживању перформанси склопа иновативног челичног дисипатора сеизмичке енергије.



Слика 5-9 Упоредна анализа нумеричких и експерименталних резултата зависности сила–померање модела ВК-Г1-К1



Слика 5-10 Упоредна анализа нумеричких и експерименталних резултата зависности сила–померање модела ВК-Г1-К2



Слика 5-11 Упоредна анализа нумеричких и експерименталних резултата зависности сила–померање модела ВК-Г2-К1



Слика 5-12 Упоредна анализа нумеричких и експерименталних резултата зависности сила–померање модела ВК-Г2-К2



Слика 5-13 Упоредна анализа нумеричких и експерименталних резултата зависности сила–померање модела ВК-ГЗ-К1



Слика 5-14 Упоредна анализа нумеричких и експерименталних резултата зависности сила–померање модела ВК-Г3-К2



Слика 5-15 Упоредна анализа нумеричких и експерименталних резултата зависности сила–померање модела ВК-Г4-К1



Слика 5-16 Упоредна анализа нумеричких и експерименталних резултата зависности сила–померање модела ВК-Г4-К2

Веома важан параметар за оцену перформанси дисипатора енергије је површина хистерезисне петље, која представља меру расипања енергије. За све анализиране моделе измерене су површине хистерезисних петљи последњег циклуса оптерећење– растерећење, добијених експериментално и нумерички. Резултати су систематизовани у Табели 5-2 и срачуната је разлика између експерименталних и нумеричких резултата.

прототипови трнови				
Ознака молела	Утрошена енергија			
oshuku modeshu	Екперимент [kNmm, J]	MKE [kNmm, J]	Разлика [%]	
ВК-Г1-К1	1.659,35	1.798,54	8,39	
ВК-Г1-К2	1.336,09	1.457,30	9,07	
ВК-Г2-К1	1.162,20	1.170,49	0,71	
ВК-Г2-К2	910,81	885,79	2,75	
ВК-Г3-К1	693,45	710,18	2,41	
ВК-Г3-К2	499,34	558,37	11,82	
ВК-Г4-К1	341,49	377,23	10,47	
ВК-Г4-К2	320,86	309,23	3,62	

Табела 5-2 Утрошена енергија у последњем циклусу оптерећење–растерећење анализираних прототипова трнова

Може се закључити да нумерички модели дају нешто већу вредност утрошене енергије у односу на експериментално одређене вредности. У већини случајева је разлика између експерименталних и нумеричких резултата мања од 10 %, осим у случајевима ВК-ГЗ-К2 и ВК-Г4-К1 код којих је разлика мања од 12 %, што се може прихватити као добро слагање нумеричких и експерименталних резултата.

Дефинисање идеализоване зависности сила-померање трнова је неопходно за практичну примену у инжењерској пракси (Слика 5-17). При томе је неопходно дефинисати еластичну (K_e) и постеластичну крутост (K_y), као и границу течења (F_y). Обрадом експерименталних и нумеричких резултата одређене су поменуте величине и систематизоване у Табели 5-3 и Табели 5-4. Закључује се да је еластична крутост трнова директно пропорционална величини пречника попречних пресека у бази и врху трнова, што је очекиван резултат. Анализирајући две варијанте конуса у оквиру исте групе уочава се да већу постеластичну крутост има трн с већим пречником попречног пресека у врху. Међутим, упоређујући на пример моделе ВК-Г1-К2 и ВК-Г2-К1, уочава се да су постеластичне крутости приближно исте, па чак и веће код модела ВК-Г2-К1 који има мањи пречник попречног пресека у бази трна. Ово је последица различитог нагиба конуса у поменутим моделима, што доводи до различитог развоја пластификоване зоне у конусном телу трна.



Слика 5-17 Идеализована зависност сила-померање

Табела 5-3 Еластична и постеластична крутост вертикалних компонената – упоредна анализа експерименталних и нумеричких резултата

Ознака	Ела	Еластична крутост К _е		Постеластична крутост К _у		
Manana	Експеримент	МКЕ	Разлика	Експеримент	МКЕ	Разлика
модела	[kN/mm]	[kN/mm]	[%]	[kN/mm]	[kN/mm]	[%]
ВК-Г1-К1	1,9882	1,9844	0,19	0,1096	0,1036	5,79
ВК-Г1-К2	1,4353	1,4372	0,13	0,0606	0,0619	2,15
ВК-Г2-К1	1,2224	1,1832	3,31	0,0655	0,0634	3,31
ВК-Г2-К2	0,8131	0,7987	1,80	0,0362	0,0342	5,85
ВК-Г3-К1	0,6623	0,6498	1,92	0,0383	0,0364	5,22
ВК-Г3-К2	0,4493	0,4646	3,41	0,0218	0,0221	1,38
ВК-Г4-К1	0,3081	0,3174	3,02	0,0242	0,0234	3,42
ВК-Г4-К2	0,2189	0,2267	3,56	0,0120	0,0119	1,09

Табела 5-4 Граница течења вертикалних компонената – упоредна

анализа експерименталних и нумеричких резултата

	Граница течења F _у			
Ознака модела	Експеримент	Експеримент МКЕ		
	[kN]	[kN]	[%]	
ВК-Г1-К1	11,74	11,30	3,89	
ВК-Г1-К2	10,04	9,46	6,13	
ВК-Г2-К1	7,94	7,51	5,73	
ВК-Г2-К2	6,28	5,98	5,02	
ВК-Г3-К1	5,00	4,68	6,84	
ВК-Г3-К2	3,75	3,90	4,00	
ВК-Г4-К1	2,58	2,49	3,61	
ВК-Г4-К2	2,34	2,22	5,41	

Утицај нагиба конуса тела трнова на напонско-деформацијско стање се анализира на основу расподеле неповратних деформација (пластичних дилатација). На Слици 5-18а и Слици 5-18б приказане су пластичне дилатације и фон Мизесови (von Mises) напони у тренутку почетка пластификације модела ВК-Г1-К1, при чему је одговарајућа сила у трну 6,91 kN. На Слици 5-18в и Слици 5-18г приказане су пластичне дилатације и фон Мизесови (von Mises) напони у истом моделу, али при максимално анализираној сили од 15,59 kN. Изводи се закључак да се прво пластификују влакна у зони навртке и да до пластификације долази када су фон Мизесови напони једнаки напону на граници течења челика. Са даљим повећањем силе у трну пластификована зона се шири према слободном крају. Расподела пластичних дилатација на почетку пластификације и при максималним анализираним силама код осталих модела приказана је на Сликама 5-19 до 5-25. Упоређивањем алтернативних варијанти конуса (К1 и К2) уочава се да када је конус стрмији (варијанта К2) почетак пластификације челика наступа у пресеку дуж тела трна, док у случају блажег конуса (варијанта К1) до пластификације челика долази у зони навртке. Анализирајући силе у трновима које доводе до пластификације челика и сила при максималном анализираном померању, може се закључити да се са смањивањем пречника попречних пресека у бази и врху трнова смањује и њихова носивост (Слике 5-19 до 5-25).

У овом поглављу су развијени нумерички модели експериментално испитаних трнова иновативног челичног дисипатора сеизмичке енергије. Резултати су упоређени са експерименталним резултатима и закључено је да су у доброј корелацији како у погледу дисипиране енергије, тако и у погледу еластичне и постеластичне крутости и границе течења. Нумерички модели се могу сматрати верификованим и валидираним, па ће дефинисане поставке моделирања послужити за развијање нумеричких модела дисипатора енергије у наредном поглављу дисертације.



Слика 5-18 Напонско-деформацијско стање модела ВК-Г1-К1: а) пластичне дилатације (сила 6,91 kN); б) фон Мизесови напони (сила 6,91 kN); в) пластичне дилатације (сила 15,59 kN); г) фон Мизесови напони (сила 15,59 kN)


Слика 5-19 Пластичне дилатације ВК-ГІ-К2: а) сила 6,07 kN; б) сила 11,92 kN



Слика 5-20 Пластичне дилатације ВК-Г2-К1: а) сила 4,74 kN; б) сила 10,10 kN



Слика 5-21 Пластичне дилатације ВК-Г2-К2: а) сила 3,85 kN; б) сила 7,29 kN



Слика 5-22 Пластичне дилатације ВК-ГЗ-К1: а) сила 2,96 kN; б) сила 6,14 kN



Слика 5-23 Пластичне дилатације ВК-ГЗ-К2: а) сила 2,59 kN; б) сила 4,74 kN



Слика 5-24 Пластичне дилатације ВК-Г4-К1: а) сила 1,74 kN; б) сила 3,41 kN



Слика 5-25 Пластичне дилатације ВК-Г4-К2: а) сила 1,47 kN; б) сила 2,66 kN

6 Нумеричка анализа иновативног челичног дисипатора сеизмичке енергије

Циљ нумеричких анализа иновативног дисипатора енергије је дефинисање перформанси дисипатора енергије (зависност сила–померање) при чему се варира геометрија трнова дисипатора енергије у унутрашњем и спољашњем прстену, величина зазора између активне плоче и трнова и квалитет челичног материјала. Ознаке анализираних модела дисипатора енергије дефинисане су у Табели 6-1. Прва ознака представља скраћеницу дисипатора енергије (ДЕ), друга ознака означава групу модела са истим геометријским карактеристикама трнова, док трећа ознака дефинише вариране параметре. На примеру модела ДЕ-1-1 биће анализиран утицај броја трнова на перформансе дисипатора енергије, као и промена перформанси дисипатора енергије у функцији правца померања активне плоче, односно могућег правца деловања земљотреса.

Ознака	Трнови унутрашњег	Трнови спољашњег	Зазор [mm]		Квалитет
модела	прстена	прстена	Унутрашњи	Спољашњи	челика
ДЕ-1-1	ВК-Г1-К1	ВК-Г1-К1	5,0	18,0	C45
ДЕ-1-2	ВК-Г1-К1	ВК-Г1-К1	4,0	15,0	C45
ДЕ-1-3	ВК-Г1-К1	ВК-Г1-К1	5,0	18,0	X6Cr13
ДЕ-2-1	ВК-Г1-К2	ВК-Г1-К1	5,0	18,0	C45
ДЕ-2-2	ВК-Г1-К2	ВК-Г1-К1	4,0	15,0	C45
ДЕ-2-3	ВК-Г1-К2	ВК-Г1-К1	5,0	18,0	X6Cr13
ДЕ-3-1	ВК-Г2-К1	ВК-Г2-К1	5,0	18,0	C45
ДЕ-3-2	ВК-Г2-К1	ВК-Г2-К1	4,0	15,0	C45
ДЕ-3-3	ВК-Г2-К1	ВК-Г2-К1	5,0	18,0	X6Cr13
ДЕ-4-1	ВК-Г2-К2	ВК-Г2-К1	5,0	18,0	C45
ДЕ-4-2	ВК-Г2-К2	ВК-Г2-К1	4,0	15,0	C45
ДЕ-4-3	ВК-Г2-К2	ВК-Г2-К1	5,0	18,0	X6Cr13
ДЕ-5-1	ВК-Г3-К1	ВК-Г3-К1	5,0	18,0	C45
ДЕ-5-2	ВК-Г3-К1	ВК-Г3-К1	4,0	15,0	C45
ДЕ-5-3	ВК-Г3-К1	ВК-Г3-К1	5,0	18,0	X6Cr13
ДЕ-6-1	ВК-Г3-К2	ВК-Г3-К1	5,0	18,0	C45
ДЕ-6-2	ВК-Г3-К2	ВК-Г3-К1	4,0	15,0	C45
ДЕ-6-3	ВК-Г3-К2	ВК-Г3-К1	5,0	18,0	X6Cr13
ДЕ-7-1	ВК-Г4-К1	ВК-Г4-К1	5,0	18,0	C45
ДЕ-7-2	ВК-Г4-К1	ВК-Г4-К1	4,0	15,0	C45
ДЕ-7-3	ВК-Г4-К1	ВК-Г4-К1	5,0	18,0	X6Cr13
ДЕ-8-1	ВК-Г4-К2	ВК-Г4-К1	5,0	18,0	C45
ДЕ-8-2	ВК-Г4-К2	ВК-Г4-К1	4,0	15,0	C45
ДЕ-8-3	ВК-Г4-К2	ВК-Г4-К1	5,0	18,0	X6Cr13

Табела 6-1 Ознаке анализираних модела иновативног челичног дисипатора сеизмичке енергије

6.1 Геометрија нумеричког модела и материјални модел

Геометријске карактеристике анализираних модела дефинисане су на основу склопа дисипатора енергије приказаног у Поглављу 3. Приликом дефинисања нумеричког модела усвојена је претпоставка да ротациони фиксатори, базни фиксатори, цевасти ослонац, централно метално круто тело и горња плоча немају значајан допринос перформансама дисипатора енергије, већ имају улогу у конструисању и монтирању дисипатора енергије. У прорачунском моделу су дефинисани трнови унутрашњег и спољашњег прстена, доња плоча у коју се монтирају трнови и активна плоча преко које се померања изоловане конструкције преносе на дисипатор енергије. Геометрија доње плоче је приказана на Слици 6-1, док је геометрија активне плоче приказана је на Слици 6-2. Пречник рупа активне плоче може бити различит због варирања величине зазора између активне плоче и трнова. У нумеричком моделу нису моделиране рупе за анкерисање доње плоче и рупе за монтажу ротационих фиксатора јер се сматра да је њихов утицај на перформансе дисипатора енергије занемарљив. Треба напоменути да се у односу на геометрију експериментално анализираних трнова (Слика 4-1) разликује висина и пречник цилиндра са метричким навојем. Код склопа дисипатора енергије висина цилиндра са метричким навојем одговара дебљини доње плоче (25 mm) у коју се монтирају трнови, док је пречник 36 mm. У склопу дисипатора енергије величина навртке трнова је мања у односу на прототипове, при чему је ширина навртке 36 mm, а дебљина 10 mm. Геометрија трнова анализираних склопова дисипатора енергије приказана је на Слици 6-3.



Рупа за монтажу трнова унутрашњег прстена
 Рупа за монтажу трнова спољашњег прстена
 Рупа за повезивање доње плоче са базном плочом
 Рупа за мотажу осигурача од одвртања







(димензије у тт)



Слика 6-3 Геометрија трнова у склопу дисипатора енергије (димензије у тт)

На основу геометрије појединих компонената склопа иновативног челичног дисипатора сеизмичке енергије (Слике 6-1 до 6-3) дефинисана је геометрија нумеричких модела (Слика 6-4).



Слика 6-4 Геометрија нумеричких модела дисипатора енергије

Материјални модел челика C45 у анализи склопова дисипатора енергије је исти као и у анализи трнова дисипатора енергије (Поглавље 5.1). Челични материјал X6Cr13 је моделиран истим материјалним моделом као и челик C45 (билинеарна зависност напона и дилатација уз примену кинематичког модела ојачања), при чему су механичке карактеристике челичног материјала: модул еластичности E = 220 GPa, Поасонов (*Poisson*) коефицијент v = 0,28, граница течења челика f_y = 230 MPa, граница кидања f_u = 400 - 630 MPa, тангентни модул $E_t = 2.728,53$ MPa, гранична дилатација 20 % (Слика 6-5). Поред материјалне нелинеарности, нумеричким моделом је узета у обзир и геометријска нелинеарност.



Слика 6-5 Материјални модел челичног материјала X6Cr13 за нумеричку анализу

6.2 Гранични услови, оптерећење и контактне зоне

Одговарајућим граничним условима је потребно адекватно симулирати ослањање дисипатора енергије. Анкерима је доња плоча повезана са темељном конструкцијом (потконструкцијом). Због тога се у нумеричком моделу усваја да је доња површина доње плоче непомерљива у три ортогонална правца, а што је моделирано одговарајућим граничним условом (Слика 6-6). Преко централног металног крутог тела и цевастог ослонца се преносе померања изоловане конструкције на централни отвор активне плоче. Перформансе дисипатора енергије се одређују за циклично квазистатичко померање активне плоче са растућом амплитудом (Слика 6-7), као и за монотоно растуће померање до вредности од 45 mm. Пошто је за правилно функционисање дисипатора енергије неопходно обезбедити круту темељну конструкцију и спречити нежељене ротације изоловане конструкције, може се сматрати да не долази до ротације активне плоче у току експлоатације. У прорачунском моделу је ротација активне плоче онемогућена спречавањем померања тачака цилиндричне површи централног отвора активне плоче у правцу у и z осе глобалног координатног система прорачунског модела (Слика 6-6).



Спречено померање унутрашње цилиндричне површи активне плоче у у и z правцу Аплицирано померање у x правцу

Спречено померање доње површине доње плоче у хоризонталном и вертикалном правцу





Слика 6-7 Промена величине хоризонталног померања активне плоче кроз кораке анализе дисипатора енергије

Интеракција активне плоче и трнова унутрашњег и спољашњег прстена дисипатора енергије је моделирана стандардним контактом (Слика 6-8). Принцип моделирања контаката и улазни параметри су потпуно аналогни прорачунском моделу појединачних трнова (Поглавље 5.2). Трнови се фиксирају у доњу плочу преко метричког навоја. Циљ нумеричких анализа није одређивање напонско-деформацијског стања у метричком навоју, па исти није ни моделиран, већ је спој трнова и доње плоче моделиран као идеална веза без проклизавања. То је постигнуто увођењем ограничења да су померања коначних елемената на површини доњег цилиндра трна и унутрашњој цилиндричној површи рупе у доњој плочи једнака (Слика 6-9).



Слика 6-8 Контактне површине у алтернативним корацима анализе дисипатора енергије



Слика 6-9 Ограничења померања чворова коначних елемената у зони фиксирања трнова у доњу плочу дисипатора енергије

6.3 Мрежа коначних елемената

Аналогно анализи конвергенције мреже коначних елемената спроведене у Поглављу 5.3 у анализи склопа дисипатора енергије усвојен је тип запреминског коначног елемента са осам чворова, линеарним функцијама облика и са редукованим степеном интеграције (C3D8R, [317]). У Табели 6-2 приказан је број чворова, односно елемената, мреже коначних елемената анализираних дисипатора енергије, док су мреже коначних елемената свих анализираних модела приказане на Слици 6-10.

Ознака модела	Број коначних елемената	Број чворова мреже КЕ
ДЕ-1-1; ДЕ-1-3	71.211	85.788
ДЕ-1-2	70.524	84.960
ДЕ-2-1; ДЕ-2-3	71.019	85.788
ДЕ-2-2	70.332	84.960
ДЕ-3-1; ДЕ-3-3	70.827	85.788
ДЕ-3-2	70.140	84.960
ДЕ-4-1; ДЕ-4-3	70.827	85.788
ДЕ-4-2	70.140	84.960
ДЕ-5-1; ДЕ-5-3	70.827	85.788
ДЕ-5-2	70.140	84.960
ДЕ-6-1; ДЕ-6-3	70.827	85.788
ДЕ-6-2	70.140	84.960
ДЕ-7-1; ДЕ-7-3	70.827	85.788
ДЕ-7-2	70.140	84.960
ДЕ-8-1; ДЕ-8-3	70.827	85.788
ДЕ-8-2	70.140	84.960

Табела 6-2 Број чворова/елемената мреже коначних елемената анализираних дисипатора енергије



Слика 6-10 Мрежа коначних елемената анализираних модела дисипатора енергије

6.4 Утицај броја трнова на перформансе иновативног челичног дисипатора сеизмичке енергије

На моделу дисипатора енергије ДЕ-1-1 је анализирано како број трнова у дисипатору енергије утиче на његову носивост и одговор при монотоно растућем померању активне плоче све до 45 mm. Анализирани су случајеви када се у дисипатору енергије налази један трн унутрашњег прстена, два наспрамна трна унутрашњег прстена, сви трнови унутрашњег прстена (осам трнова), један трн спољашњег прстена, два наспрамна трна спољашњег прстена, сви трнова), један трн спољашњег прстена, два наспрамна трна дисипатора енергије (шеснаест трнова). На Слици 6-11 приказана је мрежа коначних елемената анализираних случајева изузев случаја целог склопа дисипатора енергије ДЕ-1-1 која је приказана на Слици 6-10.



Слика 6-11 Мрежа коначних елемената анализираних случајева броја трнова у дисипатору енергије ДЕ-1-1: а) 1 трн унутрашњег прстена; б) 2 наспрамна трна унутрашњег прстена; в) сви трнови унутрашњег прстена; г) 1 трн спољашњег прстена; д) 2 наспрамна трна спољашњег прстена; ђ) сви трнови спољашњег прстена

Валидација прорачунског МКЕ модела биће спроведена поређењем резултата напона притиска на контакту активне плоче и једног трна срачунатог прорачунским моделом са резултатима одређеним применом Херцових израза (*Hertz*). Почетак истраживања у области контактне механике се везује за публикацију [321], при чему се контактни напон притиска две цилиндричне површи може одредити према:

$$\sigma_{k} = 0.418 \cdot \sqrt{\frac{\mathbf{F} \cdot \mathbf{E}}{l} \cdot \left(\frac{1}{\mathbf{R}_{1}} - \frac{1}{\mathbf{R}_{2}}\right)},\tag{6-1}$$

где је:

 σ_k – контактни напон,

- F сила која делује на контактно тело,
- Е модул еластичности материјала,
- *l* дужина контактне изводнице,
- R₁ полупречник мањег цилиндра,
- R₂ полупречник већег цилиндра.

Контактни притисци и главне пластичне дилатације на трну дисипатора енергије одређени нумеричком анализом приказани су на Слици 6-12. Анализирани су резултати при почетку пластификације основног челичног материјала (смичућа сили у трну интензитета 10,64 kN), као и при померању активне плоче за 45 mm (смичућа сила у трну интензитета 16,17 kN).



Слика 6-12 Контактни напон (CPRESS) и главне пластичне дилатације (PE, Max. Principal) на трну дисипатора енергије: а) и б) смичућа сила у трну интензитета 10,64 kN; в) и г) смичућа сила у трну интензитета 16,17 kN

Упоредна анализа контактних напона одређених нумеричким МКЕ моделом и применом аналитичког решења (6-1) спроводи се у домену линеарно еластичног понашања основног челичног материјала, јер се аналитичким изразом не обухвата пластично понашање материјала. Зависност контактног притиска и смичуће силе у трну дисипатора енергије приказана је на Слици 6-13. Треба напоменути да прорачунски МКЕ модел није развијан у циљу детаљније анализе контактних напона, па мрежа коначних елемената у зони контакта није довољно густа за ову анализу. Међутим, и поред тих недостатака резултати контактног притиска нумеричке анализе су у довољно доброј корелацији са аналитичким решењем, па се може сматрати да је прорачунски МКЕ модел валидан.



Слика 6-13 Зависност контактног напона притиска и смичуће силе у трну дисипатора енергије

Као основа упоредне анализе перформанси дисипатора енергије у функцији броја трнова усвојена је зависност сила–померање. За анализиране варијанте броја трнова у дисипатору енергије зависности сила–померање приказани су на Слици 6-14.



Слика 6-14 Зависност сила–померање дисипатора енергије ДЕ-1-1 у функцији броја трнова при монотоно растућем померању

На основу зависности добијене нумеричком анализом, у Табели 6-3 приказана је величина смичуће силе и одговарајућег померања активне плоче у случају једног и два наспрамна трна унутрашњег прстена, као и у случају када дисипатор енергије садржи све трнове унутрашњег прстена (осам трнова). Анализа је урађена за случај када је основни челични материјал у еластичној и пластичној области понашања. На основу односа смичућих сила за различит број трнова унутрашњег прстена дисипатора енергије може се закључити да је величина смичуће силе директно пропорционална броју трнова.

	Смичућа сила		Смичућа сила	
Број трнова	при померању	Однос смичућих	при померању	Однос смичућих
унутрашњег прстена	иа активне плоче од сила [%]		активне плоче од	сила [%]
	7,73 mm [kN]		17,63 mm [kN]	
1	5,83	100,00	12,61	100,00
2 наспрамна	11,69	200,51	25,23	200,08
8 (цео унутрашњи	46 79	802 57	100.94	800.48
прстен)	-10,75	002,57	100,94	000,40

Табела 6-3 Интензитет смичуће силе и одговарајуће померање активне плоче за различите бројеве трнова унутрашњег прстена

Аналогна анализа зависности смичуће силе и броја трнова спољашњег прстена дисипатора енергије приказана је у Табели 6-4. И у случају трнова спољашњег прстена се изводи сличан закључак да је смичућа сила директно пропорционална броју трнова спољашњег прстена дисипатора енергије.

Табела 6-4 Интензитет смичуће силе и одговарајуће померање активне плоче за различите бројеве трнова спољашњег прстена

	Смичућа сила		Смичућа сила	
Број трнова	при померању	Однос смичућих	при померању	Однос смичућих
спољашњег прстена	активне плоче од	сила [%]	активне плоче од	сила [%]
	20,78 mm [kN]		45,00 mm [kN]	
1	5,90	100,00	14,46	100,00
2 наспрамна	11,82	200,34	29,20	201,94
8 (цео спољашњи	47.17	700 /0	116.53	805.88
прстен)	77,17	199,49	110,55	005,00

$$F = F_{n1} \cdot n_n + F_{s1} \cdot n_s = 13,03 \cdot 8 + 5,90 \cdot 8 = 151,44 \text{ kN},$$
(6-2)

$$F = F_{u1} \cdot n_u + F_{s1} \cdot n_s = 16,17 \cdot 8 + 14,46 \cdot 8 = 245,04 \text{ kN}.$$
(6-3)

Смичућа сила у изразу (6-2) представља смичућу силу при померању активне плоче од 20,78 mm, док смичућа сила у изразу (6-3) одговара померању активне плоче од 45 mm. Поређењем срачунатих смичућих сила према релацији (6-2) и (6-3) и смичућих сила

одређених предложеним нумеричким моделом (Табела 6-5) закључује се да је разлика 0,02 % у случају померања активне плоче од 20,78 mm и 0,30 % у случају померања активне плоче од 45 mm. Ове разлике су занемарљиво мале, па се коначно може извести закључак да је смичућа сила дисипатора енергије пропорционална смичућој сили једног трна унутрашњег, односно спољашњег прстена. На овај начин је једна од постављених хипотеза дисертације потврђена. Овај закључак омогућава да се анализа зависности силапомерање спроведе за по један трн унутрашњег и спољашњег прстена дисипатора енергије, а да се иста релација за цео склоп иновативног дисипатора енергије одреди алгебарским сумирањем по трновима унутрашњег и спољашњег прстена.

Табела 6-5 Интензитет смичуће силе и одговарајуће померање активне плоче за различите бројеве трнова дисипатора енергије ДЕ-1-1

	Смичућа сила при	Смичућа сила при	
Број трнова	померању активне	померању активне	
	плоче од 20,78 mm [kN]	плоче од 45,00 mm [kN]	
1 унутрашњи	13,03	16,17	
8 (цео унутрашњи	104,29	129,42	
претен)			
l спољашњи	5,90	14,46	
8 (цео спољашњи	47 17	116,53	
прстен)	77,17		
16	151 47	245 79	
(цео склоп)	1,51,77	273,77	

Јасно се закључује да у зависности од величине зазора између активне плоче и трнова зависи при којој величини померања активне плоче ће трнови почети да пружају отпорну силу својим савијањем. Трнови унутрашњег прстена почињу да се савијају и да пружају отпорну смичућу силу при померању активне плоче од 5 mm колики је и зазор (g_u) између њих и активне плоче. Зазор између активне плоче и трнова спољашњег прстена (g_s) је 18 mm, па ће ти трнови пружати силу отпора само у случајевима када је померање активне плоче веће од тог зазора. На основу зависности сила–померање целог дисипатора енергије уочава се пет фаза у раду дисипатора енергије (Слика 6-15). У првој фази, када је померање активне плоче мање од зазора између активне плоче и трнова унутрашњег прстена, дисипатор енергије је неактиван (нема смичуће силе у дисипатору енергије). Са повећањем померања активне плоче долази до контакта активне плоче и трнова унутрашњег прстена, што доводи до њиховог савијања и генерисања смичуће силе у дисипатора енергије. У зависности сила–померање то се уочава у делу где се смичућа сила линеарно повећава са

порастом померања активне плоче, а што је последица линеарно еластичног понашања основног челичног материјала. Линеарно еластично понашање основног челичног материјала анализираног модела је све до померања активне плоче од 8,18 mm, при чему је смичућа сила у дисипатору енергије 54,48 kN. Након тога се трнови унутрашњег прстена пластификују, па се смањује прираст смичуће силе са даљим повећањем померања активне плоче, што представља трећу фазу одговора дисипатора енергије. У трећој фази трнови спољашњег прстена су и даље неактивни јер је померање активне плоче мање од величине зазора између активне плоче и трнова спољашњег прстена. Четврта фаза дисипатора енергије почиње активирањем трнова спољашњег прстена, при чему је понашање основног челичног материјала трнова спољашњег прстена линеарно еластично. Карактеристика четврте фазе је да се значајно повећава отпорна смичућа сила дисипатора енергије управо због линеарно еластичног понашања трнова спољашњег прстена. Трнови спољашњег прстена су у линеарно еластичној области све до померања активне плоче од 21,23 mm, коме одговара величина смичуће силе дисипатора енергије 159,61 kN. Тај тренутак представља границу између четврте и пете фазе понашања дисипатора енергије. Пета фаза се карактерише мањим прираштајем смичуће силе у функцији померања активне плоче због пластификације трнова спољашњег прстена. Ово представља једну од главних предности иновативног челичног дисипатора сеизмичке енергије у односу на постојеће уређаје за дисипацију енергије јер се адекватним одабиром величине зазора између активне плоче и трнова унутрашњег и спољашњег прстена може пројектовати дисипатор енергије жељених карактеристика који може прилагодити одговор приликом слабих и јаких земљотреса.



Слика 6-15 Фазе одговора иновативног челичног дисипатора сеизмичке енергије

6.5 Утицај правца померања активне плоче на перформансе иновативног челичног дисипатора сеизмичке енергије

Како се правац дејства земљотреса не може унапред предвидети, битно је да дисипатор сеизмичке енергије има исте физичко-механичке карактеристике у свим правцима. На моделу дисипатора енергије ДЕ-1-1 се анализира одговор дисипатора енергије за различите правце померања активне плоче, односно померања изоловане конструкције, а који су дефинисани углом α (Слика 6-16). Како су трнови радијално симетрично позиционирани, при чему је угао између трнова 45°, то се анализирају случајеви када је померање активне плоче под углом од 0°, 5°, 10, 15° и 22,5°. Све анализе су спроведене за монотоно растуће померање активне плоче све до 45 mm.



Слика 6-16 Угао промене правца померања активне плоче дисипатора енергије



Слика 6-17 Зависност сила–померање дисипатора енергије ДЕ-1-1 у функцији правца померања активне плоче

На Слици 6-17 приказане су зависности сила-померање дисипатора енергије ДЕ-1-1 за све анализиране случајеве правца померања активне плоче. Јасно се уочава да су разлике у одговору дисипатора енергије приликом различитих праваца дејства земљотреса занемарљиве. Овим се потврђује претходно постављена хипотеза дисертације да иновативни челични дисипатор сеизмичке енергије има исте физичко-механичке карактеристике у свим хоризонталним правцима, чиме се обезбеђује еквивалентан одговор при било ком правцу деловања земљотреса.

6.6 Утицај пречника попречних пресека у бази и у врху трнова на перформансе иновативног челичног дисипатора сеизмичке енергије

Утицај величине пречника базе и врха трнова на перформансе дисипатора сеизмичке енергије анализира се на моделима ДЕ-1-1 до ДЕ-8-1. У случају модела ДЕ-1-1, ДЕ-3-1, ДЕ-5-1 и ДЕ-7-1 трнови унутрашњег и спољашњег прстена су истих геометријских карактеристика (Табела 6-1). У случајевима ДЕ-2-1, ДЕ-4-1, ДЕ-6-1 и ДЕ-8-1 су димензије трнова спољашњег прстена исте као у претходно поменутим случајевима, а трнови унутрашњег прстена имају мање пречнике у врху, односно имају већи нагиб конуса тела трна (Табела 6-1). Анализа перформанси дисипатора енергије је спроведена за монотоно растуће померање активне плоче до 45 mm и циклично померање активне плоче (Слика 6-7), а у складу са померањима из експерименталног испитивања појединачних трнова. Упоредна анализа зависности сила–померање услед монотоно растућег померања активне плоче приказана је на Слици 6-18. Може се закључити да су еластична и постеластична крутост дисипатора енергије директно пропорционалне величини пречника базе и врха трнова. Такође, при једнаком померању активне плоче смичућа сила у дисипатору енергије се повећава са повећањем пречника базе и врха трнова, и обрнуто.



Слика 6-18 Упоредна анализа зависности сила–померање услед монотоно растућег померања активне плоче дисипатора енергије модела ДЕ-1-1 до ДЕ-8-1

У Табели 6-6 систематизоване су вредности крутости анализираних дисипатора енергије у II, III, IV и V фази одговора, као и смичуће силе на прелазу из II у III и на прелазу из IV у V фазу. Овим параметрима се дефинишу идеализоване зависности сила– померање анализираних модела при монотоно растућем оптерећењу (Слика 6-19). У наставку дисертације ће ови параметри бити примењени за дефинисање идеализованих хистерезисних одговора дисипатора енергије.

Ознака	Крутост по фазама одговора [kN/mm]			Смичуће силе на прелазу из фаза одоговора [kN]		
	K _{II}	K _{III}	K _{IV}	K _V	F_{II-III}	F _{IV-V}
ДЕ-1-1	17,189	1,392	18,118	2,005	90,721	202,951
ДЕ-2-1	13,116	1,298	17,711	1,681	76,611	184,997
ДЕ-3-1	10,559	0,828	11,231	1,263	60,798	135,633
ДЕ-4-1	7,491	0,788	10,882	1,054	48,969	119,995
ДЕ-5-1	5,896	0,552	6,341	0,734	37,280	84,276
ДЕ-6-1	4,367	0,577	6,155	0,621	31.176	76,173
ДЕ-7-1	2,908	0,392	3,196	0,370	20,618	47,788
ДЕ-8-1	2,141	0,394	3,113	0,314	17,279	43,560

Табела 6-6 Крутости и смичуће силе анализираних варијанти дисипатора енергије по фазама одговора



Слика 6-19 Идеализована зависност сила-померање при монотоно растућем оптерећењу

На Сликама 6-20 до 6-43 приказано је напонско-деформацијско стање у анализираним моделима, а за различите величине померања активне плоче. Приказана је дистрибуција максималних главних пластичних дилатација и фон Мизесових (*von Mises*) напона при померању активне плоче које доводи до почетка пластификације основног

челичног материјала трнова унутрашњег, односно спољашњег прстена, као и при максимално анализираном померању активне плоче од 45 mm. Упоређујући варијанте трнова које имају исти пречник у бази, а различити пречник у врху (К1 и К2), односно различите варијанте нагиба конуса тела трнова, уочава се да постоји значајна разлика у дистрибуцији пластичних дилатација. У случају конуса К1 прво се пластификује челични материјал у зони око навртке за причвршћивање трна у доњу плочу, док у случају конуса К2 до пластификације долази дуж тела трна. Овај феномен је потпуно аналоган као и у анализи појединачних трнова приказаних у Поглављу 5.4.



Слика 6-20 Напонско-деформацијско стање модела ДЕ-1-1 при почетку пластификације трнова унутрашњег прстена



Слика 6-21 Напонско-деформацијско стање модела ДЕ-1-1 при почетку пластификације трнова спољашњег прстена



Слика 6-22 Напонско-деформацијско стање модела ДЕ-1-1 при померању активне плоче од 45 mm



Слика 6-23 Напонско-деформацијско стање модела ДЕ-2-1 при почетку пластификације трнова унутрашњег прстена



Слика 6-24 Напонско-деформацијско стање модела ДЕ-2-1 при почетку пластификације трнова спољашњег прстена



Слика 6-25 Напонско-деформацијско стање модела ДЕ-2-1 при померању активне плоче

od 45 mm



Слика 6-26 Напонско-деформацијско стање модела ДЕ-3-1 при почетку пластификације трнова унутрашњег прстена



Слика 6-27 Напонско-деформацијско стање модела ДЕ-3-1 при почетку пластификације трнова спољашњег прстена

PE, Max. Principal S, Mises (Avg: 75%) (Avg: 75%) +3.214e-02 +2.947e-02 +2.679e-02 +2.411e-02 +6.421e+02 +5.886e+02 +5.351e+02 +4.816e+02 02 02 281e +02 -02 .607e 02 +02 +02 .211e .676e .339e-02 1410 +02 +02 .036e .357e -03 606 +1.000e+02 +1.071e+02 +5.360e+01 +1.016e-01 +2.679e-03 +0.000e+00 , 📩 , 📩

Слика 6-28 Напонско-деформацијско стање модела ДЕ-3-1 при померању активне плоче од 45 mm



Слика 6-29 Напонско-деформацијско стање модела ДЕ-4-1 при почетку пластификације трнова унутрашњег прстена



Слика 6-30 Напонско-деформацијско стање модела ДЕ-4-1 при почетку пластификације трнова спољашњег прстена



Слика 6-31 Напонско-деформацијско стање модела ДЕ-4-1 при померању активне плоче

o∂ 45 mm



Слика 6-32 Напонско-деформацијско стање модела ДЕ-5-1 при почетку пластификације трнова унутрашњег прстена



Слика 6-33 Напонско-деформацијско стање модела ДЕ-5-1 при почетку пластификације трнова спољашњег прстена



Слика 6-34 Напонско-деформацијско стање модела ДЕ-5-1 при померању активне плоче



Слика 6-35 Напонско-деформацијско стање модела ДЕ-6-1 при почетку пластификације трнова унутрашњег прстена



Слика 6-36 Напонско-деформацијско стање модела ДЕ-6-1 при почетку пластификације трнова спољашњег прстена



Слика 6-37 Напонско-деформацијско стање модела ДЕ-6-1 при померању активне плоче

o∂ 45 mm



Слика 6-38 Напонско-деформацијско стање модела ДЕ-7-1 при почетку пластификације трнова унутрашњег прстена



Слика 6-39 Напонско-деформацијско стање модела ДЕ-7-1 при почетку пластификације трнова спољашњег прстена

PE, Max. Principal (Avg: 75%) + 2:216e-02 + 2:216e-02 + 1:611e-02 + 1:611e-02 + 1:612e-02 + 1:628e-02 + 1:662e-03 + 1:007e-03 + 1:007e-03

Слика 6-40 Напонско-деформацијско стање модела ДЕ-7-1 при померању активне плоче од 45 mm



Слика 6-41 Напонско-деформацијско стање модела ДЕ-8-1 при почетку пластификације трнова унутрашњег прстена



Слика 6-42 Напонско-деформацијско стање модела ДЕ-8-1 при почетку пластификације трнова спољашњег прстена



Слика 6-43 Напонско-деформацијско стање модела ДЕ-8-1 при померању активне плоче од 45 mm

Хистерезисни одговори анализираних модела при цикличном померању активне плоче су приказани на Сликама 6-44 до 6-51. Уочава се да су у свим анализираним случајевима геометрије трнова хистерезисни одговори дисипатора енергије идентични по облику. Овај закључак је важан јер показује да се у инжењерској пракси могу варирати геометријске карактеристике трнова и увек очекивати стабилан и предвидив одговор дисипатора енергије при деловању земљотреса.



