

Kandidat/-ka: POLONA IVANČIČ

PROJEKTIRANJE JEKLENE STAVBE S SIPANJEM POTRESNE ENERGIJE V SPOJIH S TORNIMI DUŠILCI

Magistrsko delo st.:

DESIGN OF A STEEL BUILDING WITH DISSIPATION OF SEISMIC ENERGY IN JOINTS WITH FRICTION DAMPERS

Master thesis No.:

Mentor/-ica: izr. prof. dr., Primož Može

Somentor/-ica: doc. dr, Sara Piculin

Član komisije:

Predsednik komisije:

POPRAVKI – ERRATA

Stran z napako

Vrstica z napako

Ν

Namesto

Naj bo

»Ta stran je namenoma prazna.«

BIBLIOGRAFSKO-DOKUMENTACIJSKA STRAN IN IZVLEČEK

UDK:	624.014.2:624.072.7(043.2)
Avtor:	Polona Ivančič, dipl. inž. grad. (UN)
Mentor:	izr. prof. dr. Primož Može, univ. dipl. inž. grad.
Somentor:	doc. dr. Sara Piculin, univ. dipl. inž. grad.
Naslov:	Projektiranje jeklene stavbe s sipanjem potresne energije v spojih s tornimi
	dušilci
Tip dokumenta:	Magistrsko delo
Obseg in oprema:	135 str., 88 pregl., 43 sl., 181 en., 6 pril., 29 vir.
Ključne besede:	Evrokod 8, potresnoodporno projektiranje, jekleni momentni okviri, spekter pospeškov, mejno stanje velikih poškodb (SD), razred duktilnosti DC2 in DC3, torni dušilec z VFC-konfiguracijo, FREEDAM spoji

Izvleček

Magistrsko delo obsega projektiranje jeklene 5-etažne stavbe sestavljene iz momentnih okvirov, s poudarkom na učinkovitem sipanju potresne energije v spojih, opremljenih s tornimi dušilci. Potresnoodporno projektiranje okvirov je izvedeno v skladu s pravili predloga novega standarda Evrokoda 8, ob upoštevanju zahtev v mejnem stanju velikih poškodb (SD) za razred duktilnosti DC2 in DC3. Bistvena sprememba v novi različici Evrokoda 8 je definicija elastičnega spektra pospeškov, ki je določen po dveh različnih postopkih. Ugotovili smo, da so vrednosti spektralnih pospeškov na platoju višje v primerjavi s trenutno veljavnim standardom. Poleg tega je v območju srednje visokih in visokih nihajnih časov potek spektra odziva odvisen od izbranega postopka določitve potresnega vpliva. Pomembne spremembe novega standarda vključujejo opredelitev novih razredov duktilnosti, mejnih stanj, faktorja obnašanja ter koeficienta občutljivosti za etažne pomike pri kontroli vplivov teorije drugega reda, skupaj z novimi omejitvami etažnih pomikov v SD. Potresna analiza momentnih okvirov je izvedena z uporabo ravninskih računskih modelov za tri različne potresne scenarije, pri čemer je potresni vpliv definiran po metodi z vodoravnimi silami. V primeru, ko smo določili potresni vpliv po novem osnutku Evrokoda 8 glede na prvi način, ko sta znana spektralna pospeška, smo dobili lažjo konstrukcijo z manjšimi dimenzijami prerezov elementov. Pri projektiranju momentnih okvirov se izkaže, da je ključna kontrola etažnih pomikov in ne več vplivi TDR. Načrtovanje inovativnih spojev s tornimi dušilci, ki sipajo potresno energijo brez poškodb, je izvedeno v skladu z informativnim dokumentom FREEDAM PLUS, ki predstavlja dodatek k novemu standardu.

BIBLIOGRAPHIC-DOCUMENTALISTIC INFORMATION AND ABSTRACT

UDC:	624.014.2:624.072.7(043.2)
Author:	Polona Ivančič, B. Sc. Civil Engineering
Supervisor:	Assoc. Prof. Primož Može, Ph.D.
Co-supervisor:	Assist. Prof. Sara Piculin, Ph.D.
Title:	Design of a steel building with dissipation of seismic energy in joints with
	friction dampers
Document type:	Master Thesis
Notes:	135 p., 88 tab., 43 fig., 181 eq., 6 ann., 29 ref.
Keywords:	Eurocod 8, seismic design, steel Moment Resisting Frames, response spectrum, Significant Damage (SD) limit state, ductility classes 2 (DC2) and 3 (DC3), friction damper with VFC configuration, FREEDAM connections

Abstract

The master thesis focuses of the design of a 5-storey steel building composed of Moment Resisting Frames (MRFs), with an emphasis on the efficient dissipation of seismic energy in joints equipped with friction dampers. The sesmic design of the MRFs is carried out according to the rules of the new draft Eurocode 8, taking into account the requirements in the Significant Damage (SD) limit state for ductility classes DC2 and DC3. The essential change in the new version of Eurocode 8 is the definition of the elastic response spectrum, which is determined by two different procedures. It has been found that the values of the spectral accelerations at the plateau are higher compared to the current standard. Moreover, in the range of medium and long vibration periods, the response spectrum depends on the chosen seismic action procedure. Significant changes to the new standard include the definition of new ductility classes, limit states, behaviour factor and interstory drift sensitivity coefficient in the control of second-order effects, together with new limitations of interstorey drift at SD. The seismic analysis of MRFs is carried out using planar computational models for three different seismic scenarios, where the seismic impact is defined by the lateral force method. In the case where the seismic action has been determined according to the new Eurocode 8 with respect to the first method, when the spectral accelerations are known, a lighter structure with smaller cross-sections of the elements has been obtained. When designing MRFs, it turns out that the control of interstorey drifts is the key issue, and no longer control of second-order effetcs. The design of innovative joints with friction dampers, which dissipate seismic energy without damage, is carried out in accordance with the FREEDAM PLUS document, which is an addendum to the new standard.

ZAHVALA

Zahvaljujem se mentorju izr. prof. dr. Primožu Možetu, univ. dipl. inž. grad. in somentorici doc. dr. Sari Piculin, univ. dipl. inž. grad. za strokovno mentorstvo pri izdelavi magistrskega dela.

Posebna zahvala gre moji družini, ki me je vselej podpirala in spodbujala skozi vsa leta študija. Brez vas mi ne bi uspelo. Hvala fantu in vsem prijateljem za neizmerno potrpežljivost in moralno podporo.

Prav tako se zahvaljujem vsem v podjetju IB-TECHNO d.o.o., ki so mi nudili brezpogojno podporo in pomoč.

»Ta stran je namenoma prazna.«

KAZALO

P	OPRA	VKI – ERRATA	I
B	IBLIO) GRAFSKO-DOKUMENTACIJSKA STRAN IN IZVLEČEK	.III
B	IBLIO	GRAPHIC-DOCUMENTALISTIC INFORMATION AND ABSTRACT	.IV
Z	AHVA	\LA	V
K	AZAL	.O	VII
K	AZAL	LO SLIK	, XI
K	AZAL	O PREGLEDNICX	Ш
S	IMBO	LI	WI
K	RATI	CE IN SLOVAR TUJK X	XI
1	UV	OD	1
2	SPO	OJI S TORNIMI DUŠILCI	3
	2.1	Splošno	3
	2.2	FREEDAM dušilci	3
	2.3	FREEDAM vozlišča	3
	2.3.	.1 Ciklični odziv zunanjih in notranjih vozlišč	4
	2.3.	.2 Samo-centriranje konstrukcije	5
	2.4	Psevdo-dinamični preizkus konstrukcije s FREEDAM spoji	5
	2.5	Kaj sledi?	6
3	PO	TRESNI VPLIV PO NOVEM EVROKODU 8	7
	3.1	Osnove projektiranja po predlogu novega standarda prEN 1998-1-1	7
	3.1.	.1 Razredi potresnega vpliva	7
	3.1.	.2 Razredi glede na posledice	7
	3.1.	.3 Mejna stanja	8
	3.1.	.4 Razredi duktilnosti	9
	3.2	Značilnosti tal in potresni vpliv po predlogu novega standarda prEN 1998-1-1	9
	3.2.	.1 Identifikacija tipa tal	9
	3.2.	.2 Potresni vpliv	. 10
	3.2.	.3 Elastični spekter pospeškov po predlogu novega standarda prEN 1998-1-1	. 13
	3.2.	.4 Projektni pospešek tal	. 16
	3.2.	.5 Projektni spekter za elastično analizo po novem osnutku standarda prEN 1998-1-1	. 17
	3.3	Pravila za projektiranje momentnih okvirov, opremljenih s tornimi dušilci po novem EC8	17
	3.3.	.1 Faktor obnašanja za reducirani projektni spekter odziva	. 18
	3.3.	.2 Metoda z vodoravnimi silami	. 18
	3.3.	.3 Masna kombinacija	. 19

3.3.4	Vpliv naključne torzije	20
3.3.5	Vpliv teorije drugega reda (TDR)	21
3.3.6	Omejitev etažnih pomikov	23
3.3.7	Pravila projektiranja pomičnih okvirov opremljeni s FREEDAM spoji	24
3.3.7.1	Osnovne zahteve	24
3.3.7.2	Nosilci	24
3.3.7.3	Stebri	25
3.4 Prav	ila za projektiranje spojev steber-prečka opremljenih s tornimi dušilci po noven	n EC8 27
3.4.1	Splošna določila anti-seizmičnih naprav	27
3.4.2	Kriterij deformacij in trdnostni modeli za materiale	
3.4.3	Materiali	
3.4.4	Pravila za projektiranje vozlišč steber-prečka opremljenih s tornimi dušilci	
3.4.5	Zahteve za torne dušilce	
3.4.5.1	Priprava kontaktnih površin tornih dušilcev	
3.4.5.2	Privijanje prednapetih vijakov tornega dušilca	
3.4.6	Postopek načrtovanja FREEDAM vozlišč	
3.4.7	Predkvalificirani FREEDAM spoji	53
4 RAČUN	SKI PRIMER (ANALIZA)	58
4.1 Splc	šno	
4.1.1	Analiza konstrukcije	
4.2 Zasr	nova nosilne konstrukcije objekta	
4.2.1	Materiali	59
4.2.1.1	Konstrukcijsko jeklo nosilne konstrukcije	59
4.2.1.2	Konstrukcijsko jeklo spojev steber-prečka pomičnih okvirov	59
4.2.1.3	Vijaki v spojih steber-prečka pomičnih okvirov	59
4.2.2	Obtežbe	60
4.2.3	Uporabljena programska oprema	60
4.3 Vpli	vi na konstrukcijo	60
4.3.1	Stalni vplivi	60
4.3.1.1	Medetažna konstrukcija	60
4.3.1.2	Streha	61
4.3.1.3	Fasada	61
4.3.2	Spremenljivi vplivi	62
4.3.2.1	Koristna obtežba	62
4.3.2.2	Obtežba snega	
4.3.2.3	Vpliv vetra	

4.	3.3	Potresni vpliv	. 64
	4.3.3.1	Elastični spekter pospeškov	. 64
	4.3.3.2	Projektni spekter odziva za mejno stanje velikih poškodb (SD)	. 69
4.4	Dim	enzioniranje sovprežne plošče	. 71
4.5	Dim	enzioniranje gravitacijskih okvirov in sekundarnih nosilcev	. 71
4.:	5.1	Sekundarni nosilci	. 71
4.:	5.2	Primarni nosilci	. 72
4.:	5.3	Stebri gravitacijskih okvirov	. 72
4.6	Stati	čna analiza momentnih okvirov	. 73
4.	6.1	Računski model	. 73
4.	6.2	Vplivi na momentne okvire	. 75
4.	6.3	Kombinacije vplivov	. 78
4.	6.4	Nepopolnosti pri globalni analizi okvirov	. 79
4.	6.5	Rezultati statične analize	. 80
4.7	Potr	esna analiza momentnih okvirov	. 81
4.′	7.1	Računski model	. 81
4.′	7.2	Potresni vpliv	. 81
4.′	7.3	Vpliv naključne torzije	. 82
4.′	7.4	Kontrola vplivov teorije drugega reda	. 82
4.′	7.5	Kontrola etažnih pomikov	. 83
4.′	7.6	Primerjava vhodnih podatkov	. 83
4.′	7.7	Primer A - potresni vpliv po trenutno veljavnem standardu SIST EN 1998-1:2005	. 84
	4.7.7.1	Rezultati analize	. 84
	4.7.7.2	FREEDAM naprave	. 84
	4.7.7.3	Dimenzioniranje nosilcev	. 85
	4.7.7.4	Dimenzioniranje stebrov	. 86
	4.7.7.5	Kontrola vplivov TDR	. 91
	4.7.7.6	Kontrola etažnih pomikov	. 92
4.′	7.8	Primer B - potresni vpliv po prEN 1998-1, ko je znan $S\beta$, ref	. 93
	4.7.8.1	Rezultati analize	. 93
	4.7.8.2	FREEDAM naprave	. 93
	4.7.8.3	Dimenzioniranje nosilcev	. 93
	4.7.8.4	Dimenzioniranje stebrov	. 94
	4.7.8.5	Kontrola vplivov TDR	. 98
	4.7.8.6	Kontrola etažnih pomikov	. 99
4.′	7.9	Primer C - potresni vpliv po prEN 1998-1, ko je $S\beta$, ref neznan	. 99

VIF	RI		
5	ZAKLJU	ſČEK	
	4.8.2.7	FREEDAM D1/IPE400/0,30	
	4.8.2.6	FREEDAM D-2B/IPE600/0,40	
	4.8.2.5	FREEDAM D1/IPE300/0,40	
	4.8.2.4	FREEDAM D1/IPE300/0,60	
	4.8.2.3	FREEDAM D-2A/IPE400/0,60	
	4.8.2.2	FREEDAM D1/IPE360/0,40	
	4.8.2.1	FREEDAM D-2B/IPE550/0,40	
	4.8.2	Pregled rezultatov vozlišč steber-prečka s tornimi dušilci	
	4.8.1	Projektiranje spoja steber-prečka s tornim dušilcem tipa D-2B	
4	.8 Dim	enzioniranje FREEDAM spojev	
	4.7.10	Pregled rezultatov potresne analize	
	4.7.9.6	Kontrola etažnih pomikov	
	4.7.9.5	Kontrola vplivov TDR	
	4.7.9.4	Dimenzioniranje stebrov	
	4.7.9.3	Dimenzioniranje nosilcev	
	4.7.9.2	FREEDAM naprave	
	4.7.9.1	Rezultati analize	

KAZALO SLIK

Slika 2.1: Test spoja s tornim dušilcem z VFC-konfiguracijo in HFC-konfiguracijo, ([4], str. 20)	4
Slika 2.2: Krivulja sile trenje v odvisnosti od pomika tornega dušilca ([4], str. 80)	5
Slika 2.3: Vozlišča s sposobnostjo samo-centriranja, opremljena s tornim dušilcem ([4], str. 21)	5
Slika 2.4: 3D pogled in tloris referenčne stavbe ([4], str. 146)	6
Slika 2.5: Računski model jeklene stavbe, opremljene s FREEDAM spoji v Salernu, ki je trenutr	no v
izgradnji v okviru demonstracijskega projekta DREAMERS ([8], str. 93)	6
Slika 3.1: Karta potresne nevarnosti Slovenije iz leta 2001 [7]	11
Slika 3.2: Nova karta potresne nevarnosti Slovenije – projektni pospešek tal na trdnih tleh (tip tal A) za
povratno dobo 475 let [9]	11
Slika 3.3: Karta razlik med vrednostmi trenutno veljavnega in novega projektnega pospeška	ı tal
([10], str. 104)	12
Slika 3.4: Oblika elastičnega spektra odziva, na abscisi uporabljeno logaritemsko merilo ([2], str.	44)
	15
Slika 3.5: Definicija rotacije nosilca θ v momentnem okviru ([2], str. 75)	28
Slika 3.6: Definicija psevdo-plastične rotacije θp v območju plastičnega členka ([3], str. 159)	29
Slika 3.7: Količniki trenja v odvisnosti od skupnega pomika za material M4 ([4], str. 63)	31
Slika 3.8: Panel stojine stebra, omejen s pasnicama stebra in vodoravnimi ojačitvami ([3], str. 158)	32
Slika 3.9: Vertikalna (a) in horizontalna (b) konfiguracija dušilca v FREEDAM spoju ([4], str. 70)	37
Slika 3.10: Projektni vplivi za načrtovanje nedisipativnih komponent ([4], str. 209)	40
Slika 3.11: Deformiranje spojev steber-prečka pri potresnem projektnem stanju ([4], str. 209)	40
Slika 3.12: Sile v vijakih, ki povezujejo vuto na spodnjo pasnico prečke ([4], str. 210)	41
Slika 3.13: Geometrija vute v spoju steber-prečka opremljen s tornim dušilcem ([14], str. 16)	42
Slika 3.14: Mejna rotacijska kapaciteta vozlišča, opremljenega s tornim dušilcem ([4], str. 211)	42
Slika 3.15: Geometrija T-elementa v spoju steber-prečka opremljen s tornim dušilcem ([4], str. 213) 45
Slika 3.16: Razmaki med elementi spoja steber-prečka opremljen s tornim dušilcem ([4], str. 213)	47
Slika 3.17: Geometrija L-elementov v spoju steber-prečka opremljen s tornim dušilcem ([4], str. 2	214)
	48
Slika 3.18: Geometrija stojine L-elementa ([14], str. 19)	49
Slika 3.19: Predvidena pozicija plastičnega členka v prečki ([4], str. 215)	50
Slika 3.20: Detajl priključka dodatne pločevine ob stojini stebra ([3], str. 297)	52
Slika 3.21: Shematski prikaz možnih pozicij dodatnih ojačitev stebra ([4], str. 215)	53
Slika 3.22: Standardizirane FREEDAM naprave ([4], str. 224)	54
Slika 3.23: Glavne geometrijske karakteristike FREEDAM naprave	56
Slika 3.24: Primer uporabe aplikacije " <i>Freedam</i> +"	57
Slika 4.1: Elastični spekter odziva pri 5 % viskoznem dušenju po trenutno veljavnem standardu EC	865
Slika 4.2: Spektralna pospeška $S\alpha$, ref in $S\beta$, ref za Ljubljano (tla vrste A in povratna doba 475 let)) [9]
	65
Slika 4.3: Vodoravni elastični spekter odziva za mejni stanji SD (pri znanem $S\beta$, ref) in DL po nov	vem
osnutku predloga prEN 1998-1-1 za Ljubljano ter tip tal B	67
Slika 4.4: Vodoravni elastični spekter odziva za mejni stanji SD (pri neznanem $S\beta$, ref) in DL po nov	vem
osnutku predloga prEN 1998-1-1 za Ljubljano ter tip tal B	68
Slika 4.5: Primerjava elastičnih spektrov pospeškov za mejno stanje SD, definiranih po trenu	utno
veljavnem in po novi verziji osnutka standarda EC8 za Ljubljano ter tip tal B	68
Slika 4.6: Projektni spekter $Sd(T)$ po trenutno veljavnem SIST EN 1998-1:2006 za DC2 in DC3	69

Slika 4.7: Reducirani spekter odziva za mejno stanje SD za razreda duktilnosti DC2 in DC3, z in	brez
spodnje meje (pri znanem <i>Sβ</i> , <i>ref</i>)	70
Slika 4.8: Reducirani spekter odziva za mejno stanje SD za razreda duktilnosti DC2 in DC3, z in	brez
spodnje meje (pri neznanem $S\beta$, ref)	70
Slika 4.9: Medetažna konstrukcija ComFlor 60/0.9/S350 [26]	71
Slika 4.10: Tloris obravnavanega objekta z označeno vplivno površino za določitev potresnega vpl	iva v
X (a) in Y (b) smeri	74
Slika 4.11: Računski ravninski model momentnega okvira z nagnjenim stebrom v smeri X in Y	75
Slika 4.12: Vertikalne obtežbe na momentnem okviru v X in Y smeri (prikazane vrednosti so v k	cN in
zaokrožene na 1 decimalko)	77
Slika 4.13: Obtežni primer nadomestnih globalnih nepopolnosti za momentni okvir (RFEM)	80
Slika 4.14: Računski ravninski model okvira v smeri X in Y pri seizmičnem projektnem stanju	81

KAZALO PREGLEDNIC

Preglednica 3.1: Razredi potresnega vpliva glede na indeks maksimalne potresne obtežbe $S\delta$ [2]	7
Preglednica 3.2: Vrednosti koeficienta δ v odvisnosti razreda glede na posledice [3]	8
Preglednica 3.3: Kategorizacija tipov tal po predlogu novega standarda EC8 [2]	10
Preglednica 3.4: Referenčni spektralni pospeški $S\alpha$, 475 za opredelitev stopenj seizmičnosti [2]	12
Preglednica 3.5: Vrednosti parametrov, ki opisujejo elastični spekter odziva [2]	15
Preglednica 3.6: Vrednosti amplifikacijskih faktorjev $F\alpha$ in $F\beta$ za standardne tipe tal [2]	16
Preglednica 3.7: Amplifikacijski faktorji FT za enostavne topografske nepravilnosti [2]	16
Preglednica 3.8: Vrednosti φ za račun koeficientov za kombinacijo ψE , <i>i</i> [1]	20
Preglednica 3.9: Vrednosti faktorja materialne variabilnosti ωrm [3]	22
Preglednica 3.10: Projektne vrednosti koeficientov trenja za premaz tornih površin M4 [4]	30
Preglednica 3.11: Vrednosti ročic z glede na izbrani profil prečke IPE in nivo izkoriščenosti prečl	ke v
upogibu <i>m</i> ([4], str. 207)	38
Preglednica 3.12: Parametri predkvalificiranih FREEDAM spojev ([4], str. 223)	54
Preglednica 3.13: Seznam FREEDAM naprav s premazom tornih površin M4, glede na profil pre	ečke
IPE in izbrani nivo izkoriščenosti prečke v upogibu [15]	56
Preglednica 4.1: Lastna teža medetažne konstrukcije	60
Preglednica 4.2: Stalna obtežba medetažne konstrukcije	61
Preglednica 4.3: Stalna obtežba strešne konstrukcije	61
Preglednica 4.4: Lastna teža fasade	61
Preglednica 4.5: Koristna obtežba medetažne konstrukcije	62
Preglednica 4.6: Koeficienti zunanjega tlaka cpe in zunanji tlaki na stenah we	63
Preglednica 4.7: Koeficienti notranjega tlaka <i>cpi</i> in notranji tlaki na stenah wi	63
Preglednica 4.8: Obtežba vetra w na stene z upoštevanjem notranjih tlakov oz. srkov	63
Preglednica 4.9: Koeficienti zunanjega tlaka cpe, 10 in zunanji tlaki na strehi we	64
Preglednica 4.10: Obtežba vetra w na strehi z upoštevanjem notranjih tlakov oz. srkov	64
Preglednica 4.11: Karakteristične vrednosti točkovnih sil na stebrih in prečkah momentnega okvin	ra v
smeri X	77
Preglednica 4.12: Karakteristične vrednosti točkovnih sil na stebrih momentnega okvira v smeri Y	77
Preglednica 4.13: Linijska obtežba vetra na stebre z upoštevanjem notranjih tlakov in srkov	78
Preglednica 4.14: Linijska obtežba vetra na strešne nosilce z upoštevanjem notranjih tlakov in srkov	v78
Preglednica 4.15: Obtežne kombinacije za statično analizo	79
Preglednica 4.16: Rezultati statične analize	80
Preglednica 4.17: Mase etaž	82
Preglednica 4.18: Primerjava vhodnih parametrov za potresno analizo momentnih okvirov v smeri X	X za
tri različne primere	83
Preglednica 4.19: Primerjava vhodnih parametrov za potresno analizo momentnih okvirov v smeri V	Y za
tri različne primere	84
Preglednica 4.20: Osnovna geometrija FREEDAM naprave tipa D1 in D2-B (primer A)	85
Preglednica 4.21: Osnovne lastnosti FREEDAM spojev za momentni okvir v smeri X (primer A)	85
Preglednica 4.22: Osnovne lastnosti FREEDAM spojev za momentni okvir v smeri Y (primer A)	85
Preglednica 4.23: Kontrole nosilcev momentnega okvira v smeri X za DC2 in DC3 (primer A)	85
Preglednica 4.24: Kontrole nosilcev momentnega okvira v smeri Y za DC2 in DC3 (primer A)	86
Preglednica 4.25: Faktorji dodatne nosilnosti Ωd momentnega okvira v smeri X za DC3 (primer A)) 86
Preglednica 4.26: Faktorji dodatne nosilnosti Ωd momentnega okvira v smeri Y za DC3 (primer A)) 87

Preglednica 4.27: Vpliv osne sile na upogibno nosilnost prereza stebrov momentnih okvirov v X in Y smeri za DC2 in DC3 (primer A) 87 Preglednica 4.28: Kontrole nosilnosti stebrov momentnega okvira v smeri X za DC2 (primer A) 87 Preglednica 4.29: Kontrola tlaka in striga v stebrih momentnega okvira v smeri X za DC3 (primer A) 88 Preglednica 4.30: Kontrola upogiba po enačbi (3.58) v stebrih okvira v smeri X za DC3 (primer A) 88 Preglednica 4.31: Kontrola tlaka in striga v stebrih momentnega okvira v smeri Y za DC3 (primer A) 88 Preglednica 4.32: Kontrola upogiba po enačbi (3.58) v stebrih okvira v smeri Y za DC3 (primer A) 89 Preglednica 4.33: Kontrola nosilnosti strižnega panela stojine zunanjih stebrov za primer A 91 91 Preglednica 4.34: Kontrola nosilnosti strižnega panela stojine notranjih stebrov za primer A 91 Preglednica 4.35: Kontrola TDR za momentni okvir v smeri X in Y za DC2 (primer A) Preglednica 4.36: Kontrola TDR za momentni okvir v smeri X in Y za DC3 (primer A) 92 Preglednica 4.37: Omejitve etažnih pomikov v momentnem okviru v smeri X in Y za DC2 (primer A) 92 Preglednica 4.38: Omejitve etažnih pomikov v momentnem okviru v smeri X in Y za DC3 (primer A) 92 93 Preglednica 4.39: Osnovna geometrija FREEDAM naprave tipa D1 in D2-A (primer B) Preglednica 4.40: Temeljne karakteristike FREEDAM spojev za momentni okvir v smeri X (primer B) 93 Preglednica 4.41: Temeljne karakteristike FREEDAM spojev za momentni okvir v smeri Y (primer B) 93 93 Preglednica 4.42: Kontrole nosilcev momentnega okvira v smeri X za DC2 in DC3 (primer B) 94 Preglednica 4.43: Kontrole nosilcev momentnega okvira v smeri Y za DC2 in DC3 (primer B) Preglednica 4.44: Faktorji dodatne nosilnosti Ωd momentnega okvira v smeri X za DC3 (primer B) 94 Preglednica 4.45: Faktorji dodatne nosilnosti Ωd momentnega okvira v smeri Y za DC3 (primer B) 95 Preglednica 4.46: Vpliv osne sile na upogibno nosilnost prereza stebrov momentnih okvirov v X in Y smeri za DC2 in DC3 (primer B) 95 Preglednica 4.47: Kontrole nosilnosti stebrov momentnega okvira v smeri X za DC2 (primer B) 95 Preglednica 4.48: Kontrola tlaka in striga v stebrih momentnega okvira v smeri X za DC3 (primer B) 96 Preglednica 4.49: Kontrola upogiba po enačbi (3.58) v stebrih okvira v smeri X za DC3 (primer B) 96 98 Preglednica 4.50: Kontrola nosilnosti strižnega panela stojine zunanjih stebrov za primer B 98 Preglednica 4.51: Kontrola nosilnosti strižnega panela stojine notranjih stebrov za primer B 98 Preglednica 4.52: Kontrola TDR za momentni okvir v smeri X in Y za DC2 (primer B) 98 Preglednica 4.53: Kontrola TDR za momentni okvir v smeri X in Y za DC3 (primer B) Preglednica 4.54: Omejitve etažnih pomikov v momentnem okviru v smeri X in Y za DC2 (primer B) 99 Preglednica 4.55: Omejitve etažnih pomikov v momentnem okviru v smeri X in Y za DC3 (primer B) 99 99 Preglednica 4.56: Osnovna geometrija FREEDAM naprave tipa D1 in D2-B (primer C) Preglednica 4.57: Lastnosti FREEDAM spojev za momentni okvir v smeri X za DC3 (primer C) 100 Preglednica 4.58: Lastnosti FREEDAM spojev za momentni okvir v smeri Y za DC3 (primer C) 100 Preglednica 4.59: Kontrole nosilcev momentnega okvira v smeri X za DC2 in DC3 (primer C) 100 Preglednica 4.60: Kontrole nosilcev momentnega okvira v smeri Y za DC2 in DC3 (primer C) 100 Preglednica 4.61: Faktorji dodatne nosilnosti Ωd momentnega okvira v smeri X za DC3 (primer C)101 Preglednica 4.62: Faktorji dodatne nosilnosti Ωd momentnega okvira v smeri Y za DC3 (primer C)101

107

Preglednica 4.63: Vpliv osne sile na upogibno nosilnost prereza stebrov momentnih okvirov v X smeri za DC2 in DC3 (primer C) 102

Preglednica 4.64: Kontrole nosilnosti stebrov momentnega okvira v smeri X za DC2 (primer C) 102 Preglednica 4.65: Kontrola tlaka in striga v stebrih momentnega okvira v smeri X za DC3 (primer C) 102

Preglednica 4.66: Kontrola upogiba po enačbi (3.58) v stebrih okvira v smeri X za DC3 (primer C) 103 Preglednica 4.67: Kontrola tlaka in striga v stebrih momentnega okvira v smeri Y za DC3 (primer C) 103

Preglednica 4.68: Kontrola upogiba po enačbi (3.58) v stebrih okvira v smeri Y za DC3 (primer C) 103 Preglednica 4.69: Kontrola nosilnosti strižnega panela stojine zunanjih stebrov v DC3 za primer C 105 Preglednica 4.70: Kontrola nosilnosti strižnega panela stojine notranjih stebrov v DC3 za primer C 105 Preglednica 4.71: Kontrola TDR za momentni okvir v smeri X in Y za DC2 (primer C) 106 Preglednica 4.72: Kontrola TDR za momentni okvir v smeri X in Y za DC3 (primer C) 106 Preglednica 4.73: Omejitve etažnih pomikov v momentnem okviru v smeri X in Y za DC2 (primer C) 106

Preglednica 4.74: Omejitve etažnih pomikov v momentnem okviru v smeri X in Y za DC3 (primer C) 107

Preglednica 4.75: Izvleček rezultatov potresne analize momentnih okvirov

SIMBOLI

Velike latinske črke

A	nadmorska višina kraja [m]
A_{Ed}	projektna vrednost vpliva potresa
A_s	računski prerez skozi del stebla vijaka z navojem
A_{vc}	površina strižnega prereza stebra
C _e	koeficient izpostavljenosti
C_{my}	faktor nadomestnega upogibnega momenta
C_t	toplotni koeficient
Ε	modul elastičnosti jekla
F _{ap,C}	zahtevana sila prednapetja
F_b	celotna potresna sila, definirana za vsako od obeh glavnih smeri (na mestu vpetja)
$F_{i,j}$	vodoravna potresna sila v etaži i
F _{net}	projektna nosilnost neto prečnega prereza
$F_{p,0}$	projektna vrednost začetne sile prednapetja
$F_{p,lt}$	projektna vrednost dolgoročne sile prednapetja
F _{slip,Rd}	projektna torna nosilnost dušilca ob zdrsu
F_T	amplifikacijski faktor, odvisen od topografije tal
F _{wb,Rd}	projektna nosilnost neojačane stojine prečke
F_{α}	amplifikacijski faktor tal kratkih nihajnih časov
F_{eta}	amplifikacijski faktor tal za srednje dolge nihajne čase ($T = T_{\beta}$)
G	strižni modul jekla
$G_{k,j}$	karakteristična vrednost stalnega vpliva j
Н	referenčna globina za izračun $v_{s,H}$
H ₈₀₀	globina skale ali druga skali podobna geološka formacija, kjer je v_s večja od 800 m/s
L	svetli razpon nosilca med pasnicama stebrov
L _e	strižna dolžina enaka M _{slip,max,Cd} /V _{slip,max,Cd}
L _{i,j}	tlorisna dimenzija j-te etaže, pravokotna na smer potresnega vpliva v smeri i
L _{slot,h}	dolžina podaljšanih lukenj v horizontalni smeri v stojini vute spoja s tornim dušilcem
$L_{slot,v}$	dimenzija podaljšanih lukenj v vertikalni smeri v stojini L-elementov spoja steber-
	prečka, opremljenim s tornim dušilcem
M _{cr}	elastični kritični moment bočne zvrnitve
M_{Ed}	največji upogibni moment v spoju steber-prečka
$M_{i,j}$	torzijski moment okrog navpične osi v <i>j</i> -ti etaži, v smeri potresnega vpliva <i>i</i>
$M_{Ed,G}$	upogibni moment v nosilcu zaradi težnostnih sil v potresni obtežni kombinaciji
M _{Ed,i}	projektna vrednost upogibnega momenta v nosilcu i iz analize za potresno projektno stanje
$M_{pl,fc,Rd}$	projektna plastična upogibna nosilnost pasnice stebra
$M_{pl,st,Rd}$	projektna plastična upogibna nosilnost prečne ojačitve stebra
$M_{r,i}$	referenčna vrednost momenta privijanja prednapetih vijakov
M _{slip}	efektivna upogibna nosilnost FREEDAM spoja ob zdrsu tornega dušilca
M _{slip,max,Cd}	projektni upogibni moment za projektiranje nedisipativnih komponent v spoju steber- prečka, opremljenim s tornim dušilcem

M _{slip,Rd}	projektna upogibna nosilnost ob zdrsu tornega dušilca	
N _{cr,y}	elastična kritična sila za upogibni uklona okoli osi y-y	
N _{cr,y}	elastična kritična sila za upogibni uklona okoli osi z-z	
N _{Ed}	projektna vrednost osne sile iz analize za projektno stanje	
$N_{Ed,E}$	osna sila zaradi projektnih potresnih vplivov potresnega projektnega stanja	
N _{Ed,G}	projektna vrednost osne sile zaradi nepotresnih vplivov, vključenih v kombinacijo vplivov pri potresnem projektnem stanju	
P _{tot}	celotna sila težnosti v obravnavani etaži in nad njo, ki je upoštevana pri potresnem projektnem stanju	
$Q_{k,1}$	karakteristična vrednost prevladujočega spremenljivega vpliva 1	
$Q_{k,i}$	karakteristična vrednost spremljajočega spremenljivega vpliva i	
S	faktor tal	
$S_e(T)$	elastični spekter odziva	
$S_r(T)$	reducirani spekter odziva	
$S_r(T_1)$	ordinata v reduciranem spektru pri nihajnem času T_1	
S_{α}	vrednost največjega spektralnega pospeška na platoju elastičnega spektra odziva z upoštevanjem 5 % kritičnega dušenja	
$S_{\alpha,ref}$	vrednost spektralnega pospeška S_{α} za tip tal A in povratno dobo T_{ref}	
$S_{\alpha,475}$	referenčni spektralni pospešek za tip tal A in povratno dobo 475 let	
$S_{\alpha,RP}$	vrednost spektralnega pospeška S_{α} za tip tal A in poljubno povratno dobo	
S_{eta}	vrednost spektralnega pospeška odziva pri nihajnem času T_{β} , z upoštevanjem 5 % kritičnega dušenja	
$S_{\beta,ref}$	vrednost spektralnega pospeška S_{β} pri nihajnem času $T_{\beta} = 1$ s za tip tal A in povratno doba T_{β}	
C		
$S_{\beta,RP}$	vrednost spektralnega pospeska S_{β} za tip tal A in poljubno povratno dobo	
S_{δ}	indeks maksimalne potresne obtežbe	
T_1	osnovni nihajni čas stavbe	
V _{Ed}	projektna vrednost prečne sile iz analize za potresno projektno stanje	
V _{Ed,G}	projektna vrednost prečne sile v nosilcu zaradi nepotresnih vplivov, vključenih v kombinacijo vplivov pri potresnem projektnem stanju	
V _{Ed,M}	projektna vrednost prečne sile, zaradi delovanja upogibnega momenta ob zdrsu $M_{slip,Rd,A}$ in $M_{slip,Rd,B}$, z nasprotnima predznakoma na obeh koncih nosilca A in B	
$V_{pl,Rd}$	projektna plastična strižna nosilnost	
V _{slip,max,Cd}	projektna strižna sila za načrtovanje nedisipativnih komponent v spoju steber-prečka, opremljenim s tornim dušilcem	
Vtot	celotna prečna sila v etaži v potresnem projektnem stanju	
VwhPd	nosilnost strižnega panela stojine proti lokalnemu izbočenju	
Vum Ed	projektna strižna sila v panelu stojine stebra, izračunana ob upoštevanju plastične	
• wp,Еа	upogibne nosilnosti ob zdrsu v območjih sipanja potresne energije	
$V_{wp,Rd}$	projektna vrednost plastične strižne nosilnosti panela stojine stebra	
$V_{wp,Rd,add}$	povečanje vrednosti strižne nosilnosti panela stojine stebra, zaradi namestitev prečnih ojačitev v stojini stebra (v tlačni in natezno coni)	

Male latinske črke

 a_{gR} referenčna vrednost največjega pospeška tal za tip tal A

b _{eff}	sodelujoča dolžina nadomestnega T-elementa v spoju s tornim dušilcem
b _{hw,sup}	celotna dolžina vute v spoju steber-prečka, opremljenim s tornim dušilcem
d	premer vijaka
d_{h}	višina prečnega prereza najvišjega izmed priključenih nosilcev v spoju steber-prečka
d_c	višina prečnega prereza stebra v spoju steber-prečka, opremljenim s tornim dušilcem
d_r	projektni etažni pomik, določen kot razlika med povprečnima vodoravnima pomikoma d_s
	na vrhu in na dnu obravnavane etaže
d_{s}	pomik točke konstrukcijskega sistema, zaradi projektnega potresnega vpliva
d_{rDL}	projektni etažni pomik pri mejnem stanju zmernih poškodb (DL), definiran z razliko med
1,00	povprečnima horizontalnima pomikoma d_s na vrhu in na dnu obravnavane etaže
$d_{r,SD}$	projektni etažni pomik pri mejnem stanju velikih poškodb (SD), definiran z razliko med
. ,= =	povprečnima horizontalnima pomikoma d_s na vrhu in na dnu obravnavane etaže
e _{min.i.i}	minimalna ekscentričnost mase, izmerjena pravokotno glede na obravnavano smer i potresa
$e_{0,i,i}$	naravna ekscentričnost mase <i>j</i> -te etaže
f_h	razmerje med $S_{\beta,ref}$ in $S_{\alpha,ref}$
$f_{\rm v}$	nazivna (karakteristična) vrednost napetosti tečenja
f _u	nazivna (karakteristična) vrednost natezne trdnosti
fub	nazivna (karakteristična) vrednost natezne trdnosti vijakov
gap ₁	velikost razmaka med stebrom in prečko v spoju s tornim dušilcem
gap_2	velikost razmaka med robom stojine L-elementa in stojine vute v spoju, opremljenim s
	tornim dušilcem
h	etažna višina
h _{eff}	sodelujoča višina nadomestnega L-elementa v spoju s tornim dušilcem
h_{Lf}	višina L-elementa v spoju steber-prečka s tornim dušilcem
h_t	ročica upogibnega momenta, izražena z vertikalno razdaljo med točko rotacije in težiščem
	vijačenega spoja, ki sestavlja torni dušilec
h_{Tf}	višina pasnice T-elementa v spoju s tornim dušilcem
k	naklon krivulje potresne nevarnosti, ki običajno znaša 3
k_m	vrednost k-faktorja, glede na k-razred za določitev referenčne vrednosti momenta privijanja
	prednapetih vijakov tornega dušilca
k_{yy}	interakcijski faktor pri tlačno in upogibno obremenjenih elementih
$k_{ heta}$	amplifikacijski faktor za upoštevanje TDR, s katerim se poveča potresni vpliv
т	število stebrov v eni vrsti
\overline{m}	nivo izkoriščenosti prečke v upogibu v vozlišču steber-prečka s tornim dušilcem
m_i	masa etaže i
n_b	število vijakov v spoju steber-prečka opremljen s tornim dušilcem
n_s	število kontaktnih površin v spoju steber-prečka, opremljenim s tornim dušilcem
q	faktor obnašanja
q_b	osnovni tlak vetra [Pa]
q_D	komponenta faktorja obnašanja, ki upošteva deformacijsko kapaciteto konstrukcije in njeno
	sposobnost sipanja energije
q_p	največji tlak pri sunkih vetra
q_R	komponenta faktorja obnašanja, ki upošteva dodatno nosilnost zaradi prerazporeditve
	učinka potresnega vpliva v statično nedoločenih konstrukcijah
q_S	komponenta taktorja obnašanja, ki zajema vpliv dodatne nosilnosti
S	obtežba snega na strehi [kN/m ²]

s _h	razdalja med tornim dušilcem in središčno osjo stebra
S _k	karakteristična obtežba snega na tleh na določenem kraju [kN/m ²]
t _{b,f}	debelina pasnice najvišjega izmed priključenih nosilcev v spoju steber-prečka opremljen s tornim dušilcem
$t_{c,f}$	debelina pasnice stebra
t_{hf}	debelina pasnice vute v spoju steber-prečka, opremljenim s tornim dušilcem
t_L	debelina pločevin L-elementov v spoju s tornim dušilcem
t _{swp}	debelina dodatne pločevine ob stojini stebra v spoju steber-prečka opremljen s tornim dušilcem
t_{Tf}	debelina pasnice T-elementa v spoju steber-prečka s tornim dušilcem
t_{Tw}	debelina stojine T-elementa v spoju s tornim dušilcem
t_w	debelina stojine jeklenega profila;
$v_{b,0}$	temeljna vrednost osnovne hitrosti vetra [m/s]
v_b	osnovna hitrost vetra [m/s]
v_i	vrednost v_s <i>i</i> -te zemeljske plasti
v_s	hitrost širjenja strižnih (S) valov
$v_{s,H}$	povprečna vrednost hitrosti strižnega valovanja v_s do globine H
$v_{s,30}$	povprečna vrednost hitrosti strižnega valovanja v_s v zgornjih 30 m profila tal
We	tlak vetra na zunanje ploskve stavbe [kN/m ²]
Wi	tlak vetra na notranje ploskve stavbe [kN/m ²]

Male grške črke

α	naklon strehe, merjen glede na vodoravnico [°]
α_{cr}	faktor povečanja projektne obtežbe, s katerim se doseže elastična kritična obtežba
	konstrukcije pri globalni uklonski obliki
α_h	redukcijski faktor višine stebrov
α_m	redukcijski koeficient števila stebrov v eni vrsti
β	faktor, ki določa spodnjo mejo pri vodoravnem projektnem spektru
γ	specifična teža materiala [kN/m ³]
ŶG	delni faktor za stalne vplive
Υ _{G,j}	delni faktor za stalni vpliv j
Υls,cc	faktor pomembnosti, povezan z določenim mejnim stanjem in razredom posledic stavb
γ _{lt}	koeficient, ki zajema izgubo sile prednapetja v življenjski dobi konstrukcije (za
	FREEDAM dušilce s premazom tornih površin M4 je enak $\gamma_{lt} = 1,15$)
Ym	delni faktor za lastnosti materiala
Ŷmf	delni varnostni faktor (za FREEDAM dušilce s premazom tornih površin M4 velja
	$\gamma_{Mf} = 1,162)$
<i>Үм</i> о	delni faktor odpornosti prečnega prereza ne glede na razred kompaktnosti ($\gamma_{M0} = 1,00$)
γ_{M1}	delni faktor odpornosti proti nestabilnosti elementov ($\gamma_{M1} = 1,00$)
<i>Y</i> _{M2}	delni faktor odpornosti proti pretrgu neto prereza v nategu ($\gamma_{M2} = 1,25$)
γ_Q	delni faktor za spremenljive vplive
Υ _{Q,i}	delni faktor za spremenljivi vpliv i
δ	faktor, s katerim se upošteva vpliv naključne torzije pri simetrični razporeditvi
	vodoravnih togosti in mas
δ_d	projektni horizontalni pomik tornega dušilca

η	korekcijski faktor, ki upošteva vpliv dušenja z referenčno vrednostjo $\eta=1$ pri 5 % dušenju
θ	koeficient občutljivosti za medetažni pomik
$ heta_p$	psevdo-plastični zasuk, zaradi projektnega hoda tornega dušilca, s katerim je opremljen spoj
θ_{slip}	rotacija, ki se pojavi ob začetku zdrsa spoja
θ_{μ}	mejna največja rotacija, ki se razvije pri največjem zdrsu tornega dušilca
λ	relativna vitkost
$\bar{\lambda}_{LT}$	relativna vitkost pri bočni zvrnitvi
λ_{ns}	koeficient občutljivosti pomožnih (nekonstrukcijskih) elementov na etažni pomik
λ_s	koeficient, ki predstavlja omejitev etažnega pomika za različne vrste konstrukcij (pri SD)
$\bar{\mu}_d$	povprečna vrednost dinamičnega koeficienta trenja
$\bar{\mu}_{d.k.lower}$	spodnja meja (5 % percentil) dinamičnega koeficienta trenja
$\mu_{s,lower}$	spodnja meja (5 % percentil) statičnega koeficienta trenja (za FREEDAM dušilce s premazom tornih površin M4 se privzame vrednost $\mu_{s,lower} = 0,69$)
$\mu_{s,upper}$	zgornja meja (95 % percentil) statičnega koeficienta trenja
ν	Poissonov količnik za elastično območje
ϕ	nadomestna globalna nepopolnost v smislu naklona stebrov
$\phi_{\scriptscriptstyle O}$	osnovna vrednost globalne nepopolnosti
Xy	redukcijski faktor za uklon (os y-y)
Xz	redukcijski faktor za uklon (os z-z)
χ_{LT}	redukcijski faktor bočne zvrnitve
Ψ	razmerje robnih momentov
ψ	redukcijski koeficient, ki zmanjšuje obrabo kontaktnih površin in/ali preprečuje efekt lepenja in zdrsa (če so torne pločevine FREEDAM dušilcev premazane z M4 velja $uh \le 1.00$ in $uh \ge 0.40$ ne glede na vrsto premaza)
ψo	$\varphi = 1,00 \text{ m} \varphi = 0,10 \text{ m} \text{ greate m}$ faktor za kombinacijsko vrednost spremenljivega vpliva
Ω_{cd}	faktor dodatne nosilnosti tornih dušilcev (za FREEDAM dušilce velia $\Omega_{cd} = 1.56$)
Ω_d	projektni faktor dodatne nosilnosti prečke v spoju steber-prečka opremljen s tornimi
u	dušilci. V razredu duktilnosti DC3 velja $\Omega_{dyn} \ge 1,0$)
Ω_{dym}	materialni koeficient, ki zajema razliko med statičnimi in dinamičnimi tornimi koeficienti
uyn	(za premaz tornih površin M4 velja $\Omega_{dvn} = 1,0$).
ω_{rm}	faktor dodatne nosilnosti materiala v disipativnih območjih (za FREEDAM dušilce se
	privzame vrednost $\omega_{rm} = 1,50$)
ω_{sh}	faktor, ki upošteva utrjevanje materiala v conah sipanja potresne energije

KRATICE IN SLOVAR TUJK

AFC	"Asymmetrical Friction Connections" - nesimetrični torni stiki
AFD	"Asymmetric Friction Dampers" – nesimetrični torni dušilci
ARSO	Agencija Republike Slovenije za okolje
CCi	"Consequence class" – razred glede na posledice ($i = 1, 2 \text{ ali } 3$)
DC2	2. razred duktilnosti
DC3	3. razred duktilnosti
DL	"Damage Limitation" – mejno stanje zmernih poškodb
EC8	standard Evrokod 8
ETA	"The European Technical Assessment" – evropsko tehnična ocena
FREEDAM	"FREE from DAMage steel connections" – spoji v katerih ne pride do razvoja poškodb
GeoZS	Geološki zavod Slovenije
LS	"Limit state" – mejno stanje
MRF	"Moment Resisting Frames" – momentni okviri
MSN	Mejno stanje nosilnosti
MSU	Mejno stanje uporabnosti
NC	"Near Collapse" – mejno stanje blizu porušitve
OP	"Fully Operational" – operativno stanje
PGA	"Peak Ground Acceleration" - projektni (vršni) pospešek tal, ki predstavlja največjo
	absolutno vrednost pospeška na prostem površju
PGD	"Peak Ground Displacement" – največji pomik tal
PGV	"Peak Ground Velocity" – največja hitrost tal
SC-DC	"Self Centering – Dissipative Connections) – vozlišča s sposobnostjo samo-centriranja
	in s sposobnostjo sipanja potresne energije
SD	"Significant damage" – mejno stanje velikih poškodb
SDOF	"Single Degree Of Freedom" – sistem z eno prostostno stopnjo
SFC	"Symmetrical Friction Connections" – simetrični torni stiki
SFD	"Symmetric Friction Damper" – simetrični torni dušilci
SHJ	"Sliding Hinge Joint" – vozlišča z drsnim členkom
SLS	"Serviceability limit state" – MSU
TDR	teorija drugega reda
ULS	"Ultimate limit state" – MSN

»Ta stran je namenoma prazna.«

1 UVOD

V sodobnem gradbenem inženirstvu se varnost konstrukcij obravnava kot ena izmed najpomembnejših vidikov gradnje, še posebej na območjih, ki so izpostavljena potresni nevarnosti, kot je Slovenija. V tem kontekstu je raziskovanje in implementacija novih dognanj in smernic za potresnoodporno projektiranje, nujna za zagotavljanje trajne in zanesljive gradnje. Nova spoznanja so temelj za pripravo nove različice Evrokoda 8, ki je trenutno v fazi priprave in bo nadomestila trenutno veljavni standard EN 1998-1:2005 [1]. Novi osnutek predloga standarda je strukturiran v dva osnovna dela. Prvi del, prEN1998-1-1:2021 [2], zajema splošna pravila in opredeljuje potresne vplive, medtem ko drugi del, prEN1998-1-2:2021 [3], vsebuje specifična pravila za različne konstrukcijske materiale in elemente, ustrezne za stavbe.