Слика 6-44 Хистерезисни одговор дисипатора енергије ДЕ-1-1 при цикличном померању активне плоче



Слика 6-45 Хистерезисни одговор дисипатора енергије ДЕ-2-1 при цикличном померању активне плоче



Слика 6-46 Хистерезисни одговор дисипатора енергије ДЕ-3-1 при цикличном померању активне плоче



Слика 6-47 Хистерезисни одговор дисипатора енергије ДЕ-4-1 при цикличном померању активне плоче



Слика 6-48 Хистерезисни одговор дисипатора енергије ДЕ-5-1 при цикличном померању активне плоче



Слика 6-49 Хистерезисни одговор дисипатора енергије ДЕ-6-1 при цикличном померању активне плоче



Слика 6-50 Хистерезисни одговор дисипатора енергије ДЕ-7-1 при цикличном померању активне плоче



Слика 6-51 Хистерезисни одговор дисипатора енергије ДЕ-8-1 при цикличном померању активне плоче

За све анализиране моделе нумеричком интеграцијом су срачунате површине хистерезисних петљи последњег циклуса оптерећење-растерећење, што представља меру утрошене енергије. Резултати су систематизовани у Табели 6-7. За упоредну анализу је дисипатор енергије ДЕ-8-1 одабран као референтни са 100 %, због најмање вредности утрошене енергије. Поредећи утрошену енергију модела ДЕ-1-1 и ДЕ-8-1 уочава се да геометријске карактеристике трнова значајно утичу на перформансе дисипатора енергије. При еквивалентном померању активне плоче, односно изоловане конструкције, значајно већу отпорну силу пружају трнови већег пречника попречног пресека, па је и значајно већа количина утрошене енергије при цикличном померању, што је очекиван резултат. Анализирањем модела код којих се разликују геометријске карактеристике трнова унутрашњег и спољашњег прстена јасно се уочава да је код модела код којих су трнови унутрашњег прстена мањег пречника него трнови спољашњег прстена и количина утрошене енергије мања у односу на моделе код којих су сви трнови истих геометријских карактеристика. Та разлика се у анализираним случајевима креће у границама од 10 % до 15 %. Разлика би могла бити и већа ако би пречници трнова унутрашњег прстена били значајније мањи од пречника трнова спољашњег прстена. Закључује се да се варирањем пречника трнова унутрашњег и спољашњег прстена може дизајнирати дисипатор енергије жељених перформанси за одређено пројектно дејство земљотреса.

Ознака модела	Утрошена енергија [kNmm, J]	Утрошена енергија [%]
ДЕ-1-1	10.812,20	482,72
ДЕ-2-1	9.819,01	438,38
ДЕ-3-1	7.313,45	326,52
ДЕ-4-1	6.390,18	285,30
ДЕ-5-1	4.506,36	201,19
ДЕ-6-1	4.026,13	179,75
ДЕ-7-1	2.512,23	112,16
ДЕ-8-1	2.239,83	100,00

Табела 6-7 Утрошена енергија у последњем циклусу оптерећење—растерећење анализираних варијанти геометрија трнова дисипатора енергије

На основу приказаних резултата хистерезисног одовора и дефинисаних крутости и смичућих сила (Табела 6-6) анализираних варијанти геометријских карактеристика трнова дисипатора енергије дефинисан је идеализовани хистерезисни дијаграм (Слика 6-52). Основу конструисање идеализованог хистерезисног дијаграма представља за идеализована зависност сила-померање дисипатора енергије при монотоно растућем оптерећењу (Слика 6-19). Пресечне тачке идеализованих дијаграма трнова унутрашњег и спољашњег прстена представљају тачке промене фазе одговора дисипатора енергије и промене крутости. Приликом конструисања идеализованог хистерезисног дијаграма занемарен је део при промени смера оптерећења јер у том тренутку долази до пада крутости дисипатора енергије све док не дође до поновног активирања трнова при померању активне плоче у супротном смеру. Због тога је максимално померање у идеализованом хистерезисном дијаграму једнако разлици стварног максималног померања активне плоче (δ_{max}) и зазора између трнова унутрашњег прстена и активне плоче (g_u).



Слика 6-52 Идеализовани хистерезисни одговор дисипатора енергије

6.7 Утицај величине зазора између активне плоче и вертикалних компонената на перформансе иновативног челичног дисипатора сеизмичке енергије

Величина зазора између активне плоче и трнова директно утиче на величину померања изоловане конструкције које изазива активирање трнова унутрашњег, односно спољашњег прстена. Зависности сила–померање анализираних модела различитих величина зазора, као и различитих геометријских карактеристика трнова, приказане су на Сликама 6-53 до 6-60. Закључује се да величина зазора не утиче на еластичну и постеластичну крутост дисипатора енергије. Такође, величина зазора не утиче на величину смичућих сила на прелазу између фаза одговора дисипатора енергије. Утицај величине зазора између активне плоче и трнова се огледа само у величини померања активне плоче које доводи до активирања трнова и до прелаза из једне у наредну фазу одговора дисипатора енергије. Ово је очекиван резултат и потврђен је у свим анализираним случајевима. На основу приказане анализе закључује се да се идеализоване зависности сила–померање могу дефинисати на основу резултата приказаних у Табели 6-6 и на Слици 6-19, при чему се разликује искључиво величина зазора између активне плоче и трнова унутрашњег прстена (g_u), односно спољашњег прстена (g_s).



Слика 6-53 Упоредна анализа зависности сила–померање услед монотоно растућег померања активне плоче дисипатора енергије ДЕ-1-1 и ДЕ-1-2



Слика 6-54 Упоредна анализа зависности сила–померање услед монотоно растућег померања активне плоче дисипатора енергије ДЕ-2-1 и ДЕ-2-2



Слика 6-55 Упоредна анализа зависности сила–померање услед монотоно растућег померања активне плоче дисипатора енергије ДЕ-3-1 и ДЕ-3-2



Слика 6-56 Упоредна анализа зависности сила–померање услед монотоно растућег померања активне плоче дисипатора енергије ДЕ-4-1 и ДЕ-4-2



Слика 6-57 Упоредна анализа зависности сила–померање услед монотоно растућег померања активне плоче дисипатора енергије ДЕ-5-1 и ДЕ-5-2



Слика 6-58 Упоредна анализа зависности сила–померање услед монотоно растућег померања активне плоче дисипатора енергије ДЕ-6-1 и ДЕ-6-2



Слика 6-59 Упоредна анализа зависности сила–померање услед монотоно растућег померања активне плоче дисипатора енергије ДЕ-7-1 и ДЕ-7-2


Слика 6-60 Упоредна анализа зависности сила–померање услед монотоно растућег померања активне плоче дисипатора енергије ДЕ-8-1 и ДЕ-8-2

Упоредне анализе хистерезисних петљи услед цикличног померања активне плоче, а за све анализиране варијанте геометрије трнова при различитим зазорима између активне плоче и трнова, приказане су на Сликама 6-61 до 6-68. Уочава се да су хистерезисне петље по облику идентичне, односно да је одговор дисипатора енергије стабилан без обзира на величину зазора између активне плоче и трнова. У случају мањег зазора хистерезисне петље су шире, па је и величина дисипиране енергије већа у тим случајевима. То је последица чињенице да се челични материјал пластификује при мањим померањима активне плоче у случају мањих зазора. Величине дисипиране енегије у зависности од величине зазора систематизоване су у Табели 6-8. Закључује се да су у свим случајевима различитих геометријских карактеристика трнова величине дисипиране енергије веће за око 20 % када је разматрана мања величина зазора између активне плоче и трнова од два анализирана случаја. Треба уочити да су величине зазора мање за око 20 %, па се закључује да је величина дисипиране енергије директно пропорционална величини зазора. Идеализоване хистерезисне зависности у случају различитих величина зазора се могу дефинисати на основу законитости приказаних у Поглављу 6.6, Слика 6-52. При томе само треба дефинисати одговарајућу величину зазора између активне плоче и трнова унутрашњег прстена (gu), односно величину зазора између активне плоче и трнова спољашњег прстена (g_s). Треба напоменути да избор малог зазора између активне плоче и трнова проузрокује да се трнови не деформишу доминантно савијањем, већ смицањем. Ово битно мења механизам функционисања дисипатора енергије и његов одговор на монотоно растуће и циклично померање активне плоче. Овакво понашање дисипатора енергије није предмет дисертације, већ су у дисертацији анализиране перформансе дисипатора енергије који има довољно велики зазор како би се омогућило савијање трнова.



Слика 6-61 Упоредна анализа хистерезисног одговора дисипатора енергије ДЕ-1-1 и ДЕ-1-2 при цикличном померању активне плоче



Слика 6-62 Упоредна анализа хистерезисног одговора дисипатора енергије ДЕ-2-1 и ДЕ-2-2 при цикличном померању активне плоче



Слика 6-63 Упоредна анализа хистерезисног одговора дисипатора енергије ДЕ-3-1 и ДЕ-3-2 при цикличном померању активне плоче



Слика 6-64 Упоредна анализа хистерезисног одговора дисипатора енергије ДЕ-4-1 и ДЕ-4-2 при цикличном померању активне плоче



Слика 6-65 Упоредна анализа хистерезисног одговора дисипатора енергије ДЕ-5-1 и ДЕ-5-2 при цикличном померању активне плоче



Слика 6-66 Упоредна анализа хистерезисног одговора дисипатора енергије ДЕ-6-1 и ДЕ-6-2 при цикличном померању активне плоче



Слика 6-67 Упоредна анализа хистерезисног одговора дисипатора енергије ДЕ-7-1 и ДЕ-7-2 при цикличном померању активне плоче



Слика 6-68 Упоредна анализа хистерезисног одговора дисипатора енергије ДЕ-8-1 и ДЕ-8-2 при цикличном померању активне плоче

Ознака модела	Утрошена енергија [kNmm, J]	Разлика [%]	
ДЕ-1-1	10.812,20	10.40	
ДЕ-1-2	12.804,83	18,43	
ДЕ-2-1	9.819,01	10.57	
ДЕ-2-2	11.740,91	19,57	
ДЕ-3-1	7.313,45	18,46	
ДЕ-3-2	8.663,72		
ДЕ-4-1	6.390,18	20,12	
ДЕ-4-2	7.675,69		
ДЕ-5-1	4.506,36	19,28	
ДЕ-5-2	5.375,12		
ДЕ-6-1	4.026,13	20,93	
ДЕ-6-2	4.868,74		
ДЕ-7-1	2.512,23	20,94	
ДЕ-7-2	3.038,26		
ДЕ-8-1	2.239,83	23,21	
ДЕ-8-2	2.759,77		

Табела 6-8 Утрошена енергија у последњем циклусу оптерећење—растерећење анализираних варијанти зазора између активне плоче и трнова дисипатора енергије

6.8 Утицај квалитета челичног материјала на перформансе иновативног челичног дисипатора сеизмичке енергије

У Поглављу 6.6 су анализирани дисипатори енергије различитих геометријских карактеристика трнова израђени од челика С45. Исти модели, али израђени од челика Х6Сr13 су анализирани у циљу одређивања утицаја механичких карактеристика челичног материјала на перформансе дисипатора енергије (Табела 6-1). Физичко-механичке карактеристике примењених челичних материјала су детаљно приказане у Поглављима 5.1 и 6.1. Битна разлика између ова два челична материјала се огледа у томе да челик С45 има нешто мањи модул еластичности и значајно већу границу течења и тангентни модул од челика Х6Сr13.

На Сликама 6-69 до 6-76 приказане су зависности сила–померање анализираних модела дисипатора енергије при монотоно растућем померању активне плоче до 45 mm. За сваки модел упоредно су приказани резултати за две поменуте врсте челичног материјала. Такође, дефинисане су вредности померања активне плоче и одговарајуће смичуће силе које одговарају почетку пластификације трнова унутрашњег, односно спољашњег прстена. Анализом приказаних резултата се закључује да модели од челика X6Cr13 имају нешто већу крутост у еластичној области у односу на моделе од челика С45,

што је последица већег модула еластичности материјала. Насупрот томе, постеластична крутост је значајно мања због мањег тангентног модула челика. При истом померању активне плоче, смичуће силе у дисипатору енергије су значајно мање када је дисипатор енергије од челика X6Cr13. То је директна последица ниже границе течења овог челика.



Слика 6-69 Упоредна анализа зависности сила–померање услед монотоно растућег померања активне плоче дисипатора енергије ДЕ-1-1 и ДЕ-1-3



Слика 6-70 Упоредна анализа зависности сила–померање услед монотоно растућег померања активне плоче дисипатора енергије ДЕ-2-1 и ДЕ-2-3



Слика 6-71 Упоредна анализа зависности сила–померање услед монотоно растућег померања активне плоче дисипатора енергије ДЕ-3-1 и ДЕ-3-3



Слика 6-72 Упоредна анализа зависности сила–померање услед монотоно растућег померања активне плоче дисипатора енергије ДЕ-4-1 и ДЕ-4-3



Слика 6-73 Упоредна анализа зависности сила–померање услед монотоно растућег померања активне плоче дисипатора енергије ДЕ-5-1 и ДЕ-5-3



Слика 6-74 Упоредна анализа зависности сила–померање услед монотоно растућег померања активне плоче дисипатора енергије ДЕ-6-1 и ДЕ-6-3



Слика 6-75 Упоредна анализа зависности сила–померање услед монотоно растућег померања активне плоче дисипатора енергије ДЕ-7-1 и ДЕ-7-3



Слика 6-76 Упоредна анализа зависности сила–померање услед монотоно растућег померања активне плоче дисипатора енергије ДЕ-8-1 и ДЕ-8-3

Параметри крутости и смичућих сила у различитим фазама одговора анализираних дисипатора енергије од челика X6Cr13 систематизовани су у Табели 6-9. Идеализована зависност сила–померање анализираних модела при монотоно растућем оптерећењу је еквивалентна као у Поглављу 6.6, Слика 6-19. Такође, применом ових параметара се дефинише идеализовани хистерезисни одговор дисипатора енергије (Слика 6-52).

			*	*		
Ознака	Крутост К _{ІІ}	Крутост К _Ш	Крутост К _{IV}	Крутост К _V	Смичућа сила	Смичућа сила
модела	[kN/mm]	[kN/mm]	[kN/mm]	[kN/mm]	F _{II-III} [kN]	F _{IV-V} [kN]
ДЕ-1-3	19,951	0,432	20,223	0,872	51,707	109,728
ДЕ-2-3	15,147	0,335	20,015	0,678	44,489	100,960
ДЕ-3-3	12,258	0,260	12,495	0,521	34,555	73,229
ДЕ-4-3	8,719	0,185	12,343	0,394	28,556	65,842
ДЕ-5-3	6,852	0,143	6,987	0,293	21,583	45,531
ДЕ-6-3	4,788	0,101	6,905	0,224	18,685	41,953
ДЕ-7-3	3,292	0,082	3,456	0,150	12,272	25,972
ДЕ-8-3	2,497	0,065	3,416	0,114	10,595	24,047

Табела 6-9 Крутости и смичуће силе анализираних варијанти дисипатора енергије од челика X6Cr13 по фазама одговора

Хистерезисни одговори анализиринаих модела при цикличном померању активне плоче приказани су на Сликама 6-77 до 6-84. На сликама су приказани и хистерезисни одговори модела дисипатора енергије од челика С45. Закључује се да су одговори дисипатора енергије стабилни без обзира на механичке карактеристике челичног материјала. Овим се потврђује могућност примене различитих челика у циљу дизајнирања дисипатора енергије оптималних перформанси за деловање очекиваног земљотреса у одређеним регијама.



Слика 6-77 Упоредна анализа хистерезисног одговора дисипатора енергије ДЕ-1-1 и ДЕ-1-3 при цикличном померању активне плоче



Слика 6-78 Упоредна анализа хистерезисног одговора дисипатора енергије ДЕ-2-1 и ДЕ-2-3 при цикличном померању активне плоче



Слика 6-79 Упоредна анализа хистерезисног одговора дисипатора енергије ДЕ-3-1 и ДЕ-3-3 при цикличном померању активне плоче



Слика 6-80 Упоредна анализа хистерезисног одговора дисипатора енергије ДЕ-4-1 и ДЕ-4-3 при цикличном померању активне плоче



Слика 6-81 Упоредна анализа хистерезисног одговора дисипатора енергије ДЕ-5-1 и ДЕ-5-3 при цикличном померању активне плоче



Слика 6-82 Упоредна анализа хистерезисног одговора дисипатора енергије ДЕ-6-1 и ДЕ-6-3 при цикличном померању активне плоче



Слика 6-83 Упоредна анализа хистерезисног одговора дисипатора енергије ДЕ-7-1 и ДЕ-7-3 при цикличном померању активне плоче



Слика 6-84 Упоредна анализа хистерезисног одговора дисипатора енергије ДЕ-8-1 и ДЕ-8-3 при цикличном померању активне плоче

Величина дисипиране енергије се анализира при циклусу максимално анализираног померања активне плоче од ± 40 mm, као и при нешто мањем померању од ± 30 mm. Циљ је да се анализира утицај квалитета челичног материјала при различитим величинама померања активне плоче. На Сликама 6-85 до 6-100 приказане су хистерезисне петље анализираних модела дисипатора енергије. Измерене површине хистерезисних петљи, које представљају количину дисипиране енергије систематизоване су у Табели 6-10. Као референтне вредности упоредне анализе усвојене су величине дисипиране енергије модела од челика С45 за сваки тип геометрије трнова. Закључује се да у случају модела код којих вертикалне компоненте имају веће пречнике попречних пресека (ДЕ-1 до ДЕ-5), применом челика који има већу границу течења и тангентни модул, остварује се и већа дисипација енергије. У случајевима мањих пречника трнова (ДЕ-6 до ДЕ-8) и у случају мањих померања активне плоче (±30 mm) примена челика са мањом границом течења и нижим тангентним модулом се постиже већа дисипација енергије. Ово се може објаснити чињеницом да ће до пластификације материјала X6Cr13 доћи при мањем померању у односу на моделе од челика С45. Такође, због веће дуктилности (однос границе кидања и границе течења) челика X6Cr13 при једнаким померањима развиће се веће пластичне дилатације у односу на челик С45. Због тога је хистерезисна петља шира, а последично и дисипирана енергија већа, у случају модела од челика X6Cr13. Ово важи у варијантама када су димензије пречника трнова мање и при мањим померањима активне плоче. Због тога се може извести закључак да у случају јаких земљотреса, када се дизајнира дисипатор енергије са трновима већег пречника, треба примењивати челик са већом границом течења и границом кидања. Насупрот томе, у случају слабих земљотреса и мањих померања изоловане конструкције већа дисипација енергије се постиже применом трнова мањег пречника израђених од челика са нижом границом течења, али који поседује већу дуктилност.



Слика 6-85 Упоредна анализа одговора дисипатора енергије ДЕ-1-1 и ДЕ-1-3 при цикличном померању активне плоче ±40 mm



Слика 6-86 Упоредна анализа одговора дисипатора енергије ДЕ-1-1 и ДЕ-1-3 при цикличном померању активне плоче ±30 mm



Слика 6-87 Упоредна анализа одговора дисипатора енергије ДЕ-2-1 и ДЕ-2-3 при цикличном померању активне плоче ±40 mm



Слика 6-88 Упоредна анализа одговора дисипатора енергије ДЕ-2-1 и ДЕ-2-3 при цикличном померању активне плоче ±30 mm



Слика 6-89 Упоредна анализа одговора дисипатора енергије ДЕ-3-1 и ДЕ-3-3 при цикличном померању активне плоче ±40 mm



Слика 6-90 Упоредна анализа одговора дисипатора енергије ДЕ-3-1 и ДЕ-3-3 при цикличном померању активне плоче ±30 mm



Слика 6-91 Упоредна анализа одговора дисипатора енергије ДЕ-4-1 и ДЕ-4-3 при цикличном померању активне плоче ±40 mm



Слика 6-92 Упоредна анализа одговора дисипатора енергије ДЕ-4-1 и ДЕ-4-3 при цикличном померању активне плоче ±30 mm



Слика 6-93 Упоредна анализа одговора дисипатора енергије ДЕ-5-1 и ДЕ-5-3 при цикличном померању активне плоче ±40 mm



Слика 6-94 Упоредна анализа одговора дисипатора енергије ДЕ-5-1 и ДЕ-5-3 при цикличном померању активне плоче ±30 mm



Слика 6-95 Упоредна анализа одговора дисипатора енергије ДЕ-6-1 и ДЕ-6-3 при цикличном померању активне плоче ±40 mm



Слика 6-96 Упоредна анализа одговора дисипатора енергије ДЕ-6-1 и ДЕ-6-3 при цикличном померању активне плоче ±30 mm



Слика 6-97 Упоредна анализа одговора дисипатора енергије ДЕ-7-1 и ДЕ-7-3 при цикличном померању активне плоче ±40 mm



Слика 6-98 Упоредна анализа одговора дисипатора енергије ДЕ-7-1 и ДЕ-7-3 при цикличном померању активне плоче ±30 mm



Слика 6-99 Упоредна анализа одговора дисипатора енергије ДЕ-8-1 и ДЕ-8-3 при цикличном померању активне плоче ±40 mm



Слика 6-100 Упоредна анализа одговора дисипатора енергије ДЕ-8-1 и ДЕ-8-3 при цикличном померању активне плоче ±30 mm

Ознака молела	Утрошена енергија [kNmm, J]				
o shaka modena	Померање ±40 mm	Разлика [%]	Померање ±30 mm	Разлика [%]	
ДЕ-1-1	10.812,20	-27.86	4.637,40	-12,52	
ДЕ-1-3	7.799,56	-27,80	4.057,02		
ДЕ-2-1	9.819,01	-22.09	3.945,89	6.17	
ДЕ-2-3	7.355,78	-22,09	3.702,53	-0,17	
ДЕ-3-1	7.313,45	-25.96	3.087,80	0 77	
ДЕ-3-3	5.414,82	-25,90	2.786,03	-7,11	
ДЕ-4-1	6.390,18	-22.06	2.441,53	-0.06	
ДЕ-4-3	4.980,79	22,00	2.440,08	0,00	
ДЕ-5-1	4.506,36	-23.04	1.832,43	-4.82	
ДЕ-5-3	3.468,29	25,04	1.744,07	-7,02	
ДЕ-6-1	4.026,13	-19.01	1.476,44	6.38	
ДЕ-6-3	3.260,73	19,01	1.570,57	0,50	
ДЕ-7-1	2.512,23	-17.83	957,67	4 14	
ДЕ-7-3	2.064,41	17,00	997,36	1,17	
ДЕ-8-1	2.239,83	-12 52	743,16	21.28	
ДЕ-8-3	1.959,30	12,32	901,30	21,20	

Табела 6-10 Упоредна анализа утрошене енергије при различитим величинама цикличног померања активне плоче

6.9 Дискусија

Перформансе иновативног челичног дисипатора сеизмичке енергије битно зависе од геометријских карактеристика трнова, величине зазора између активне плоче и трнова унутрашњег, односно спољашњег прстена, као и од квалитета челичног материјала од кога су трнови израђени. У овом поглављу су анализиране различите варијанте ових битних фактора, а у циљу одређивања перформанси дисипатора енергије и извођења начелних закључака. Чињеница да велики број параметара утиче на одговор дисипатора енергије, како при монотоно растућем, тако и при цикличном оптерећењу, отежава практичну примену овог дисипатора енергије у свакодневној инжењерској пракси. Развијени нумерички модел је поуздан и верификован, па се може користити у даљим научним истраживањима. Међутим, за практично одређивање перформанси дисипатора енергије, што би омогућило његову примену, потребно је дефинисати једноставнији прорачунски апарат, а што ће бити приказано у наставку дисертације.

7 Аналитички модел за анализу зависности сила–померање иновативног челичног дисипатора сеизмичке енергије

7.1 Теоријске основе аналитичког модела

На основу анализе склопа дисипатора енергије приказане у Поглављу 6.4 доказано је да је крутост, односно носивост, дисипатора енергије једнака суми крутости, односно носивости, свих појединачних трнова дисипатора енергије. На основу тога се може развити аналитички модел за анализу зависности сила–померање појединачног трна дисипатора енергије, а затим се једноставним сумирањем по свим трновима добити зависност сила–померање целог склопа дисипатора енергије.

Полазна основа напонско-деформацијске анализе неког физичког модела је дефинисање адекватног прорачунског модела. За анализу зависности сила-померање трна дисипатора енергије претпоставља се да је трн фиксиран у доњу основну плочу. На контакту навртке и доње основне плоче не долази до ротације навртке, али је горња површина навртке слободна. Због тога се у прорачунском моделу усваја да је трн круто уклештен у нивоу средње равни навртке. Активна плоча се помера заједно са изолованом конструкцијом и када дође до контакта између активне плоче и трна долази до уношења оптерећења у трн дисипатора енергије. У прорачунском моделу се усваја да је зона уношења оптерећења у средњој равни горње активне плоче. Део горњег цилиндра од зоне уношења оптерећења ка слободном крају не утиче значајно на напонско-деформацијско стање трна, па је тај део занемарен. Активна плоча не спречава деформацију пресека трна у зони уношења оптерећења, па се у прорачунском моделу усваја да трн има слободан крај у зони уношења оптерећења, чиме се као статички систем трна добија конзола распона h. Распон конзоле је једнак збиру половине дебљине навртке $(d_n/2)$, висине трна (h_1) и дужине горњег цилиндра до зоне уношења оптерећења (h₃) (Слика 7-1). Прорачунски модел је поједностављен занемаривањем попречног пресека навртке и горњег цилиндра, па се конзолни носач третира као носач кружног попречног пресека линеарно променљивог дуж осе носача. При томе је пречник попречног пресека код уклештења d_b, а пречник попречног пресека слободног краја d_v (Слика 7-1).

У физичком моделу, као и у нумеричком, оптерећење се дефинише као померање активне плоче, а смичућа сила се добија као реакција ослонца. У аналитичком моделу се, због једноставности анализе, зависност сила–померање одређује тако што се за дефинисану вредност силе F одређује величина померања слободног краја конзоле. Радни дијаграм челичног материјала у аналитичком моделу је усвојен исто као у нумеричком моделу (Слика 5-3, Слика 6-5), па аналитички модел обухвата материјалну нелинеарност. Претпоставке о малим деформацијама и малим померањима су уведене, па није обухваћена геометријска нелинеарност. Одређивање величине померања слободног краја конзоле може се раставити на одређивање померања у еластичној и пластичној области понашања челичног материјала.



Слика 7-1 Прорачунски модел за одређивање зависности сила-померање трна

7.1.1 Еластична област понашања материјала

Конзолни носач је у еластичној области када је максимални нормални напон мањи од напона на граници течења материјала (f_y). До пластификације челичног материјала ће доћи када се вредност нормалног напона у најоптерећенијим влакнима попречног пресека изједначи са напоном на граници течења челичног материјала. Када је понашање челичног материјала линеарно еластично момент савијања у неком пресеку је пропорционалан интензитету силе и краку силе до пресека, па се функција промене момента савијања дуж осе конзоле на основу Слике 7-2 може написати у облику:

$$M(x) = F \cdot (h - x). \tag{7-1}$$





Максимални момент савијања је у пресеку код уклештења:

$$M_{max} = F \cdot h. \tag{7-2}$$

Функција промене пречника попречног пресека, односно момента инерције попречног пресека, дуж осе конзолног носача може се извести на основу Слике 7-2:

$$d(x) = d_v + (d_b - d_v) \cdot \frac{h - x}{h}, \qquad (7-3)$$

$$I_{z}(x) = \frac{d(x)^{4} \cdot \pi}{64} = \frac{\left[d_{v} + (d_{b} - d_{v}) \cdot \frac{h - x}{h}\right]^{4} \cdot \pi}{64}.$$
(7-4)

Максимална вредност нормалног напона у попречном пресеку не мора бити у пресеку код уклештења, јер промена нормалног напона није функција само промене момента савијања, већ и функција промене отпорног момента пресека који је функција трећег степена по променљивој координати дуж осе конзоле:

$$\sigma(\mathbf{x}) = \frac{\mathbf{M}(\mathbf{x})}{\mathbf{I}_{z}(\mathbf{x})} \cdot \frac{\mathbf{d}(\mathbf{x})}{2} = \frac{\mathbf{F} \cdot (\mathbf{h} - \mathbf{x})}{\left[\mathbf{d}_{v} + (\mathbf{d}_{b} - \mathbf{d}_{v}) \cdot \frac{\mathbf{h} - \mathbf{x}}{\mathbf{h}}\right]^{4} \cdot \pi} \cdot \frac{\mathbf{d}_{v} + (\mathbf{d}_{b} - \mathbf{d}_{v}) \cdot \frac{\mathbf{h} - \mathbf{x}}{\mathbf{h}}}{2} = \frac{32 \cdot \mathbf{F} \cdot (\mathbf{h} - \mathbf{x})}{64} \cdot (7-5)$$

$$= \frac{32 \cdot \mathbf{F} \cdot (\mathbf{h} - \mathbf{x})}{\left[\mathbf{d}_{v} + (\mathbf{d}_{b} - \mathbf{d}_{v}) \cdot \frac{\mathbf{h} - \mathbf{x}}{\mathbf{h}}\right]^{3} \cdot \pi} \cdot (7-5)$$

Положај пресека (x_e) у коме нормални напон у најудаљенијим влакнима од тежишне (неутралне) осе има екстремну вредност може се одредити на основу дефиниције екстремума функције, односно из услова да је први извод функције промене нормалног напона дуж осе конзоле једнак нули:

$$\frac{d\sigma(x)}{dx} = \frac{d}{dx} \frac{32 \cdot F \cdot (h-x)}{\left[d_v + (d_b - d_v) \cdot \frac{h-x}{h}\right]^3 \cdot \pi} =$$

$$= \frac{96 \cdot (d_b - d_v) \cdot F \cdot (h-x)}{\left[d_v + (d_b - d_v) \cdot \frac{h-x}{h}\right]^4 \cdot \pi \cdot h} - \frac{32 \cdot F}{\left[d_v + (d_b - d_v) \cdot \frac{h-x}{h}\right]^3 \cdot \pi} = 0,$$

$$x_e = \frac{\left(2 \cdot d_b - 3 \cdot d_v\right) \cdot h}{2 \cdot (d_b - d_v)}.$$
(7-6)
(7-7)

Изједначавањем релације (7-7) са нулом дефинише се услов при коме је екстремна вредност нормалног напона у пресеку код уклештења:

$$x_{e} = \frac{\left(2 \cdot d_{b} - 3 \cdot d_{v}\right) \cdot h}{2 \cdot \left(d_{b} - d_{v}\right)} = 0 \implies 2 \cdot d_{b} - 3 \cdot d_{v} = 0 \implies \frac{d_{b}}{d_{v}} = 1,50.$$

$$(7-8)$$

На основу релације (7-8) се закључује да нормални напон има екстремну вредност у пресеку код уклештења када је однос пречника попречног пресека код уклештења и на слободном крају конзоле 1,50. Када је тај однос мањи од 1,50, екстремна вредност функције промене нормалног напона дуж осе конзоле је ван носача, пре уклештења, што представља нереално решење. На основу претходног, може се закључити да нормални напон има екстремну вредност у уклештењу када је однос пречника попречника попречних пресека мањи или једнак 1,50, а у случају да је тај однос већи од 1,50 екстремна вредност нормалног напона се налази у пресеку дуж осе носача.

Максимална вредност нормалног напона у попречном пресеку у случају када је однос пречника попречног пресека код уклештења и слободног краја конзоле мањи или једнак 1,50, узимајући у обзир претходна разматрања, је:

$$\sigma_{\max} = \frac{M_{\max}}{I_z} \cdot y_{\max} = \frac{F \cdot h}{\frac{d_b^4 \cdot \pi}{64}} \cdot \frac{d_b}{2} = \frac{32 \cdot F \cdot h}{d_b^3 \cdot \pi}.$$
(7-9)

док је у случају да је однос пречника попречних пресека већи од 1,50:

 $=\frac{32\cdot\mathrm{F}\cdot\left(h-\frac{(2\cdot\mathrm{d}_{b}-3\cdot\mathrm{d}_{v})\cdot\mathrm{h}}{2\cdot(\mathrm{d}_{b}-\mathrm{d}_{v})}\right)}{(1.50\cdot\mathrm{d}_{v})^{3}\cdot\pi}.$

$$d(x_{e}) = d_{v} + (d_{b} - d_{v}) \cdot \frac{h - \frac{(2 \cdot d_{b} - 3 \cdot d_{v}) \cdot h}{2 \cdot (d_{b} - d_{v})}}{h} =$$

$$= d_{v} + (d_{b} - d_{v}) \cdot \left[1 - \frac{(2 \cdot d_{b} - 3 \cdot d_{v})}{2 \cdot (d_{b} - d_{v})}\right] = 1,50 \cdot d_{v},$$

$$I_{z}(x_{e}) = \frac{d(x_{e})^{4} \cdot \pi}{64} = \frac{(1,50 \cdot d_{v})^{4} \cdot \pi}{64},$$
(7-11)
$$\sigma_{max} = \frac{M(x_{e})}{I_{z}(x_{e})} \cdot \frac{d(x_{e})}{2} = \frac{F \cdot \left(h - \frac{(2 \cdot d_{b} - 3 \cdot d_{v}) \cdot h}{2 \cdot (d_{b} - d_{v})}\right)}{\frac{(1,50 \cdot d_{v})^{4} \cdot \pi}{64}} \cdot \frac{1,50 \cdot d_{v}}{2} =$$
(7-12)

Из услова да је максимални нормални напон једнак напону на граници течења челичног материјала одређује се интензитет силе (F_y) који одговара почетку пластификације челичног материјала:

$$\sigma_{\max} = \frac{32 \cdot F \cdot h}{d_b^3 \cdot \pi} = f_y \rightarrow F_y = \frac{f_y \cdot d_b^3 \cdot \pi}{32 \cdot h} \quad (\text{случај } \frac{d_b}{d_v} \le 1,50),$$

$$\sigma_{\max} = \frac{32 \cdot F \cdot \left(h - \frac{\left(2 \cdot d_b - 3 \cdot d_v\right) \cdot h}{2 \cdot \left(d_b - d_v\right)}\right)}{\left(1,50 \cdot d_v\right)^3 \cdot \pi} = f_y \rightarrow$$

$$\rightarrow F_y = \frac{f_y \cdot \left(1,50 \cdot d_v\right)^3 \cdot \pi}{32 \cdot \left(h - \frac{\left(2 \cdot d_b - 3 \cdot d_v\right) \cdot h}{2 \cdot \left(d_b - d_v\right)}\right)} \quad (\text{случај } \frac{d_b}{d_v} > 1,50).$$

$$(7-14)$$

односно момент савијања (М_у) који одговара почетку пластификације челичног материјала:

$$M_{y} = F_{y} \cdot h = \frac{f_{y} \cdot d_{b}^{3} \cdot \pi}{32} \quad (случаj \frac{d_{b}}{d_{y}} \le 1,50),$$
(7-15)

$$M_{y} = F_{y} \cdot (h - x_{e}) = \frac{f_{y} \cdot (1, 50 \cdot d_{v})^{3} \cdot \pi}{32 \cdot \left(h - \frac{(2 \cdot d_{b} - 3 \cdot d_{v}) \cdot h}{2 \cdot (d_{b} - d_{v})}\right)} \cdot \left(h - \frac{(2 \cdot d_{b} - 3 \cdot d_{v}) \cdot h}{2 \cdot (d_{b} - d_{v})}\right) = \frac{f_{y} \cdot (1, 50 \cdot d_{v})^{3} \cdot \pi}{32} \quad (\text{случај } \frac{d_{b}}{d_{v}} > 1, 50).$$

$$(7-16)$$

Релацијама (7-13) и (7-15) дефинисани су смичућа сила, односно момент савијања, који одговарају почетку пластификације челичног материјала у случају када је однос пречника попречног пресека код уклештења и пречника попречног пресека слободног краја конзоле мањи или једнак 1,50, док су релацијама (7-14) и (7-16) дефинисане исте величине у случају када је однос пречника попречних пресека већи од 1,50.