Magistrsko delo je osredotočeno na projektiranje jeklene stavbe, s poudarkom na učinkovitem sipanju potresne energije v spojih, ki so opremljeni s tornimi dušilci. Naloga je grobo razdeljena na dva osrednja dela. Prvi del vključuje pravila za definiranje potresnega vpliva in zahteve za projektiranje jeklenih momentnih okvirov po novi verziji Evrokoda 8, ter priporočila za dimenzioniranje spojev, opremljenih s tornimi dušilci, na podlagi informativnega dokumenta FREEDAM PLUS [4]. Drugi del se posveti računski analizi 5-etažne jeklene stavbe in spojev steber-prečka s t. i. FREEDAM dušilci.

V drugem poglavju je predstavljen osnovni koncept FREEDAM vozlišč, ki so bila raziskana v okviru evropskega raziskovalnega projekta FREEDAM – FREE from DAMage steel connections. V evropskem projektu FREEDAM PLUS pa se je znanje, pridobljeno v okviru raziskovalnega projekta FREEDAM, pripravilo za uporabo v inženirski praksi. Pri tem sta nastala dva dokumenta [4] in [5], v katerih so opisani rezultati eksperimentalnih testov FREEDAM dušilcev in vozlišč, rezultati numeričnih simulacij po metodi končnih elementov z uporabo numeričnih modelov tornih dušilcev, ter priporočila in smernice za projektiranje s konkretnimi računskimi primeri. Zaradi pomembnosti rezultatov projekta FREEDAM se je tako s strani UL FGG pripravil slovenski prevod informativnega dokumenta [4], ki v magistrskem delu predstavlja ključno literaturo.

Pravila in načrtovanje vozlišč steber-prečka, opremljenih s tornimi dušilci so v tretjem poglavju predstavljena v skladu z informativnim dokumentom FREEDAM PLUS [4]. Ta dokument je dodatek k osnovnim zahtevam novega standarda prEN1998-1-1:2021 [2] in prEN1998-1-2:2021 (poglavje 11.9 in dodatek E) [3]. Med izdelavo magistrskega dela je izšla nova delovna verzija drugega dela standarda prEN1998-1-2:2022, ki uvaja nova priporočila glede projektiranja spojev s tornimi dušilci. Pomembno je poudariti, da spremembe predloga standarda prEN1998-1-2:2022 niso obravnavane v magistrskem delu.

V četrtem poglavju je izvedena ravninska analiza 5-etažne jeklene stavbe, pri kateri momentni okviri v obodnih ravninah prevzemajo horizontalne vplive. Opravljena je statična analiza momentnih okvirov v mejnem stanju nosilnosti (MSN) v skladu s standardom EN1993-1 [6], katere rezultati so bili podlaga za nadaljnjo potresno analizo. Pri potresni analizi je upoštevan referenčni pospešek tal za Ljubljano, $a_{gR} = 0,25$ g, določen glede na trenutno veljavno karto potresne nevarnosti Slovenije [7]. Potresni vpliv je definiran za tri različne primere, in sicer po trenutno veljavnem standardu SIST EN 1998-1:2005, po predlogu novega standarda prEN 1998-1, ko je znan $S_{\beta,ref}$ ter po predlogu novega standarda prEN 1998-1, ko $S_{\beta,ref}$ ni poznan, kjer $S_{\beta,ref}$ predstavlja referenčno spektralno vrednost pri času $T_{\beta} = 1$ s. Potresnoodporno dimenzioniranje momentnih okvirov je izdelano z uporabo ravninskega računskega modela s pomočjo pravil nove različice Evrokoda 8, v mejnem stanju velikih poškodb (SD) za razred duktilnosti DC3 in za razred duktilnosti DC2. Projektiranje tornih spojev z VFC- konfiguracijo, kjer je vuta postavljena pravokotno na pasnico prečke, je potekalo s komponento iterativno metodo v skladu z osmim poglavjem informativnega dokumenta FREEDAM PLUS [4]. Največje obremenitve v spojih so izračunane z upoštevanjem spektra za mejno stanje zmernih poškodb (DL). Na koncu tega poglavja so na kratko povzeti rezultati potresne analize momentnih okvirov in načrtovanja spojev steber-prečka s FREEDAM napravami, kateri detajli so prikazani v prilogi F.

Peto poglavje je namenjeno zaključku, zadnje poglavje pa vsebuje seznam uporabljenih virov.

2 SPOJI S TORNIMI DUŠILCI

2.1 Splošno

V zadnjih desetletjih so raziskovalci posvečali veliko pozornost razvoju spojev med stebrom in prečko, ki zmorejo skoraj brez poškodb prenesti močne potrese ("FREE from DAMage steel connections"). V okviru raziskovalnega evropskega projekta FREEDAM so bili razviti spoji opremljeni s tornimi dušilci, ki so sposobni sipati potresno energijo in so po potrebi lahko zamenljivi [5]. S tem so nadomestili običajna vozlišča (polno nosilne spoje), kjer območja sipanja energije predstavljajo krajišča prečk.

Eksperimentalno delo je v sklopu projekta FREEDAM razdeljeno na tri ravni: raven komponent, tj. preskušanje tornih dušilcev; raven vozlišč, tj. testiranje spoja med stebri in prečkami; globalno raven, tj. preizkušanje celotne konstrukcije stavbe. V nadaljevanju so povzete raziskave, ki so podrobneje opisane v informativnem dokumentu FREEDAM PLUS – Potresnoodporno projektiranje jeklenih konstrukcij s sipanjem v spojih brez poškodb [4].

2.2 FREEDAM dušilci

Z novo strategijo potresnega načrtovanja se s pristopom zamenjave prepreči nastanek poškodb v konstrukciji, saj so območja sipanja potresne energije prestavljena v vozlišča, opremljena s tornimi dušilci. Potresna energija se sipa preko trenja v torni napravi, medtem ko ostale komponente vozlišča in nosilni elementi ostanejo nepoškodovani.

Za zagotavljanje natančnega nadzora nad kakovostjo tornih oblog in procesom privijanja vijakov je ključno, da se celotni sestav FREEDAM spoja izdela v delavnici. Na gradbišču se ga nato privijači na nosilne elemente, to je na pasnico stebra in nosilca. Torno napravo je mogoče enostavno zamenjati. Vuta je s prednapetimi vijaki privijačena na pasnico prečke in preko tornih pločevin na L-elemente. Spoj se vrti okoli centra rotacije, ki je lociran v središču T-elementa, medtem ko se potresna energija sipa med drsenjem vute po tornih pločevinah. Dodatna prednost vute je v podaljšanju ročice, kar posledično zmanjša silo v torni napravi, ki je potrebna za izpolnjevanje zahtev pri MSU. Za nadzor torne nosilnosti dušilca je potrebno nadzorovati silo prednapetja vijakov in pravilno določiti torni koeficient materiala tornih oblog.

Koeficient trenja je odvisen predvsem od materialov, uporabljenih za torno napravo, ter od osnovnih triboloških lastnosti, kot so obdelava površine, trdota, strižna nosilnost in hrapavost. V drugem poglavju informativnega dokumenta so testi na tornih oblogah pokazali, da materiala M1 in M6 kažeta rahlo obnašanje lepenja in zdrsa, kar povzroča vibracije. Le material M4 (mehki material) ne izkazuje teh lastnosti, zato je uporabljen kot material tornih oblog pri FREEDAM dušilcih ([4], str 71).

2.3 FREEDAM vozlišča

Inovativna vozlišča steber-prečka so zasnovana tako, da med močnimi potresi z razliko od običajno polno ali delno nosilnih vozlišč, izpolnjujejo vsaj enega od naslednjih ciljev ([4], str. 30):

- zagotavljajo, da ostanejo elementi potresnoodpornega konstrukcijskega sistema v elastičnem območju (kot pri delno nosilnih spojih, kjer prečke ostanejo nepoškodovane);
- sipajo potresno energijo v posebej načrtovanih komponentah, ki jih je po močnih potresih enostavno zamenjati;

- zmanjšajo trajne deformacije izven navpičnice s samo-centriranjem sistema.

Za zagotovitev zgoraj navedenih zahtev se za t. i. pametna vozlišča lahko uporabi sledeče rešitve:

- vozlišča s potresnimi dušilci (histerezni dušilci, vozlišča opremljena z diagonalami s preprečenim uklonom, dušilci z iztiskanjem svinca, viskozni dušilci, dušilci na osnovi trenja);
- vozlišča s sposobnostjo samo-centriranja;
- vozlišča s kombinacijo dušilcev s sistemi samo-centriranja.

2.3.1 Ciklični odziv zunanjih in notranjih vozlišč

V okviru projekta FREEDAM so bila testirana vozlišča med stebri in prečkami, opremljena s FREEDAM spoji. Namen preiskav, ki so opisana v poglavju 3 informativnega dokumenta [4], je bil dokazati, da spoji učinkovito sipajo potresno energijo z minimalnimi poškodbami. Preizkusi so bili izvedeni v laboratoriju Univerze v Salernu (zunanja vozlišča) in v Univerzi v Coimbri (notranja vozlišča).

Preučevali sta se dve postavitvi simetričnih tornih spojev (SFC): horizontalna konfiguracija (HFC) in vertikalna konfiguracija (VFC). Kot je razvidno iz slike 2.1, je pri HFC-postavitvi vuta vzporedna s pasnico prečke, pri VFC-postavitvi pa je vuta pravokotna na pasnico prečke.



a) navpična postavitev (VFC)



b) vodoravna postavitev (HFC)

```
Slika 2.1: Test spoja s tornim dušilcem z VFC-konfiguracijo in HFC-konfiguracijo, ([4], str. 20)
```

Na podlagi raziskav spoj s tornim dušilcem z VFC-postavitvijo zagotavlja bolj simetričen histerezni odziv (slika 2.1). Pri vseh preizkusih so imele histerezne zanke idealizirano, pravokotno obliko, brez preščipanja in majno degradacijo sposobnosti sipanja energije, nosilnosti in togosti ([4], str. 88). Meritve so pokazale, da ustrezno načrtovani torni dušilci zagotavljajo sipanje energije, medtem ko drugi deli spoja (prečka, L in T-elementi) ostanejo brez pomembnih poškodb.



Slika 2.2: Krivulja sile trenje v odvisnosti od pomika tornega dušilca ([4], str. 80)

Poleg prej omenjenih prednosti predstavljajo FREEDAM spoji napredno rešitev za zmanjšanje neposrednih stroškov, kot so popravila spojev, in posrednih stroškov, ki nastanejo zaradi poškodb nekonstrukcijskih elementov (fasade, industrijska oprema, spuščeni stropi itd.) v primeru potresov.

2.3.2 Samo-centriranje konstrukcije

Pomembna pomanjkljivost FREEDAM spojev je, da torne naprave ne zagotavljajo samo-centriranja konstrukcije (glej poglavje 2.4). V poglavju 1.4 informativnega dokumenta je podan primer sistema s samo-centriranjem [4]. Sistem samo-centriranja se izvede s prednapetimi jeklenimi vrvmi, ki so vgrajene skozi stebre in sidrane na zunanji strani vozlišč (slika 2.3). Torne naprave pa so privijačene na pasnicah prečk.



Slika 2.3: Vozlišča s sposobnostjo samo-centriranja, opremljena s tornim dušilcem ([4], str. 21)

Sposobnost samo-centriranja je dosežena z ohranjanjem vrvi v elastičnem območju in s preprečitvijo tečenja pasnic prečk, kar se zagotovi z ojačitvenimi pločevinami prečk. Sila prednapetja se ohrani, kar omogoča, da se relativni zasuk spoja vrne na nič, ko se konstrukcija vrne v prvotni vertikalni položaj.

2.4 Psevdo-dinamični preizkus konstrukcije s FREEDAM spoji

V šestem poglavju informativnega dokumenta [4] so predstavljeni rezultati preizkusov jeklene konstrukcije, opremljene s tornimi vozlišči v dejanski velikosti. Psevdo-dinamični testi jeklene

dvonadstropne stavbe so bili izvedeni v laboratoriju Univerze v Salernu (STRENGHT). Referenčna stavba je imela v vsaki smeri štiri enopoljne momentne okvire z razponom 4 m, ostale prečke so bile členkasto pritrjene na stebre (slika 2.4).



Slika 2.4: 3D pogled in tloris referenčne stavbe ([4], str. 146)

Pri simulacijah potresov so FREEDAM vozlišča ostala skorajda nepoškodovana, kar pomeni, da je bil cilj načrtovanja spojev z nizkimi poškodbami dosežen. Plastificiral se je le del T-elementov blizu središča rotacije in L-elementov, ki povezujejo torni dušilec s pasnico stebra. Rezultati potrjujejo, da torne naprave ne zagotavljajo samo-centriranja konstrukcije, saj je konstrukcija po koncu preizkusov ostala trajno deformirana izven vertikale.

2.5 Kaj sledi?

Trenutno je v izvedbeni fazi demonstracijski projekt DREAMERS ("Design Research, implementation And Monitoring of Emerging technologies for a new generation of Resilient Steel buildings"), katerega namen je prikazati uporabnost in učinkovitost inovativnih FREEDAM spojev v realni konstrukciji. Cilj projekta je izgradnja jeklene dvonadstropne stavbe s površino 800 m² v kampusu Univerze v Salernu, katere gradnja se je začela jeseni leta 2023. Nosilna konstrukcija je sestavljena iz momentnih jeklenih okvirov, opremljenih s FREEDAM tornimi dušilci (slika 2.5).



Slika 2.5: Računski model jeklene stavbe, opremljene s FREEDAM spoji v Salernu, ki je trenutno v izgradnji v okviru demonstracijskega projekta DREAMERS ([8], str. 93)

3 POTRESNI VPLIV PO NOVEM EVROKODU 8

Vsebina tega poglavja so pravila in zahteve za projektiranje momentnih okvirov po novih osnutkih standardov prEN 1998-1-1:2021 [2] in prEN 1998-1-2:2021 [3]. Prav tako so predstavljena tudi pravila za načrtovanje spojev steber-prečka opremljenih s FREEDAM dušilci v skladu z informativnim dokumentom FREEDAM PLUS – Potresnoodporno projektiranje jeklenih konstrukcij s sipanjem v spojih brez poškodb [4].

3.1 Osnove projektiranja po predlogu novega standarda prEN 1998-1-1

3.1.1 Razredi potresnega vpliva

Po predlogu novega standarda prEN 1998-1-1 [2] je potrebno potresni vpliv kategorizirati skladno s preglednico 3.1, glede na vrednost indeksa maksimalnega potresnega vpliva S_{δ} , določenega z enačbo 3.1.

$$S_{\delta} = \delta \cdot F_{\alpha} \cdot F_T \cdot S_{\alpha,475} \tag{3.1}$$

kjer so:

δ	koeficient, odvisen od razreda glede na posledice (preglednica 3.1);
F_{α}	amplifikacijski faktor tal kratkih nihajnih časov;
F_T	amplifikacijski faktor, odvisen od topografije tal;
$S_{\alpha,475}$	referenčni spektralni pospešek za tip tal A in povratno dobo 475 let.

Preglednica 3.1: Razredi potresnega vpliva glede na indeks maksimalne potresne obtežbe S_{δ} [2]

Razredi potresnega vpliva	Razpon indeksa S_{δ} [m/s ²]
zelo nizko	$S_{\delta} < 1,30$
nizko	$1,30 \le S_{\delta} < 3,25$
srednje	$3,25 \le S_{\delta} < 6,50$
visoko	$S_{\delta} \ge 6,50$

Kategorizacija v razrede seizmičnosti vpliva na določitev tipa tal, določitev povečevalnih faktorjev kratkih in srednje dolgih nihajnih časov (F_{α} , F_{β}), na kriterije pri projektiranju itd. V trenutno veljavnem EC8 razredi potresne obtežbe niso definirani, omenjena sta le nivoja zelo nizke in nizke seizmičnosti.

3.1.2 Razredi glede na posledice

Razredi glede na posledice odpovedi ali slabega delovanja konstrukcije CC1, CC2 in CC3, so v novem predlogu standarda prEN1998 opredeljeni skladno s standardom SIST EN 1990:2021. Pri tem je lahko razred CC3 ločen na dva podrazreda, CC3-a in CC3-b, odvisno od pomena objektov za javno varnost in civilno zaščito v primeru potresa. V primeru, da merila za razvrščanje obravnavanega objekta niso definirana se objekt klasificira v razred CC2 [2]. Pri tem je koeficient δ enak 1,0, kot je razvidno iz preglednice 3.2.

Preglednica 3.2: V	Vrednosti koeficienta d	δ v odvisnosti	razreda glede na	posledice [[3]	
		• • • • • • • • • • • • • • • • • • • •	O			

	Razredi glede na posledice			
3	CC1	CC2	ССЗ-а	CC3-b
0	0,60	1,00	1,25	1,60

3.1.3 Mejna stanja

Potresni odziv konstrukcije predstavlja nivo poškodb pri določeni potresni obtežbi. V novi verziji standarda prEN1998-1-1 [2] je nivo poškodb definiran s štirimi mejnimi stanji (LS), ki veljajo za vse dele standarda EN 1998:

- a) <u>Mejno stanje blizu porušitve (NC)</u> je mejno stanje, pri katerem je konstrukcija močno poškodovana, z velikimi nepovratnimi pomiki, vendar ohranja vertikalno nosilnost. Večina nekonstrukcijskih elementov, če so prisotni, je porušenih. Nosilna konstrukcija v NC verjetno ne bi preživela ponovnega potresa.
- b) <u>Mejno stanje velikih poškodb (SD)</u> je mejno stanje, pri katerem je konstrukcija vidno poškodovana, z možnimi zmernimi nepovratnimi pomiki, hkrati pa je ohranjena vertikalna nosilnost. Nekonstrukcijski elementi so poškodovani (predelne stene in polnila niso porušeni izven svoje ravnine). Konstrukcijo je možno sanirati, vendar običajno je to neekonomično. Konstrukcija v SD lahko preživi ponovni potres z zmerno intenziteto.
- c) <u>Mejno stanje zmernih poškodb (DL)</u> je mejno stanje, pri katerem je konstrukcija rahlo poškodovana, z zanemarljivimi nepovratnimi pomiki. Konstrukcija je sposobna, da prenese morebitne prihodnje potrese, ker so nosilni elementi ohranili svojo polno nosilnost pri omejenem zmanjšanju togosti. Nekonstrukcijski elementi so minimalno poškodovani (manjše razpoke predelnih sten in polnil). Sanacija poškodb konstrukcije je ekonomična.
- d) <u>Operativno stanje (OP)</u> je mejno stanje, pri katerem je konstrukcija malo poškodovana in je obnova poškodb ekonomična. Bivanje ali dejavnosti v stavbi potekajo neprekinjeno tudi v primeru sanacij.

Mejni stanji NC in SD sta obravnavani kot mejni stanji nosilnosti (MSN), mejni stanji DL in OP pa kot mejni stanji uporabnosti (MSU) [2].

Mejno stanje je podano z mero intenzitete potresnega vpliva. V trenutno veljavnem standardu EC8 je natančno podana povratna doba ne pa tudi jakost potresne obtežbe. Vpliv mejnega stanja na intenziteto potresnega vpliva je določena le pri mejnem stanju velikih poškodb (SD) pri povratni dobi 475 let. Priporočena doba 475 let ustreza 90 % verjetnosti, da vrednosti na karti potresne nevarnosti (poglavje 3.2.2) ne bodo presežene v 50 letih, kar je predvidena doba navadnih objektov.

Glede na jakost potresnega vpliva je treba zagotoviti različne odzive konstrukcije. Z večanjem intenzitete potresnega vpliva lahko tako potrese razdelimo na pogoste, občasne, redke in zelo redke [4]:

- zelo redki potresi: običajno treba zagotoviti mejno stanje NC;
- redki potresi: zagotoviti mejno stanje SD;
- občasni potresi: zagotoviti mejno stanje DL in
- pogosti potresi: potrebno zagotoviti operativno stanje (OP).

Pri projektiranju spojev s tornimi dušilci oz. FREEDAM spoji je priporočljivo, da pri pogostih oz. občasnih potresih ne pride do zdrsa v dušilcih. Kar pomeni, da je potrebno preprečiti zdrs zaradi potresnega vpliva v operativnem stanju (OP) oz. v mejnem stanju zmernih poškodb (DL). Vse kontrole

nedisipativnih komponent, kontrole vplivov teorije drugega reda in kontrole etažnih pomikov je treba opraviti glede na rezultate s spektrom mejnega stanja velikih poškodb (SD).

3.1.4 Razredi duktilnosti

V obstoječem EC8 se stopnje duktilnosti konstrukcij, DCL, DCM in DCH, razlikujejo od definicije razredov duktilnosti v osnutku novega standarda prEN 1998-1-1. Stavbe so glede na njihovo deformacijsko kapaciteto in sposobnost sipanja energije razvrščene v tri razrede duktilnosti: DC1, DC2 in DC3 [2].

- <u>Razred duktilnosti 1 (DC1)</u>: stavbe, ki niso zmožne sipati seizmične energije oz. se nelinearno deformirati. Pri projektiranju se upošteva kapaciteta dodatne nosilnosti, medtem ko se deformacijska kapaciteta in kapaciteta sipanja energije zanemarita. Torej projektiranje brez kakršnokoli pravil ali zahtev za načrtovanje nosilnosti (vse elastično). Razred DC1 je enakovreden stopnji duktilnosti DCL glede na standard SIST EN 1998-1.
- <u>Razred duktilnosti 2 (DC2)</u>: stavbe, ki imajo zadostno deformacijsko kapaciteto in so sposobne sipati potresno energijo. Poleg dodatne nosilnosti konstrukcije, se upošteva tudi deformacijska kapaciteta in sposobnost disipacije energije lokalno na nivoju posameznih elementov. V mejnem stanju velikih poškodb (SD) ni zahteve za kontrolo globalne duktilnosti konstrukcije (plastični porušni mehanizem). Podanih je nekaj pravil za preprečitev efekta mehkih etaže.
- <u>Razred duktilnosti 3 (DC3)</u>: poleg lokalne deformacijske kapacitete in zmožnosti sipanja disipacije energije na nivoju elementov, je treba upoštevati razvoj globalnega plastičnega mehanizma pri mejnem stanju SD. Prav tako je treba preprečiti tvorbo plastičnega porušnega mehanizma mehkih etaž. Razred DC3 je ekvivalenten DCH v dosedanjem EC8.

Za obravnavano konstrukcijo sta upoštevana razreda duktilnosti DC2 in DC3.

3.2 Značilnosti tal in potresni vpliv po predlogu novega standarda prEN 1998-1-1

3.2.1 Identifikacija tipa tal

Osnutek predloga novega standarda prEN 1998-1-1 definira tipe tal s kategorijami od A do F [2], kar predstavlja kategorijo več kot v veljavnem standardu. Za klasifikacijo tipa tal je treba sestavo tal določiti od površine tal do najmanj globine 30 m, razen če na manjši globini nastopi skala ali skali podobna geološka formacija. Pri specifikaciji tal je najzanesljivejši parameter profil hitrosti širjenja strižnih valov v_s v tleh. V primeru, da je na razpolago dokumentacija o značilnostih tal v bližini obravnavane lokacije in se lastnosti tal bistveno ne spreminjajo, se lahko uporabi obstoječe meritve.

Za opredelitev tal na lokaciji sta predlagana dva pristopa [2]:

- a) Prvi pristop temelji na dveh parametrih, in sicer na $v_{s,H}$, povprečni vrednosti hitrosti strižnega valovanja do globine *H* in H_{800} , globini skale ali skali podobne geološke formacije, kjer je v_s večja od 800 m/s.
- b) Če podatki o $v_{s,H}$ in/ali H_{800} niso na voljo oz. so nepopolni, se lahko uporabi drugi pristop, ki je podan v dodatku A novega standarda EC8. V dodatku A je zajeta poenostavljena metoda določitve tipa tal, glede na opis stratigrafskega profila in skladnosti med tipom tal ter rezultati geotehničnih preiskav (preizkusi SPT, CPT, FVT in PMT).

V primeru, da se uporabita oba pristopa in so končni rezultati določitve kategorije tal različni, je merodajen prvi pristop.

Povprečno vrednost $v_{s,H}$ se določi z naslednjo enačbo:

$$v_{s,H} = \frac{H}{\sum_{i=1}^{N} \frac{h_i}{v_i}}$$
(3.2)

kjer so:

h_i	debelina <i>i</i> -te plasti tal [m];
v_i	vrednost hitrosti širjenja strižnih valov v_s <i>i</i> -te plasti tal [m/s];
Ν	skupno število plasti tal od površine tal do globine <i>H</i> ;
Н	= 30 m, če je $H_{800} \ge 30$ m ($v_{s,H}$ je definiran kot $v_{s,30}$),
	$= H_{800}$, če je $H_{800} < 30$ m.

V novem Evrokodu 8 je referenčni kamninski sloj, ki spada pod tip tal A, definiran pri $H_{800} = 0$. V preglednici 3.3 so zajete kategorije tal od A do F za $v_{s,H} < 800$ m/s, v odvisnosti od $v_{s,H}$ in H_{800} .

	TRDOTA ZEMLJINE	trda	srednja	mehka
RAZVRSTITEV	razpon $v_{s,H}$	400 m/s $\leq v_{s,H}$	250 m/s $\leq v_{s,H}$	150 m/s $\leq v_{s,H}$
PO GLOBINI	razpon H ₈₀₀	< 800 m/s	< 400 m/s	< 250 m/s
zelo plitvo	$H_{800} \le 5 \text{ m}$	А	А	Е
plitvo	$5 \text{ m} < H_{800} \le 30 \text{ m}$	В	Е	Е
vmesno	$30 \text{ m} < H_{800} \le 100 \text{ m}$	В	С	D
globoko	$H_{800} > 100 \text{ m}$	В	F	F

Preglednica 3.3: Kategorizacija tipov tal po predlogu novega standarda EC8 [2]

V računskem primeru magistrskega dela je za izbrano lokacijo v Ljubljani upoštevan tip tal B.

3.2.2 Potresni vpliv

Za uporabo novega standarda EN 1998 morajo posamezne države članice zaradi velikih razlik v potresni nevarnosti in seizmogenih značilnostih izdelati karte potresne nevarnosti (v Nacionalnem dodatku). To pomeni, da pristojni organi zagotovijo nacionalne referenčne parametre spektralnega pospeška v obliki vrednosti, določenih na dovolj gosti mreži na celotnem ozemlju države (ARSO skupaj z GeoZS). Karta potresne nevarnosti predstavlja vhodni podatek za definicijo elastičnih spektrov odzivov.

Karta potresne nevarnosti Slovenije je priloga Nacionalnega dodatka k standardu EC8 in je kot del predpisov obvezna za projektiranje stavb. V prehodnem obdobju (do maja 2024) je poleg dosedanje karte (slika 3.1) veljavna tudi nova karta "Potresna nevarnost Slovenije – projektni pospešek tal" (slika 3.2). Ko bo novi standard EN 1998-1:2021 stopil v veljavo, bo nova karta nadomestila 20 let staro uradno karto za potresno odporno projektiranje.



Slika 3.1: Karta potresne nevarnosti Slovenije iz leta 2001 [7]



Slika 3.2: Nova karta potresne nevarnosti Slovenije – projektni pospešek tal na trdnih tleh (tip tal A) za povratno dobo 475 let [9]

Na sliki 3.3 je prikazana karta razlik med novimi in starimi vrednostmi vršnega pospeška tal. Pri primerjavi vrednosti projektnega pospeška tal so nove vrednosti v večini Slovenije večje, zlasti na območju Dinarskega prelomnega sistema in v JV Sloveniji, z največjim prirastkom 0,125 g v Beli Krajini. V severnem delu osrednje Slovenije (Ljubljana, Kranj in Kamnik) in na JZ Slovenije so vrednosti na obeh kartah primerljive. Le v okolici Ptuja se je pospešek tal za malenkost zmanjšal [10].



Slika 3.3: Karta razlik med vrednostmi trenutno veljavnega in novega projektnega pospeška tal ([10], str. 104)

Projektni pospešek tal za Ljubljano znaša po sedaj veljavni karti 0,250 g, po novi karti pa 0,275 g. Iz tega sledi, da se je vrednost PGA povečala za 11 %.

Potresna območja z enakimi referenčnimi spektralnimi pospeški $S_{\alpha,475}$ izračunanih za povratno dobo 475 let in tip tal A, je treba klasificirati glede na stopnje seizmičnosti skladno s preglednico 3.4 [2].

Preglednica 3.4: Referenčni spektralni pospeški $S_{\alpha,475}$ za opredelitev stopenj seizmičnosti [2]

Stopnja seizmičnosti	Razpon $S_{\alpha,475}$ [m/s ²]
zelo nizka	$S_{\alpha,475} < 1,00$
nizka	$1,0 \le S_{\alpha,475} < 2,5$
zmerna	$2,5 \le S_{\alpha,475} < 5,0$
visoka	$S_{\alpha,475} \ge 5,0$

Če vrednost $S_{\alpha,475}$ ni znana, lahko referenčni spektralni pospešek določimo z naslednjo enačbo (3.3).

$$S_{\alpha,475} = S_{\alpha,ref} \left(475/T_{ref} \right)^{1/k}$$
(3.3)

kjer je k naklon krivulje potresne nevarnosti v logaritemskem merilu, ki običajno znaša 3.

Novi osnutek standarda Evrokod 8 specificira, da je treba vrednost povratne dobe, določene za mejno stanje SD in razred posledic CC2, obravnavati kot referenčno povratno dobo T_{ref} oz. $T_{SD,2}$. Ta znaša za mejno stanje velikih poškodb 475 let, faktor pomembnosti $\gamma_{SD,2}$ pa 1,0.

V trenutno veljavnem standardu EC8 potresno nevarnost določa en sam parameter, in sicer referenčna vrednost največjega pospeška na tleh tipa A, a_{gR} [1]. Seizmična nevarnost je po predlogu novega standarda EC8 definirana na različen način, in sicer s pomočjo dveh parametrov [2]:
- $S_{\alpha,ref}$ referenčna vrednost spektralnega pospeška na platoju horizontalnega elastičnega spektra odziva za tip tal A in povratno dobo T_{ref} , z upoštevanjem 5 % kritičnega dušenja (na območju konstantne vrednosti spektralnega pospeška),
- $S_{\beta,ref}$ referenčna vrednost spektralnega pospeška pri nihajnem času $T_{\beta} = 1$ s za tip tal A in povratno dobo T_{ref} , z upoštevanjem 5 % kritičnega dušenja.

Za določitev $S_{\beta,ref}$ se lahko uporabi eden izmed dveh načinov:

a) na podlagi stopnje seizmičnosti glede na vrednost $S_{\alpha,475}$ iz karte potresne nevarnosti, se $S_{\beta,ref}$ izračuna s sledečo enačbo:

$$S_{\beta,ref} = f_h \cdot S_{\alpha,ref} \tag{3.4}$$

kjer je:

- $f_h = 0,2$ za zelo nizko in nizko stopnjo seizmičnosti,
- $f_h = 0,3$ za zmerno stopnjo seizmičnosti,
- $f_h = 0,4$ za visoko stopnjo seizmičnosti;
- b) vrednost $S_{\beta,ref}$ se lahko pridobi iz študije potresne nevarnosti obravnavanega območja in se kartira hkrati z vrednostjo $S_{\alpha,ref}$.

Za povratne dobe, ki so različne od T_{ref} in povezane z določenim mejnim stanjem ali določenim razredom posledic stavb ali trajanjem gradnje, se lahko ustrezne vrednosti spektralnih pospeškov $S_{\alpha,RP}$ in $S_{\beta,RP}$ za tip tal A definirajo [2]:

- a) iz kart spektralnih pospeškov za določene povratne dobe;
- b) iz faktorjev pomembnosti $\gamma_{LS,CC}$, s katerimi pomnožimo referenčne spektralne pospeške:

$$S_{\alpha,RP} = \gamma_{LS,CC} \cdot S_{\alpha,ref} \tag{3.5}$$

$$S_{\beta,RP} = \gamma_{LS,CC} \cdot S_{\beta,ref} \tag{3.6}$$

3.2.3 Elastični spekter pospeškov po predlogu novega standarda prEN 1998-1-1

V EC8 je potresno delovanje na izbrani lokaciji predstavljeno s spektrom vodoravnih in navpičnih psevdo-pospeškov. V magistrskem delu se omejimo samo na horizontalno komponento potresnega delovanja.

Definicija oblike spektra je po predlogu novega Evrokoda 8 odvisna od vrednosti na platoju spektra (območje konstantnih spektralnih pospeškov) in vrednosti pri nihajnem času 1 s. Tako se s tema dvema parametroma z upoštevanjem tipa tal definira elastični spekter pospeškov. V primerjavi s trenutno veljavnem standardu EC8 je oblika elastičnega spektra odziva odvisna le od vrednosti projektnega pospeška na tleh tipa A, $a_g (a_g = \gamma_1 \cdot a_{gR})$ [1].

Za vodoravno komponento potresnega vpliva je elastični spekter pospeškov $S_e(T)$ opredeljen z naslednjimi izrazi (glej sliko 3.4) [2]:

$$0 \le T \le T_A: \qquad S_e(T) = \frac{S_\alpha}{F_A} \tag{3.7}$$

$$T_A \le T \le T_B: \qquad S_e(T) = \frac{S_\alpha}{T_B - T_A} \cdot \left[\eta \cdot (T - T_A) + \frac{T_B - T}{F_A}\right]$$
(3.8)

$$T_B \le T \le T_C: \qquad S_e(T) = \eta \cdot S_a \tag{3.9}$$

$$T_C \le T \le T_D$$
: $S_e(T) = \eta \cdot \frac{S_\beta \cdot T_\beta}{T}$ (3.10)

$$T \ge T_D: \qquad S_e(T) = \eta \cdot T_D \cdot \frac{S_\beta \cdot T_\beta}{T^2}$$
(3.11)

k

kjer so:	
$S_e(T)$	elastični spekter odziva;
Т	nihajni čas linearnega sistema z eno prostostno stopnjo;
S_{α}	vrednost največjega spektralnega pospeška na platoju elastičnega spektra odziva z upoštevanjem 5 % kritičnega dušenja, podan z enačbo (3.16);
S_{β}	vrednost spektralnega pospeška odziva pri nihajnem času T_{β} , z upoštevanjem 5 %
	kritičnega dušenja, določen z enačbo (3.17);
T_{β}	$T_{\beta} = 1 \mathrm{s};$
F_A	razmerje med S_{α} in spektralnim pospeškom pri ničelnem nihajnem času;
T_A	zgornja meja pri ničelnem nihajnem času, na območju spektra nizkih nihajnih časov, podan v preglednici 3.5;
T_B	spodnja meja nihajnega časa na območju spektra, kjer ima spektralni pospešek konstantno vrednost, definirana z enačbami (3.12) do (3.14). Vrednost χ je podana v preglednici 3.5;

$$T_C$$
 zgornja meja nihajnega časa na območju spektra, kjer ima spektralni pospešek konstantno vrednost, določena z enačbo (3.15);

- T_D vrednost nihajnega časa, pri kateri se začne območje konstantne vrednosti spektralnega pomika;
- korekcijski faktor, ki upošteva vpliv dušenja z referenčno vrednostjo $\eta = 1$ pri 5 % η dušenju.

$$T_B = \frac{T_C}{\chi}$$
, če je 0,05 s $\leq \frac{T_C}{\chi} \leq 0,10$ s (3.12)

$$T_B = 0.05 \text{ s}, \text{ če je } \frac{T_C}{\chi} < 0.05 \text{ s}$$
 (3.13)

$$T_B = 0.10 \text{ s}, \text{ če je } \frac{T_C}{\chi} > 0.10 \text{ s}$$
 (3.14)

$$T_C = \frac{S_\beta \cdot T_\beta}{S_\alpha} \tag{3.15}$$

Dodatni parametri, ki so potrebni za izračun enačb (3.7) do (3.11), se lahko dobijo iz posebnih študij potresne nevarnosti in predpišejo v nacionalnem dodatku v obliki vrednosti na kartah potresne nevarnosti. Priporočene vrednosti parametrov spektra so navedene v preglednici 3.5.

Preglednica 3.5: Vrednosti parametrov, ki opisujejo elastični spekter odziva [2]

T_A [s]	χ	F_A		T_D [s]
0,02	4,0	4,0 2,5	= 2,0	če je $S_{β,RP}$ ≤ 1,0 m/s ²
			$= 1 + S_{\beta,RP}$	če je $S_{\beta,RP} > 1,0 \text{ m/s}^2$



Slika 3.4: Oblika elastičnega spektra odziva, na abscisi uporabljeno logaritemsko merilo ([2], str. 44)

Spektralna pospeška S_{α} in S_{β} se izračunata z enačbama:

$$S_{\alpha} = F_T \cdot F_{\alpha} \cdot S_{\alpha,RP} \tag{3.16}$$

$$S_{\beta} = F_T \cdot F_{\beta} \cdot S_{\beta,RP} \tag{3.17}$$

kjer so:

F_{α}	amplifikacijski faktor tal za krajše nihajne čase;
F_{β}	amplifikacijski faktor tal za srednje dolge nihajne čase ($T = T_{\beta}$);
F_T	amplifikacijski faktor tal, odvisen od topografije tal;
$S_{\alpha,RP}$ in S_{β}	$_{,RP}$ se določi na podlagi enačb (3.5) in (3.6).

Vrednosti amplifikacijskih faktorjev tal se za standardne tipe tal (preglednica 3.3) izračuna na podlagi dveh parametrov $v_{s,H}$ in H_{800} , s pomočjo enačb, ki so navedene v preglednici 3.6.

Tip tal	F_{α}		F	β
	H_{800} in $v_{s,H}$ na voljo	Privzeta vrednost	H_{800} in $v_{s,H}$ na voljo	Privzeta vrednost
А	1,0	1,0	1,0	1,0
В	$-0.40 r_{a}$	$1,3\cdot\left(1-0,1\cdot S_{\alpha,RP}/g\right)$	$-0.70:r_{0}$	$1,6 \cdot (1 - 0,2 \cdot S_{\beta,RP}/g)$
С	$\left(\frac{\theta_{S,H}}{000}\right)^{-0.104}$	$1,6\cdot \left(1-0,2\cdot S_{\alpha,RP}/g\right)$	$\left(\frac{\theta_{S,H}}{\Omega\Omega\Omega}\right)^{-\theta_{F}\theta_{F}}$	$2,3\cdot\left(1-0,3\cdot S_{\beta,RP}/g\right)$
D	\800/	$1,8 \cdot (1 - 0,3 \cdot S_{\alpha,RP}/g)$	(800)	$3,2\cdot\left(1-S_{\beta,RP}/g\right)$
E	$\left(\frac{v_{s,H}}{800}\right)^{-0.40\cdot r_{\alpha}\cdot\frac{H}{30}\left(4-\frac{H}{10}\right)}$	$2,2\cdot\left(1-0,5\cdot S_{\alpha,RP}/g\right)$	$\left(\frac{v_{s,H}}{800}\right)^{-0.70\cdot r_{\beta}\cdot\frac{H}{30}}$	$3,2\cdot\left(1-S_{\beta,RP}/g\right)$
F	$0,90\cdot\left(\frac{v_{s,H}}{800}\right)^{-0,40\cdot r_{\alpha}}$	$1,7\cdot\left(1-0,3\cdot S_{\alpha,RP}/g\right)$	$1,25\cdot\left(\frac{v_{s,H}}{800}\right)^{-0,70\cdot r_{\beta}}$	$4,0\cdot\left(1-S_{\beta,RP}/g\right)$
	$r_{lpha} = 1 - rac{S_{lpha,RP}/g}{v_{s,H}/150}; \; r_{eta} = 1 - rac{S_{eta,RP}/g}{v_{s,H}/150}$			

Preglednica 3.6: Vrednosti amplifikacijskih faktorjev F_{α} in F_{β} za standardne tipe tal [2]

Za zelo nizki in nizki razred potresnega vpliva (glede na indeks potresne obtežbe S_{δ}), se za stabilna tla lahko uporabijo poenostavljene vrednosti povečevalnih faktorjev, in sicer $F_{\alpha} = 2,20$ in $F_{\beta} = 4,0$.

Povečevalni faktor topografije F_T se določi skladno s preglednico 3.7, v primeru, da so na izbranem območju prisotne topografske nepravilnosti, in sicer, da je višina pobočij večja od 30 m, ko so povprečni nakloni pobočja večji od 15 ° ter samo za tipe tal A in B. V vseh drugih primerih znaša $F_T = 1,0$.

Preglednica 3.7: Amplifikacijski faktorji F_T za enostavne topografske nepravilnosti [2]

Opis topografije	F_T	Skica
ravna površina tal, pobočja in izolirani grebeni s povprečnim naklonom pobočja $i < 15^{\circ}$ ali višino < 30 m	1,0	/
pobočja s povprečnim naklonom $i > 15^{\circ}$	1,2	
grebeni, katerih višina na vrhu je veliko manjša kot na dnu in s povprečnim naklonom pobočja $15^{\circ} < i > 30^{\circ}$	1,2	B
grebeni, katerih višina na vrhu je veliko manjša kot na dnu in s povprečnim naklonom pobočja $i > 30^{\circ}$	1,4	

3.2.4 Projektni pospešek tal

Projektni največji pospešek tal je v trenutno veljavnem Evrokodu 8 opredeljen s projektnim pospeškom a_g , v predlogu novega standarda prEN 1998-1-1 pa kot PGA_e (ang. Peak Ground Acceleration) [2]. Novi osnutek standarda poleg PGA_e definira še največjo hitrost PGV_e in največji projektni pomik tal PGD_e . Opredeljeni so z izrazi:

$$PGA_e = \frac{S_\alpha}{F_A} \tag{3.18}$$

$$PGV_e = 0.06 \cdot (S_{\alpha} \cdot S_{\beta})^{0.55}$$
(3.19)

$$PGD_e = S_{De}(T_F) = 0,025 \cdot T_\beta \cdot T_D \cdot F_L \cdot S_{\beta,RP}$$
(3.20)

3.2.5 Projektni spekter za elastično analizo po novem osnutku standarda prEN 1998-1-1

Projektni spekter pospeškov je definiran s faktorjem obnašanja q. Reducirani spekter odziva za vodoravni komponenti potresnega vpliva, $S_r(T)$, je podan kot [2]:

$$S_r(T) = \frac{S_e(T)}{R_q(T)} \ge \beta \cdot S_{\alpha,475}(T)$$
(3.21)

$$0 \le T \le T_A$$
: $R_q(T) = R_{q0}$ (3.22)

$$T_A \le T \le T_B$$
: $R_q(T) = R_{q0} + (q - R_{q0}) \cdot (T - T_A) / (T_B - T_A)$ (3.23)

$$T_B \le T: \qquad R_q(T) = q \tag{3.24}$$

$$R_{q0} = q_R \cdot q_S \tag{3.25}$$

kjer so:

$S_r(T)$	reducirani spekter;
$S_e(T), T_A \text{ in } T_B$	opredeljeni v 3.2.3, pri upoštevanju faktorja $\eta = 1,0$ (5 % dušenje);
q	faktor obnašanja, določen z enačbo (3.26);
β	faktor, ki določa spodnjo mejo pri vodoravnem reduciranem spektru.

Omeniti je treba, da faktor β še ni podan v predlogu novega standarda prEN 1998-1-1, zato se zdi smotrno, da se vrednost β privzame glede nacionalni dodatek trenutno veljavnega standarda SIST EN 1998/A101 [4]. Priporočena vrednost znaša $\beta = 0,2$, s katero pomnožimo projektni pospešek tal *PGA_e* na podlagi nove karte potresne nevarnosti za obravnavano lokacijo. Faktor spodnje meje velja izključno za sile. Zahteve glede pomikov za zelo podajne konstrukcije je še vedno treba preveriti s spektrom pomikov ali z elastičnim spektrom odziva [2].

Kontrole nosilnosti je potrebno izvesti z uporabo spektra odziva z upoštevanjem spodnje meje. Nasprotno je treba za kontrole vplivov drugega reda in za omejitve etažnih pomikov upoštevati spekter brez faktorja spodnje meje [4].

3.3 Pravila za projektiranje momentnih okvirov, opremljenih s tornimi dušilci po novem EC8

V tem poglavju so podana pravila in zahteve za projektiranje jeklenih momentnih okvirov, opremljenih s tornimi dušilci, v skladu z zahtevami novih osnutkov standardov prEN 1998-1-1 [2] in prEN 1998-1-2 [3]. Pravila so uporabljena pri potresni analizi obravnavane konstrukcije. Zahteve, ki se ne nanašajo na računski primer v magistrskem delu, niso zajete.

3.3.1 Faktor obnašanja za reducirani projektni spekter odziva

Pri pristopu, ki temelji na kontroli nosilnosti (ang. Force-based approach) je potresni vpliv za vse razrede duktilnosti definiran z reduciranim elastičnim spektrom, s pomočjo faktorja obnašanja q. Faktor obnašanja obsega faktor dodatne nosilnosti, deformacijsko kapaciteto in sposobnost sipanja potresne energije. Določen je z naslednjo enačbo, ki predstavlja največjo vrednost faktorja obnašanja, ki je lahko uporabljena za projektiranje konstrukcije na mejno stanje velikih poškodb (SD) [2]:

$$q = q_R \cdot q_S \cdot q_D \tag{3.26}$$

kjer so:

- q_R komponenta faktorja obnašanja, ki upošteva dodatno nosilnost zaradi prerazporeditve učinka potresnega vpliva v statično nedoločenih konstrukcijah;
- q_S komponenta faktorja obnašanja, ki zajema vpliv dodatne nosilnosti zaradi vseh ostalih vplivov;
- q_D komponenta faktorja obnašanja, ki upošteva deformacijsko kapaciteto konstrukcije in njeno sposobnost sipanja energije.

Za jeklene momentne okvire s FREEDAM spoji se za posamezne komponente faktorja obnašanja privzame sledeče vrednosti [4]:

$$- q_S = 1,50;$$

- $q_R = 1,20;$
- $q_D = 2,00$, ko je upoštevan razred duktilnosti DC2 in je torni dušilec v spojih steber-prečka projektiran na psevdo-plastični zasuk $\theta_p \ge 0,02$ rad oz.
- $q_D = 3,60$, ko je upoštevan razred duktilnosti DC3 in je torni dušilec v spojih steber-prečka projektiran na psevdo-plastični zasuk $\theta_p \ge 0,03$ rad.

Faktor obnašanja tako skladno z enačbo (3.26) znaša v DC2 q = 3,60, medtem ko v DC3 pa q = 6,50. Zgornja mejna vrednost faktorja obnašanja za momentne okvire je 6,50, ki ne sme biti presežena.

Z nelinearno statično (potisno) analizo, v kateri je nelinearni odziv spoja steber-prečka ustrezno modeliran, lahko natančneje izrazimo komponento q_R , ki je podana z razmerjem α_u/α_1 [3].

Predlog novega standarda prEN 1998-1-2 navaja za stavbe, ki so nepravilne po višini, da komponenta q_D ne sme biti večja od privzete vrednosti pomnožene z 0,8 in ne manjša od 1,0 [3].