У случају када је оптерећење мањег интензитета од оптерећења које одговара почетку пластификације ($F \le F_y$) челични материјал је у еластичној области и проблем анализе зависности сила–померање је линеаран. Кривина еластичне линије се може дефинисати као:

$$\kappa = \frac{\frac{\mathrm{d}^2 \mathrm{v}}{\mathrm{dx}^2}}{\left[1 + \left(\frac{\mathrm{dv}}{\mathrm{dx}}\right)^2\right]^{\frac{3}{2}}}.$$
(7-17)

У случају малих деформација, нагиб тангенте на еластичну линију dv/dx је мала величина, а квадрат те величине је мала величина вишег реда и може се занемарити [322], [323], па се кривина еластичне линије може приказати у облику:

$$\kappa = \frac{d^2 v}{dx^2}.$$
(7-18)

На основу Бернули-Ојлерове формуле (*Bernoulli-Euler*) може се дефинисати веза између кривине функције угиба, функције момента савијања и функције крутости на савијање дуж осе конзолног носача, уз напомену да је ова релација задовољавајуће тачности када је деформација смицањем занемарљива [322]:

$$\kappa = \frac{d^2 v}{dx^2} = \frac{M(x)}{EI(x)}.$$
(7-19)

Сменом израза (7-1) и (7-4) у једначину (7-19) изводи се диференцијална једначина еластичне линије конзолног носача:

$$\frac{\mathrm{d}^{2}\mathrm{v}}{\mathrm{d}x^{2}} = \frac{\mathrm{F}\cdot(\mathrm{h}-\mathrm{x})}{\mathrm{E}\cdot\left[\frac{\mathrm{d}_{\mathrm{v}}+(\mathrm{d}_{\mathrm{b}}-\mathrm{d}_{\mathrm{v}})\cdot\frac{\mathrm{h}-\mathrm{x}}{\mathrm{h}}\right]^{4}\cdot\pi}{64}} = \frac{64\cdot\mathrm{F}\cdot(\mathrm{h}-\mathrm{x})}{\mathrm{E}\cdot\pi\cdot\left[\mathrm{d}_{\mathrm{v}}+(\mathrm{d}_{\mathrm{b}}-\mathrm{d}_{\mathrm{v}})\cdot\frac{\mathrm{h}-\mathrm{x}}{\mathrm{h}}\right]^{4}}.$$
(7-20)

Диференцијална једначина је другог степена и може се решити интеграцијом. Првом интеграцијом се одређује први извод функције еластичне линије. Узимајући у обзир претпоставку о малим деформацијама (tg $\phi = \phi$) први извод функције еластичне линије представља функцију нагиба тангенте на еластичну линију (dv/dx = ϕ):

$$\frac{dv}{dx} = \varphi(x) = \int \frac{64 \cdot F \cdot (h - x)}{E \cdot \pi \cdot \left[d_v + (d_b - d_v) \cdot \frac{h - x}{h}\right]^4} dx =
= \frac{32 \cdot F \cdot h^4 \cdot (3 \cdot d_b \cdot h - 2 \cdot d_v \cdot h - 3 \cdot d_b \cdot x + 3 \cdot d_v \cdot x)}{3 \cdot (d_b - d_v)^2 \cdot E \cdot \pi \cdot \left[d_b \cdot (h - x) + d_v \cdot x\right]^3} + C_1.$$
(7-21)

Другом интеграцијом се одређује функција еластичне линије:

$$v(x) = \int \left\{ \frac{32 \cdot F \cdot h^4 \cdot (3 \cdot d_b \cdot h - 2 \cdot d_v \cdot h - 3 \cdot d_b \cdot x + 3 \cdot d_v \cdot x)}{3 \cdot (d_b - d_v)^2 \cdot E \cdot \pi \cdot [d_b \cdot (h - x) + d_v \cdot x]^3} + C_1 \right\} dx =$$

$$= \frac{32 \cdot F \cdot h^4 \cdot (3 \cdot d_b \cdot h - d_v \cdot h - 3 \cdot d_b \cdot x + 3 \cdot d_v \cdot x)}{3 \cdot (d_b - d_v)^3 \cdot E \cdot \pi \cdot [d_b \cdot (h - x) + d_v \cdot x]^2} + C_1 \cdot x + C_2.$$
(7-22)

Интеграционе константе C₁ и C₂ се одређују из граничних услова. Круто уклештење спречава померање и ротацију попречног пресека, па су гранични услови и интеграционе константе:

$$\varphi(0) = 0 \rightarrow C_1 = -\frac{32 \cdot F \cdot h^4 \cdot (3 \cdot d_b \cdot h - 2 \cdot d_v \cdot h)}{3 \cdot (d_b - d_v)^2 \cdot E \cdot \pi \cdot (d_b \cdot h)^3},$$
(7-23)

$$\mathbf{v}(0) = 0 \rightarrow \mathbf{C}_{2} = -\frac{32 \cdot \mathbf{F} \cdot \mathbf{h}^{4} \cdot (3 \cdot \mathbf{d}_{b} \cdot \mathbf{h} - \mathbf{d}_{v} \cdot \mathbf{h})}{3 \cdot (\mathbf{d}_{b} - \mathbf{d}_{v})^{3} \cdot \mathbf{E} \cdot \pi \cdot (\mathbf{d}_{b} \cdot \mathbf{h})^{2}}.$$
(7-24)

Сменом једначина (7-23) и (7-24) у решење (7-22) добија се коначна функција еластичне линије конзолног носача у еластичној области понашања челичног материјала:

$$\mathbf{v}(\mathbf{x}) = \frac{32 \cdot \mathbf{F} \cdot \mathbf{h}^{4} \cdot (3 \cdot \mathbf{d}_{b} \cdot \mathbf{h} - \mathbf{d}_{v} \cdot \mathbf{h} - 3 \cdot \mathbf{d}_{b} \cdot \mathbf{x} + 3 \cdot \mathbf{d}_{v} \cdot \mathbf{x})}{3 \cdot (\mathbf{d}_{b} - \mathbf{d}_{v})^{3} \cdot \mathbf{E} \cdot \pi \cdot [\mathbf{d}_{b} \cdot (\mathbf{h} - \mathbf{x}) + \mathbf{d}_{v} \cdot \mathbf{x}]^{2}} - \frac{32 \cdot \mathbf{F} \cdot \mathbf{h}^{4} \cdot (3 \cdot \mathbf{d}_{b} \cdot \mathbf{h} - 2 \cdot \mathbf{d}_{v} \cdot \mathbf{h})}{3 \cdot (\mathbf{d}_{b} - \mathbf{d}_{v})^{2} \cdot \mathbf{E} \cdot \pi \cdot (\mathbf{d}_{b} \cdot \mathbf{h})^{3}} \cdot \mathbf{x} - \frac{32 \cdot \mathbf{F} \cdot \mathbf{h}^{4} \cdot (3 \cdot \mathbf{d}_{b} \cdot \mathbf{h} - \mathbf{d}_{v} \cdot \mathbf{h})}{3 \cdot (\mathbf{d}_{b} - \mathbf{d}_{v})^{2} \cdot \mathbf{E} \cdot \pi \cdot (\mathbf{d}_{b} \cdot \mathbf{h})^{3}} \cdot \mathbf{x} - \frac{32 \cdot \mathbf{F} \cdot \mathbf{h}^{4} \cdot (3 \cdot \mathbf{d}_{b} \cdot \mathbf{h} - \mathbf{d}_{v} \cdot \mathbf{h})}{3 \cdot (\mathbf{d}_{b} - \mathbf{d}_{v})^{3} \cdot \mathbf{E} \cdot \pi \cdot (\mathbf{d}_{b} \cdot \mathbf{h})^{2}}.$$
(7-25)

Померање слободног краја конзоле услед деловања силе која одговара почетку пластификације може се одредити на основу једначине (7-25):

$$\mathbf{v}(\mathbf{h}) = \frac{64 \cdot \mathbf{F}_{y} \cdot \mathbf{h}^{4} \cdot \mathbf{d}_{v} \cdot \mathbf{h}}{3 \cdot (\mathbf{d}_{b} - \mathbf{d}_{v})^{3} \cdot \mathbf{E} \cdot \boldsymbol{\pi} \cdot (\mathbf{d}_{v} \cdot \mathbf{h})^{2}} - \frac{32 \cdot \mathbf{F}_{y} \cdot \mathbf{h}^{4} \cdot (3 \cdot \mathbf{d}_{b} \cdot \mathbf{h} - 2 \cdot \mathbf{d}_{v} \cdot \mathbf{h})}{3 \cdot (\mathbf{d}_{b} - \mathbf{d}_{v})^{2} \cdot \mathbf{E} \cdot \boldsymbol{\pi} \cdot (\mathbf{d}_{b} \cdot \mathbf{h})^{3}} \cdot \mathbf{h} - \frac{32 \cdot \mathbf{F}_{y} \cdot \mathbf{h}^{4} \cdot (3 \cdot \mathbf{d}_{b} \cdot \mathbf{h} - \mathbf{d}_{v} \cdot \mathbf{h})}{3 \cdot (\mathbf{d}_{b} - \mathbf{d}_{v})^{2} \cdot \mathbf{E} \cdot \boldsymbol{\pi} \cdot (\mathbf{d}_{b} \cdot \mathbf{h})^{3}} \cdot \mathbf{h} - \frac{32 \cdot \mathbf{F}_{y} \cdot \mathbf{h}^{4} \cdot (3 \cdot \mathbf{d}_{b} \cdot \mathbf{h} - \mathbf{d}_{v} \cdot \mathbf{h})}{3 \cdot (\mathbf{d}_{b} - \mathbf{d}_{v})^{3} \cdot \mathbf{E} \cdot \boldsymbol{\pi} \cdot (\mathbf{d}_{b} \cdot \mathbf{h})^{2}}.$$
(7-26)

Померање слободног краја конзолног носача према изразу (7-26) представља померање трна дисипатора енергије од тренутка када се оствари контакт између активне плоче и трна, односно од тренутка савијања трна. Да би се успоставила зависност силапомерање дисипатора енергије потребно је срачунатом померању слободног краја конзолног носача додати величину зазора између активне плоче и трна (g_u, g_s).

У случајевима када је померање активне плоче мање од зазора између активне плоче и трна не акумулира се смичућа сила у трну (дисипатор енергије је неактиван). Укупна смичућа сила у дисипатору енергије једнака је збиру смичућих сила у појединачним трновима (F_{y,i}) срачунатим према изразу (7-13), односно (7-14), у зависности од односа пречника попречног пресека код уклештења и пречника попречног пресека слободног краја конзоле:

$$F = \sum_{i=1}^{n} F_{y,i},$$
(7-27)

при чему је померање активне плоче дефинисано једначином (7-26).

Изразима (7-26) и (7-27) дефинисана је зависност сила-померање дисипатора енергије у еластичној области понашања челичног материјала.

7.1.2 Пластична област понашања материјала

За анализу зависности сила померање трна дисипатора енергије у пластичној области понашања челичног материјала (F > F_y) неопходно је дефинисати вредност момента савијања у попречном пресеку у функцији величине дела попречног пресека који се пластификовао. У анализи напонско-деформацијског стања пластификованог дела носача задржава се хипотеза о равним пресецима која за последицу има линеарну расподелу дилатација по висини попречног пресека [324], [325]. Напонско-деформацијско стање конзолног носача у пластичној области понашања челичног материјала приказано је на Слици 7-3. Са повећањем интензитета спољашње силе F долази до проширивања пластификоване зоне попречног пресека од најудаљенијих влакана ка неутралној оси (дуж у осе). Пластификовани део попречног пресека је симетричан у односу на z осу, јер је попречни пресек симетричан. Такође, истовремено се повећава пластификована зона дуж осе конзолног носача (x оса). Граница између пластификоване и еластичне зоне дуж осе носача (x_p) може се одредити из услова да је дилатација у најудаљенијим влакнима попречног пресека чији је положај дефинисан растојањем x_p једнака дилатацији на граници течења челичног материја (ε_y):

$$\varepsilon = \varepsilon_y, \ \varepsilon = \frac{\sigma}{E}, \ \varepsilon_y = \frac{f_y}{E},$$
(7-28)

$$\frac{\sigma}{E} = \frac{F \cdot (h - x_p)}{E \cdot \frac{d(x_p)^4 \cdot \pi}{64}} \cdot \frac{d(x_p)}{2} = \frac{32 \cdot F \cdot (h - x_p)}{E \cdot d(x_p)^3},$$
(7-29)

$$\frac{32 \cdot F \cdot (h - x_p)}{E \cdot \left[d_v + (d_b - d_v) \cdot \frac{h - x_p}{h}\right]^3} = \frac{f_y}{E}.$$
(7-30)

Једначина (7-30) је трећег степена по непознатој величини x_p . У случају када је однос пречника попречног пресека код уклештења и пречника попречног пресека слободног краја конзоле мањи или једнак 1,50 једначина (7-30) има једно од три решења које је реално и које се користи у даљој анализи (Слика 7-3). У случају када је однос пречника попречних пресека већи од 1,50 постоје два реална решења, при чему једно дефинише пластификовану зону дуж осе конзолног носача од пресека у коме почиње пластификација (x_e) ка пресеку код уклештења (x_p^l), а друго дефинише пластификовану зону дуж осе конзолног носача ка слободном крају (x_p^d) (Слика 7-3). При одређеном интезитету силе F пластификована зона ће се проширити све до пресека код уклештења, па са даљим повећањем интензитета силе једначина (7-30) има једно реално решење које дефинише пластификовану зону дуж осе конзолног носача, аналогно као у случају када је однос пречника попречних пресека мањи или једнак 1,50.



Слика 7-3 Напонско-деформацијско стање носача након пластификације челичног материјала

Момент савијања након пластификације дела попречног пресека може се дефинисати анализом пресека на произвољном растојању х од уклештења (Слика 7-3). Део попречног пресека од неутралне осе (z оса) који је у еластичној области понашања челичног материјала је дефинисан растојањем $\eta(x)$, док је осенчени део попречног пресека пластификован (Слика 7-3). У еластичном делу нормални напони су пропорционални са дилатацијама, при чему је коефицијент пропорционалности модул еластичности (Е). У пластификованом делу попречног пресека нормални напони су пропорционални дилатацијама, а коефицијент пропорционалности је, према усвојеном материјалном моделу, тангентни модул (E_t). У крајњим влакнима је дилатација једнака збиру дилатације на граници пластификације (ε_y) и пластичне дилатације (ε_{pl}) које се повећавају са повећањем интензитета спољашње силе F.

У попречном пресеку у сваком тренутку услови равнотеже мора да буду задовољени. Равнотежа сила управних на попречни пресек је идентички задовољена јер је попречни пресек симетричан, па су нормалне силе притиска и затезања (резултанте нормалног напона притиска и затезања) једнаке. Због тога се овај услов равнотеже у дисертацији неће детаљније обрађивати.

Момент савијања у попречном пресеку се може дефинисати помоћу расподеле нормалног напона као:

$$M = \int_{F} \sigma \cdot y dA.$$
(7-31)

Као елементарна површина може се усвојити правоугаоник висине dy при чему се промена ширине елементарног правоугаоника по висини попречног пресека може дефинисати као (Слика 7-4):

$$b(y) = 2 \cdot \sqrt{r^2 - y^2}$$
. (7-32)



Слика 7-4 Елементарна интеграциона површина

Због симетрије попречног пресека и расподеле нормалног напона у односу на z осу може се анализирати само половина попречног пресека. Сменом релације (7-32) у израз за момент савијања (7-31) добија се релација:

$$M = 2 \cdot \int_{0}^{r(x)} \sigma(y) \cdot y \cdot 2 \cdot \sqrt{r^2(x) - y^2} dy.$$
(7-33)

Интеграл нормалног напона се мора раздвојити на еластичан и пластичан део попречног пресека:

$$M = 2 \cdot \left\{ \int_{0}^{\eta(x)} \sigma(y) \cdot y \cdot 2 \cdot \sqrt{r^{2}(x) - y^{2}} dy + \int_{\eta(x)}^{r(x)} \left(\varepsilon_{y} \cdot E + \varepsilon_{pl}(y) \cdot E_{\tau} \right) \cdot y \cdot 2 \cdot \sqrt{r^{2}(x) - y^{2}} dy \right\}.$$
(7-34)

Промена интензитета нормалног напона по висини еластичног дела попречног пресека је линеарна и може се дефинисати као:

$$\sigma(\mathbf{y}) = \mathbf{E} \cdot \varepsilon(\mathbf{y}) = \mathbf{E} \cdot \varepsilon_{\mathbf{y}} \cdot \frac{\mathbf{y}}{\eta(\mathbf{x})}.$$
(7-35)

Промена пластичних дилатација по висини пластификованог дела попречног пресека је, према хипотези равних пресека, линеарна:

$$\varepsilon_{pl}(y) = \varepsilon_{pl} \cdot \frac{y - \eta(x)}{r(x) - \eta(x)}.$$
(7-36)

Сменом релација (7-35) и (7-36) у једначину момента савијања (7-34) добија се:

$$M = 2 \cdot \left\{ \int_{0}^{\eta(x)} E \cdot \varepsilon_{y} \cdot \frac{y}{\eta(x)} \cdot y \cdot 2 \cdot \sqrt{r^{2}(x) - y^{2}} dy + \int_{\eta(x)}^{r(x)} \left(\varepsilon_{y} \cdot E + \varepsilon_{pl} \cdot \frac{y - \eta(x)}{r(x) - \eta(x)} \cdot E_{t} \right) \cdot y \cdot 2 \cdot \sqrt{r^{2}(x) - y^{2}} dy \right\}.$$
(7-37)

Први интеграл у релацији (7-37) се односи на еластични, а други на пластификован део попречног пресека и у наставку ће се решавати одвојено. Интеграција по кружном попречном пресеку је једноставнија ако се са Декартовог (*Descartes*) координатног система пређе на поларни координатни систем:

$$y = r(x) \cdot \sin \theta, \tag{7-38}$$

$$dy = r(x) \cdot \cos \theta \, d\theta, \tag{7-39}$$

при чему је граница угла θ у еластичном делу (Слика 7-3):

$$0 < \theta < \theta_{e}(\mathbf{x}), \tag{7-40}$$

а у пластичном делу (Слика 7-3):

$$\theta_{e}(\mathbf{x}) \le \theta \le \frac{\pi}{2},\tag{7-41}$$

Момент савијања еластичног дела попречног пресека, односно први интеграл релације (7-37), сходно релацијама (7-38), (7-39) и (7-40), може се решити:

$$\begin{split} \mathbf{M}_{e} &= \int_{0}^{\eta(\mathbf{x})} \mathbf{E} \cdot \boldsymbol{\varepsilon}_{y} \cdot \frac{\mathbf{y}}{\eta(\mathbf{x})} \cdot \mathbf{y} \cdot 2 \cdot \sqrt{\mathbf{r}^{2}(\mathbf{x}) - \mathbf{y}^{2}} d\mathbf{y} = \frac{2 \cdot \mathbf{E} \cdot \boldsymbol{\varepsilon}_{y}}{\eta(\mathbf{x})} \int_{0}^{\eta(\mathbf{x})} \int_{0}^{\eta(\mathbf{x})} \mathbf{y}^{2} \cdot \sqrt{\mathbf{r}^{2}(\mathbf{x}) - \mathbf{y}^{2}} d\mathbf{y} = \\ &= \frac{2 \cdot \mathbf{E} \cdot \boldsymbol{\varepsilon}_{y}}{\eta(\mathbf{x})} \int_{0}^{\thetae(\mathbf{x})} \mathbf{r}^{2}(\mathbf{x}) \cdot \sin^{2} \theta \cdot \sqrt{\mathbf{r}^{2}(\mathbf{x}) - \mathbf{r}^{2}(\mathbf{x}) \cdot \sin^{2} \theta} \cdot \mathbf{r}(\mathbf{x}) \cdot \cos \theta d\theta = \\ &= \frac{2 \cdot \mathbf{E} \cdot \boldsymbol{\varepsilon}_{y}}{\eta(\mathbf{x})} \int_{0}^{\thetae(\mathbf{x})} \mathbf{r}^{4}(\mathbf{x}) \cdot \sin^{2} \theta \cdot \sqrt{1 - \sin^{2} \theta} \cdot \cos \theta d\theta = \\ &= \frac{2 \cdot \mathbf{E} \cdot \boldsymbol{\varepsilon}_{y} \cdot \mathbf{r}^{4}(\mathbf{x})}{\eta(\mathbf{x})} \int_{0}^{\thetae(\mathbf{x})} \sin^{2} \theta \cdot \sqrt{\cos^{2} \theta} \cdot \cos \theta d\theta = \\ &= \frac{2 \cdot \mathbf{E} \cdot \boldsymbol{\varepsilon}_{y} \cdot \mathbf{r}^{4}(\mathbf{x})}{\eta(\mathbf{x})} \int_{0}^{\thetae(\mathbf{x})} \sin^{2} \theta \cdot \cos^{2} \theta d\theta = \frac{2 \cdot \mathbf{E} \cdot \boldsymbol{\varepsilon}_{y} \cdot \mathbf{r}^{4}(\mathbf{x})}{\eta(\mathbf{x})} \cdot \left(\frac{\theta}{8} - \frac{\sin(4 \cdot \theta)}{32}\right) \Big|_{0}^{\thetae(\mathbf{x})} = \\ &= \frac{\mathbf{E} \cdot \boldsymbol{\varepsilon}_{y} \cdot \mathbf{r}^{4}(\mathbf{x})}{4 \cdot \eta(\mathbf{x})} \cdot \left(\theta_{e}(\mathbf{x}) - \frac{\sin(4 \cdot \theta_{e}(\mathbf{x}))}{4}\right). \end{split}$$

Момент савијања пластификованог дела попречног пресека, односно други интеграл релације (7-37), може се раздвојити на два интеграла:

$$M_{p} = \int_{\eta(x)}^{r(x)} \left(\varepsilon_{y} \cdot E + \varepsilon_{pl} \cdot \frac{y - \eta(x)}{r(x) - \eta(x)} \cdot E_{t} \right) \cdot y \cdot 2 \cdot \sqrt{r^{2}(x) - y^{2}} dy =$$

$$= \int_{\eta(x)}^{r(x)} \varepsilon_{y} \cdot E \cdot y \cdot 2 \cdot \sqrt{r^{2}(x) - y^{2}} dy + \int_{\eta(x)}^{r(x)} \varepsilon_{pl} \cdot \frac{y - \eta(x)}{r(x) - \eta(x)} \cdot E_{t} \cdot y \cdot 2 \cdot \sqrt{r^{2}(x) - y^{2}} dy.$$
(7-43)

Први интеграл релације (7-43), а применом релација (7-38), (7-39) и (7-41), може се решити:

$$\begin{split} M_{p,1} &= \int_{\eta(x)}^{r(x)} \varepsilon_{y} \cdot E \cdot y \cdot 2 \cdot \sqrt{r^{2}(x) - y^{2}} \, dy = 2 \cdot \varepsilon_{y} \cdot E \int_{\eta(x)}^{r(x)} y \cdot \sqrt{r^{2}(x) - y^{2}} \, dy = \\ &= 2 \cdot \varepsilon_{y} \cdot E \int_{\theta_{e}(x)}^{\pi/2} r(x) \cdot \sin\theta \cdot \sqrt{r^{2}(x) - r^{2}(x) \cdot \sin^{2}\theta} \cdot r(x) \cdot \cos\theta \, d\theta = \\ &= 2 \cdot \varepsilon_{y} \cdot E \cdot r^{3}(x) \int_{\theta_{e}(x)}^{\pi/2} \sin\theta \cdot \sqrt{1 - \sin^{2}\theta} \cdot \cos\theta \, d\theta = \\ &= 2 \cdot \varepsilon_{y} \cdot E \cdot r^{3}(x) \int_{\theta_{e}(x)}^{\pi/2} \sin\theta \cdot \sqrt{\cos^{2}\theta} \cdot \cos\theta \, d\theta = \\ &= 2 \cdot \varepsilon_{y} \cdot E \cdot r^{3}(x) \int_{\theta_{e}(x)}^{\pi/2} \sin\theta \cdot \cos^{2}\theta \, d\theta = 2 \cdot \varepsilon_{y} \cdot E \cdot r^{3}(x) \cdot \left(-\frac{1}{3} \cdot \cos^{3}\theta\right) \Big|_{\theta_{e}(x)}^{\pi/2} = \\ &= 2 \cdot \varepsilon_{y} \cdot E \cdot r^{3}(x) \int_{\theta_{e}(x)}^{\pi/2} \sin\theta \cdot \cos^{3}\theta \, d\theta = 2 \cdot \varepsilon_{y} \cdot E \cdot r^{3}(x) \cdot \left(-\frac{1}{3} \cdot \cos^{3}\theta\right) \Big|_{\theta_{e}(x)}^{\pi/2} = \\ &= 2 \cdot \varepsilon_{y} \cdot E \cdot r^{3}(x) \cdot \left[-\frac{1}{3} \cdot \cos^{3}\frac{\pi}{2} - \left(-\frac{1}{3} \cdot \cos^{3}\theta_{e}(x)\right)\right] = \frac{2}{3} \cdot \varepsilon_{y} \cdot E \cdot r^{3}(x) \cdot \cos^{3}\theta_{e}(x). \end{split}$$

Други интеграл момента савијања пластификованог дела попречног пресека, релација (7-43), може се раздвојити на два интеграла:
$$M_{p,2} = \int_{\eta(x)}^{r(x)} \varepsilon_{pl} \cdot \frac{y - \eta(x)}{r(x) - \eta(x)} \cdot E_{\tau} \cdot y \cdot 2 \cdot \sqrt{r^2(x) - y^2} dy =$$

$$= \int_{\eta(x)}^{r(x)} \varepsilon_{pl} \cdot \frac{y^2}{r(x) - \eta(x)} \cdot E_{\tau} \cdot 2 \cdot \sqrt{r^2(x) - y^2} dy -$$

$$- \int_{\eta(x)}^{r(x)} \varepsilon_{pl} \cdot \frac{\eta(x)}{r(x) - \eta(x)} \cdot E_{\tau} \cdot y \cdot 2 \cdot \sqrt{r^2(x) - y^2} dy.$$
(7-45)

Први интеграл релације (7-45), а сходно релацијама (7-38), (7-39) и (7-41), може се решити:

$$\begin{split} \mathbf{M}_{\mathbf{p},2,\mathbf{l}} &= \int_{\eta(\mathbf{x})}^{r(\mathbf{x})} \varepsilon_{\mathbf{p}\mathbf{l}} \cdot \frac{\mathbf{y}^{2}}{\mathbf{r}(\mathbf{x}) - \eta(\mathbf{x})} \cdot \mathbf{E}_{\mathbf{t}} \cdot 2 \cdot \sqrt{\mathbf{r}^{2}(\mathbf{x}) - \mathbf{y}^{2}} d\mathbf{y} = \\ &= \frac{2 \cdot \varepsilon_{\mathbf{p}\mathbf{l}} \cdot \mathbf{E}_{\mathbf{t}}}{\mathbf{r}(\mathbf{x}) - \eta(\mathbf{x})} \int_{\eta(\mathbf{x})}^{\pi/2} \mathbf{y}^{2} \cdot \sqrt{\mathbf{r}^{2}(\mathbf{x}) - \mathbf{y}^{2}} d\mathbf{y} = \\ &= \frac{2 \cdot \varepsilon_{\mathbf{p}\mathbf{l}} \cdot \mathbf{E}_{\mathbf{t}}}{\mathbf{r}(\mathbf{x}) - \eta(\mathbf{x})} \int_{\theta_{\mathbf{c}}(\mathbf{x})}^{\pi/2} \mathbf{r}^{2}(\mathbf{x}) \cdot \sin^{2} \theta \cdot \sqrt{\mathbf{r}^{2}(\mathbf{x}) - \mathbf{r}^{2} \cdot \sin^{2} \theta} \cdot \mathbf{r}(\mathbf{x}) \cdot \cos \theta d\theta = \\ &= \frac{2 \cdot \varepsilon_{\mathbf{p}\mathbf{l}} \cdot \mathbf{E}_{\mathbf{t}} \cdot \mathbf{r}^{4}(\mathbf{x})}{\mathbf{r}(\mathbf{x}) - \eta(\mathbf{x})} \int_{\theta_{\mathbf{c}}(\mathbf{x})}^{\pi/2} \sin^{2} \theta \cdot \sqrt{1 - \sin^{2} \theta} \cdot \cos \theta d\theta = \\ &= \frac{2 \cdot \varepsilon_{\mathbf{p}\mathbf{l}} \cdot \mathbf{E}_{\mathbf{t}} \cdot \mathbf{r}^{4}(\mathbf{x})}{\mathbf{r}(\mathbf{x}) - \eta(\mathbf{x})} \int_{\theta_{\mathbf{c}}(\mathbf{x})}^{\pi/2} \sin^{2} \theta \cdot \sqrt{\cos^{2} \theta} \cdot \cos \theta d\theta = \\ &= \frac{2 \cdot \varepsilon_{\mathbf{p}\mathbf{l}} \cdot \mathbf{E}_{\mathbf{t}} \cdot \mathbf{r}^{4}(\mathbf{x})}{\mathbf{r}(\mathbf{x}) - \eta(\mathbf{x})} \int_{\theta_{\mathbf{c}}(\mathbf{x})}^{\pi/2} \sin^{2} \theta \cdot \cos^{2} \theta d\theta = \frac{2 \cdot \varepsilon_{\mathbf{p}\mathbf{l}} \cdot \mathbf{E}_{\mathbf{t}} \cdot \mathbf{r}^{4}(\mathbf{x})}{\mathbf{r}(\mathbf{x}) - \eta(\mathbf{x})} \int_{\theta_{\mathbf{c}}(\mathbf{x})}^{\pi/2} \sin^{2} \theta \cdot \cos^{2} \theta d\theta = \frac{2 \cdot \varepsilon_{\mathbf{p}\mathbf{l}} \cdot \mathbf{E}_{\mathbf{t}} \cdot \mathbf{r}^{4}(\mathbf{x})}{\mathbf{r}(\mathbf{x}) - \eta(\mathbf{x})} \int_{\theta_{\mathbf{c}}(\mathbf{x})}^{\pi/2} \sin^{2} \theta \cdot \cos^{2} \theta d\theta = \frac{2 \cdot \varepsilon_{\mathbf{p}\mathbf{l}} \cdot \mathbf{E}_{\mathbf{t}} \cdot \mathbf{r}^{4}(\mathbf{x})}{\mathbf{r}(\mathbf{x}) - \eta(\mathbf{x})} \cdot \left[\frac{\pi}{16} - \frac{\sin(2 \cdot \pi)}{32} - \left(\frac{\theta_{\mathbf{e}}(\mathbf{x})}{8} - \frac{\sin(4 \cdot \theta_{\mathbf{e}}(\mathbf{x}))}{32}\right\right]\right] = \\ &= \frac{\varepsilon_{\mathbf{p}\mathbf{l}} \cdot \mathbf{E}_{\mathbf{t}} \cdot \mathbf{r}^{4}(\mathbf{x})}{4 \cdot (\mathbf{r}(\mathbf{x}) - \eta(\mathbf{x})} \cdot \left[\frac{\pi}{2} - \theta_{\mathbf{e}}(\mathbf{x}) + \frac{\sin(4 \cdot \theta_{\mathbf{e}}(\mathbf{x}))}{4}\right]. \end{split}$$

Други интеграл релације (7-45), а сходно релацијама (7-38), (7-39) и (7-41), може се решити:

$$M_{p,2,2} = -\int_{\eta(x)}^{r(x)} \varepsilon_{pl} \cdot \frac{\eta(x)}{r(x) - \eta(x)} \cdot E_{\tau} \cdot y \cdot 2 \cdot \sqrt{r^{2}(x) - y^{2}} dy =$$

$$= -2 \cdot \varepsilon_{pl} \cdot E_{\tau} \cdot \frac{\eta(x)}{r(x) - \eta(x)} \int_{\eta(x)}^{r(x)} y \cdot \sqrt{r^{2}(x) - y^{2}} dy =$$

$$= -2 \cdot \varepsilon_{pl} \cdot E_{\tau} \cdot \frac{\eta(x)}{r(x) - \eta(x)} \int_{\eta(x)}^{r(x)} r \cdot \sin \theta \cdot \sqrt{r^{2}(x) - r^{2}(x) \cdot \sin^{2} \theta} \cdot r(x) \cdot \cos \theta d\theta =$$

$$= -2 \cdot \varepsilon_{pl} \cdot E_{\tau} \cdot \frac{\eta(x)}{r(x) - \eta(x)} \cdot r^{3}(x) \int_{\eta(x)}^{r(x)} \sin \theta \cdot \sqrt{1 - \sin^{2} \theta} \cdot \cos \theta d\theta =$$
(7-47)

$$\begin{split} &= -2 \cdot \varepsilon_{pl} \cdot E_{\tau} \cdot \frac{\eta(x)}{r(x) - \eta(x)} \cdot r^{3}(x) \int_{\eta(x)}^{r(x)} \sin \theta \cdot \sqrt{\cos^{2} \theta} \cdot \cos \theta d\theta = \\ &= -2 \cdot \varepsilon_{pl} \cdot E_{\tau} \cdot \frac{\eta(x)}{r(x) - \eta(x)} \cdot r^{3}(x) \int_{\eta(x)}^{r(x)} \sin \theta \cdot \cos^{2} \theta d\theta = \\ &= -2 \cdot \varepsilon_{pl} \cdot E_{\tau} \cdot \frac{\eta(x)}{r(x) - \eta(x)} \cdot r^{3}(x) \int_{\eta(x)}^{r(x)} \sin \theta \cdot \cos^{2} \theta d\theta = \\ &= -2 \cdot \varepsilon_{pl} \cdot E_{\tau} \cdot \frac{\eta(x)}{r(x) - \eta(x)} \cdot r^{3}(x) \cdot \left(-\frac{1}{3} \cdot \cos^{3} \theta\right) \Big|_{\theta_{e}(x)}^{\pi/2} = \\ &= -2 \cdot \varepsilon_{pl} \cdot E_{\tau} \cdot \frac{\eta(x)}{r(x) - \eta(x)} \cdot r^{3}(x) \cdot \left[-\frac{1}{3} \cdot \cos^{3} \frac{\pi}{2} - \left(-\frac{1}{3} \cdot \cos^{3} \theta_{e}(x)\right)\right] = \\ &= -\frac{2}{3} \cdot \varepsilon_{pl} \cdot E_{\tau} \cdot \frac{\eta(x)}{r(x) - \eta(x)} \cdot r^{3}(x) \cdot \cos^{3} \theta_{e}(x). \end{split}$$

Сменом релација (7-42), (7-44), (7-46) и (7-47) у једначину (7-37) дефинише се вредност момента савијања пластификованог попречног пресека на произвољном растојању х у зависности од величине пластификованог дела попречног пресека:

$$\begin{split} \mathbf{M} &= 2 \cdot \left\{ \frac{\mathbf{E} \cdot \mathbf{\epsilon}_{y} \cdot \mathbf{r}^{4} \left(\mathbf{x} \right)}{4 \cdot \eta \left(\mathbf{x} \right)} \cdot \left(\theta_{e} \left(\mathbf{x} \right) - \frac{\sin \left(4 \cdot \theta_{e} \left(\mathbf{x} \right) \right)}{4} \right) + \frac{2}{3} \cdot \mathbf{\epsilon}_{y} \cdot \mathbf{E} \cdot \mathbf{r}^{3} \left(\mathbf{x} \right) \cdot \cos^{3} \theta_{e} \left(\mathbf{x} \right) + \\ &+ \frac{\mathbf{\epsilon}_{pl} \cdot \mathbf{E}_{t} \cdot \mathbf{r}^{4} \left(\mathbf{x} \right)}{4 \cdot \left(\mathbf{r} \left(\mathbf{x} \right) - \eta \left(\mathbf{x} \right) \right)} \cdot \left[\frac{\pi}{2} - \theta_{e} \left(\mathbf{x} \right) + \frac{\sin \left(4 \cdot \theta_{e} \left(\mathbf{x} \right) \right)}{4} \right] - \\ &- \frac{2}{3} \cdot \mathbf{\epsilon}_{pl} \cdot \mathbf{E}_{t} \cdot \frac{\eta \left(\mathbf{x} \right)}{\mathbf{r} \left(\mathbf{x} \right) - \eta \left(\mathbf{x} \right)} \cdot \mathbf{r}^{3} \left(\mathbf{x} \right) \cdot \cos^{3} \theta_{e} \left(\mathbf{x} \right) \right\} = \\ &= \frac{\mathbf{E} \cdot \mathbf{\epsilon}_{y} \cdot \mathbf{r}^{4} \left(\mathbf{x} \right)}{2 \cdot \eta \left(\mathbf{x} \right)} \cdot \left(\theta_{e} \left(\mathbf{x} \right) - \frac{\sin \left(4 \cdot \theta_{e} \left(\mathbf{x} \right) \right)}{4} \right) + \frac{4}{3} \cdot \mathbf{\epsilon}_{y} \cdot \mathbf{E} \cdot \mathbf{r}^{3} \left(\mathbf{x} \right) \cdot \cos^{3} \theta_{e} \left(\mathbf{x} \right) + \\ &+ \frac{\mathbf{\epsilon}_{pl} \cdot \mathbf{E}_{t} \cdot \mathbf{r}^{4} \left(\mathbf{x} \right)}{2 \cdot \left(\mathbf{r} \left(\mathbf{x} \right) - \eta \left(\mathbf{x} \right) \right)} \cdot \left[\frac{\pi}{2} - \theta_{e} \left(\mathbf{x} \right) + \frac{\sin \left(4 \cdot \theta_{e} \left(\mathbf{x} \right) \right)}{4} \right] - \\ &- \frac{4}{3} \cdot \mathbf{\epsilon}_{pl} \cdot \mathbf{E}_{t} \cdot \frac{\eta \left(\mathbf{x} \right)}{\mathbf{r} \left(\mathbf{x} \right) - \eta \left(\mathbf{x} \right)} \cdot \mathbf{r}^{3} \left(\mathbf{x} \right) \cdot \cos^{3} \theta_{e} \left(\mathbf{x} \right). \end{split}$$

Може се дефинисати зависност растојања еластичног дела попречног пресека од неутралне осе $\eta(x)$, полупречника кружног попречног пресека и угла који дефинише еластичан део попречног пресека $\theta_e(x)$ (Слика 7-3):

$$\eta(\mathbf{x}) = \mathbf{r}(\mathbf{x}) \cdot \sin(\theta_{e}(\mathbf{x})), \tag{7-49}$$

па се израз за дефинисање момента савијања пластификованог попречног пресека (7-48) може трансформисати у облик:

$$M = \frac{E \cdot \varepsilon_{y} \cdot r^{4}(x)}{2 \cdot r(x) \cdot \sin(\theta_{e}(x))} \cdot \left(\theta_{e}(x) - \frac{\sin(4 \cdot \theta_{e}(x))}{4}\right) + \frac{4}{3} \cdot \varepsilon_{y} \cdot E \cdot r^{3}(x) \cdot \cos^{3}\theta_{e}(x) + + \frac{\varepsilon_{pl} \cdot E_{t} \cdot r^{4}(x)}{2 \cdot (r(x) - r(x) \cdot \sin(\theta_{e}(x)))} \cdot \left[\frac{\pi}{2} - \theta_{e}(x) + \frac{\sin(4 \cdot \theta_{e}(x))}{4}\right] - - \frac{4}{3} \cdot \varepsilon_{pl} \cdot E_{t} \frac{r(x) \cdot \sin(\theta_{e}(x))}{r(x) - r(x) \cdot \sin(\theta_{e}(x))} \cdot r^{3}(x) \cdot \cos^{3}\theta_{e}(x) = = \frac{E \cdot \varepsilon_{y} \cdot r^{3}(x)}{2 \cdot \sin(\theta_{e}(x))} \cdot \left(\theta_{e}(x) - \frac{\sin(4 \cdot \theta_{e}(x))}{4}\right) + \frac{4}{3} \cdot \varepsilon_{y} \cdot E \cdot r^{3}(x) \cdot \cos^{3}\theta_{e}(x) + + \frac{\varepsilon_{pl} \cdot E_{t} \cdot r^{3}(x)}{2 \cdot (1 - \sin(\theta_{e}(x)))} \cdot \left[\frac{\pi}{2} - \theta_{e}(x) + \frac{\sin(4 \cdot \theta_{e}(x))}{4}\right] - - \frac{4}{3} \cdot \varepsilon_{pl} \cdot E_{t} \cdot \frac{\sin(\theta_{e}(x))}{1 - \sin(\theta_{e}(x))} \cdot r^{3}(x) \cdot \cos^{3}\theta_{e}(x).$$
(7-50)

Оваква анализа је спроведена за квадратни [322], [326], [327], кружни [322] и прстенасти попречни пресек [327], при чему се материјал понаша еластично-идеално пластично. Досадашња анализа еластопластичног понашања кружних попречних пресека усмерена је ка одређивању релативних зависности момента и дилатација, односно момента и кривина, у односу на величине које одговарају почетку пластификације [328], [329]. Такође, постоје и апроксимативна решења код којих се у анализи момента пластичности кружни попречни пресек замењује еквивалентним правоугаоним попречним пресеком [330]. Истраживања у области еластопластичног савијања конзолних греда су усмерена ка анализи греда константног правоугаоног попречног пресека, при чему се материјал понаша еластично-идеално пластично [322], [331], [332], [333]. Такође, развијене су нумеричко-аналитичке методе решавања еластопластичног савијања конзолног штапа константног попречног пресека оптерећеног различитим оптерећењима на слободном крају [334], [335], [336], [337], [338]. Истраживања су обухватала и развијање нумеричких метода за анализу различитих нелинеарних материјалних модела у случају савијања конзолних штапова константног правоугаоног попречног пресека оптерећеног концентрисаном силом на слободном крају [339], [340], [341]. Нумеричкоаналитичко решење еластопластичног савијања конзолног носача правоугаоног попречног пресека линеарно променљиве ширине је изведено [342], али се не може применити за анализу конзолних греда променљивог кружног попречног пресека. Због свега наведеног може се закључити да у тренутном стању науке нема погодног модела за анализу еластопластичног савијања конзолног носача линеарно променљивог кружног попречног пресека, при чему се обухвата и ојачање материјала након границе течења, па решење изведено у овој дисертацији представља допринос у овој области.

Извођење зависности кривине у функцији момента савијања пластификованог попречног пресека, односно интензитета спољашњег оптерећења F у пластичној области понашања челичног материјала, није погодно због математичке комплексности, која произилази из нелинеарности проблема. Проблем је нелинеаран јер интензитет спољашње силе F зависи од момента савијања пластификованог пресека који зависи од величине пластичних дилатација изазваних деловањем силе F.

7.1.3 Инкрементални поступак анализе деформације конзолног носача

За решавање нелинеарног проблема савијања конзолног носача линеарно променљивог попречног пресека у пластичној области понашања материјала, у дисертацији се предлаже инкрементални поступак. Почетак пластификације најоптерећенијег пресека одговара углу $\theta_e = \pi/2$. Потпуна пластификација пресека наступа када је угао $\theta_e = 0$. Међутим, у том случају постоји сингуларитет дилатација, па се као гранични случај у инкременталној анализи усваја довољно мала вредност угла ($\theta_e = 0,005\pi$ до $0,010\pi$). У аналитичком поступку се инкрементално повећава пластификована зона попречног пресека у коме су екстремне вредности нормалног напона, односно смањује вредност угла θ_e . Са тако дефинисаним дискретним вредностима угла θ_e , којим се дефинишу дискретни тренуци пластификације најоптерећенијег пресека, може се на основу хипотезе о равним пресецима дефинисати величина пластичних дилатација најудаљенијих влакана попречног пресека ε_{pl} преко вредности дилатације на граници течења челичног материјала (Слика 7-3):

$$\varepsilon_{y} + \varepsilon_{pl} = \frac{\frac{d(x)}{2}}{\eta(x)} \cdot \varepsilon_{y}, \qquad (7-51)$$

$$\varepsilon_{pl} = \frac{\frac{d(x)}{2}}{\frac{d(x)}{2} \cdot \sin \theta_{e}(x)} \cdot \varepsilon_{y} - \varepsilon_{y}, \qquad (7-52)$$

$$\varepsilon_{pl} = \left(\frac{1}{\sin\theta_{e}(x)} - 1\right) \cdot \varepsilon_{y} = \left(\frac{1}{\sin\theta_{e}(x)} - 1\right) \cdot \frac{f_{y}}{E}.$$
(7-53)

Сменом релације (7-53) у релацију (7-50) дефинише се момент савијања пластификованог попречног пресека за инкременталну анализу деформације конзоле:

$$M = \frac{E \cdot \varepsilon_{y} \cdot r^{4}(x)}{2 \cdot r(x) \cdot \sin(\theta_{e}(x))} \cdot \left(\theta_{e} - \frac{\sin(4 \cdot \theta_{e}(x))}{4}\right) + \frac{4}{3} \cdot \varepsilon_{y} \cdot E \cdot r^{3}(x) \cdot \cos^{3}\theta_{e}(x) +$$
(7-54)

$$+ \left(\frac{1}{\sin\theta_{e}(\mathbf{x})} - 1\right) \cdot \frac{\mathbf{f}_{y}}{\mathbf{E}} \cdot \frac{\mathbf{E}_{t} \cdot \mathbf{r}^{4}(\mathbf{x})}{2 \cdot (\mathbf{r}(\mathbf{x}) - \mathbf{r}(\mathbf{x}) \cdot \sin(\theta_{e}(\mathbf{x})))} \cdot \left[\frac{\pi}{2} - \theta_{e}(\mathbf{x}) + \frac{\sin(4 \cdot \theta_{e}(\mathbf{x}))}{4}\right] - \frac{4}{3} \cdot \left(\frac{1}{\sin\theta_{e}(\mathbf{x})} - 1\right) \cdot \frac{\mathbf{f}_{y}}{\mathbf{E}} \cdot \mathbf{E}_{t} \cdot \frac{\mathbf{r}(\mathbf{x}) \cdot \sin(\theta_{e}(\mathbf{x}))}{\mathbf{r}(\mathbf{x}) - \mathbf{r}(\mathbf{x}) \cdot \sin(\theta_{e}(\mathbf{x}))} \cdot \mathbf{r}^{3}(\mathbf{x}) \cdot \cos^{3}\theta_{e}(\mathbf{x}) = \frac{\mathbf{E} \cdot \mathbf{\varepsilon}_{y} \cdot \mathbf{r}^{3}(\mathbf{x})}{2 \cdot \sin(\theta_{e}(\mathbf{x}))} \cdot \left(\theta_{e} - \frac{\sin(4 \cdot \theta_{e}(\mathbf{x}))}{4}\right) + \frac{4}{3} \cdot \mathbf{\varepsilon}_{y} \cdot \mathbf{E} \cdot \mathbf{r}^{3}(\mathbf{x}) \cdot \cos^{3}\theta_{e}(\mathbf{x}) + \left(\frac{1}{\sin\theta_{e}(\mathbf{x})} - 1\right) \cdot \frac{\mathbf{f}_{y}}{\mathbf{E}} \cdot \frac{\mathbf{E}_{t} \cdot \mathbf{r}^{3}(\mathbf{x})}{2 \cdot (1 - \sin(\theta_{e}(\mathbf{x})))} \cdot \left[\frac{\pi}{2} - \theta_{e}(\mathbf{x}) + \frac{\sin(4 \cdot \theta_{e}(\mathbf{x}))}{4}\right] - \frac{4}{3} \cdot \left(\frac{1}{\sin\theta_{e}(\mathbf{x})} - 1\right) \cdot \frac{\mathbf{f}_{y}}{\mathbf{E}} \cdot \mathbf{E}_{t} \cdot \frac{\sin(\theta_{e}(\mathbf{x}))}{1 - \sin(\theta_{e}(\mathbf{x}))} \cdot \mathbf{r}^{3}(\mathbf{x}) \cdot \cos^{3}\theta_{e}(\mathbf{x}).$$

Са тако дефинисаним дискретним вредностима момента савијања одређују се одговарајуће вредности интензитета спољашњег оптерећења F према релацији (7-1), при чему би требало узети у обзир да крак силе зависи од положаја попречног пресека који се први пластификује (7-7). За сваку вредност интензитета спољашњег оптерећења одређује се граница између пластичне и еластичне зоне дуж осе носача према релацији (7-30). У пластификованом делу конзолног носача, на основу спроведене анализе момента савијања пластификованог пресека, не може се анализирати функција кривине у затвореном облику, већ се спроводи апроксимација функције кривине. Сегмент пластификованог дела носача се дели на мање подсегменте Δx_p , при чему Δx_p представља растојање од уклештења до подсегмента. У сваком пресеку подсегмената се одређује вредност кривине. Имајући у виду хипотезу о равним пресецима, која за последицу има линеарну расподелу дилатација по висини попречног пресека, кривина у сваком пресеку подсегмената се може одредити као однос дилатације на граници пластификације и растојања влакана која се пластификују од неутралне осе (Слика 7-3):

$$\kappa = \frac{\varepsilon_y}{\eta} = \frac{f_y}{E \cdot \eta}.$$
(7-55)

Растојање влакана која се пластификују од неутралне осе (η) у сваком пресеку подсегмената може се одредити из услова равнотеже спољашњег и унутрашњег момента савијања. Спољашњи момент савијања у сваком пресеку подсегмента једнак је производу дискретне вредности интензитета спољашњег оптерећења F и одговарајућег крака силе до посматраног подсегмента пластификованог дела конзоле. Унутрашњи момент савијања анализираног подсегмента се дефинише релацијом (7-54). Из услова да је унутрашњи момент савијања једнак спољашњем одређује се величина угла који дефинише еластични део попречног пресека θ_e . На основу добијеног угла θ_e , применом релације (7-49), одређује се растојање пластификованих влакана од неутралне осе (η).

На основу дефинисаних вредности функције кривине у пресецима сваког подсегмента (7-55) у пластификованом сегменту конзолне греде одређују се апроксимативне функције петог степена применом средње-квадратне апроксимације [343], а за сваку дискретну вредност интензитета спољашњег оптерећења F. Интеграцијом ових функција добијају се апроксимативне функције нагиба тангенте на еластичну линију пластификованог дела конзолног носача, а наредном интеграцијом и функције еластичне линије. На крају треба одредити интеграционе константе (по две интеграционе константе за пластичан и еластичан део конзолног носача). Интеграционе константе се одређују из граничних и прелазних услова. Круто уклештење спречава померање и обртање пресека што представља граничне услове. У пресеку на граници између еластичне и пластификоване зоне дуж осе носача мора бити остварен континуитет функција нагиба тангенте на еластичну линију и функција еластичне линије, што представља прелазне услове. У зависности од односа пречника попречног пресека код уклештења и пречника попречног пресека слободног краја конзоле, као и интензитета спољашњег оптерећења, зависи дистрибуција пластификоване зоне дуж конзолног носача, па самим тим и гранични и прелазни услови. Гранични и прелазни услови за одређивање интеграционих константи у пластичној области, а за сваку дискретну вредност интензитета спољашње силе, су систематизовани у Табели 7-1:

d_b/d_v	≤ 1,50	> 1,50		
Пресек код уклештења	Пластификован	Еластичан	Пластификован	
Гранични услови	$\phi_{pl}\left(0\right)=0$	$\varphi_{\rm el}^l\left(0\right)=0$	$\phi_{\rm pl}\left(0\right)=0$	
	$v_{pl}(0) = 0$	$\mathbf{v}_{\rm el}^l\left(0\right) = 0$	$v_{pl}(0) = 0$	
Прелазни услови		$\varphi_{\rm pl}\left(x_{\rm p}^{l}\right) = \varphi_{\rm el}^{l}\left(x_{\rm p}^{l}\right)$		
	$\phi_{pl}\left(x_{p}\right) = \phi_{el}\left(x_{p}\right)$	$\mathbf{v}_{pl}\left(\mathbf{x}_{p}^{l}\right) = \mathbf{v}_{el}^{l}\left(\mathbf{x}_{p}^{l}\right)$	$\phi_{pl}\left(x_{p}\right) = \phi_{el}\left(x_{p}\right)$	
	$\mathbf{v}_{pl}\left(\mathbf{x}_{p}\right) = \mathbf{v}_{el}\left(\mathbf{x}_{p}\right)$	$\phi_{pl}\left(\boldsymbol{x}_{p}^{d}\right) = \phi_{el}^{d}\left(\boldsymbol{x}_{p}^{d}\right)$	$\mathbf{v}_{pl}\left(\mathbf{x}_{p}\right) = \mathbf{v}_{el}\left(\mathbf{x}_{p}\right)$	
		$\mathbf{v}_{pl}\left(\mathbf{x}_{p}^{d}\right) \!=\! \mathbf{v}_{el}^{d}\left(\mathbf{x}_{p}^{d}\right)$		

Табела	7-1	Грани	чни и	прелазни	услови
--------	-----	-------	-------	----------	--------

где је:

 $\phi_{pl}(x) - \phi_{yhkuja}$ нагиба тангенте на еластичну линију пластификованог дела носача,

v_{pl}(x) – функција еластичне линије пластификованог дела носача,

 $\phi_{el}(x) - \phi$ ункција нагиба тангенте на еластичну линију еластичног дела носача,

vel(x) – функција еластичне линије еластичног дела носача,

φ_{pl}(x_p), φ_{el}(x_p) – вредност нагиба тангенте на еластичну линију у пресеку на граници између еластичног и пластификованог дела носача,

v_{pl}(x_p), v_{el}(x_p) – вредност угиба у пресеку на граници између еластичног и пластификованог дела носача,

 $\phi_{el}^{l}(x) - \phi$ ункција нагиба тангенте на еластичну линију еластичног дела носача од пресека код уклештења до границе између еластичног и пластификованог дела конзоле,

v^l_{el}(x) – функција еластичне линије еластичног дела носача од пресека код уклештења до границе између еластичног и пластификованог дела конзоле,

 $\phi^{d}_{el}(x) - \phi$ ункција нагиба тангенте на еластичну линију еластичног дела носача од границе између еластичног и пластификованог дела до слободног краја конзоле,

v^d_{el}(x) – функција еластичне линије еластичног дела носача од границе између еластичног и пластификованог дела до слободног краја конзоле,

 $\phi_{pl}(x_p^l), \phi_{pl}(x_p^d), \phi_{el}^l(x_p^l), \phi_{el}^d(x_p^d)$ – вредност нагиба тангенте на еластичну линију у пресецима на граници између еластичног и пластификованог дела конзолног носача,

 $v_{pl}(x_p^l), v_{pl}(x_p^d), v_{el}^l(x_p^l), v_{el}^d(x_p^d)$ – вредност угиба у пресецима на граници између еластичног и пластификованог дела конзолног носача.

Применом функције еластичне линије еластичног дела ка слободном крају конзолног носача, уз претходно одређене интеграционе константе за сваку дискретну вредност интензитета спољашње силе, одређују се дискретне вредности померања слободног краја конзолног носача у пластичној области понашања челичног материјала. При томе вредност променљиве х одговара распону конзоле h.

За дефинисање зависности сила-померање дисипатора енергије у пластичној области понашања челичног материјала, померању слободног краја конзолног носача срачунатог према претходној инкременталној анализи треба додати величину зазора између активне плоче и трна (g_u, g_s). Укупна смичућа сила у трновима дисипатора енергије се добија као збир дискретних вредности сила F инкременталне анализе сваког појединачног трна, као што је доказано у Поглављу 6.4.

На основу изложеног аналитичког инкременталног поступка написан је програм ANARES.m у програмском језику MATLAB R2019a, као и пратећи потпрограми. Програмом се дефинише зависност сила–померање дисипатора енергије код кога трнови унутрашњег и спољашњег прстена могу бити различитих геометријских карактеристика, али су израђени од истог челичног материјала. Програмом се могу обухватити различити зазори између активне плоче и трнова спољашњег прстена и између активне плоче и трнова унутрашњег прстена. Улазни подаци се могу поделити у три групе: геометрија, материјал и критеријуми за дефинисање идеализованих зависности сила–померање.

Од геометријских података се дефинишу:

- пречник у бази (d_{bu}) и врху трна (d_{vu}) унутрашњег прстена,
- пречник у бази (dbs) и врху трна (dvs) спољашњег прстена,
- висина конзоле трнова (h),
- број трнова унутрашњег прстена (n_u),
- број трнова спољашњег прстена (n_s),
- величина зазора између активне плоче и трнова унутрашњег прстена (gu),
- величина зазора између активне плоче и трнова спољашњег прстена (g_s).

За дефинисање материјалног модела челичног материјала потребно је дефинисати:

- модул еластичности (Е),
- напон на граници течења челичног материјала (f_y),
- тангентни модул (E_t) који дефинише пропорционалност напона и дилатација у пластичној области понашања материјала.

Критеријумима за одређивање идеализованих зависности се дефинише опсег осредњавања инкременталних крутости у свакој фази одговора дисипатора енергије.

Програм је конципиран тако да на основу изложене инкременталне анализе одређује зависност сила–померање посебно за трнове унутрашњег, односно спољашњег прстена, у одговарајућим потпрограмима. Затим се једноставним сумирањем појединачних зависности дефинише коначна зависност сила–померање целог склопа дисипатора енергије. На крају се на основу добијених зависности одређују вредности померања и смичућих сила које дефинишу идеализовану зависност сила–померање погодну за практичну примену дисипатора енергије.

Блок шеме програма ANARES.m и пратећих потпрограма су приказане на Сликама 7-5 до 7-11, док су програмски ко̂дови приказани у Прилогу дисертације.

У наставку дисертације ће бити одређене зависности сила-померање анализираних модела дисипатора енергије (Табела 6-1) применом предложеног аналитичког поступка и програма ANARES.m. Резултати ће бити упоређени са нумеричким резултатима, а у циљу верификације предложеног аналитичког поступка.











Слика 7-7 Блок шепа потпрограма





Слика 7-8 Блок шепа потпрограма PomeranjePostelasticno.m



Слика 7-9 Блок шепа потпрограма PomeranjeElasticnaBazaTrna.m



Слика 7-10 Блок шепа потпрограма PomeranjePlastifikovanaBazaTrna.m



Слика 7-11 Блок шепа потпрограма IdealizovanaZavisnostSilaPomeranje.m

7.2 Упоредна анализа аналитичких и нумеричких резултата

Применом аналитичког инкременталног поступка и развијеног програма ANARES.m одређене су зависности сила–померање дисипатора енергије који су у Поглављу 6 анализирани методом коначних елемената. Добијени резултати су упоређени са нумеричким резултатима. Као референтни параметри за поређење резултата усвајају се вредности смичуће силе при померању активне плоче које је једнако величини зазора између активне плоче и трнова спољашњег прстена, као и при померању активне плоче од 45 mm. Упоредна анализа је спроведена и за величине које дефинишу идеализоване зависности сила–померање.

Одређивање померања трнова дисипатора енергије у аналитичком поступку се заснива на одређивању вредности кривине и апроксимације функције кривине, како у пластификованом делу трна, тако и у еластичном делу трна. Циљ ове дискусије је квалитативна оцена расподеле пластификоване зоне дуж осе трна и апроксимативних функција кривине. На Сликама 7-12 до 7-19 приказана је промена вредности кривине у попречним пресецима подсегмената пластификованог дела трнова ВК-Г1-К1 до ВК-Г4-К2 у случају примене челика С45. Промена кривине приказана је за различите интензитете смичуће силе у једном трну које одговарају инкременталном повећавању пластификованог дела најоптерећенијег пресека трна. Јасно се уочава да се са повећавањем интензитета смичуће силе у трну повећава и дужина пластификованог дела трна. Код трнова са односом пречника попречног пресека у бази и у врху већим од 1,50 до почетка пластификације челичног материјала не долази у бази трна, што је и претходно доказано. Након незнатног повећања интензитета смичуће силе у односу на смичућу силу пластификације челичног материјала, код ових трнова долази и до пластификације влакана попречног пресека у бази трна. Такође, на Сликама 7-12 до 7-19 су приказане и апроксимативне функције кривина дуж пластификованог дела трнова које су примењене у аналитичком инкременталном поступку за одређивање функција еластичне линије трнова. Може се закључити да се апроксимативним функцијама добро описује промена вредности кривине дуж пластификованог дела трна.

На Сликама 7-20 до 7-27 приказана је промена вредности кривина и апроксимативне функције кривина претходно анализираних трнова, али у случају примене челика X6Cr13. Горе наведени закључци важе и у случају примене овог челика. Упоређујући резултате трнова истих геометријских карактеристика израђених од различитих челика уочава се разлика у величини смичуће силе у трну која одговара одређеној величини пластификованог дела најоптерећенијег пресека трна. Ово је очекиван резултат јер је величина ове смичуће силе директно пропорционална граници течења челика.



Слика 7-12 Промена вредности кривине у дискретним тачкама и апроксимативне функције кривине у пластичној области при различитим интензитетима смичуће силе трна ВК-Г1-К1 (C45): a) смичућа сила 6,45 – 8,44 kN; б) смичућа сила 8,81 – 17,65 kN



Слика 7-13 Промена вредности кривине у дискретним тачкама и апроксимативне функције кривине у пластичној области при различитим интензитетима смичуће силе трна ВК-Г1-К2 (C45): a) смичућа сила 6,29 – 8,22 kN; б) смичућа сила 8,59 – 17,20 kN



Слика 7-14 Промена вредности кривине у дискретним тачкама и апроксимативне функције кривине у пластичној области при различитим интензитетима смичуће силе трна ВК-Г2-К1 (C45): a) смичућа сила 4,32 – 5,65 kN; б) смичућа сила 5,90 – 11,83 kN



Слика 7-15 Промена вредности кривине у дискретним тачкама и апроксимативне функције кривине у пластичној области при различитим интензитетима смичуће силе трна ВК-Г2-К2 (C45): a) смичућа сила 4,08 – 5,34 kN; б) смичућа сила 5,58 – 11,17 kN



Слика 7-16 Промена вредности кривине у дискретним тачкама и апроксимативне функције кривине у пластичној области при различитим интензитетима смичуће силе трна ВК-ГЗ-К1 (C45): a) смичућа сила 2,72 – 3,56 kN; б) смичућа сила 3,72 – 7,45 kN



Слика 7-17 Промена вредности кривине у дискретним тачкама и апроксимативне функције кривине у пластичној области при различитим интензитетима смичуће силе трна ВК-ГЗ-К2 (C45): a) смичућа сила 2,65 – 3,46 kN; б) смичућа сила 3,61 – 7,24 kN



Слика 7-18 Промена вредности кривине у дискретним тачкама и апроксимативне функције кривине у пластичној области при различитим интензитетима смичуће силе трна ВК-Г4-К1 (C45): a) смичућа сила 1,58 – 2,06 kN; б) смичућа сила 2,15 – 4,31 kN



Слика 7-19 Промена вредности кривине у дискретним тачкама и апроксимативне функције кривине у пластичној области при различитим интензитетима смичуће силе трна ВК-Г4-К2 (C45): a) смичућа сила 1,53 – 2,00 kN; б) смичућа сила 2,09 – 4,19 kN



Слика 7-20 Промена вредности кривине у дискретним тачкама и апроксимативне функције кривине у пластичној области при различитим интензитетима смичуће силе трна ВК-Г1-К1 (X6Cr13): a) смичућа сила 3,45 – 4,50 kN; б) смичућа сила 4,70 – 8,49 kN



Слика 7-21 Промена вредности кривине у дискретним тачкама и апроксимативне функције кривине у пластичној области при различитим интензитетима смичуће силе трна ВК-Г1-К2 (X6Cr13): a) смичућа сила 3,36 – 4,39 kN; б) смичућа сила 4,58 – 8,27 kN



Слика 7-22 Промена вредности кривине у дискретним тачкама и апроксимативне функције кривине у пластичној области при различитим интензитетима смичуће силе трна BK-Г2-К1 (X6Cr13): a) смичућа сила 2,31 – 3,02 kN; б) смичућа сила 3,15 – 5,69 kN



Слика 7-23 Промена вредности кривине у дискретним тачкама и апроксимативне функције кривине у пластичној области при различитим интензитетима смичуће силе трна ВК-Г2-К2 (X6Cr13): a) смичућа сила 2,18 – 2,85 kN; б) смичућа сила 2,97 – 5,37 kN



Слика 7-24 Промена вредности кривине у дискретним тачкама и апроксимативне функције кривине у пластичној области при различитим интензитетима смичуће силе трна ВК-ГЗ-К1 (X6Cr13): a) смичућа сила 1,46 – 1,90 kN; б) смичућа сила 1,98 – 3,58 kN



Слика 7-25 Промена вредности кривине у дискретним тачкама и апроксимативне функције кривине у пластичној области при различитим интензитетима смичуће силе трна ВК-ГЗ-К2 (X6Cr13): a) смичућа сила 1,42 – 1,85 kN; б) смичућа сила 1,93 – 3,48 kN



Слика 7-26 Промена вредности кривине у дискретним тачкама и апроксимативне функције кривине у пластичној области при различитим интензитетима смичуће силе трна ВК-Г4-К1 (X6Cr13): a) смичућа сила 0,84 – 1,10 kN; б) смичућа сила 1,15 – 2,07 kN



Слика 7-27 Промена вредности кривине у дискретним тачкама и апроксимативне функције кривине у пластичној области при различитим интензитетима смичуће силе трна ВК-Г4-К2 (X6Cr13): a) смичућа сила 0,82 – 1,07 kN; б) смичућа сила 1,12 – 2,01 kN

На Сликама 7-28 до 7-51 приказане су зависности сила-померање дисипатора енергије ДЕ-1-1 до ДЕ-8-3, респективно, одређене нумеричком анализом и применом предложеног аналитичког инкременталног поступка. Вредности смичућих сила које одговарају померању активне плоче које је једнако величини зазора између активне плоче и трнова спољашњег прстена, односно померању активне плоче од 45 mm, приказане су у Табели 7-2 за све анализиране типове дисипатора енергије. Као референтни параметри упоредне анализе усвојене су вредности добијене аналитичком анализом. Разлика између нумеричког и аналитичког решења је у границама од 0,09 % до 7,25 %, па се може сматрати да су аналитички резултати у доброј корелацији са нумеричким резултатима. Треба напоменути да се добијају нешто мање вредности смичуће силе применом предложеног аналитичког инкременталног поступка у односу на вредности одређене нумеричком анализом при померању активне плоче за 45 mm. На основу тога се може закључити да су резултати аналитичког поступка на страни сигурности, што је и оправдано за примену у свакодневној инжењерској пракси.











Слика 7-30 Зависност сила–померање дисипатора енергије ДЕ-3-1 (аналитичко и нумеричко решење)



Слика 7-31 Зависност сила–померање дисипатора енергије ДЕ-4-1 (аналитичко и нумеричко решење)







Слика 7-33 Зависност сила–померање дисипатора енергије ДЕ-6-1 (аналитичко и нумеричко решење)



Слика 7-34 Зависност сила–померање дисипатора енергије ДЕ-7-1 (аналитичко и нумеричко решење)







Слика 7-36 Зависност сила–померање дисипатора енергије ДЕ-1-2 (аналитичко и нумеричко решење)



Слика 7-37 Зависност сила–померање дисипатора енергије ДЕ-2-2 (аналитичко и нумеричко решење)







Слика 7-39 Зависност сила–померање дисипатора енергије ДЕ-4-2 (аналитичко и нумеричко решење)



Слика 7-40 Зависност сила–померање дисипатора енергије ДЕ-5-2 (аналитичко и нумеричко решење)







Слика 7-42 Зависност сила–померање дисипатора енергије ДЕ-7-2 (аналитичко и нумеричко решење)



Слика 7-43 Зависност сила–померање дисипатора енергије ДЕ-8-2 (аналитичко и нумеричко решење)






Слика 7-45 Зависност сила–померање дисипатора енергије ДЕ-2-3 (аналитичко и нумеричко решење)



Слика 7-46 Зависност сила–померање дисипатора енергије ДЕ-3-3 (аналитичко и нумеричко решење)







Слика 7-48 Зависност сила–померање дисипатора енергије ДЕ-5-3 (аналитичко и нумеричко решење)



Слика 7-49 Зависност сила–померање дисипатора енергије ДЕ-6-3 (аналитичко и нумеричко решење)









Табела 7-2 Упоредна анализа нумеричког и аналитичког решења зависности сила–померање дисипатора енергије

	Померање активне плоче [mm]						
Молец		18 (15)			45		
тиодел	Смичућа сила [kN]		N]	Смичућа сила [kN]			
	Нумерика	Аналитика	Разлика [%]	Нумерика	Аналитика	Разлика [%]	
ДЕ-1-1	102,09	99,50	-2,54	245,79	238,61	-2,92	
ДЕ-2-1	86,44	87,79	1,56	220,92	219,34	-0,72	
ДЕ-3-1	67,22	65,25	-2,93	161,96	155,14	-4,21	
ДЕ-4-1	54,43	55,66	2,26	142,03	140,66	-0,96	
ДЕ-5-1	41,20	40,20	-2,43	99,06	94,73	-4,37	
ДЕ-6-1	34,76	35,21	1,29	89,02	87,50	-1,71	
ДЕ-7-1	23,03	22,48	-2,39	55,29	52,91	-4,30	
ДЕ-8-1	19,32	19,60	1,45	49,87	49,00	-1,74	
ДЕ-1-2	100,22	96,91	-3,30	250,36	238,90	-4,58	
ДЕ-2-2	85,33	85,41	0,09	225,20	221,30	-1,73	
ДЕ-3-2	65,95	63,72	-3,38	164,79	155,60	-5,58	
ДЕ-4-2	53,53	54,05	0,97	144,67	142,01	-1,84	
ДЕ-5-2	40,37	38,96	-3,49	100,47	95,19	-5,26	
ДЕ-6-2	33,90	34,01	0,32	90,33	88,34	-2,20	
ДЕ-7-2	22,45	21,75	-3,12	56,02	53,46	-4,57	
ДЕ-8-2	18,65	18,69	0,21	50,55	49,67	-1,74	
ДЕ-1-3	57,07	53,31	-6,59	130,93	123,79	-5,45	
ДЕ-2-3	48,71	48,36	-0,72	118,06	113,92	-3,51	
ДЕ-3-3	37,76	35,26	-6,62	86,52	80,58	-6,87	
ДЕ-4-3	30,89	31,07	0,58	76,13	73,40	-3,59	
ДЕ-5-3	23,31	21,92	-5,96	53,06	49,26	-7,16	
ДЕ-6-3	19,92	19,88	-0,20	47,82	45,84	-4,14	
ДЕ-7-3	13,19	12,52	-5,08	29,81	27,65	-7,25	
ДЕ-8-3	11,31	11,37	0,53	26,99	25,91	-4,00	

За инжењерску праксу су много погодније за примену идеализоване зависности сила-померање. На основу резултата добијених предложеним аналитичким инкременталним поступком дефинисане су крутости дисипатора енергије у различитим фазама одговора, као и смичуће силе на прелазу из II у III и на прелазу из IV у V фазу. Ови параметри, којима се дефинишу идеализоване зависности сила-померање дисипатора енергије, систематизовани су у Табели 7-3 и Табели 7-4. Такође, резултати су упоређени са нумеричким резултатима. Аналитички и нумерички резултати се разликују мање од 10 %.

На основу спроведених упоредних анализа аналитичких и нумеричких резултата може се закључити да су теоријске основе предложеног аналитичког инкременталног поступка, као и програм ANARES.m и пратећи потпрограми, потврђени са задовољавајућом тачношћу. Због тога се могу примењивати у инжењерској пракси за дефинисање зависности сила–померање дисипатора енергије, који представљају основну карактеристику за оцену перформанси дисипатора енергије у фази пројектовања. Такође, перформансе дисипатора енергије представљају полазну основу за анализу конструкција са базном изолацијом, код којих се примењује овај иновативни челични дисипатор сеизмичке енергије.

Ознака	Кру	тост К _{II} [kN	/mm]	Кру	тост К _{III} [kN	[/mm]	Крут	гост К _{IV} [kN	/mm]
модела	MKE	ANARES	Разлика [%]	МКЕ	ANARES	Разлика [%]	МКЕ	ANARES	Разлика [%]
ДЕ-1-1 ДЕ-1-2	17,189	17,980	4,60	1,392	1,298	-6,75	18,118	19,277	6,40
ДЕ-2-1 ДЕ-2-2	13,116	14,161	7,97	1,298	1,220	-6,01	17,711	18,837	6,36
ДЕ-3-1 ДЕ-3-2	10,559	10,913	3,35	0,828	0,761	-8,09	11,231	11,674	3,94
ДЕ-4-1 ДЕ-4-2	7,491	7,787	3,95	0,788	0,727	-7,74	10,882	11,487	5,56
ДЕ-5-1 ДЕ-5-2	5,896	5,802	-1,59	0,552	0.540	-2,17	6,341	6,212	-2,03
ДЕ-6-1 ДЕ-6-2	4,367	4,359	-0,18	0,577	0,604	4,68	6,155	6,181	0,422
ДЕ-7-1 ДЕ-7-2	2,908	2,798	-3,78	0,392	0,363	-7,40	3,196	3,041	-4,85
ДЕ-8-1 ДЕ-8-2	2,141	2,118	-1,07	0,394	0,418	6,09	3,113	3,042	-2,28

Табела 7-3 Упоредна анализа нумеричких и аналитичких резултата величина које дефинишу идеализоване зависности сила–померање модела ДЕ-1-1 до ДЕ-8-1 и ДЕ-1-2 до ДЕ-8-2

Ознака	Кру	тост К _V [kN	[/mm]	Смич	іућа сила F _{II}	-III [kN]	Смич	ућа сила F _{IV} .	.v [kN]
модела	МКЕ	ANARES	Разлика [%]	МКЕ	ANARES	Разлика [%]	МКЕ	ANARES	Разлика [%]
ДЕ-1-1 ДЕ-1-2	2,005	1,926	-3,94	90,721	89,060	-1,83	202,951	193,264	-4,77
ДЕ-2-1 ДЕ-2-2	1,681	1,782	6,01	76,611	78,711	2,74	184,997	179,063	-3,21
ДЕ-3-1 ДЕ-3-2	1,263	1,187	-6,02	60,798	59,505	-2,13	135,633	128,209	-5,47
ДЕ-4-1 ДЕ-4-2	1,054	0,983	-6,74	48,969	50,970	4,09	119,995	119,264	-0,61
ДЕ-5-1 ДЕ-5-2	0,734	0,687	-6,40	37,280	36,585	-1,86	84,276	81,375	-3,44
ДЕ-6-1 ДЕ-6-2	0,621	0,562	-9,50	31.176	31,761	1,88	76,173	75,905	-0,35
ДЕ-7-1 ДЕ-7-2	0,370	0,341	-7,84	20,618	20,407	-1,02	47,788	46,558	-2,57
ДЕ-8-1 ДЕ-8-2	0,314	0,296	-5,73	17,279	17,645	2,12	43,560	43,322	-0,55

Табела 7-3 Наставак

Табела 7-4 Упоредна анализа нумеричких и аналитичких резултата величина које дефинишу идеализоване зависности сила–померање модела ДЕ-1-3 до ДЕ-8-3

Opugua	Кру	тост К _{II} [kN	/mm]	Кру	тост К _{III} [kN	[/mm]	Крут	гост К _{IV} [kN	/mm]
модела	MKE	ANARES	Разлика [%]	МКЕ	ANARES	Разлика [%]	МКЕ	ANARES	Разлика [%]
ДЕ-1-3	19,951	20,123	0,86	0,432	0,419	-3,01	20,223	20,544	1,59
ДЕ-2-3	15,147	16,177	6,80	0,335	0,343	2,39	20,015	20,468	2,26
ДЕ-3-3	12,258	12,400	1,16	0,260	0,245	-5,77	12,495	12,646	1,21
ДЕ-4-3	8,719	9,156	5,01	0,185	0,196	5,95	12,343	12,596	2,05
ДЕ-5-3	6,852	6,886	0,50	0,143	0,133	-6,99	6,987	7,018	0,44
ДЕ-6-3	4,788	4,916	2,67	0,101	0,108	6,93	6,905	6,994	1,29
ДЕ-7-3	3,292	3,155	-4,16	0,082	0,079	-3,66	3,456	3,219	-6,86
ДЕ-8-3	2,497	2,485	-0,48	0,065	0,070	7,69	3,416	3,207	-6,12
Ознака	Кру	тост К _V [kN	/mm]	Смич	ућа сила F _{II}	III [kN]	Смич	ућа сила F _{IV}	v [kN]
модела	МКЕ	ANARES	Разлика [%]	МКЕ	ANARES	Разлика [%]	МКЕ	ANARES	Разлика [%]
ДЕ-1-3	0,872	0,837	-4,01	51,707	48,884	-5,46	109,728	103,211	-5,94
ДЕ-2-3	0,678	0,646	-4,72	44,489	44,855	0,82	100,960	98,038	-2,89
ДЕ-3-3	0,521	0,491	-5,76	34,555	32,715	-5,32	73,229	68,620	-6,29
ДЕ-4-3	0,394	0,369	-6,35	28,556	29,150	2,08	65,842	64,409	-2,18
ДЕ-5-3	0,293	0,265	-9,56	21,583	20,590	-4,60	45,531	42,902	-5,77
ДЕ-6-3	0,224	0,204	-8,93	18,685	18,892	1,11	41,953	40,948	-2,40
ДЕ-7-3	0,150	0,144	-4,00	12,272	11,928	-2,80	25,972	24,686	-4,95
ДЕ-8-3	0,114	0,104	-8,77	10,595	10,761	1,57	24,047	23,597	-1,87

8 Студија случаја примене иновативног челичног дисипатора сеизмичке енергије на објекту "Институт Биосенс"

У оквиру објекта "Институт Биосенс" у Новом Саду пројектован је сеизмички изолован сегмент спратности Пр+3. На примеру ове конструкције биће приказана ефикасност иновативног челичног дисипатора сеизмичке енергије у погледу смањења сеизмичких сила и величине померања конструкције приликом дејства земљотреса.

8.1 Опис конструкције сеизмички изолованог сегмента објекта

Објекат је фундиран на шиповима који су повезани темељном плочом дебљине 50 ст. Преко темељне плоче (на коти -1,70 m) се изводи шест постамената (Слика 8-1). На четири угаона постамента се монтирају сеизмички изолатори, док се на преостала два монтирају иновативни челични дисипатори сеизмичке енергије који су предмет дисертације. Ови уређаји представљају систем базне изолације сегмента објекта. Сегмент је трапезног облика, димензија у основи 6,35 x 7,10 m. Спратне висине су различите и крећу се у границама од 3,75 m до 4,25 m. У приземљу (на коти $\pm 0,00$) је пројектована крута плоча дебљине 50 cm, преко уређаја за сеизмичку изолацију и дисипацију енергије. Крута плоча је неопходна како би се спречиле нежељене деформације и ротације у нивоу сеизмичке дилатационе разделнице, чиме се обезбеђује правилно функционисање уређаја за пасивну сеизмичку изолацију. Међуспратне конструкције су пројектоване као пуне плоче дебљине 20 cm, које се ослањају на систем роштиљних греда. Греде су правоугаоног попречног пресека. Димензије греда на нивоу првог и другог спрата (на котама +3,85 m и +7,60 m) су 30/40 cm и 30/60 cm, док су на нивоу трећег спрата (на коти +11.85 m) 30/60 cm и 30/80 cm. У нивоу кровне плоче (на коти +15,75 m) су пројектоване само ободне греде димензија 20/45 cm. Целокупно вертикално оптерећење се до темеља преноси армиранобетонским зидовима дебљине 15 ст и дужине 1 m, који су позиционирани у угловима изолованог сегмента, формирајући облик ћириличног слова "Г". Сви армиранобетонски конструктивни елементи су пројектовани од бетона марке С35/45 и армирани су ребрастом арматуром квалитета B500B. Модул еластичности бетона је 34 GPa, а Поасонов (*Poisson*) коефицијент је v = 0,20. Модул еластичности бетонског челика је 200 GPa, док је Поасонов (*Poisson*) коефицијент v = 0,30. Конструкција је оптерећења сталним, корисним и оптерећењем од опреме. Оптерећења делују као равномерно расподељена по таваницама. У нивоу приземља је расподељено оптерећење интензитета 13,0 kN/m², док је на осталим етажама 12,5 kN/m². Кровна плоча је оптерећена расподељеним оптерећењем интензитета 1,0 kN/m².



Слика 8-1 Диспозиција конструкције сеизмички изолованог сегмента у оквиру објекта "Институт Биосенс" (мере у ст, висинске коте у т)

8.2 Опис пројектованих уређаја за пасивну контролу вибрација

Систем за пасивну контролу вибрација изолованог сегмента објекта "Институт Биосенс" се састоји од сеизмичких изолатора, иновативних челичних дисипатора сеизмичке енергије и уређаја за контролу померања.