Za stavbe opremljene s FREEDAM spoji, izhaja komponenta faktorja q_s iz naključne spremenljivosti koeficienta trenja med kontaktnimi površinami torne naprave in sile prednapetja v vijaku zaradi momenta privitja. V primeru tornih dušilcev, pri katerih so uporabljeni drugačni premazi tornih površin, kot je M4, je potrebna izvedba eksperimentalnih testov [4].

3.3.2 Metoda z vodoravnimi silami

Metoda z vodoravnimi silami je linearno-elastična analiza, ki se izvede z dvema ravninskima modeloma, od katerih vsak velja za eno od glavnih smeri. Poenostavljena metoda se ne sme uporabiti, če so stavbe višje od 30 m in za konstrukcije, katerih nihajni čas $T_1 > \min(4 \cdot T_C; 1,5 \text{ s})$ [3]. Pri tem je treba

opomniti, da v trenutno veljavnem EC8, standard uporabo metode omejuje na nihajni čas $T_1 > \min(4 \cdot T_C; 2, 0 \text{ s})$ [1].

Celotna prečna sila F_b (na mestu vpetja konstrukcije) za vsako od obeh glavnih smeri, mora biti definirana z enačbo [3]:

$$F_b = \lambda \cdot m \cdot S_r(T_1) \tag{3.27}$$

kjer so:

$S_r(T_1)$	ordinata v reduciranem spektru pri nihajnem času T_1 (poglavje 3.2.5);
T_1	osnovni nihajni čas konstrukcije za translacijsko gibanje v obravnavani smeri;
т	celotna masa stavbe nad temelji ali nad togo kletjo, izračunana v skladu z enačbo (3.30);
λ	korekcijski faktor, ki ima vrednost $\lambda = 0.85$, če velja $T_1 \leq \min(2 \cdot T_c; 1.2 \text{ s})$ in ima
	stavba več kot dve etaži. V drugih primerih velja $\lambda = 1,0$.

Osnovni nihajni čas T_1 obeh ravninskih modelov stavbe se lahko določi s pomočjo približnih izrazov, ki temeljijo na metodah dinamike konstrukcij (npr. Rayleigh-jeva metoda):

$$T_1 = 2\pi \cdot \sqrt{\frac{\Sigma m_i \cdot s_i^2}{\Sigma f_i \cdot s_i}}$$
(3.28)

kjer so:

m_i	masa <i>i</i> -te etaže, izračunana po enačbi (3.30);
f_i	poljubna vodoravna sila, ki deluje v <i>i</i> -ti etaži;
s _i	pomik masnega središča v <i>i</i> -ti etaži zaradi vpliva sil f_i .

Razporeditev vodoravnih potresnih sil F_i po etažah je določena z izrazom [3]:

$$F_i = F_b \cdot \frac{z_i \cdot m_i}{\Sigma z_j \cdot m_j} \tag{3.29}$$

kjer so:

F _b	celotna potresna sila po enačbi (3.27);
m_i, m_j	masi etaž, izračunani po enačbi (3.30);
z _i , z _j	kota mas m_i in m_j nad nivojem delovanja potresnega vpliva (to je nad temeljem ali nad
	togo kletjo).

Pri razporeditvi vodoravnih sil F_i je treba predpostaviti, da so medetažne plošče neskončno toge v svoji ravnini (toga diafragma). To pomeni, da so vodoravni pomiki vseh elementov v posamezni etaži enaki.

3.3.3 Masna kombinacija

Pri določanju projektne potresne obtežbe je v masni kombinaciji s koeficienti $\psi_{E,i}$ upoštevana verjetnost, da spremenljiva obtežba $Q_{k,i}$ ni prisotna po celotni konstrukciji v času potresa. Celotna masa konstrukcije se izračuna kot [2]:

$$\sum_{j\geq 1} G_{k,j} \, " + " \, \sum_{i>1} \psi_{E,i} \cdot Q_{k,i} \tag{3.30}$$

kjer so:

$G_{k,j}$	karakteristična vrednost stalnega vpliva <i>j</i> ;
$Q_{k,i}$	karakteristična vrednost spremljajočega spremenljivega vpliva i;
$\psi_{E,i}$	koeficient za kombinacijo spremenljivega vpliva i.

$$\psi_{E,i} \ge \varphi \cdot \psi_{2,i} \tag{3.31}$$

Preglednica 3.8: Vrednosti φ za račun koeficientov za kombinacijo $\psi_{E,i}$ [1]

Vrsta spremenljivega vpliva	Etaža	φ
	vrhnja etaža	1,0
kategorije A-C*	zasedba nekaterih etaž je povezana	0,8
	etaže neodvisno zasedene	0,5
kategorije D-F*		1,0

* Kategorije so opredeljene v EN 1991-1-1:2002.

3.3.4 Vpliv naključne torzije

Pri uporabi novega osnutka standarda prEN 1998-1-1, je treba pri projektnih učinkih potresnega vpliva upoštevati minimalni torzijski učinek okrog navpične osi. Vpliv slučajne torzije se upošteva, če vrednost minimalne ekscentričnosti $e_{min,i,j}$, izmerjene pod pravim kotom glede na obravnavano smer *i* potresa (enačba 3.32), presega naravno ekscentričnost $e_{0,i,j}$ [3].

$$e_{\min,i,j} = 0.05 \cdot L_{i,j} \tag{3.32}$$

kjer je:

 $L_{i,j}$ tlorisna dimenzija *j*-te etaže, pravokotna na smer potresnega vpliva v smeri *i*.

Postopki za izračun naravne ekscentričnosti $e_{0,i,j}$ so navedeni v dodatku B predloga novega standarda prEN 1998-1-2 [3].

Pri pristopu, ki temelji na kontroli nosilnosti, se lahko vplivi naključne torzije določijo kot ovojnica rezultatov, dobljenih s statično analizo, pri kateri obtežbo predstavljajo torzijski momenti $M_{i,j}$ okrog navpične osi v vsaki *j*-ti etaži [3]:

$$M_{i,j} = e_{i,j} \times F_{i,j} \tag{3.33}$$

kjer sta:

e _{i,j}	največja vrednost med $e_{min,i,j}$ in $e_{0,i,j}$ pri uporabi ravninskih modelov ali $(e_{min,i,j} - e_{0,i,j})$
	v primeru uporabe prostorskih modelov, ki zajamejo naravno ekscentričnost;
F _{i,j}	vodoravna sila v j-ti etaži v smeri potresnega vpliva i.

Pri dinamični analizi v magistrskem delu je vpliv naključne torzije upoštevan s poenostavljeno metodo, ki je definirana v trenutnem standardu EC8 [1]. Pristop pride v poštev, ker je razporeditev vodoravnih togosti in mas simetrična ter naključna ekscentričnost $e_{min,i,j}$ ni določena po natančnejši metodi. Vpliv torzije je izračunan tako, da se učinki vpliva (to so notranje sile in pomiki) v posameznih nosilnih elementih povečajo s faktorjem δ po enačbi:

$$\delta = 1 + 0.6 \cdot \frac{x}{L_e} \tag{3.34}$$

kjer sta:

- x razdalja obravnavanega konstrukcijskega sistema od masnega središča stavbe v tlorisu,
 pravokotno na smer potresnega vpliva;
- L_e razdalja med dvema skrajnima konstrukcijskima sistemoma, ki prenašata vodoravno obtežbo, pravokotno na smer potresnega vpliva.

3.3.5 Vpliv teorije drugega reda (TDR)

Vpliva teorije drugega reda (P- Δ efekt) ni treba upoštevati na učinke potresnega vpliva, če je v vseh etažah izpolnjen pogoj $\theta \leq 0,10$. Koeficient občutljivosti za etažne pomike θ je po novem osnutku predloga prEN 1998-1-2 definiran ločeno, in sicer za pristop, ki temelji na kontroli nosilnosti (ang. Force-based approach) in za pristop, ki temelji na kontroli pomikov (ang. Displacement-based approach). Pri potresni analizi v magistrskem delu je uporabljen pristop, ki temelji na kontroli nosilnosti (upoštevana metoda z vodoravnimi silami). V tem primeru se koeficient občutljivosti θ definira s sledečima enačbama [3]:

- za razred duktilnosti DC2

$$\theta = \frac{P_{tot} \cdot d_{r,SD}}{q_R \cdot q_S \cdot V_{tot} \cdot h_s} \tag{3.35}$$

– za razred duktilnosti DC3, če velja pogoj $q_s < \omega_{rm} \cdot \Omega_d$ (točka 8, poglavje 11.6.2, [3])

$$\theta = \frac{P_{tot} \cdot d_{r,SD}}{\omega_{rm} \cdot \Omega_d \cdot q_R \cdot V_{tot} \cdot h_s}$$
(3.36)

kjer so:

P _{tot}	celotna sila težnosti v obravnavani etaži in nad njo, ki je upoštevana pri potresnem
	projektnem stanju;
$d_{r,SD}$	projektni (relativni) etažni pomik, določen kot razlika med povprečnim vodoravnima
·	pomikoma d_s na vrhu in na dnu obravnavane etaže, izračunan po enačbi (3.39);
q_R in q_S	komponenti faktorja obnašanja, definirani v prEN 1998-1-2:2021 [3];
V _{tot}	celotna prečna sila v etaži v potresnem projektnem stanju;
h _s	višina etaže;
ω_{rm}	faktor dodatne nosilnosti jekla v conah sipanja potresne energije (preglednica 3.9);
Ω_d	projektni faktor dodatne nosilnosti, določen z izrazom (3.37) pri momentnih okvirih in z
	enačbo (3.38) v primeru momentnih okvirov opremljenih s FREEDAM spoji [3]:

$$\Omega_d = \min\left(\frac{M_{pl,Rd,b} - M_{Ed,G}}{M_{Ed,i}}\right)$$
(3.37)

$$\Omega_d = \min(\Omega_{d,i}) = \min\left(\frac{M_{slip,Rd} - M_{Ed,G}}{M_{Ed,i}}\right)$$
(3.38)

kjer so:

 $M_{pl,Rd,b}$ plastična upogibna nosilnost prečke;

M_{slip,Rd} projektna upogibna nosilnost spoja ob zdrsu tornega dušilca, določena z enačbo (3.68);

 $M_{Ed,G}$ upogibni moment v nosilcu zaradi težnostnih sil v potresni obtežni kombinaciji;

 $M_{Ed,i}$ projektna vrednost upogibnega momenta v nosilcu *i* iz analize za potresno projektno stanje.

Določitev koeficienta občutljivosti θ je po novem osnutku EC8 iterativen postopek, saj je treba projektni faktor dodatne nosilnosti Ω_d tekom potresne analize šele izračunati. V primerjavi z obstoječim standardom EC8 je Ω_i definiran na drugačen način $(M_{pl,Rd,i}/M_{Ed,i})$. Zaključimo lahko, da bi pri isti konstrukciji z istimi obtežbami, v DCH dobili večji projektni faktor dodatne nosilnosti kot v DC3.

Omejitve koeficienta občutljivosti za etažne pomike θ so v prEN 1998-1-2 nespremenjene glede na trenutno veljavni EC8 [3]:

- − če velja 0,1 < $\theta \le 0,2$, se lahko približno upošteva vpliv TDR s povečanjem ustreznega potresnega vpliva s faktorjem $k_{\theta} = 1/(1 \theta)$;
- če velja $0,2 < \theta \le 0,3$, na nivoju katerikoli etaže, naj bo vpliv TDR neposredno upoštevan v analizi preko geometrijskih nelinearnosti (ravnotežje na deformirani konstrukciji);
- koeficient θ ne sme presegati vrednosti 0,3.

Pri načrtovanju nosilnosti je treba upoštevati verjetnost, da je dejanska meja tečenja večja od nominalne, kar je izraženo s faktorjem ω_{rm} . Faktor materialne variabilnosti ω_{rm} predstavlja razmerje med pričakovano (tj. srednjo) mejo plastičnosti $f_{y,mean}$ in nazivno mejo plastičnosti f_y na mestu nastanka plastičnega členka [3]. Po trenutno veljavnem EC8 je faktor ω_{rm} enakovreden faktorju dodatne nosilnosti γ_{ov} , ki je enak 1,25 za vse kvalitete jekla.

Preglednica 3.9: Vrednosti faktorja materialne variabilnosti ω_{rm} [3]

Kvaliteta jekla	ω_{rm}
S235	1,45
S275	1,35
S355 in S420	1,25
S460	1,20

Pri projektiranju momentnih okvirov s FREEDAM dušilci za DC3, se za FREEDAM naprave privzame vrednost faktorja dodatne nosilnosti materiala v disipativnih območjih $\omega_{rm} = 1,50$ [4]. Le-ta izhaja iz naključne spremenljivosti koeficienta trenja torne naprave v spoju steber-prečka [11]. Določen je z razmerjem med pričakovano (tj. srednjo) vrednostjo statičnega koeficienta trenja in projektno vrednostjo. Pri tornih dušilcih, ki se glede na vrsto kontaktnih površin razlikujejo od FREEDAM dušilcev, se parametre določi z eksperimentalnimi testi določeni v dodatku A [4].

3.3.6 Omejitev etažnih pomikov

V skladu z osnutkoma novih standardov prEN 1998-1-1 in prEN 1998-1-2, mora biti največji etažni pomik v mejnih stanjih zmernih poškodb (DL) in velikih poškodb (SD) ustrezno omejen. Pomike, ki jih povzroča projektni potresni vpliv, izračunamo s pomočjo enačbe [3]:

$$d_s = q_{disp} \cdot d_r \tag{3.39}$$

kjer so:

d_s pomik točke konstrukcijskega sistema zaradi projektnega potresnega vpliva;
 d_r pomik iste točke konstrukcijskega sistema, določen z linearno analizo z uporabo reduciranega spektra (poglavje 3.2.5);
 q_{disp} faktor obnašanja za pomike. Določen s sledečimi pogoji:

$$T_1 \ge T_C: \qquad q_{disp} = q \tag{3.40}$$

$$T_1 < T_C$$
: $q_{disp} = 1 + (q - 1) \cdot T_C / T_1 \le 3q$ (3.41)

Pomik d_s (oz. $d_{r,SD}$ ali $d_{r,DL}$) naj ne bo večji od vrednosti, ki izhaja iz elastičnega spektra. Pri določanju pomikov d_r je treba upoštevati torzijske učinke zaradi potresnega vpliva. Pri nelinearni statični in dinamični analizi se uporabljajo pospeški, dobljeni neposredno iz analize.

Pravila za vsako mejno stanje so v nadaljevanju prikazana posamično:

- Mejno stanje velikih poškodb (SD)

$$d_{r,SD} \le \lambda_s \cdot h_s \tag{3.42}$$

kjer so:

- $d_{r,SD}$ projektni etažni pomik pri SD, definiran z razliko med povprečnima horizontalnima pomikoma d_s na vrhu in na dnu obravnavane etaže, izračunan z enačbo (3.39);
- h_s etažna višina;
- λ_s koeficient, ki predstavlja omejitev etažnega pomika za različne vrste konstrukcij. Za momentne okvire s tornimi spoji je $\lambda_s = 0.02$ [3].

– Mejno stanje zmernih poškodb (DL)

$$d_{r,DL} \le \lambda_{ns} \cdot h_s \tag{3.43}$$

kjer sta:

$d_{r,DL}$	projektni največji etažni pomik pri DL, izračunan z enačbo (3.39);	
λ_{ns}	koeficient občutljivosti pomožnih (nekonstrukcijskih) elementov na etažni pomik, ki je	
	podan z naslednjimi vrednostmi [3]:	

- $\lambda_{ns} = 0,0025$ za stavbe s pomožnimi elementi iz nearmiranih zidakov iz skupine 4, ki so pritrjeni na konstrukcijo;
- $\lambda_{ns} = 0,0045$ za stavbe s pomožnimi elementi iz krhkih materialov, pritrjenih na konstrukcijo, še posebno pri nearmiranih zidovih (skupine 1, 2, 3) z debelino večjo od 200 mm in normalizirano tlačno trdnostjo $f_b \ge 3$ MPa;
- $\lambda_{ns} = 0,0075$ za stavbe z duktilnimi pomožnimi elementi;
- · $\lambda_{ns} = 0,0010$ za stavbe, pri katerih so pomožni elementi pritrjeni tako, da se ne deformirajo skupaj s konstrukcijo.
- 3.3.7 Pravila projektiranja pomičnih okvirov opremljeni s FREEDAM spoji
- 3.3.7.1 Osnovne zahteve

Pomične okvire s spoji opremljenih s tornimi dušilci je treba projektirati tako, da pride do zdrsa v spoju steber-prečka zaradi potresnih vplivov v mejnem stanju velikih poškodb (SD). Plastično tečenje stebrov naj bo preprečeno povsod razen ob vpetju, kjer dopuščamo razvoj plastičnega členka. To zagotovimo s kriterijem $N_{Ed}/N_{pl,Rd} < 0.30$.

Spoje steber-prečka opremljene s FREEDAM dušilci je treba projektirati tako, da je zagotovljena [4]:

- zadostna torna nosilnost, da se prepreči zdrs zaradi težnostnih sil v MSN in MSU (ne v potresnem projektnem stanju);
- zadostna torna nosilnost, da se prepreči zdrs zaradi vetrne obtežbe, razen, če je predvidena disipacija energije pri določenih stopnjah vetra. Če je tako, je potrebno definirati minimalno hitrost vetra pri kateri je preprečen zdrs in pripadajočo minimalno torno nosilnost;
- zadostna torna nosilnost, da se prepreči zdrs zaradi potresnih vplivov pri mejnem stanju zmernih poškodb (DL) ali operativnem stanju (OP). Omejitve se lahko za posamezen projekt dogovori z naročnikom;
- prepreči se plastifikacija pločevin, ki sestavljajo torni dušilec in komponente spoja;
- zadostna sposobnost sipanja potresne energije pri ciklični obtežbi.

Ciljni mehanizem sipanja potresne energije dosežemo z upoštevanjem naslednjih poglavij. Pravila in zahteve za načrtovanje vozlišč steber-prečka opremljenih s tornimi dušilci so podrobneje razložena v poglavju 3.4.

3.3.7.2 Nosilci

Zadostna odpornost nosilcev na upogibni uklon izven ravnine in na bočno nosilnost se zagotovi v skladu s standardom EN 1993-1-1 (poglavje 6), ob upoštevanju zdrsa v tornem dušilcu spoja steber-nosilec na enem koncu nosilca [3]. Pri kontroli obravnavamo najbolj obremenjeno krajišče nosilca v potresnem projektnem stanju z upoštevanjem reduciranega projektnega spektra in spodnje meje za mejno stanje velikih poškodb (SD). Kontrole so izpolnjene, če bočne podpore zadoščajo v razredu duktilnosti DC2 in v DC3. Omejitve za razrede kompaktnosti prečnih prerezov prečk ni.

- Razred duktilnosti DC2

Izpolnjene morajo biti enačbe (3.44) do (3.46) [3].

$$M_{Ed} \le M_{b,Rd} \tag{3.44}$$

$$N_{Ed} \le 0.15 \cdot N_{b,Rd} \tag{3.45}$$

$$V_{Ed} \le \begin{cases} 0,50 \cdot V_{b,Rd}; & q < 2,0 \\ V_{b,Rd}; & 1,5 < q \le 2,0 \end{cases}$$
(3.46)

kjer so:

 M_{Ed} , N_{Ed} in V_{Ed} upogibni moment, osna sila in prečna sila v potresnem projektnem stanju; $M_{b,Rd}$, $N_{b,Rd}$ in $V_{b,Rd}$ projektne odpornosti prečnih prerezov nosilcev v skladu s SIST EN 1993.

Pogoji (3.44) do (3.46) morajo biti izpolnjeni tudi v spojih steber-prečka, in sicer ob upoštevanju, da so $M_{b.Rd}$, $N_{b,Rd}$ in $V_{b,Rd}$ projektne nosilnosti spojev. V tem primeru sta $M_{b.Rd}$ in $N_{b,Rd}$ določena ob upoštevanju zdrsa tornega dušilca v spoju.

Razred duktilnosti DC3

Za nosilce v razredu DC3 naj bo enačba (3.46) izpolnjena ob upoštevanju projektne prečne sile V_{Ed} , določene z enačbo (3.47) [3]:

$$V_{Ed} \le V_{Ed,G}" + "V_{Ed,M} \tag{3.47}$$

kjer sta:

 $V_{Ed,G}$ projektna vrednost prečne sile v nosilcu zaradi gravitacijskih sil, vključenih v kombinacijo vplivov pri potresnem projektnem stanju;

 $V_{Ed,M}$ projektna vrednost prečne sile, zaradi delovanja upogibnega momenta ob zdrsu $M_{slip,Rd,A}$ in $M_{slip,Rd,B}$, z nasprotnima predznakoma na obeh koncih nosilca A in B. Pri tem je L svetli razpon nosilca med pasnicama stebrov. Projektna strižna sila je izražena kot:

$$V_{Ed,M} = \left(M_{slip,A} + M_{slip,B}\right)/L \tag{3.48}$$

Momenta sta definirana ob upoštevanju faktorja dodatne nosilnosti materiala ($\omega_{rm} = 1,50$) [4]:

$$M_{slip,A} = \omega_{rm} \cdot M_{slip,Rd,A} \tag{3.49}$$

$$M_{slip,B} = \omega_{rm} \cdot M_{slip,Rd,B} \tag{3.50}$$

kjer sta:

 $M_{slip,Rd,A}$ in $M_{slip,Rd,B}$ projektna upogibna momenta ob zdrsu torne naprave, ki imata nasprotna predznaka. Izrazi se jih z enačbo (3.69).

3.3.7.3 Stebri

Razred duktilnosti DC2

Za stebre (nedisipativne elemente) je treba v razredu duktilnosti DC2 pri kontrolah nosilnosti in stabilnosti upoštevati najneugodnejše kombinacije tlačne sile, upogibnih momentov in strižne sile. V teh preverjanjih se uporabijo notranje sile N_{Ed} , M_{Ed} in V_{Ed} , izračunane na naslednji način [3]:

$$N_{Ed} = N_{Ed,G} + \Omega \cdot N_{Ed,E}$$

$$(3.51)$$

$$M_{Ed} = M_{Ed,G} " + " M_{Ed,E}$$
(3.52)

$$V_{Ed} = V_{Ed,G} " + " V_{Ed,E}$$
(3.53)

kjer so:

 $N_{Ed,G}$, $M_{Ed,G}$ in $V_{Ed,G}$ tlačna osna sila, upogibni moment in prečna sila v stebru, zaradi gravitacijskega dela potresne projektne kombinacije;

 $N_{Ed,E}$, $M_{Ed,E}$ in $V_{Ed,E}$ tlačna osna sila, upogibni moment in prečna sila v stebru, zaradi potresnega potresne projektne kombinacije;

Ω

- faktor povečanja zaradi potresnih vplivov (tabela 11.9, prEN 1998-1-2, [3])
- $\Omega = 1,70$ v primeru portalnih okvirov in enoetažnih momentnih okvirov s prečnimi prerezi v 1. ali v 2. razredu kompaktnosti;
- $\Omega = 2,00$ v primeru večetažnih momentnih okvirov in večetažnih momentnih okvirov s tornimi dušilci.

Razred duktilnosti DC3

V razredu duktilnosti DC3 je treba preveriti nosilnost in stabilnost stebrov pri najbolj kritični kombinaciji N_{Ed} , M_{Ed} in V_{Ed} izračunanih z enačbami (3.54) do (3.56) [3]:

$$N_{Ed} = N_{Ed,G} " + " \omega_{rm} \cdot \omega_{sh} \cdot \Omega_d \cdot N_{Ed,E}$$
(3.54)

$$M_{Ed} = M_{Ed,G} " + " \omega_{rm} \cdot \omega_{sh} \cdot \Omega_d \cdot M_{Ed,E}$$
(3.55)

$$V_{Ed} = V_{Ed,G} " + " \omega_{rm} \cdot \omega_{sh} \cdot \Omega_d \cdot V_{Ed,E}$$
(3.56)

kjer so:

- ω_{rm} faktor dodatne nosilnosti materiala v območjih sipanja energije, ki za torne naprave izhaja iz naključne spremenljivosti koeficienta trenja. Pri tem se privzame vrednost $\omega_{rm} = 1,50$; ω_{sh} faktor, ki upošteva utrjevanje materiala v disipativnih območjih. Za momentne okvire s tornimi dušilci se upošteva, da ni utrjevanja, zato je $\omega_{sh} = 1,00$;
- Ω_d najnižja vrednost $\Omega_{d,i}$ projektnega faktorja dodatne nosilnosti za vse nosilce *i*, izračunan z izrazom (3.38). Faktor Ω_d v DC3 ni manjši od 1.

Za stebre pri momentnih okvirih v DC3 je v predlogu osnutka standarda prEN 1998-1-2 [3] specificirana dodatna zahteva, ki mora biti izpolnjena pri kontrolah nosilnosti in stabilnosti:

$$\Sigma M_{pl,Rd,c}(N_{Ed}) \ge \Sigma \left[\omega_{rm} \cdot \omega_{sh} \left(M_{pl,Rd,b} + s_h \cdot V_{Ed,M} \right) + s_h \cdot V_{Ed,G} \right]$$
(3.57)

Za stebre momentnih okvirov, opremljenih s tornimi napravami, ki se uvrščajo v DC3 mora veljati enačba (3.58):

$$\Sigma M_{pl,Rd,c}(N_{Ed}) \ge \Sigma \left[\omega_{rm} \cdot \left(M_{slip,Rd} + s_h \cdot V_{Ed,M} \right) + s_h \cdot V_{Ed,G} \right]$$
(3.58)

. .

kjer so:	
$\Sigma M_{pl,Rd,c}(N_{Ed})$	vsota projektne upogibne nosilnosti stebra v skladu s poglavjem 6.2.9.1, SIST
	EN 1993-1-1 [12] ob upoštevanju osne obremenitve N_{Ed} , določena z izrazom
	(3.54).
$\Sigma M_{pl,Rd,b}$	vsota projektne upogibne nosilnosti prečk, ki se stikajo v vozlišču;
S _h	razdalja med tornim dušilcem in središčno osjo stebra.

Če je v stebru pričakovana tvorba plastičnega členka, naj bo za strižno silo V_{Ed} izpolnjen pogoj [3]:

$$V_{Ed} \le \begin{cases} 0.5 \cdot V_{Rd,c}; & q > 2,0 \\ V_{Rd,c}; & 1.5 < q \le 2,0 \end{cases}$$
(3.59)

kjer je $V_{Rd,c}$ projektna nosilnost prečnega prereza stebra skladno z EN 1993-1-1.

Preverjanje nosilnosti in stabilnosti stebrov se izvede po določilih v EN 1993-1-1, poglavje 6 [12].

3.4 Pravila za projektiranje spojev steber-prečka opremljenih s tornimi dušilci po novem EC8

V nadaljevanju so predstavljena posebna pravila za projektiranje vozlišč steber-prečka momentnih okvirov, opremljenih s FREEDAM dušilci, ki so podana v poglavju 7 dokumenta FREEDAM PLUS Potresnoodporno projektiranje jeklenih konstrukcij s sipanjem v spojih brez poškodb [4]. Dokument predstavlja dodatek k osnovnim zahtevam za dimenzioniranje spojev v momentnih okvirih predloga novega standarda prEN1998-1-2:2021 (poglavje 11.9 in dodatek E) [3], ki ga je treba uskladiti s standardom EN 1993-1-8. Pomembno je poudariti, da je med izdelavo magistrskega dela izšla nova različica tega standarda, prEN1998-1-2:2022, ki uvaja nekatere spremembe pri načrtovanju spojev steber-prečka opremljenih s tornimi dušilci. Te spremembe niso zajete v okviru te naloge.

3.4.1 Splošna določila anti-seizmičnih naprav

Splošna določila za naprave, ki zagotavljajo potresno varnost konstrukcij so zajeta v poglavju 6.8.2.3 novega osnutka standarda prEN1998-1-1 [2], so naslednja:

- Protipotresne naprave morajo biti skladne s standardom EN 15129 ali morajo biti zajete v evropski tehnični oceni (ETA).
- Načrt montaže, pregleda, vzdrževanja in menjave tornih dušilcev je treba pripraviti skladno s standardom EN 15129.
- V življenjski dobi konstrukcije je treba zagotoviti dovolj prostora za pregled, vzdrževanje in menjavo tornih naprav.
- Torne naprave je treba zaščititi pred morebitnimi nezgodnimi učinki, kot so požar in kemični ali biološki napadi. Zagotovljena zaščita med potresom ne sme vplivati na funkcionalnost tornih dušilcev. Požarna zaščita naprav mora biti skladna s požarnimi zahtevami za celotno konstrukcijo.
- Pri projektiranju tornih dušilcev je treba upoštevati okoljske vplive, vključno z vetrom, vplivom temperature in izpostavljenostjo vlagi ali škodljivim snovem.
- V tornih dušilcih se mora uporabiti vijake trdnostnega razreda 10.9 [4].

3.4.2 Kriterij deformacij in trdnostni modeli za materiale

Kriterije v poglavju 7 novega predloga standarda prEN1998-1-1 [2] je treba uporabiti pri modelih za analize s pristopom, ki temelji na kontroli nosilnosti ali na kontroli pomikov ter pri kontrolah nosilnosti in deformacij, ki so podane v prEN 1998-1-2.

Deformacijska kapaciteta rotacije prečk, opremljenih s tornimi dušilci, ki se plastificirajo v upogibu ali v upogibu s kombinacijo osne sile, se definira z rotacijo θ [2]. Rotacija nosilca je enaka zasuku med horizontalo in tangento na nosilcu v vozlišču (slika 3.5). Splošno rotacije na konceh nosilca niso enake, saj prevojna točka ukrivljenosti ni nujno na sredini razpona nosilca.



Slika 3.5: Definicija rotacije nosilca θ v momentnem okviru ([2], str. 75)

Kadar se za predstavitev duktilnega obnašanja uporabi bilinearni model razmerja med silo in pomikom, je treba definirati dva nivoja poškodb na nivoju elementa, in sicer [4]:

a) rotacijo ob pričetku plastičnega tečenja θ_{slip} , pri razviti upogibni nosilnosti spoja M_{slip} Rotacija, ki se pojavi ob zdrsu spoja, kjer se prevojna točka ukrivljenosti predvidi na sredini razpona nosilca, se izračuna s sledečo enačbo [4]:

$$\theta_{slip} = \frac{L}{6 \cdot E \cdot I} \cdot (1+n) \cdot M_{slip} \tag{3.60}$$

kjer so:

M _{slip}	efektivna upogibna nosilnost ob zdrsu FREEDAM spoja določena z enačbo (3.62)
L	predpostavljena svetla dolžina nosilca;
$E \cdot I$	upogibna togost jeklenega nosilca;
n	koeficient prispevka strižnih deformaciji izražen z enačbo (3.61):

$$n = \frac{12EI}{L^2 \cdot G \cdot A_{eff}} \tag{3.61}$$

kjer sta:

Gstrižni modul jekla; A_{eff} efektivna površina strižnega prečnega prereza.

Efektivna upogibna nosilnost FREEDAM spoja ob zdrsu je definirana z enačbo (3.62) [4]:

$$M_{slip} = \Omega_{dyn} \cdot M_{slip,Rd} \tag{3.62}$$

kjer sta:

- Ω_{dyn} materialni koeficient, ki je določen z razmerjem med povprečno vrednostjo dinamičnega tornega koeficienta in projektno vrednostjo statičnega tornega koeficienta, ki opredeli projektno nosilnost spoja [4]. Za torni premaz M4 se uporabi vrednost $\Omega_{dyn} = 1,00$. V primeru tornih dušilcev, pri katerih so uporabljeni drugačni premazi tornih površin je potrebna izvedba eksperimentalnih testov;
- $M_{slip,Rd}$ projektna upogibna nosilnost FREEDAM spoja ob zdrsu tornega dušilca, ki se jo definira z enačbo (3.69).

b) mejno rotacijo θ_u

Mejna rotacija θ_u je maksimalna rotacija, ki se razvije pri največjem hodu dušilca. Določi se jo z vsoto rotacije ob zdrsu θ_{slip} in psevdo-plastičnega zasuka θ_p zaradi zdrsa spoja [4]:

$$\theta_u = \theta_{slip} + \theta_p \tag{3.63}$$

$$\theta_p = \frac{\delta_d}{h_t} \tag{3.64}$$

kjer sta:

- δ_d projektni horizontalni pomik oz. projektni "hod" tornega dušilca, ki je odvisen od dolžine podaljšanih lukenj, ki dopuščajo drsenje vijakov;
- h_t ročica upogibnega momenta, določena kot vertikalna razdalja med točko rotacije in težiščem vijačenega spoja, ki sestavlja torni dušilec.

Rotacijska kapaciteta θ_p spoja mora biti pri ciklični obremenitvi zagotovljena brez poslabšanja pričakovane nosilnosti, ne glede na predvideno lokacijo disipativnih območij (slika 3.6). Oceniti jo je treba iz prve histerezne ovojnice na podlagi eksperimentalnih preizkusov.



Slika 3.6: Definicija psevdo-plastične rotacije θ_p v območju plastičnega členka ([3], str. 159)

Spoji se po obstoječem EC8 projektirajo tako, da rotacijska kapaciteta $\theta_p \ge 0.035$ rad za konstrukcije s stopnjo duktilnosti DCH in $\theta_p \ge 0.025$ rad za konstrukcije v DCM (poglavje 6.6.4 (3), SIST EN 1998-1 [1]). Po predlogu novega standarda prEN 1998-1-2 so spoji v razredu duktilnosti DC2

načrtovani s plastično rotacijo $\theta_p \ge 0,02$ rad in v DC3 $\theta_p \ge 0,03$ rad (poglavje 11.9.4 (9) [3]). Vrednosti mejnih zasukov se lahko povečajo za 0,01 rad, s čimer se zajame tolerance pri izvedbi [4].

Zgoraj zapisani parametri predstavljajo srednje vrednosti nosilnosti pri dinamičnih pogojih, ki se jih uporabi v sklopu nelinearne analize, tj. nelinearne-statične globalne analize (potisna analiza). Pri preverjanju se upoštevajo spodnje karakteristične vrednosti nosilnosti. Zgornje karakteristične vrednosti nosilnosti se uporabijo kot merilo za projektiranje nedisipativnih komponent konstrukcije in spojev, glede na ustrezni del novega osnutka standarda prEN1998 [4]. Alternativno se lahko vhodne parametre določi na podlagi rezultatov eksperimentalnih testov cikličnega odziva spoja steber-prečka [2].

3.4.3 Materiali

Načrtovanje torne naprave zahteva vsaj tri različne vrednosti tornega količnika. Pri določitvi projektne nosilnosti v MSU je treba preprečiti zdrs tornih spojev pri statični obtežbi, kjer je potrebno uporabiti spodnjo mejo vrednosti efektivnega statičnega koeficienta trenja kontaktnih površin $\mu_{s,lower}$ z ustreznim delnim varnostnim faktorjem. Za pravilno sipanje energije v dušilcih je treba v MSN upoštevati najnižjo vrednost dinamičnega koeficienta trenja. Skladno s 6. točko dodatka A informativnega dokumenta velja [4]:

- pri potresni obtežni kombinaciji je povprečna vrednost efektivnega dinamičnega koeficienta trenja *μ*_{d,k,lower} enaka povprečni vrednosti μ_{d,k,lower} (razlika med μ_{d,k,lower}(δ_c) in μ_{d,k,lower} naj bo manjša od 20 %);
- za oceno potresnega odziva se upošteva povprečno vrednost efektivnega dinamičnega koeficienta trenja $\bar{\mu}_d$, za katerega velja $\bar{\mu}_d = \bar{\mu}_{d,m}$;
- pri kontroli nedisipativnih komponent torne naprave in spoja steber-prečka se uporabi najvišjo vrednost statičnega koeficienta trenja. To je zgornja meja vrednosti efektivnega statičnega koeficienta trenja $\mu_{s,upper}$.

Parametri koeficientov trenja so sledeči (v skladu s 6. točko dodatka A [4]):

- povprečna vrednost dinamičnega koeficienta trenja $\bar{\mu}_d$;
- nominalna vrednost (5 % percentil) dinamičnega koeficienta trenja μ_d ;
- zgornja meja nominalne vrednosti (95 % percentil) statičnega koeficienta trenja $\mu_{s,upper}$;
- spodnja meja nominalne vrednosti (5 % percentil) statičnega koeficienta trenja $\mu_{s,lower}$.

Vrednosti koeficientov trenja, ki je potrebno upoštevati pri projektiranju spojev opremljenih s tornimi dušilci s premazom tornih površin M4, so predstavljene na sliki 3.7 in v preglednici 3.10. Vrednosti so povzete skladno s poglavjem 2.5 informativnega dokumenta FREEDAM PLUS [4].

Preglednica 3.10: Projektne vrednosti koeficientov trenja za premaz tornih površin M4 [4]

KOEFICIENT	
TRENJA	$\mu_{0,d}$
$\mu_{s,lower}$	0,69
$\mu_{s,upper}$	0,84
μ_d	0,53



Slika 3.7: Količniki trenja v odvisnosti od skupnega pomika za material M4 ([4], str. 63)

Vrednosti koeficientov trenja, ki so upoštevane pri projektiranju spojev, naj bodo označene na načrtih jeklenih konstrukcij.

3.4.4 Pravila za projektiranje vozlišč steber-prečka opremljenih s tornimi dušilci

Pri dimenzioniranju spojev v vozliščih steber-prečka, opremljeni s tornimi dušilci je treba upoštevati naslednje zahteve:

- Sovprežno delovanje med nosilcem in betonsko ploščo je treba preprečiti z ukrepi v poglavju 12.8.6.2.3 predloga novega standarda prEN1998-1-2 [3].
- Spoji, opremljeni s tornimi dušilci, naj bodo projektirani kot delno nosilni spoji, ki so sposobni sipati potresno energijo. Dovoljeno jih je uporabljati v konstrukcijah razreda duktilnosti DC2 in DC3, če so izpolnjeni naslednji pogoji [3]:
 - a) spoji imajo rotacijsko kapaciteto, ki je v skladu z globalnimi deformacijami okvira. To pomeni, da so podaljšane luknje prednapetih vijakov tornega dušilca zasnovane tako, da zagotavljajo največji hod v zvezi s pričakovano globalno deformacijo glede na razred duktilnosti;
 - b) elementi, ki so med seboj povezani s spoji, morajo v mejnem stanju velikih poškodb (SD) zadostiti kontrolam nosilnosti in stabilnosti.
- Prenos obremenitev iz nosilce v stebre mora ustrezati pravilom projektiranja, navedenim v standardu EN 1993-1-8:2005, 6. poglavje [13].
- Panel stojine stebra (strižni panel), ki je omejen s pasnicama stebra in prečnimi ojačitvami mora zadostiti pogoju [3]:

 $V_{wp.Ed} \leq V_{wp.Rd}$

kjer sta:

 $V_{wp,Ed}$

projektna strižna sila v panelu stojine stebra, izračunana ob upoštevanju plastične upogibne nosilnosti ob zdrsu v območjih sipanja potresne energije (glej sliko 3.8);

 $V_{wp,Rd}$

strižna nosilnost panela stojine stebra v strigu v skladu z EN 1993-1-8:2005 [13]. Vpliva osnih sil in upogibnih momentov na plastično strižno nosilnost panela ni treba upoštevati.



Slika 3.8: Panel stojine stebra, omejen s pasnicama stebra in vodoravnimi ojačitvami ([3], str. 158)

 Nosilnost panela stojine stebra proti lokalnemu izbočenju se preveri skladno s standardom EN 1993-1-8:2004, poglavje 5 [13]:

$$V_{wp,Ed} \le V_{wb,Rd} \tag{3.66}$$

kjer je V_{wb,Rd} nosilnost strižnega panela ob upoštevanju strižnega izbočenja.

Za okvire v razredu duktilnosti DC3 mora za skupno debelino t ojačitvene pločevine stojine stebra veljati [3]:

$$t = (t_w + t_{swp}) \ge \frac{\left[(d_b - 2 \cdot t_{b,f}) + (d_c - 2 \cdot t_{c,f}) \right]}{90}$$
(3.67)

kjer so:

t_w	debelina stojine jeklenega profila;
t_{swp}	debelina dodatne pločevine ob stojini stebra;
d_b	višina prečnega prereza najvišjega izmed priključenih nosilcev;
$t_{b,f}$	debelina pasnice najvišjega izmed priključenih nosilcev;
d_c	višina prečnega prereza stebra;
$t_{c,f}$	debelina pasnice stebra.

Če je enačba (3.67) izpolnjena, se lahko predpostavi, da je tudi enačba (3.66) izpolnjena.

 Pri projektiranju spojev steber-prečka s tornimi napravami je potrebno preprečiti zdrs v potresni obtežni kombinaciji za MSU (mejno stanje DL ali OP, odvisno od dogovora z investitorjem), kar se zagotovi s pogojem [4]:

$$M_{Ed} \le M_{slip,Rd} \tag{3.68}$$

kjer sta:

- M_{Ed}
- največji upogibni moment v spoju steber-prečka, zaradi najbolj kritične obtežne kombinacije izmed sledečih:
 - kombinacija težnostnih sil (kombinacija stalnih in spremenljivih obtežb pri MSN oziroma MSU);
 - kombinacija z obtežbo vetra (kombinacija stalne, spremenljive in vetrne obtežbe);
 - potresna obtežna kombinacija pri MSU (kombinacija težnostnih sil in potresne obtežbe, ki ustreza mejnemu stanju zmernih poškodb (DL) ali operativnemu stanju (OP), odvisno od dogovora z naročnikom).

 $M_{slip,Rd}$ projektni upogibni moment ob zdrsu tornega dušilca, ki se ga izračuna z izrazom [4]:

$$M_{slip,Rd} = F_{slip,Rd} \cdot h_t = \frac{\mu_{s,lower} \cdot n_b \cdot n_s \cdot F_{p,lt}}{\gamma_{Mf}} \cdot h_t$$
(3.69)

kjer so:

projektna torna nosilnost dušilca ob zdrsu;
ročica upogibnega momenta, izražena z vertikalno razdaljo med točko rotacije in težiščem
vijačenega spoja, ki sestavlja torni dušilec;
je 5 % percentil statičnega koeficienta trenja kontaktnih površin;
število vijakov;
število kontaktnih površin;
dolgoročna sila prednapetja v vijakih, ki se jo izračuna z enačbo (3.72);
delni varnostni faktor.

Torna nosilnost dušilca ob zdrsu ($F_{slip,Rd}$) je odvisna zlasti od koeficienta trenja, ki je definiran glede na obrabo tornih površin in velikostjo sile prednapetja vijakov. Za FREEDAM dušilce s premazom tornih površin M4 se lahko privzame vrednosti $\mu_{s,lower} = 0,69$ in $\gamma_{Mf} = 1,162$. V primeru uporabe drugačnih premazov tornih oblog se vrednosti parametrov določijo z eksperimentalnimi testi (zajeto v dodatku A informativnega dokumenta FREEDAM PLUS [4]).

Za izpolnitev zahteve o zadostni razpoložljivi rotacijski kapaciteti spojev, mora biti hod tornega dušilca projektiran na psevdo-plastični zasuk θ_p ≥ 0,03 rad za konstrukcije v razredu duktilnosti DC3 in θ_p ≥ 0,02 rad za razred duktilnosti DC2. (Opomba: Pri dimenzioniranju dejanskega hoda tornega dušilca se zgornji vrednosti lahko povečajo za 0,01 rad. S tem se zajame tovarniške in izvedbene tolerance [4])

 Zadostna upogibna nosilnost spojev steber-prečka opremljenih s tornimi dušilci je izpolnjena z naslednjo enačbo, s katero se zagotovi, da pride do zdrsa v spoju v mejnem stanju velikih poškodb (SD) [4]:

$$M_{Ed} \le M_{slip} = \Omega_{dyn} \cdot M_{slip,Rd} \tag{3.70}$$

kjer sta:

- M_{Ed} največji upogibni moment v spoju steber-prečka v potresni projektni kombinaciji v MSN, ki zajema kombinacijo gravitacijskih in potresnih vplivov pri mejnem stanju velikih poškodb (SD);
- M_{slip} projektna upogibna nosilnost spoja steber-prečka v mejnem stanju SD pri zdrsu tornega dušilca, ki se izrazi z enačbo (3.62).
- V primeru uporabe predkvalificiranih spojev, ni potrebno izvesti eksperimentalnih preskusov, saj že izpolnjujejo kriterije glede rotacijske kapacitete θ_p in projektne upogibne nosilnosti pri zdrsu tornega dušilca (glej poglavje 3.4.7)
- Na nivoju komponent spoja je potrebno uporabiti hierarhični kriterij, s tem se zagotovi, da je zdrs tornega dušilca najšibkejša komponenta spoja, ki sipa potresno energijo.
- Komponente spoja, ki ne sipajo energije je treba načrtovati tako, da ostanejo v elastičnem območju, dokler zasuk dušilca ne doseže mejne rotacije. To pomeni, da deli vozlišča, ki ne sipajo energije prenesejo večje obremenitve, kot jih lahko prenese disipativna komponenta. Največja obremenitev, ki se prenese iz tornega dušilca na nedisipativne komponente, se definira z [4]:

$$F_{slip,max,Cd} = \Omega_{Cd} \cdot F_{slip,Rd} = \Omega_{Cd} \cdot \frac{\mu_{s,lower} \cdot n_b \cdot n_s \cdot F_{p,lt}}{\gamma_{Mf}}$$
(3.71)

kjer je Ω_{Cd} faktor dodatne nosilnosti, zaradi naključne spremenljivosti koeficienta trenja (pri postopku nanosa premaza tornih površin) in izbrano stopnjo zanesljivosti glede na načrtovano nosilnost. Za vrednost faktorja dodatne nosilnosti se lahko privzame $\Omega_{Cd} = 1,56$, če je uporabljen premaz tornih površin M4 [4]. V primeru uporabe drugačnih premazov se vrednosti določijo z eksperimentalnimi preizkusi. Projektno vrednost dolgoročne sile prednapetja $F_{p,lt}$ se določi z enačbo (3.73).

3.4.5 Zahteve za torne dušilce

Torni dušilci naj bodo projektirani tako, da je zagotovljena [4]:

- zadostna torna nosilnost, da se prepreči zdrs zaradi težnostnih sil v MSN in MSU (ne v potresnem projektnem stanju);
- zadostna torna nosilnost, da se prepreči zdrs zaradi vetrne obtežbe, razen, če je predvidena disipacija energije pri določenih stopnjah vetra. Če je tako, je potrebno definirati minimalno hitrost vetra pri kateri je preprečen zdrs in pripadajočo minimalno torno nosilnost;
- zadostna torna nosilnost, da se prepreči zdrs zaradi potresnih vplivov v MSU, in sicer pri mejnem stanju zmernih poškodb (DL) ali operativnem stanju (OP). Ta se lahko določi po dogovoru z naročnikom;

- prepreči se plastifikacija pločevin, ki sestavljajo torni dušilec in komponente spoja;
- zadostna sposobnost sipanja potresne energije pri ciklični obtežbi.

3.4.5.1 Priprava kontaktnih površin tornih dušilcev

- Ploščina kontaktnih površin naj bo enaka ploščini pločevin, ki sestavljajo torne površine. Kontaktne površine je treba obdelati tako, da zagotavljajo ustrezen koeficient zdrsa v skladu z zahtevanim obnašanjem določenim z eksperimentalnimi testi v dodatku A informativnega dokumenta FREEDAM PLUS [4].
- Pred sestavljanjem tornega dušilca je treba upoštevati naslednje varnostne ukrepe [4]:
 - a) kontaktne površine morajo biti čiste, tj. brez mastnih madežev, praha ali barve. Odstraniti je treba površinske nepopolnosti, ki bi lahko preprečile prileganje priključnih delov;
 - b) na neobdelanih površinah je treba odstraniti vse plasti rje ali drugih nesprijetih materialov.
 Paziti je treba, da se hrapavih površin ne poškoduje ali zgladi. Neobdelane površine tornih stikov je treba pustiti neobdelane, dokler se ne opravi pregled oz. nadzor spojev.
- Proizvajalec mora zagotoviti ustrezne podatke o statičnem in dinamičnem koeficientu trenja, kateri so sledeči [4]:
 - povprečna vrednost dinamičnega koeficienta trenja $\bar{\mu}_d$;
 - spodnja meja (5 % percentil) dinamičnega koeficienta trenja $\bar{\mu}_{d,k,lower}$;
 - · zgornja meja (95 % percentil) statičnega koeficienta trenja $\mu_{s,upper}$;
 - spodnja meja (5 % percentil) statičnega koeficienta trenja $\mu_{s,lower}$.

3.4.5.2 Privijanje prednapetih vijakov tornega dušilca

- Za privijanje vijačnih sklopov (vijaki z matico in podložkami) FREEDAM dušilca je najprimernejša momentna metoda, kjer se vijaki privije z momentnim ključem s primernim delovnim območjem.
- Za prednapete vijake se vrednost sile prednapenjanja $F_{ap,C}$ izračuna z izrazom [4]:

$$F_{ap,C} = \gamma_{lt} \cdot \psi \cdot 0.70 \cdot f_{ub} \cdot A_s \tag{3.72}$$

kjer so:

 γ_{lt} koeficient, ki zajema izgubo sile prednapenjanja v življenjski dobi konstrukcije. Pri FREEDAM dušilcih s premazom tornih površin M4 velja $\gamma_{lt} = 1,15$ [4];

- ψ redukcijski koeficient, ki zmanjšuje obrabo kontaktnih površin in/ali preprečuje fenomen lepenja in zdrsa. V primeru uporabe FREEDAM dušilcev s premazom tornih površin M4 se upošteva omejitev $\psi \le 1,0$. Meja $\psi \le 0,40$ velja ne glede na vrsto premaza;
- f_{ub} natezna trdnost vijakov;
- A_s računska površina stebla vijaka;
- Projektna vrednost dolgoročne sile prednapetja $F_{p,lt}$, ki je potrebna za določitev torne nosilnosti dušilca, je opredeljena z enačbo [4]:

$$F_{p,lt} = \psi \cdot 0.70 \cdot f_{ub} \cdot A_s \le \frac{F_{p,0}}{\gamma_{lt}}$$
(3.73)

– Projektna vrednost začetne sile prednapetja $F_{p,0}$, s katero se definira referenčni moment privijanja $M_{r,i}$, je določena z [4]:

$$F_{p,0} = F_{ap,C} = \gamma_{lt} \cdot \psi \cdot 0.70 \cdot f_{ub} \cdot A_s \tag{3.74}$$

Enačba (3.73) se uporablja z omejitvijo $\gamma_{lt} \cdot \psi \leq 1,0$

- referenčne momente privijanja prednapetih vijakov $M_{r,i}$ se določi za vsako vrsto vijačnih sklopov z eno izmed sledečih opcij [4]:
 - a) glede na klasifikacijo k-razreda, ki ga poda proizvajalec veznega sredstva skladno z EN 14399:

$$M_{r,i} = \gamma_{lt} \cdot \psi \cdot k_m \cdot d \cdot F_{ap,C,max}$$
(3.75)

kjer sta:

 k_m vrednost k-faktorja za razred K2; d nazivni premer vijaka.

b) Skladno z dodatkom H standarda EN 1090-2:

$$M_{r,test} = M_m \tag{3.76}$$

kjer je M_m definiran v skladu s postopkom, ki je primeren za izbrano metodo pritegovanja. Enačba (3.76) velja skupaj z mejo $\gamma_{lt} \cdot \psi \leq 1,0$.

3.4.6 Postopek načrtovanja FREEDAM vozlišč

V tem poglavju so podane smernice za potresnoodporno načrtovanje vozlišč, opremljenih s FREEDAM dušilci s premazom tornih površin M4, ki so povzete na podlagi poglavja 8 informativnega dokumenta FREEDAM PLUS [4]. Pristop k dimenzioniranju temelji na rezultatih eksperimentalnih preiskav, opisanih v poglavju 3 informativnega dokumenta in je izdelan skladno s postopkom predkvalifikacije, ki je predlagan v ameriškem standardu AISC-358.

Projektiranje vozlišč steber-prečka opremljenih s tornimi dušilci, poteka s pomočjo komponentne metode, ki temelji na dveh bistvenih načelih [4]:

- določitev najšibkejše komponente, ki sipa energijo, tj. torni dušilec. Le-ta se načrtuje na vplive iz globalne analize konstrukcije, glede na merodajno obtežno kombinacijo za potresno projektno stanje (skladno s priporočili poglavja 7 informativnega dokumenta).
- dimenzioniranje nedisipativnih komponent spoja tako, da ostanejo v elastičnem območju, dokler zasuk dušilca ne doseže mejne rotacije (v skladu s SIST EN 1993-1-8 [13]). Pri določitvi projektnih vplivov se upošteva faktor dodatne nosilnosti Ω_{Cd} .

Torna nosilnost dušilca je odvisna od koeficienta trenja, ki je določen glede na obrabo tornih površin in velikostjo sile prednapetja vijakov. Rotacijska kapaciteta je pogojena z dolžino podaljšanih lukenj, ki se jih definira glede na ciljni pomik konstrukcije [4].

Celoten postopek načrtovanja FREEDAM spojev po komponentni metodi sestoji iz desetih korakov in je običajno iterativen. Slika 3.9 prikazuje posamezne komponente v spoju, in sicer VFC-postavitev, kjer je vuta postavljena pravokotno na pasnico prečke ter HFC-postavitev, kjer je vuta vzporedna s pasnico prečke. Za spoj so relevantne naslednje komponente:

- torni dušilec,
- pasnica in stojina vute,
- pasnica in stojina T-elementa,
- pasnica in stojina L-elementa,
- stojina prečke (preprečitev lokalnega izbočenja z dodatnimi ojačitvami prečke),
- panel stojine stebra v nategu in tlaku,
- strižni panel.



a) VFC-postavitev



b) HFC-postavitev

Slika 3.9: Vertikalna (a) in horizontalna (b) konfiguracija dušilca v FREEDAM spoju ([4], str. 70)

V nadaljevanju je obravnavan proces za VFC-postavitev tornega dušilca. Osnovne zahteve projektiranja za horizontalno postavljene torne dušilce (HFC-konfiguracija) so obravnavane v poglavju 8.2.2 informativnega dokumenta FREEDAM PLUS [4].

1. korak: Načrtovanje vijakov tornega dušilca

Projektna sila F_{Ed} , ki deluje na središčno os naprave, je določena z izrazom [4]:

$$F_{Ed} = \frac{\max \left\{ \frac{M_{Ed,1}}{M_{Ed,2} / \Omega_{dyn}} \right\}}{z} = \frac{M_{Ed}}{z}$$
(3.77)

kjer so:

- $M_{Ed,1}$ največji upogibni moment v spoju steber-prečka, zaradi najbolj kritične obtežne kombinacije izmed sledečih:
 - kombinacija težnostnih sil (kombinacija stalnih in spremenljivih obtežb pri MSN in MSU);
 - kombinacija z obtežbo vetra (kombinacija stalne, spremenljive in vetrne obtežbe);
 - potresna obtežna kombinacija pri MSU (kombinacija težnostnih sil in potresne obtežbe, ki ustreza mejnemu stanju zmernih poškodb (DL) ali operativnemu stanju (OP), odvisno od dogovora z naročnikom).
- $M_{Ed,2}$ največji upogibni moment v spoju pri projektni potresni kombinaciji za mejno stanje velikih poškodb (SD). Vrednost materialnega koeficienta je za premaze tornih površin M4 enaka $\Omega_{dyn} = 1,00;$
- z ročica vozlišča, definirana kot vertikalna razdalja med središčno osjo dušilca in centrom rotacije. V preglednici 3.11 so prikazane predlagane vrednosti ročic glede na izbrani profil prečke IPE in nivo izkoriščenosti prečke v upogibu (\overline{m}). Izkoriščenost nosilca se izračuna z naslednjim razmerjem:

$$\overline{m} = \frac{M_{Ed}}{M_{pl,b,Rd}} \tag{3.78}$$

PREDLAGANA ROČICA z [mm]			
PROFIL	IZKORIŠČENOST PREČKE V UPOGIBU (\overline{m})		
TROFIL	0,40	0,60	0,80
IPE270	350 - 400	400 - 450	450 - 500
IPE300	400 - 450	450 - 500	500 - 550
IPE360	500 - 550	550 - 600	600 - 650
IPE400	550 - 600	600 - 650	650 - 700
IPE450	600 - 650	650 - 700	700 - 750
IPE500	650 -	700	700 - 750
IPE550	700 -	750	750 - 800

Preglednica 3.11: Vrednosti ročic z glede na izbrani profil prečke IPE in nivo izkoriščenosti prečke v upogibu \overline{m} ([4], str. 207)

se nadaljuje ...

... nadaljevanje preglednice 3.11

IPE600	800 - 850	850 - 900
IPE750 x 147		
IPE750 x 161	950 - 1100	1100 - 1250
IPE750 x 173+		
IPE750 x 185		

Ob upoštevanju predlagane ročice (preglednica 3.11) in z razmerjem izkoriščenosti prečke v upogibu ter upogibno nosilnostjo prečke se določi projektni vpliv F_{Ed} :

$$F_{Ed} = \frac{\overline{m} \cdot M_{pl,b,Rd}}{z} \tag{3.79}$$

Projektna torna nosilnost $F_{slip,Rd}$ ob zdrsu tornega dušilca je enaka [4]:

$$F_{slip,Rd} = \frac{\mu_{s,lower} \cdot n_{b,act} \cdot n_s \cdot F_{p,lt}}{\gamma_{Mf}}$$
(3.80)

Projektna upogibna torna nosilnost dušilca $M_{slip,Rd}$ je definirana z enačbo (3.69). Pri izračunu se za FREEDAM dušilce s premazom tornih oblog M4 upošteva vrednosti $\mu_{s,lower} = 0,69$ in $\gamma_{Mf} = 1,162$. Projektna vrednost dolgoročne sile prednapetja $F_{p,lt}$ je podana z izrazom (3.73).

Najmanjše število vijakov $n_{b,min}$ se lahko določi z enačenjem enačb (3.77) in (3.80) in ob predpostavki, da je redukcijski koeficient ψ enak 1,0 [4]:

$$n_{b,min} = \frac{F_{Ed} \cdot \gamma_{Mf}}{\mu_{s,lower} \cdot n_s \cdot F_{p,lt}}$$
(3.81)

Za dejansko število vijakov tornega dušilca $(n_{b,act})$ je treba vrednost $n_{b,min}$ pridobljeno z zgornjo enačbo zaokrožiti navzgor. Nakar se v enačbi (3.80) zamenja dejansko silo prednapetja vijakov, kjer je koeficient ψ določen z:

$$\psi = \frac{F_{Ed} \cdot \gamma_{Mf}}{\mu_{s,lower} \cdot n_{b,act} \cdot n_s \cdot (0,70 \cdot f_{ub} \cdot A_s)}$$
(3.82)

<u>korak: Projektni vplivi na komponente spoja, ki ne sipajo energije</u>

Projektne obremenitve, ki so potrebne za projektiranje komponent, ki ne sipajo energije (T-element, Lelementi in strižni panel) so prikazane na sliki 3.10. Največja osna sila $F_{slip,max,Cd}$, ki se prenese iz tornega dušilca na nedisipativne komponente, je določena z enačbo (3.71). Pri tem je dolgoročna sila prednapetja $F_{p,lt}$ definirana z enačbo (3.73). Projektni upogibni moment $M_{slip,max,Cd}$ se izrazi s sledečo enačbo [4]:

$$M_{slip,max,Cd} = F_{slip,max,Cd} \cdot z = \Omega_{Cd} \cdot F_{slip,Rd} \cdot z$$
(3.83)



Slika 3.10: Projektni vplivi za načrtovanje nedisipativnih komponent ([4], str. 209)

Projektno strižno silo v vozlišču se lahko izračuna kot [4]:

$$V_{slip,max,Cd} = \frac{2 \cdot F_{slip,max,Cd} \cdot z}{(L-2 \cdot a)} + q_{Ed} \cdot \frac{(L-2 \cdot a)}{2} \cong \frac{M_{slip,max,Cd}}{L}$$
(3.84)

kjer so:

L	osna razdalja med dvema stebroma momentnega okvira (slika 3.11)
а	polovica višine prečnega prereza stebra;

 q_{Ed} enakomerno porazdeljena obtežba v projektnem potresnem stanju.



Slika 3.11: Deformiranje spojev steber-prečka pri potresnem projektnem stanju ([4], str. 209)

Pri poenostavitvi enačbe (3.84) se lahko zanemari prispevek tornega dušilca v strigu in tako celotno projektno strižno silo prenese T-element, ki povezuje zgornjo pasnico nosilca in pasnico stebra.

3. korak: Načrtovanje pasnice vute

Za poenostavitev preverjanja vijakov, ki povezujejo pasnico vuto na spodnjo pasnico prečke, se izbere debelina pasnice vute (t_{hf}) enaka ali večja od debeline pasnice prečke (t_{bf}) . Širina pločevine vute naj bo enaka širini nosilca.

Geometrijo pasnice vute se določi z iterativnim postopkom, s katerim se opredelijo premer vijaka, število vrst vijakov, razdaljo med vijaki in razdaljo zadnjih vrst vijakov od roba vute. Pri izračunu je potrebno upoštevati ekscentričnost med osjo tornega dušilca in spodnjo pasnico prečke (slika 3.12).



Slika 3.12: Sile v vijakih, ki povezujejo vuto na spodnjo pasnico prečke ([4], str. 210)

Strižno in natezno silo v najbolj obremenjenem vijaku, ki je najbolj oddaljen od tlačne cone (na robu vute) se definira z naslednjima enačbama, upoštevajoč dva vijaka za vsako vrsto [4]:

$$F_{v,Ed} = \frac{F_{slip,max,Cd}}{2 \cdot n_b} \tag{3.85}$$

$$F_{t,Ed,max} = \frac{F_{slip,max,Cd} \cdot (z - d_b) \cdot d_{max}}{2 \cdot \sum_{i=1}^{n_b} {d_i}^2}$$
(3.86)

kjer so:

 n_b število vrst vijakov v pasnici vute;

 d_b višina prečke v spoju;

 d_i razdalja od *i*-te vrstice vijakov do središča tlačne cone.

Kontrola interakcije striga in natega v najbolj obremenjenem vijaku se preveri v skladu z EC3, 1-8. del (preglednica 3.4, [13]):

$$\frac{F_{v,Ed}}{F_{v,Rd}} + \frac{F_{t,Ed,max}}{1,4 \cdot F_{t,Rd}} \le 1,0$$
(3.87)

4. korak: Načrtovanje stojine vute

Geometrija vute je odvisna od premera luknje (d_0) , števila vijakov tornega dušilca, velikosti tornih pločevin, od dolžine podaljšanih lukenj v horizontalni smeri $(L_{slot,h})$ in od celotne dolžine vute $(b_{hw,sup})$, ki je dimenzionirana v prejšnjem koraku. Za določitev velikosti tornih pločevin se upoštevajo naslednje geometrijske karakteristike (slika 3.13). Najmanjše vrednosti štirih parametrov so določene v skladu s standardom EC3, 1-8. del [13]:

- − vodoravni razmak med vijaki: $w_h = k_{wh} \cdot d_0$; 2,5 ≤ k_{wh} ≤ 3,5
- − vodoravna razdalja od roba torne pločevine do luknje vijaka: $e_h = k_{eh} \cdot d_0$; 1,2 ≤ k_{eh} ≤ 2,4
- − navpični razmak med vijaki: $w_v = k_{wv} \cdot d_0$; 4,5 ≤ k_{wv} ≤ 6,0
- − navpična razdalja od luknje vijaka do roba torne pločevine: $e_v = k_{ev} \cdot d_0$; 2,5 ≤ $k_{ev} \leq$ 3,5.



Slika 3.13: Geometrija vute v spoju steber-prečka opremljen s tornim dušilcem ([14], str. 16)

Dolžina podaljšanih lukenj v horizontalni smeri ($L_{slot,h}$) je odvisna od zahtevane rotacijske kapacitete spoja, ob predpostavki, da so vijaki tornega dušilca razporejeni v dve vodoravni vrsti. Opredeljena je s sledečo neenačbo [4]:

$$L_{slot,h} \ge \left(\frac{n_{b,act}}{2} - 1\right) \cdot w_h + d_0 + 2 \cdot \theta_u \cdot \left(z + \frac{w_v}{2}\right) \tag{3.88}$$

kjer je θ_u mejni projektni zasuk (slika 3.14). Priporočeno je, rotacijska kapaciteta tornega dušilca θ_p ni manjša od 0,03 rad za konstrukcije v DC3 in 0,02 rad za konstrukcije v DC2 (glej poglavje 3.4.2). Pri tem se zgornji vrednosti lahko povečajo za 0,01 rad, s čimer se zajame tolerance pri izvedbi [4].



Slika 3.14: Mejna rotacijska kapaciteta vozlišča, opremljenega s tornim dušilcem ([4], str. 211)

Glede na sliko 3.13 se najmanjšo horizontalno razdaljo med vogalom stojine vute in robom tornih pločevin (δ_h) določi kot:

$$\delta_{h,min} = \theta_u \cdot \left(e_v + \frac{w_v}{2} + z \right) \tag{3.89}$$

Vertikalna razdalja (δ_v) je določena kot (slika 3.17):

$$\delta_{\nu,\min} = \theta_u \cdot (l_{Lw} + t_L) \tag{3.90}$$

kjer sta:

l_{LW}	širina L-elementa;
t_L	debelina L-elementa;

Dolžina podaljšanih lukenj v horizontalni smeri mora biti večja od dolžine, ki jo zahteva rotacija nosilca in je določena kot [14]:

$$stroke_{ava} > stroke_{req}$$
 (3.91)

$$stroke_{req} = \theta_u \cdot \left(z + \frac{w_v}{2}\right)$$
 (3.92)

$$stroke_{ava} = \frac{L_{slot,h} - d_0 - \left(\frac{n_{b,act}}{2} - 1\right) \cdot w_h}{2}$$
(3.93)

Ko je višina stojine vute definirana, se debelino stojine vute (t_{hw}) izračuna z enačenjem projektne nosilnosti neto prereza (v skladu z EC3-1-8 [13]) in projektne natezne osne sile $F_{slip,max,Cd}$:

$$F_{slip,max,Cd} \le F_{net} = \frac{0.9 \cdot A_{net} \cdot f_{yh}}{\gamma_{M2}}$$
(3.94)

$$A_{net} = (h_{hw} - 2 \cdot d_0) \cdot t_{hw} = (z - d_b - t_{hf} + \frac{w_v}{2} + e_v - 2 \cdot d_0) \cdot t_{hw}$$
(3.95)

$$t_{hw} = \frac{F_{slip,max,Cd} \cdot \gamma_{M2}}{0.9 \cdot (z - d_b - t_{hf} + \frac{W_v}{2} + e_v - 2 \cdot d_0) \cdot f_{yh}}$$
(3.96)

kjer so:

5	
A _{net}	neto prečni prerez stojine vute;
h_{hw}	višina stojine vute;
d_b	višina prečke v spoju;
t_{hf}	debelina pasnice vute;
f_{yh}	napetost tečenja stojine vute.

5. korak: Načrtovanje pasnice T-elementa

Za načrtovanje T-elementa je uporabljen model T-elementa v skladu z EC3, del 1-8 [13]. Projektno nosilnost pasnic po modelu T-elementa se izračuna kot najmanjšo vrednost med tremi možnimi načini porušitve (preglednica 6.2, [13]). Mehanizem tipa 3 ali mehanizem porušitve vijakov je način krhke porušitve, pri katerem ne pride do plastifikacije pločevine. Za preprečitev take porušitve je treba vijake, ki povezujejo pasnico T-elementa s pasnico stebra preveriti glede na interakcijo strižne ($V_{slip,max,Cd}$) in natezne sile ($F_{slip,max,Cd}$) z enačbo (3.87). Pri tem je posamezna sila na vijak opredeljena kot:

$$F_{v,Ed} = \frac{V_{slip,max,Cd}}{n_b}; \quad F_{t,Ed} = \frac{F_{slip,max,Cd}}{n_b}$$
(3.97)

Dimenzijo vijaka v pasnici T-elementa določimo glede na nosilnost vijaka v nategu in strigu. Upoštevamo zahtevo po EC3 del 1-8 (preglednica 3.4, [13]):

$$A_{s,min} \ge \max \begin{cases} \frac{\gamma_{M2}}{f_{ub}} \cdot \left(\frac{F_{v,Ed}}{\alpha_v} + \frac{F_{t,Ed}}{1,26}\right); \ \alpha_v = 0,5\\ \frac{\gamma_{M2} \cdot F_{t,Ed}}{0,9 \cdot f_{ub}} \end{cases}$$
(3.98)

Horizontalni razmik med vijaki (w_{Tf}) je omejen z naslednjimi izrazi [14]:

$$w_{Tf,min} = \max \begin{cases} t_{cw} + 2 \cdot r_c + 1,8 \cdot d_0 \\ b_b - 2 \cdot e_{Tf} \end{cases}$$
(3.99)

$$w_{Tf,max} = b_c - 2.4 \cdot d_0 \tag{3.100}$$

kjer so:

t _{cw}	debelina stojine stebra v spoju;
r_c	polmer zaokrožitve med pasnico in stojino stebra (vroče valjani profili);
b_b	širina prečke v spoju;
e_{Tf}	vodoravna razdalja med linijo vijakov do roba T-elementa (slika 3.15), ki se definira glede
	na zahteve EC3, del 1-8 (robne oddaljenosti vijakov);
b_c	širina stebra v spoju.

Širina T-elementa (b_T) je tako enaka:

$$b_{T,min} = \max \begin{cases} w_{Tf} + 2.4 \cdot d_0 \\ b_b \end{cases}$$
(3.101)

$$b_T = 2 \cdot e_{Tf} + w_{Tf} \tag{3.102}$$



Slika 3.15: Geometrija T-elementa v spoju steber-prečka opremljen s tornim dušilcem ([4], str. 213)

Z ustrezno debelino pasnice T-elementa preprečimo nastanek mehanizma tipa 1 ali tipa 2, tj. plastifikacijo pasnic. Porušitev vijakov (mehanizem tipa 3) preprečimo s kontrolo (3.98). Debelino pasnice T-elementa (t_{Tf}) določimo kot (preglednica 6.2, EC3-1-8 [13]):

$$t_{Tf} = \max \begin{cases} t_{Tf,1}; \text{ mehanizem tipa 1} \\ t_{Tf,2}; \text{ mehanizem tipa 2} \end{cases}$$
(3.103)

$$F_{T,1,Rd} = \frac{4 \cdot M_{pl,1,Rd}}{m} \to t_{Tf,1} = \sqrt{\frac{m \cdot F_{slip,max,Cd} \cdot \gamma_{M0}}{2 \cdot b_{eff} \cdot f_y}}$$
(3.104)

$$F_{T,2,Rd} = \frac{2 \cdot M_{pl,2,Rd} + n \cdot \Sigma F_{t,Rd}}{m+n} \to$$
(3.105)

$$t_{Tf,2} = \sqrt{\frac{2 \cdot \gamma_{M0}}{2 \cdot b_{eff} \cdot f_y}} \cdot \left[\frac{F_{slip,max,Cd} \cdot (m+n)}{2} - 2 \cdot F_{t,Rd} \cdot n\right]$$

kjer so:

 m_T razdalja med osjo vijaka in plastičnim členkom, ki se nahaja v pasnici poleg stojine Telementa. Najmanjša vrednost razdalje je enaka $m_{T,min} = 1.5 \cdot d_0$;

 e_T vertikalna robna oddaljenost med linijo vijakov do roba T-elementa (slika 3.15). V enačbi (3.105) velja enakost $e_T = n$;

$$\Sigma F_{t,Rd}$$
 skupna vrednost natezne nosilnosti $F_{t,Rd}$ za vse vijake v T-elementu;

 b_{eff} sodelujoča dolžina nadomestnega T-elementa. Če upoštevamo, da so dimenzije Telementa v običajnih okvirih, lahko b_{eff} izračunamo kot [4]:

$$b_{eff} = 0.5 \cdot b_T \tag{3.106}$$

Posledično višina pasnice T-elementa (h_{Tf}) znaša:

$$h_{Tf} = 2 \cdot (m_T + e_T) + t_{Tw} \tag{3.107}$$

kjer je t_{Tw} debelina stojine T-elementa.

6. korak: Načrtovanje stojine T-elementa

Ko torni dušilec zdrsne pri potresni obtežbi se običajno v stojini T-elementa ob stiku s pasnico ustvari plastični členek. Prispevek nosilnosti le-tega k upogibni nosilnosti spoja se zanemari. Debelino stojine T-elementa se izbere tako, da se prepreči interakcija med strigom in upogibnim momentom, v skladu s poglavjem 6.2.10, EC3-1-1 [12]:

$$V_{slip,max,Cd} \le 0.5 \cdot V_{pl,Rd} \tag{3.108}$$

Kot poenostavitev kontrole nosilnosti se lahko debelino stojine T-elementa (t_{Tw}) definira tako, da je enaka vsaj debelini pasnice prečke [4]:

$$t_{Tw,min} = \max \begin{cases} \frac{V_{slip,max,Cd} \cdot \sqrt{3} \cdot \gamma_{M0}}{0.5 \cdot b_T \cdot f_{yT}} \\ t_{bf} \end{cases}$$
(3.109)

kjer so:

$$b_T$$
širina T-elementa (glej sliko 3.15); f_{yT} napetost tečenja T-elementa; t_{bf} debelina pasnice prečke v spoju.

Vijake, ki povezujejo stojino T-elementa s pasnico prečke, je mogoče določiti glede na strižno silo v spoju ($V_{slip,max,Cd}$). Potrebno je opraviti kontrole bočnega pritiska, strižnega iztrga in napetosti po neto prerezu:

- Kontrola bočnega pritiska (preglednica 3.4, EC3-1-8 [13])

$$F_{b,Rd,total} = 2 \cdot F_{b,Rd,ext} + F_{b,Rd,int} \cdot (n_b - 2) \ge F_{slip,max,Cd}$$
(3.110)

$$F_{b,Rd} = \frac{k_1 \cdot \alpha_b \cdot f_u \cdot d \cdot t}{\gamma_{M2}} \tag{3.111}$$

kjer so:

 $F_{b,Rd}$ projektna nosilnost vijaka na bočni pritisk; f_u natezna trdnost prečke v spoju;dpremer vijaka;tdebelina pasnice prečke v spoju;

 α_b in k_1 koeficienti odvisni od pozicije vrste vijakov:

robni vijaki:

$$\alpha_b = \min\left(\frac{e_1}{3 \cdot d_0}; \frac{f_{ub}}{f_u}; 1, 0\right)$$
 $\alpha_b = \min\left(\frac{p_1}{3 \cdot d_0} - \frac{1}{4}; \frac{f_{ub}}{f_u}; 1, 0\right)$
 $k_1 = \min\left(2,8 \cdot \frac{e_2}{d_0} - 1,7; 2,5\right)$
 $k_1 = \min\left(1,4 \cdot \frac{p_2}{d_0} - 1,7; 2,5\right)$

- Kontrola strižnega iztrga (enačba (3.9), EC3-1-8 [13])

$$V_{eff,1,Rd} = \frac{A_{nt} \cdot f_u}{\gamma_{M2}} + \frac{A_{nv} \cdot f_y}{\sqrt{3} \cdot \gamma_{M0}} \ge F_{slip,max,Cd}$$
(3.112)

kjer sta:

A_{nt}	neto prerez območja pločevine v nategu;
A_{nv}	neto prerez območja pločevine v strigu.

- Kontrola neto prereza stojine T-elementa v nategu (poglavje 6.2.3, EC3-1-1 [12])

$$F_{t,Rd} = \min(F_{gross}; F_{net}) \ge F_{slip,max,Cd}$$
(3.113)

$$F_{gross} = \frac{A \cdot f_{yp}}{\gamma_{M0}} \tag{3.114}$$

$$F_{net} = \frac{0.9 \cdot A_{net} \cdot f_{up}}{\gamma_{M2}} \tag{3.115}$$

kjer so:

Α	površina bruto prečnega prereza stojine T-elementa;
A _{net}	površina neto prečnega prereza stojine T-elementa;
f_{yp}	napetost tečenja pločevine;
f_{up}	natezna trdnost pločevine.

V zadnji fazi je potrebno določiti še velikost razmaka med stebrom in prečko (gap_1 ; slika 3.16), ki mora biti usklajen s projektnim zasukom spoja (θ_u). Prav tako mora biti razmak definiran na tak način, da se zmanjšajo koncentracije napetosti v plastičnem členku stojine T-elementa [4]:

$$gap_1 \ge t_{Tf} + 2 \cdot t_{Tw} \tag{3.116}$$



Slika 3.16: Razmaki med elementi spoja steber-prečka opremljen s tornim dušilcem ([4], str. 213)

7. korak: Načrtovanje pasnice L-elementov

Dimenzioniranje pasnice L-elementov se opravi podobno kot načrtovanje pasnice T-elementa. Pasnice L-elementov so obremenjene z natezno silo ($F_{slip,max,Cd}$). Izogniti se je treba mehanizmu porušitve vijakov (3. način porušitve), kar je možno izpolniti z enačbo (3.87) kjer so $F_{v,Ed}$ in $F_{t,Ed}$ določene z izrazom (3.97). Potrebna površina vijaka ($A_{s,min}$) v pasnici L-elementov se izračuna z enačbo (3.98).

Horizontalna razdalja med vijaki obeh kotnikov (w_{Lh}) je omejena s sledečimi enačbami [4]:

$$w_{Lh,min} = t_{cw} + 2 \cdot r_c + 1,8 \cdot d_0 \tag{3.117}$$

$$w_{Lh,max} = b_c - 2.4 \cdot d_0 \tag{3.118}$$

Postopek načrtovanja debeline pločevin L-elementov je iterativen, saj je določitev razdalj m_L in e_L povezano z debelino kotnika. Za preprečitev porušitve po mehanizmih tipa 1 in 2, se debelino L-elementov (t_L) dimenzionira glede na natezno silo ($F_{slip,max,Cd}$) z večjo vrednostjo izmed sledečih EC3, del 1-8, [13]):

$$t_{L} = \max \begin{cases} t_{L,1}; \text{ mehanizem tipa 1} \\ t_{L,2}; \text{ mehanizem tipa 2} \end{cases}$$
(3.119)

kjer so:

 $\begin{array}{ll} t_{L,1} \mbox{ in } t_{L,2} & \mbox{glej enačbi (3.104) in (3.105);} \\ m_L & \mbox{razdalja med osjo vijaka in plastičnim členkom, ki se nahaja v osi pločevine. Najmanjša vrednost razdalje je enaka <math>m_{L,min} = 1,5 \cdot d_0; \\ e_L & \mbox{vodoravna robna oddaljenost od roba kotnika do osi linije vijakov (slika 3.17). V enačbi (3.105) velja enakost <math>e_L = n; \\ h_{eff} & \mbox{sodelujoča višina nadomestnega L-elementa. Če upoštevamo, da so dimenzije L-} \end{array}$

elementa v običajnih okvirih, lahko h_{eff} določimo kot [4]:

$$h_{eff} = 0.5 \cdot h_{Lf} \tag{3.120}$$

kjer je h_{Lf} višina L-elementa, ki je glede na geometrijo stojine vute opredeljene v 4. koraku, enaka:

$$h_{Lf} = 2 \cdot e_{Lf} + w_{Lf} = 2 \cdot e_{\nu,haunch} + w_{\nu,haunch}$$

$$(3.121)$$



Slika 3.17: Geometrija L-elementov v spoju steber-prečka opremljen s tornim dušilcem ([4], str. 214)
8. korak: Načrtovanje stojine L-elementov

Pri načrtovanju stojine L-elementov je potrebno preveriti natezno nosilnost neto prereza stojine s pomočjo enačbe (3.115), ob upoštevanju velikosti navpičnih rež (s_v). Dimenzija vertikalne reže se določi glede na projektni zasuk spoja [4]:

$$s_{\nu} \ge \theta_{u} \cdot \left(gap_{1} + e_{h,haunch} + s_{h} + \left(\frac{n_{b,act}}{2} - 1\right) \cdot w_{h,haunch}\right)$$
(3.122)

Najmanjša dimenzija podaljšanih lukenj v vertikalni smeri $L_{slot,v}$ je enaka (slika 3.18):

$$L_{slot,v,min} = s_v + 2 \cdot d_0 \tag{3.123}$$



Slika 3.18: Geometrija stojine L-elementa ([14], str. 19)

Po določitvi geometrije L-elementa je potrebno preveriti, da se zgornji rob L-elementa ne dotika pasnice vute, ko je dosežen projektni zasuk. Treba je zadostiti, da širina reže dovoljuje zahtevano rotacijo [4]:

$$\delta_{\nu} = \theta_u \cdot (l_{Lw} + t_L) < gap_2 = (h_{hw} - h_L) \tag{3.124}$$

kjer so:

gap_2	velikost razmaka med robom stojine L-elementa in stojine vute (slika 3	.16)
h_{hw}	višina stojine vute (določena v 4. koraku).	
l_{Lw}	dolžina stojine L-elementa, ki je opredeljena kot [4]:	
		(0.105

$$l_{Lw} = gap_1 - t_L + L_{slot,h} + 2 \cdot e_{h,haunch} - d_0$$
(3.125)

Preostalo geometrijo stojine L-elementov določimo s sledečimi izrazi:

$$w_{h,Lw} = w_{h,haunch} \tag{3.126}$$

 $e_{h,l} = gap_1 + e_{h,haunch} + stroke_{ava} - t_L \tag{3.127}$

$$e_{h,r} = l_{Lw} - e_{h,l} - w_{h,Lw} \tag{3.128}$$

V primeru, da geometrija ni ustrezna, je treba povečati dolžino ročice (z) in ponoviti postopek načrtovanja od 1. koraka naprej. Podane vrednosti ročic v preglednici 3.11 večinoma izpolnjujejo zgornjo zahtevo.

9. korak: Kontrola prečke in načrtovanje dodatnih ojačitev stojine prečke

Cilj FREEDAM spojev je zaščita krajišč prečk, ki so nedisipativni elementi, v katerih je potrebno preprečiti pojav tečenja. Zagotoviti je potrebno vrstni red porušitev tako, da nosilec v spoju ostane v elastičnem območju, kar se doseže z naslednjo neenačbo [4]:

$$M_{slip,max,Cd} \cdot \left(\frac{L_e - b}{L_e}\right) \le M_{b,Rd} \tag{3.129}$$

kjer so:

 $M_{slip,max,Cd}$ projektni upogibni moment izražen z enačbo (3.83); L_e strižna dolžina enaka $M_{slip,max,Cd}/V_{slip,max,Cd}$;brazdalja med potencialno lokacijo plastičnega členka in pasnico stebra (slika 3.19).Razdalja se definira ob predpostavki, da se os plastičnega členka nahaja na razdalji $0,5d_b$ od konice tornega dušilca [4]:

$$b = 0.5 \cdot d_b + b_{hw,sup} + gap_1 \tag{3.130}$$



Slika 3.19: Predvidena pozicija plastičnega členka v prečki ([4], str. 215)

V izogib lokalnemu izbočenju stojine prečke je potrebno preveriti ali so potrebne dodatne ojačitve stojine prečke na obeh koncih dušilca. V tem območju so prisotne tlačne sile, zaradi ekscentričnosti med osjo tornega dušilca in vijaki, ki povezujejo vuto s prečko. Projektno nosilnost neojačane stojine prečke se določi z izrazom (skladno z enačbo (6.9), EC3 del 1-8 [13]):

$$F_{wb,Rd} = \min \begin{cases} \frac{\omega \cdot b_{eff} \cdot t_{wb} \cdot f_{yb}}{\gamma_{M0}} \\ \frac{\omega \cdot \rho \cdot b_{eff} \cdot t_{wb} \cdot f_{yb}}{\gamma_{M1}} \end{cases}$$
(3.131)

kjer so:

ω		redukcijski faktor, s katerim se v skladu s preglednico 6.3 (EC3 del 1-8 [13]) u	ıpošteva
		možna interakcija s strigom;	
t_{wb}		debelina stojine prečke v spoju s tornim dušilcem;	
f_{yb}		nazivna vrednost napetosti tečenja prečke;	
ρ		redukcijski koeficient pri lokalnem izbočenju pločevin (poglavje 6.2.6.2, EC3-1-8	3 [13])
b _{eff}		sodelujoča širina pasnice prečke v tlaku, ki je izražena kot:	
	,		(2, 1, 2, 2)

$$b_{eff} = 2.5 \cdot (t_{fb} + r_b) \tag{3.132}$$

kjer sta:

 t_{fb} debelina pasnice prečke;

 r_b polmer zaokrožitve med pasnico in stojino prečke (vroče valjani profili).

Če je izpolnjen naslednji pogoj, je treba dodati ojačitve stojine prečke:

$$F_{wb,Rd} < F_{Ed} = \frac{F_{slip,max,Cd} \cdot (z - d_b)}{d_{max}}$$
(3.133)

Sledi, da je najmanjša potrebna debelina dodatnih ojačitev v stojini prečke enaka:

$$t_{st,min} = \frac{F_{Ed}}{(b_b - t_{wb} - 2 \cdot r_b) \cdot f_y}$$
(3.134)

10. korak: Kontrola stebra in načrtovanje dodatnih ojačitev stojine stebra

Kontrolo panela stojine stebra v strigu je potrebno izvesti za strižno silo $F_{slip,max,Cd}$ v primeru zunanjega (enostranskega) vozlišča in $2F_{slip,max,Cd}$ v primeru notranjega (dvostranskega) vozlišča.

Neojačani panel stojine stebra mora tako zadostiti pogoju (3.65), kjer je strižna nosilnost panela ($V_{wp,Rd}$) določena z izrazom (v skladu z enačbo (6.7), EC3-1-8 [13]):

$$V_{wp,Rd} = \frac{0.9 \cdot A_{vc} \cdot f_y}{\sqrt{3} \cdot \gamma_{M0}} \tag{3.135}$$

kjer je A_{vc} površina strižnega prereza stebra. V skladu s točko 6.2.6 (3), EC3-1-1 se A_{vc} izračuna na sledeči način [12]:

$$A_{vc} = A - 2 \cdot b \cdot t_f + (t_w + 2 \cdot r) \cdot t_f \ge \eta \cdot h_w \cdot t_w$$
(3.136)

Projektna strižna nosilnost stojine stebra se lahko poveča z uporabo eno ali dvostranske pločevine vzporedne stojini stebra v kombinaciji s prečnimi ojačitvami (slika 3.20). Potrebna debelina ojačitve strižnega panela se določi z naslednjimi enačbami:

$$A_{\nu c, pot} \ge \frac{V_{wp, Ed} \cdot \sqrt{3} \cdot \gamma_{M0}}{f_{\gamma}} \tag{3.137}$$

$$t_{oj,min} \ge \frac{A_{vc,pot} - A_{vc}}{h_{wc}} \tag{3.138}$$



1	stojina stebra	3	dodatna pločevina ob stojini stebra	5	kotni zvar
2	pasnica stebra	4	polno penetrirani čelni zvar	6	čepasti zvari



Dodatna pločevina ob stojini stebra mora biti privarjena na zaokrožitev ali na pasnico stebra (glej sliko 3.20 a). Razmerje med širino in debelino pločevine mora biti takšno, da je pločevina kompaktna v strigu. Če ta pogoj ni izpolnjen, se strižno izbočenje prepreči s čepastimi zvari (slika 3.20 b). Dolžina dodatne pločevine mora biti dovolj velika, da le-ta pokrije celotno sodelujočo širino stojine v nategu in tlaku. Če je potrebno uporabiti dodatno pločevino, je treba prilagoditi tudi razmak med vijaki T-elementov in L-elementov.

V primeru, da so prečne ojačitve nameščene v tlačni in natezni coni (slika 3.21), se lahko projektna plastična strižna nosilnost panela stojine stebra $V_{wp,Rd}$ poveča za $V_{wp,add,Rd}$ s sledečo enačbo [13]:

$$V_{wp,add,Rd} = \frac{4 \cdot M_{pl,fc,Rd}}{d_s} \le \frac{2 \cdot M_{pl,fc,Rd} + 2 \cdot M_{pl,st,Rd}}{d_s}$$
(3.139)

1 1		
- K1	er	SO.
17	U1	50.

d_s	razdalja med osema ojačitev,
$M_{pl,fc,Rd}$	projektna plastična upogibna nosilnost pasnice stebra,
M _{pl.st.Rd}	projektna plastična upogibna nosilnost prečne ojačitve.

Dodatno je potrebno preveriti pasnico stebra v upogibu z uporabo modela nadomestnega T-elementa v skladu s poglavjem 6.2.4.3, EC3-1-8 [13]. Po potrebi se lahko za ojačitev pasnic stebra uporabijo podložne ploščice (primerno le v primeru mehanizma tipa 1; glej 5. korak).



Slika 3.21: Shematski prikaz možnih pozicij dodatnih ojačitev stebra ([4], str. 215)

Glede na znano geometrijo T-elementa in L-elementov, se lahko navsezadnje definira najmanjši in največji prerez stebra v spoju opremljenim s tornim dušilcem [14]:

$$b_{c,min} \ge w_{Tf} + 2 \cdot e_{Tf} \tag{3.140}$$

 $2 \cdot r_c + t_{wc} \le w_{Tf} - 1.8 \cdot d_0 \tag{3.141}$

$$b_{c,min} \ge w_{Lh} + 2 \cdot 1, 2 \cdot e_L \tag{3.142}$$

$$2 \cdot r_c + t_{wc} \le w_{Lh} - 1.8 \cdot d_0 \tag{3.143}$$

3.4.7 Predkvalificirani FREEDAM spoji

Smernice za potresnoodporno načrtovanje FREEDAM vozlišč iz prejšnjega poglavja predstavljajo osnovni koncept predkvalifikacije teh spojev za uporabo na potresnih območjih. Med bistvenimi dognanji raziskovalnega projekta FREEDAM je bila standardizacija elementov spojev steber-prečka, ki sipajo energijo s tornimi dušilci. S tem namenom se bodo definirani elementi spojev, kot so pločevine s podaljšanimi luknjami, torni materiali itd., serijsko proizvajali za trg v obliki kompletov, pripravljenih za vgradnjo [4].

V okviru projekta FREEDAM je bilo razvitih pet standardiziranih tornih naprav s premazom tornih površin M4, ki zajemajo celotno zbirkov profilov IPE. Geometrija naprav je definirana z razdaljo med spodnjo pasnico prečke in težiščno osjo tornega dušilca, premerom vijaka (d_b) in številom vijakov (n_b) , kot je razvidno iz preglednice 3.12 in slike 3.22.

Torna	Razdalja med spodnjo	Premer	Število
noprovo	pasnico prečke in osjo	vijakov	vijakov
napiava	naprave Z [mm]	(d_b)	(n_b)
D1	170	M16	4
D2-A			4
D2-B	250	M20	6
D2-C			8
D3	330	M24	8

Preglednica 3.12: Parametri predkvalificiranih FREEDAM spojev ([4], str. 223)



D2-A

D2-A





Slika 3.22: Standardizirane FREEDAM naprave ([4], str. 224)

Za poenostavitev postopka projektiranja FREEDAM spojev so na Univerzi v Coimbri (Portugalska) zasnovali aplikacijo "*Freedam+*", ki omogoča izračun industrializiranih in prilagojenih FREEDAM spojev. Aplikacijo je mogoče naložiti v obliki mobilne aplikacije, ki deluje na operacijskih sistemih Android in IOs.

V aplikaciji "Freedam+" veljajo za vseh pet FREEDAM kompletov naslednji vhodni parametri [14]:

- vsi elementi so iz jekla kvalitete S355;
- torni dušilci z vertikalno konfiguracijo (VFC konfiguracija);

- glede na tipologijo spoja je mogoče izbrati med dvema možnostma:
 - za industrializirane spoje ("industrialized joints") je možna izbira profilov IPE, in sicer prečni prerezi od IPE270 do IPE750 x 185. Nivo izkoriščenosti prečke se predpostavi med 0,30 – 0,60;
 - za prilagojene spoje ("customized joints") omogoča program rešitve za profile HEA, med HEA220 in HEA500. Faktorji izkoriščenosti prečk se določijo v rangu med 0,40 – 0,80;
- pri določitvi projektne sile ob zdrsu je upoštevana vrednost dinamičnega tornega koeficienta $\mu_{d,5\%} = 0,53$ (za premaz tornih površin M4);
- silo prednapetja vijakov je možno izbrati med 40 % in 60 % vrednosti sile $F_{p,C}$ kot je definirano v standardu EC3, del 1-8 [13];
- uporabljeni so prednapeti vijaki s trdnostnim razredom 10.9.

Postopek uporabe aplikacije "Freedam+":

- uporabnik v začetnem meniju izbere možnost "Calculator", nakar definira tipologijo spoja;
- uporabnik izbere profil prečke in nivo izkoriščenosti prečke v upogibu (\overline{m});
- program predlaga najbolj ustrezno torno napravo tako, da določi torno nosilnost dušilca ob zdrsu $(F_{slip,Rd})$ in najmanjše število vijakov $(n_{b,min})$ dušilca glede na podane vhodne parametre (preglednica 3.13) [14];

$$F_{slip,E,Rd} = \frac{F_{p,d} \cdot n_s \cdot n_b \cdot \mu_{d,k}}{\gamma_{creep}}$$
(3.144)

$$F_{slip,st,Rd} = \frac{F_{p,d} \cdot n_s \cdot n_b \cdot \mu_{st,k}}{\gamma_{creep}}$$
(3.145)

$$n_{b,min} = \max\left\{n_{b,min,1} = \frac{F_{Ed,E} \cdot \gamma_{creep}}{\mu_{d,k} \cdot F_{p,d} \cdot n_s}; n_{b,min,2} = \frac{F_{Ed,st} \cdot \gamma_{creep}}{\mu_{st,k} \cdot F_{p,d} \cdot n_s}\right\}$$
(3.146)

kjer so:

- $F_{p,d}$ dolgoročna sila prednapetja v vijakih (glede na poglavje 3.4.4 velja $F_{p,d} \equiv F_{p,lt}$);
- γ_{creep} koeficient, ki zajema izgubo sile prednapenjanja v življenjski dobi konstrukcije. Pri FREEDAM dušilcih s premazom tornih površin M4 velja $\gamma_{creep} \equiv \gamma_{lt} = 1,15;$
- $F_{Ed,E}$ sila, ki se jo določi iz razmerja $M_{Ed,E}/z$, kjer je $M_{Ed,E}$ največji upogibni moment v spoju pri projektni potresni kombinaciji MSN (mejno stanje SD);
- $F_{Ed,st}$ sila, ki se jo določi iz razmerja $M_{Ed,st}/z$, kjer je $M_{Ed,st}$ največji upogibni moment v spoju pri kombinaciji težnostnih sil in potresne obtežbe v MSU (preprečitev zdrsa);
- $\mu_{d,k}$ nominalna vrednost (5 % percentil) dinamičnega koeficienta trenja (glede na preglednico 3.10 sledi, da je $\mu_{d,k} \equiv \mu_d = 0,53$);
- $\mu_{st,k}$ je zgornja meja statičnega koeficienta trenja kontaktnih površin (v skladu s preglednico 3.10 je vrednost enaka $\mu_{st,k} \equiv \mu_{s,upper} = 0,84$);

DDOEII	IZKORIŠČENOST PREČKE V UPOGIBU (\overline{m})				
TROFIL	0,30	0,40	0,50	0,60	
IPE270			D1	D1	
IPE300		D1	D1	D1	
IPE360	D1	D1	D-2A	D-2A	
IPE400	D1	D-2A	D-2A	D-2A	
IPE450	D1	D-2A	D-2A	D-2B	
IPE500	D-2A	D-2A	D-2B	D-2B	
IPE550	D-2A	D-2B	D-2B	D-2C	
IPE600	D-2A	D-2B	D-2C	D-2C	
IPE750 x 147	D-2B	D-2C	D3	D3	
IPE750 x 161	D-2B	D-2C	D3	D3	
IPE750 x 173+	D-2B	D-2C	D3	D3	
IPE750 x 185	D-2C	D3	D3	D3	

Preglednica 3.13: Seznam FREEDAM naprav s premazom tornih površin M4, glede na profil prečke IPE in izbrani nivo izkoriščenosti prečke v upogibu [15]

– določitev projektnih vplivov, ki so potrebni za načrtovanje nedisipativnih komponent spoja, je različna kot v primerjavi s postopkom, opisanim v 2. koraku poglavja 3.4.6. Vrednost osne sile $F_{slip,max,Cd}$ ($F_{nd,d} \equiv F_{slip,max,Cd}$), ki je določena s spodnjo enačbo je večja kot z enačbo (3.71):

$$F_{nd,d} = 1,2 \cdot F_{p,d} \cdot n_b \cdot n_s \cdot \mu_{st,ub} \tag{3.147}$$

kjer je $\mu_{st,ub}$ zgornja meja statičnega koeficienta trenja. Velja enakost $M_{nd,d} \equiv M_{slip,max,Cd}$.

 program poda glavne geometrijske karakteristike FREEDAM dušilca (slika 3.23) in celotni postopek dimenzioniranja spoja skladno s priporočili za projektiranje (opisano v poglavju 3.4.6);

MARK		
FREEDAM - IPE 360 / 0.4		Profil precke / faktor izkoriscenosti
DEVICE PROPERTIES		LASTNOSTI NAPRAVE
Name	D1	Ime naprave (D1, D2-A, D2-B, D2-C ali D3
F _{slip,Rd}	273 kN	Projektna torna nosilnost
M _{j,Rd}	145 kNm	Projektna upogibna torna nosilnost
Bolts	M16 HV 10.9	Velikost in kvaliteta vijakov
Number of bolts, n _b	4	Število vijakov v torni napravi
Number of surfaces, n _s	2	Število kontaktnih površin
Preload force, F _{p,d}	74.05 kN	Sila prednapetja ($F_{p,d} \equiv F_{p,lt}$)
GEOMETRY		GEOMETRIJA NAPRAVE
L	505 mm	dolžina
Н	260 mm	višina
В	221 mm	širina
MINIMUM COLUMN SIZE		MINIMALNA ZAHTEVANA DIMENZIJA
HE 240 B		PREČNEGA PREREZA STEBRA

Slika 3.23: Glavne geometrijske karakteristike FREEDAM naprave

uporabnik lahko shrani poročilo o dimenzioniranju FREEDAM spoja, ki je na voljo v razdelku "Saved Reports".

a) začetni meni	b) tipologije spojev	c) standardizirani profili IPE
≡	÷	÷
		IPE 270 >
		IPE 300 >
	Industrialized Joints Customized Joints	IPE 360 >
		IPE 400 >
		IPE 450 >
E a 00		IPE 500 >
		IPE 550 >
PARTNERS SUPPLIERS		IPE 600 >
		IPE 750 X 147 >
		IPE 750 X 161 >
		IPE 750 X 173+ >
		IPE 750 X 185 >
C BACK NEXT IPE 360	CALCULATE BEAM PARAMETERS Steel Grade STEEL Grade STEEL Grade	CLOSE FULL REPORT
	Utilization factor 0.4 ~	
		FREEDAM - IPE 360 / 0.4
AREA		DEVICE PROPERTIES
A 6998.23 mm2		Name D1
CROSS-SECTION GEOMETRY		F _{slip,Rd} 273 kN
d 330.60 mm		Mj.Rd 145 KNM
hi 334.60 mm		Number of bolts. np. 4
DESIGNATION		Number of surfaces, n _s 2
G 56.00 kg/m		Preload force, F _{p,d} 74.05 kN
DIMENSIONS		GEOMETRY
h 360.00 mm		L 505 mm
b 170.00 mm		H 260 mm
tw 8.00 mm		B 221 mm
u 12.70 mm		MINIMUM COLUMN SIZE
-77 2.50 (1111)		
		11L Z40 D

Slika 3.24: Primer uporabe aplikacije "Freedam+"

4 RAČUNSKI PRIMER (ANALIZA)

4.1 Splošno

V okviru magistrskega dela je izdelana analiza 5-etažnega jeklenega poslovnega objekta s poudarkom na potresnem projektiranju momentnih okvirov opremljenih s tornimi dušilci (FREEDAM spoji).