Примењени сеизмички изолатор припада групи еластомерних лежишта са великим пригушењем. Еластомер је кружног облика, пречника 350 mm и укупне висине 193 mm (Слика 2-2). Унутар еластомера се налазе челични листићи који повећавају крутост изолатора у вертикалном правцу. Сеизмички изолатор је дефинисан на основу очекиваног вертикалног оптерећења које треба да пренесе на потконструкцију. Анализом конструкције на гравитационо оптерећење одређено је да сеизмички изолатор треба да пренесе гравитационо оптерећење интензитета до 1.200 kN, при чему је носивост пројектованог сеизмичког изолатора, према техничком листу произвођача, 1.590 kN [344]. Друга битна карактеристика сеизмичког изолатора је ниво дозвољеног померања у хоризонталном правцу. Пројектовани сеизмички изолатор дозвољава хоризонтално померање од ± 150 mm, што је процењено као довољан капацитет померања за анализирану конструкцију при пројектном сеизмичком дејству. Анализом конструкције на дејство земљотреса би требало потврдити да је предвиђени капацитет хоризонталног померања изолатора адекватан. У циљу формирања прорачунског модела изоловане конструкције потребно је дефинисати крутост изолатора у вертикалном и хоризонталном правцу, као и величину релативног пригушења. Према техничким подацима крутост изолатора у вертикалном правцу је 1.033 kN/mm, крутост у хоризонталном правцу 1,80 kN/mm, док је релативно пригушење еластомера 10 % [344].

На локацији предметног објекта се очекује земљотрес са максималним убрзањем тла од 0,10g. Дисипатор енергије је пројектован тако да се за очекивани земљотрес активирају само трнови унутрашњег прстена. Трнови спољашњег прстена треба да обезбеде пун капацитет дисипације енергије у случају деловања изузетно јаких земљотреса са максималним убрзањем тла од 0,40g. Због тога је пројектован зазор између активне плоче и трнова унутрашњег прстена од 5 mm, док је зазор између активне плоче и трнова спољашњег прстена 30 mm (Слика 8-2). Трнови унутрашњег и спољашњег прстена имају различите геометријске карактеристике. Пречник у бази трнова унутрашњег прстена је 24 mm, док је код трнова спољашњег прстена 32 mm. У врху трнова унутрашњег прстена је пречник 16,8 mm, а у врху трнова спољашњег прстена 22,4 mm (Слика 8-3). Доња плоча је исте геометрије као у Поглављу 6.1, Слика 6-1. Сви елементи дисипатора енергије су пројектовани од челика С45. Уређаји за контролу померања су гумени одбојници чија је функција да спрече прекомерна, неочекивана, померања изолованог сегмента објекта. Такође, они треба да спрече сударање изолованог сегмента и остатка конструкције објекта услед прекомерних померања изолованог сегмента објекта. Уређаји за контролу померања су пројектовани у угловима изолованог сегмента у нивоу најниже и највише таванице.



Слика 8-2 Геометрија активне плоче иновативног челичног дисипатора сеизмичке енергије на објекту "Институт Биосенс" (димензије у тт)



Слика 8-3 Геометрија вертикалних компонената иновативног челичног дисипатора сеизмичке енергије на објекту "Институт Биосенс" (димензије у тт)

За дефинисање прорачунског модела изолованог сегмента потребно је дефинисати крутости дисипатора енергије у различитим фазама одговора, као и смичуће силе на прелазу из једне у другу фазу одговора дисипатора енергије при монотоно растућем оптерећењу и цикличном оптерећењу. Перформансе пројектованог дисипатора енергије биће одређене применом нумеричког МКЕ прорачунског модела и развијеног програма ANARES.

8.3 Перформансе дисипатора енергије пројектованог у оквиру изолованог сегмента објекта "Институт Биосенс"

Прорачунски МКЕ модел дисипатора енергије је дефинисан у свему у складу са поставкама приказаним у Поглављу 6. Перформансе дисипатора енергије су анализиране при монотоно растућем померању од 80 mm, као и при цикличном оптерећењу са амплитудом ±80 mm (Слика 8-4). Величина померања у анализи перформанси дисипатора енергије је усвојена на основу очекиваног померања анализиране конструкције у нивоу базне изолације услед дејства пројектног земљотреса.



Слика 8-4 Хоризонтално померање активне плоче кроз кораке анализе дисипатора енергије пројектованог за објекат "Институт Биосенс"

Зависности сила–померање дисипатора енергије приказане су на Слици 8-5 и Слици 8-6. На Слици 8-5 су такође приказани ови резултати применом развијеног програма ANARES. Разлика између силе у дисипатору енергије при померању активне плоче од 30 mm, срачунате нумеричком анализом и развијеним програмом ANARES, је 3 %, док је та разлика при померању активне плоче од 80 mm 0,7 %.

И у анализи овог конкретног дисипатора енергије потврђена је тачност аналитичког модела за анализу перформанси дисипатора енергије. На основу резултата анализе при цикличном померању закључује се да је одговор дисипатора енергије стабилан при поновљеном циклусу оптерећивања и растерећивања дисипатора енергије. При томе је количина утрошене енергије, срачуната на основу површине хистерезисне петље, износила 16.188,75 J. Крутост дисипатора енергије у различитим фазама одговора, као и смичуће силе на прелазу између фаза одговора дисипатора енергије приказане су у Табели 8-1. Ове величине ће бити примењене за моделирање дисипатора енергије у склопу нумеричког модела анализиране конструкције. На Слици 8-7 приказани су фон Мизесови

(von Mises) напони и пластичне дилатације при померању активне плоче од 80 mm. Уочава се да је већи део трнова пластификован, што је предуслов да се обезбеди адекватан ниво дисипације енергије.



Слика 8-5 Зависност сила–померање при монотоно растућем померању активне плоче дисипатора енергије пројектованог за објекат "Институт Биосенс"



Слика 8-6 Зависност сила–померање при цикличном померању активне плоче дисипатора енергије пројектованог за објекат "Институт Биосенс"

Крутост К _{ІІ}	Крутост К _{III}	Крутост К _{IV}	Крутост К _V	Смичућа сила	Смичућа сила
[kN/mm]	[kN/mm]	[kN/mm]	[kN/mm]	F _{II-III} [kN]	F _{IV-V} [kN]
5,181	0,285	16,462	0,863	37,008	137,161

Табела 8-1 Крутости и смичуће силе по фазама одговора дисипатора енергије пројектованог за објекат "Институт Биосенс"



Слика 8-7 Напонско-деформацијско стање дисипатора енергије пројектованог за објекат "Институт Биосенс" при померању активне плоче од 80 mm

8.4 Динамичка анализа у временском домену одговора изолованог сегмента објекта "Институт Биосенс" при деловању земљотреса

У циљу анализе утицаја пројектованог система базне изолације на одговор изолованог сегмента објекта "Институт Биосенс" приликом дејства земљотреса развијен је просторни нумерички прорачунски модел применом програмског пакета *SAP2000*.

Армиранобетонске плоче и зидови су моделирани површинским коначним елементима, док су греде моделиране линијским коначним елементима. Материјална нелинеарност армираног бетона је обухваћена Мандеровим (*Mander*) моделом [345], [346]. при чему је чврстоћа при притиску 35 MPa, чврстоћа на затезање 4 MPa, а дилатација која одговара чврстоћи при притиску је 2 ‰. Хистерезисно понашање бетона је описано Такединим (*Takeda*) моделом који је погодан за моделирање бетона и не захтева додатне параметре, већ су довољни параметри који описују зависност напон–дилатација материјала [347], [348].

Сеизмички изолатори су моделирани коначним елементима типа везе (eng. link element), специјално развијеним у програмском пакету SAP2000 за моделирање еластомерних изолатора са великим пригушењем [347]. Сеизмички изолатор је моделиран као линеаран, при чему су крутости у вертикалном и хоризонталним правцима дефинисане у складу са реалним вредностима дефинисаним у Поглављу 8.2. Дисипатори енергије су такође моделирани коначним елементом веза. Хистерезисно понашање у хоризонталним правцима се описује нелинеарним моделом који је предложио Вен (Wen), а који је погодан за моделирање хистерезисних дисипатора енергије [289], [347], [349]. Еластична и постеластична крутост, као и граница течења дисипатора енергије дефинисани су у складу са величинама одређеним применом аналитичког поступка (Табела 8-1). Прелазак из еластичне у постеластичну област се описује функцијом другог степена. Треба напоменути да се при деловању слабих земљотреса активирају само трнови унутрашњег прстена, а да се при деловању јаких земљотреса активирају сви трнови дисипатора енергије. У складу са тим су дефинисани одговарајући параметри дисипатора енергије за различите интензитете анализираних земљотреса. Дисипатор енергије не прима вертикално оптерећење, па је у прорачунском моделу дефинисано да је померање коначног елемента веза у вертикалном правцу слободно.

Изоловани сегмент објекта "Институт Биосенс" је анализиран за случај крутог ослањања, затим за случај примене само сеизмичких изолатора и за случај примене и сеизмичких изолатора и дисипатора енергије (Слика 8-8). Ове анализе су спроведене у циљу извођења закључака о утицају примене иновативног челичног дисипатора сеизмичке енергије на динамички одговор конструкције при деловању земљотреса.



Слика 8-8 Геометрија просторног прорачунског модела конструкције изолованог сегмента објекта "Институт Биосенс": а) круто ослањање; б) сеизмички изолатори; в) сеизмички изолатори и дисипатори енергије

Анализе су спроведене за утицај реалних земљотреса: Империјал Вели (Ел Центро) (*Imperial Valley (El Centro*)), компонента север–југ, који се догодио 1940. године (Слика 8-9а); Улцињ Албатрос, компонента север–југ, који се догодио 1979. године (Слика 8-10а). Оригинални акцелерограми коришћених земљотреса су скалирани тако да су анализе спроведене за максимално убрзање тла од 0,10g, што одговара очекиваном убрзању на локацији објекта, и за максимално убрзање тла од 0,40g, што одговара веома јаком земљотресу, (Слика 8-96,в и Слика 8-106,в).



Слика 8-9 Акцелерограм земљотреса Империјал Вели (Ел Центро), компонента север–југ: a) оригинални запис; б) скалиран запис на максимално убрзање 0,10g; b) скалиран запис на максимално убрзање 0,40g



Слика 8-10 Акцелерограм земљотреса Улцињ Албатрос, компонента север–југ: а) оригинални запис; б) скалиран запис на максимално убрзање 0,10g; в) скалиран запис на максимално убрзање 0,40g

Поред анализе динамичког одговора конструкције на дејство реалних земљотреса спроведена је и анализа на деловање вештачког акцелерограма земљотреса који одговара пројектном спектру одговора тип 1 према Еврокоду 8 [312]. Конструкција је пројектована као дуктилна, па је за дефинисање пројектног спектра примењен фактор понашања q од 1,50, што је максимално дозвољен фактор понашања за конструкције са базном изолацијом према Еврокоду 8. Објекат је фундиран на песковитом тлу, сврстаном у категорију Д, са референтним максималним убрзањем тла од 0,10g и припада трећој класи

значаја, па су у складу са тим дефинисани параметри за описивање пројектног спектра. Вештачки акцелерограм је дефинисан применом алгоритма који је развио Фереира (*Ferreira*) [350]. Процедура дефинисања вештачког акцелерограма се базира на корекцији акцелерограма реалног земљотреса итеративним поступком, док се не постигне задовољавајуће поклапање спектра одговора динамичког система са једним степеном слободе при деловању вештачког акцелерограма у поређењу са пројектним спектром одговора према Еврокоду 8. У овој анализи је као полазна основа примењен акцелерограм земљотреса Улцињ Албатрос и након осам итерација добијено је задовољавајуће поклапање спектара одговора (Слика 8-11). Убрзање тла у функцији времена овако дефинисаног вештачког акцелерограма земљотреса приказано је на Слици 8-12.



Слика 8-11 Пројектни спектар и спектар одговора на деловање вештачког акцелерограма





Директна динамичка анализа је спроведена интеграцијом диференцијалних једначина корак по корак у временском домену. Примењен је нумерички метод интеграције који су предложили Хилбер, Хугс и Тејлор (*Hilber, Hughes, Taylor*) [318], [347], [351]. У свим анализама је временски корак интеграције 0,02s, при чему је релативно пригушење 5 %. Анализе обухватају материјалну и геометријску нелинеарност.

Као полазни параметар за оцену утицаја примене базне изолације на динамичке карактеристике конструкције, у односу на случај крутог ослањања, анализирани су периоди основних осцилација прва три основна тона (Табела 8-2). Закључује се да се применом базне изолације период осциловања првог и другог основног тона повећава око 3,5 пута у односу на случај крутог ослањања, док се период осциловања трећег основног тона повећава 4 пута. Треба напоменути да у модалној анализи конструкције са базном изолацијом није обухваћен утицај крутости дисипатора енергије јер је у почетној фази он неактиван. Сходно томе, периоди осциловања конструкције су срачунати узимајући у обзир крутост конструкције и крутост сеизмичких изолатора. На Слици 8-13 и Слици 8-14 приказани су основни облици осциловања круто ослоњене конструкције, односно конструкције са базном изолацијом. Уочава се да примена сеизмичких изолатора не доводи до промене облика осциловања, већ само до повећања периода основних осцилација.

Conversion and	Период осциловања	Период осциловања	Период осциловања	
Случај ослањања	I основног тона [s]	II основног тона [s]	III основног тона [s]	
Круто ослањање	0,483	0,453	0,264	
Базна изолација	1,660	1,654	1,056	

Табела 8-2 Упоредна анализа основних периода осциловања конструкције у функцији ослањања



Слика 8-13 Основни облици осциловања круто ослоњене конструкције: а) I основни облик; б) II основни облик; в) III основни облик



Слика 8-14 Основни облици осциловања конструкције са базном изолацијом: а) I основни облик; б) II основни облик; в) III основни облик

Поред основних динамичких карактеристика анализирана су релативна померања најниже и највише таванице, релативна међуспратна померања у тренутку максималног померања највише таванице и величина укупних сеизмичких сила у конструкцији. Промена поменутих величина у функцији времена за све анализиране случајеве земљотреса приказане су на Сликама 8-15 до 8-34. Релативно померање најниже таванице у односу на тло у случају круто ослоњене конструкције није приказано на дијаграмима, јер је у свим анализираним случајевима једнако нули. У Табелама 8-3 до 8-11 приказана је упоредна анализа максималних вредности релативних померања таваница и укупних сеизмичких сила. Применом сеизмичких изолатора се у случајевима деловања реалних земљотреса релативна померања највише таванице повећавају око два пута. То је последица мале хоризонталне крутости сеизмичких изолатора, која доводи и до великих померања најниже таванице конструкције. У случају јачих земљотреса, са максималним убрзањем тла од 0,40g, померања најниже таванице су већа од капацитета померања сеизмичких изолатора, што доводи до закључка да је примена дисипатора енергије неопходна. Применом дисипатора енергије се померања најниже таванице редукују приближно два пута у односу на случај примене само сеизмичких изолатора, како у случају деловања земљотреса Ел Центро, тако и у случају деловања земљотреса Улцињ Албатрос. Такође, померања најниже таванице су редукована тако да су мања од капацитета померања сеизмичких изолатора у хоризонталним правцима. Применом дисипатора енергије се и померања највише таванице у случају деловања поменутих земљотреса редукују око два пута у односу на случај примене само сеизмичких изолатора, при чему су ова померања приближно сведена на величину померања највише таванице у случају круто ослоњене конструкције. Применом сеизмичких изолатора, у случају деловања реалних земљотреса, се значајно редукују релативна спратна померања таваница у односу на случај крутог ослањања. Са применом уређаја за дисипацију енергије релативна спратна померања се незнатно додатно смањују, изузев у случају деловања земљотреса Ел Центро са максималним убрзањем тла од 0,10g, код кога су та померања незнатно већа у односу на случај примене само сеизмичких изолатора. Сеизмички изолатори својом флексибилношћу обезбеђују да се укупне сеизмичке силе услед деловања реалних земљотреса редукују за око 70 % у односу на случај крутог ослањања. Додатном применом и уређаја за дисипацију енергије се сеизмичке силе додатно редукују за око 5 %. Ове анализе потврђују ефикасност примене уређаја за дисипацију енергије, како у погледу редукције померања најниже таванице и релативних међуспратних померања, тако и у погледу значајне редукције генерисаних сеизмичких сила у конструкцији. Такође, показано је да су дисипатори енергије ефикасни како у случају деловања слабих земљотреса са максималним убрзањем тла од 0,10g када су активни само трнови унутрашњег прстена дисипатора енергије, тако и у случају деловања јаких земљотреса са максималним убрзањем тла од 0,40g када су ангажовани сви трнови дисипатора енергије.

Динамичка анализа конструкције на дејство вештачког акцелерограма земљотреса указује на то да се применом дисипатора енергије не постижу тако значајне редукције померања таваница и интензитета сеизмичких сила у конструкцији. Применом уређаја за дисипацију енергије померања најниже таванице се редукују за око 30 % у односу на примену само сеизмичких изолатора. Међутим, померања највише таванице се не редукују до нивоа померања круто ослоњене конструкције, као у случају реалних земљотреса, већ су та померања око три пута већа. Релативна међуспратна померања таваница су применом дисипатора енергије редукована око два пута у односу на круто ослоњену конструкцију, што је мање у односу на случај деловања реалних земљотреса. Што се тиче сеизмичких сила у конструкцији, остварена је редукција од око 40 %, што је такође значајно мање у односу на случај деловања реалних земљотреса код којих је та редукција била и до 75 %. Треба напоменути да је анализа на дејство вештачког акцелерограма земљотреса спроведена са карактеристикама дисипатора енергије које одговарају активирању само трнова унутрашњег прстена дисипатора енергије. Померања најниже таванице у том случају су око 60 mm, што указује да ће доћи и до активирања трнова спољашњег прстена, јер су померања већа од зазора између активне плоче и трнова спољашњег прстена. Међутим, ова померања нису довољна да се ангажује пун капацитет дисипатора енергије, па није урађена анализа са карактеристикама дисипатора енергије

која одговарају том стању. Постојећи коначни елементи нису развијени у тој мери да могу описати прелазак дисипатора енергије из једне фазе одговора у другу. Из тог разлога прорачунски модел динамичког одговора конструкције није потпуно адекватан у случају деловања земљотреса који изазивају таква померања конструкције да долази до активирања трнова спољашњег прстена дисипатора енергије, али не и до њихове значајне нелинеарне деформације. Без обзира на уочен недостатак постојећих коначних елемената и материјалних модела за нумеричко описивање уређаја за дисипацију енергије, резултатима анализа приказаних у овом поглављу је показан значајан допринос примене ових уређаја на динамички одговор конструкције са базном изолацијом приликом деловања земљотреса.



Слика 8-15 Померање најниже таванице при деловању земљотреса Ел Центро са максималним убрзањем 0,10g



Слика 8-16 Померање највише таванице при деловању земљотреса Ел Центро са максималним убрзањем 0,10g







Слика 8-18 Укупна сеизмичка сила при деловању земљотреса Ел Центро са максималним убрзањем 0,10g



Слика 8-19 Померање најниже таванице при деловању земљотреса Ел Центро са максималним убрзањем 0,40g



Слика 8-20 Померање највише таванице при деловању земљотреса Ел Центро са максималним убрзањем 0,40g



Слика 8-21 Релативна међуспратна померања у тренутку максималног померања највише таванице при деловању земљотреса Ел Центро са максималним убрзањем 0,40g



Слика 8-22 Укупна попречна сеизмичка сила при деловању земљотреса Ел Центро са максималним убрзањем 0,40g

Табела 8-3 Упоредна анализа максималних померања најниже таванице при деловању земљотреса Ел Центро (јединица мере [mm])

Спучаі ослањања	Максимално убрзање		
	0,1g	0,4g	
Сеизмички изолатори	35,28 (100 %)	141,04 (100 %)	
Сеизмички изолатори и дисипатори енергије	20,46 (57,99 %)	66,19 (46,93 %)	

Табела 8-4 Упоредна анализа максималних померања највише таванице при деловању земљотреса Ел Центро (јединица мере [mm])

Случај ослањања	Максимално убрзање		
	0,1g	0,4g	
Круто ослањање	18,48 (100 %)	73,11 (100 %)	
Сеизмички изолатори	40,10 (216,99 %)	161,12 (220,38 %)	
Сеизмички изолатори и дисипатори енергије	25,55 (138,26 %)	85,82 (117,38 %)	

Табела 8-5 Упоредна анализа максималних попречних сила при деловању земљотреса Ел Центро (јединица мере [kN])

Спуцај ослањања	Максимално убрзање		
	0,1g	0,4g	
Круто ослањање	784,69 (100 %)	3138,71 (100 %)	
Сеизмички изолатори	248,54 (31,67 %)	994,14 (31,67 %)	
Сеизмички изолатори и дисипатори енергије	224,22 (28,57 %)	834,10 (26,57 %)	



Слика 8-23 Померање најниже таванице при деловању земљотреса Улцињ Албатрос са максималним убрзањем 0,10g



Слика 8-24 Померање највише таванице при деловању земљотреса Улцињ Албатрос са максималним убрзањем 0,10g



Слика 8-25 Релативна међуспратна померања у тренутку максималног померања највише таванице при деловању земљотреса Улцињ Албатрос са максималним убрзањем 0,10g



Слика 8-26 Укупна попречна сеизмичка сила при деловању земљотреса Улцињ Албатрос са максималним убрзањем 0,10g



Слика 8-27 Померање најниже таванице при деловању земљотреса Улцињ Албатрос са максималним убрзањем 0,40g



Слика 8-28 Померање највише таванице при деловању земљотреса Улцињ Албатрос са максималним убрзањем 0,40g



Слика 8-29 Релативна међуспратна померања у тренутку максималног померања највише таванице при деловању земљотреса Улцињ Албатрос са максималним убрзањем 0,40g



Слика 8-30 Укупна попречна сеизмичка сила при деловању земљотреса Улцињ Албатрос са максималним убрзањем 0,40g

Табела 8-6 Упоредна анализа максималних померања најниже таванице при деловању земљотреса Улцињ Албатрос (јединица мере [mm])

Спучаі ослањања	Максимално убрзање		
	0,1g	0,4g	
Сеизмички изолатори	42,98 (100 %)	171,85 (100 %)	
Сеизмички изолатори и дисипатори енергије	27,93 (64,98 %)	88,32 (51,39 %)	

Табела 8-7 Упоредна анализа максималних померања највише таванице при деловању земљотреса Улцињ Албатрос (јединица мере [mm])

Случај ослањања	Максимално убрзање		
	0,1g	0,4g	
Круто ослањање	28,48 (100 %)	113,10 (100 %)	
Сеизмички изолатори	48,86 (171,56 %)	196,18 (173,46 %)	
Сеизмички изолатори и дисипатори енергије	33,61 (118,01 %)	109,16 (96,52 %)	

Табела 8-8 Упоредна анализа максималних попречних сила при деловању земљотреса

Улцињ Албатрос (јединица мере [kN])

Случаі ослањања	Максимално убрзање		
	0,1g	0,4g	
Круто ослањање	1090,56 (100 %)	4362,03 (100 %)	
Сеизмички изолатори	304,48 (27,92 %)	1217,94 (27,92 %)	
Сеизмички изолатори и дисипатори енергије	280,63 (25,73 %)	1028,99 (23,59 %)	



Слика 8-31 Померање најниже таванице при деловању вештачког акцелерограма земљотреса



Слика 8-32 Померање највише таванице при деловању вештачког акцелерограма земљотреса



Слика 8-33 Релативна међуспратна померања у тренутку максималног померања највише таванице при деловању вештачког акцелерограма земљотреса



Слика 8-34 Укупна попречна сеизмичка сила при деловању вештачког акцелерограма земљотреса

Табела 8-9 Упоредна анализа максималних померања најниже таванице

	*
Случај ослањања	Померање [mm]
Сеизмички изолатори	84,90 (100 %)
Сеизмички изолатори и дисипатори енергије	60,59 (71,37 %)

при деловању вештачког акцелерограма земљотреса

Табела 8-10 Упоредна анализа максималних померања највише таванице

при деловању вештачког акцелерограма земљотреса

Случај ослањања	Померање [mm]
Круто ослањање	20,78 (100 %)
Сеизмички изолатори	97,43 (468,86 %)
Сеизмички изолатори и дисипатори енергије	70,91 (341,24 %)

Табела 8-11 Упоредна анализа максималних попречних сила

при деловању вештачког акцелерограма земљотреса

Случај ослањања	Попречна сила [kN]
Круто ослањање	869,61 (100 %)
Сеизмички изолатори	605,06 (69,58 %)
Сеизмички изолатори и дисипатори енергије	528,84 (60,81 %)

9 Завршне напомене

9.1 Рекапитулација истраживања

Према досадашњим истраживањима дошло се до закључка да је готово немогуће пројектовати апсолутно круту конструкцију која неће претрпети оштећења приликом дејства земљотреса. Са друге стране, стабилност и функционалност конструкције се доводи у питање ако се пројектују флексибилне конструкције. Пројектовање сеизмички отпорних конструкција је увек компромис између ова два захтева. Идеја да се применом посебних конструктивних мера објекат одвоји од тла је променила концепт пројектовања сеизмички отпорних објеката. Сеизмичким изолаторима се обезбеђује несметано померање тла испод објеката при чему се смањују сеизмичке силе у конструкцији. Међутим, то захтева велики ниво деформација ових уређаја, па је неопходна додатна примена уређаја за дисипацију енергије. Поред тога, овим уређајима се повећава пригушење динамичког система, чиме се смањују сеизмичке силе у конструкцији и оштећења конструктивних елемената у критичним зонама. Због тога је област пасивне контроле вибрација објеката веома актуелна у науци, са тенденцијом развијања различитих дисипатора енергије и побољшања њихових карактеристика.

Предмет истраживања ове дисертације је иновативни челични дисипатор сеизмичке енергије, применљив у систему базне изолације зграда. У оквиру истраживања спроведена су експериментална испитивања могућности вертикалних компонената (трнова) дисипатора енергије да расипају енергију при цикличном померању. При томе су анализиране различите димензије попречних пресека.

Развијен је нумерички прорачунски модел трнова применом методе коначних елемената и програмског пакета *Abaqus/Standard*. Модел је валидиран у односу на експерименталне резултате.

На основу методологије примењене у нумеричком моделирању појединачних трнова, развијен је нумерички модел за анализу перформанси целог склопа дисипатора енергије. Анализиран је утицај броја трнова, правца дејства земљотреса, величине зазора између активне плоче и трнова унутрашњег и спољашњег прстена и квалитета челичног материјала на перформансе дисипатора енергије. На основу добијених резултата су изведене препоруке за пројектовање овог типа дисипатора енергије.

У оквиру истраживања развијен је једноставан, а довољно тачан, аналитички модел за одређивање перформанси дисипатора енергије уз могућност варирања свих релевантних параметара. Применом овог аналитичког модела се може одредити зависност сила–померање дисипатора енергије, као и параметри за идеализовање ове зависности при монотоно растућем и цикличном оптерећењу. Ове величине представљају полазну основу у анализи конструкција код којих се примењује иновативни челични дисипатор сеизмичке енергије у оквиру система за базну изолацију. Овако предложени модел дисипатора енергије би требало да омогући његову широку примену у инжењерској пракси.

Спроведена је и студија случаја анализе динамичког одговора изолованог сегмента објекта "Институт Биосенс". Овом анализом је обухваћен утицај примене дисипатора енергије на динамички одговор конструкције приликом деловања реалних земљотреса Ел Центро и Улцињ Албатрос, као и при деловању вештачког акцелерограма земљотреса. Вештачки акцелерограм земљотреса је дефинисан на бази акцелерограма земљотреса Улцињ Албатрос, тако да спектар одзива динамичког система са једним степеном слободе одговара пројектном спектру одзива према Еврокоду 8. Студија случаја је показала да се применом иновативног челичног дисипатора сеизмичке енергије у комбинацији са сеизмичким изолаторима обезбеђује повољнији динамички одговор конструкције при деловању земљотреса у односу на случај крутог ослањања конструкције.

Дисеминација резултата приказаних у дисертацији би требало да концепт базне изолације приближи научној и стручној јавности у свету, а посебно у нашој земљи.

9.2 Закључци истраживања

На основу резултата истраживања приказаних у дисертацији изведени су значајни закључци о перформансама иновативног челичног дисипатора сеизмичке енергије. Закључци су груписани по основу типа спроведеног истраживања.

Експериментално истраживање појединачних трнова дисипатора енергије

- Вертикалне компоненте дисипатора енергије (трнови) поседују значајне нелинеарне перформансе при цикличном оптерећењу.
- Хистерезисни дијаграми трнова су стабилни и широки, што указује на могућност постизања значајног расипања сеизмичке енергије.
- Величина дисипиране енергије је директно сразмерна димензијама попречног пресека трнова.
- Након поновљеног оптерећивања трнова не долази до значајних промена у механизму рада, односно нема деградације перформанси трнова и након њихових значајних пластичних деформација.
- Дисипатор енергије би требало да буде израђен од челика задовољавајуће дуктилности, жилавости и отпорности на замор.

Нумеричка анализа појединачних трнова дисипатора енергије

- Нумерички модел трнова је валидиран у односу на експерименталне резултате, при чему се разлика између нумеричких и експерименталних резултата утрошене енергије последњег циклуса оптерећење-растерећење налази у границама од 0,71 % до 11,82 %.
- Разлика нумеричких и експерименталних резултата еластичне и постеластичне крутости трнова је у границама од 0,13 % до 5,85 %, док је у случају границе течења разлика од 3,61 % до 6,84 %.
- Приликом одабира типа коначног елемента и густине мреже неопходно је водити рачуна о феномену блокаде смицањем (*eng. shear locking*) и исти се може избећи повећањем броја коначних елемената, употребом елемената вишег реда или применом редукованог степена интеграције.
- Радни дијаграм челика се успешно може моделирати билинеарном функцијом уз примену кинематичког модела ојачања.
- Нагиб конуса трнова битно утиче на напонско-деформацијско стање и на положај пресека у коме почиње пластификација челичног материјала.

Нумеричка анализа склопа иновативног челичног дисипатора енергије

- Укупна смичућа сила у дисипатору енергије је једнака суми смичућих сила појединачних трнова.
- Дисипатор енергије пролази кроз пет фаза одговора при раду:

I фаза – померање изоловане конструкције је мање од зазора између активне плоче и трнова унутрашњег прстена, па је дисипатор енергије неактиван,

II фаза – трнови унутрашњег прстена се активирају и налазе се у еластичној области понашања челичног материјала,

III фаза – трнови унутрашњег прстена се пластификују и раде у пластичној области понашања челичног материјала,

IV фаза – померање изоловане конструкције је веће од зазора између активне плоче и трнова спољашњег прстена, где трнови спољашњег прстена раде у еластичној области, а трнови унутрашњег прстена у пластичној области понашања челичног материјала,

V фаза – сви трнови дисипатора енергије раде у пластичној области понашања челичног материјала, а дисипатор енергије постиже максималну дисипацију сеизмичке енергије.

- На основу описаних фаза рада иновативног челичног дисипатора сеизмичке енергије потврђена је хипотеза о вишестепеном потенцијалу расипања енергије и адаптабилности крутости и одговора дисипатора енергије при различитим интензитетима земљотреса.
- Дисипатор енергије има једнаке физичке и механичке карактеристике у свим хоризонталним правцима, што му обезбеђује еквивалентан одговор без обзира на правац дејства земљотреса.
- Идеализоване хистерезисне зависности дисипатора енергије дефинишу се на основу њихове крутости у различитим фазама одговора, величине сила при промени фазе рада и зазора између активне плоче и трнова.
- Зазор између активне плоче и трнова не утиче на еластичну и постеластичну крутост ни на силе у дисипатору енергије при промени фазе рада, већ само на величину померања изоловане конструкције при којој ће се активирати дисипатор енергије.
- Дисипатор енергије поседује стабилан одговор без обзира на величину зазора између активне плоче и трнова, што је потврђено идентичним облицима хистерезисних петљи.
- Обављена истраживања су претпостављала зазор између активне плоче и трнова довољно велики да доминантна деформација трнова буде савијањем, а смањивањем зазора механизам рада трнова прелази у смицање, што излази из оквира обављених истраживања.
- Физичко-механичке карактеристике материјала битно утичу на перформансе дисипатора енергије.
- Применом челика са нижом границом течења се генеришу мање силе у дисипатору енергије при истој величини померања изоловане конструкције у односу на примену челика са већом границом течења, и обрнуто.
- Хистерезисни одговор дисипатора енергије је стабилан без обзира на физичкомеханичке карактеристике челичног материјала.
- Правилним одабиром геометријских карактеристика трнова, зазора између активне плоче и трнова, као и квалитета челичног материјала могу се дизајнирати дисипатори енергије жељених карактеристика оптимални за примену у

различитим сеизмичким зонама, при чему би мањи пречник трнова и мање зазоре уз примену челика са нижом границом течења требало примењивати у областима ниске сеизмичности, док би у областима високе сеизмичности требало пројектовати дисипатор енергије са трновима већег пречника и са већим зазорима између активне плоче и трнова уз примену челика са вишом границом течења.

Развијени аналитички модел за анализу перформанси дисипатора енергије

- Појединачни трн дисипатора енергије је идеализован конзолним носачем линеарно променљивог кружног попречног пресека.
- Предложеним аналитичким моделом се одређује зависност сила-померање једног трна, а зависност сила-померање за склоп дисипатора енергије се добија као производ броја трнова и силе у једном трну.
- Потврђено је да постојећа Бернули-Ојлерова формула даје задовољавајуће резултате за анализу померања трнова дисипатора енергије у еластичној области, док у пластичној области диференцијална једначина савијања нема решење у затвореном облику, па се проблем мора решавати инкременталном анализом.
- Резултати предложеног аналитичког модела су у доброј корелацији са нумеричким резултатима у свим анализираним случајевима, што доказује његову валидност и поузданост.
- Предложени аналитички модел обухвата све релевантне параметре који утичу на перформансе дисипатора енергије, па се може сматрати универзалним за примену код овог типа дисипатора енергије.
- Предложени аналитички модел је једноставан за примену у инжењерској пракси.

Студија случаја изолованог сегмента објекта "Институт Биосенс"

 Применом иновативног челичног дисипатора сеизмичке енергије успешно су редукована релативна међуспратна померања и интензитет сеизмичких сила у конструкцији у односу на случај крутог ослањања конструкције и случај примене само сеизмичких изолатора.

На основу свега изложеног у дисертацији ефикасност иновативног челичног дисипатора сеизмичке енергије је у потпуности потврђена, а предложеним аналитичким моделом је омогућена његова примена у инжењерској пракси.

9.3 Препоруке за будућа истраживања

У дисертацији су на нумеричким МКЕ моделима анализирани утицаји геометријских и материјалних карактеристика вертикалних компонената на перформансе иновативног челичног дисипатора сеизмичке енергије при монотоно растућем и цикличном оптерећењу. Дефинисан је аналитички модел за одређивање зависности сила– померање дисипатора енергије која представља полазну основу за анализу конструкција зграда са базном изолацијом уз примену иновативног дисипатора енергије. Такође, спроведена је динамичка анализа изолованог сегмента објекта "Институт Биосенс" чиме је потврђено да се применом иновативног челичног дисипатора сеизмичке енергије постиже повољнији одговор конструкције при деловању реалних и вештачких акцелерограма земљотреса.

Будућа истраживања би требало усмерити ка анализи перформанси дисипатора енергије при деловању динамичких померања тла услед реалних земљотреса. Од значаја би била и анализа одговора дисипатора енергије у случају малих зазора између активне плоче и вертикалних компонената (трнова) када се очекује доминантно деформисање трнова смицањем. Истраживања би требало да обухвате и област оптимизације дисипатора енергије са аспекта броја трнова и њихових геометријских карактеристика, а за примену у различитим сеизмичким зонама. Предложени нумерички и аналитички модели могу послужити као поуздан алат у даљим истраживањима, али би опсежнија експериментална испитивања допринела још бољем разумевању понашања иновативног челичног дисипатора сеизмичке енергије. У циљу тачнијег дефинисања прорачунског модела за одређивање динамичког одговора конструкције са базном изолацијом, истраживања треба усмерити и ка развијању специјалног коначног елемента дисипатора енергије. Он би требало да адекватно обухватити понашање дисипатора енергије на прелазима између различитих фаза одговора, односно да реално опише почетак активације трнова спољашњег прстена. Примена дисипатора енергије у свакодневној инжењерској пракси може бити условљена и економским аспектом. Будућа истраживања би се могла усмерити и ка анализи утицаја примене дисипатора енергије на могућност редуковања димензија попречних пресека вертикалних елемената различитих конструктивних система објеката, чиме би се постигла већа нето корисна површина објеката. Анализа економског аспекта примене иновативног челичног дисипатора сеизмичке енергије би требало да обухвати однос цене израде и монтаже ових уређаја и цене додатне остварене неко корисне површине објекта. Овом анализом би требало обухватити и различите аспекте тржишта некретнина, што анализи даје мултидисциплинарни карактер научног истраживања.

Предложена будућа истраживања би допринела унапређењу перформанси иновативног челичног дисипатора сеизмичке енергије и његовој широј и ефикаснијој примени у инжењерској пракси.

Литература

- J. Touaillon, "Improvement in buildings". United States of America Patent 99,973, 15 February 1870.
- [2] N. Makris, "Seismic isolation: Early history," *Earthquake Engineering & Structural Dynamics*, vol. 48, no. 2, pp. 269–283, 2019.
- [3] J. Bechtold, "Earthquake-proof building". United States of America Patent 845,046, 26 February 1907.
- [4] J. M. Kelly, "Aseismic base isolation: review and bibliography," Soil Dynamics and Earthquake Engineering, vol. 5, no. 3, pp. 202–216, 1986.
- [5] J. A. Calantarients, "Building constructuon to resist the action of earthquakes". United States of America Patent 932,443, 31 August 1909.
- [6] J. A. Calantarients, Improvements in and connected with building and other works, construction and appurtenances to resist the action of earthquake and the like, Stanford, California: Stanford University, 1909.
- [7] C. Yenidogan, "Earthquake-Resilient Design of Seismically Isolated Buildings: A Review of Technology," *Vibration*, vol. 4, no. 3, pp. 602–647, 2021.
- [8] Projektinženjering Tim Ltd., Niš, Serbia, "Seismo-Safe 2G3-GOSEB Builling System, Report No. 1," Innovation Fund, Serbia, Niš, 2014.
- [9] Projektinženjering Tim Ltd., Niš, Serbia, "Seismo-Safe 2G3-GOSEB Builling System, Report No. 2," Innovation Fund, Serbia, Niš, 2014.
- [10] Projektinženjering Tim Ltd., Niš, Serbia, "Seismo-Safe 2G3-GOSEB Builling System, Report No. 3," Innovation Fund, Serbia, Niš, 2015.
- [11] Projektinženjering Tim Ltd., Niš, Serbia, "Seismo-Safe 2G3-GOSEB Builling System, Report No. 4," Innovation Fund, Serbia, Niš, 2015.
- [12] D. Ristić, J. Ristić and D. Zlatkov, "Adaptivni sistem za seizmičku zaštitu objekata zgrada od dejstva jakih zemljotresa putem konstruktivno obezbeđene globalne optimizacije seizmo-energetskog balansa". Republika Srbija Patent 57554, 31 Oktobar 2018.
- [13] D. Zlatkov, D. Ristić, A. Zorić, J. Ristić, B. Mladenović, Ž. Petrović and M. Trajković-Milenković, "Experimental and Numerical Study of Energy Dissipation Components of a New Metallic Damper Device," *Journal of Vibration Engineering & Technologies*, p. Online publication, 2022.
- [14] B. F. Spencer Jr. and S. Nagarajaiah, "State of the Art of Structural Control," *Journal of Structural Engineering*, vol. 129, no. 7, pp. 845–856, 2003.