Obravnavani jekleni objekt je namenjen poslovnim dejavnostim s pisarnami, s predvideno lokacijo v Ljubljani na nadmorski višini 300 m. Tloris objekta je pravilne kvadratne oblike z dimenzijami 30 m x 30 m s celotno višino 17,5 m in bruto etažno višino 3,5 m. Vertikalne komunikacije (stopnišča in dvigalo) so locirane izven objekta in niso predmet tega dela. Streha je ravna in nepohodna s 5 ° naklonom za odvodnjavanje meteornih voda. Objekt ni podkleten.

4.1.1 Analiza konstrukcije

Konstrukcija je v statični analizi dimenzionirana glede na mejno stanje nosilnosti in uporabnosti z upoštevanjem vpliva teorije drugega reda (nelinearni izračun) z začetnimi globalnimi nepopolnostmi. V ravninskem računskem modelu pomičnih okvirov smo vplive TDR posredno upoštevali s t. i. nagnjenim stebrom (ang. leaning column). Z nagnjenim stebrom je tako zajet vpliv zagotavljanja stabilnosti notranjih okvirov, ki prenašajo samo vertikalne sile.

Potresni vplivi so v ravninski analizi momentnih okvirov definirani z metodo nadomestnih vodoravnih sil. Pri potresni analizi so vplivi TDR (P- Δ efekt) zajeti s faktorjem k_{θ} . Konstrukcija je projektirana z uporabo postopkov opisanih v predlogu novega standarda prEN 1998 za najvišjo stopnjo duktilnosti DC3 in stopnjo duktilnosti DC2 z upoštevanjem veljavnega standarda SIST EN 1998 [1].

Analizo nosilne jeklene konstrukcije smo izvedeli z računalniškim programom Dlubal RFEM z upoštevanjem veljavnih slovenskih standardov Evrokod in predloga novih standardov prEN 1998-1-1 [2] in prEN 1998-1-2 [3].

4.2 Zasnova nosilne konstrukcije objekta

Stavba je v tlorisu razdeljena v rastru 6 m x 6 m. Etažne višine so 3,5 m. Nosilno konstrukcijo za prevzem horizontalnih vplivov predstavljajo momentni okviri s štirimi polji, ki so postavljeni po obodu stavbe. V zadnjem polju momentnih okvirov je vogalni steber orientiran v smeri šibke smeri (slika 4.10). Stebri v notranjosti stavbe v rastru 6 m x 6 m prenašajo samo vertikalne vplive in skupaj s prečkami, ki so na te stebre priključene členkasto, tvorijo t. i. gravitacijske okvire. Projektirana kakovost jeklenih elementov konstrukcije je S355.

Medetažna konstrukcija je sestavljena iz jeklenih sekundarnih sovprežnih nosilcev IPE270 na razdalji 2 m, ki podpirajo sovprežno ploščo (trapezno profilirana jeklena pločevina, beton C25/30). Sekundarni sovprežni nosilci so členkasto pritrjeni na primarne sovprežne nosilce IPE360. Za zagotavljanje strižne povezave med sovprežno ploščo in jeklenimi nosilci so uporabljeni strižni čepi z glavo (Nelson čepi) premera 19 mm in višine 95 mm. Sekundarni nosilci IPE270 so členkasto pritrjeni na notranje stebre HEA300. Vsi stebri, ki so v notranjosti objekta, so dimenzionirani le na vertikalne obtežbe.

Fasada je v celoti izvedena iz fasadnih kovinskih termoizolacijskih panelov, ki so preko fasadne podkonstrukcije pritrjeni na okvire. Streha objekta je sestavljena iz strešnih sendvič panelov, ki so pritrjeni na sekundarne strešne nosilce IPE270.

Temeljenje objekta je pri momentnih okvirih v obodnih ravninah izvedeno s točkovnimi temelji, ki zagotavljajo prenos momenta iz stebra v temeljna tla. V notranjosti objekta so stebri okvirov členkasto vpeti in prenašajo v temelje le osne sile. Dimenzioniranje temeljev v magistrskem delu ni obravnavano.

4.2.1 Materiali

4.2.1.1 Konstrukcijsko jeklo nosilne konstrukcije

Uporabljena kvaliteta jekla nosilne konstrukcije je S355 J0. Lastnosti jekla so predpostavljene skladno s standardom SIST EN 1993-1-1 za uporabljene debeline elementov $t \le 40$ mm [12]. Za vroče valjano konstrukcijsko jeklo veljajo sledeče karakteristike:

$$f_y = 335 \text{ N/mm}^2$$

$$f_u = 510 \text{ N/mm}^2$$

$$E = 210 000 \text{ N/mm}^2$$

$$G = \frac{E}{2(1+\nu)} = 80769 \text{ N/mm}^2$$

$$\nu = 0.3$$

Za jekleno konstrukcijo je po standardu SIST EN 1090-2 definirani izvedbeni razred EXC2 z izjemo momentnih okvirov in tornih naprav, ki spadajo v razred EXC3.

4.2.1.2 Konstrukcijsko jeklo spojev steber-prečka pomičnih okvirov

V vozliščih steber-prečka pomičnih okvirov, in sicer konkretno za torni dušilec (stojina vute) je uporabljeno nerjavno jeklo razreda EN 1.4301 (AISI304) z izbranim premazom tornih površin M4. Lastnosti nerjavnega jekla 1.4301 za pločevine debelin $t \le 75$ mm (skladno s standardom SIST EN 1993-1-4 [16]):

$$f_y = 210 \text{ N/mm}^2$$

$$f_u = 520 \text{ N/mm}^2$$

$$E = 200 000 \text{ N/mm}^2$$

$$G = \frac{E}{2(1+\nu)} = 76923 \text{ N/mm}^2$$

$$\nu = 0.3$$

4.2.1.3 Vijaki v spojih steber-prečka pomičnih okvirov

V spojih steber-prečka pri pomičnih okvirih so uporabljene vijačne zveze za prednapenjanje HV s trdnostjo 10.9 po SIST EN 14399. Karakteristike za visoko trdne vijake (SIST EN 1993-1-1 [12]):

 $f_{yb} = 900 \text{ N/mm}^2$ $f_{ub} = 1000 \text{ N/mm}^2$

4.2.2 Obtežbe

V okviru analize konstrukcije smo upoštevali naslednje obtežbe:

- lastna teža nosilne jeklene konstrukcije,
- lastna teža fasade,
- stalna obtežba strehe in etažne konstrukcije,
- koristna obtežba etažne konstrukcije,
- obtežba snega,
- vpliv vetra in
- potresni vpliv.
- 4.2.3 Uporabljena programska oprema
 - Dlubal RFEM (verzija 5.27),
 - ComFlor Steel Composite Metal Deck Design Software (verzija 9.0.34; Tata Steel UK Limited),
 - Autodesk Advance Steel,
 - Microsoft Office.

4.3 Vplivi na konstrukcijo

4.3.1 Stalni vplivi

Lastna teža modeliranih jeklenih konstrukcijskih elementov se v FEM izračunih upošteva avtomatsko, glede na specifično težo materiala dodeljenega elementu. Specifična teža jeklene konstrukcije znaša 78,5 kN/m³.

4.3.1.1 Medetažna konstrukcija

Medetažna konstrukcija je sovprežna armiranobetonska plošča, ki je sestavljena iz trapezne pločevine debeline 0,9 mm (ComFloor 60/0.9/S350 proizvajalca Tata Steel) in betona trdnostnega razreda C25/30. Celotna debelina plošče je 13 cm.

Preglednica 4.1: Lastna teža medetažne konstrukcije

Sestava	$g_{k.l.}$ [kN/m ²]
lastna teža AB betona ($\gamma_c = 25,0 \text{ kN/m}^2$)	2,45
lastna teža trapezne pločevine	0,10
lastna teža sekundarnih jeklenih nosilcev	0,75
Skupaj: $\Sigma g_{k,l}$.= 3,30

Sestava	γ [kN/m ³]	Debelina [cm]	$g_{k.l.}$ [kN/m ²]
zaključni sloj (keramika in cement-akrilno lepilo)	/	2,0	0,50
cementni estrih	22,0	5,0	1,10
toplotna izolacija EPS150	0,70	15,0	0,10
zvočna izolacija	0,45	5,0	0,02
spuščen strop	/	/	0,20
inštalacije	/	/	0,30
	Skupaj:	$\Sigma g_{k.m.} =$	2,20

Preglednica 4.2: Stalna obtežba medetažne konstrukcije

Skupna stalna obtežba medetažne konstrukcije tako znaša 5,50 kN/m².

4.3.1.2 Streha

Strešna konstrukcija je sestavljena iz strešnih sendvič panelov npr. Trimo PowerT SNV TS 200 0,60/0,50 z 20 cm debelo toplotno izolacijo iz kamene volne. Strešni paneli so pritrjeni na sekundarne strešne nosilce IPE270.

Preglednica 4.3: Stalna obtežba strešne konstrukcije

Sestava	$g_{k.l.}$ [kN/m ²]
strešni sendvič panel (20 cm TI)	0,35
lastna teža sekundarnih jeklenih nosilcev	0,75
spuščen strop	0,20
inštalacije	0,30
Skupaj: $\Sigma g_{k.st}$	= 1,60

4.3.1.3 Fasada

Fasada objekta je sestavljena iz fasadnih kovinskih termoizolacijskih panelov npr. Trimo PowerT FTV HL MS 150 0,60/0,50, ki so pritrjeni na podkonstrukcijo. Izbrani fasadni paneli imajo 15 cm debelo toplotno izolacijo iz kamene volne. Preko podkonstrukcije se lastna teža fasade prenaša na stebre momentnih okvirov po obodu objekta.

Preglednica 4.4: Lastna teža fasade

Sestava		$g_{k.l.}$ [kN/m ²]
fasadni sendvič panel (15 cm TI)		0,30
zasteklitev		0,50
jeklena podkonstrukcija za fasado		0,20
Skupaj:	$\Sigma g_{k.f.} =$	1,00

4.3.2 Spremenljivi vplivi

4.3.2.1 Koristna obtežba

Koristno obtežbo določimo s pomočjo standarda SIST EN 1991-1-1 [17] in pripadajočim nacionalnim dodatkom [18]. Obravnavamo jo kot spremenljiv neodvisen vpliv skladno s standardom SIST EN 1990. Objekt je namenjen poslovnim dejavnostim s pisarnami in ga glede na preglednico 6.2 (SIST EN 1991-1-1) klasificiramo pod kategorijo B (pisarniške površine) [17].

Predelne stene so izdelane iz enojne podkonstrukcije in enoslojne obloge (npr. W111 Knauf pregradna stena). Premične stene so tako sestavljene iz jeklenih C profilov, obloženih z dvema mavčno kartonskima ploščama debeline 1,25 cm in v notranjosti toplotno izolirane s kameno volno. Na podlagi Evrokoda 1 skladno s točko 6.3.1.2 (8) [17] obtežbo predelnih sten definiramo kot enakomerno porazdeljeno ploskovno obtežbo, ki jo prištejemo koristni obtežbi tal (lastna teža predelne stene je nižja od 1 kN/m).

Preglednica 4.5: Koristna obtežba medetažne konstrukcije

		$q_k [\mathrm{kN/m^2}]$
pisarne (kategorija B)		3,00
premične predelne stene		0,50
Skupaj:	$\Sigma q_k =$	3,50

Za koristno obtežbo strehe upoštevamo kategorijo površin H, to je streha, ki je dostopna le za normalno vzdrževanje in popravila. V skladu z nacionalnim dodatkom EC1 je koristna obtežba strehe definirana z vrednostjo $q_k = 0,40$ kN/m². Pri obtežnih kombinacijah za MSN in MSU privzamemo za prevladujoči spremenljivi vpliv obtežbo snega.

4.3.2.2 Obtežba snega

Obtežbo snega določimo skladno s standardom SIST EN 1991-1-3 [19]. Objekt se nahaja v Ljubljani na nadmorski višini 300 m. Na podlagi karte Slovenije za obremenitve snega iz nacionalnega standarda [19] spada objekt v snežno cono A2. Karakteristična vrednost obtežbe snega na tleh v coni A2 za obravnavni objekt se izračuna z enačbo (4.1).

$$s_k = 1,293 \cdot \left[1 + \left(\frac{A}{728}\right)^2\right] = 1,293 \cdot \left[1 + \left(\frac{300}{728}\right)^2\right] = 1,51 \text{ kN/m}^2$$
 (4.1)

Koeficient izpostavljenosti vetru C_e in toplotni koeficient C_t zavzemata vrednost 1,0, saj imamo povprečne pogoje (običajen teren in ni toplotnih izgub skozi ovoj stavbe). Oblikovni koeficient μ je definiran glede na nagib strehe. Streha je ravna s 7 ° naklonom, posledično je koeficient μ enak 0,8. Obtežbo snega definiramo z enačbo (4.2).

$$s = \mu \cdot C_e \cdot C_t \cdot s_k = 0.8 \cdot 1.0 \cdot 1.0 \cdot 1.51 = 1.21 \text{ kN/m}^2$$
(4.2)

4.3.2.3 Vpliv vetra

Vpliv vetra pri projektiranju objekta določimo po standardu SIST EN 1991-1-4 [21] z upoštevanjem priporočil nacionalnega dodatka [22]. S pomočjo karte v nacionalnem dodatku uvrstimo objekt v cono srednje hitrosti vetra 1 z vrednostjo $v_{b,0} = 20,0$ m/s. Osnovna hitrost vetra v_b je enaka temeljni vrednosti hitrosti vetra. Pri tem je osnovni tlak vetra glede na preglednico 1-25 iz priročnika [23] $q_b = 250$ Pa. Faktor izpostavljenosti c_e linearno interpoliramo med vrednostmi v preglednici 1-24 [23] z referenčno višino objekta 17,5 m in za II kategorijo terena.

$$c_e(z = 17,5 \text{ m}) = 2,715$$
 (4.3)

Tlak pri največji hitrosti pri sunkih vetra q_p izračunamo z enačbo (4.4).

$$q_p(z) = c_e(z) \cdot q_b = 2,715 \cdot 0,25 = 0,68 \text{ kN/m}^2$$
(4.4)

Obtežba vetra na stene

Račun tlaka vetra w na zunanje in notranje ploskve stavbe ni podrobno prikazan, saj ni ključnega pomena za magistrsko delo. Rezultate prikažemo za področji sten D in E, kjer vpliv vetra v smeri X in smeri Y obravnavamo skupaj, saj je objekt simetričen ($b = d = 30,0 \text{ m} \rightarrow h / d = 0,58$). Pozitivni predznak pomeni tlak (usmerjen proti ploskvi), negativni pa srk (usmerjen od ploskve).

Preglednica 4.6: Koeficienti zunanjega tlaka c_{pe} in zunanji tlaki na stenah w_e

Področje	$q_p(z_e) [\mathrm{kN/m^2}]$	Cpe	<i>w_e</i> [kN/m ²]
D	0.68	0,744	0,51
Е	0,08	-0,388	-0,26

Ker ni smiselno definirati deleža odprtin, se za koeficiente notranjega tlaka c_{pi} privzame najmanj ugodno vrednost med 0,2 in -0,3 (točka 7.2.9 (6) v SIST EN 1991-1-4 [21]).

Preglednica 4.7: Koeficienti notranjega tlaka c_{pi} in notranji tlaki na stenah w_i

Področje	$q_p(z_i) [\text{kN/m}^2]$	c_{pi}	$w_i [kN/m^2]$
D	0.68	0,20	0,14
Е	0,08	-0,30	-0,20

V preglednici 4.8 je prikazan celotni tlak na ploskev, ki je pravzaprav rezultanta zunanjih in notranjih tlakov.

Preglednica 4.8: Obtežba vetra w na stene z upoštevanjem notranjih tlakov oz. srkov

Področje	C _{pi}	$w [kN/m^2]$	c_{pi}	$w [kN/m^2]$
D	0.20	0,37	0.20	0,71
E	0,20	-0,40	-0,30	-0,06

Skladno s točko 5.3 (4) SIST EN 1991-1-4 [21] lahko učinek trenja vetra na zunanjo ploskev zanemarimo v obeh smereh, saj je celotna površina ploskev, ki sta vzporedni z vetrom, manjša od

štirikratne površine ploskev, ki sta pravokotni na smer vetra. Področji A in B se uporabi za projektiranje fasadne podkonstrukcije in pritrjevanje fasadnih panelov, kar ni predmet naloge. Obtežbo vetra na stene smo v računskem modelu za ravninsko analizo nanesli linijsko na stebre.

- Obtežba vetra na strehi

Streha objekta je ravna s 5 ° naklonom. Vpliv vetra na strehi v smeri X in Y prikažemo skupaj, in sicer za F, H in I vetrovne cone na strehi. Pri izračunu upoštevamo koeficiente zunanjega tlaka $c_{pe,10}$, ker je površina na katero deluje veter večja kot 10 m².

Preglednica 4.9. Koeficienti zunanjega tiaka $c_{ne,10}$ in zunanji tiaki na stref	tlaki na strehi W_e
--	-----------------------

Področje	$q_p(z_e) [\mathrm{kN/m^2}]$	$c_{pe,10}$	$w_e [\mathrm{kN/m^2}]$
F		-1,8	-1,22
Н	0.69	-0,7	-0,48
т	0,68	0,2	0,14
1		-0,2	-0,14

Rezultirajoči celotni tlaki na strehi so definirani v preglednici 4.10.

Preglednica 4.10: Obtežba vetra w na strehi z upoštevanjem notranjih tlakov oz. srkov

Področje	c_{pi}	$w [kN/m^2]$	c_{pi}	$w [kN/m^2]$
F		-1,36		-1,02
Н	0.20	-0,61	0.20	-0,27
T	0,20	-0,27	-0,50	0,07
1		0,00		0,34

Področja F, G in H se uporabi za projektiranje strešne podkonstrukcije in pritrjevanje strešnih panelov, kar ni predmet magistrskega dela.

4.3.3 Potresni vpliv

Potresna obtežba je v magistrskem delu definirana po trenutno veljavnem standardu Evrokodu 8 [1] in nacionalnem dodatku [24] ter skladno z najnovejšimi osnutki predloga novega standarda prEN 1998-1-1 [2] in prEN 1998-1-2 [3]. Pravila so predstavljena v poglavju 3.2. Za izbrano lokacijo v Ljubljani je v sklopu potresne analize upoštevan tip tal B.

4.3.3.1 Elastični spekter pospeškov

Vodoravni elastični spekter odziva je določen za tri različne primere:

a) Po trenutno veljavnem EC8 na podlagi projektnega pospeška tal a_g za izbrano lokacijo

Pri izdelavi elastičnega spektra odziva je upoštevan referenčni pospešek tal za Ljubljano $a_{gR} = 0,25$ g, odčitan s pomočjo trenutno veljavne karte potresne nevarnosti Slovenije [7]. Po novi potresni karti je pospešek tal za Ljubljano 11 % večji, in sicer znaša $a_{gR} = 0,275$ g [9].

Stavba spada v II kategorijo pomembnosti, za katero je faktor pomembnosti γ_1 enak 1,0. Projektni pospešek tal tako znaša $a_g = 0,25$ g. Vrednosti nihajnih časov in faktor tal *S*, ki opišejo spekter, so naslednje: $T_B = 0,15$ s, $T_C = 0,50$ s, $T_D = 2,0$ s in S = 1,2 (preglednica 3.2, SIST EN 1998-1:2006 [1]). Elastični spekter je prikazan na sliki 4.1.



Slika 4.1: Elastični spekter odziva pri 5 % viskoznem dušenju po trenutno veljavnem standardu EC8

b) Po osnutku nove verzije standarda prEN 1998-1-1, ko sta podana tako spektralni pospešek pri nihajnem času, ki predstavlja vrh elastičnega spektra odziva $(S_{\alpha,ref})$ kot spektralni pospešek pri nihajnem času 1 s $(S_{\beta,ref})$

Temeljni parametri potresne nevarnosti za Ljubljano, $S_{\alpha,ref}$ in $S_{\beta,ref}$ so pridobljeni s spletnim pregledovalnikom ARSO (slika 4.2, [9]):

$$\begin{split} S_{\alpha,ref} &= 0,697 \text{ g} \\ S_{\beta,ref} &= 0,101 \text{ g} \end{split}$$



Slika 4.2: Spektralna pospeška $S_{\alpha,ref}$ in $S_{\beta,ref}$ za Ljubljano (tla vrste A in povratna doba 475 let) [9]

Po novem osnutku standarda EC8 spada stavba v razred posledic CC2 ($\delta = 1,0$). V izračunu elastičnega spektra pospeškov je upoštevana referenčna povratna doba $T_{SD,2} = 475$ let za mejno stanje velikih poškodb (SD) in $T_{ref} = 60$ let za mejno stanje zmernih poškodb (DL). Referenčni spektralni pospešek $S_{\alpha,475}$ se določi z enačbo (3.3) in znaša 6,838 m/s², kar se klasificira kot potres visokih intenzitet (preglednica 3.4). Pripadajoči faktor je tako enak $f_h = 0,4$.

Projektni spekter $S_{\alpha,ref}$ se za mejno stanje zmernih poškodb (DL) dobi z uporabo enačbe (3.3):

$$S_{\alpha,ref} = S_{\alpha,475} / (475/T_{ref})^{1/k} = 3,431 \text{ m/s}^2$$

Po prvem postopku se spektralni pospešek $S_{\beta,ref}$ za mejno stanje DL izračuna z enačbo (3.4):

$$S_{\beta,ref} = 0.4 \cdot 3.431 \text{ m/s}^2 = 1.372 \text{ m/s}^2$$

Spektralna pospeška $S_{\alpha,RP}$ in $S_{\beta,RP}$ se definira glede na enačbi (3.5) in (3.6). S pomočjo teh vrednosti se za tip tal B izračunajo amplifikacijske faktorje kratkih in srednje dolgih nihajnih časov v skladu s preglednico 3.6:

– Mejno stanje velikih poškodb (SD)

$$S_{\alpha,RP} = \gamma_{SD,2} \cdot S_{\alpha,ref} = 1,0 \cdot 6,838 \text{ m/s}^2 = 6,838 \text{ m/s}^2$$
$$S_{\beta,RP} = \gamma_{SD,2} \cdot S_{\beta,ref} = 1,0 \cdot 0,991 \text{ m/s}^2 = 0,991 \text{ m/s}^2$$
$$F_{\alpha} = 1,3 \cdot (1 - 0,1 \cdot 3,431/9,81) = 1,21$$
$$F_{\beta} = 1,6 \cdot (1 - 0,2 \cdot 0,991/9,81) = 1,57$$

– Mejno stanje zmernih poškodb (DL)

$$S_{\alpha,RP} = \gamma_{LS,CC} \cdot S_{\alpha,ref} = 0.5 \cdot 3.431 \text{ m/s}^2 = 1.715 \text{ m/s}^2$$

$$S_{\beta,RP} = \gamma_{LS,CC} \cdot S_{\beta,ref} = 0.5 \cdot 1.372 \text{ m/s}^2 = 0.686 \text{ m/s}^2 \qquad (\text{neznan } S_{\beta,ref})$$

$$F_{\alpha} = 1.3 \cdot (1 - 0.1 \cdot 1.715/9.81) = 1.28$$

$$F_{\beta} = 1.6 \cdot (1 - 0.2 \cdot 0.686/9.81) = 1.58$$

S predpostavko, da je teren raven ($F_T = 1,0$), potresno obtežbo glede na vrednost indeksa maksimalnih potresnih sil $S_{\delta} = 8,269 \text{ m/s}^2$ po enačbi (3.1), razvrstimo v visoki razred seizmičnega vpliva. Spektralna pospeška S_{α} in S_{β} imata na podlagi enačb (3.16) in (3.17) naslednje vrednosti:

- Mejno stanje velikih poškodb (SD)

 $S_{\alpha} = 1.0 \cdot 1.21 \cdot 6.838 \text{ m/s}^2 = 8.269 \text{ m/s}^2$ $S_{\beta} = 1.0 \cdot 1.57 \cdot 0.991 \text{ m/s}^2 = 1.553 \text{ m/s}^2$ – Mejno stanje zmernih poškodb (DL)

$$S_{\alpha} = 1.0 \cdot 1.28 \cdot 1.715 \text{ m/s}^2 = 2.191 \text{ m/s}^2$$

 $S_{\beta} = 1.0 \cdot 1.58 \cdot 0.686 \text{ m/s}^2 = 1.082 \text{ m/s}^2$

Na sliki 4.3 sta prikazana elastična spektra odziva za mejni stanji DL in SD, pri poznanem spektralnem pospešku $S_{\beta,ref}$. Vrednosti nihajnih časov za mejno stanje SD so sledeče: $T_A = 0.02$ s, $T_B = 0.05$ s, $T_C = 0.19$ s in $T_D = 2.00$ s. Za mejno stanje DL pa: $T_A = 0.02$ s, $T_B = 0.10$ s, $T_C = 0.49$ s in $T_D = 2.00$ s.



Slika 4.3: Vodoravni elastični spekter odziva za mejni stanji SD (pri znanem $S_{\beta,ref}$) in DL po novem osnutku predloga prEN 1998-1-1 za Ljubljano ter tip tal B

c) Po osnutku nove verzije standarda EC8, ko je podan $S_{\alpha,ref}$, parameter $S_{\beta,ref}$ pa izračunan na podlagi $S_{\alpha,ref}$ (glej poglavje 3.2.2)

Vrednost spektralnega pospeška $S_{\beta,ref}$, ko le-ta ni poznan, v skladu z enačbo (3.4) za mejno stanje velikih poškodb (SD) znaša 2,735 m/s². Tako $S_{\beta,RP}$ zaseda isto vrednost kot $S_{\beta,ref}$, saj je faktor pomembnosti $\gamma_{SD,2}$ enak 1,0. Povečevalni faktor srednje dolgih nihajnih časov F_{β} glede na preglednico 3.6 znaša 1,51.

Vrednosti spektralnega pospeška S_{β} in nihajnih časov, ki opišejo potek spektra, prikazanega na sliki 4.4 za mejno stanje SD pri neznanem $S_{\beta,ref}$, so naslednje: $S_{\beta} = 4,132 \text{ m/s}^2$, $T_A = 0,02 \text{ s}$, $T_B = 0,10 \text{ s}$, $T_C = 0,50 \text{ s}$ in $T_D = 3,74 \text{ s}$.



Slika 4.4: Vodoravni elastični spekter odziva za mejni stanji SD (pri neznanem $S_{\beta,ref}$) in DL po novem osnutku predloga prEN 1998-1-1 za Ljubljano ter tip tal B

Na sliki 4.5 lahko vidimo, da so vrednosti spektralnih pospeškov na platoju spektra, definirane glede na novi standard, višje kot vrednosti izračunane glede na obstoječi standard EC8. Poleg tega se je plato premaknil v levo, saj sta nihajna časa T_B in T_C izračunana po novi verziji standarda krajša. Iz tega lahko sklepamo, da pri konstrukcijah, ki so bolj toge in posledično z manjšimi nihajnimi časi, bo potresni vpliv večji [25]. Vrednost spektralnega pospeška pri ničelnem nihajnem času znaša po novi različici standarda 3,31 m/s² in je večja glede na trenutni standard 2,94 m/s². Sledi, da se je tudi vrednost PGA_e povečala. Ravno tako je pri primerjavi kart potresne nevarnosti bilo ugotovljeno, da se je vrednost PGA_e za Ljubljano povečala za 11 %, in sicer iz 0,250 g na 0,275 g (slika 3.3).



Slika 4.5: Primerjava elastičnih spektrov pospeškov za mejno stanje SD, definiranih po trenutno veljavnem in po novi verziji osnutka standarda EC8 za Ljubljano ter tip tal B

Pri primerjavi spektrov po novem osnutku predloga lahko ugotovimo, da se potek vrednosti pospeškov na območju nihajnih časov od vodoravnega platoja naprej precej razlikuje. Z večanjem nihajnega časa, ko je $S_{\beta,ref}$ znan (oranžna krivulja, slika 4.5), so vrednosti pospeškov bistveno nižje kot pri spektru, ko $S_{\beta,ref}$ ni znan (zelena krivulja, slika 4.5). Potek le-tega se znatno bolj ujema z elastičnim spektrom določenim po trenutno veljavnim Evrokodom 8.

4.3.3.2 Projektni spekter odziva za mejno stanje velikih poškodb (SD)

Elastična analiza se opravi z zmanjšanim spektrom odziva, kar se izvede z uvedbo faktorja obnašanja q. Potresni vpliv je v nadaljevanju definiran s projektnim spektrom za razrede duktilnosti DC2 in DC3, in sicer po trenutno veljavnem standardu EC8 ter po postopku predstavljenim v poglavju 3.2.5 na podlagi novega osnutka standarda prEN1998-1. Pri določitvi spektrov za mejno stanje velikih poškodb (SD) je v skladu z enačbo (3.26) upoštevan faktor obnašanja q = 3,60 za DC2 in q = 6,50 za DC3.

a) Po obstoječem standardu SIST EN 1998-1

Za vodoravni komponenti potresnega vpliva je projektni spekter $S_d(T)$ določen z izrazi opredeljeni v poglavju 3.2.2.2, SIST EN 1998-1:2005 [1] in s parametri, ki so navedeni v prejšnjem poglavju (točka a).



Slika 4.6: Projektni spekter $S_d(T)$ po trenutno veljavnem SIST EN 1998-1:2006 za DC2 in DC3

b) Po predlogu novega standarda prEN 1998-1-1

Vodoravni reducirani spekter odziva $S_r(T)$ je definiran z izrazom (3.21). Na slikah 4.7 in 4.8 sta prikazana reducirana spektra odziva za mejno stanje SD pri znanem in neznanem $S_{\beta,ref}$, z in brez upoštevanja faktorja spodnje meje β . Ker faktor β še ni podan v novi različici EC8, je spodnja meja določena kot zmnožek $\beta = 0,2$ [24] in $PGA_e = 0,275$ g in znaša 0,54 m/s².



Slika 4.7: Reducirani spekter odziva za mejno stanje SD za razreda duktilnosti DC2 in DC3, z in brez spodnje meje (pri znanem $S_{\beta,ref}$)



Slika 4.8: Reducirani spekter odziva za mejno stanje SD za razreda duktilnosti DC2 in DC3, z in brez spodnje meje (pri neznanem $S_{\beta,ref}$)

4.4 Dimenzioniranje sovprežne plošče

Sovprežna AB plošča zagotavlja bočno podpiranje jeklenih nosilcev in v ravnini deluje kot toga diafragma za raznos vodoravnih obtežb. Sovprežno delovanje med profilirano jekleno pločevino in betonom je zagotovljeno preko mehanske povezave, ki jo zagotavljajo deformirani deli pločevine (izbokline).

Sovprežno ploščo analiziramo s pomočjo računalniškega programa ComFlor Software (proizvajalec TataSteel UK). Pri projektiranju upoštevamo sistem kontinuirnega nosilca s tremi polji razpona 2,0 m. Za projektno obtežbo upoštevamo stalno in koristno obtežbo medetažne konstrukcije, ki je opredeljena v poglavju 4.3 z varnostnimi faktorji za vplive. Postopka dimenzioniranja sovprežne plošče ne bomo prikazali, saj ni predmet magistrskega dela. Rezultati analize so razvidni v prilogi A.

Geometrijske in materialne karakteristike sovprežne plošče ComFlor 60/0.9/S350:

_	debelina betonske plošče (brez reber)	7,0 cm
_	višina trapezne pločevine	6,0 cm
_	debelina trapezne pločevine	0,9 mm

- pocinkana trapezna pločevina, kvalitete S350
- beton C25/30
- skupna debelina sovprežne plošče 13,0 cm
- požarna odpornost sovprežne plošče F = 60 min



Slika 4.9: Medetažna konstrukcija ComFlor 60/0.9/S350 [26]

4.5 Dimenzioniranje gravitacijskih okvirov in sekundarnih nosilcev

Nosilci štirih okvirov v notranjosti objekta so členkasto pripeti na stebre in prenašajo le težnostne sile. Sekundarni nosilci so na razdalji 2,0 m. Nosilce projektiramo tako, da zadostijo zahtevam MSN in MSU. Za poenostavitev izračuna predpostavimo statično določen sistem nosilcev.

4.5.1 Sekundarni nosilci

Projektna obtežba je vsota stalnih in spremenljivih obtežb z upoštevanjem delnih faktorjev za vplive. Posamezni vplivi, ki delujejo na konstrukcijo, so razčlenjeni v poglavju 4.3. Za analizo nosilcev pretvorimo ploskovno obtežbo v linijsko porazdeljeno obtežbo, z upoštevanjem, da so sekundarni nosilci na razdalji l = 2,0 m.

- Linijska obtežba, ki deluje na sekundarnih nosilcih za osnovno obtežno kombinacijo MSN

$$q_{d} = \gamma_{g} \cdot (g_{k.l.} + g_{k.m.}) + \gamma_{q} \cdot q_{k} = 1,35 \cdot (3,30 + 2,20) + 1,50 \cdot 3,50$$
(4.5)

$$q_{d} = 12,68 \text{ kN/m}^{2} \rightarrow q_{d}' = q_{d} \cdot l = 12,68 \cdot 2,00 = 25,36 \text{ kN/m}$$

$$q_{d,streha} = \gamma_{g} \cdot g_{k.st.} + \gamma_{q} \cdot s = 1,35 \cdot 1,60 + 1,50 \cdot 1,21 = 3,98 \text{ kN/m}^{2}$$
(4.6)

$$q_{d,streha}' = q_{d,streha} \cdot l = 3,98 \cdot 2,00 = 7,96 \text{ kN/m}$$

- Določitev prečnih prerezov sekundarnih nosilcev

$$M_{Ed} = \frac{q_d' \cdot L^2}{8} = \frac{25,36 \cdot 6,00^2}{8} = 114,12 \text{ kNm}$$
(4.7)

$$W_{pl,y} = \frac{M_{Ed} \cdot \gamma_{M0}}{f_y} = \frac{114,12 \cdot 1000 \cdot 1,0}{355} = 321,47 \,\mathrm{cm}^3 \ \rightarrow \ \mathrm{IPE270}$$
(4.8)

Maksimalni dovoljen poves za karakteristično kombinacijo vplivov je *L*/250 (preglednica N1, SIST EN1990 [27]). Da zadovoljimo zahtevam MSU, sekundarne nosilce IPE270 upoštevamo kot sovprežne. Povezavo sekundarnih nosilcev s sovprežno etažno ploščo zagotovimo s strižnimi čepi premera 19 mm in višine 95 mm.

4.5.2 Primarni nosilci

Koncentrirana obtežba, ki deluje na zunanje primarne nosilce je 76,05 kN, obtežba, ki deluje na primarne nosilce v notranjosti pa je enaka 152,10 kN.

$$M_{Ed} = \frac{P_d \cdot L}{3} = \frac{152,16 \cdot 6,00}{3} = 304,30 \text{ kNm}$$
(4.9)

$$W_{pl,y} = \frac{M_{Ed} \cdot \gamma_{M0}}{f_y} = 857,18 \text{ cm}^3 \rightarrow \text{IPE360}$$
 (4.10)

Ponovno tudi v tem primeru, da zadostimo kontroli pomikov v MSU, upoštevamo nosilce IPE360 kot sovprežne. Za zagotovitev strižne povezave med betonsko ploščo in primarnimi sovprežnimi nosilci uporabimo Nelson čepe premera 19 mm ter višine 95 mm.

4.5.3 Stebri gravitacijskih okvirov

Stebri gravitacijskih okvirov, ki se nahajajo znotraj stavbe prenašajo le osne sile, ki jih povzročajo lastna teža, stalna obtežba in koristna obtežba etaž ter obtežba snega. Razčlenitev vplivov je natančno predstavljena v poglavju 4.6.2., pod točko obtežba na nagnjeni steber. Glede na tlačno osno silo ob vpetju stebra izberemo profil HEA300.

$$N_{Ed} = 2460,38 \text{ kN} \le N_{pl,Rd} = \frac{A \cdot f_y}{\gamma_{M0}}$$

$$A_{potr} \ge \frac{N_{Ed} \cdot \gamma_{M0}}{f_y} = 69,31 \text{ cm}^2 \to \text{HEA300}$$
 (4.11)

Stabilnosti stebrov gravitacijskih okvirov so preverjene v skladu s poglavjem 6, EC3-1-1 [12]. Za uklonsko dolžino se upošteva sistemska dolžina, tj. etažna višina stebra.

UKLON OKOLI y-y						
<i>l_{uy}</i> [m]	3,5					
$N_{cr,y}$ [kN]	30894,68					
λ_y	0,360					
h/b	0,967					
krivulja	b					
α_y	0,21					
ϕ_y	0,592					
χ_y	0,942					

UKLON OKOLI z-z							
<i>l_{uz}</i> [m]	3,5						
$N_{cr,z}$ [kN]	10676,09						
λ_z	0,613						
h/b	0,967						
krivulja	c						
α_z	0,34						
ϕ_z	0,789						
Xz	0,778						

 $\chi = \min(\chi_{\gamma}; \chi_{z}) = 0,778$

$$N_{Ed} = 2460,38 \text{ kN} \le N_{b,Rd} = \frac{\chi \cdot A \cdot f_y}{\gamma_{M1}} = 3120,95 \text{ kN}$$

$$\frac{N_{Ed}}{N_{b,Rd}} = \frac{2419,54 \text{ kN}}{3120,95 \text{ kN}} = 0,79 \le 1,0 \text{ }\sqrt{}$$

4.6 Statična analiza momentnih okvirov

4.6.1 Računski model

Okviri v obodnih ravninah, ki prevzemajo horizontalne vplive, so v ravninski analizi modelirani z računalniškim programom Dlubal RFEM. Okviri imajo v X in Y smeri pet polj s 6 m razponi in z etažno višino 3,5 m. Momentni okvir tvorijo štiri polja, v zadnjem polju pa je zunanji steber orientiran v šibki smeri s členkasto priključenimi nosilci (slika 4.11).

Posamezni elementi konstrukcije so modelirani z linijskimi elementi. Vpliv TDR okvirov v notranjosti, ki prenašajo le navpične obtežbe je upoštevan z nagnjenim stebrom. Nagnjeni steber in povezave (prečke) nagnjenega stebra z okvirom so modelirani kot togi elementi brez teže.

Za zagotovitev enakih rezultatov stabilnosti in horizontalnih pomikov so v X in Y smeri izbrani enaki prečni prerezi nosilcev, ki so na stebre priključeni s FREEDAM spoji.



b) Potresni vpliv v Y smeri

Slika 4.10: Tloris obravnavanega objekta z označeno vplivno površino za določitev potresnega vpliva v X (a) in Y (b) smeri



MOMENTNI OKVIR V SMERI X





Slika 4.11: Računski ravninski model momentnega okvira z nagnjenim stebrom v smeri X in Y

4.6.2 Vplivi na momentne okvire

Lastna teža

Lastno težo nosilne jeklene konstrukcije upošteva računalniški program RFEM samodejno, glede na specifično težo materiala, ki je dodeljen posameznim linijskim elementom okvira.

Stalna obtežba

Stalna obtežba na pomični okvir je sestavljena iz teže strešne in medetažne konstrukcije, ki vpliva na nosilce ter obtežbo fasade, ki neposredno bremeni zunanje stebre. Pri določitvi obtežbe na prečke okvira pretvorimo ploskovno obtežbo iz poglavja 4.3.1 v porazdeljeno linijsko obtežbo.

Medetažna konstrukcija

$$g_{k,s,i}' = (g_{k,l.} + g_{k,m.}) \cdot l = 5,5 \text{ kN/m}^2 \cdot 2,0 \text{ m} = 11,0 \text{ kN/m}$$
 (4.12)

$$g_{k,s,e'} = 0.5 \cdot (g_{k,l.} + g_{k,m.}) \cdot l = 0.5 \cdot 5.5 \text{ kN/m}^2 \cdot 2.0 \text{ m} = 5.5 \text{ kN/m}$$
 (4.13)

• Streha

$$g_{k,st,i}' = g_{k,st,\cdot} \cdot l = 1,6 \text{ kN/m}^2 \cdot 2,0 \text{ m} = 3,2 \text{ kN/m}$$
(4.14)

$$g_{k,st,e}' = 0.5 \cdot g_{k,st.} \cdot l = 0.5 \cdot 1.6 \text{ kN/m}^2 \cdot 2.0 \text{ m} = 1.6 \text{ kN/m}$$
 (4.15)

• Fasada

$$G'_{f,et} = 2 \cdot (30 \text{ m} + 30 \text{ m}) \cdot \left(\frac{h_i + h_{i+1}}{2}\right) \cdot g_{k.f.} = 420 \text{ kN} \rightarrow 21,0 \text{ kN} \text{ na steber}$$
 (4.16)

$$G_{f,st} = 2 \cdot (30 \text{ m} + 30 \text{ m}) \cdot \left(\frac{h_5}{2}\right) \cdot g_{k.f.} = 210 \text{ kN} \to 10,5 \text{ kN} \text{ na steber}$$
 (4.17)

Koristna obtežba

Koristna obtežba, ki deluje na momentni okvir, je klasificirana pod kategorijo B – pisarne po Evrokodu 1 [17]. Pri tem upoštevamo še težo predelnih sten. Sledi, da ploskovno obtežbo iz poglavja 4.3.2.1 spremenimo v linijsko obtežbo.

$$q_{k,i}' = q_k \cdot l = 3,50 \,\mathrm{kN/m^2} \cdot 2,0 \,\mathrm{m} = 7,00 \,\mathrm{kN/m}$$
(4.18)

$$q_{k,e'} = 0.5 \cdot q_k \cdot l = 0.5 \cdot 3.50 \,\text{kN/m}^2 \cdot 2.0 \,\text{m} = 3.50 \,\text{kN/m}$$
(4.19)

Koristno obtežbo strehe (kategorija H) ne obravnavamo, saj privzamemo za prevladujoči spremenljivi vpliv pri obtežnih kombinacijah MSN in MSU obtežbo snega.

Obtežba snega

$$s' = 0.5 \cdot s \cdot l = 0.5 \cdot 1.21 \text{ kN/m}^2 \cdot 2.0 \text{ m} = 1.21 \text{ kN/m}$$
 (4.20)

- Obtežba na nagnjeni steber

Nagnjeni steber je v računski analizi modeliran kot togi element brez lastne teže, ki je preko togih prečk členkasto povezan na momentni okvir. Koncentrirana vertikalna obtežba na nagnjenem stebru zajema stalno in koristno obtežbo medetaž ter obtežbo snega za polovico tlorisne površine objekta, ki ni del vplivne površine momentnih okvirov.

$$A = \frac{1}{2} \cdot 30,0 \text{ m} \cdot \left(3 \cdot 6,0 \text{ m} + 2 \cdot \frac{6,0 \text{ m}}{2}\right) = 360,0 \text{ m}^2$$
(4.21)

$$G_k = (g_{k.l.} + g_{k.m.}) \cdot A = 5,5 \text{ kN/m}^2 \cdot 360,0 \text{ m}^2 = 1980,0 \text{ kN}$$
 (4.22)

$$Q_k = q_k \cdot A = 3.5 \text{ kN/m}^2 \cdot 360.0 \text{ m}^2 = 1260.0 \text{ kN}$$
 (4.23)

$$G_{k,streha} = g_{k.st.} \cdot A = 1,6 \text{ kN/m}^2 \cdot 360,0 \text{ m}^2 = 576,0 \text{ kN}$$
 (4.24)

$$S = s \cdot A = 1,21 \text{ kN/m}^2 \cdot 360,0 \text{ m}^2 = 435,6 \text{ kN}$$
(4.25)

Navpične obtežbe, ki delujejo na momentni okvir v smeri X in Y so podane v preglednicah 4.11 in 4.12 ter prikazane na sliki 4.12.

– Momentni okvir v smeri X

Pomični okvir, ki prevzema horizontalne obtežbe v smeri X, je pravokoten na sekundarne sovprežne nosilce IPE270. Obremenjen je s koncentriranimi vertikalnimi silami P, ki delujejo na prečkah na razdalji 2 m.

Preglednica 4.11: Karakteristične vrednosti točkovnih sil na stebrih in prečkah momentnega okvira v smeri X

Etaža		P [kN]		1	F _{ce} [kN]		1	F _{ci} [kN]			F_{lc} [kN]	
Etaza	G_k	Q_k	S	G_k	Q_k	S	G_k	Q_k	S	G_k	Q_k	S
1-4	33,00	21,00	/	27,00	10,50	/	54,00	21,00	/	1980,00	1260,00	/
5	9,60	/	7,26	10,05	/	3,63	20,10	/	7,26	576,00	/	435,60

– Momentni okvir v smeri Y

Momentni okvir v smeri Y je obremenjen na prečkah z linijsko obtežbo in s točkovno obtežbo, ki deluje na stebre.

Preglednica 4.12: Karakteristične vrednosti točkovnih sil na stebrih momentnega okvira v smeri Y

Etaža	F _{ce} [kN]			F _{ci} [kN]			F _{lc} [kN]		
	G_k	Q_k	S	G_k	Q_k	S	G_k	Q_k	S
1-4	43,50	21,00	/	87,00	42,00	/	1980,00	1260,00	/
5	14,85	/	7,26	29,70	/	14,52	576,00	/	435,60



STALNI VPLIVI Gk V SMERI Y





KORISTNA OBTEŽBA 🔍 IN OBTEŽBA SNEGA V SMERI Y

12.0

1 435,6

1260.0

1260.0

1260.0

1260,0

42.0

3.5 kN/n

42.0

.5 kN/n

3.5 kN/m



Obtežba vetra

Momentni okviri v obodnih ravninah prenašajo horizontalno obtežbo. Ploskovno obtežbo vetra, ki je definirana v poglavju 1.3, pretvorimo v linijsko obtežbo. Ker je objekt simetričen, obravnavamo vpliv vetra v smeri X in Y skupaj, z vplivnim območjem 15,0 m.

Področje	c _{pi}	$w [kN/m^2]$	w_1 [kN/m]	c _{pi}	$w [kN/m^2]$	<i>w</i> ₂ [kN/m]
D	0.20	0,37	5,55	0.20	0,71	10,71
Е	0,20	-0,40	-6,00	-0,30	-0,06	-0,84

Preglednica 4.13: Linijska obtežba vetra na stebre z upoštevanjem notranjih tlakov in srkov

Preglednica	4.14: Liniiska	obtežba vetra	a na strešne	nosilce z i	ipoštevani	em notraniih	tlakov in	srkov
	···- ··				· r · · · · · · · · · · · · · · · · · ·	j		

Področje	C _{pi}	$w [kN/m^2]$	w_1 [kN/m]	C _{pi}	$w [kN/m^2]$	<i>w</i> ₂ [kN/m]
F		-1,36	-20,40		-1,02	-15,30
Н	0.20	-0,61	-9,18	0.20	-0,27	-4,08
т	0,20	-0,27	-4,08	-0,50	0,07	1,05
1		0,00	0,00		0,34	5,10

Vpliv potresa

Določitev potresnega vpliva, ki deluje na momentne okvire s tornimi dušilci je prikazano v poglavju 4.7.2.

4.6.3 Kombinacije vplivov

V skladu z Evrokodom 0 [28] se karakteristične kombinacije vplivov za dokaz MSN izrazi kot:

$$\Sigma_{j\geq 1} \gamma_{G,j} \cdot G_{k,j} + \gamma_{Q,1} \cdot Q_{k,1} + \Sigma_{i>1} \gamma_{Q,i} \cdot \psi_{0,i} \cdot Q_{k,i}$$
(4.26)

Kombinacije vplivov za MSU so določene z naslednjim izrazom:

$$\sum_{j\geq 1} G_{k,j} + Q_{k,1} + \Sigma_{i>1} \psi_{0,i} \cdot Q_{k,i}$$
(4.27)

kjer so:

$G_{k,j}$	karakteristična vrednost stalnega vpliva j
Υ _{G,j}	delni faktor za stalni vpliv j
$Q_{k,1}$	karakteristična vrednost prevladujočega spremenljivega vpliva 1
$Q_{k,i}$	karakteristična vrednost spremljajočega spremenljivega vpliva i
$\gamma_{Q,1}$	delni faktor za spremenljivi vpliv 1
Y _{Q,i}	delni faktor za spremenljivi vpliv i
$\psi_{0,i}$	faktor za kombinacijsko vrednost spremenljivega vpliva

Delni faktorji:

 $\gamma_{G,sup} = 1,35$; neugodno delovanje stalnega vpliva

$\gamma_{G,inf}=1,00;$	ugodno delovanje stalnega vpliva
$\gamma_{Q,sup}=1,50;$	neugodno delovanje spremenljivega vpliva
$\gamma_{Q,inf}=0,00;$	ugodno delovanje spremenljivega vpliva

Na podlagi preglednice A.1.1 [28] so uporabljene naslednje vrednosti kombinacijskega faktorja ψ_0 :

$\psi_0 = 0,7$	za koristno obtežbo (kategorija B – pisarne)
$\psi_0 = 0,5$	za obtežbo snega (za kraje z nadmorsko višino pod 1000 m)
$\psi_0 = 0,6$	za obtežbo vetra

Glede na zgoraj definirane kombinacije za MSN in MSU smo v statični analizi obravnavali 14 obtežnih kombinacij, ki so predstavljene v preglednici 4.15.

	LASTNA TEŽA IN STALNA OBTEŽBA <i>G_k</i>	KORISTNA OBTEŽBA ETAŽE <i>Q_k</i>	OBTEŽBA SNEGA <i>S</i>	OBTE VETR	ŽBA A w _i
MSN1	1,35	1,50	1,50	/	
MSN2	1,35	1,05	0,75	1,50	w_l
MSN3	1,35	1,05	0,75	1,50	W_2
MSN4	1,35	1,50	1,50	0,90	w_l
MSN5	1,35	1,50	1,50	0,90	W_2
MSN6	1,35	1,50	/	0,90	WI
MSN7	1,35	1,50	/	0,90	<i>W</i> 2
MSN8	1,00	/	/	1,50	WI
MSN9	1,00	/	/	1,50	W_2
MSN9	1,00	/	/	1,50	W_2
MSU1	1,00	1,00	1,00	/	
MSU2	1,00	1,00	1,00	0,60	w_l
MSU3	1,00	1,00	1,00	0,60	W_2
MSU4	1,00	0,70	0,50	1,00	WI
MSU5	1,00	0,70	0,50	1,00	<i>W</i> 2
MSU6	1,00	1,00	/	0,60	WI
MSU7	1,00	1,00	/	0,60	W_2
MSU7	1,00	0,70	/	1,00	w_l
MSU8	1,00	0,70	/	1,00	W_2

Preglednica 4.15: Obtežne kombinacije za statično analizo

Pri obtežnih kombinacijah za MSN je dodan še obtežni primer nadomestnih globalnih nepopolnosti, ki je definiran v naslednjem poglavju.

4.6.4 Nepopolnosti pri globalni analizi okvirov

V globalni analizi je treba upoštevati vplive nepopolnosti, ki vključujejo predvsem geometrijske nepopolnosti (neravnost elementov, nepravilno naleganje itd.) in zaostale napetosti (varjenje, vroče valjanje, ohlajanje ipd.). Nepopolnosti pri pomičnih okvirih se upošteva z nadomestnimi globalnimi nepopolnostmi, ki so podane z deformirano obliko okvira. Zasuk okvira ϕ iz navpične lege se določi kot (točka 5.3.2 (3), SIST EN 1993-1-1 [12]):

$$\phi = \phi_0 \cdot \alpha_h \cdot \alpha_m = 0,005 \cdot 0,667 \cdot 0,764 = 0,0025 \rightarrow 2,50 \text{ mm/m}$$
(4.29)

kjer so:

$$\phi_0 = \frac{1}{200} \tag{4.30}$$

$$\alpha_h = \frac{2}{\sqrt{h}} = 0.478 < \frac{2}{3}, \text{ vendar } \frac{2}{3} \le \alpha_h \le 1 \to \alpha_h = \frac{2}{3}$$
 (4.31)

$$\alpha_m = \sqrt{0.5 \cdot (1 + \frac{1}{m})} = 0.764 \tag{4.32}$$



Slika 4.13: Obtežni primer nadomestnih globalnih nepopolnosti za momentni okvir (RFEM)

Nepopolnosti dodamo pri vseh obtežnih kombinacijah tako za obtežne primere MSN kot za potresne vplive (v seizmičnem projektnem stanju).

4.6.5 Rezultati statične analize

Dimenzioniranje momentnih okvirov v statični analizi je potekalo z računalniškim programom Dlubal RFEM. Pri določitvi prečnih prerezov stebrov in nosilcev momentnega okvira smo upoštevali ovojnico obtežnih kombinacij MSN in MSU. Izpisi podrobnega dimenzioniranja so v prilogi B, kjer so prikazani računski model, obtežbe, obtežne kombinacije, notranje statične količine, pomiki in dimenzioniranje elementov v MSN glede na kontrole nosilnosti in stabilnosti z ustreznimi uklonskimi dolžinami po EC3. Rezultati statične analize so strnjeni v preglednici 4.16.

ELEMENT	SMER X	SMER Y	MATERIAL
stebri	HEB320	HEB320	
nosilci s tornimi dušilci	IPE330	IPE330	S355
nosilci v petem polju (členkasto)	IPE330	IPE270	

Preglednica 4.16: Rezultati statične analize

4.7 Potresna analiza momentnih okvirov

4.7.1 Računski model

Na sliki 4.14 je prikazan računski model, ki je uporabljen pri potresni analizi izvedeni z računalniškim programom Dlubal RFEM. Računski model je v osnovi enak kot pri statični analizi z razliko, da ni upoštevan nagnjeni steber. Preliminarni prečni prerezi elementov za potresno analizo so določeni glede na obtežni kombinaciji MSN in MSU po EC3, in sicer za stebre so uporabljeni HEB 320 in za nosilce IPE330 (preglednica 4.16). V zadnjem polju, to je v petem polju, so izbrani členkasto priključeni nosilci v X smeri IPE330 in v Y smeri IPE270. Za zagotovitev enakih rezultatov stabilnosti in etažnih pomikov so v X in Y smeri izbrani enaki prečni prerezi nosilcev, ki so opremljeni s tornimi spoji. Po predvidevanjih začetni profili momentnih okvirov niso zadostili kontrolam nosilnosti in stabilnosti pri potresnem projektnem mejnem stanju velikih poškodb (SD).



Slika 4.14: Računski ravninski model okvira v smeri X in Y pri seizmičnem projektnem stanju

Potresna analiza je izvedena za tri različne primere, pri katerih so upoštevana pravila in zahteve po osnutku novega predloga standarda prEN 1998-1:2021 ([2] in [3]) za projektiranje momentnih okvirov, opremljenih s FREEDAM spoji za razrede duktilnosti DC2 in DC3:

PRIMER A: potresni vpliv definiran po trenutno veljavnem standardu SIST EN 1998-1:2005, **PRIMER B**: potresni vpliv definiran po predlogu novega standarda prEN 1998-1, ko je znan $S_{\beta,ref}$, **PRIMER C**: potresni vpliv določen po predlogu novega standarda prEN 1998-1, ko $S_{\beta,ref}$ ni poznan.

4.7.2 Potresni vpliv

Potresni vpliv je definiran s poenostavljeno linearno metodo vodoravnih sil na podlagi reduciranih projektnih spektrov, ki so predstavljeni v poglavju 4.3.3. V masni kombinaciji po enačbi (3.30) so zajeti stalni in spremenljivi vplivi za polovico dela obravnavane stavbe. Skupna masa skupaj z vsemi težnostnimi silami polovice objekta tako znaša 12037,5 kN oz. 1227,5 ton.

ETAŽA	<i>z_i</i> [m]	<i>m_i</i> [kN]
5	17,5	772,50
4	14,0	2816,25
3	10,5	2816,25
2	7,0	2816,25
1	3,5	2816,25

Preglednica 4.17: Mase etaž

Nihajni časi momentnih okvirov v obeh glavnih vodoravnih smereh so pridobljeni s pomočjo modalne analize ravninskih modelov v programu Dlubal RFEM. Za vse primere je nihajni čas opredeljen glede na prvo nihajno obliko. Celotna potresna sila F_b za polovico stavbe je določena z izrazom (3.27), ob upoštevanju spodnje meje reduciranih spektrov (poglavje 4.3.3), ki je po posameznih etažah porazdeljena po enačbi (3.29).

Kombinacija vplivov za potresno projektno stanje, tj. pri mejnem stanju velikih poškodb (SD) je sestavljena iz kombinacije gravitacijskih sil in projektne vrednosti vpliva potresa [2]:

$$\sum_{j\geq 1} G_{k,j} + A_{Ed} + \sum_{i>1} \psi_{E,i} \cdot Q_{k,i}$$
(4.32)

kjer so:

$G_{k,j}$	karakteristična vrednost stalnega vpliva j;
A_{Ed}	projektna vrednost vpliva potresa;
$Q_{k,i}$	karakteristična vrednost spremljajočega spremenljivega vpliva i;
$\psi_{2,i}$	koeficient za kombinacijo navidezno stalne vrednosti spremenljivega vpliva <i>i</i> ;
$\psi_{E,i}$	koeficient za kombinacijo spremenljivega vpliva i.

Pri seizmičnem projektnem stanju je dodan še obtežni primer nadomestnih globalnih nepopolnosti, ki je definiran v poglavju 4.6.4.

4.7.3 Vpliv naključne torzije

Vpliv naključne torzije je upoštevan s poenostavljeno metodo z izrazom (3.34), in sicer s povečevalnim faktorjem $\delta = 1,30$. Tako se potresne sile za nadaljnjo analizo povečajo za 30 %.

4.7.4 Kontrola vplivov teorije drugega reda

Kontrola vplivov teorije drugega reda je narejena po enačbi (3.35) za razred duktilnosti DC2 oz. po enačbi (3.36) za razred duktilnosti DC3 ob izpolnjenem pogoju $q_s < \omega_{rm} \cdot \Omega_d$ iz novega osnutka predloga prEN 1998-1-2 [3]. Pomiki $d_{r,SD}$ so pridobljeni na podlagi analize, z upoštevanjem reduciranega projektnega spektra brez spodnje meje za mejno stanje velikih poškodb (SD).

4.7.5 Kontrola etažnih pomikov

Etažni pomik je za mejno stanje velikih poškodb (SD) omejen v vsaki etaži objekta. Izpolniti mora zahtevo $d_{r,SD} \leq \lambda_s \cdot h_s$, kjer je v skladu s predlogom prEN 1998-1-2 [3], koeficient enak $\lambda_s = 0,02$ (glej poglavje 3.3.6). Pomiki d_r so določeni s pomočjo analize, ki upošteva reducirani projektni spekter za mejno stanje SD brez spodnje meje.

4.7.6 Primerjava vhodnih podatkov

Za razred duktilnosti DC2 je upoštevan manjši faktor obnašanja, posledično je celotna potresna sila F_b , ki deluje na momentni okvir, večja za približno tretjino v primerjavi z razredom DC3 (primer A in C). V vseh primerih se potresne sile iz vidika delovanja vpliva naključne torzije poveča za 30 %. Vpliv TDR se zajame s koeficientom k_{θ} , s katerim se še dodatno poveča potresne sile (pri primeru A in C za razred duktilnosti DC3). Vhodni parametri so za potresno analizo vseh treh primerov prikazani v preglednici 4.18 za momentne okvire v smeri X in v preglednici 4.19 za smer Y.

	PRIMER A		A	PRIMER B			PRIMER C		
	SD		DI	S	SD		SD		זת
	DC2	DC3	DL	DC2	DC3	DL	DC2	DC3	DL
Faktor obnašanja q	3,6	6,5	1,0	3,6	6,5	1,0	3,6	6,5	1,0
Nihajni čas T_1 [s]		1,42			2,01			1,33	
$S_d(T_1) [m/s^2] -$ s spodnjo mejo	0,720	0,491	0.762	0,540	0,540	0.526	0,863	0,540	0.914
$S_d(T_1) [m/s^2] -$ brez spodnje meje	0,720	0,399	0,702	0,214	0,119	0,536	0,863	0,479	0,014
Skupna potresna sila <i>F_b</i> [kN] *	678,70	543,56	718,95	508,86	508,86	505,39	813,91	592,31	767,60
upoštevanje torzije z δ pri F_b [kN]	882,31	706,62	934,63	661,52	661,52	657,00	1058,08	770,00	997,88
Etažni pomik d _{r,max} [mm] **	15,7	10,3	16,6	10,2	5,8	25,1	16,3	10,6	15,3
$arOmega_d$ [/]	/	1,00	/	/	1,00	/	/	1,00	/
$ heta_{max}$ [/]	0,100	0,149	/	0,086	0,089	/	0,087	0,141	/
$k_{ heta}$ [/]	/	1,175	/	/	/	/	/	1,164	/

Preglednica 4.18: Primerjava vhodnih parametrov za potresno analizo momentnih okvirov v smeri X za tri različne primere

* F_b za polovico objekta

** pomik $d_{r,max}$ pridobljen z analizo, ki upošteva reducirani projektni spekter brez spodnje meje

	PRIMER A			PRIMER B			PRIMER C		
	SD		וח	SD		ח	SD		DI
	DC2	DC3	DL	DC2	DC3	DL	DC2	DC3	DL
Faktor obnašanja q	3,6	6,5	1,0	3,6	6,5	1,0	3,6	6,5	1,0
Nihajni čas T_1 [s]	1,42			2,01			1,33		
$S_d(T_1) \text{ [m/s^2]} -$ s spodnjo mejo	0,720	0,491	0.762	0,540	0,540	0 9 0,536	0,820	0,540	0,814
$S_d(T_1) [m/s^2] -$ brez spodnje meje	0,720	0,399	0,702	0,214	0,119		0,863	0,479	
Skupna potresna sila <i>F_b</i> [kN] *	678,70	518,11	718,95	508,86	508,86	505,39	813,91	585,19	767,60
upoštevanje torzije z δ pri F_b [kN]	882,31	673,55	934,63	661,52	661,52	657,00	1058,08	760,74	997,88
Etažni pomik d _{r,max} [mm] **	15,7	9,8	16,6	10,2	5,8	25,1	16,3	10,5	15,3
$arOmega_d$ [/]	/	1,38		/	1,00	/	/	1,08	/
$ heta_{max}$ [/]	0,100	0,107	/	0,088	0,089	/	0,087	0,131	/
$k_{ heta}$ [/]	/	1,120	/	/	/	/	/	1,150	/

Preglednica 4.19: Primerjava vhodnih parametrov za potresno analizo momentnih okvirov v smeri Y za tri različne primere

* F_b za polovico objekta

** pomik $d_{r,max}$ pridobljen z analizo, ki upošteva reducirani projektni spekter brez spodnje meje

V nadaljevanju je prikazan postopek projektiranja momentnih okvirov v smeri X in Y za razrede duktilnosti DC2 ter DC3. Dimenzioniranje je opravljeno za tri različne primere potresnega vpliva, ki so definirani v poglavju 4.3.3, z ozirom na pravila in zahteve iz osnutka novega predloga standarda prEN 1998-1:2021 ([2] in [3]).

4.7.7 Primer A - potresni vpliv po trenutno veljavnem standardu SIST EN 1998-1:2005

4.7.7.1 Rezultati analize

Rezultati potresne analize so notranje sile in pomiki momentnih okvirov v X in Y smeri. V prilogi C so notranje sile prikazane ločeno, in sicer za gravitacijski del ter za seizmični del potresnega projektnega stanja z upoštevanjem reduciranega projektnega spektra in spodnje meje za mejno stanje velikih poškodb (SD). Pomiki momentnih okvirov (d_r) so pridobljeni z analizo za potresno projektno stanje, glede na projektni spekter brez spodnje meje.

4.7.7.2 FREEDAM naprave

Za nosilce IPE 550 so izbrane torne naprave tipa D2-B, za IPE360 pa naprave D1. Osnovne karakteristike FREEDAM naprav so podane v sledečih preglednicah, v katerih je po izrazu (3.129) preprečen pojav tečenja v nosilcih. Pri tem so upogibni momenti $M_{Ed,max}$ v krajiščih nosilcev dobljeni na podlagi projektnega spektra za mejno stanje zmernih poškodb (DL). Dimenzioniranje spojev steber-prečka s tornimi dušilci je natančneje obravnavano v poglavju 4.8.
Naprava	prečka	najmanjši profil stebra	<i>L</i> [mm]	<i>H</i> [mm]	<i>B</i> [mm]	<i>z</i> [mm]
D2-B	IPE550	HEB300	630	360	276	800
D1	IPE360	HEB240	505	260	221	530

Preglednica 4.20: Osnovna geometrija FREEDAM naprave tipa D1 in D2-B (primer A)

Preglednica 4.21: Osnovne lastnosti FREEDAM spojev za momentni okvir v smeri X (primer A)

Etaža	Steber	Prečka	Naprava	<i>L_e</i> [m]	M _{Ed,max} [kNm]	F _{p,lt} [kN]	M _{slip,Rd} [kNm]	$M_{slip,max,Cd} \cdot (L_e - b/L_e)$ [kNm]	M _{b,Rd} [kNm]	Kontrola
1-3	HEB400	IPE550	D2-B	2,80	420,10	73,70	420,10	442,37	989,39	ok
4-5	HEB320	IPE360	D1	2,84	144,90	57,55	144,90	171,52	361,75	ok

Preglednica 4.22: Osnovne lastnosti FREEDAM spojev za momentni okvir v smeri Y (primer A)

Etaža	Steber	Prečka	Naprava	<i>L_e</i> [m]	M _{Ed,max} [kNm]	F _{p,lt} [kN]	M _{slip,Rd} [kNm]	$ \begin{array}{c} M_{slip,max,Cd} \cdot \\ (L_e - b/L_e) \\ [kNm] \end{array} $	M _{b,Rd} [kNm]	Kontrola
1-3	HEB400	IPE550	D2-B	2,80	397,19	69,68	397,19	418,24	989,39	ok
4-5	HEB320	IPE360	D1	2,84	116,82	46,40	116,82	138,28	361,75	ok

4.7.7.3 Dimenzioniranje nosilcev

Nosilce v razredu duktilnosti DC2 se projektira s pomočjo enačb (3.44) do (3.46), za DC3 pa z dodatno zahtevo glede projektne prečne sile V_{Ed} določeno z enačbo (3.47). Pri kontrolah nosilcev se upoštevajo največji upogibni momenti $M_{Ed,max}$ v prvih treh in drugih dveh etažah, s čimer se zagotovi ustrezna nosilnost vseh tornih naprav.

Preglednica 4.23: Kontrole nosilcev	v momentnega okvira v s	smeri X za DC2 in DC3 (pr	rimer A)
-------------------------------------	-------------------------	---------------------------	----------

DC2	Etaža	Nosilec	M _{Ed,max} [kNm]	M _{b,Rd} [kNm]	$\frac{M_{Ed}}{M_{b,Rd}} \le 1.0$	N _{Ed} [kN]	0,15 <i>N_{b,Rd}</i> [kN]	$\frac{N_{Ed}}{0,15N_{b,Rd}} \le 1,0$
DC2	1-3	IPE550	398,98	989,39	ok	216,69	713,55	ok
	4-5	IPE360	139,65	361,75	ok	245,67	387,13	ok

DC2	Etaža	Nosilec	V _{Ed} [kN]	V _{b,Rd} [kN]	$V_{Ed} \le 0.5 V_{b,Rd}$
DC2	1-3	IPE550	155,88	1474,17	ok
	4-5	IPE360	68,60	719,57	ok

DC3	Etaža	Nosilec	M _{Ed,max} [kNm]	M _{b,Rd} [kNm]	$\frac{M_{Ed}}{M_{b,Rd}} \le 1.0$	N _{Ed} [kN]	0,15 <i>N_{b,Rd}</i> [kN]	$\frac{N_{Ed}}{0,15N_{b,Rd}} \le 1,0$
DCS	1-3	IPE550	328,09	989,39	ok	173,89	713,55	ok
	4-5	IPE360	122,05	361,75	ok	197,34	387,13	ok

DC3	Etaža	$M_{slip,Rd,A} = M_{slip,Rd,B}$ [kNm]	$M_{slip,A} = M_{slip,B}$ [kNm]	<i>L_n</i> [m]	V _{Ed,M} [kN]	V _{Ed,G} [kN]	V _{Ed} [kN]	V _{b,Rd} [kN]	$V_{Ed} \le 0.5 V_{b,Rd}$
	1-3	420,10	630,15	5,60	225,05	41,93	268,98	1474,17	ok
	4-5	144,90	217,35	5,68	76,53	38,77	115,30	719,57	ok

Preglednica 4.24: Kontrole nosilcev momentnega okvira v smeri Y za DC2 in DC3 (primer A)

DC2	Etaža	Nosilec	M _{Ed,max} [kNm]	M _{b,Rd} [kNm]	$\frac{M_{Ed}}{M_{b,Rd}} \le 1.0$	N _{Ed} [kN]	0,15 <i>N_{b,Rd}</i> [kN]	$\frac{N_{Ed}}{0,15N_{b,Rd}} \le 1,0$
DC2	1-3	IPE550	376,06	989,39	ok	216,58	713,55	ok
	4-5	IPE360	111,31	361,75	ok	244,29	387,13	ok

DC2	Etaža	Nosilec	V _{Ed} [kN]	V _{b,Rd} [kN]	$V_{Ed} \leq 0.5 V_{b,Rd}$
DC2	1-3	IPE550	136,21	1173,02	ok
	4-5	IPE360	49,58	548,64	ok

DC3	Etaža	Nosilec	M _{Ed,max} [kNm]	M _{b,Rd} [kNm]	$\frac{M_{Ed}}{M_{b,Rd}} \le 1.0$	N _{Ed} [kN]	0,15 <i>N_{b,Rd}</i> [kN]	$\frac{N_{Ed}}{0,15N_{b,Rd}} \le 1,0$
DCJ	1-3	IPE550	291,80	989,39	ok	165,68	713,55	ok
	4-5	IPE360	89,37	361,75	ok	186,66	387,13	ok

DC3	Etaža	$M_{slip,Rd,A} = M_{slip,Rd,B}$ [kNm]	$M_{slip,A} = M_{slip,B}$ [kNm]	<i>L_n</i> [m]	V _{Ed,M} [kN]	V _{Ed,G} [kN]	V _{Ed} [kN]	V _{b,Rd} [kN]	$V_{Ed} \le 0.5 V_{b,Rd}$
	1-3	397,19	595,79	5,60	212,78	22,50	235,28	1474,17	ok
	4-5	116,82	175,23	5,68	61,70	20,17	81,87	719,57	ok

4.7.7.4 Dimenzioniranje stebrov

Pri kontrolah nosilnosti in stabilnosti se za stebre v razredu duktilnosti DC2 upošteva obremenitve določene z enačbami (3.51) do (3.53), kjer je $\Omega = 2,00$. Za stebre v DC3 se obremenitve določi z izrazi (3.54) do (3.56), za katere mora veljati enačba (3.58). S pomočjo iterativnega postopka je vrednost faktorja Ω_d za okvir v X smeri v DC3 manjša od 1,0 (privzame se vrednost $\Omega_d = 1,0$), v Y smeri pa je najmanjša vrednost Ω_d enaka 1,09.

Preglednica 4.25: Faktorji dodatne nosilnosti Ω_d momentnega okvira v smeri X za DC3 (primer A)

Etožo	Stabor	$M_{slip,Rd}$	$M_{Ed,G}$	M _{Ed,i}	Ω_d	$\Omega_{d,min}$
LlaZa	Sleber	[kNm]	[kNm]	[kNm]	[/]	[/]
1			43,14	328,09	1,15	
2	HEB400	420,10	45,18	320,50	1,17	
3			43,09	270,98	1,39	$0,77 \rightarrow 1,00$
4	UED220	144.00	51,42	122,05	0,77	
5	ΠΕΦ320	144,90	13,46	53,74	2,45	

Etaža	Steher	M _{slip,Rd}	$M_{Ed,G}$	M _{Ed,i}	Ω_d	$\Omega_{d,min}$
Liaza	Sieber	[kNm]	[kNm]	[kNm]	[/]	[/]
1			16,12	275,21	1,38	
2	HEB400	397,19	19,34	265,19	1,42	
3			20,00	226,25	1,67	1,38
4	UED320	116.82	19,02	70,63	1,38	
5	1120520	110,02	7,07	29,90	3,67	

Preglednica 4.26: Faktorji dodatne nosilnosti Ω_d momentnega okvira v smeri Y za DC3 (primer A)

Pri kontroli upogiba v stebrih je potrebno preveriti, ali osna sila vpliva na zmanjšanje projektne plastične upogibne nosilnosti prereza ($M_{pl,Rd}$), kar se opravi v skladu s poglavjem 6.2.9.1, EC3-1-1 [12].

Preglednica 4.27: Vpliv osne sile na upogibno nosilnost prereza stebrov momentnih okvirov v X in Y smeri za DC2 in DC3 (primer A)

Etaža	Steber	$W_{pl,y}$ [cm ³]	N _{pl,Rd} [kN]	a [/]	n (DC2) [/]	$M_{c,pl,Rd}$ $(N_{Ed}) - DC2$ $[kNm]$	n (DC3) [/]	$M_{c,pl,Rd}$ $(N_{Ed}) - DC3$ $[kNm]$	
5	HEB320	21/10	2140 5715 50	0.236	0,01	762.90	0,01	762.00	
4	4 HEB320		5715,50	0,230	0,05	702,90	0,04	702,90	
3					0,08	1147.36	0,07	1147.36	
2	HEB400	3232	7029,50	0,273	0,13	1147,30	0,11	1147,50	
1					0,19	1081,78	0,14	1136,24	

Iz preglednice 4.27 je razvidno, da je skoraj v vseh etažah izpolnjen pogoj $n < 0,5 \cdot a$, kar pomeni da osna sila nima vpliva na upogibno nosilnost (velja enakost $M_{N,y,Rd} = M_{c,pl,Rd}$). Do izjeme pride v prvi etaži, in sicer v obeh smereh okvira v DC2 ter v DC3 (velja $M_{N,y,Rd} < M_{c,pl,Rd}$).

Zaradi neznatnega odstopanja med vrednostmi notranjih sil momentnega okvira v X in Y smeri v razredu duktilnosti DC2, so v preglednici 4.28 obravnavane kontrole nosilnosti stebrov le za okvir v X smeri. Pri kontroli osnih sil so upoštevane tlačne osne sile. Za razred duktilnosti DC3 so v nadaljevanju prikazani rezultati kontrol stebrov za obe smeri.

Steber	Etaža	N _{Ed} [kN]	N _{pl,Rd} [kN]	$N_{Ed} \leq 0,3N_{pl,Rd}$	M _{Ed} [kNm]	M _{c,pl,Rd} [kNm]	$M_{Ed} \leq M_{pl,Rd}$	V _{Ed} [kN]	V _{c,Rd} [kN]	$V_{Ed} \leq 0,5V_{c,Rd}$
	5	73,73		ok	87,91	ok	35,313		ok	
HEB320		269.30	5715,50	ok ok		762,90	ok	99,06	1054,05	
	4	273,75		ok	156,53					ok
	3	582,72		ok	303,99	1147 36	ok	164.70		ok
		587,89		ok				101,70		
HEB400	2	937,80	7020.00	ok	342.08	1117,50	ok	102 12	1/38 81	ok
пев400	2	943,10	7029,00	ok	342,00		UK	192,42	1430,01	UK
	1	1298,19		ok	420.02*	1081,78	ok	197,37		ok
	1	1305,45		ok	т30,05					UK

Preglednica 4.28: Kontrole nosilnosti stebrov momentnega okvira v smeri X za DC2 (primer A)

* upogibni moment M_{Ed} ob vpetju stebra

Steher	Etaža	$N_{Ed,G}$	$\omega_{rm}\Omega_d N_{Ed,E}$	N _{pl,Rd}	$N_{Ed} \leq$	$V_{Ed,G}$	$\omega_{rm}\Omega_d V_{Ed,E}$	$V_{c,Rd}$	$V_{Ed} \leq$
Steber	LlaZa	[kN]	[kN]	[kN]	$0,3N_{pl,Rd}$	[kN]	[kN]	[kN]	$0,5V_{c,Rd}$
	5	42,25	18.83		ok	0.10	42.00		ok
HEB320	5	46,59	10,05	5715 50	ok	0,10	42,09	1054.05	OK
TIED520	1	178,06	54 72	5/15,50	ok	0.75	117,02	1054,05	ok
	7	182,4	54,72		ok	0,75			OK
	2	314,86	150.80		ok	1 1 2	194,42	1438,81	ok
	5	320,19	139,09		ok	1,10			OK
HEB400	2	453,13	288,80	7020.00	ok	2,02	228 74		ok
ПЕВ400	2	458,46		7029,00	ok		228,74		OK
1	1	590,92	421.07		ok	1.96	226.91		ok
	1	596,26	421,07		ok	1,00	230,01		UK

Preglednica 4.29: Kontrola tlaka in striga v stebrih momentnega okvira v smeri X za DC3 (primer A)

Preglednica 4.30: Kontrola upogiba po enačbi (3.58) v stebrih okvira v smeri X za DC3 (primer A)

Steber	Etaža	<i>s_h</i> [m]	V _{Ed,G} [kN]	V _{Ed,M} [kN]	$\omega_{rm} (M_{slip,Rd} + s_h V_{Ed,M}) + s_h V_{Ed,G} $ [kNm]	$M_{pl,Rd,c}$ (N_{Ed}) $[kNm]$	$\Sigma M_{pl,Rd,c}$ [kNm]	Kontrola
	5	0,16	11,67	76,53	237,58	762,90 762,90	1525,79	ok
HEB320	4	0,16	38,94	76,53	241,95	762,90 762,90	1525,79	ok
	3	0,20	40,78	225,05	705,82	1147,36 1147,36	2294,72	ok
HEB400	2	0,20	40,70	225,05	705,81	1147,36 1147,36	2294,72	ok
	1	0,20	41,93	225,05	706,05	1136,24 1136,24	2272,48	ok

Preglednica 4.31: Kontrola tlaka in striga v stebrih momentnega okvira v smeri Y za DC3 (primer A)

Steber	Etaža	N _{Ed,G} [kN]	$\omega_{rm}\Omega_d N_{Ed,E}$ [kN]	N _{pl,Rd} [kN]	$N_{Ed} \leq 0,3N_{pl,Rd}$	V _{Ed,G} [kN]	$\omega_{rm}\Omega_d V_{Ed,E}$ [kN]	V _{c,Rd} [kN]	$V_{Ed} \leq 0,5V_{c,Rd}$
LIED220	5	42,09 46,43	24,82	5715,50 -	ok ok	0,38	55,46	1054.05	ok
HEB320	4	178,45 182,79	72024		ok ok	0,30	154,59	1034,03	ok
	3	316,41 321,75	210,96		ok ok	0,58	256,38		ok
HEB400	2	2 455,67 381,13	7029,00	ok ok	1,31	302,16	1438,81	ok	
	1	594,69 600,02	555,78		ok ok	1,63	312,46		ok

Steber	Etaža	<i>s_h</i> [m]	V _{Ed,G} [kN]	V _{Ed,M} [kN]	$\omega_{rm} (M_{slip,Rd} + s_h V_{Ed,M}) + s_h V_{Ed,G} $ [kNm]	$M_{pl,Rd,c}$ (N_{Ed}) $[kNm]$	$\frac{\Sigma M_{pl,Rd,c}}{[\text{kNm}]}$	Kontrola
	5	0,16	6,83	61,70	191,13	762,90	1525,79	ok
HEB320	4	0.16	20.17	61.70	193 27	762,90	1525.79	ok
		•,-•	_ • , _ ,	01,70		762,90		- OR
	3	3 0,20	0,20 22,43	212,78	664 11	1147,36	2294,72	ok
	5				004,11	1147,36		UK
	2	0.20	22.50	22,50 212,78	664.12	1147,36	2204 72	ok
HEB400	2	2 0,20	22,30		004,12	1147,36	2294,72	
	1	0.20	22.26	212 79	664.07	1110,07	2220.14	alr
	1	0,20	22,20	212,78	004,07	1110,07	2220,14	ОК

Preglednica 4.32: Kontrola upogiba po enačbi (3.58) v stebrih okvira v smeri Y za DC3 (primer A)

Stabilnosti stebrov momentnega okvira v smeri X in Y so preverjene v skladu s poglavjem 6, EC3-1-1 [12]. V nadaljevanju so prikazane preverbe stabilnosti stebrov okvira v smeri Y, zaradi večjih notranjih sil. Ker je vpliv TDR zajet preko faktorja k_{θ} , oziroma nima vpliva, se za uklonsko dolžino upošteva sistemska dolžina, tj. etažna višina stebra.

a) Steber HEB400

Kontrola interakcijskih enačb se izvede z naslednjimi enačbami (skladno z enačbama (6.61) in (6.62), EC3-1-1 [12]):

$$\frac{N_{Ed}}{\chi_y \cdot A \cdot f_y / \gamma_{M1}} + k_{yy} \cdot \frac{M_{Ed}}{\chi_{LT} \cdot M_{N,y,Rd} / \gamma_{M1}} \le 1,0$$
(4.33)

$$\frac{N_{Ed}}{\chi_z \cdot A \cdot f_y / \gamma_{M1}} + k_{zy} \cdot \frac{M_{Ed}}{\chi_{LT} \cdot M_{N,y,Rd} / \gamma_{M1}} \le 1,0$$
(4.34)

redukcijski faktor						
upogibnega	upogibnega uklona (os y-y)					
<i>l_{uy}</i> [m]	3,5					
N _{cr,y} [kN]	97590,65					
λ_y	0,268					
h/b	1,133					
krivulja	а					
α_y	0,21					
ϕ_y	0,543					
χ _y	0,985					

reduko	redukcijski faktor				
upogibnega	a uklona (os z-z)				
<i>l_{uy}</i> [m]	3,5				
$N_{cr,z}$ [kN]	18306,71				
λ_z	0,620				
h/b	1,133				
krivulja	b				
α_z	0,34				
φ _z	0,763				
χ _z	0,827				

razred	razred duktilnosti DC2					
<i>L</i> [m]	3,5					
k _z	1,0					
k _ω	1,0					
N_{Ed} [kN]	1309,26					
$M_{Ed,L}$ [kNm]	-429,82					
$M_{Ed,D}$ [kNm]	273,37					
Ψ	$-0,636 \rightarrow C_1 = 2,55$					
C_{my}	$0,346 < 0,4 \rightarrow C_{my} = 0,40$					
M_{cr} [kNm]	1054064,7					
$ar{\lambda}_{LT}$	$0,330 < 0,4 \rightarrow \chi_{LT} = 1,00$					
$M_{N,y,Rd}$ [kNm]	1081,06					
k _{yy}	0,405					
k _{zy}	0					
1. enačba	0,35 < 1,00					
2. enačba	0,23 < 1,00					

razre	razred duktilnosti DC3				
<i>L</i> [m]	3,5				
k _z	1,0				
k _ω	1,0				
N _{Ed} [kN]	1155,80				
$M_{Ed,L}$ [kNm]	-672,30				
$M_{Ed,D}$ [kNm]	426,99				
Ψ	$-0,635 \rightarrow C_1 = 2,55$				
C_{my}	$0,350 < 0,4 \rightarrow C_{my} = 0,40$				
M_{cr} [kNm]	1054064,7				
$ar{\lambda}_{LT}$	$0,346 < 0,4 \rightarrow \chi_{LT} = 1,00$				
$M_{N,y,Rd}$ [kNm]	1110,07				
k _{yy}	0,404				
k _{zy}	0				
1. enačba	0,41 < 1,00				
2. enačba	0,20 < 1,00				

b) Steber HEB320

Kontrola interakcijskih enačb (4.33) in (4.34) skladno z EC3-1-1 [12]:

redukcijski faktor				
upogibnega	uklona (os y-y)			
<i>l_{uy}</i> [m]	3,5			
$N_{cr,y}$ [kN]	52145,35			
λ_y	0,331			
h/b	1,07			
krivulja	b			
α_y	0,34			
ϕ_y	0,577			
χ _y	0,953			

redukcijski faktor					
upogibnega uklona (os z-z)					
l_{uy} [m] 3,5					
$N_{cr,z}$ [kN]	15633,45				
λ_z	0,605				
h/b	1,07				
krivulja	с				
α_z	0,49				
ϕ_z	0,782				
χ_z	0,783				

razred	razred duktilnosti DC2				
<i>L</i> [m]	3,5				
k _z	1,0				
k_{ω}	1,0				
N_{Ed} [kN]	274,16				
$M_{Ed,L}$ [kNm]	-189,29				
$M_{Ed,D}$ [kNm]	155,86				
Ψ	$-0,823 \rightarrow C_1 = 2,55$				
C_{my}	$0,271 < 0,4 \rightarrow C_{my} = 0,4$				
M_{cr} [kNm]	735255,57				
$ar{\lambda}_{LT}$	$0,322 < 0,4 \rightarrow \chi_{LT} = 1,00$				
$M_{N,y,Rd}$ [kNm]	762,90				

razred duktilnosti DC3					
<i>L</i> [m]	3,5				
k _z	1,0				
k_{ω}	1,0				
N _{Ed} [kN]	255,03				
$M_{Ed,L}$ [kNm]	-297,28				
$M_{Ed,D}$ [kNm]	244,79				
Ψ	$-0,823 \rightarrow C_1 = 2,55$				
C_{my}	$0,271 < 0,4 \rightarrow C_{my} = 0,4$				
M_{cr} [kNm]	735255,57				
$ar{\lambda}_{LT}$	$0,322 < 0,4 \rightarrow \chi_{LT} = 1,00$				
$M_{N,y,Rd}$ [kNm]	762,90				

se nadaljuje ...

... nadaljevanje preglednice

razred duktilnosti DC2				
k _{yy}	0,403			
k _{zy}	0			
1. enačba	0,14 < 1,00			
2. enačba	0,06 < 1,00			

razred duktilnosti DC3				
k _{yy}	0,402			
k _{zy}	0			
1. enačba	0,20 < 1,00			
2. enačba	0,06 < 1,00			

- Strižni panel stojine stebra

Nosilnost panela stojine stebra je potrebno preveriti z enačbo (3.65). Glede na to, da so prečne ojačitve tako v tlačni kot v natezni coni stebra, se projektno plastično strižno nosilnost panela stojine stebra $V_{wp,Rd}$ poveča za $V_{wp,add,Rd}$ v skladu z enačbo (3.139). V primeru, da pogoj nosilnosti panela ni zadoščen, se minimalno potrebno debelino ojačitve ($t_{oj,min}$) določi z izrazom (3.138).

Preglednica 4.33: Kontrola nosilnosti strižnega panela stojine zunanjih stebrov za primer A

OKVIR	Etaža	Steber	V _{wp,Ed} [kN]	A_{vc} [cm ²]	V _{wp,Rd} [kN]	V _{wp,add,Rd} [kN]	$\frac{V_{wp,Ed}}{V_{wp,Rd}} \le 1,0$
V SMFD	1-3	HEB400	819,20	70,20	1294,93	44,30	0,61
A SWIEN	4-5	HEB320	426,50	51,43	948,65	51,07	0,43
VSMED	1-3	HEB400	774,52	70,20	1294,93	44,30	0,58
Y SMER	4-5	HEB320	343,85	51,43	948,65	51,07	0,34

OKVIR	Etaža	Steber	V _{wp,Ed} [kN]	$\begin{array}{c} A_{\nu c} \\ [\rm cm^2] \end{array}$	V _{wp,Rd} [kN]	V _{wp,add,Rd} [kN]	$\frac{V_{wp,Ed}}{V_{wp,Rd}} \le 1.0$	t _{oj,min} [mm]	t _{oj} [mm]
X	1-3	HEB400	1638,39	70,20	1294,93	44,30	1,22	3,3	5,0
SMER	4-5	HEB320	853,00	51,43	948,65	51,07	0,85	/	/
Y	1-3	HEB400	1549,04	70,20	1294,93	44,30	1,16	1,8	5,0
SMER	4-5	HEB320	687,70	51,43	948,65	51,07	0,69	/	/

4.7.7.5 Kontrola vplivov TDR

Vpliv teorije drugega reda se v razredu duktilnosti DC2 ne upošteva, saj je v vseh etažah izpolnjen kriterij za koeficient občutljivosti $\theta \le 0,10$ (preglednica 4.35).

Preglednica 4.35: Kontrola TDR za momentni okvir v smeri X in Y za DC2 (primer A)

Etaža	P _{tot}	$d_{r,SD}$	V _{tot}	θ	θ_{max}	k _θ
2	[kN]	[m]	[kN]	[/]	[/]	[/]
1	12037,50	0,042	901,40	0,090		
2	9221,25	0,057	821,36	0,100		
3	6405,00	0,050	660,26	0,076	0,100	/
4	3588,75	0,055	423,14	0,075		
5	772,50	0,031	106,74	0,035		

Pri kontroli vplivov TDR v DC3 je postopek iterativen. Koeficient θ se določi z enačbo (3.36) glede na izpolnjen pogoj $q_s < \omega_{rm} \cdot \Omega_d$, z upoštevanjem faktorja Ω_d (glej preglednici 4.25 in 4.26). Vrednost θ je med 0,1 in 0,2, zato se vpliv TDR upošteva s povečanjem potresnih vplivov s faktorjem 1,175 v X smeri in 1,120 v Y smeri (upoštevanje pri projektiranju nosilcev in stebrov ter kontroli etažnih pomikov).

OKVID	Etožo	P_{tot}	$d_{r,SD}$	Ω_d	V _{tot}	θ	θ_{max}	$k_{ heta}$
OKVIK	Etaza	[kN]	[m]	[/]	[kN]	[/]	[/]	[/]
	1	12037,50	0,050		723,36	0,132		
	2	9221,25	0,067		659,00	0,149	0,149	1,175
X SMER	3	6405,00	0,059	1,00	529,62	0,112		
	4	3588,75	0,066		339,36	0,110		
	5	772,50	0,036		85,49	0,052		
	1	12037,50	0,048		689,86	0,096		
Y SMER	2	9221,25	0,064		628,41	0,107		
	3	6405,00	0,056	1,38	505,01	0,081	0,107	1,120
	4	3588,75	0,062		323,58	0,079		
	5	772,50	0,034		81,49	0,037		

Preglednica 4.36: Kontrola TDR za momentni okvir v smeri X in Y za DC3 (primer A)

4.7.7.6 Kontrola etažnih pomikov

Pomiki momentnih okvirov (d_r) so za primer A prikazani v prilogi C. Konstrukcija izpolni zahtevo omejitve projektnega etažnega pomika tako za razred duktilnosti DC2 kot za DC3. Pri DC3 se upošteva povečanje potresnih sil s faktorjem k_{θ} , določenim v prejšnji točki (iterativen postopek).

Preglednica 4.37:	Omejitve etažnih	pomikov v momentnem	okviru v smeri X in T	Y za DC2 (primer A)
-------------------	------------------	---------------------	-----------------------	---------------------

Etaža	d_r [mm]	$d_{r,SD}$ [mm]	$\leq \lambda_s \cdot h_s = 70 \text{ mm}$
1	11,8	42,5	ok
2	15,7	56,5	ok
3	13,8	49,7	ok
4	15,4	55,4	ok
5	8,5	30,6	ok

Preglednica 4.38: Omejitve etažnih pomikov v momentnem okviru v smeri X in Y za DC3 (primer A)

Etaža	$\begin{bmatrix} d_{r,X} \\ [mm] \end{bmatrix}$	$d_{r,SD,X}$ [mm]	$d_{r,Y}$ [mm]	$d_{r,SD,Y}$ [mm]	$\leq \lambda_s \cdot h_s = 70 \text{ mm}$
1	7,7	50,1	7,4	48,1	ok
2	10,3	67,0	9,8	63,7	ok
3	9,0	58,5	8,6	55,9	ok
4	10,1	65,7	9,6	62,4	ok
5	5,6	36,4	5,3	34,5	ok

4.7.8 Primer B - potresni vpliv po prEN 1998-1, ko je znan $S_{\beta,ref}$

4.7.8.1 Rezultati analize

Rezultati potresne analize momentnih okvirov v X in Y smeri so prikazani v prilogi D pri potresni obtežni kombinaciji z upoštevanjem projektnega spektra s spodnjo mejo za mejno stanje SD. Pomiki momentnih okvirov (d_r) so izračunani z analizo za potresno projektno stanje, glede na projektni spekter brez spodnje meje.

4.7.8.2 FREEDAM naprave

Za prečke IPE 400 so definirane torne naprave tipa D2-A, za IPE300 pa naprave D1. Temeljne lastnosti tornih naprav so podane v naslednjih preglednicah, ob upoštevanju enačbe (3.129), s katero se prepreči pojav tečenja v nosilcih. Največji upogibni momenti $M_{Ed,max}$ so določeni glede na spekter za mejno stanje DL. Načrtovanje spojev s tornimi dušilci je predstavljeno v poglavju 4.8.

Preglednica 4.39: Osnovna geometrija FREEDAM naprave tipa D1 in D2-A (primer B)

Naprava	prečka	najmanjši profil stebra	<i>L</i> [mm]	<i>H</i> [mm]	<i>B</i> [mm]	<i>z</i> [mm]
D2-A	IPE400	HEB280	605	360	256	650
D1	IPE300	HEB240	505	260	221	470

Preglednica 4.40: Temeljne karakteristike FREEDAM spojev za momentni okvir v smeri X (primer B)

Etaža	Steber	Prečka	Naprava	<i>L_e</i> [m]	M _{Ed,max} [kNm]	F _{p,lt} [kN]	M _{slip,Rd} [kNm]	$\begin{array}{c} M_{slip,max,Cd} \cdot \\ (L_e - b/L_e) \\ [kNm] \end{array}$	M _{b,Rd} [kNm]	Kontrola
1-3	HEB340	IPE400	D2-A	2,83	285,67	92,52	285,67	318,88	463,99	ok
4-5	HEB300	IPE300	D1	2,85	120,04	53,76	120,04	144,22	222,94	ok

Preglednica 4.41:	Temeline ka	akteristike FREEDAM spojev za momentni okvir v smeri	Y (primer B))
0	5	1 5	U I	/

Etaža	Steber	Prečka	Naprava	<i>L_e</i> [m]	M _{Ed,max} [kNm]	F _{p,lt} [kN]	M _{slip,Rd} [kNm]	$\begin{array}{c} M_{slip,max,Cd} \cdot \\ (L_e - b/L_e) \\ [kNm] \end{array}$	M _{b,Rd} [kNm]	Kontrola
1-3	HEB340	IPE400	D2-A	2,83	259,22	83,95	259,22	289,36	463,99	ok
4-5	HEB300	IPE300	D1	2,85	90,18	43,96	98,15	117,92	222,94	ok

4.7.8.3 Dimenzioniranje nosilcev

Nosilce v DC2 se projektira z enačbami (3.44) do (3.46), za DC3 pa z dodatno enačbo (3.47) za V_{Ed} . Pri kontrolah nosilcev se upoštevajo največji upogibni momenti $M_{Ed,max}$ v prvih treh in drugih dveh etažah.