- [15] T. E. Saaed, G. Nikolakopoulos, J.-E. Jonasson and H. Hedlund, "A state-of-the-art review of structural control systems," *Journal of Vibration and Control*, vol. 21, no. 5, pp. 919–937, 2015.
- [16] M. D. Symans and M. C. Constantinou, "Semi-active control systems for seismic protection of structures: a state-of-the-art review," *Engineering Structures*, vol. 21, no. 6, pp. 469–487, 1999.
- [17] P. Hagedorn and G. Spelsberg-Korspeter, Active and Passive Vibration Control of Structures, Udine: Springer, 2014.
- [18] T. K. Datta, "A State-of-the-Art on Active Control of Structures," ISET Journal of Earthquake Technology, vol. 40, no. 1, pp. 1–17, 2003.
- [19] T. T. Soong and M. C. Costantinou, Passive and Active Structural Vibration Control in Civil Engineering, Wien: Springer, 1994.
- [20] M. D. Symans, F. A. Charney, A. Whittaker, M. C. Constantinou, C. A. Kircher, M. W. Johnson and R. J. McNamara, "Energy Dissipation Systems for Seismic Applications: Current Practice and Recent Development," *Journal of Structural Engineering*, vol. 134, no. 1, pp. 3–21, 2008.
- [21] M. C. Constantinou, T. T. Soong and G. F. Dargush, Passive Energy Dissipation Systems for Structural Design and Retrofit, Buffalo, New York: Multidisciplinary Center for Earthquake Engineering Research, 1998.
- [22] N. W. Bishay-Girges, "Seismic Protection of Structures Using Passive Control System," PhD Thesis, University of Canterbury, Christchurch, New Zealand, 2004.
- [23] M. I. A.-K. Moustafa, "An Innovative Isolation Device for Aseismic Design," PhD Thesis, Technical University of Catalonia, Barcelona, Spain, 2009.
- [24] F. Naeim and J. M. Kelly, Design of seismic isolated structures: from theory to practice, New York: John Wiley & Sons, Inc., 1999.
- [25] M. Higashino and S. Okamoto, Response Control and Seismic Isolation of Buildings, London: Taylor & Francis, 2006.
- [26] G. P. Warn and K. L. Ryan, "A Review of Seismic Isolation for Buildings: Historical Development and Research Needs," *Buildings*, vol. 2, no. 3, pp. 300–325, 2012.
- [27] J. M. Kelly and J. J. Lee, "Vertical Flexibility in Isolation Systems," *Civil Engineering Research Journal*, vol. 4, no. 1, pp. 19–29, 2018.
- [28] G. P. Warn and A. S. Whittaker, "A Study of the Coupled Horizontal-Vertical Behavior of Elastomeric and Lead-Rubber Seismic Isolation Bearings, Report No. MCEER-06-0011," University of Buffalo, New York, USA, 2006.
- [29] M. C. Constantinou, A. Kartoum and J. M. Kelly, "Analysis of compression of hollow circular elastomeric bearings," *Engineering Structures*, vol. 14, no. 2, pp. 103–111, 1992.
- [30] M. S. Chalhoub and J. M. Kelly, "Effect of bulk compressibility on the stiffness of cylindrical base isolation bearings," *International Journal of Solids and Structures*, vol. 26, no. 7, pp. 743–760, 1990.
- [31] W. Shi, G. Liu and Z. Chen, "Effects of the bulk compressibility on rubber isolator's compressive behaviors," *Advances in Mechanical Engineering*, vol. 9, no. 5, pp. 1–12, 2017.
- [32] T. K. Datta, Seismic Analysis of Structures, Singapore: John Wiley & Sons (Asia) Pte Ltd, 2010.
- [33] M. Kumar, A. S. Whittaker and M. C. Constantinou, "An advanced numerical model of elastomeric seismic isolation bearings," *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, vol. 43, no. 13, pp. 1955–1974, 2014.
- [34] K. N. Kalfas, S. A. Mitoulis and K. Katakalos, "Numerical study on the response of steellaminated elastomeric bearings subjected to variable axial loads and development of local tensile stresses," *Engineering Structures*, vol. 134, pp. 346–357, 2017.
- [35] T. Zhou, Y.-F. Wu and A.-Q. Li, "Numerical Study on the Ultimate Behavior of Elastomeric Bearings under Combined Compression and Shear," *KSCE Journal of Civil Engineering*, vol. 22, no. 9, pp. 3556–3566, 2018.
- [36] A. Khaloo, A. Maghsoudi-Barmi and M. E. Moeini, "Numerical parametric investigation of hysteretic behavior of steel-reinforced elastomeric bearings under large shear deformation," *Structures*, vol. 26, pp. 456–470, 2020.
- [37] J. M. Kelly, "Analysis of Fiber-Reinforced Elastomeric Isolators," *Journal of Seismology and Earthquake Engineering*, vol. 2, no. 1, pp. 19–34, 1999.
- [38] S. Pinarbasi and Y. Mengi, "Analysis of fiber-reinforced elastomeric isolators under pure "warping"," *Structural Engineering and Mechanics*, vol. 61, no. 1, pp. 31–47, 2017.
- [39] A. Calabrese, M. Spizzuoco, S. Galano, N. Tran, S. Strano and M. Terzo, "A parametric study on the stability of fiber reinforced rubber bearings under combined axial and shear loads," *Engineering Structures*, vol. 227, p. 111441, 2021.
- [40] G.-J. Kang and B.-S. Kang, "Dynamic analysis of fiber-reinforced elastomeric isolation structures," *Journal of Mechanical Science and Technology*, vol. 23, no. 4, pp. 1132– 1141, 2009.
- [41] B.-S. Kang, L. Li and T.-W. Ku, "Dynamic response characteristics of seismic isolation systems for building structures," *Journal of Mechanical Science and Technology*, vol. 23, no. 8, pp. 2179–2192, 2009.

- [42] G. C. Delfosse, "Full earthquake protection through base isolation system," in Seventh World Conference on Earthquake Engineering, Istanbul, Turkey, 1980.
- [43] I. G. Buckle and R. L. Mayes, "Seismic isolation: History, Application, and Performance A World View," *Earthquake Spectra*, vol. VI, no. 2, pp. 161–201, 1990.
- [44] Building Center of Japan (MOC) (Noel J. Raufaste, Editor), "Earthquake Protection in Buildings through Base Isolation," U.S. Department of Commerce, National Institute of Standards and Technology, Gaithersburg, 1992.
- [45] P. Labbé, "EDF Experience on Design and Construction of Nuclear Power Plants on Seismic Isolation Systems," in *Technical Innovation in Nuclear Civil Engineering – TINCE*, Paris, France, 2013.
- [46] A. Kammerer, A. Whittaker and M. C. Constantinou, "Technical Considerations for Seismic Isolation of Nuclear Facilities, Report No. NUREG/CR-7253," Multidisciplinary Center for Earthquake Engineering Research (MCEER), University at Buffalo, State University of New York, Buffalo, 2019.
- [47] W. H. Robinson and A. G. Tucker, "A Lead-Rubber Shear Damper," *Bulletin of the New Zealand National Society for Earthquake Engineering*, vol. 10, no. 3, pp. 151–153, 1977.
- [48] W. H. Robinson, "Lead-Rubber Hysteretic Bearings Suitable for Protecting Structures during Earthquakes," *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, vol. 10, no. 4, pp. 593–604, 1982.
- [49] S. Eem and D. Hahm, "Large strain nonlinear model of lead rubber bearings for beyond design basis earthquakes," *Nuclear Engineering and Technology*, vol. 51, no. 2, pp. 600– 606, 2019.
- [50] G. P. Warn, A. S. Whittaker and M. C. Constantinou, "Vertical Stiffness of Elastomeric and Lead-Rubber Seismic Isolation Bearings," *Journal of Structural Engineering*, vol. 133, no. 9, pp. 1227–1236, 2007.
- [51] V.-T. Nguyen and X.-D. Nguyen, "Seismic response of multi-story building isolated by Lead-Rubber Bearings considering effects of the vertical stiffness and buckling behaviors," in VII International Scientific Conference "Integration, Partnership and Innovation in Construction Science and Education, IOP Conference Series: Material Science and Engineering, Tashkent, Uzbekistan, 2020.
- [52] G.-H. Koo, T.-M. Shin and S.-J. Ma, "Shaking Table Tests of Lead Inserted Small-Sized Laminated Rubber Bearing for Nuclear Component Seismic Isolation," *Applied Sciences*, vol. 11, no. 10, pp. 1–17, 2021.

- [53] N. Shaban and A. Caner, "Shake table tests of different seismic isolation systems on a large scale structure subjected to low to moderate earthquakes," *Journal of Traffic and Transportation Engineering*, vol. 5, no. 6, pp. 480–490, 2018.
- [54] Y.-f. Wu, H. Wang, A.-q. Li, D.-m. Feng, B. Sha and Y.-p. Yhang, "Explicit finite element analysis and experimental verification of a sliding lead rubber bearing," *Journal* of *Zhejiang University - Science A*, vol. 18, no. 5, pp. 363–376, 2017.
- [55] M. Saedniya and S. B. Talaeitaba, "Numerical modeling of elastomeric seismic isolators for determining force–displacement curve from cyclic loading," *International Journal of Advanced Structural Engineering*, vol. 11, no. 3, pp. 361–376, 2019.
- [56] M. Trajković-Milenković, O. T. Bruhns and A. Zorić, "On instability of constitutive models for isotropic elastic-perfectly plastic material behaviour at finite deformations," *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part C: Journal of Mechanical Engineering Science*, vol. 235, no. 20, pp. 4692–4703, 2021.
- [57] S.-H. Ju, C.-C. Yuantien and W.-K. Hsieh, "Study of Lead Rubber Bearing for Vibration Reduction in High-Tech Factories," *Applied Sciences*, vol. 10, no. 4, pp. 1–17, 2020.
- [58] Y.-S. Choun, J. Park and I.-K. Choi, "Effects of Mechanical Property Variability in Lead Rubber Bearings on the Response of Seismic Isolation System for Different Ground Motions," *Nuclear Engineering and Technology*, vol. 46, no. 5, pp. 605–618, 2014.
- [59] A. Hameed, M.-S. Koo, T. D. Do and J.-H. Jeon, "Effect of Lead Rubber Bearing Characteristics on the Response of Seismic-isolated Bridges," *KSCE Journal of Civil Engineering*, vol. 12, no. 3, pp. 187–196, 2008.
- [60] Q. Rong, "Optimum parameters of a five-story building supported by lead-rubber bearings under near-fault ground motions," *Journal of Low Frequency Noise, Vibration and Active Control*, vol. 39, no. 1, pp. 98–113, 2020.
- [61] L. Marsh, I. Buckle and K. J. Edward, "LRFD Seismic Analysis and Design of Bridges Reference Manual, Report No. FHWA NHI-15-004," National Highway Institute, U.S. Department of Transportation, Federal Highway Administration, Washington, D.C., USA, 2014.
- [62] J. S. Hwang and L. H. Sheng, "Equivalent elastic seismic analysis of base-isolated bridges with lead-rubber bearings," *Engineering Structures*, vol. 16, no. 3, pp. 201–209, 1994.
- [63] "Technical," Dynamic Isolation Systems, [Online]. Available: http://www.dis-inc.com.[Accessed 16 July 2021].
- [64] W. H. Robinson and A. G. Tuckle, "Test Results for Lead-rubber Bearings for WM. Clayton Building, Toe Toe Bridge and Waitukupuna Bridge," *Bulletin of the New Zealand National Society for Earthquake Engineering*, vol. 14, no. 1, pp. 21–33, 1981.

- [65] W. H. Robinson, "Passive Control of Structures, The New Zealand Experience," ISET Journal of Earthquake Technology, vol. 35, no. 4, pp. 63–75, 1998.
- [66] I. D. Aiken, J. M. Kelly, P. W. Clark, K. Tamura, M. Kikuchi and T. Itoh, "Experimental studies of the mechanical characteristics of three types of seismic isolation bearings," in *Earthquake Engineering, Tenth World Conference*, Rotterdam, Nederland, 1992.
- [67] Y. Li, Z. Zong, X. Huang, J. Xia and L. Liu, "Experimental study on mechanical properties of high damping rubber bearing model," in 3rd International Conference on Energy Materials and Environment Engineering, Bangkok, Thailand, 2017.
- [68] A. R. Bhuiyan, Y. Okui, H. Mitamura and T. Imai, "A reology model of high damping rubber bearings for seismic analysis: Identification of nonlinear viscosity," *International Journal of Solids and Structures*, vol. 46, no. 7–8, pp. 1778–1792, 2009.
- [69] N. D. Oliveto, A. A. Markou and A. Athanasious, "Modeling of high damping rubber bearings under bidirectional shear loading," *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, vol. 118, pp. 179–190, 2019.
- [70] M. Yamamoto, S. Minewaki, H. Yoneda and M. Higashino, "Nonlinear behavior of highdamping rubber bearings under horizontal bidirectional loading: full-scale tests and analytical modeling," *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, vol. 41, no. 13, pp. 1845–1860, 2012.
- [71] M. H. Gheryani, H. A. Razak and M. Jameel, "Dynamic Response Changes of Seismic Isolated Buildings Due to Material Degradation of HDRB," *Arabian Journal for Science and Engineering*, vol. 40, no. 12, pp. 3429–3442, 2015.
- [72] E. Çabuk, U. Akyüz, A. Yakut, N. Murota, S. Suzuki, T. Mori and F. Sütçü, "Performance Comparison of High-Damping Rubber Isolators and Friction Pendulum Isolators with Different Modelling Approaches, Report No. METU/EERC 2020-02," Middle East Technical University, Earthquake Engineering Research Center, Ankara, Turkey, 2020.
- [73] A. S. Islam, R. R. Hussain, M. Jameel and M. Z. Jumaat, "Non-linear time domain analysis of base isolated multi-storey building under site specific bi-directional seismic loading," *Automation in Construction*, vol. 22, pp. 554–566, 2012.
- [74] E. Tubaldi, S. A. Mitoulis, H. Ahmadi and A. Muhr, "A parametric study on the axial behaviour of elastomeric isolators in multi-span bridges subjected to horizontal seismic excitations," *Bulletin of Earthquake Engineering*, vol. 14, no. 4, pp. 1285–1310, 2016.
- [75] N. Kamoshita, M. Yamamoto, S. Minewaki, M. Kikuchi, K. Ishii, O. Kochiyama and T. Nakamura, "Behavior of Elastic Sliding Bearings under Various Loading Conditions," in 13th World Conference on Seismic Isolation, Energy Dissipation and Active Vibration Control of Structures, Sendai, Japan, 2013.

- [76] S. H. Crandall, S. S. Lee and J. H. Williams Jr., "Accumulated Slip of a Friction-Controlled Mass Excited by Earthquake Motions," *Journal of Applied Mechanics*, vol. 41, no. 4, pp. 1094–1098, 1974.
- [77] S. H. Crandall and S. S. Lee, "Biaxial Slip of a Mass on a Foundation Subjected to Earthquake Motions," *Ingenieur-Archiv*, vol. 45, no. 5–6, pp. 361–370, 1976.
- [78] B. Westermo and F. Udwadia, "Periodic Response of a Sliding Oscillator System to Harmonic Excitation," *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, vol. 11, no. 1, pp. 135–146, 1983.
- [79] N. Mostaghel and J. Tanbakuchi, "Response of Sliding Structures to Earthquake Support Motion," *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, vol. 11, no. 6, pp. 729–748, 1983.
- [80] S. Kawamura, K. Kitazawa, M. Hisano and I. Nagashima, "Study on a Sliding-type Base Isolation System - System Composition and Element Properties," in *Proceedings of Ninth World Conference on Earthquake Engineering*, Tokyo, Kyoto, Japan, 1988.
- [81] W. H. Robinson and C. R. Gannon, "RoGlider". Patent applied for worldwide Patent PCT/NZ2004/000045, 16 September 2004.
- [82] W. H. Robinson, C. R. Gannon and J. Meyer, "The RoGlider Sliding Bearing with an Elastic Restoring Force," *Bulletin of the New Zealand Society for Earthquake Engineering*, vol. 39, no. 1, pp. 81–84, 2006.
- [83] W. H. Robinson and C. R. Gannon, "The Seismic Isolation of Wanganui Hospital with RoGliders," *Bulletin of the New Zealand Society for Earthquake Engineering*, vol. 41, no. 4, pp. 263–265, 2008.
- [84] N. Mostaghel and M. Khodaverdian, "Dynamics of Resilient-Friction Base Isolator (R-FBI)," *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, vol. 15, no. 3, pp. 379–390, 1987.
- [85] P. W. Clark and J. M. Kelly, "Experimental Testing of the Resilient-Friction Base Isolation System, Report No. NSF/ENG-90002," Earthquake Engineering Research Center, University of California, Berkeley, USA, 1990.
- [86] W.-K. Hong and H.-C. Kim, "Performance of a multi-story structure with a resilient-friction base isolation system," *Computers and Structures*, vol. 82, no. 27, pp. 2271–2283, 2004.
- [87] H. Gil, K. Han, J. Gong and D. Cho, "Improvement of the Performance-Base Seismic Design Method of Cable Supported Bridges with the Resilient-Friction Base Isolation Systems," *Applied Sciences*, vol. 10, no. 11, pp. 1–24, 2020.
- [88] C. B. Cho, Y. J. Kim, W. J. Chin and J.-Y. Lee, "Comparing Rubber Bearings and Eradi-Quake System for Seismic Isolation of Bridges," *Materials*, vol. 13, no. 22, pp. 1–10, 2020.

- [89] V. A. Zayas, S. S. Low and S. A. Mahin, "A Simple Pendulum Technique for Achieving Seismic Isolation," *Earthquake Spectra*, vol. 6, no. 2, pp. 317–333, 1990.
- [90] A. Mokha, M. Constantinou and A. Reinhorn, "Teflon Bearing in Base Isolation. I: Testing," *Journal of Structural Engineering*, vol. 116, no. 2, pp. 438–454, 1990.
- [91] G. Mosqueda, A. S. Whittaker and G. L. Fenves, "Characterization and Modeling of Friction Pendulum Bearings Subjected to Multiple Components of Excitation," *Journal* of Structural Engineering, vol. 130, no. 3, pp. 433–442, 2004.
- [92] G. Benzoni and C. Casarotti, "Performance of Lead-Rubber and Sliding Bearings under Different Axial Load and Velocity Conditions, Report No. SRMD-2006/05-rev3," Department of Structural Engineering, University of California, San Diego, California, USA, 2008.
- [93] M. Constantinou, A. Mokha and A. Reinhorn, "Teflon Bearings in Base Isolation. II: Modeling," *Journal of Structural Engineering*, vol. 116, no. 2, pp. 455–474, 1990.
- [94] T. A. Morgan, "The Use of Innovative Base Isolation Systems to Achieve Complex Seismic Performance Objectives," Phd Thesis, University of California, Berkeley, USA, 2007.
- [95] T. A. Morgan and S. A. Mahin, "The Use of Base Isolation Systems to Achive Complex Seismic Performance Objectives, Report No. 2011/06," Pacific Earthqauke Engineering Research Center, College of Engineering, University of California, Berkeley, USA, 2011.
- [96] M. C. Constantinou, P. Tsopelas, Y.-S. Kim and S. Okamoto, "Experimental and Analytical Study of a Friction Pendulum System (FPS), Report No. NCEER-93-0020," National Center for Earthquake Engineering Research, State University of New York, Buffalo, New York, USA, 1993.
- [97] W. He, L. Jiang, B. Wei and Z. Wang, "The influence of pier height on the seismic isolation effectiveness of friction pendulum bearing for Double-Track railway bridges," *Structures*, vol. 28, pp. 1870–1884, 2020.
- [98] R. S. Jangid, "Optimum friction pendulum system for near-fault motions," *Engineering Structures*, vol. 27, no. 3, pp. 349–359, 2005.
- [99] M. Eröz and R. DesRoches, "Bridge seismic response as a function of the Friction Pendulum System (FPS) modeling assumptions," *Engineering Structures*, vol. 30, no. 11, pp. 3204–3212, 2008.
- [100] C. S. Tsai, "Finite element formulations for friction pendulum seismic isolation bearings," *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, vol. 40, no. 1, pp. 29–49, 1997.
- [101] C. S. Tsai, T.-C. Chiang and B.-J. Chen, "Finite element formulations and theoretical study for variable curvature friction pendulum system," *Engineering Structures*, vol. 25, no. 14, pp. 1719–1730, 2003.

- [102] P. C. Roussis and M. C. Constantinou, "Uplift-restraining Friction Pendulum seismic isolation system," *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, vol. 35, no. 5, pp. 577–593, 2006.
- [103] P. C. Roussis and M. C. Constantinou, "Experimental and analytical studies of structures seismically isolated with an uplift-restraining friction pendulum system," *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, vol. 35, no. 5, pp. 595–611, 2006.
- [104] P. C. Roussis, "Study on the Effect of Uplift-Restraint on the Seismic Response of Base-Isolated Structures," *Journal of Structural Engineering*, vol. 135, no. 12, pp. 1462–1471, 2009.
- [105] D. M. Fenz and M. C. Constantinou, "Behaviour of the double concave Friction Pendulum bearing," *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, vol. 35, no. 11, pp. 1403– 1424, 2006.
- [106] G. Abdollahzadeh and R. Darvishi, "Cyclic behavior of DCFP isolators with elliptical surfaces and different frictions," *Structural Engineering and Mechanics*, vol. 64, no. 6, pp. 731–736, 2017.
- [107] F. C. Ponzo, A. D. Cesare, G. Leccese and D. Nigro, "Shaking table tests of a base isolated structure with Double Concave Friction Pendulum bearings," *Bulletin of New Zealand Society for Earthquake Engineering*, vol. 48, no. 2, pp. 136–144, 2015.
- [108] F. C. Ponzo, A. D. Cesare, G. Leccese and D. Nigro, "Shake table testing on restoring capability of double concave friction pendulum seismic isolation systems," *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, vol. 46, no. 14, pp. 2337–2353, 2017.
- [109] Y. Bao and T. Becker, "Three-dimensional double friction pendulum bearing model including uplift and impact behavior: Formulation and numerical example," *Engineering Structures*, vol. 199, p. 109579, 2019.
- [110] K. Farmarz and R. Montazar, "Seismic Response of Double Concave Friction Pendulum Base-Isolated Structures Considering Vertical Component of Earthquake," Advances in Structural Engineering, vol. 13, no. 1, pp. 1–13, 2010.
- [111] F. Zhou, W. Xiang, K. Ye and H. Yhu, "Theoretical study of the double concave friction pendulum system under variable vertical loading," *Advances in structural Engineering*, vol. 22, no. 8, pp. 1998–2005, 2019.
- [112] Y.-S. Kim and C.-B. Yun, "Seismic response characteristics of bridges using double concave friction pendulum bearings with tri-linear behavior," *Engineering Structures*, vol. 29, no. 11, pp. 3082–3093, 2007.
- [113] D. M. Fenz and M. C. Constantinou, "Spherical sliding isolation bearings with adaptive behavior: Theory," *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, vol. 37, no. 2, pp. 163–183, 2008.

- [114] D. M. Fenz and M. C. Constantinou, "Spherical sliding isolation bearings with adaptive behavior: Experimental verification," *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, vol. 37, no. 2, pp. 185–205, 2008.
- [115] D. M. Fenz and M. C. Constantinou, "Mechanical Behavior of Multi-Spherical Sliding Bearings, Report No. MCEER-08-007," University of Buffalo, The State University of New York, Buffalo, New York, USA, 2008.
- [116] C. S. Tsai, W.-S. Chen, T.-C. Chiang and B.-J. Chen, "Component and shaking table tests for full-scale multiple friction pendulum system," *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, vol. 35, no. 13, pp. 1653–1675, 2006.
- [117] T. C. Becker and S. A. Mahin, "Extreme behavior in a triple friction pendulum isolated frame," *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, vol. 46, no. 15, pp. 2683– 2698, 2017.
- [118] T. C. Becker, "Advanced Modeling of the Performance of Structures Supported on Triple Friction Pendulum Bearings," University of California, Berkeley, California, USA, 2011.
- [119] T. C. Becker and S. A. Mahin, "Experimental and analytical study of the bi-directional behavior of the triple friction pendulum isolator," *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, vol. 41, no. 3, pp. 355–373, 2012.
- [120] A. A. Sarlis and M. C. Constantinou, "A model of triple friction pendulum bearing for general geometric and frictional parameters," *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, vol. 45, no. 11, pp. 1837–1853, 2016.
- [121] H. Moeindarbari and T. Taghikhany, "Seismic optimum design of triple friction pendulum bearing subjected to near-fault pulse-like ground motions," *Structural and Multidisciplinary Optimization*, vol. 50, no. 4, pp. 701–716, 2014.
- [122] T. C. Becker and S. A. Mahin, "Effect of support rotation on triple pendulum bearing behavior," *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, vol. 42, no. 12, pp. 1731– 1748, 2013.
- [123] J. Wen, Q. Han and X. Du, "Shaking table tests of bridge model with friction sliding bearings under bi-directional earthquake excitations," *Structure and Infrastructure Engineering*, vol. 15, no. 9, pp. 1264–1278, 2019.
- [124] A. K. Agrawal and M. Amjadian, "Seismic component devices," in *Innovative Bridge Design Handbook: Construction, Rehabilitation and Maintenance*, A. Pipinato, Ed., Oxford, United Kingdom, Butterworth Heinemann Books, Elsevier Inc., 2015, pp. 531–553.
- [125] J. M. Kelly and M. S. Chalhoub, "Earthquake Simulator Testing of a Combined Sliding Bearing and Rubber Bearing Isolation System, Report No. NSF/ENG-87049," Earthquake Engineering research Center, University of California, Berkeley, USA, 1990.

- [126] A. W. Taylor and T. Igusa, Primer on seismic isolation, Reston, Virginia: American Society of Civil Engineers, 2004.
- [127] T. Falborski and R. Jankowski, "Experimental Study on Effectiveness of a Prototype Seismic Isolation System Made of Polymeric Bearings," *Applied Sciences*, vol. 7, no. 8, pp. 1–18, 2017.
- [128] Y. Yuan, W. Wei and Z. Ni, "Analytical and experimental studies on an innovative steel damper reinforced polyurethane bearing for seismic isolation applications," *Engineering Structures*, vol. 239, p. 112254, 2021.
- [129] D. Liang, Y. Zheng, C. Fang, M. C. H. Yam and C. Yhang, "Shape memory alloy (SMA)cable-controlled sliding bearings: development, testing and system behaviour," *Smart Materials and Structures*, vol. 29, no. 8, p. 085006, 2020.
- [130] Z. Peng, W. Wei, L. Yibo and H. Miao, "Cyclic behavior of an adaptive seismic isolation system combining a double friction pendulum bearing and shape memory alloy cables," *Smart Materials and Structures*, vol. 30, no. 7, p. 075003, 2021.
- [131] J. Shang, P. Tan, Y. Zhang, J. Han and J. Qin, "Experimental and analytical investigation of variable friction pendulum isolator," *Engineering Structures*, vol. 243, p. 112575, 2021.
- [132] G. Auad and J. L. Almazán, "Lateral Impact Resilient double concave Friction Pendulum (LIR-DCFP) bearing: Formulation, parametric study of the slider and three-dimensional numerical example," *Engineering Structures*, vol. 233, p. 111892, 2021.
- [133] P. Wu and J. Ou, "Performance Analysis and Comparison of Two Base Isolation Systems with Super-Large Displacement Friction Pendulum Bearings," *Applied Sciences*, vol. 10, no. 22, pp. 1–22, 2020.
- [134] C.-M. Uang and V. V. Bertero, "Use of Energy as a Design Criterion in Earthquake-Resistant Design, Report No. NSF/ENG-88053," Earthquake Engineering Research Center, University of California, Berkeley, USA, 1988.
- [135] A. Javanmardi, Z. Ibrahim, K. Ghaedi, H. B. Ghadim and M. U. Hanif, "State-of-the-Art-Review of Metallic Dampers: Testing, Development and Implementation," *Archives of Computational Methods in Engineering*, vol. 27, no. 2, pp. 455–478, 2020.
- [136] J. Marko, "Influence of Damping Systems On Building Structures Subjected to Seismic Effects," PhD Thesis, Queensland University of Technology, Brisbane, Australia, 2006.
- [137] J. M. Kelly, R. I. Skinner and A. J. Heine, "Mechanisms of energy absorption in special devices for use in earthquake resistant structures," *Bulletin of the New Zealand Society for Earthquake Engineering*, vol. 5, no. 3, pp. 63–88, 1972.

- [138] R. I. Skinner, J. M. Kelly and A. J. Heine, "Hysteretic dampers for earthquake-resistant structures," *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, vol. 3, no. 3, pp. 287–296, 1974.
- [139] J. Gao, J. Xi, Y. Xu, J. Ding, J. Zhu, Y. Chang and B. Chen, "Analysis of the Mechanical Properties and Parameter Sensitivity of a U-shaped Steel Damper," *Frontiers in Materials*, vol. 8, p. 713221, 2021.
- [140] S. Kato, Y.-B. Kim, S. Nakazawa and T. Ohya, "Simulation of the cyclic behavior of Jshaped steel hysteresis devices and study on the efficiency for reducing earthquake responses of space structures," *Journal of Constructuional Steel Research*, vol. 61, no. 10, pp. 1457–1473, 2005.
- [141] S. Kato and Y.-B. Kim, "A finite element parametric study on the mechanical properties of J-shaped steel hysteretic device," *Journal of Constructional Steel Research*, vol. 62, no. 8, pp. 802–811, 2006.
- [142] K. Deng, P. Pan and C. Wang, "Development of crawler steel damper for bridges," *Journal of Constructional Steel Research*, vol. 85, pp. 140–150, 2013.
- [143] S. Bagheri, M. Barghian, F. Saieri and A. Farzinfar, "U-shaped metallic-yielding damper in building strutures: Seismic behavior and comparison with a friction damper," *Structures*, vol. 3, pp. 163–171, 2015.
- [144] H. Feng, F. Zhou and H. Zhu, "Proposing a butterfly-liked metallic damper for passive energy dissipation in structures," *Journal of Constructional Steel Research*, vol. 187, p. 106962, 2021.
- [145] H. Ozkaynak, A. Khajehdehi, A. Gullu, F. Azizisales, E. Yuksel and F. Karadogan, "Uniaxial behavior of energy dissipative steel cushions," *Steel and Composite Structures*, vol. 27, no. 6, pp. 661–674, 2018.
- [146] M. E. Jamkhaneh, A. H. Ebrahimi and M. S. Amiri, "Experimental and Numerical Investigation of Steel Moment Resisting Frame with U-Shaped Metallic Yielding Damper," *International Journal of Steel Structures*, vol. 19, no. 3, pp. 806–818, 2019.
- [147] J. Zheng, C. Zhang and A. Li, "Experimental Investigation on the Mechanical Properties of Curved Metallic Plate Dampers," *Applied Sciences*, vol. 10, no. 1, p. 269, 2020.
- [148] M. Aguirre and A. R. Sánchez, "Structural Seismic Damper," Journal of Structural Engineering, vol. 118, no. 5, pp. 1158–1171, 1992.
- [149] S.-H. Oh, S.-H. Song, S.-H. Lee and H.-J. Kim, "Seismic Response of Base Isolating Systems with U-shaped Hysteretic Dampers," *International Journal of Steel Structures*, vol. 12, no. 2, pp. 285–298, 2012.

- [150] D. Ene, S. Kishiki, S. Yamada, Y. Jiao, Y. Konishi, M. Terashima and N. Kawamura, "Experimental study on the bidirectional inelastic deformation capacity of U-shaped steel dampers for seismic isolated buildings," *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, vol. 45, no. 2, pp. 173–192, 2016.
- [151] K. Atasever, O. C. Celik and E. Yuksel, "Development and Cyclic Behavior of U-Shaped Steel Dampers with Perforated and Nonparallel Arm Configurations," *International Journal of Steel Structures*, vol. 18, no. 5, pp. 1741–1753, 2018.
- [152] D. Ene, S. Yamada, Y. Jiao, S. Kishiki and Y. Konishi, "Reliability of U-shaped steel dampers used in base-isolated structures subjected to biaxial excitation," *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, vol. 46, no. 4, pp. 621–639, 2017.
- [153] R. Rahnavard, C. Rebelo, H. D. Craveiro and R. Napolitano, "Numerical investigation of the cyclic performance of reinforced concrete frames equipped with a combination of a rubber core and a U-shaped metallic damper," *Engineering Structures*, vol. 225, p. 111307, 2020.
- [154] X. D. Nguyen and L. Guizani, "Analytical and numerical investigation of natural rubber bearings incorporating U-shaped dampers behaviour for seismic isolation," *Engineering Structures*, vol. 243, p. 112647, 2021.
- [155] J. Ristić, M. Misini, D. Ristić, Z. Guri and N. Pllana, "Seismic upgrading of isolated bridges with SF-ED devices: Shaking table tests on large-scale model," *Građevinar*, vol. 70, no. 6, pp. 463–485, 2018.
- [156] M. Misini, J. Ristić, D. Ristić, Z. Guri and N. Pllana, "Seismic upgrading of isolated bridges with SF-ED devices: Analytical study validated by shaking table testing," *Građevinar*, vol. 71, no. 4, pp. 255–272, 2019.
- [157] R. G. Tyler, "Tapered steel energy dissipators for earthquake resistant structures," *Bulletin of the New Zealand Society for Earthquake Engineering*, vol. 11, no. 4, pp. 282– 294, 1978.
- [158] R. I. Skinner, R. G. Tyler, A. J. Heine and W. H. Robinson, "Hysteretic dampers for the protection of structures from earthquakes," *Bulletin of the New Zealand Society for Earthquake Engineering*, vol. 13, no. 1, pp. 22–36, 1980.
- [159] J. M. Kelly, M. S. Skinner and K. E. Beucke, "Experimental Testing of an Energy-Absorbing Base Isolation System, Report No. NSF/RA-800297," Earthquake Engineering Research Center, University of California, Berkeley, USA, 1980.
- [160] D. M. Bergman, S. C. Goel and B. W. Power, Evaluation of Cyclic Testing of Steel-plate Devices for Added Damping and Stiffness, Ann Arbor, Michigan: Department of Civil Engineering, University of Michidan, 1987.

- [161] A. Whittaker, V. Bertero, J. Alonso and C. Thompso, "Earthquake simulator testing of steel plate added damping and stiffness elements, Report No. UCB/EERC-89/02," Earthquake Engineering Research Center, Berkeley, USA, 1989.
- [162] K.-C. Tsai, H.-W. Chen, C.-P. Hong and Y.-F. Su, "Design of Steel Triangular Plate Energy Absorber for Seismic-Resistant Construction," *Earthquake Spectra*, vol. 9, no. 3, pp. 505–528, 1993.
- [163] F. Saeedi, N. Shabakhty and S. R. Mousavi, "Seismic assessment of steel frames with triangular-plate added damping and stiffness devices," *Journal of Constructional Steel Research*, vol. 125, pp. 15–25, 2016.
- [164] M. Tehranizadeh, "Passive energy dissipation device for typical steel frame building in Iran," *Engineering Structures*, vol. 23, no. 6, pp. 643–655, 2001.
- [165] M. TahamouliRoudsari, M. B. Eslamimanesh, A. R. Entezari, O. Noori and M. Torkaman, "Experimental Assessment of Retrofitting RC Moment Resisting Frames with ADAS and TADAS Yielding Dampers," *Structures*, vol. 14, pp. 75–87, 2018.
- [166] M. Kahrizi and M. TahamouliRoudsari, "Experimental and numerical investigation of the parameters affecting behavior of steel frames with masonry infill walls anchored with the ADAS yielding damper," *European Journal of Environmental and Civil Engineering*, vol. 25, no. 5, pp. 773–794, 2021.
- [167] H.-N. Li and G. Li, "Experimental study of structure with "dual function" metallic dampers," *Engineering Structures*, vol. 29, no. 8, pp. 1917–1928, 2007.
- [168] G. Li and H.-N. Li, "Experimental study and application in the steel structure of 'dual functions' metallic damper," *Advanced Steel Construction*, vol. 9, no. 3, pp. 247–258, 2013.
- [169] M.-h. Shih, W.-p. Sung and C.-g. Go, "investigation of newly developed added damping and stiffness device with low yield strength steel," *Journal of Zhejiang University -SCIENCE A*, vol. 5, no. 3, pp. 326–334, 2004.
- [170] M.-H. Shih and W.-P. Sung, "A model for hysteretic behavior of rhombic low yield strength steel added damping and stiffness," *Computer and Structures*, vol. 83, no. 12– 13, pp. 895–908, 2005.
- [171] Q. Han, J. Jia, Z. Xu, Y. Bai and N. Song, "Experimental Evaluation of Hysteretic Behavior of Rombic Steel Plate Dampers," *Advances in Mechanical Engineering*, vol. 6, pp. 1–8, 2015.
- [172] M. Khoshkalam, M. H. Mortezagholi and S. M. Zahrai, "Proposed Modification for ADAS Damper to Eliminate Axial Force and Improve Seismic Performance," *Journal of Earthquake Engineering*, vol. Online first, 2021.