Preglednica 4.42: Kontrole nosilcev momentnega okvira v smeri X za DC2 in DC3 (primer B)

Etaža	Nosilec	M _{Ed,max} [kNm]	M _{b,Rd} [kNm]	$\frac{M_{Ed}}{M_{b,Rd}} \le 1.0$	N _{Ed} [kN]	0,15 <i>N_{b,Rd}</i> [kN]	$\frac{N_{Ed}}{0,15N_{b,Rd}} \le 1,0$
1-3	IPE400	287,30	463,99	ok	161,99	449,96	ok
4-5	IPE300	120,52	222,94	ok	18,03	286,49	ok

DC2	Etaža	Nosilec	V _{Ed} [kN]	V _{b,Rd} [kN]	$V_{Ed} \le 0.5 V_{b,Rd}$	
DC2	1-3	IPE400	117,92	875,81	ok	
	4-5	IPE300	61,47	491,47	ok	

DC3	Etaža	$M_{slip,Rd,A} = M_{slip,Rd,B}$ [kNm]	$M_{slip,A} = M_{slip,B}$ [kNm]	<i>L_n</i> [m]	V _{Ed,M} [kN]	V _{Ed,G} [kN]	V _{Ed} [kN]	V _{b,Rd} [kN]	$V_{Ed} \leq 0.5 V_{b,Rd}$
	1-3	285,67	428,51	5,66	151,42	40,17	191,59	875,81	ok
	4-5	120,04	180,06	5,70	63,18	38,12	101,30	491,47	ok

Preglednica 4.43: Kontrole nosilcev momentnega okvira v smeri Y za DC2 in DC3 (primer B)

Etaža	Nosilec	M _{Ed,max} [kNm]	M _{b,Rd} [kNm]	$\frac{M_{Ed}}{M_{b,Rd}} \le 1.0$	N _{Ed} [kN]	0,15 <i>N_{b,Rd}</i> [kN]	$\frac{N_{Ed}}{0,15N_{b,Rd}} \le 1,0$
1-3	IPE400	260,86	463,99	ok	161,80	449,96	ok
4-5	IPE300	90,67	222,94	ok	185,79	286,49	ok

DC2	Etaža	Nosilec	V _{Ed} [kN]	V _{b,Rd} [kN]	$V_{Ed} \leq 0.5 V_{b,Rd}$
	1-3	IPE400	98,97	875,81	ok
	4-5	IPE300	42,72	491,47	ok

DC3	Etaža	$M_{slip,Rd,A} = M_{slip,Rd,B}$ [kNm]	$M_{slip,A} = M_{slip,B}$ [kNm]	<i>L_n</i> [m]	V _{Ed,M} [kN]	V _{Ed,G} [kN]	V _{Ed} [kN]	V _{b,Rd} [kN]	$V_{Ed} \le 0.5 V_{b,Rd}$
	1-3	259,22	388,83	5,66	137,40	21,05	158,45	875,81	ok
	4-5	98,15	147,22	5,70	51,66	19,66	71,32	491,47	ok

4.7.8.4 Dimenzioniranje stebrov

Pri kontrolah nosilnosti in stabilnosti se za stebre v razredu duktilnosti DC2 upošteva obremenitve določene z enačbami (3.51) do (3.53), s faktorjem $\Omega = 2,00$. Za stebre v DC3 se obremenitve določi z izrazi (3.54) do (3.56), z upoštevanjem da velja pogoj (3.58). V tem primeru povečanja potresnih sil v DC3 ni potrebno upoštevati, saj je najmanjša vrednost faktorja Ω_d manjša od 1,0. Za nadaljnje račune se privzame vrednost $\Omega_d = 1,0$.

Preglednica 4.44: Faktorji dodatne nosilnosti Ω_d momentnega okvira v smeri X za DC3 (primer B)

Etožo	Stabor	$M_{slip,Rd}$	$M_{Ed,G}$	M _{Ed,i}	Ω_d	$\Omega_{d,min}$
LlaZa	Sicoci	[kNm]	[kNm]	[kNm]	[/]	[/]
1			45,73	277,76	0,86	
2	HEB340	285,67	47,01	285,08	0,84	
3			45,87	246,68	0,97	$0,58 \rightarrow 1,00$
4	UED200	120.04	50,5	119,98	0,58	
5	перзоо	120,04	13,51	56,4	1,89	

Etaža	Steher	M _{slip,Rd}	$M_{Ed,G}$	M _{Ed,i}	Ω_d	$\Omega_{d,min}$
Liaza	Etaza Steber		[kNm]	[kNm]	[/]	[/]
1			19,99	252,12	0,95	
2	HEB340	259,22	20,55	258,64	0,92	
3			19,84	220,58	1,09	$0,88 \rightarrow 1,00$
4	UED300	08 15	18,71	90,13	0,88	
5	1120300	<i>7</i> 0,1 <i>3</i>	6,14	48,99	1,88	

Preglednica 4.45: Faktorji dodatne nosilnosti Ω_d momentnega okvira v smeri Y za DC3 (primer B)

Osna sila vpliva na zmanjšanje projektne plastične upogibne nosilnosti prereza $(M_{pl,Rd})$ v prvih dveh etažah v DC2 in v prvi etaži v DC3, kjer velja $M_{N,y,Rd} < M_{c,pl,Rd}$ (preglednica 4.46).

Preglednica 4.46: Vpliv osne sile na upogibno nosilnost prereza stebrov momentnih okvirov v X in Y smeri za DC2 in DC3 (primer B)

Etaža	Steber	$W_{pl,y}$ [cm ³]	N _{pl,Rd} [kN]	a [/]	n (DC2) [/]	$\frac{M_{c,pl,Rd}}{(N_{Ed}) - \text{DC2}}$ [kNm]	n (DC3) [/]	$M_{c,pl,Rd}$ $(N_{Ed}) - DC3$ $[kNm]$
5	HEB300	1860	5280 50	0.225	0,01	663 50	0,01	663 50
4		5269,50	0,235	0,05	005,50	0,04	005,50	
3					0,09	854,84	0,08	851 81
2	HEB340	2408	6070,50	0,246	0,13	843,97	0,12	034,04
1					0,18	797,54	0,16	819,45

Zaradi zanemarljivo majhnih razlik med vrednostmi notranjih sil momentnega okvira v X in Y smeri v razredu duktilnosti DC2 in DC3, so v naslednjih preglednicah prikazane kontrole nosilnosti stebrov le za okvir v X smeri. Pri kontroli osnih sil so upoštevane tlačne osne sile.

Steher	Etaža	N _{Ed}	N _{pl,Rd}	$N_{Ed} \leq$	M_{Ed}	$M_{c,pl,Rd}$	$M_{Ed} \leq$	V_{Ed}	$V_{c,Rd}$	$V_{Ed} \leq$
Steber	Liaza	[kN]	[kN]	$0,3N_{pl,Rd}$	[kNm]	[kNm]	$M_{pl,Rd}$	[kN]	[kN]	$0,5V_{c,Rd}$
	5	69,38		ok	77 05		ok	27.08		ok
HEB300	5	73,3	5280 50	ok	11,95	663 50	UK	27,98	970,48	UK
IIEB300	Λ	251,57	5289,30	ok	137.00	005,50	ok	77,08		ok
	Ŧ	255,50		ok	137,90					UK
	3	516,81		ok	237,46	854,84	ok	125,11	1151,67	ok
	5	521,19		ok						UK
HED340	r	808,56	6070,50	ok	263 50	942.07	ok	147,39		ok
IIED340	2	813,24		ok	205,50	043,97				UK
	1	1095,14		ok	368,47*	797,54	ok	154 20		ok
	1	1102,42		ok				154,59		UK

Preglednica 4.47: Kontrole nosilnosti stebrov momentnega okvira v smeri X za DC2 (primer B)

* upogibni moment M_{Ed} ob vpetju stebra

Steber	Etaža	N _{Ed,G} [kN]	$\omega_{rm}\Omega_d N_{Ed,E}$ [kN]	N _{pl,Rd} [kN]	$N_{Ed} \leq 0,3N_{pl,Rd}$	V _{Ed,G} [kN]	$\omega_{rm}\Omega_d V_{Ed,E}$ [kN]	V _{c,Rd} [kN]	$V_{Ed} \le 0,5V_{c,Rd}$
	5	41,91	20.37		ok	0.10	A1 5A		ok
HEB300	5	45,93	20,37	5289 50	ok	0,19	41,54	070 48	UK
IILD500	1	177,37	55.26	5269,50	ok	0,83	114,80	970,40	ok
	т	181,38	55,20		ok				UK
	2	313,44	150 51		ok	1.24	186.08		ok
	5	318,05	150,51			ok	1,24	100,00	
HED340	2	450,39	264.18	6070,50	ok	2.08	218.00	1151 67	ok
11121340 2	2	455,00	204,18		ok	2,00	210,99	1151,07	UK
	1	587,05	274 20		ok	1 81	220.04		ok
	591,66	574,50		ok	1,01	229,04		UK	

Preglednica 4.48: Kontrola tlaka in striga v stebrih momentnega okvira v smeri X za DC3 (primer B)

Preglednica 4.49: Kontrola upogiba po enačbi (3.58) v stebrih okvira v smeri X za DC3 (primer B)

Steber	Etaža	<i>s_h</i> [m]	V _{Ed,G} [kN]	V _{Ed,M} [kN]	$\omega_{rm} (M_{slip,Rd} + s_h V_{Ed,M}) + s_h V_{Ed,G} $ [kNm]	M _{pl,Rd,c} [kNm]	$\Sigma M_{pl,Rd,c}$ [kNm]	Kontrola
	5	0.15	11 13	63 18	195 94	663,50	1326.00	ok
HEB300	5	0,15	11,15	05,10	175,94	663,50	1520,99	UK
IIEB500	Δ	0.15	38 12	63 18	100 00	663,50	1326.00	ok
	т	ч 0,15	56,12	05,10	177,77	663,50	1520,77	UK
	3	0.17	39.28	151 42	473 79	854,84	1709.68	ok
	5	0,17	57,20 151,42	131,72		854,84	1707,00	UK
HEB340	2	0.17	30 51	151 42	173 83	854,84	1709.68	ok
1120340	L	2 0,17	/ 39,31	131,42	473,05	854,84	1709,00	UK
	1	0.17	40 17	151 42	173 01	819,45	1638.00	ok
	1	1 0,17	0,1/ 40,1/	131,42	4/3,94	819,45	1038,90	ОК

Stabilnosti stebrov momentnega okvira v smeri X so preverjene v skladu s poglavjem 6, EC3-1-1 [12]:

a) Steber HEB340

Kontrola interakcijskih enačb se opravi s pomočjo enačb (4.33) in (4.34):

redukcijski faktor				
upogibnega	uklona (os y-y)			
l_{uy} [m]	3,5			
$N_{cr,y}$ [kN]	62026,23			
λ_y	0,313			
h/b	1,133			
krivulja	b			
α_y	0,34			
ϕ_y	0,568			
χ _y	0,959			

reduko	redukcijski faktor				
upogibnega	a uklona (os z-z)				
<i>l_{uy}</i> [m]	3,5				
$N_{cr,z}$ [kN]	16394,82				
λ_z	0,608				
h/b	1,133				
krivulja	с				
α_z	0,49				
ϕ_z	0,785				
χ _z	0,780				

razred	duktilnosti DC2
<i>L</i> [m]	3,5
k _z	1,0
k_{ω}	1,0
$M_{Ed,L}$ [kNm]	-368,47
$M_{Ed,D}$ [kNm]	169,96
Ψ	$-0,461 \rightarrow C_1 = 2,33$
C _{my}	0,415 > 0,4
M_{cr} [kNm]	744518,63
$ar{\lambda}_{LT}$	$0,339 < 0,4 \rightarrow \chi_{LT} = 1,00$
$M_{N,y,Rd}$ [kNm]	797,54
k _{yy}	0,424
k _{zy}	0
1. enačba	0,39 < 1,00
2. enačba	0,23 < 1,00

razrec	l duktilnosti DC3
<i>L</i> [m]	3,5
k _z	1,0
k _ω	1,0
$M_{Ed,L}$ [kNm]	-505,10
$M_{Ed,D}$ [kNm]	221,16
Ψ	$-0,459 \rightarrow C_1 = 2,33$
C _{my}	0,416 > 0,4
M_{cr} [kNm]	744518,63
$ar{\lambda}_{LT}$	$0,339 < 0,4 \rightarrow \chi_{LT} = 1,00$
$M_{N,y,Rd}$ [kNm]	819,45
k _{yy}	0,424
k _{zy}	0
1. enačba	0,45 < 1,00
2. enačba	0,20 < 1,00

b) Steber HEB300

redukcijski faktor				
upogibnega	uklona (os y-y)			
<i>l_{uy}</i> [m]	3,5			
N _{cr,y} [kN]	42585,93			
λ_y	0,352			
h/b	1,0			
krivulja	b			
α_y	0,34			
ф _y	0,588			
Xy	0,945			

redukcijski faktor				
upogibnega	a uklona (os z-z)			
<i>l_{uy}</i> [m]	3,5			
$N_{cr,z}$ [kN]	14482,94			
λ_z	0,608			
h/b	1,0			
krivulja	с			
α_z	0,49			
φ _z	0,782			
χ _z	0,783			

razred	l duktilnosti DC2
<i>L</i> [m]	3,5
k _z	1,0
k_{ω}	1,0
N_{Ed} [kN]	255,50
$M_{Ed,L}$ [kNm]	-137,90
$M_{Ed,D}$ [kNm]	131,63
Ψ	$-0,955 \rightarrow C_1 = 2,56$
C _{my}	$0,218 < 0,4 \rightarrow C_{my} = 0,4$
M_{cr} [kNm]	642574,55
$ar{\lambda}_{LT}$	$0,321 < 0,4 \rightarrow \chi_{LT} = 1,00$
$M_{N,y,Rd}$ [kNm]	663,50
k _{yy}	0,403
k _{zy}	0
1. enačba	0,13 < 1,00
2. enačba	0,06 < 1,00

razreo	l duktilnosti DC3
<i>L</i> [m]	3,5
k _z	1,0
k_{ω}	1,0
N_{Ed} [kN]	236,64
$M_{Ed,L}$ [kNm]	-202,90
$M_{Ed,D}$ [kNm]	193,49
Ψ	$-0,954 \rightarrow C_1 = 2,56$
C _{my}	$0,219 < 0,4 \rightarrow C_{my} = 0,4$
M_{cr} [kNm]	744518,63
$ar{\lambda}_{LT}$	$0,321 < 0,4 \rightarrow \chi_{LT} = 1,00$
$M_{N,y,Rd}$ [kNm]	663,50
k _{yy}	0,403
k _{zy}	0
1. enačba	0,17 < 1,00
2. enačba	0,06 < 1,00

- Strižni panel stojine stebra

Preverba nosilnosti panela stojine stebra se izvede z enačbo (3.65). V stojini stebra so dodane prečne ojačitve (debeline 10 mm), zato se projektno plastično strižno nosilnost panela stojine stebra $V_{wp,Rd}$ poveča za $V_{wp,add,Rd}$, kot je opisano v enačbi (3.139). Če nosilnost strižnega panela ni dosežena, se minimalna potrebna debelina ojačitve ($t_{oj,min}$) določi v skladu z izrazom (3.138).

OKVIR	Etaža	Steber	V _{wp,Ed} [kN]	A_{vc} [cm ²]	V _{wp,Rd} [kN]	V _{wp,Rd,add} [kN]	$\frac{V_{wp,Ed}}{V_{wp,Rd}} \le 1,0$
V SMED	1-3	HEB340	685,61	56,19	1036,50	45,19	0,63
A SWIEN	4-5	HEB300	398,43	47,35	873,43	37,05	0,44
VSMED	1-3	HEB340	622,13	56,19	1036,50	45,19	0,58
I SWIEN	4-5	HEB300	325,77	47,35	873,43	37,05	0,36

Preglednica 4.50: Kontrola nosilnosti strižnega panela stojine zunanjih stebrov za primer B

OKVIR	Etaža	Steber	V _{wp,Ed} [kN]	A_{vc} [cm ²]	V _{wp,Rd} [kN]	V _{wp,Rd,add} [kN]	$\frac{V_{wp,Ed}}{V_{wp,Rd}} \le 1.0$	t _{oj,min} [mm]	t _{oj} [mm]
Х	1-3	HEB340	1371,22	56,19	1036,50	45,19	1,27	4,4	5,0
SMER	4-5	HEB300	796,86	47,35	873,43	37,05	0,88	/	/
Y	1-3	HEB340	1244,26	56,19	1036,50	45,19	1,15	1,9	5,0
SMER	4-5	HEB300	651,55	47,35	873,43	37,05	0,72	/	/

Preglednica 4.51: Kontrola nosilnosti strižnega panela stojine notranjih stebrov za primer B

4.7.8.5 Kontrola vplivov TDR

Vpliv teorije drugega reda se v razredu duktilnosti DC2 in DC3 zanemari, saj je v vseh etažah izpolnjen kriterij za koeficient občutljivosti $\theta \le 0,10$ (preglednici 4.52 in 4.53).

Preglednica 4.52: Kontrola TDR za momentni okvir v smeri X in Y za DC2 (primer B)

Etaža	P _{tot} [kN]	<i>d_{r,SD}</i> [m]	V _{tot} [kN]	θ [/]	$ heta_{max}$ [/]	k _θ [/]
1	12037,50	0,024	686,16	0,068		
2	9221,25	0,037	626,15	0,086		
3	6405,00	0,033	501,86	0,068	0,086	/
4	3588,75	0,031	320,29	0,054		
5	772,50	0,018	80,31	0,028		

Preglednica 4.53: Kontrola TDR za momentni okvir v smeri X in Y za DC3 (primer B)

Etožo	P _{tot}	$d_{r,SD}$	Ω_d	V _{tot}	θ	θ_{max}	k _θ
Etaza	[kN]	[m]	[/]	[kN]	[/]	[/]	[/]
1	12037,50	0,025		678,39	0,071		
2	9221,25	0,038		620,15	0,089		
3	6405,00	0,034	1,00	497,71	0,070	0,089	/
4	3588,75	0,031		317,94	0,056		
5	772,50	0,020		80,3	0,030		

4.7.8.6 Kontrola etažnih pomikov

Pomiki momentnih okvirov (d_r) so za primer B prikazani v prilogi D. Konstrukcija zadosti zahtevi omejitve projektnega etažnega pomika tako v razredu duktilnosti DC2 kot v DC3.

Etaža	d_r [mm]	$d_{r,SD}$ [mm]	$\leq \lambda_s \cdot h_s = 70 \text{ mm}$
1	6,8	24,5	ok
2	10,2	36,7	ok
3	9,3	33,5	ok
4	8,5	30,6	ok
5	5,1	18,4	ok

Preglednica 4.54: Omejitve etažnih pomikov v momentnem okviru v smeri X in Y za DC2 (primer B)

Preglednica 4.55: Omejitve etažnih pomikov v momentnem okviru v smeri X in Y za DC3 (primer B)

Etaža	<i>d_r</i> [mm]	$d_{r,SD}$ [mm]	$\leq \lambda_s \cdot h_s = 70 \text{ mm}$		
1	3,9	25,4	ok		
2	5,8	37,7	ok		
3	5,3	34,5	ok		
4	4,8	31,2	ok		
5	3,0	19,5	ok		

4.7.9 Primer C - potresni vpliv po prEN 1998-1, ko je $S_{\beta,ref}$ neznan

4.7.9.1 Rezultati analize

Rezultati potresne analize momentnih okvirov v X in Y smeri so prikazani v prilogi E pri potresnem projektnem stanju z upoštevanjem projektnega spektra s spodnjo mejo za mejno stanje SD. Pomiki momentnih okvirov (d_r) so definirani s projektnim spektrom za mejno stanje SD brez spodnje meje.

4.7.9.2 FREEDAM naprave

V momentnem okviru so za nosilce IPE600 izbrane torne naprave tipa D2-B in D1 za IPE400. Lastnosti naprav so podane v preglednici 4.56. Za zagotovitev vrstnega reda porušitve je opravljena kontrola s pomočjo enačbe (3.129). Največji upogibni momenti $M_{Ed,max}$ so izračunani z upoštevanjem spektra za mejno stanje DL. Dimenzioniranje spojev s tornimi dušilci je predstavljeno v poglavju 4.8.

Preglednica 4.56: Osnovna geometrija FREEDAM naprave tipa D1 in D2-B (primer C)

Naprava prečka naj	pročko	prečka najmaniši profil stebra		Н	В	Ζ
	najinanjsi prom steora	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	
D2-B	IPE600	HEB300	630	360	276	850
D1	IPE400	HEB240	505	260	221	570

Etaža	Steber	Prečka	Naprava	<i>L_e</i> [m]	M _{Ed,max} [kNm]	F _{p,lt} [kN]	M _{slip,Rd} [kNm]	$\begin{array}{c} M_{slip,max,Cd} \cdot \\ (L_e - b/L_e) \\ [kNm] \end{array}$	M _{b,Rd} [kNm]	Kontrola
1-3	HEB400	IPE600	D2-B	2,80	470,77	77,73	470,77	489,16	1246,76	ok
4-5	HEB320	IPE400	D1	2,84	156,04	57,63	156,04	183,00	463,99	ok

Preglednica 4.57: Lastnosti FREEDAM spojev za momentni okvir v smeri X za DC3 (primer C)

Preglednica 4.58: Lastnosti FREEDAM spojev za momentni okvir v smeri Y za DC3 (primer C)

Etaža	Steber	Prečka	Naprava	<i>L_e</i> [m]	M _{Ed,max} [kNm]	F _{p,lt} [kN]	M _{slip,Rd} [kNm]	$ \begin{array}{c} M_{slip,max,Cd} \cdot \\ (L_e - b/L_e) \\ [kNm] \end{array} $	M _{b,Rd} [kNm]	Kontrola
1-3	HEB400	IPE600	D2-B	2,80	449,54	74,22	449,54	467,10	1246,76	ok
4-5	HEB320	IPE400	D1	2,84	130,60	48,23	130,60	527,20	463,99	ok

4.7.9.3 Dimenzioniranje nosilcev

Nosilce v DC2 se projektira z enačbami (3.44) do (3.46), za DC3 pa z dodatno enačbo (3.47) za V_{Ed} . Pri kontrolah nosilcev se upoštevajo največji upogibni momenti $M_{Ed,max}$ v prvih treh in drugih dveh etažah.

Preglednica 4.59: Kontrole nosilcev momentnega okvira v smeri X za DC2 in DC3 (primer C)

Etaža	Nosilec	M _{Ed,max} [kNm]	M _{b,Rd} [kNm]	$\frac{M_{Ed}}{M_{b,Rd}} \le 1.0$	N _{Ed} [kN]	0,15 <i>N_{b,Rd}</i> [kN]	$\frac{N_{Ed}}{0,15N_{b,Rd}} \le 1,0$
1-3	IPE600	496,71	1246,76	ok	255,26	830,70	ok
4-5	IPE400	162,32	463,99	ok	294,98	449,96	ok

DC2	Etaža	Nosilec	V _{Ed} [kN]	V _{b,Rd} [kN]	$V_{Ed} \leq 0.5 V_{b,Rd}$
	1-3	IPE600	186,48	1717,56	ok
	4-5	IPE400	77,10	875,81	ok

DC3	Etaža	$M_{slip,Rd,A} = M_{slip,Rd,B}$ [kNm]	$M_{slip,A} = M_{slip,B}$ [kNm]	<i>L_n</i> [m]	V _{Ed,M} [kN]	V _{Ed,G} [kN]	V _{Ed} [kN]	V _{b,Rd} [kN]	$V_{Ed} \le 0.5 V_{b,Rd}$
	1-3	470,77	706,16	5,60	252,20	42,88	295,08	1717,56	ok
	4-5	156,04	234,06	5,68	82,42	39,57	121,99	875,81	ok

Preglednica 4.60: Kontrole nosilcev momentnega okvira v smeri Y za DC2 in DC3 (primer C)

Etaža	Nosilec	M _{Ed,max} [kNm]	M _{b,Rd} [kNm]	$\frac{M_{Ed}}{M_{b,Rd}} \le 1.0$	N _{Ed} [kN]	0,15 <i>N_{b,Rd}</i> [kN]	$\frac{N_{Ed}}{0,15N_{b,Rd}} \le 1,0$
1-3	IPE600	475,50	1246,76	ok	255,23	830,70	ok
4-5	IPE400	137,37	463,99	ok	293,62	449,96	ok

DC2	Etaža	Nosilec	V _{Ed} [kN]	V _{b,Rd} [kN]	$V_{Ed} \leq 0.5 V_{b,Rd}$
DC2	1-3	IPE600	166,47	1717,56	ok
	4-5	IPE400	57,84	875,81	ok

DC3	Etaža	$M_{slip,Rd,A} = M_{slip,Rd,B}$ [kNm]	$M_{slip,A} = M_{slip,B}$ [kNm]	<i>L_n</i> [m]	V _{Ed,M} [kN]	V _{Ed,G} [kN]	V _{Ed} [kN]	V _{b,Rd} [kN]	$V_{Ed} \le 0.5 V_{b,Rd}$
	1-3	449,54	674,31	5,60	240,83	23,20	264,03	1717,56	ok
	4-5	130,60	195,90	5,68	68,98	20,54	89,52	875,81	ok

4.7.9.4 Dimenzioniranje stebrov

Pri kontrolah nosilnosti in stabilnosti se za stebre v razredu duktilnosti DC2 upošteva obremenitve določene z enačbami (3.51) do (3.53), kjer je $\Omega = 2,00$. Za stebre v DC3 se obremenitve določi z izrazi (3.54) do (3.56), za katere mora veljati enačba (3.58). S pomočjo iteracij je vrednost faktorja Ω_d za okvir v X smeri v DC3 manjša od 1,0 (privzame se vrednost $\Omega_d = 1,0$), v Y smeri pa je najmanjša vrednost Ω_d enaka 1,08.

Preglednica 4.61: Faktorji dodatne nosilnosti Ω_d momentnega okvira v smeri X za DC3 (primer C)

Etaža	Steher	$M_{slip,Rd}$	$M_{Ed,G}$	M _{Ed,i}	Ω_d	$\Omega_{d,min}$
LtaZa	Sicoci	[kNm]	[kNm]	[kNm]	[/]	[/]
1			41,13	372,59	1,15	
2	HEB400	470,77	43,59	354,44	1,21	
3			41,30	292,06	1,47	$0,\!87 \rightarrow 1,\!00$
4	UED220	156.04	43,29	129,87	0,87	
5	ILD320	130,04	13,3	55,09	2,59	

Preglednica 4.0	62: Faktorii dodatn	e nosilnosti Ω_d momentnes	ga okvira v smer	i Y za DC3 (primer C)
0	- 5	u c	2	- 4

Etožo	Stabor	$M_{slip,Rd}$	$M_{Ed,G}$	M _{Ed,i}	Ω_d	$\Omega_{d,min}$
LlaZa	Steber	[kNm]	[kNm]	[kNm]	[/]	[/]
1			19,72	347,33	1,24	
2	HEB400	449,54	20,9	328,01	1,31	
3			19,58	267,21	1,61	1,08
4	UED320	130.60	18,34	103,92	1,08	
5	TIED520	150,00	6,48	47,69	2,60	

Osna sila vpliva na zmanjšanje projektne plastične upogibne nosilnosti prereza $(M_{pl,Rd})$ v prvih dveh etažah v DC2 in v prvi etaži v DC3, kjer velja $M_{N,y,Rd} < M_{c,pl,Rd}$ (preglednica 4.63).

Etaža	Steber	$W_{pl,y}$ [cm ³]	N _{pl,Rd} [kN]	a [/]	n (DC2) [/]	$\frac{M_{c,pl,Rd}}{(N_{Ed}) - \text{DC2}}$ [kNm]	n (DC3) [/]	$M_{c,pl,Rd}$ $(N_{Ed}) - DC3$ $[kNm]$
5	HEB320	21/10	5715 50	0.236	0,01	762.90	0,01	762.90
4	TIED520	2149	5715,50	0,230	0,05	702,90	0,04	702,90
3					0,09	1147,36	0,07	1147.26
2	HEB400	3232	7029,50	0,273	0,15	1131,85	0,10	1147,50
1	1				0,21	1052,75	0,14	1139,43

Preglednica 4.63: Vpliv osne sile na upogibno nosilnost prereza stebrov momentnih okvirov v X smeri za DC2 in DC3 (primer C)

Zaradi zanemarljivo majhnega odstopanja med vrednostmi notranjih sil momentnega okvira v X in Y smeri v razredu duktilnosti DC2, so v preglednici 4.64 prikazane kontrole nosilnosti stebrov le za okvir v X smeri. Pri kontroli osnih sil so upoštevane tlačne osne sile. Za razred duktilnosti DC3 so v nadaljevanju prikazani rezultati kontrol stebrov za obe smeri.

Preglednica 4.64: Kontrole nosilnosti stebrov momentnega okvira v smeri X za DC2 (primer C)

Steber	Etaža	N _{Ed} [kN]	N _{pl,Rd} [kN]	$N_{Ed} \leq 0,3N_{pl,Rd}$	M _{Ed} [kNm]	M _{c,pl,Rd} [kNm]	$M_{Ed} \le M_{pl,Rd}$	V _{Ed} [kN]	V _{c,Rd} [kN]	$V_{Ed} \leq 0,5V_{c,Rd}$
	5	77,86		ok	09.17	762.00	-1-	41.60		- 1-
HEB320	3	82,08	5715 50	ok	98,17		ОК	41,09	- 1054,05	ОК
	4	289,45	5715,50	ok	221,23	702,90	ok	117 62		ok
		293,93		ok			UK	117,05		UK
	3	636,81		ok	355,40	1147 36	ok	194 57		ok
	5	641,94		ok		1147,50	OK	174,57	1/28 81	OK
HEB400	2	1040,57	7029.00	ok	406 34	1131.85	ok	232.21		ok
HEB400	2	1045,83	7027,00	ok	-00,5-	1151,05	UK	232,21	1430,01	UK
	1	1459,05		ok	488 58*	1052 75	ok	230 75		ok
	1	1466,62		ok	-00,00	1052,75	UK	237,13		UK

* upogibni moment M_{Ed} ob vpetju stebra

Preglednica 4.65: Kontrola tlaka in striga v stebrih momentnega okvira v smeri X za DC3 (primer C)

Steber	Etaža	N _{Ed,G} [kN]	$\omega_{rm}\Omega_d N_{Ed,E}$ [kN]	N _{pl,Rd} [kN]	$N_{Ed} \leq 0,3N_{pl,Rd}$	V _{Ed,G} [kN]	$\omega_{rm}\Omega_d V_{Ed,E}$ [kN]	V _{c,Rd} [kN]	$V_{Ed} \leq 0,5V_{c,Rd}$
	5	42,45	16,56		ok	0,10	38,85		ok
HEB320	4	178,17	52.16	5715,50	ok	1 16	102 75	1054,05	alt
		182,51	52,10		ok	1,10	102,75		OK
	3	315,06	150,12		ok ok	1,12	179,79		ok
HEB400	2	453,45	273.50	7029.00	ok	2.00	213.44	1438,81	ok
TILD 400		458,79			ok	,	-)) -	
	1	591,26 596,60	403,83		ok	1,90	220,47		ok

Steber	Etaža	<i>s_h</i> [m]	V _{Ed,G} [kN]	V _{Ed,M} [kN]	$\omega_{rm} (M_{slip,Rd} + s_h V_{Ed,M}) + s_h V_{Ed,G} $ [kNm]	$M_{pl,Rd,c}$ (N_{Ed}) [kNm]	$\frac{\Sigma M_{pl,Rd,c}}{[\text{kNm}]}$	Kontrola
	5	0,16	12,04	82,42	255,77	762,90	1525,79	ok
HEB320	4	0.16	39.57	82.42	260.17	762,90	1525.79	ok
	-	• • • •				762,90	,,,,	
	3	0.20	41 70	252 20	790 15	1147,36	2294 72	ok
	5	0,20	11,70	232,20	790,10	1147,36	2291,72	OK
	2	0.20	41.26	252.20	700.00	1147,36	2204 72	alr
ПЕ Б 400	Z	0,20	41,50	232,20	790,09	1147,36	2294,72	OK
	1	0.20	12 00	252.20	700.20	1139,43	2220 07	-1-
	1	0,20	42,88	252,20	/90,39	1139,43	22/8,8/	ОК

Preglednica 4.66: Kontrola upogiba po enačbi (3.58) v stebrih okvira v smeri X za DC3 (primer C)

Preglednica 4.67: Kontrola tlaka in striga v stebrih momentnega okvira v smeri Y za DC3 (primer C)

Steber	Etaža	N _{Ed,G} [kN]	$\omega_{rm}\Omega_d N_{Ed,E}$ [kN]	N _{pl,Rd} [kN]	$N_{Ed} \leq \\ 0,3N_{pl,Rd}$	V _{Ed,G} [kN]	$\omega_{rm}\Omega_d V_{Ed,E}$ [kN]	V _{c,Rd} [kN]	$V_{Ed} \leq 0,5V_{c,Rd}$
	5	42,34	20,53	- 5715,50	ok	0,46	48,17	1054,05	ok
HEB320		46,68			ok				OK
TIEB320	4	178,89	64,80		ok	0,24	135,20		ok
		183,23			ok				UK
HEB400	3	317,24	186,46	7029,00	ok	0.47	222 10		alı
		322,58			ok	0,47	223,19		UK
	2	456,92	339,71		ok	1.26	265.25	1/20 01	alı
		462,25			ok	1,20	203,55	1430,01	OK
	1	596,3	501,72		ok	1 20	272.91		alı
		601,63			ok	1,39	273,81		OK

Steber	Etaža	<i>s_h</i> [m]	V _{Ed,G} [kN]	V _{Ed,M} [kN]	$\omega_{rm} (M_{slip,Rd} + s_h V_{Ed,M}) + s_h V_{Ed,G} $ [kNm]	$M_{pl,Rd,c}$ (N_{Ed}) [kNm]	$\frac{\Sigma M_{pl,Rd,c}}{[\text{kNm}]}$	Kontrola
HEB320	5	0,16	7,19	68,98	213,61	762,90 762,90	1525,79	ok
	4	0,16	20,54	68,98	215,74	762,90 762,90	1525,79	ok
HEB400	3	0,20	23,17	240,83	751,19	1147,36 1147,36	2294,72	ok
	2	0,20	23,20	240,83	751,20	1147,36 1147,36	2294,72	ok
	1	0,20	22,87	240,83	751,13	1119,98 1119,98	2239,97	ok

Stabilnosti stebrov momentnega okvira v smeri X in Y so preverjene v skladu s poglavjem 6, EC3-1-1 [12]. V nadaljevanju so prikazane kontrole stabilnosti stebrov okvira v Y smeri zaradi večjih notranjih sil.

a) Steber HEB400

Kontrolo interakcijskih enačb se izvede z enačbama (4.33) in (4.34).

redukcijski faktor			
upogibnega uklona (os y-y)			
<i>l_{uy}</i> [m]	3,5		
$N_{cr,y}$ [kN]	97590,65		
λ_y	0,268		
h/b	1,133		
krivulja	а		
α_y	0,21		
ϕ_y	0,543		
χ _y	0,985		

redukcijski faktor				
upogibnega uklona (os z-z)				
<i>l_{uy}</i> [m]	3,5			
$N_{cr,z}$ [kN]	18306,71			
λ_z	0,620			
h/b	1,133			
krivulja	b			
α_z	0,34			
ϕ_z	0,763			
χ_z	0,827			

razred duktilnosti DC2			
<i>L</i> [m]	3,5		
k _z	1,0		
k_{ω}	1,0		
N_{Ed} [kN]	1471,70		
$M_{Ed,L}$ [kNm]	-462,51		
$M_{Ed,D}$ [kNm]	288,74		
Ψ	$-0,715 \rightarrow C_1 = 2,55$		
C _{my}	$0,314 < 0,4 \rightarrow C_{my} = 0,40$		
M_{cr} [kNm]	1054064,7		
$ar{\lambda}_{LT}$	$0,330 < 0,4 \rightarrow \chi_{LT} = 1,00$		
$M_{N,y,Rd}$ [kNm]	1051,79		
k _{yy}	0,405		
k _{zy}	0		
1. enačba	0,36 < 1,00		
2. enačba	0,25 < 1,00		

razred duktilnosti DC3				
<i>L</i> [m]	3,5			
k_z	1,0			
k_{ω}	1,0			
N_{Ed} [kN]	1103,35			
$M_{Ed,L}$ [kNm]	-562,87			
$M_{Ed,D}$ [kNm]	401,16			
Ψ	$-0,713 \rightarrow C_1 = 2,55$			
C_{my}	$0,315 < 0,4 \rightarrow C_{my} = 0,40$			
M_{cr} [kNm]	1054064,7			
$ar{\lambda}_{LT}$	$0,330 < 0,4 \rightarrow \chi_{LT} = 1,00$			
$M_{N,y,Rd}$ [kNm]	1119,98			
k _{yy}	0,404			
k _{zy}	0			
1. enačba	0,36 < 1,00			
2. enačba	0,19 < 1,00			

b) Steber HEB320

Kontrola interakcijskih enačb (4.33) in (4.34) skladno z EC3-1-1 [12]:

redukcijski faktor			
upogibnega uklona (os y-y)			
l_{uy} [m] 3,5			
$N_{cr,y}$ [kN]	52145,35		
λ_y	0,331		
h/b	1,07		

redukcijski faktor		
upogibnega uklona (os z-z)		
<i>l_{uy}</i> [m]	3,5	
$N_{cr,z}$ [kN]	15633,45	
λ_z	0,605	
h/b	1,07	

se nadaljuje ...

krivulja	b
α_y	0,34
φ _y	0,577
χ _y	0,953

... nadaljevanje preglednice

krivulja	c
α_z	0,49
ϕ_z	0,782
χ _z	0,783

razred duktilnosti DC2			
<i>L</i> [m]	3,5		
k _z	1,0		
k_{ω}	1,0		
N_{Ed} [kN]	294,66		
$M_{Ed,L}$ [kNm]	-220,55		
$M_{Ed,D}$ [kNm]	189,38		
Ψ	$-0,859 \rightarrow C_1 = 2,56$		
C _{my}	$0,257 < 0,4 \rightarrow C_{my} = 0,4$		
M_{cr} [kNm]	738138,93		
$ar{\lambda}_{LT}$	$0,321 < 0,4 \rightarrow \chi_{LT} = 1,00$		
$M_{N,y,Rd}$ [kNm]	762,90		
k _{yy}	0,328		
k _{zy}	0		
1. enačba	0,24 < 1,00		
2. enačba	0,07 < 1,00		

razreo	l duktilnosti DC3
<i>L</i> [m]	3,5
k _z	1,0
k_{ω}	1,0
N_{Ed} [kN]	248,03
$M_{Ed,L}$ [kNm]	-255,02
$M_{Ed,D}$ [kNm]	219,00
Ψ	$-0,859 \rightarrow C_1 = 2,56$
C _{my}	$0,256 < 0,4 \rightarrow C_{my} = 0,4$
M_{cr} [kNm]	738138,93
$ar{\lambda}_{LT}$	$0,321 < 0,4 \rightarrow \chi_{LT} = 1,00$
$M_{N,y,Rd}$ [kNm]	762,90
k _{yy}	0,326
k _{zy}	0
1. enačba	0,15 < 1,00
2. enačba	0,06 < 1,00

- Strižni panel stojine stebra

Nosilnost panela stojine stebra je potrebno preveriti z enačbo (3.65). Ker so prečne ojačitve prisotne v tlačni in v natezni coni stebra, se projektno plastično strižno nosilnost panela stojine stebra $V_{wp,Rd}$ poveča za $V_{wp,add,Rd}$ v skladu z enačbo (3.139). V primeru, da pogoj nosilnosti panela ni izpolnjen, se minimalno potrebno debelino ojačitve ($t_{oj,min}$) določi z izrazom (3.138).

Preglednica 4.69: Kontrola nosilnosti strižnega panela stojine zunanjih stebrov v DC3 za primer C

OKVIR	Etaža	Steber	V _{wp,Ed} [kN]	$A_{\nu c}$ [cm ²]	V _{wp,Rd} [kN]	V _{wp,Rd,add} [kN]	$\frac{V_{wp,Ed}}{V_{wp,Rd}} \le 1,0$
V SMED	1-3	HEB400	864,00	70,20	1294,93	41,74	0,65
A SWIER	4-5 H	HEB320	427,06	51,43	948,65	47,56	0,43
VSMED	1-3	HEB400	825,04	70,20	1294,93	41,74	0,62
I SIVIEN	4-5	HEB320	357,43	51,43	948,65	47,56	0,36

Preglednica 4.70: Kontrola nosilnosti striž	nega panela s	stojine notranji	h stebrov v DC3	za primer C
---	---------------	------------------	-----------------	-------------

OKVIR	Etaža	Steber	V _{wp,Ed} [kN]	$A_{\nu c}$ [cm ²]	V _{wp,Rd} [kN]	V _{wp,Rd,add} [kN]	$\frac{V_{wp,Ed}}{V_{wp,Rd}} \le 1.0$	t _{oj,min} [m]	t _{oj} [mm]
Х	1-3	HEB400	1728,00	70,20	1294,93	41,74	1,29	4,7	5,0
SMER	4-5	HEB320	854,11	51,43	948,65	47,56	0,86	/	/
Y	1-3	HEB400	1650,08	70,20	1294,93	41,74	1,23	3,5	5,0
SMER	4-5	HEB320	714,86	51,43	948,65	47,56	0,72	/	/

4.7.9.5 Kontrola vplivov TDR

Vpliv TDR se v razredu duktilnosti DC2 ne upošteva, ker je v vseh etažah izpolnjen pogoj $\theta \le 0,10$:

Etožo	P _{tot}	$d_{r,SD}$	V _{tot}	θ	θ_{max}	k_{δ}
Etaza	[kN]	[m]	[kN]	[/]	[/]	[/]
1	12037,50	0,046	1078,28	0,082		
2	9221,25	0,059	982,34	0,087		
3	6405,00	0,050	789,87	0,065	0,087	/
4	3588,75	0,057	506,31	0,064		
5	772,50	0,028	128,87	0,027		

Preglednica 4.71: Kontrola TDR za momentni okvir v smeri X in Y za DC2 (primer C)

Pri kontroli vplivov TDR v DC3 je postopek iterativen. Koeficient θ se določi z enačbo (3.36) glede na izpolnjen pogoj $q_s < \omega_{rm} \cdot \Omega_d$, z upoštevanjem faktorja Ω_d (glej preglednici 4.61 in 4.62). Vrednost θ je med 0,1 in 0,2, zato se vpliv TDR upošteva s povečanjem potresnih vplivov s faktorjem 1,164 v X smeri in 1,150 v Y smeri (upoštevanje pri projektiranju nosilcev in stebrov ter kontroli etažnih pomikov).

OKVID	Etaža	P _{tot}	$d_{r,SD}$	Ω_d	V _{tot}	θ	θ_{max}	$k_{ heta}$
OKVIK	Liaza	[kN]	[m]	[/]	[kN]	[/]	[/]	[/]
	1	12037,50	0,054		786,64	0,131		
	2	9221,25	0,069		716,44	0,141		
X SMER	3	6405,00	0,059	1,00	575,96	0,104	0,141	1,164
	4	3588,75	0,066]	369,11	0,102		
	5	772,50	0,033		93,07	0,044		
	1	12037,50	0,053		777,22	0,121		
	2	9221,25	0,068		707,87	0,131		
Y SMER	3	6405,00	0,059	1,08	569,07	0,097	0,131	1,150
	4	3588,75	0,065]	364,69	0,094		
	5	772,50	0,033		91,95	0,041		

Preglednica 4.72: Kontrola TDR za momentni okvir v smeri X in Y za DC3 (primer C)

4.7.9.6 Kontrola etažnih pomikov

Pomiki momentnih okvirov (d_r) so za primer C prikazani v prilogi E. Konstrukcija izpolni kontrolo etažnih pomikov tako za razred duktilnosti DC2 kot za DC3. V razredu duktilnosti DC3 se upošteva povečanje potresnih sil s faktorjem k_{θ} , opredeljenim v prejšnji točki (iterativen postopek).

Preglednica 4.73: Omejitve etažnih pomikov v momentnem okviru v smeri X in Y za DC2 (primer C)

Etaža	d_r [mm]	$d_{r,SD}$ [mm]	$\leq \lambda_s \cdot h_s = 70 \text{ mm}$
1	12,8	46,1	ok
2	16,3	58,7	ok
3	14,0	50,4	ok
4	15,7	56,5	ok
5	7,8	28,1	ok

Etaža	$d_{r,X}$	$d_{r,SD,X}$	$d_{r,Y}$	$d_{r,SD,Y}$	$< \lambda \cdot h = 70 \text{ mm}$
Liaza	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	$\leq \chi_s + \chi_s = 70$ mm
1	8,3	54,0	8,2	53,3	ok
2	10,6	68,9	10,5	68,3	ok
3	9,1	59,2	9,0	58,5	ok
4	10,2	66,3	10,0	65,0	ok
5	5,1	33,2	5,1	33,2	ok

Preglednica 4.74: Omejitve etažnih pomikov v momentnem okviru v smeri X in Y za DC3 (primer C)

4.7.10 Pregled rezultatov potresne analize

Momentni okviri so projektirani po pravilih predloga novega standarda prEN 1998-1:2021 ([2], [3]) in informativnega dokumenta FREEDAM PLUS [4] v razredu duktilnosti DC2 in DC3. Pregled rezultatov je podan v preglednici 4.75.

DC2						
PRIMER A						
OKVIR	Etaža	Steber	Prečka	Naprava		
Х	1-3	HEB400	IPE550	D2-B		
SMER	4-5	HEB320	IPE360	D1		
Y	1-3	HEB400	IPE550	D2-B		
SMER	4-5	HEB320	IPE360	D1		
		PRIMER	В			
OKVIR	Etaža	Steber	Prečka	Naprava		
Х	1-3	HEB340	IPE400	D2-A		
SMER	4-5	HEB300	IPE300	D1		
Y	1-3	HEB340	IPE400	D2-A		
SMER	4-5	HEB300	IPE300	D1		
		PRIMER	С			
OKVIR	Etaža	Steber	Prečka	Naprava		
Х	1-3	HEB400	IPE600	D2-B		
SMER	4-5	HEB320	IPE400	D1		
Y	1-3	HEB400	IPE600	D2-B		
SMER	4-5	HEB320	IPE400	D1		

Preglednica 4.75: Izvleček rezultatov p	potresne analize momentnih okvirov
---	------------------------------------

DC3					
		PRIMER	A		
OKVIR	Etaža	Steber	Prečka	Naprava	
Х	1-3	HEB400	IPE550	D2-B	
SMER	4-5	HEB320	IPE360	D1	
Y	1-3	HEB400	IPE550	D2-B	
SMER	4-5	HEB320	IPE360	D1	
		PRIMER	В		
OKVIR	Etaža	Steber	Prečka	Naprava	
Х	1-3	HEB340	IPE400	D2-A	
SMER	4-5	HEB300	IPE300	D1	
Y	1-3	HEB340	IPE400	D2-A	
SMER	4-5	HEB300	IPE300	D1	
		PRIMER	C		
OKVIR	Etaža	Steber	Prečka	Naprava	
Х	1-3	HEB400	IPE600	D2-B	
SMER	4-5	HEB320	IPE400	D1	
Y	1-3	HEB400	IPE600	D2-B	
SMER	4-5	HEB320	IPE400	D1	

4.8 Dimenzioniranje FREEDAM spojev

Postopek projektiranja FREEDAM spojev temelji na komponentni metodi, ki obsega deset korakov, podrobno opisanih v poglavju 3.4.6. Pomembno je poudariti, da dimenzioniranje spojev poteka v skladu s priporočili, navedenimi v poglavju 8 informativnega dokumenta FREEDAM PLUS [4], ne pa na podlagi nove izdaje standarda prEN1992-1-2:2022.