- [173] B. H. Hashemi and E. Moaddab, "Experimental study of a hybrid structural damper for multi-seismic levels," *Proceedings of the Institution of Civil Engineers - Structures and Buildings*, vol. 170, no. 10, pp. 722–734, 2017.
- [174] R. W. Chan and F. Albermani, "Experimental study of steel slit damper for passive energy dissipation," *Engineering Structures*, vol. 30, no. 4, pp. 1058–1066, 2008.
- [175] T. L. Karavasilis, S. Kerawala and E. Hale, "Hysteretic model for steel energy dissipation devices and evaluation of a minimal-damage seismic design approach for steel buildings," *Journal of Constructional Steel Research*, vol. 70, pp. 358–367, 2012.
- [176] Z. Jie, L. Aiqun and G. Tong, "Analytical and experimental study on mild steel dampers with non-uniform vertical slits," *Earthquake Engineering and Engineering Vibration*, vol. 14, no. 1, pp. 111–123, 2015.
- [177] C.-H. Lee, Y. K. Ju, J.-K. Min, S.-H. Lho and S.-D. Kim, "Non-uniform steel strip dampers subjected to cyclic loadings," *Engineering Structures*, vol. 99, pp. 192–204, 2015.
- [178] D. R. Teruna, T. A. Majid and B. Budiono, "Experimental Study of Hysteretic Steel Damper for Energy Dissipation Capacity," *Advances in Civil Engineering*, vol. 2015, p. 631726, 2015.
- [179] C.-H. Lee, S.-H. Lho, D.-H. Kim, J. Oh and Y. K. Ju, "Hourglass-shaped strip damper subjected to monotonic and cyclic loading," *Engineering Structures*, vol. 119, pp. 122– 134, 2016.
- [180] H. A. Amiri, E. P. Najafabadi and H. E. Estekanchi, "Experimental and analytical study of Block Slit Damper," *Journal of Constructional Steel Research*, vol. 141, pp. 167–178, 2018.
- [181] M. Vafaei, A. M. O. Sheikh and S. Alih, "Experimental study on the efficiency of tapered strip dampers for the seismic retrofitting damaged-ductile RC frames," *Engineering Structures*, vol. 199, p. 109601, 2019.
- [182] J. Bae, C.-H. Lee, M. Park, R. W. Alemayehu, J. Ryu, Y. Kim and Y. K. Ju, "Cyclic Loading Performance of Radius-Cut Double Coke-Shaped Strip Dampers," *Materials*, vol. 13, no. 18, p. 3920, 2020.
- [183] S.-H. Oh, Y.-J. Kim and H.-S. Ryu, "Seismic performance of steel structures with slit dampers," *Engineering Structures*, vol. 31, no. 9, pp. 1997–2008, 2009.
- [184] A. A. Hedayat, "Prediction of the force displacement capacity boundary of an unbuckled steel slit damper," *Journal of Constructional Steel Research*, vol. 114, pp. 30–50, 2015.
- [185] K. Ghabraie, R. Chan, X. Huang and Y. M. Xie, "Shape optimization of metallic yielding devices for passive mitigation of seismic energy," *Engineering Structures*, vol. 32, no. 8, pp. 2258–2267, 2010.

- [186] M. Aminzadeh, H. S. Kazemi and S. M. Tavakkoli, "A numerical study on optimum shape of steel slit dampers," *Advances in Structural Engineering*, vol. 23, no. 14, pp. 2967–2981, 2020.
- [187] F. Yang, G. Wang and M. Li, "Evaluation of the Seismic Retrofitting of Mainshock-Damaged Reinforced Concrete Frame Structure Using Steel Braces with Soft Steel Dampers," *Applied Sciences*, vol. 11, no. 2, p. 841, 2021.
- [188] S. Fan, Z. Ding, L. Du, C. Shang and M. Liu, "Nonlinear Finite Element Modeling of Two-stage Energy Dissipation Device with Low-yield-point Steel," *International Journal* of Steel Structures, vol. 16, no. 4, pp. 1107–1122, 2016.
- [189] A. Javanmardi, K. Ghaedi, Z. Ibrahim, F. Huang and P. Xu, "Development of a new hexagonal honeycomb steel damper," *Archives of Civil and Mechanical Engineering*, vol. 20, no. 2, pp. 1–19, 2020.
- [190] S. Garivani, A. A. Aghakouckak and S. Shahbeyk, "Numerical and Experimental Study of Comb-Teeth Metallic Yielding Dampers," *International Journal of Steel Structures*, vol. 16, no. 1, pp. 177–196, 2016.
- [191] S. Garivani, A. A. Aghakouckak and S. Shahbeyk, "Seismic Behavior of Steel Frames Equipped with Comb-Teeth Metallic Yielding Damper," *International Journal of Steel Structures*, vol. 19, no. 4, pp. 1070–1083, 2019.
- [192] E. Montazeri, S. M. Kazemi and S. S. Askariani, "Finite element parametric study on the cyclic response of steel frames equipped with comb-teeth dampers," *Structures*, vol. 31, pp. 111–126, 2021.
- [193] C.-L. Lee, Y.-P. Wang and M.-Y. Cai, "An experimental study on in-plane arch-shaped dampers," *Earthquake Engineering and Engineering Vibration*, vol. 17, no. 4, pp. 849– 867, 2018.
- [194] C.-L. Lee, Y.-T. Che, M.-Y. Cai and Y.-P. Wang, "Experimental study of seismic inplane elliptical damper with empirical design formulae," *Proceedings of the Institution of Civil Engineeris - Structures and Buildings*, vol. Online First, 2021.
- [195] Y.-P. Wang and C.-S. C. Chien, "A study on using pre-bent steel strips as seismic energydissipative devices," *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, vol. 38, no. 8, pp. 1009–1026, 2009.
- [196] H.-L. Hsu and H. Halim, "Improving seismic performance of framed structures with steel curved dampers," *Engineering Structures*, vol. 130, pp. 99–111, 2017.
- [197] S. F. Fathizadeh, S. Dehghani, T. Y. Yang, A. R. Vosoughi, E. N. Farsangi and I. Hajirasouliha, "Seismic performance assessment of multi-story steel frames with curved dampers and semi-rigid connections," *Journal of Constructional Steel Research*, vol. 182, p. 106666, 2021.

- [198] A. Ghabussi, J. A. Marnani and M. S. Rohanimanesh, "Improving seismic performance of portal frame structures with steel curved dampers," *Structures*, vol. 24, pp. 27–40, 2020.
- [199] A. Ghabussi, J. A. Marnani and M. S. Rohanimanesh, "Seismic performance assessment of a novel ductile steel braced frame equipped with steel curved damper," *Structures*, vol. 31, pp. 87–97, 2021.
- [200] S. F. Fathizadeh, S. Dehghani, T. Y. Yang, E. N. Farsangi, A. R. Vosoughi, I. Hajirasouliha, I. Takewaki, C. Málaga-Chuquitaype and H. Varum, "Trade-off Pareto optimum design of an innovative curved damper truss moment frame considering structural and non-structural objectives," *Structures*, vol. 28, pp. 1338–1353, 2020.
- [201] S. Dehghani, S. F. Fathizadeh, T. Y. Yang, E. N. Farsangi, A. R. Vosoughi, I. Hajirasouliha, C. Málaga-Chuquitaype and I. Takewaki, "Performance evaluation of curved damper truss moment frames designed using equivalent energy design procedure," *Engineering Structures*, vol. 226, p. 111363, 2021.
- [202] H.-L. Hsu and H. Halim, "Brace performance with steel curved dampers and amplified deformation mechanisms," *Engineering Structures*, vol. 175, pp. 628–644, 2018.
- [203] H. Halim and H.-L. Hsu, "Steel A-braced frame upgrade performance under various load characteristics," *Journal of Constructional Steel Research*, vol. 175, p. 106303, 2020.
- [204] Z. Guan, J. Li and Y. Xu, "Performance Test of Energy Dissipation Bearing and Its Application in Seismic Control of a Long-Span Bridge," *Journal of Bridge Engineering*, vol. 15, no. 6, pp. 622–630, 2010.
- [205] H. Wang, R. Zhou, Z. H. Zong, C. Wang and A. Q. Li, "Study on seismic response control of a single-tower self-anchored suspension bridge with elastic-plastic steel damper," *Science China Technological Sciences*, vol. 55, no. 6, pp. 1496–1502, 2012.
- [206] H. Gao and J. Wang, "Research on Differences between Cylindrical and E-Shaped Dampers for the Bidirectional Seismic Control," *Journal of Bridge Engineering*, vol. 25, no. 4, p. 04020008, 2020.
- [207] D. K. Kim, G. F. Dargush and J. W. Hu, "Cyclic damage model for E-shaped dampers in the seismic isolation system," *Journal of Mechanical Science and Technology*, vol. 27, no. 8, pp. 2275–2281, 2013.
- [208] D. Feng, A. Li and T. Guo, "Seismic control of a single-tower extradosed railway using the E-Shaped steel damping bearing," *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, vol. 136, p. 106249, 2020.
- [209] M. Nakashima, S. Iwai, M. Iwata, T. Takeuchi, S. Konomi and T. Akazawa, "Energy dissipation behaviour of shear panels made of low yield steel," *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, vol. 23, no. 12, pp. 1299–1313, 1994.

- [210] C. Zhang, Z. Zhang and Q. Zhang, "Static and dynamic cyclic performance of a lowyield-strength steel shear panel damper," *Journal of Constructuonal Steel Research*, vol. 79, pp. 195–203, 2012.
- [211] L.-Y. Xu, X. Nie and J.-S. Fan, "Cyclic behaviour of low-yield-point steel shear panel dampers," *Engineering Structures*, vol. 126, pp. 391–404, 2016.
- [212] C. Zhang, T. Aoki, Q. Zhang and M. Wu, "Experimental investigation on the low-yieldstrength steel shear panel damper under different loading," *Journal of Constructional Steel Research*, vol. 84, pp. 105–113, 2013.
- [213] Z. Chen, G. Bian and Y. Huang, "Hysteretic Behavior of Shear Panel Dampers under High Axial Compression Loading," *Advanced Steel Construction*, vol. 9, no. 3, pp. 190– 204, 2013.
- [214] C. Zhang, L. Wang, C. Sun and M. Wu, "Feasibility of the evaluation of the deformation capacity of the shear panel damper by FEM," *Journal of Constructional Steel Research*, vol. 147, pp. 433–443, 2018.
- [215] C. Zhang, Z. Zhang and J. Shi, "Development of high deformation capacity low yield strength steel shear panel damper," *Journal of Constructional Steel Research*, vol. 75, pp. 116–130, 2012.
- [216] Y. Lui and M. Shimoda, "Shape optimization of shear panel damper for improving the deformation ability under cyclic loading," *Structural and Multidisciplinary Optimization*, vol. 48, no. 2, pp. 427–435, 2013.
- [217] K. Deng, P. Pan, J. Sun, J. Liu and Y. Xue, "Shape optimization design of steel shear panel dampers," *Journal of Constructional Steel Research*, vol. 99, pp. 187–193, 2014.
- [218] W. Sui, H. Li, Q. Zhang, Z. Wang and X. Jin, "The Mechanical Properties of a New Corrugated Steel Plate Damper and Its Application in a Steel Arch Bridge," KSCE Journal of Civil Engineering, vol. 24, no. 1, pp. 228–240, 2020.
- [219] Z. Yao, W. Wang and Y. Zhu, "Experimental evaluation and numerical simulation of lowyield-point steel shear panel dampers," *Engineering Structures*, vol. 245, p. 112860, 2021.
- [220] M. S. Williams and F. Albermani, "Monotonic and cyclic tests on shear diaphragm dissipators for steel frames," *Advanced Steel Construction*, vol. 2, no. 1, pp. 1–21, 2006.
- [221] R. W. Chan, F. Albermani and M. S. Williams, "Evaluation of yielding shear panel device for passive energy dissipation," *Journal of Constructional Steel Research*, vol. 65, no. 2, pp. 260–268, 2009.
- [222] R. W. Chan, F. Albermani and S. Kitipornachai, "Experimental study of perforated yielding shear panel device for passive energy dissipation," *Journal of Constructional Steel Research*, vol. 91, pp. 14–25, 2013.

- [223] G. De Matteis, F. M. Mazzolani and S. Panico, "Pure aluminium shear panels as dissipative devices in moment-resisting steel frames," *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, vol. 36, no. 7, pp. 841–859, 2007.
- [224] T. Tanaka, K. Makii, H. Ueda, A. Kushibe, M. Kohzu and K. Higashi, "Study on practical application of a new seismic damper using a Zn-Al alloy with a nanocrystalline microstructure," *International Journal of Mechanical Sciences*, vol. 45, no. 10, pp. 1599– 1612, 2003.
- [225] G. De Matteis, BrandoGiuseppe and F. M. Mazzolani, "Hysteretic behaviour of bracingtype pure aluminium shear panels by experimental tests," *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, vol. 40, no. 10, pp. 1143–1162, 2011.
- [226] G. Brando, F. D'Agostino and G. De Matteis, "Experimental tests of a new histeretic damper made of buckling inhibited shear panels," *Materials and Structures*, vol. 46, no. 12, pp. 2121–2133, 2013.
- [227] D. Yadav and D. R. Sahoo, "Validation of hysteretic behavior and prediction of energy dissipation potential of aluminium shear yielding devices," *International Journal of Mechanical Sciences*, vol. 194, p. 106204, 2021.
- [228] D. R. Sahoo, T. Singhal, S. S. Taraithia and A. Saini, "Cyclic behavior of shear-andflexural yielding metallic dampers," *Journal of Constructional Steel Research*, vol. 114, pp. 247–257, 2015.
- [229] Z. Li, G. Shu and Z. Huang, "Development and cyclic testing of an innovative shearbending combined metallic damper," *Journal of Constructional Steel Research*, vol. 158, pp. 28–40, 2019.
- [230] J. Wang, L. Guo and W. Wang, "Experimental and theoretical analysis of novel shear -Flexural combined metallic damper," *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, vol. 157, p. 107249, 2022.
- [231] K. Deng, P. Pan, W. Li and Y. Xue, "Development of a buckling restrained shear panel damper," *Journal of Constructional Steel Research*, vol. 106, pp. 311–321, 2015.
- [232] B. Zhu, T. Wang and L. Zhang, "Quasi-static test of assembled steel shear panel dampers with optimized shapes," *Engineering Structures*, vol. 172, pp. 346–357, 2018.
- [233] X. Lin, K. Wu, K. A. Skalomenos, L. Lu and S. Zhao, "Development of a bucklingrestrained shear panel damper with demountable steel-concrete composite restrainers," *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, vol. 118, pp. 221–230, 2019.
- [234] D. Zarei and A. A. Tasnimi, "New Fused Steel-Coupling Beam with Optimized Shear Panel Damper," *International Journal of Civil Engineering*, vol. 17, no. 10, pp. 1513– 1526, 2019.

- [235] Y. Lin, Z. Guo, S. Yang and D. Guan, "Development of duplex assembled I-shaped steel panel dampers," *Journal of Constructional Steel Research*, vol. 174, p. 106267, 2020.
- [236] Y. Lin, S. Yang, D. Guan and Z. Guo, "Modified strip model for indirect buckling restrained shear panel damper," *Journal of Constructional Steel Research*, vol. 175, p. 106371, 2020.
- [237] S. Maleki and S. Bagheri, "Pipe damper, Part I: Experimental and analytical study," *Journal of Constructional Steel Research*, vol. 66, no. 8–9, pp. 1088–1095, 2010.
- [238] S. Maleki and S. Bagheri, "Pipe damper, Part II: Application to bridges," *Journal of Constructional Steel Research*, vol. 66, no. 8–9, pp. 1096–1106, 2010.
- [239] S. Maleki and S. Mahjoubi, "Dual-pipe damper," Journal of Constructional Steel Research, vol. 85, pp. 81–91, 2013.
- [240] W. Guo, X. Chen, Y. Yu, D. Bu, S. Li, W. Fang, X. Wang, C. Zeng and Y. Wang, "Development and seismic performance of bolted steel dampers with X-shaped pipe halves," *Engineering Structures*, vol. 239, p. 112327, 2021.
- [241] S. Maleki and S. Mahjoubi, "Infilled-pipe damper," Journal of Constructional Steel Research, vol. 98, pp. 45–58, 2014.
- [242] A. Javanmardi, Z. Ibrahim, K. Ghaedi and H. Khatibi, "Numerical analysis of vertical pipe damper," in *39th IABSE Symposium Engineering the Future*, Vancouver, Canada, 2017.
- [243] A. Javanmardi, K. Ghaedi and Z. Ibrahim, "Seismic Pounding Mitigation of an Existing Cable-Stayed Bridge Using Metallic Dampers," in *IABSE Conference – Engineering the Developing World, International Association for Bridge and Structural Engineering*, Kuala Lumpur, Malaysia, 2018.
- [244] A. Cheraghi and S. M. Zahrai, "Innovative multi-level control with concentric pipes along brace to reduce seismic response of steel frames," *Journal of Constructional Steel Research*, vol. 127, pp. 120–135, 2016.
- [245] A. Cheraghi and S. M. Zahrai, "Cyclic Testing of Multilevel Pipe in Pipe Damper," *Journal of Earthquake Engineering*, vol. 23, no. 10, pp. 1678–1694, 2019.
- [246] S. M. Zahrai and A. Cheraghi, "Reducing Seismic Vibrations of Typical Steel Buildings Using New Multi-Level Yielding Pipe Damper," *International Journal of Steel Structures*, vol. 17, no. 3, pp. 1–16, 2017.
- [247] J. M. Franco, X. Cahís and F. López, "Experimental testing of a new anti-seismic dissipator energy device based on the plasticity of metals," *Engineering Structures*, vol. 32, no. 9, pp. 2672–2682, 2010.

- [248] W. Lie, C. Wu, W. Luo, C. Wu, C. Li, D. Li and C. Wu, "Cyclic behaviour of a novel torsional steel-tube damper," *Journal of Constructional Steel Research*, vol. 188, p. 107010, 2022.
- [249] M. G. Vetr and A. Ghamari, "Improving of Seismic Performance of Steel Structures Using an Innovative Passive Energy Damper with Torsional Mechanism," *International Journal of Civil and Environmental Engineering*, vol. 12, no. 5, pp. 63–69, 2012.
- [250] S. L. Mahyari, H. T. Riahi and M. Hashemi, "Investigating the analytical and experimental performance of a pure torsional yielding damper," *Journal of Constructional Steel Research*, vol. 161, pp. 385–399, 2019.
- [251] M. Dicleli and A. S. Milani, "Multi-directional torsional hysteretic damper (MTHD)". United States of America Patent US 8,438,795 B2, 14 May 2013.
- [252] A. S. Milani, "Torsional hysteretic dampers for seismic protection of structures," PhD Thesis, Middle East Technical University, Ankara, Turkey, 2014.
- [253] A. S. Milani and M. Decleli, "Systematic development of a new hysteretic damper based on torsional yielding: part I – design and development," *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, vol. 45, no. 6, pp. 845–867, 2016.
- [254] A. S. Milani and M. Dicleli, "Systematic development of a new hysteretic damper base on torsional yielding: part II – experimental phase," *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, vol. 45, no. 5, pp. 779–796, 2016.
- [255] A. S. Milani and M. Dicleli, "Low-cyclic fatigue performance of solid cylindrical steel components subjected to torsion at very large strains," *Journal of Constructional Steel Research*, vol. 129, pp. 12–27, 2017.
- [256] Y. Takeda, Y. Kimura, K. Yoshioka, N. Furuya and Y. Takemoto, "An experimental study on braces encased in steel tube and mortal," in *Annual Meeting Architectural Institute of Japan*, Tokyo, Japan, 1976.
- [257] R. Vargas and M. Bruneau, "Analytical Response and Design of Buildings with Metallic Structural Fuses. I," *Journal of Structural Engineering*, vol. 135, no. 4, pp. 386–393, 2009.
- [258] R. Vargas and M. Bruneau, "Experimental Response of Buildings Designed with Metallic Structural Fuses. II," *Journal of Structural Engineering*, vol. 4, no. 394–403, p. 135, 2009.
- [259] A. Watanabe, Y. Hitomi, E. Saeki, A. Wada and M. Fujimoto, "Properties of brace encased in buckling-restraining concrete and steel tube," in *Proceedings of Ninth World Conference on Earthquake Engineering*, Tokyo-Kyoto, Japan, 1988.
- [260] M. Fujimoto, A. Wada, E. Saeki, T. Takeuchi and A. Watanabe, "Development of Unbonded Brace," *Quarterly Column*, vol. 115, no. 1, pp. 91–96, 1990.

- [261] C. Black, N. Makris and I. Aiken, "Component Testing, Stability Analysis and Characterization of Buckling-Restrained Unbonded Braces, Report No. 2002/08," Pacific Earthquake Engineering Research Center, University of California, Berkeley, USA, 2002.
- [262] C. J. Black, N. Makris and I. D. Aiken, "Component Testing, Seismic Evaluation and Characterization of Buckling-Restrained Braces," *Journal of Structural Engineering*, vol. 130, no. 6, pp. 880–894, 2004.
- [263] J. Zhao, B. Wu and J. Ou, "A novel type of angle steel buckling-restrained brace: Cyclic behavior and failure mechanism," *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, vol. 40, no. 10, pp. 1083–1102, 2011.
- [264] J. Shen, O. Seker, N. Sutchiewcharn and B. Akbas, "Cyclic behavior of buckling-controlled braces," *Journal of Constructional Steel Research*, vol. 121, pp. 110–125, 2016.
- [265] H. Heidary-Torkamani and S. Maalek, "Conceptual numerical investigation of all-steel Tube-in-Tube buckling restrained braces," *Journal of Constructional Steel Research*, vol. 139, pp. 220–235, 2017.
- [266] Z. Dongbin, N. Xin, P. Peng, W. Mengzi, D. Kailai and C. Yabin, "Experimental study and finite element analysis of a buckling-restrained brace consisting of three tubes with slotted holes in the middle tube," *Journal of Constructional Steel Research*, vol. 124, pp. 1–11, 2016.
- [267] J. Ma, J. Wang, L. Zhang and X. Zhi, "Pseudo-static tests and numerical investigations of triple-tube glass fiber-reinforced polymer and steel buckling-restrained braces," Advances in Mechanical Engineering, vol. 12, no. 6, pp. 1–12, 2020.
- [268] X.-Y. Hao, H.-N. Li and T. Makino, "Experimental investigation of steel structures with innovative H-type steel unbuckling braces," *The Structural Design of Tall and Special Buildings*, vol. 23, no. 14, pp. 1064–1082, 2014.
- [269] J. P. Judd, I. Marinovic, M. R. Eatherton, C. Hyder, A. R. Phillips, A. T. Tola and F. A. Charney, "Cyclic tests of all-steel web-restrained buckling-restrained brace subassemblages," *Journal of Constructional Steel Research*, vol. 125, pp. 164–172, 2016.
- [270] Y. K. Ju, M.-H. Kim, J. Kim and S.-D. Kim, "Component tests of buckling-restrained braces with unconstrained length," *Engineering Structures*, vol. 31, no. 2, pp. 507–516, 2009.
- [271] D.-H. Kim, C.-H. Lee, Y. K. Ju and S.-D. Kim, "Subassemblage test of bucklingrestrained braces with H-shaped steel core," *The Structural Design of Tall and Special Buildings*, vol. 24, no. 4, pp. 243–256, 2015.
- [272] W. Li, B. Wu, Y. Ding and J. Zhao, "Experimental performance of buckling-restrained braces with steel cores of H-section and half-wavelength evaluation of higher-order buckling," *Advances in Structural Engineering*, vol. 20, no. 4, pp. 641–657, 2017.

- [273] A. Mansouri and G. Moosavi, "Analytical study of the seismic performance of all-steel buckling-restrained braces with H-shaped cores," *Canadian Journal of Civil Engineering*, vol. 48, no. 5, pp. 494–511, 2021.
- [274] L.-J. Jia, Y. Dong, H. Ge, K. Kondo and P. Xiang, "Experimental Study on High-Performance Buckling-Restrained Braces with Perforated Core Plates," *International Journal of Structural Stability and Dynamics*, vol. 19, no. 1, p. 1940004, 2019.
- [275] A. Benavent-Climent, "A brace-type damper based on yielding the walls of hollow structural sections," *Engineering Structures*, vol. 32, no. 4, pp. 1113–1122, 2010.
- [276] D. Piedrafita, X. Cahis, E. Simon and J. Comas, "A new modular buckling restrained brace for seismic resistant buildings," *Engineering Structures*, vol. 56, pp. 1967–1975, 2013.
- [277] S. Yamazaki, T. Usami and T. Nonaka, "Developing a new hysteretic type seismic damper (BRRP) for steel bridges," *Engineering Structures*, vol. 124, pp. 286–301, 2016.
- [278] A. Benavent-Climent, L. Morillas and J. M. Vico, "A study on using wide-flange section web under out-of-plane flexure for passive energy dissipation," *Earthquake Engineering* and Structural Dynamics, vol. 40, no. 5, pp. 473–490, 2011.
- [279] S. Sabouri-Ghomi and B. Payandehjoo, "Analytical and Experimental Studies of the Seismic Performance of Drawer Bracing System (DBS)," *International Journal of Civil Engineering*, vol. 15, no. 8, pp. 1087–1096, 2017.
- [280] G. González-Sanz, D. Escolano-Margarit and A. Benavent-Climent, "A New Stainless-Steel Tube-in-Tube Damper for Seismic Protection of Structures," *Applied Sciences*, vol. 10, no. 4, p. 1410, 2020.
- [281] S. Wu, H. He, Y. Chen, S. Cheng and Z. Wang, "Mechanical performance of multi-stage yield and failure metal sleeve damper: Expreimental and numerical study," *Thin-Walled Structures*, vol. 176, p. 109315, 2022.
- [282] A. Benavent-Climent, D. Escolano-Margarit, J. Arcos-Espada and H. Ponce-Parra, "New Metallic Damper with Multiphase Behavior for Seismic Protection of Structures," *Metals*, vol. 11, no. 2, p. 183, 2021.
- [283] W. Guo, C. Ma, Y. Yu, D. Bu and C. Zeng, "Performance and optimum design of replaceable steel strips in an innovative metallic damper," *Engineering Structures*, vol. 205, p. 110118, 2020.
- [284] R. Aghlara and M. M. Tahir, "A passive metallic damper with replaceable steel bar components for earthquake protection of structures," *Engineering Structures*, vol. 159, pp. 185–197, 2018.

- [285] R. Aghlara, M. M. Tahir and A. B. Adnan, "Experimental study of Pipe-Fuse Damper for passive energy dissipation in structures," *Journal of Constructional Steel Research*, vol. 148, pp. 351–360, 2018.
- [286] R. T. Mirhosseini and S. Hamzeh, "Modified bar-fuse damper in gusset plate detail to improve seismic behavior of bracing system," *Structures*, vol. 29, pp. 954–965, 2021.
- [287] M. Jarrah, H. Khezrzadeh, M. Mofid and K. Jafari, "Experimental and numerical evaluation of piston metallic damper (PMD)," *Journal of Constructional Steel Research*, vol. 154, pp. 99–109, 2019.
- [288] S. B. B. Aval, S. Ghayoumi and I. Hajirasouliha, "Numerical Study of Cyclic Performance and Design of a Novel Fan Bracing System," *Journal of Earthquake Engineering*, p. Online publication, 2021.
- [289] S. B. Gonzal, S. Langlois and F. P. Legeron, "Implementation of a Simplified Method in Design of Hysteretic Dampers for Isolated Highway Bridges," *Journal of Bridge Engineering*, vol. 22, no. 3, p. 04016127, 2017.
- [290] H. Jahangir, M. Bagheri and S. M. J. Delavari, "Cyclic Behavior Assessment of Steel Bar Hysteretic Dampers Using Multiple Nonlinear Regression Approach," *International Journal of Science and Technology, Transactions of Civil Engineering*, vol. 45, no. 2, pp. 1227–1251, 2021.
- [291] K. Ghaedi, Z. Ibrahim, A. Javanmardi and R. Rupakhety, "Experimental Study of a New Bar Damper Device for Vibration Control of Structures Subjected to Earthquake Loads," *Journal of Earthquake Engineering*, vol. 25, no. 2, pp. 300–318, 2021.
- [292] M. Khalili, A. Sivandi-Pour and E. N. Farsangi, "Experimental and numerical investigations of a new hysteretic damper for seismic resilient steel moment connections," *Journal of Building Engineering*, vol. 43, p. 102811, 2021.
- [293] K. BehkamRad and M. Azizi, "Experimental and analytical investigations of a novel energy dissipation device for seismic protection of engineering structures," *Structures*, vol. 34, pp. 1201–1211, 2021.
- [294] V. Garmeh, A. Akbarpour, M. Adibramezani, A. H. Kashani and M. Adibi, "Introducing and numerical study of an innovative rotational damper with replaceable hourglass steel pins," *Structures*, vol. 33, pp. 2019–2035, 2021.
- [295] G. Xu and J. Ou, "Seismic performance of combined rotational friction and flexural yielding metallic dampers," *Journal of Building Engineering*, vol. 49, p. 104059, 2022.
- [296] M. Ghandil, H. T. Riahi and F. Behnamfar, "Introduction of a new metallic-yielding pistonic damper for seismic control of structures," *Journal of Constructional Steel Research*, vol. 194, p. 107299, 2022.

- [297] V. Farhangi, H. Jahangir, D. R. Eidgahee, A. Karimipour, S. A. N. Javan, H. Hasani, N. Fasihihour and M. Karakouzian, "Behaviour Investigation of SMA-Equipped Bar Hysteretic Dampers Using Machine Learning Techniques," *Applied Sciences*, vol. 11, no. 21, p. 10057, 2021.
- [298] A. Martelli, M. Forni, A. L. Materazzi, A. Parducci and A. Rinejski, "Eartquakes: Isolation, energy dissipation and control of vibrations of structures for nuclear and industrial facilities and buildings – Overview of lectures and papers of a seminar," International Atomic Energy Agency, Vienna, Austria, 1993.
- [299] M. Forni, M. Indirli, A. Martelli, F. Bettinali, A. Dusi, M. G. Castellano and A. Dorfmann, "State-of-the-Art on Development and Application on Seismic Isolation and Passive Energy Dissipation in the European Union," in *International Post-SMiRT Conference* Seminar on Seismic Isolation, Passive Energy Dissipation and Active Control of VIbration of Structures, Cheju, Korea, 1999.
- [300] S. T. de la Cruz Cháidez, "Contribution to the Assessment of the Efficiency of Friction Dissipators for Seismic Protection of Buildings," PhD Thesis, University Politècnica de Catalunya, Barcelona, Spain, 2003.
- [301] S. Jaisee, F. Yue and Y. H. Ooi, "A state-of-the-art review on passive friction dampers and their applications," *Engineering Structures*, vol. 235, p. 112022, 2021.
- [302] M. D. Titirla, P. K. Papadopoulos and I. N. Doudoumis, "Finite element modelling of an innovative passive energy dissipation device for seismic hazard mitigation," *Engineering Structures*, vol. 168, pp. 218–228, 2018.
- [303] P. Avestaeifar and H. Khezrzadeh, "Experimental and numerical assessment of Piston Hybrid Frictional Metallic Damper (PHFMD)," *Engineering Structures*, vol. 243, p. 112669, 2021.
- [304] N. Sheadbale and P. V. Muley, "Review on Viscoelastic Materials used in Viscoelastic Dampers," *International Research Journal on Engineering and Technology*, vol. 4, no. 7, pp. 3375–3381, 2017.
- [305] Q. Taqweem and A. K. Hashmi, "Seismic Control of Structures using Fluid Viscous Damper...Review," *International Research Journal of Engineering and Technology*, vol. 8, no. 4, pp. 689–691, 2021.
- [306] J. C. Wilson and M. J. Wesolowsky, "Shape Memory Alloys for Seismic Response Modification: A State-of-the-Art Review," *Earthquake Spectra*, vol. 21, no. 2, pp. 569– 601, 2005.
- [307] I. Abavisani, O. Rezaifar and A. Kheyroddin, "Multifunctional properties of shape memory materials in civil engineering applications: A state-of-the-art review," *Journal* of Building Engineering, vol. 44, p. 102657, 2021.

- [308] M. G. Soto and H. Adeli, "Tuned Mass Dampers," Archives of Computational Methods in Engineering, vol. 20, no. 4, pp. 419–431, 2013.
- [309] F. Rahimi, R. Aghayari and B. Samali, "Application of Tuned Mass Dampers for Structural Vibration Control: A State-of-the-art Review," *Civil Engineering Journal*, vol. 6, no. 8, pp. 1622–1651, 2020.
- [310] B. Nanda and K. C. Biswal, "A Review on Applications of Tuned Liquid Dampers in Vibration Control," in Proceedings of recent advances in structural engineering (RACE 2014), Veer Surendra Sai University of Technology, Burla, India, 2014.
- [311] T. Konar and A. D. Ghosh, "Flow Damping Devices in Tuned Liquid Damper for Structural Vibration Control: A Review," Advances of Computational Methods in Engineering, vol. 28, no. 4, pp. 2195–2207, 2021.
- [312] "EN 1998-1:2015 Proračun seizmički otpornih konstrukcija, Deo 1: Opšta pravila, seizmička dejstva i pravila za zgrade," Građevinski fakultet Univerziteta u Beogradu, Beograd, Srbija, 2015.
- [313] "EN 15129:2018 Anti-seismic devices," European Committee for Standardization (CEN), Brussels, Belgium, 2018.
- [314] "ASCE/SEI 7-16 Minimum Design Loads and Associated Criteria for Building and Other Structures," American Society of Civil Enginers (ASCE), Reston, Virginia, USA, 2017.
- [315] "NEHRP Recommended Seismic Provisions for New Buildings and Other Structures, Volume I: Part 1 Provisions, Part 2 Commentary, FEMA P-1050-1/2015 Edition," Building Seismic Safety Council, Washington, D.C., USA, 2015.
- [316] "NEHRP Recommended Seismic Provisions for New Buildings and Other Structures, Volume I: Part 1 Provisions, Part 2 Commentary, FEMA P-2082-1/September 2020," Building Seismic Safety Council, Washington, D.C., USA, 2020.
- [317] Dassault Systèmes Simulia Corporation, Abaqus Theory Manual, Providence, RI, USA, 2014.
- [318] O. Zienkiewicz, R. Taylor and J. Zhu, The Finite Element Method: Basis and Fundamentals, 6th ed., Holland: Elsevier, 2005, pp. 398–404.
- [319] D. Kovačević, MKE modeliranje u analizi konstrukcija, Beograd: Građevinska knjiga a.d., 2006.
- [320] M. Sekulović, Metod konačnih elemenata, Beograd: Građevinska knjiga, 1988.
- [321] H. Hertz, "Ueber die Berührung fester elastischer Körper," Journal für die reine und angewandte Mathematik, vol. 92, pp. 156–171, 1882.
- [322] J. Gere and S. Timoshenko, Mechanics of Materials, London: Chapman & Hall, 1991.
- [323] B. Deretić-Stojanović and Š. Dunica, Otpornost materijala, peto neizmenjeno izdanje ed., Beograd: Građevinski fakultet Univerzitet u Beogradu, Akademska misao, Beograd, 2018.

- [324] G. H. MacCullough, "An Experimental and Analytical Investigation of Creep in Bending," *Journal of Applied Mechanics*, vol. 1, no. 2, pp. 55–60, 1933.
- [325] J. I. A. Syed, P. Kumar and V. Jayaram, "Creep of Metallic Materials in Bending," *Journal of the Minerals, Metals and Materials Society,* vol. 71, no. 10, pp. 3565–3583, 2019.
- [326] V. Lubarda, OTPORNOST MATERIJALA (Uvod u mehaniku deformabilnog tijela), Drugo izdanje ed., Titograd: NIO "UNIVERZITETSKA RIJEČ", 1989.
- [327] R. Milligan, "Moment-Strain Relationships in Elastic-Plastic Bending of Beams, Report No. ARLCB-TR-81025," US Army Armament Research & Development Command, Large Caliber Wapon Systems Laboratory, New York, Dover, 1981.
- [328] M. Daunys and S. Rimovskis, "Analysis of circular cross-section element, loaded by static and cyclic elastic-plastic pure bending," *International Journal of Fatigue*, vol. 28, no. 3, pp. 211–222, 2006.
- [329] S. Rimovskis and A. Sabaliauskas, "Analysis of Rectangular and Circular Cross-section Power Hardening Elements Under Pure Bending," *International Journal of Materials Engineering*, vol. 2, no. 6, pp. 84–89, 2012.
- [330] S. Abdallah and D. Rees, "Elastic-plastic bending analysis of a circular cross section," in 7th International Colloquium on Performance, Protection and Strengthening of Structures Under Extreme Loading and Events, Canada, Whisler, 2019.
- [331] T. X. Yu and W. Johnson, "The plastica: the large elastic-plastic deflection of a strut," *International Journal of Non-Linear Mechanics*, vol. 17, no. 3, pp. 195–209, 1982.
- [332] W. Xiaoqiang and Y. Tongxi, "The Complete Process of Large Elastic-Plastic Deflection of a Cantilever," *Acta Mechanica Sinica*, vol. II, no. 4, pp. 333–341, 1986.
- [333] B. Štok and M. Halilovič, "Analytical solutions in elasto-plastic bending of beams with rectangular cross section," *Applied Mathematical Modelling*, vol. 33, no. 3, pp. 1749– 1760, 2009.
- [334] S. Ghosh and D. Roy, "Numeric-Analytic Form of the Adomian Decomposition Method for Two-Point Boundary Value Problems in Nonlinear Mechanics," *Journal of Engineering Mechanics*, vol. 133, no. 10, pp. 1124–1133, 2007.
- [335] X. Huang, B. Wang, G. Lu and T. X. Yu, "Large deflection of elastoplastic, non-linear strain-hardening cantilevers," *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineerings, Part C: Journal of Mechanical Engineering Science*, vol. 216, no. 4, pp. 433–446, 2002.
- [336] J. H. Liu, A. G. Atkins and A. J. Pretlove, "The effect of inclined loads on the large deflection behaviour of elastoplastic work-hardening straight and pre-bent cantilevers," *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineerings, Part C: Journal of Mechanical Engineering Science*, vol. 209, no. 2, pp. 87–96, 1995.

- [337] D. Pandit, N. Thomas, B. Patel and S. M. Srinivasan, "Finite Deflection of Slender Cantilever with Predefined Load Application Locus using an Incremental Formulation," *Computers, Materials & Continua*, vol. 45, no. 2, pp. 127–144, 2015.
- [338] D. Pandit and S. M. Srinivasan, "Numerical analysis of large elasto-plastic deflection of constant curvature beam under follower load," *International Journal of Non-Linear Mechanics*, vol. 84, pp. 46–55, 2016.
- [339] E. Solano-Carrillo, "Semi-exact solutions for large deflections of cantilever beams of non-linear elastic behaviour," *International Journal of Non-Linear Mechanics*, vol. 44, no. 2, pp. 253–256, 2009.
- [340] Y.-A. Kang and LiXian-Fang, "Bending of functionally graded cantilever beam with power-law non-linearity subjected to an end force," *International Journal of Non-Linear Mechanics*, vol. 44, no. 6, pp. 696–703, 2009.
- [341] J. P. Pascon, "Numerical analysis of highly deformable elastoplastic beams," *Latin American Journal of Solids and Structures*, vol. 12, no. 8, pp. 1595–1615, 2015.
- [342] M. A. Rahman and M. A. Kowser, "Inelastic deformations of stainless steel leaf springs

 experiment and nonlinear analysis," *Meccanica*, vol. 45, no. 4, pp. 503–518, 2010.
- [343] G. Milovanović, Numerička analiza II deo, Beograd: IRO Naučna knjiga, 1985.
- [344] FIP Industirale SpA, "Elastomeric Isolators," 2016.
- [345] Computers and Structures Inc., "Technical Note Stress-Strain Curves," 2008.
- [346] J. B. Mander, M. J. N. Priestley and R. Park, "Theoretical Stress-Strain Model for Confined Concrete," *Journal of Structural Engineering*, vol. 114, no. 8, pp. 1804–1826, 1988.
- [347] Computers and Structures Inc., "CSI Analysis Reference Manual," 2017.
- [348] T. Takeda, M. A. Sozen and N. N. Nielsen, "Reinforced Concrete Response to Simulated Earthquakes," *Journal of the Structural Division*, vol. 96, no. 12, pp. 2257–2273, 1970.
- [349] A. Manchalwar and S. V. Bakre, "Optimization of Metallic Damper Location for Seismic Response Control," *Journal of Vibration Engineering and Technologies*, vol. 7, no. 3, pp. 261–275, 2019.
- [350] F. Ferreira, C. Moutinho, Á. Cunha and E. Caetano, "An artifical accelerogram generator code written in Matlab," *Engineering Reports*, vol. 2, no. 3, pp. 1–17, 2020.
- [351] H. M. Hilber, T. J. Hughes and R. L. Taylor, "Improved Numerical Dissipation for Time Integration Algorythms in Structural Dynamics," *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, vol. 5, no. 3, pp. 283–292, 1977.

Прилог

Програм ANARES.m

% Odredjivanje zavisnosti sila-pomeranje disipatora energije % clear all clc % % Unos podataka dbu = input('Unesite precnik baze trna u unutrasnjem prstenu [mm] dbu = '); dvu = input('Unesite precnik vrha trna u unutrasnjem prstenu [mm] dvu = '); dbs = input('Unesite precnik baze trna u spoljasnjem prstenu [mm] dbs = '); dvs = input('Unesite precnik vrha trna u spoljasnjem prstenu [mm] dvs = '); h = input('Unesite visinu trnova [mm] h = ');nu = input('Unesite broj trnova u unutrasnjem prstenu nu = '); ns = input('Unesite broj trnova u spoljasnjem prstenu ns = '); gu = input('Unesite velicinu zazora izmedju aktivne ploce i trnova unutrasnjeg prstena gu = ');gs = input('Unesite velicinu zazora izmedju aktivne ploce i trnova spoljasnjeg prstena <math>gs = '); $E = input('Unesite modul elasticnosti celicnog materijala [N/mm^2] E = ');$ $Et = input('Unesite tangentni modul celicnog materijala [N/mm^2] Et = ');$ $fy = input('Unesite napon na granici tecenja celicnog materijala [N/mm^2] fy = ');$ delta = input('Unesite kriterijume za odredjivanje idealizovane zavisnosti sila-pomeranje [deltaII; deltaIII; deltaIV deltaV] delta = '); % Kraj unosa podataka % % % Zavisnost sila–pomeranje trnova unutrasnjeg prstena % % Moment i smicuca sila koji dovođe do pocetka plastifikacije trna unutrasnjeg prstena [My up, Fy up] = PocetakPlastifikacijeTrna(dbu,dvu,h,fy); % % Odredjivanje pomeranja vrha trnova pri pocetku plastifikacije trnova unutrasnjeg prstena. [v up] = PomeranjePocetakPlastifikacijeTrna(Fy up,E,dbu,dvu,h,gu); % % Odredjivanje pomeranja vrha trnova unutrasnjeg prstena u postelasticnoj oblasti ponasanja celicnog materijala [delta x p up, kapa pl up, kapa pl up fit, v pl up, F up] = PomeranjePostelasticno(dbu,dvu,h,E,Et,fy,gu); % % % Zavisnost sila-pomeranje trnova spoljasnjeg prstena % % Moment i smicuca sila koji dovode do pocetka plastifikacije trna spoljasnjeg prstena [My sp, Fy sp] = PocetakPlastifikacijeTrna(dbs,dvs,h,fy); % % Odredjivanje pomeranja vrha trnova pri pocetku plastifikacije baze spoljasnjeg prstena trnova [v sp] = PomeranjePocetakPlastifikacijeTrna(Fy sp,E,dbs,dvs,h,gs); % % Odredjivanje pomeranja vrha trnova spoljasnjeg prstena u postelasticnoj oblasti ponasanja celicnog materijala

```
[delta x p sp, kapa pl sp, kapa pl sp fit, v pl sp, F sp] =
PomeranjePostelasticno(dbs,dvs,h,E,Et,fy,gs);
%
%
% Sumiranje zavisnosti sila-pomeranje unutrasnjeg i spoljasnjeg prstena trnova
ANL x up = cat(1, [0; gu; v up], v pl up); % Pomeranja vrha trnova unutrasnjeg prstena
ANL y up = cat(1, [0; 0; Fy up/1000*nu], F up/1000*nu); % Smicuca sila trova unutrasnjeg
prstena
ANL_x_sp = cat(1, [0; gs; v_sp], v_pl_sp); % Pomeranja vrha trnova spoljasnjeg prstena
ANL y sp = cat(1, [0; 0; Fy sp/1000*ns], F sp/1000*ns); % Smicuca sila trnova spoljasnjeg
prstena
ANL x = 0:1:45; % Pomeranje aktivne ploce disipatora energije
ANL y = interp1(ANL x up, ANL y up, ANL x) + interp1(ANL x sp, ANL y sp, A
ANL x); % Smicuca sila disipatora energije
%
[KII, KIII, KIV, KV, FII, FIV] = IdealizovanaZavisnostSilaPomeranje(ANL x, ANL y, gu,
gs, delta); % Krutosti i smicuce sile disipatora energije u razlicitim fazama odgovora
%
ANL x IDE = [0 \text{ gu} (\text{FII/KII+gu}) \text{ gs} (\text{FIV-ANL } y(1, \text{find}(\text{ANL } x==\text{gs})))/\text{KIV+gs})
ANL x(1,size(ANL x,2))]; % Pomeranje aktivne ploce disipatora energije za idealizovanu
zavisnost sila-pomeranje disipatora energije
ANL y IDE = [0 0 \text{ FII KIII*gs+ANL } y(1, \text{find}(\text{ANL } x==gs)) \text{-KIII*gs FIV}
KV*ANL x(1,size(ANL x,2))+ANL y(1,size(ANL y,2))-KV*ANL x(1,size(ANL x,2))];
% Smicuca sila za idealizovanu zavisnost sila-pomeranje disipatora energije
%
%
% Stampanje vrednosti krivine u ekvidistantnim presecima plastifikovanog dela i funkcije
aproksimacije krivine trna unutrasnjeg prstena
figure(1);
hold on
for i=1:20
      plot(delta x p up(i,:),kapa pl up(i,:),'+');
      plot(delta x p up(i,:),kapa pl up fit(i,:));
end
%
% Stampanje vrednosti krivine u ekvidistantnim presecima plastifikovanog dela i funkcije
aproksimacije krivine trna spoljasnjeg prstena
figure(2);
hold on
for i=1:20
      plot(delta x p sp(i,:),kapa pl sp(i,:),'+');
      plot(delta x p sp(i,:),kapa pl sp fit(i,:));
end
%
% Stampanje zavisnosti sila-pomeranje disipatora energije pri monotono rastucem opterecenju
disp("Zavisnost sila–pomeranje disipatora energije")
[ANL x; ANL y]
disp("Idealizovana zavisnost sila-pomeranje disipatora energije")
[ANL x IDE; ANL y IDE]
figure(3);
hold on
plot(ANL x, ANL y);
plot(ANL x IDE, ANL y IDE);
```

Потпрограм PocetakPlastifikacijeTrna.m

```
function [My, Fy] = PocetakPlastifikacijeTrna(db,dv,h,fy)
  % Potprogram za odredjivanje momenta savijanja i smicuce sile koji odgovaraju pocetku
  plastifikacije materijala
  if db/dv > 1.5
    pol = (2*db-3*dv)*h/(2*(db-dv)); % Polozaj preseka u kome pocinje plastifikacija
     materijala prema relaciji (7-7)
     d pol = 1.5*dv; % Precnik trna u preseku u kome pocinje plastifikacija materijala prema
     relaciji (7-10)
     Fy = fy^*d \text{ pol}^3 pi/(32^*(h-pol)); % Smicuca sila koja odgovara pocetku plastifikacije
     prema relaciji (7-14)
     My = fy^*d pol^3*pi/32; % Moment savijanja koji odgovara pocetku plastifikacije
     materijala prema relaciji (7-16)
  else % Presek u bazi trna se prvi plastifikuje
     Fy = fy*db^{3*pi}/(32*h); % Smicuca sila koja odgovara pocetku plastifikacije mterijala
     prema relaciji (7-13)
    My = fy^*db^{3*pi/32}; % Moment savijanja koji odgovara pocetku plastifikacije
     materijala prema relaciji (7-15)
  end
end
```

Потпрограм PomeranjePocetakPlastifikacijeTrna.m

function [v] = PomeranjePocetakPlastifikacijeTrna(Fy,E,db,dv,h,g)

% Potprogram za odredjivanje pomeranja vrha trnova pri pocetku plastifikacije materijala syms kapa_l(x) C1 C2

kapa_l(x) = $64*Fy*(h-x)/(E*pi*(dv+(db-dv)*(h-x)/h)^4)$; % Funkcija krivine duz ose trna prema relaciji (7-20)

 $nagib(x) = int(kapa_l,x)+C1;$ % Funkcija nagiba tangente na elasticnu liniju duz ose trna prema relaciji (7-21)

ugib(x) = int(nagib,x)+C2; % Funkcija ugiba duz ose trna prema relaciji (7-22)

```
C1 = double(solve(nagib(0) == 0)); % Odredjivanje integracione konstante iz uslova da je nagib tangente na elasticnu liniju u bazi trna jednak nuli prema relaciji (7-23)
```

C2 = double(solve(ugib(0) == 0)); % Odredjivanje integracione konstante iz uslova da je ugib u bazi trna jednak nuli prema relaciji (7-24)

v = double(subs(ugib(h)))+g; % Pomeranje vrha trna pri pocetku plastifikacije celicnog materijala prema relaciji (7-26)

end

Потпрограм PomeranjePostelasticno.m

function [delta_x_p, kapa_pl, kapa_pl_fit, v_pl, F] = PomeranjePostelasticno(db,dv,h,E,Et,fy,g)
% Potprogram za odredjivanje pomeranja u postelasticnoj oblasti ponasanja materijala
for i=1:20
 if i<20
 teta(i,1) = pi/2-i*pi/40; % Zona plastifikacije poprecnog preseka
 else
 teta(i,1) = 0.01*pi/2; % Granicna zona plastifikacije poprecnog preseka (za teta = 0
 postoji singularitet dilatacija)
end</pre>

if db/dv > 1.5

pol = (2*db-3*dv)*h/(2*(db-dv)); % Polozaj preseka u kome pocinje plastifikacija materijala prema relaciji (7-7)

d_pol = 1.5*dv; % Precnik trna u preseku u kome pocinje plastifikacija materijala prema relaciji (7-10)

 $M(i,1) = fy^{*}(d_{pol/2})^{3}/(2^{*}sin(teta(i,1)))^{*}(teta(i,1)-sin(4^{*}teta(i,1))/4) \dots$

 $+4/3*fy*(d_pol/2)^3*(cos(teta(i,1)))^3+((1/sin(teta(i,1))-1)*...$

 $fy/E*Et*(d_pol/2)^3)/(2*(1-sin(teta(i,1))))*(pi/2-teta(i,1)+...)$

 $\sin(4*teta(i,1))/4)-4/3*fy/E*Et*(1/sin(teta(i,1))-1)*...$

sin(teta(i,1))/(1-sin(teta(i,1)))*(d_pol/2)^3*(cos(teta(i,1)))^3; % Moment savijanja u preseku trna u kome pocinje plastifikacija materijala pri definisanoj zoni plastifikacije poprecnog preseka prema relaciji (7-54)

F(i,1) = M(i,1)/(h-pol); % Smicuca sila koja odgovara momentu savijanja u poprecnom preseku pri definisanoj zoni plastifikacije poprecnog preseka prema relaciji (7-1) syms x

x_p = double(solve(32*F(i,1)*(h-x)/(E*pi*(dv+(db-dv)*(h-x)/h)^3) == fy/E)); % Odredjivanje polozaja preseka do koga je celicni materijal plastifikovan iz uslova plastifikacije krajnjih vlakana poprecnog preseka prema relaciji (7-30) %

if x_p(find(x_p<pol),1)>0

 $gr_plast_l(i,1) = x_p(find(x_p>0 \& x_p<pol),1);$ % Realno resenje polozaja preseka do koga je celicni materijal plastifikovan od preseka u kome pocinje plastifikacija materijala ka preseku kod uklestenja (Slika 7-3)

else

 $gr_plast_l(i,1) = 0;$ % Plastifikuje se i baza trna (Slika 7-3) end

 $gr_plast_d(i,1) = x_p(find(x_p>pol & x_p<h),1);$ % Realno resenje polozaja preseka do koga je celicni materijal plastifikovan od preseka u kome pocinje plastifikacija materijala ka slobodnom kraju trna (Slika 7-3)

delta_x_p(i,:) = [gr_plast_l(i,1):(pol-gr_plast_l(i,1))/10:pol pol+(gr_plast_d(i,1)-pol)/10:(gr_plast_d(i,1)-pol)/10:gr_plast_d(i,1)]; % Podela plastifikovanog dela trna na dvadeset segmenata u kojima se odredjuju vrednosti krivine %

if gr plast l(i,1) > 0

[kapa pl(i,:), kapa pl fit(i,:), v pl(i,1)] =

PomeranjeElasticnaBazaTrna(db,dv,h,E,Et,fy,g,F,gr_plast_l,gr_plast_d,delta_x_p,i); else

 $[kapa_pl(i,:), kapa_pl_fit(i,:), v_pl(i,1)] =$

PomeranjePlastifikovanaBazaTrna(db,dv,h,E,Et,fy,g,F,gr_plast_d,delta_x_p,i); end

else

$$\begin{split} M(i,1) &= fy^*(db/2)^3/(2^*sin(teta(i,1)))^*(teta(i,1)-sin(4^*teta(i,1))/4) \dots \\ &+ 4/3^*fy^*(db/2)^3^*(cos(teta(i,1)))^3 + ((1/sin(teta(i,1))-1)^* \dots) \end{split}$$

fy/E*Et*(db/2)^3)/(2*(1-sin(teta(i,1))))*(pi/2-teta(i,1)+...

 $\sin(4*\text{teta}(i,1))/4)-4/3*\text{fy}/E*\text{Et}*(1/\sin(\text{teta}(i,1))-1)*...$

sin(teta(i,1))/(1-sin(teta(i,1)))*(db/2)^3*(cos(teta(i,1)))^3; % Moment savijanja u bazi trna pri definisanoj zoni plastifikacije poprecnog preseka baze trna prema relaciji (7-54)

F(i,1) = M(i,1)/h; % Smicuca sila koja odgovara momentu savijanja u bazi trna pri definisanoj zoni plastifikacije poprecnog preseka baze trna prema relaciji (7-2) syms x

 $x_p = double(solve(32*F(i,1)*(h-x)/(E*pi*(dv+(db-dv)*(h-x)/h)^3) == fy/E));$

```
% Odredjivanje polozaja preseka do koga je celicni materijal plastifikovan iz uslova
       plastifikacije krajnjih vlakana poprecnog preseka prema relaciji (7-30)
       gr plast(i,1) = x p(find(x p>0 \& x p<h),1); % Realno resenje polozaja preseka do
       koga je celicni materijal plastifikovan (Slika 7-3)
       delta_x_p(i,:) = 0:gr_plast(i,1)/20:gr_plast(i,1); % Podela plastifikovanog dela trna na
       dvadeset segmenata u kojima se odredjuju vrednosti krivine
       %
       [kapa pl(i,:), kapa pl fit(i,:), v pl(i,1)] =
       PomeranjePlastifikovanaBazaTrna(db,dv,h,E,Et,fy,g,F,gr plast,delta x p,i);
     end
  end
end
```

Потпрограм PomeranjeElasticnaBazaTrna.m

```
function [kapa pl, kapa pl fit, v pl] =
```

```
PomeranjeElasticnaBazaTrna(db,dv,h,E,Et,fy,g,F,gr plast l,gr plast d,delta x p,i)
```

% Potprogram za odredjivanje pomeranja vrha trnova kada je materijal u bazi trnova u elasticnoj oblasti

%

% Odredjivanje vrednosti krivine u ekvidistantnim presecima plastifikovanog dela trna syms teta

for j=1:size(delta x p,2)

d x(i,j) = dv+(db-dv)*(h-delta x p(i,j))/h; % Precnik poprecnog preseka u ekvidistantnim presecima prema relaciji (7-3)

end

teta x(i,1) = pi/2; % Na granici izmedju plasticnog i elasticnog ponasanja materijala trna ceo poprecni presek je u elasticnoj oblasti

for $j=2:(size(delta \times p,2)-1)$

```
teta x(i,j) = double(vpasolve(fv*(d x(i,j)/2)^3/(2*sin(teta))*(teta-sin(4*teta)/4)...
                     +4/3*fy*(d x(i,j)/2)^3*(cos(teta))^3+((1/sin(teta)-1)*...
                     fy/E*Et*(d x(i,j)/2)^3)/(2*(1-sin(teta)))*(pi/2-teta+...)
                     sin(4*teta)/4)-4/3*fy/E*Et*(1/sin(teta)-1)* ...
                     sin(teta)/(1-sin(teta))*(d x(i,j)/2)^3*...
                     (\cos(\text{teta}))^3 = F(i,1)^*(\text{h-delta } x p(i,j)), \text{teta}, [0.001^*\text{pi} pi/2]));
                     % Numericko odredjivanje plastifikovanog dela preseka iz uslova
                     ravnoteze unutrasnjeg i spoljasnjeg momenta savijanja, izjednacavanje
                     relacija (7-54) i (7-1)
```

end

teta x(i,size(delta x p,2)) = pi/2; % Na granici izmedju plasticnog i elasticnog ponasanja materijala trna ceo poprecni presek je u elasticnoj oblasti

for j=1:size(delta x p,2)

eta(i,j) = sin(teta x(i,j))*d x(i,j)/2; % Odredjivanje visine dela poprecnog preseka od neutralne ose koji je u elasticnom domenu ponasanja materijala prema relaciji (7-49) kapa pl(i,j) = fy/E/eta(i,j); % Krivina u ekvidistantnim presecima prema relaciji (7-55) end

%

% Aproksimacija funkcije krivine plastifikovanog dela trna funkcijom petog stepena kapa fit $pl(i,:) = polyfit(delta \times p(i,:),kapa pl(i,:),5);$ kapa pl fit(i,:) = polyval(kapa fit pl(i,:), delta x p(i,:)); %

% Odredjivanje pomeranja vrha trnova

syms x

 $\label{eq:kapa_fun_pl(i,1) = kapa_fit_pl(i,1)*x^5 + kapa_fit_pl(i,2)*x^4 + kapa_fit_pl(i,3)*x^3 + kapa_fit_pl(i,4)*x^2 + kapa_fit_pl(i,5)*x + kapa_fit_pl(i,6); % Funkcija krivine plastifikovanog dela trna$

kapa_fun_el(i,1) = $F(i,1)*(h-x)/(E*pi*(dv+(db-dv)*(h-x)/h)^4/64)$; % Funkcija krivine elasticnog dela trna prema relaciji (7-20)

C_pl = sym('Cpl', [i 1]); % Integraciona konstanta na plastifikovanom delu trna

CC_pl = sym('CCpl', [i 1]); % Integraciona konstanta na plastifikovanom delu trna

C_el_l = sym('Cell', [i 1]); % Integraciona konstanta na elasticnom delu trna od preseka u kome pocinje plastifikacija materijala ka preseku kod uklestenja

CC_el_l = sym('CCell', [i 1]); % Integraciona konstanta na elasticnom delu trna od preseka u kome pocinje plastifikacija materijala ka preseku kod uklestenja

C_el_d = sym('Celd', [i 1]); % Integraciona konstanta na elasticnom delu trna od preseka u kome pocinje plastifikacija materijala ka slobodnom kraju trna

CC_el_d = sym('CCeld', [i 1]); % Integraciona konstanta na elasticnom delu trna od preseka u kome pocinje plastifikacija materijala ka slobodnom kraju trna

 $I_kapa_fun_el_l(i,1) = int(kapa_fun_el(i,1))+C_el_l(i); %$ Integracija diferencijalne jednacine krivine elasticnog dela trna od preseka u kome pocinje plastifikacija materijala ka preseku kod uklestenja

 $II_kapa_fun_el_l(i,1) = int(I_kapa_fun_el_l(i,1))+CC_el_l(i);$ % Integracija diferencijalne jednacine krivine elasticnog dela trna od preseka u kome pocinje plastifikacija materijala ka preseku kod uklestenja

I_kapa_fun_pl(i,1) = int(kapa_fun_pl(i,1))+C_pl(i); % Integracija diferencijalne jednacine krivine plastifikovanog dela trna

 $II_kapa_fun_pl(i,1) = int(I_kapa_fun_pl(i,1))+CC_pl(i); % Integracija diferencijalne jednacine krivine plastifikovanog dela trna$

 $I_kapa_fun_el_d(i,1) = int(kapa_fun_el(i,1))+C_el_d(i);$ % Integracija diferencijalne jednacine krivine elasticnog dela trna od preseka u kome pocinje plastifikacija materijala ka slobodnom kraju trna

II_kapa_fun_el_d(i,1) = int(I_kapa_fun_el_d(i,1))+CC_el_d(i); % Integracija diferencijalne jednacine krivine elasticnog dela trna od preseka u kome pocinje plastifikacija materijala ka slobodnom kraju trna

 $Cel_br_l(i) = double(solve(subs(I_kapa_fun_el_l(i,1),x,0) == 0));$ % Odredjivanje integracione konstante iz uslova da je nagib tangente na elasticnu liniju u bazi trna jednak nuli (Tabela 7-1)

 $CCel_br_l(i) = double(solve(subs(II_kapa_fun_el_l(i,1),x,0) == 0));$ % Odredjivanje integracione konstante iz uslova da je ugib u bazi trna jednak nuli (Tabela 7-1) Cpl br(i) = double(solve(subs(I kapa fun el l(i,1),[x C el l(i)],[gr plast l(i,1)]))

 $Cel_br_l(i)$ = $subs(I_kapa_fun_pl(i,1),x,gr_plast_l(i,1))$; % Odredjivanje integracione konstante iz uslova kontinuiteta nagiba tangente na elasticnu liniju na granici izmedju plastifikovanog i levog elasticnog dela trna (Tabela 7-1)

CCpl_br(i) = double(solve(subs(II_kapa_fun_el_l(i,1),[x C_el_l(i)

CC_el_l(i)],[gr_plast_l(i,1) Cel_br_l(i) CCel_br_l(i)]) == subs(II_kapa_fun_pl(i,1),[x C_pl(i)],[gr_plast_l(i,1) Cpl_br(i)]))); % Odredjivanje integracione konstante iz uslova kontinuiteta ugiba na granici izmedju plastifikovanog i levog elasticnog dela trna (Tabela 7-1) Cel_br_d(i) = double(solve(subs(I_kapa_fun_pl(i,1),[x C_pl(i)],[gr_plast_d(i,1) Cpl_br(i)]) == subs(I_kapa_fun_el_d(i,1),x,gr_plast_d(i,1)))); % Odredjivanje integracione konstante iz uslova kontinuiteta nagiba tangente na elasticnu liniju na granici izmedju plastifikovanog i desnog elasticnog dela trna (Tabela 7-1)

CCel_br_d(i) = double(solve(subs(II_kapa_fun_pl(i,1),[x C_pl(i) CC_pl(i)],[gr_plast_d(i,1) Cpl_br(i) CCpl_br(i)]) == subs(II_kapa_fun_el_d(i,1),[x C_el_d(i)],[gr_plast_d(i,1) Cel_br_d(i)])); % Odredjivanje integracione konstante iz uslova kontinuiteta ugiba na

granici izmedju plastifikovanog i desnog elasticnog dela trna (Tabela 7-1)
v_pl(i,1) = double(subs(II_kapa_fun_el_d(i,1),[x C_el_d(i) CC_el_d(i)],[h Cel_br_d(i)
CCel_br_d(i)]))+g; % Pomeranje vrha trnova u postelasticnoj oblasti ponasanja celicnog
materijala
kapa_pl = kapa_pl(i,:);
kapa_pl_fit = kapa_pl_fit(i,:);
v_pl = v_pl(i,1);
end

Потпрограм PomeranjePlastifikovanaBazaTrna.m

function [kapa pl, kapa pl fit, v pl] = PomeranjePlastifikovanaBazaTrna(db,dv,h,E,Et,fy,g,F,gr plast,delta x p,i) % Potprogram za odredjivanje pomerana vrha trnova kada je materijal u bazi trnova u plasticnoj oblasti % % Odredjivanje vrednosti krivine u ekvidistantnim presecima plastifikovanog dela trna syms teta for j=1:size(delta_x_p,2) d x(i,j) = dv+(db-dv)*(h-delta x p(i,j))/h; % Precnik poprecnog preseka u ekvidistantnim presecima prema relaciji (7-3) end for $j=1:(size(delta \times p,2)-1)$ teta $x(i,j) = double(vpasolve(fy*(d x(i,j)/2)^3/(2*sin(teta))*(teta-sin(4*teta)/4) ...$ +4/3*fy*(d x(i,j)/2)^3*(cos(teta))^3+((1/sin(teta)-1)*...)* $fy/E*Et*(d x(i,j)/2)^3)/(2*(1-sin(teta)))*(pi/2-teta+...)$ sin(4*teta)/4)-4/3*fy/E*Et*(1/sin(teta)-1)*... $sin(teta)/(1-sin(teta))*(d x(i,j)/2)^3*...$ $(\cos(\text{teta}))^{3} = F(i,1)^{*}(\text{h-delta } x p(i,j)), \text{teta}, [0.001^{*}\text{pi} pi/2]));$ % Numericko odredjivanje plastifikovanog dela preseka iz uslova ravnoteze unutrasnjeg i spoljasnjeg momenta savijanja, izjednacavanje relacija (7-54) i (7-1) end teta x(i,size(delta x p,2)) = pi/2; % Na granici izmedju plasticnog i elasticnog ponasanja materijala trna ceo poprecni presek je u elasticnoj oblasti for j=1:size(delta x p,2) eta(i,j) = sin(teta x(i,j))*d x(i,j)/2; % Odredjivanje visine dela poprecnog preseka od neutralne ose koji je u elasticnom domenu ponasanja materijala prema relaciji (7-49) kapa pl(i,j) = fy/E/eta(i,j); % Krivina u ekvidistantnim presecima prema relaciji (7-55) end % % Aproksimacija funkcije krivine plastifikovanog dela trna funkcijom petog stepena kapa fit $pl(i,:)=polyfit(delta \times p(i,:),kapa pl(i,:),5);$ kapa pl fit(i,:) = polyval(kapa fit pl(i,:), delta x p(i,:)); % % Odredjivanje pomeranja vrha trnova syms x kapa fun pl(i,1) = kapa fit $pl(i,1)*x^5 + kapa$ fit $pl(i,2)*x^4 + kapa$ fit $pl(i,3)*x^3 + kapa$ kapa fit $pl(i,4)*x^2 + kapa$ fit pl(i,5)*x + kapa fit pl(i,6); % Funkcija krivine plastifikovanog dela trna kapa fun $el(i,1) = F(i,1)*(h-x)/(E*pi*(dv+(db-dv)*(h-x)/h)^4/64);$ % Funkcija krivine elasticnog dela trna prema relaciji (7-20)

```
C pl = sym('Cpl', [i 1]); % Integraciona konstanta na plastifikovanom delu trna
  CC pl = sym('CCpl', [i 1]); % Integraciona konstanta na plastifikovanom delu trna
  C el = sym('Cel', [i 1]); % Integraciona konstanta na elasticnom delu trna
  CC el = sym('CCel', [i 1]); % Integraciona konstanta na elasticnom delu trna
  I kapa fun pl(i,1) = int(kapa fun pl(i,1))+C pl(i); % Integracija diferencijalne jednacine
  krivine plastifikovanog dela trna
  II kapa fun pl(i,1) = int(I kapa fun pl(i,1))+CC pl(i); % Integracija diferencijalne
  jednacine krivine plastifikovanog dela trna
  I kapa fun el(i,1) = int(kapa fun el(i,1))+C el(i); % Integracija diferencijalne jednacine
  krivine elasticnog dela trna
  II kapa fun el(i,1) = int(I kapa fun el(i,1))+CC el(i); % Integracija diferencijalne
  jednacine krivine elasticnog dela trna
  Cpl br(i) = double(solve(subs(I kapa fun pl(i,1),x,0) == 0)); % Odredjivanje integracione
  konstante iz uslova da je nagib tangente na elasticnu liniju u bazi trna jednak nuli (Tabela 7-1)
  CCpl br(i) = double(solve(subs(II kapa fun pl(i,1),x,0) == 0)); % Odredjivanje
  integracione konstante iz uslova da je ugib u bazi trna jednak nuli (Tabela 7-1)
  Cel br(i) = double(solve(subs(I kapa fun pl(i,1), [x C pl(i)], [gr plast(i,1) Cpl br(i)]) ==
  subs(I kapa fun el(i,1),x,gr plast(i,1)))); % Odredjivanje integracione konstante iz uslova
  kontinuiteta nagiba tangente na elasticnu liniju na granici izmedju plastifikovanog i
  elasticnog dela trna (Tabela 7-1)
  CCel br(i) = double(solve(subs(II_kapa_fun_pl(i,1),[x C_pl(i) CC_pl(i)],[gr_plast(i,1)])
  Cpl br(i) CCpl br(i)]) == subs(II kapa fun el(i,1),[x C_el(i)],[gr_plast(i,1) Cel_br(i)]));
  % Odredjivanje integracione konstante iz uslova kontinuiteta ugiba na granici izmedju
  plastifikovanog i elasticnog dela trna (Tabela 7-1)
  v pl(i,1) = double(subs(II kapa fun el(i,1),[x C el(i) CC el(i)],[h Cel br(i)])
  CCel br(i)])+g; % Pomeranje vrha trnova u postelasticnoj oblasti ponasanja celicnog
  materijala
  kapa pl = kapa pl(i,:);
  kapa pl fit = kapa pl fit(i,:);
  v pl = v pl(i,1);
end
```

Потпрограм IdealizovanaZavisnostSilaPomeranje.m

```
function [KII, KIII, KIV, KV, FII, FIV] = IdealizovanaZavisnostSilaPomeranje(ANL x,
ANL y, gu, gs, delta)
  % Potprogram za definisanje idealizovane zavisnosti sila-pomeranje disipatora energije
  for i=find(ANL x==gu):size(ANL x,2)-1
    K(i+1-find(ANL_x=gu),1) = (ANL_y(1,i+1)-ANL_y(1,i))/(ANL_x(1,i+1)-ANL_x(1,i));
  end
  %
  i=1;
  KII=K(i,1);
  while abs(K(i,1)-K(i+1,1))/K(i,1) \le delta(1,1)
    i=i+1;
    KII=KII+K(i,1);
  end
  KII=KII/i; % Krutost disipatora energije u II fazi odgovora (Slika 6-19 i Slika 6-52)
  %
  i=find(ANL x==gs)-find(ANL x==gu);
  KIII=K(i,1);
  while abs(K(i,1)-K(i-1,1))/K(i,1) \le delta(2,1)
```

```
i=i-1;
       KIII=KIII+K(i,1);
end
KIII=KIII/(find(ANL x==gs)-find(ANL x==gu)-i+1); % Krutost disipatora energije u III
 fazi odgovora (Slika 6-19 i Slika 6-52)
%
i=find(ANL_x==gs)-find(ANL_x==gu)+1;
KIV = K(i,1);
while abs(K(i,1)-K(i+1,1))/K(i,1) \le delta(3,1)
       i=i+1;
       KIV = KIV + K(i, 1);
end
KIV=KIV/(i-(find(ANL x==gs)-find(ANL x==gu))); % Krutost disipatora energije u IV
fazi odgovora (Slika 6-19 i Slika 6-52)
%
i=size(K,1);
KV = K(i, 1);
while abs(K(i,1)-K(i-1,1))/K(i,1) \le delta(4,1)
       i=i-1:
       KV = KV + K(i,1);
end
KV=KV/(size(K,1)-i+1); % Krutost disipatora energije u V fazi odgovora (Slika 6-19 i
Slika 6-52)
%
FII = KII*((KII*gu+ANL y(1,find(ANL x==gs))-KIII*gs)/(KII-KIII))-KII*gu;
% Smicuca sila na prelazu iz II u III fazu odgovora disipatora energije (Slika 6-19 i Slika 6-52)
FIV = KIV*((ANL y(1,size(ANL y,2))-KV*ANL x(1,size(ANL y,2))-KV*ANL 
ANL y(1,find(ANL x==gs))+KIV*gs)/(KIV-KV))+ANL y(1,find(ANL x==gs))
-KIV*gs; % Smicuca sila na prelazu iz IV u V fazu odgovora disipatora energije (Slika 6-19
i Slika 6-52)
```

end

Биографија

Андрија 3. Зорић, мастер инжењер грађевинарства, рођен је у Нишу 5.6.1990. године. Основну и средњу школу завршио је у Крагујевцу.

Основне академске студије уписао је школске 2009. године на Грађевинско-архитектонском факултету Универзитета у Нишу, одсек грађевинарство, Дипломирао је са просечном оценом 9,90 (девет и



90/100) одбранивши завршни рад 12.9.2013. године из области Бетонских конструкција, са оценом 10 (десет). Мастер академске студије на истом факултету је уписао 2013. године, а завршио са просечном оценом 9,86 (девет и 86/100) одбранивши мастер рад 13.5.2014. године из области Зиданих конструкција, са оценом 10 (десет). Сваке године је награђиван као студент са највишим просеком у генерацији на свом одсеку. Добитник је Повеље Универзитета у Нишу у школској 2012/13. и 2013/14. години.

Докторске академске студије уписао је 2014. године на Грађевинскоархитектонском факултету Универзитета у Нишу, одсек грађевинарство, смер материјали и конструкције. Положио је све испите са просечном оценом 10 (десет).

Од 1.6.2017. у радном односу је на Грађевинско-архитектонском факултету Универзитета у Нишу у звању асистент и задужен је за реализацију вежби у оквиру групе предмета из научне области техничка механика и теорија конструкција. Од 2018. године ради и као истраживач у оквиру научног пројекта Министарства просвете, науке и технолошког развоја Републике Србије под називом "Експериментална и теоријска истраживања линијских и површинских система са полукрутим везама са аспекта теорије другог реда и стабилности", са евиденционим бројем ТРЗ6016. Од 2019. године је члан Комисије за сеизмички ризик Српског удружења за земљотресно инжењерство.

Као аутор и коаутор објавио је 56 научна и стручна рада у часописима и зборницима конгреса и конференција у земљи и иностранству. Као коаутор је објавио помоћни универзитетски уџбеник Матрична анализа конструкција – збирка решених задатака са изводима из теорије.

Као пројектант сарадник учествовао је у пројектовању 151 објекта укупне бруто површине око 200.000,00 m². Добитник је Награде за остваривање изузетних резултата на почетку стручне каријере за 2018. годину коју додељује Инжењерска комора Србије. Поседује лиценцу за израду техничке документације и лиценцу за извођача радова уже стручне области грађевинске конструкције.

Говори енглески језик (напредни ниво) и немачки језик (почетни ниво).


Privredno društvo za projektovanje, inženjering, konsalting i nekretnine "**PROJEKTINŽENJERING TIM**" **D.O.O Niš** 18000 Niš, ul. Cara Dušana br. 90-92, mezanin, lokali L9 i L10 tel: 018/522-177; mob.tel.: (+381) 069-194-1280; E: office@projektinzenjering.com; www.projektinzenjering.com Tekući račun: 165-29881-30 Addiko bank PIB:108 142 547; Mat.br.20938927; Šif.del.7112



Предмет: Сагласност

Привредно друштво ПРОЈЕКТИНЖЕЊЕРИНГ ТИМ д.о.о. је реализовало иновациони пројекат "Seismo-Safe 2G3-GOSEB Building System" финансиран од стране Иновационог фонда Републике Србије, Европске Уније и Светске банке, и носилац је патента бр. 57554 регистрованог код Завода за интелектуалну својину Републике Србије под називом "Adaptivni sistem za seizmičku zaštitu objekata zgrada od dejstva jakih zemljotresa putem konstruktivno obezbeđene globalne optimizacije seizmo-energetskog balansa". У оквиру иновационог пројекта реализована су експериментална истраживања вертикалних компонената иновативног дисипатора енергије.

Као правни заступник привредног друштва ПРОЈЕКТИНЖЕЊЕРИНГ ТИМ д.о.о. САГЛАСАН сам да докторанд Андрија 3. Зорић користи резултате експерименталног истраживања иновационог пројекта у циљу даљих истраживања у овој области и израде докторске дисертације.

У Ниши, 12.4.2021.

NANJE IN INZEN. Директор

Др Драган Златков, дипл. инж. грађ.

ИЗЈАВА О АУТОРСТВУ

Изјављујем да је докторска дисертација, под насловом

Развој нумеричког и аналитичког модела иновативног челичног дисипатора сеизмичке енергије

која је одбрањена на Грађевинско-архитектонском факултету Универзитета у Нишу:

- резултат сопственог истраживачког рада;
- да ову дисертацију, ни у целини, нити у деловима, нисам пријављивао на другим факултетима, нити универзитетима;
- да нисам повредио ауторска права, нити злоупотребио интелектуалну својину других лица.

Дозвољавам да се објаве моји лични подаци, који су у вези са ауторством и добијањем академског звања доктора наука, као што су име и презиме, година и место рођења и датум одбране рада, и то у каталогу Библиотеке, Дигиталном репозиторијуму Универзитета у Нишу, као и у публикацијама Универзитета у Нишу.

У Нишу, 8.6.2022.

Потпис аутора дисертације:

Лисина Гонс (Андрија 3. Зорић)

ИЗЈАВА О ИСТОВЕТНОСТИ ЕЛЕКТРОНСКОГ И ШТАМПАНОГ ОБЛИКА **ДОКТОРСКЕ ДИСЕРТАЦИЈЕ**

Наслов дисертације:

Развој нумеричког и аналитичког модела иновативног челичног дисипатора сеизмичке енергије

Изјављујем да је електронски облик моје докторске дисертације, коју сам предао за уношење у Дигитални репозиторијум Универзитета у Нишу, истоветан штампаном облику.

У Нишу, 8.6.2022.

Потпис аутора дисертације:

Лисира Ган. (Андрија 3. Зорић)

ИЗЈАВА О КОРИШЋЕЊУ

Овлашћујем Универзитетску библиотеку "Никола Тесла" да у Дигитални репозиторијум Универзитета у Нишу унесе моју докторску дисертацију, под насловом:

Развој нумеричког и аналитичког модела иновативног челичног дисипатора сеизмичке енергије

Дисертацију са свим прилозима предао сам у електронском облику, погодном за трајно архивирање.

Моју докторску дисертацију, унету у Дигитални репозиторијум Универзитета у Нишу, могу користити сви који поштују одредбе садржане у одабраном типу лиценце Креативне заједнице (Creative Commons), за коју сам се одлучио.

1. Ауторство (СС ВУ)

2. Ауторство – некомерцијално (СС ВУ-NС)

3. Ауторство – некомерцијално – без прераде (CC BY-NC-ND)

4. Ауторство – некомерцијално – делити под истим условима (CC BY-NC-SA)

5. Ауторство – без прераде (CC BY-ND)

6. Ауторство – делити под истим условима (CC BY-SA)

У Нишу, 8.6.2022.

Потпис аутора дисертације:

Лидировии (Андрија 3. Зорић)