V nadaljevanju je prikazan proces načrtovanja za spoj steber-prečka momentnega okvira v X smeri za razred duktilnosti DC2 in DC3, opremljenega s tornim dušilcem tipa D-2B za primer A. V sklopu primera A je potresni vpliv določen po trenutno veljavnem standardu EC8 (slika 4.6). Pri določitvi posameznih parametrov oz. pri kontrolah so na desnem robu zapisane reference enačb, na katere se preverbe sklicujejo. Rezultati drugih izbranih tipov tornih naprav so podani tabelarično v poglavju 4.8.2. Detajli dimenzioniranih FREEDAM spojev so prikazani v prilogi F.

4.8.1 Projektiranje spoja steber-prečka s tornim dušilcem tipa D-2B

Vhodni podatki:

- Prečka: IPE550, kvaliteta jekla S355
- Steber: HEB400, kvaliteta jekla S355
- Torni dušilec (stojina vute): nerjavno jeklo kvalitete EN 1.4301
- Vijačne zveze: sklop vijak/matica EN 14399-4, 10.9/10 HV, razred K2 [29]
- Torni material M4
- Polno nosilni zvari
- Mejni projektni zasuk: $\theta_u = 1.5 \cdot \theta_{DCH} = 0.053 \text{ rad} (\text{v skladu s SIST EN 1998-1 [1]})$

Karakteristike izbranih materialov so opredeljene v poglavju 4.2.1.

1. korak: Načrtovanje vijakov tornega dušilca

– Nivo izkoriščenosti \overline{m} prečke IPE550 in izbrana ročica vozlišča z:

$$\overline{m} = \frac{M_{Ed (DL)}}{M_{b,Rd}} = \frac{420,10 \text{ kNm}}{989,39 \text{ kNm}} = 0,42 \rightarrow z = 800 \text{ mm}$$
en. (3.78)
$$F_{Ed} = \frac{M_{Ed (DL)}}{z} = 525,13 \text{ kN}$$

– Minimalno potrebno število vijakov $(n_{b,min})$ se izračuna z upoštevanjem vnaprej določenega premera vijaka M20 in redukcijskega koeficienta $\psi = 1,0$ kot:

$$F_{p,lt} = \psi \cdot 0.70 \cdot f_{ub} \cdot A_s = 1.00 \cdot 0.70 \cdot 100 \cdot 2.45 = 171.50 \text{ kN}$$
 en. (3.73)

$$n_{b,min} = \frac{F_{Ed} \cdot \gamma_{Mf}}{\mu_{s,lower} \cdot n_s \cdot F_{p,lt}} = \frac{525,13 \cdot 1,162}{0,69 \cdot 2 \cdot 171,50} = 2,58$$
en. (3.81)

- Izbrani vijaki: **6 x M20 10.9 HV** ($n_{b,act} = 6, A_s = 2,45 \text{ cm}^2, d_0 = 22 \text{ mm}$)

- Debelina tornih pločevin je $t_{FD} = 8 \text{ mm}$
- Projektna vrednost sile prednapetja $(F_{p,lt})$ in projektna vrednost začetne sile prednapetja $(F_{p,0})$, ki se jo uporabi za pritegovanje vijakov sta izračunani z:

$$\psi = \frac{F_{Ed} \cdot \gamma_{Mf}}{\mu_{s,lower} \cdot n_{b,act} \cdot n_s \cdot (0,70 \cdot f_{ub} \cdot A_s)} = \frac{525,13 \cdot 1,162}{0,69 \cdot 6 \cdot 2 \cdot (0,70 \cdot 100 \cdot 2,45)}$$
en. (3.82)

$$\psi = 0.43$$

$$F_{p,lt} = \psi \cdot 0.70 \cdot f_{ub} \cdot A_s = 0.43 \cdot 0.70 \cdot 100 \cdot 2.45 = 73.75 \text{ kN} \qquad \text{en. (3.73)}$$

$$F_{p,0} = \gamma_{lt} \cdot F_{p,lt} = 1.15 \cdot 74.15 = 84.80 \text{ kN} \qquad \text{en. (3.74)}$$

– Projektna torna nosilnost $F_{slip,Rd}$ in upogibna torna nosilnost $M_{slip,Rd}$ dušilca:

$$F_{slip,Rd} = \frac{\mu_{s,lower} \cdot n_{b,act} \cdot n_s \cdot F_{p,lt}}{\gamma_{Mf}} = \frac{0.69 \cdot 6 \cdot 2 \cdot 73.75}{1.162} = 525.51 \text{ kN}$$
en. (3.80)

$$M_{slip,Rd} = F_{slip,Rd} \cdot z = 525,51 \cdot 0,80 = 420,10 \text{ kNm}$$
 en. (3.69)

2. korak: Projektni vplivi na nedisipativne komponente

– Največja osna sila $F_{slip,max,Cd}$ v komponentah vozlišča, ki ne sipajo energije:

$$F_{slip,max,Cd} = \Omega_{Cd} \cdot F_{slip,Rd} = 1,56 \cdot 525,10 = 819,20 \text{ kN}$$
 en. (3.71)

– Projektni upogibni moment $M_{slip,max,Cd}$ v nedisipativnih komponentah je enak:

$$M_{slip,max,Cd} = F_{slip,max,Cd} \cdot z = 819,20 \cdot 0,80 = 655,36 \text{ kNm}$$
 en. (3.83)

Projektna strižna sila v vozlišču V_{slip,max,Cd} je enaka:

$$V_{slip,max,Cd} = \frac{2 \cdot M_{slip,max,Cd}}{(L-2 \cdot a)} = \frac{2 \cdot 655,36}{(6,00-2 \cdot 0,20)} = 234,06 \text{ kN}$$
en. (3.84)

Zaradi poenostavitve postopka je prispevek tornega dušilca v strigu zanemarjen, strižno silo v celoti prenese T-element (glej 5. korak).

– Strižna dolžina L_e za kontrolo nosilcev po enačbi (3.129):

$$L_e = M_{slip,max,Cd} / V_{slip,max,Cd} = 655,36/234,06 = 2,80 \text{ m}$$
 en. (3.129)

3. korak: Načrtovanje pasnice vute

- Debelina pasnice vute je večja od debeline pasnice prečke IPE550, in sicer $t_{hf} = 20 \text{ mm}$
- Širina pločevine vute je enaka širini prečke IPE550, sledi $h_{hf} = 210 \text{ mm}$
- Izbrani vijaki: 8 x M24 10.9 HV (v dveh vrstah, $A_s = 3,53 \text{ cm}^2$, $d_0 = 26 \text{ mm}$)
- Geometrija pasnice je določena z iterativnim postopkom, s katerim določimo naslednje parametre (na podlagi preglednice 3.3, SIST EN 1993-1-8 [13]):

$$e_i = \begin{cases} 1.2 \cdot d_0 = 31.2 \text{ mm} \\ 2 \cdot d_0 = 52 \text{ mm} \end{cases} \rightarrow e_1 = 50 \text{ mm}$$

$$w_i = \begin{cases} 2,2 \cdot d_0 = 57,2 \text{ mm} \\ 3 \cdot d_0 = 78 \text{ mm} \end{cases} \to w_1 = 65 \text{ mm}$$

$$b_{hw,sup} = 2 \cdot e_1 + 7 \cdot w_1 = 555 \text{ mm}$$

$$e_{tf} = \begin{cases} 1,2 \cdot d_0 = 31,2 \text{ mm} \\ 1,5 \cdot d_0 = 39 \text{ mm} \end{cases} \rightarrow e_{tf} = 47,5 \text{ mm}$$

$$w_{tf} = h_{hf} - 2 \cdot e_{tf} = 115 \text{ mm}$$

 Kontrola interakcije striga in natega v najbolj obremenjenem vijaku pasnice vute (v skladu s preglednico 3.4, SIST EN 1993-1-8 [13]):

$$F_{\nu,Ed} = \frac{F_{slip,max,Cd}}{2 \cdot n_b} = \frac{819,20}{2 \cdot 8} = 51,20 \text{ kN}$$
 en. (3.85)

$$F_{t,Ed,max} = \frac{F_{slip,max,Cd} \cdot (z - d_b) \cdot d_{max}}{2 \cdot \sum_{i=1}^{n_b} d_i^2} = \frac{819,20 \cdot (0,800 - 0,550) \cdot 0,505}{2 \cdot \sum_{i=1}^{8} (0,794)} \quad \text{en.} (3.86)$$

 $F_{t,Ed,max} = 65,13$ kN

$$F_{\nu,Rd} = \frac{\alpha_{\nu} \cdot f_{ub} \cdot A_s}{\gamma_{M2}} = \frac{0.5 \cdot 100 \cdot 3.53}{1.25} = 141.20 \text{ kN}$$
 pregl. 3.4, EC3-1-8

$$F_{t,Rd} = \frac{0.9 \cdot f_{ub} \cdot A_s}{\gamma_{M2}} = \frac{0.9 \cdot 100 \cdot 3.53}{1.25} = 254,20 \text{ kN}$$
 pregl. 3.4, EC3-1-8

$$\frac{F_{\nu,Ed}}{F_{\nu,Rd}} + \frac{F_{t,Ed,max}}{1.4 \cdot F_{t,Rd}} = \frac{51,20}{141,20} + \frac{65,13}{1.4 \cdot 254,20} = 0,55 \le 1,0 \ \sqrt{}$$
en. (3.87)

4. korak: Načrtovanje stojine vute

– Za določitev velikosti tornih pločevin so bili privzeti naslednji parametri (M20, $d_0 = 22$ mm):

$$w_h = k_{wh} \cdot d_0 = 3,5 \cdot 22 = 77 \text{ mm}$$

$$e_h = k_{eh} \cdot d_0 = 1,5 \cdot 22 = 33 \text{ mm}$$

$$w_v = k_{wv} \cdot d_0 = 5 \cdot 22 = 110 \text{ mm} \rightarrow w_v = 124 \text{ mm}$$

 $e_v = k_{ev} \cdot d_0 = 3.5 \cdot 22 = 77 \text{ mm}$

– Dolžina podaljšanih lukenj v horizontalni smeri $(L_{slot,h})$ se definira kot:

$$L_{slot,h} \ge \left(\frac{n_{b,act}}{2} - 1\right) \cdot w_h + d_0 + 2 \cdot \theta_u \cdot \left(z + \frac{w_v}{2}\right)$$
en. (3.88)
$$L_{slot,h,min} = \left(\frac{6}{2} - 1\right) \cdot 77 + 22 + 2 \cdot 0,053 \cdot \left(800 + \frac{124}{2}\right) = 267 \text{ mm} \rightarrow L_{slot,h} = 270 \text{ mm}$$

- Kontrola podaljšanih lukenj v horizontalni smeri:

$$stroke_{req} = \theta_u \cdot \left(z + \frac{w_v}{2}\right) = 0,053 \cdot \left(800 + \frac{124}{2}\right) = 45,69$$
 en. (3.92)

$$stroke_{ava} = \frac{L_{slot,h} - d_0 - \left(\frac{n_{b,act}}{2} - 1\right) \cdot w_h}{2} = \frac{270 - 22 - 2 \cdot 77}{2} = 47,00$$
 en. (3.93)

$$stroke_{ava} = 47,00 > stroke_{req} = 45,69 \sqrt{}$$
 en. (3.91)

– Najmanjšo vodoravno razdaljo med vogalom stojine vute in robom tornih pločevin (δ_h) ter vertikalno razdaljo (δ_v) se določi kot:

$$\delta_{h,min} = \theta_u \cdot \left(e_v + \frac{w_v}{2} + z \right) = 0.053 \cdot \left(77 + \frac{124}{2} + 800 \right) = 28 \text{ mm} \to \delta_h = 50 \text{ mm} \qquad \text{en. (3.89)}$$

$$\delta_{\nu,min} = \theta_u \cdot (l_{Lw} + t_L) = 0,053 \cdot (364 + 30) = 20,9 \text{ mm}$$
en. (3.90)

– Debelina stojine vute (t_{hw}) se izračuna na sledeč način:

$$t_{hw} = \frac{F_{slip,max,Cd} \cdot \gamma_{M2}}{0,9 \cdot (z - d_b - t_{hf} + \frac{w_v}{2} + e_v - 2 \cdot d_0) \cdot f_{yh}}$$
en. (3.96)
819200 · 1.25

$$t_{hw} = \frac{619200 \cdot 1,23}{0,9 \cdot (800 - 550 - 20 + \frac{124}{2} + 77 - 2 \cdot 22) \cdot 210} = 16,7 \text{ mm} \rightarrow t_{hw} = 20 \text{ mm}$$

– Višina stojine vute (h_{hw}) je definirana kot:

$$h_{hw} = e_v + w_v + \left(z - d_b - \frac{w_v}{2}\right) - t_{hf}$$
$$h_{hw} = 77 + 124 + \left(800 - 550 - \frac{124}{2}\right) - 20 = 369 \text{ mm}$$

- Kontrola oslabljenega prereza stojine vute (v skladu s poglavjem 6.2.3 EC3-1-8 [13]):

$$F_{net} = \frac{0.9 \cdot A_{net} \cdot f_{yh}}{\gamma_{M2}} = \frac{0.9 \cdot 65.0 \cdot 21.0}{1.25} = 982.80 \text{ kN}$$

$$F_{slip,max,Cd} = 819.20 \text{ kN} \le F_{net} = 982.80 \text{ kN} \sqrt{}$$
en. (3.94)

5. korak: Načrtovanje pasnice T-elementa

- Pasnica T-elementa prevzame strižne in natezne sile, ki so definirane kot:

$$F_{v,Ed} = \frac{V_{slip,max,Cd}}{n_b} = \frac{234,06}{4} = 58,52 \text{ kN}$$
en. (3.97)
$$F_{t,Ed} = \frac{F_{slip,max,Cd}}{n_b} = \frac{819,20}{4} = 204,80 \text{ kN}$$

- Potrebni prerez vijakov je glede na EC3-1-8 določen kot večja izmed sledečih vrednosti:

$$A_{s,min} \ge \max \begin{cases} \frac{\gamma_{M2}}{f_{ub}} \cdot \left(\frac{F_{v,Ed}}{0.5} + \frac{F_{t,Ed}}{1.26}\right) = \frac{1.25}{100} \cdot \left(\frac{58,52}{0.5} + \frac{204,80}{1.26}\right) = 3,49 \text{ cm}^2\\ \frac{\gamma_{M2} \cdot F_{t,Ed}}{0.9 \cdot f_{ub}} = \frac{1.25 \cdot 204,80}{0.9 \cdot 100} = 2,84 \text{ cm}^2 \end{cases}$$
en. (3.98)

- Izbrani vijaki: **4 x M33 10.9 HV** ($A_s = 6,94 \text{ cm}^2, d_0 = 36 \text{ mm}$)
- Horizontalna razdalja med linijo vijakov do roba T-elementa (e_{Tf}) , horizontalni razmik med vijaki (w_{Tf}) in širina T elementa (b_T) se izračunajo kot:

$$e_{Tf} = \begin{cases} 1.2 \cdot d_0 = 43.2 \text{ mm} \\ 1.5 \cdot d_0 = 54 \text{ mm} \end{cases} \rightarrow e_{Tf} = 45 \text{ mm}$$

$$w_{Tf,min} = \max \begin{cases} t_{cw} + 2 \cdot r_c + 1.8 \cdot d_0 = 13.5 + 2 \cdot 27 + 1.8 \cdot 36 = 132 \text{ mm} \\ b_b - 2 \cdot e_{Tf} = 210 - 2 \cdot 45 = 120 \text{ mm} \end{cases} \quad \text{en. (3.99)}$$

$$w_{Tf,max} = b_c - 2.4 \cdot d_0 = 300 - 2.4 \cdot 36 = 213.6 \text{ mm} \rightarrow w_{Tf} = 190 \text{ mm} \qquad \text{en. (3.100)}$$

$$b_{T,min} = \max \begin{cases} w_{Tf} + 2.4 \cdot d_0 = 190 + 2.4 \cdot 36 = 276 \text{ mm} \\ b_b = 210 \text{ mm} \end{cases} \qquad \text{en. (3.101)}$$

$$b_T = 2 \cdot e_{Tf} + w_{Tf} = 2 \cdot 45 + 190 = 280 \text{ mm} \qquad \text{en. (3.102)}$$

 Dolžina nadomestnega T-elementa se glede na razdaljo med osjo vijaka in stikom med pasnico ter stojino (m = 55 mm) določi kot:

$$b_{eff} = 0.5 \cdot b_T = 0.5 \cdot 280 = 140 \text{ mm}$$
 en. (3.106)

 Debelino pasnice T-elementa se dimenzionira tako, da se prepreči nastanek porušnih mehanizmov tipa 1 ali tipa 2. To predpostavko se izpolni na naslednji način:

$$t_{Tf} = \max \begin{cases} t_{Tf,1} \\ t_{Tf,2} \end{cases} \rightarrow t_{Tf} = t_{Tf,1}$$
 en. (3.103)

$$t_{Tf,1} = \sqrt{\frac{m \cdot F_{slip,max,Cd} \cdot \gamma_{M0}}{2 \cdot b_{eff} \cdot f_y}} = \sqrt{\frac{55 \cdot 819200 \cdot 1,0}{2 \cdot 140 \cdot 355}} = 21,3 \text{ mm} \rightarrow t_{Tf} = 30 \text{ mm} \qquad \text{en. (3.104)}$$

6. korak: Načrtovanje stojine T-elementa

 Debelino stojine T-elementa se izbere tako, da se prepreči interakcijo med strigom in upogibnim momentom:

$$t_{Tw,min} = \max \begin{cases} \frac{V_{slip,max,Cd} \cdot \sqrt{3} \cdot \gamma_{M0}}{0.5 \cdot b_T \cdot f_{yT}} = \frac{234060 \cdot \sqrt{3} \cdot 1.0}{0.5 \cdot 280 \cdot 355} = 8.1 \text{ mm} \\ t_{bf} = 17.2 \text{ mm} \end{cases}$$
en. (3.109)

$$t_{Tw} = 25 \text{ mm}$$

- Sedaj lahko izračunamo razmak med vijaki v vertikalni smeri in celotno višino pasnice T-elementa:

$$w_v = 2 \cdot m + t_{Tw} = 2 \cdot 55 + 25 = 135 \text{ mm}$$

 $h_{Tf} = w_v + 2 \cdot e_{Tf} = 135 + 2 \cdot 45 = 225 \text{ mm}$ en. (3.107)

- Izbrani vijaki: **5 x M24 10.9 HV** (v dveh vrstah, $A_s = 3,53 \text{ cm}^2$, $d_0 = 26 \text{ mm}$)
- Geometrija stojine T-elementa je definirana z iterativnim postopkom (v skladu s preglednico 3.3, SIST EN 1993-1-8 [13]):

$$e_{1} = \begin{cases} 1,2 \cdot d_{0} = 31,2 \text{ mm} \\ 2 \cdot d_{0} = 52 \text{ mm} \end{cases} \rightarrow e_{1} = 50 \text{ mm}$$
$$w_{1} = \begin{cases} 2,2 \cdot d_{0} = 57,2 \text{ mm} \\ 3 \cdot d_{0} = 78 \text{ mm} \end{cases} \rightarrow w_{1} = 65 \text{ mm}$$
$$e_{t} = 82,5 \text{ mm}$$
$$w_{t} = b_{T} - 2 \cdot e_{t} = 220 - 2 \cdot 82,5 = 115 \text{ mm}$$

- Kontrola bočnega pritiska
 - robni vijaki

$$\alpha_{b} = \min\left\{\frac{e_{1}}{3 \cdot d_{0}} = \frac{50}{3 \cdot d_{0}} = 0,64; \frac{f_{ub}}{f_{u}} = \frac{100}{51} = 1,96; 1,0 \to \alpha_{b} = 0,64\right.$$

$$k_{1} = \min\left\{2,8 \cdot \frac{e_{2}}{d_{0}} - 1,7 = 2,8 \cdot \frac{82,5}{26} - 1,7 = 7,2; 2,5 \to k_{1} = 2,50\right.$$

$$F_{b,Rd,ext} = \frac{k_{1} \cdot \alpha_{b} \cdot f_{u} \cdot d \cdot t}{\gamma_{M2}} = \frac{2,50 \cdot 0,64 \cdot 51,0 \cdot 2,40 \cdot 1,72}{1,25} = 269,48 \text{ kN} \qquad \text{en. (3.111)}$$

• notranji vijaki

$$\alpha_{b} = \min\left\{\frac{p_{1}}{3 \cdot d_{0}} - \frac{1}{4} = \frac{65}{3 \cdot d_{0}} - \frac{1}{4} = 0,58; \frac{f_{ub}}{f_{u}} =; 1,0 \to \alpha_{b} = 0,58\right\}$$

$$k_{1} = \min\left\{1,4 \cdot \frac{p_{2}}{d_{0}} - 1,7 = 1,4 \cdot \frac{115}{26} - 1,7 = 6,20; 2,5 \to k_{1} = 2,50\right\}$$

$$F_{b,Rd,int} = \frac{k_{1} \cdot \alpha_{b} \cdot f_{u} \cdot d \cdot t}{\gamma_{M2}} = \frac{2,50 \cdot 0,58 \cdot 51,0 \cdot 2,40 \cdot 1,72}{1,25} = 244,21 \text{ kN} \qquad \text{en. (3.111)}$$

$$F_{b,Rd,total} = 2 \cdot F_{b,Rd,ext} + F_{b,Rd,int} \cdot (n_b - 2) = 2 \cdot 269,48 + 244,21 \cdot (10 - 2) = 2490,64 \text{ kN}$$

$$F_{slip,max,Cd} = 819,20 \text{ kN} \le F_{b,Rd,total} = 2490,64 \text{ kN} \sqrt{}$$
 en. (3.110)

- Kontrola strižnega iztrga

$$\begin{aligned} A_{nt} &= (w_t - d_0) \cdot t_{Tw} = (11, 5 - 2, 6) \cdot 2, 5 = 22, 25 \text{ cm}^2 \\ A_{nv} &= 2 \cdot (e_1 + 4 \cdot w_1 - 4, 5 \cdot d_0) \cdot t_{Tw} = 2 \cdot (5, 0 + 3 \cdot 6, 5 - 4, 5 \cdot 2, 6) \cdot 2, 5 = 96, 50 \text{ cm}^2 \\ V_{eff, 1, Rd} &= \frac{A_{nt} \cdot f_u}{\gamma_{M2}} + \frac{A_{nv} \cdot f_y}{\sqrt{3} \cdot \gamma_{M0}} = \frac{22, 25 \cdot 51, 0}{1, 25} + \frac{96, 50 \cdot 35, 5}{\sqrt{3} \cdot 1, 0} = 2893, 82 \text{ kN} \\ F_{slip, max, Cd} &= 819, 20 \text{ kN} \le V_{eff, 1, Rd} = 2893, 82 \text{ kN} \sqrt{} \end{aligned}$$
en. (3.112)

- Kontrola neto prereza stojine T-elementa

$$F_{gross} = \frac{A \cdot f_{yp}}{\gamma_{M0}} = \frac{70.0 \cdot 35.5}{1.0} = 2485.00 \text{ kN}$$
 en. (3.114)

$$F_{net} = \frac{0.9 \cdot A_{net} \cdot f_{up}}{\gamma_{M2}} = \frac{0.9 \cdot 57.0 \cdot 51.0}{1.25} = 2093.04 \text{ kN}$$
en. (3.115)

$$F_{slip,max,Cd} = 819,20 \text{ kN} \le F_{t,Rd} = \min(F_{gross}; F_{net}) = 2093,04 \text{ kN} \sqrt{}$$
 en. (3.113)

– Velikost razmaka med stebrom in nosilcem (gap_1) in posledično celotno dolžino stojine Telementa se določi (l_{Tw}) kot:

$$gap_{1} \ge t_{Tf} + 2 \cdot t_{Tw} = 30 + 2 \cdot 25 = 80 \text{ mm} \rightarrow gap_{1} = 80 \text{ mm}$$
en. (3.116)
$$l_{Tw} = 3 \cdot w_{1} + 2 \cdot e_{1} + gap_{1} = 3 \cdot 65 + 2 \cdot 50 + 80 = 410 \text{ mm}$$

7. korak: Načrtovanje pasnice L-elementov

- Postopek projektiranja je podoben kot v 5. koraku. Potrebni prerez vijakov je glede na EC3-1-8 določen kot večja izmed vrednosti v enačbi (3.98);
- Izbrani vijaki: **4 x M30 10.9 HV** ($A_s = 5,61 \text{ cm}^2, d_0 = 33 \text{ mm}$)
- Horizontalna razdalja med vijaki obeh kotnikov (w_{Lh}) je določena kot:

$$w_{Lh,min} = t_{cw} + 2 \cdot r_c + 1.8 \cdot d_0 = 13.5 + 2 \cdot 27 + 1.8 \cdot 33 = 126.9 \text{ mm}$$
 en. (3.117)

$$w_{Lh,max} = b_c - 2.4 \cdot d_0 = 300 - 2.4 \cdot 33 = 220.8 \text{ mm} \rightarrow w_{Lh} = 196 \text{ mm}$$
 en. (3.118)

Geometrija pasnice posameznega L-elementa je definirana z iterativnim postopkom (v skladu s preglednico 3.3, SIST EN 1993-1-8 [13]):

$$e_{L} = 1,2 \cdot d_{0} = 1,2 \cdot 33 = 39,6 \text{ mm} \rightarrow e_{L} = 40 \text{ mm}$$

$$m_{L} = 1,5 \cdot d_{0} = 1,5 \cdot 33 = 49,5 \text{ mm} \rightarrow m_{L} = 50 \text{ mm}$$

$$e_{Lf} = e_{v,haunch} = 77 \text{ mm}$$

$$w_{Lf} = w_{v,haunch} = 124 \text{ mm}$$

$$h_{Lf} = 2 \cdot e_{Lf} + w_{Lf} = 2 \cdot 77 + 124 = 278 \text{ mm}$$
en. (3.121)

– Sodelujočo višino nadomestnega L-elementa se glede na razdaljo med osjo vijaka in stikom med pasnico ter stojino ($m_L = 50$ mm) določi kot:

$$h_{eff} = 0.5 \cdot h_{Lf} = 0.5 \cdot 278 = 139 \text{ mm}$$
 en. (3.120)

 Debelino pasnice L-elementa se določi tako, da se prepreči nastanek porušnih mehanizmov tipa 1 ali tipa 2, kar se zagotovi s sledečim izrazom:

$$t_L = \max \begin{cases} t_{L,1} \\ t_{L,2} \end{cases} \to t_L = t_{L,1}$$
 en. (3.119)

$$t_{L,1} = \sqrt{\frac{m \cdot F_{slip,max,Cd} \cdot \gamma_{M0}}{2 \cdot h_{eff} \cdot f_y}} = \sqrt{\frac{50 \cdot 819200 \cdot 1,0}{2 \cdot 139 \cdot 355}} = 20,4 \text{ mm} \rightarrow t_L = 30 \text{ mm} \quad \text{en. (3.104)}$$

– Nazadnje se definira širino posameznega L-elementa (b_{Lf}) kot:

$$b_{Lf} = e_L + m_L + t_L = 40 + 50 + 30 = 120 \text{ mm}$$

8. korak: Načrtovanje stojine L-elementov

- Geometrija stojine L-elementa je določena z naslednjimi parametri:

$$l_{Lw} = gap_1 - t_L + L_{slot,h} + 2 \cdot e_{h,haunch} - d_0$$
 en. (3.126)

$$l_{Lw} = 80 - 30 + 270 + 2 \cdot 33 - 22 = 364 \text{ mm}$$

$$w_{h,Lw} = w_{h,haunch} = 77 \text{ mm}$$
en. (3.127)

$$e_{h,l} = gap_1 + e_{h,haunch} + stroke_{ava} - t_L = 80 + 33 + 47 - 30 = 130 \text{ mm}$$
 en. (3.128)

$$e_{h,r} = l_{Lw} - e_{h,l} - \left(\frac{n_{b,act}}{2} - 1\right) \cdot w_{h,Lw} = 364 - 168,5 - 2 \cdot 77 = 80 \text{ mm}$$
 en. (3.129)

– Velikost horizontalne reže (s_h) se določi s pomočjo horizontalne robne oddaljenosti med linijo vijakov do roba stojine vute $(e_{h,haunch})$. Velikost navpične reže (s_v) se izračuna glede na projektni zasuk spoja, s čimer se prepreči aktivacija vijakov v strigu:

$$s_{h} = e_{h,l} + t_{L} - gap_{1} - e_{h,haunch} = 130 + 30 - 80 - 33 = 47 \text{ mm}$$

$$s_{v} \ge \theta_{u} \cdot \left(gap_{1} + e_{h,haunch} + s_{h} + \left(\frac{n_{b,act}}{2} - 1\right) \cdot w_{h,haunch}\right) \qquad \text{en. (3.122)}$$

$$s_{v} = 0.053 \cdot (80 + 33 + 47 + 2 \cdot 77) = 16.6 \text{ mm}$$

– Najmanjša dimenzija podaljšanih lukenj v vertikalni smeri $(L_{slot,v})$ je enaka:

$$L_{slot,v,min} = s_v + 2 \cdot d_0 = 16.6 + 2 \cdot 22 = 60.6 \text{ mm} \rightarrow L_{slot,v} = 60 \text{ mm}$$
 en. (3.123)

 Po določitvi geometrije L-elementa je potrebno preveriti, da velikost razmaka med stojino L-elementa in stojino vute (gap₂) dovoljuje zahtevano rotacijo:

$$\delta_{\nu} = \theta_{u} \cdot (l_{Lw} + t_{L}) < gap_{2} = (h_{hw} - h_{L})$$
en. (3.125)
$$\delta_{\nu} = 0.053 \cdot (364 + 30) = 20.9 \text{ mm} < gap_{2} = 369 - 278 = 91 \text{ mm} \sqrt{$$

- Kontrola neto prereza stojine L-elementa

$$F_{gross} = \frac{A \cdot f_{yp}}{\gamma_{M0}} = \frac{109.2 \cdot 35.5}{1.0} = 3876.6 \text{ kN}$$
en. (3.114)

$$F_{net} = \frac{0.9 \cdot A_{net} \cdot f_u}{\gamma_{M2}} = \frac{0.9 \cdot (89.4/2) \cdot 51.0}{1.25} = 1641.38 \text{ kN}$$
en. (3.115)

$$F_{slip,max,Cd} = 819,20 \text{ kN} \le F_{t,Rd} = \min(F_{gross}; F_{net}) = 1641,38 \text{ kN} \sqrt{}$$
 en. (3.113)

9.korak: Kontrola prečke in načrtovanje dodatnih ojačitev stojine prečke

 Prečka je nedisipativni element in jo je treba varovati. Sledi, da je potrebno preprečiti plastično tečenje v prečki, kar se zagotovi s sledečo enačbo:

$$M_{slip,max,Cd} \cdot \left(\frac{L_e - b}{L_e}\right) = 655,36 \cdot \left(\frac{2,80 - 0,91}{2,80}\right) = 442,37 \text{ kNm}$$
$$M_{slip,max,Cd} \cdot \left(\frac{L_e - b}{L_e}\right) = 442,37 \text{ kNm} \le M_{b,Rd} = 989,39 \text{ kNm} \sqrt{} \qquad \text{en. (3.129)}$$

kjer je razdalja med predvideno lokacijo plastičnega členka in pasnico stebra izračunana kot:

$$b = 0.5 \cdot d_b + b_{hw,sup} + gap_1 = 0.5 \cdot 550 + 555 + 80 = 910 \text{ mm}$$
 en. (3.129)

- Kontrole plastičnega tečenja prečk po enačbi (3.129) v momentnem okviru za primer A so opravljene v preglednicah 4.21 in 4.22. Preverba je za primer B izvedena v poglavju 4.7.8.2, za primer C pa v poglavju 4.7.9.2.
- Projektno nosilnost neojačane stojine prečke se za kontrolo lokalnega izbočenja stojine prečke IPE550 (v skladu z enačbo (6.9), EC3-1-8 [13]) izračuna kot:

$$F_{b,w,Rd} = \min \begin{cases} \frac{\omega \cdot b_{eff} \cdot t_{wb} \cdot f_{yb}}{\gamma_{M0}} \\ \frac{\omega \cdot b_{eff} \cdot \rho \cdot t_{wb} \cdot f_{yb}}{\gamma_{M1}} \rightarrow F_{b,w,Rd} = 405,87 \text{ kN} \end{cases} \quad \text{en. (3.131)}$$

kjer je sodelujoča širina pasnice prečke v tlaku b_{eff} opredeljena kot:

$$b_{eff} = 2.5 \cdot (t_{fb} + r_b) = 2.5 \cdot (17.2 + 24) = 103 \text{ mm}$$
 en. (3.130)

Obremenitev stojine prečke je določena z naslednjim izrazom:

$$F_{Ed} = \frac{F_{slip,max,Cd} \cdot (z - d_b)}{d_{max}} = \frac{819,20 \cdot (0,80 - 0,55)}{0,505} = 405,55 \text{ kN}$$

Ker je naslednji pogoj izpolnjen, je potrebno dodatno ojačati stojino prečke:

$$F_{Ed} = 405,55 \text{ kN} > F_{b,w,Rd} = 405,87 \text{ kN}$$
 en. (3.124)

$$t_{st,min} = \frac{F_{Ed}}{(b_b - t_{wb} - 2 \cdot r_b) \cdot f_y} = \frac{405,55}{(21,00 - 1,11 - 2 \cdot 2,40) \cdot 35,5} = 0,76 \text{ cm} \qquad \text{en. (3.134)}$$
$$t_{st} = 10 \text{ mm}$$

Na obeh straneh stojine prečke ob koncu tornega dušilca sta dodani ojačitvi, višine enaki višini prečke in debeline 10 mm.

10. korak: Kontrola stebra in načrtovanje dodatnih ojačitev stojine stebra

- V skladu z EC3-1-8 je potrebno nosilnost stojine stebra preveriti v strigu, prečnem nategu in prečnem tlaku ter pasnico stebra v upogibu.
- Strižni panel stojine notranjih stebrov HEB400 je potrebno glede na preglednico 4.34 ojačati s pločevino debeline 5 mm.
- Na mestu delovanja obremenitve $F_{slip,max,Cd}$ so v stojini stebra dodane še prečne ojačitve debeline 10 mm.

4.8.2 Pregled rezultatov vozlišč steber-prečka s tornimi dušilci

4.8.2.1 FREEDAM D-2B/IPE550/0,40

V nadaljevanju je prikazan povzetek rezultatov načrtovanja spoja HEB400-IPE550 s tornim dušilcem tipa D-2B iz prejšnjega poglavja.

Vhodni podatki:

- Prečka: IPE550, kvaliteta jekla S355 ($L_e = 2,80 \text{ m}, b = 0,910 \text{ m}$)
- Steber: HEB400, kvaliteta jekla S355
- Torni dušilec (stojina vute): nerjavno jeklo kvalitete EN 1.4301
- Vijačne zveze: sklop vijak/matica EN 14399-4, 10.9/10 HV, razred K2 [29]
- Torni material M4
- Polno nosilni zvari
- Mejni projektni zasuk: $\theta_u = 1.5 \cdot \theta_{DCH} = 0.053 \text{ rad} (v \text{ skladu s SIST EN 1998-1 [1]})$
- Tip spoja dimenzioniran za:
 - primer A: momentni okvir v X in Y smeri za DC2 in DC3

T	TORNA NAPRAVA TIPA D-2B					
Н	[mm]	389				
L	[mm]	635				
В	[mm]	276				
t_{FD}	[mm]	8				
\overline{m}	[/]	0,40				
Ζ	[mm]	800				
vijaki		6xM20x130 10.9 - HV				
$F_{p,0}$	[kN]	84,75 (X smer)				
$F_{p,0}$	[kN]	80,13 (Y smer)				

VUTA					
	ASNICA	STOJINA			
izbrani vijaki		8xM24x75 10.9 - HV v dveh vrstah	vijaki - dušilec		6xM20x130 10.9 - HV
t_{hf}	[mm]	20	t _{hw}	[mm]	20
h _{hf}	[mm]	210	w _h	[mm]	77
<i>e</i> ₁	[mm]	50	e _h	[mm]	33
<i>w</i> ₁	[mm]	65	S _h	[mm]	47
b _{hw,sup}	[mm]	555	w _v	[mm]	124
e _{tf}	[mm]	47,5	e_v	[mm]	77
W _{tf}	[mm]	115	h_{hw}	[mm]	369
			L _{slot,h}	[mm]	270
			δ_h	[mm]	50
			δ_v	[mm]	20,9

T-ELEMENT						
PASNICA			STOJINA			
izbrani vijaki		4xM33x100	izbrani vijaki		5x M24x80 10.9 - HV	
		10.9 - HV			v dveh vrstah	
t_{fT}	[mm]	30	t_{Tw}	[mm]	25	
e_{Tf}	[mm]	45	<i>e</i> ₁	[mm]	50	
W_{Tf}	[mm]	190	<i>w</i> ₁	[mm]	65	
b_T	[mm]	280	e_t	[mm]	82,5	
w _v	[mm]	135	w _t	[mm]	115	
h_{Tf}	[mm]	225	b_T	[mm]	280	
			l_{Tw}	[mm]	410	
			gap_1	[mm]	80	

L-ELEMENT					
PASNICA			STOJINA		
izbrani vijaki		4xM30x100	vijaki - dušilec		6xM20x130
		10.9 - HV			10.9 - HV
t_L	[mm]	30	t_L	[mm]	30
e _L	[mm]	40	l_{Lw}	[mm]	364
m_L	[mm]	50	e _{h,l}	[mm]	130
W _{Lh}	[mm]	196	$W_{h,Lw}$	[mm]	77
e_{Lf}	[mm]	77	e _{h,r}	[mm]	80
W_{Lf}	[mm]	124	e _L	[mm]	77
h_{Lf}	[mm]	278	WL	[mm]	124
b_{Lf}	[mm]	120	$L_{slot,v}$	[mm]	65
			S _v	[mm]	16,6
			gap_2	[mm]	91

4.8.2.2 FREEDAM D1/IPE360/0,40

Vhodni podatki:

- Prečka: IPE360, kvaliteta jekla S355 ($L_e = 2,84 \text{ m}, b = 0,685 \text{ m}$)
- Steber: HEB320, kvaliteta jekla S355
- Torni dušilec (stojina vute): nerjavno jeklo kvalitete EN 1.4301
- Vijačne zveze: sklop vijak/matica EN 14399-4, 10.9/10 HV, razred K2 [29]
- Torni material M4
- Polno nosilni zvari
- Mejni projektni zasuk: $\theta_u = 1.5 \cdot \theta_{DCH} = 0.053 \text{ rad} (\text{v skladu s SIST EN 1998-1 [1]})$
- Tip spoja dimenzioniran za:
 - primer A: momentni okvir v X in Y smeri za DC2 in DC3

TORNA NAPRAVA TIPA D1						
Н	[mm]	260				
L	[mm]	505				
В	[mm]	221				
t_{FD}	[mm]	8				
\overline{m}	[/]	0,40				
Ζ	[mm]	530				
vijaki		4xM16x110 10.9 - HV				
$F_{p,0}$	[kN]	66,18 (X smer)				
$F_{p,0}$	[kN]	53,36 (Y smer)				
	VUTA					
-----------------------	-------	--------------------	-----------------------	------	------------------	--
	PA	ASNICA	STOJINA			
izbrani v	ijaki	9xM16x60 10.9 - HV	vijaki - dušilec		4xM16x110	
	ђакі	v dveh vrstah			10.9 - HV	
t _{hf}	[mm]	20	t _{hw} [mm]		20	
h _{hf}	[mm]	170	<i>w</i> _h	[mm]	63	
<i>e</i> ₁	[mm]	40	e _h	[mm]	27	
<i>w</i> ₁	[mm]	45	S _h	[mm]	34,5	
b _{hw,sup}	[mm]	440	Wv	[mm]	90	
e _{tf}	[mm]	40	e_v	[mm]	45	
W _{tf}	[mm]	90	h _{hw}	[mm]	240	
			L _{slot,h}	[mm]	150	
			δ_h	[mm]	50	
			δ_v	[mm]	13,3	

	T-ELEMENT					
	PASN	[CA	STOJINA			
izbran	i vijaki	4xM24x85	izbrani vijaki		6xM16x60 10.9 - HV	
	5	10.9 - HV		5	v dveh vrstah	
t_{fT}	[mm]	25	t_{Tw}	[mm]	20	
e_{Tf}	[mm]	35	e_1	[mm]	40	
W_{Tf}	[mm]	135	<i>w</i> ₁	[mm]	45	
b_T	[mm]	205	e_t	[mm]	57,5	
Wv	[mm]	100	Wt	[mm]	90	
h_{Tf}	[mm]	170	b_T	[mm]	205	
			l_{Tw}	[mm]	345	
			gap_1	[mm]	65	

L-ELEMENT						
PASN	ICA	STOJINA				
izhroni vijeli	4xM24x80	vijaki - dušilec		4xM16x110		
izorani vijaki	10.9 - HV			10.9 - HV		
t_L [mm]	20	t_L	[mm]	20		
<i>e</i> _{<i>L</i>} [mm]	35	l_{Lw}	[mm]	231		
m_L [mm]	40	e _{h,l}	[mm]	106,5		
w_{Lh} [mm]	151	w _{h,Lw}	[mm]	63		
e_{Lf} [mm]	45	e _{h,r}	[mm]	61,5		
W_{Lf} [mm]	90	e _L	[mm]	45		
h_{Lf} [mm]	180	w_L	[mm]	90		
b_{Lf} [mm]	95	$L_{slot,v}$	[mm]	50		
		S _v	[mm]	10,0		
		gap ₂	[mm]	60		

4.8.2.3 FREEDAM D-2A/IPE400/0,60

- Prečka: IPE400, kvaliteta jekla S355 ($L_e = 2,83$ m, b = 0,805 m)
- Steber: HEB340, kvaliteta jekla S355
- Torni dušilec (stojina vute): nerjavno jeklo kvalitete EN 1.4301
- Vijačne zveze: sklop vijak/matica EN 14399-4, 10.9/10 HV, razred K2 [29]
- Torni material M4
- Polno nosilni zvari
- Mejni projektni zasuk: $\theta_u = 1.5 \cdot \theta_{DCH} = 0.053 \text{ rad} (v \text{ skladu s SIST EN 1998-1 [1]})$
- Tip spoja dimenzioniran za:
 - primer B: momentni okvir v X in Y smeri za DC2 in DC3

TO	RNA NA	APRAVA TIPA D-2A
Н	[mm]	360
L	[mm]	605
В	[mm]	256
t_{FD}	[mm]	8
\overline{m}	[/]	0,60
Ζ	[mm]	650
vijaki		4xM20x110 10.9 - HV
$F_{p,0}$	[kN]	106,39 (X smer)
$F_{p,0}$	[kN]	96,54 (Y smer)

	VUTA					
	P	ASNICA	STOJINA			
izbroni v	iioki	9xM20x65 10.9 - HV	vijeki	dučileo	4xM20x110	
IZUIAIII V	ђакі	v dveh vrstah	VIJAKI -	dustiec	10.9 - HV	
t _{hf}	[mm]	20	t_{hw}	[mm]	20	
h _{hf}	[mm]	180	W _h	[mm]	77	
<i>e</i> ₁	[mm]	45	e _h	[mm]	33	
<i>w</i> ₁	[mm]	55	S _h	[mm]	40,5	
b _{hw,sup}	[mm]	530	w _v	[mm]	110	
e_{tf}	[mm]	32,5	e_v	[mm]	55	
W _{tf}	[mm]	115	h _{hw}	[mm]	340	
			L _{slot,h}	[mm]	180	
			δ_h	[mm]	50	
			δ_v	[mm]	15,8	

	T-ELEMENT					
	PASN	[CA	STOJINA			
izbran	i vijaki	4xM27x90	izbrani vijaki		6xM20x70 10.9 - HV	
izoiun	i vijaki	10.9 - HV	izoram	vijaki	v dveh vrstah	
t_{fT}	[mm]	25	t_{Tw}	[mm]	25	
e_{Tf}	[mm]	40	<i>e</i> ₁	[mm]	45	
W_{Tf}	[mm]	170	<i>w</i> ₁	[mm]	55	
b_T	[mm]	250	e _t	[mm]	67,5	
Wv	[mm]	115	w _t	[mm]	115	
h_{Tf}	[mm]	195	b_T	[mm]	250	
			l_{Tw}	[mm]	415	
			gap_1	[mm]	75	

L-ELEMENT						
	PASN	ICA	STOJINA			
izbrani vijaki		4xM27x90	vijaki - dušilec		4xM20x110	
t_L	[mm]	25	t_L [mm]		25	
e_L	[mm]	40	l_{Lw}	[mm]	274	
m_L	[mm]	45	e _{h,l}	[mm]	123,5	
w _{Lh}	[mm]	176	w _{h,Lw}	[mm]	77	
e_{Lf}	[mm]	55	e _{h,r}	[mm]	73,5	
W_{Lf}	[mm]	110	e _L	[mm]	55	
h_{Lf}	[mm]	220	w_L	[mm]	110	
b_{Lf}	[mm]	110	$L_{slot,v}$	[mm]	60	
			S _v	[mm]	12,0	
			gap ₂	[mm]	120	

4.8.2.4 FREEDAM D1/IPE300/0,60

- Prečka: IPE300, kvaliteta jekla S355 ($L_e = 2,85 \text{ m}, b = 0,655 \text{ m}$)
- Steber: HEB300, kvaliteta jekla S355
- Torni dušilec (stojina vute): nerjavno jeklo kvalitete EN 1.4301
- Vijačne zveze: sklop vijak/matica EN 14399-4, 10.9/10 HV, razred K2 [29]
- Torni material M4
- Polno nosilni zvari
- Mejni projektni zasuk: $\theta_u = 1.5 \cdot \theta_{DCH} = 0.053 \text{ rad} (\text{v skladu s SIST EN 1998-1 [1]})$
- Tip spoja dimenzioniran za:
 - primer B: momentni okvir v X smeri za DC2 in DC3

ТС	ORNA N	APRAVA TIPA D1
Н	[mm]	260
L	[mm]	505
В	[mm]	221
t_{FD}	[mm]	8
\overline{m}	[/]	0,60
Ζ	[mm]	470
vijaki		4xM16x100 10.9 - HV
$F_{p,0}$	[kN]	61,83 (X smer)

	VUTA					
	P	ASNICA	STOJINA			
izbrani v	ijaki	9xM16x55 10.9 - HV	vijaki -	dušilec	4xM16x100	
	IJAKI	v dveh vrstah	vijaki - dusilec		10.9 - HV	
t _{hf}	[mm]	15	t_{hw}	[mm]	15	
h _{hf}	[mm]	150	w _h	[mm]	63	
<i>e</i> ₁	[mm]	40	e _h	[mm]	27	
<i>w</i> ₁	[mm]	45	S _h	[mm]	29,5	
b _{hw,sup}	[mm]	440	w _v	[mm]	90	
e _{tf}	[mm]	30	e_v	[mm]	45	
w _{tf}	[mm]	90	h_{hw}	[mm]	245	
			L _{slot,h}	[mm]	140	
			δ_h	[mm]	50	
			δ_v	[mm]	12,8	

	T-ELEMENT					
	PASN	ICA	STOJINA			
izbran	i vijaki	4xM24x80 10.9 - HV	izbrani vijaki		6xM16x60 10.9 - HV v dveh vrstah	
t_{fT}	[mm]	25	t_{Tw}	[mm]	20	
e_{Tf}	[mm]	35	<i>e</i> ₁	[mm]	40	
W_{Tf}	[mm]	135	<i>w</i> ₁	[mm]	45	
b _T	[mm]	205	et	[mm]	57,5	
w _v	[mm]	100	w _t	[mm]	90	
h_{Tf}	[mm]	170	b_T	[mm]	205	
			l_{Tw}	[mm]	345	
			gap_1	[mm]	65	

L-ELEMENT						
PASN	ICA	STOJINA				
izbrani vijaki	4xM24x80 10.9 - HV	vijaki - dušilec		4xM16x100 10.9 - HV		
t_L [mm]	20	t_L	[mm]	20		
<i>e</i> _{<i>L</i>} [mm]	35	l_{Lw}	[mm]	221		
<i>m</i> _L [mm]	40	e _{h,l}	[mm]	101,5		
<i>w_{Lh}</i> [mm]	151	w _{h,Lw}	[mm]	63		
e_{Lf} [mm]	45	e _{h,r}	[mm]	56,5		
W_{Lf} [mm]	90	e_L	[mm]	45		
h_{Lf} [mm]	180	w_L	[mm]	90		
b_{Lf} [mm]	95	$L_{slot,v}$	[mm]	50		
		S _v	[mm]	9,8		
		gap ₂	[mm]	65		

4.8.2.5 FREEDAM D1/IPE300/0,40

- Prečka: IPE300, kvaliteta jekla S355 ($L_e = 2,85 \text{ m}, b = 0,655 \text{ m}$)
- Steber: HEB300, kvaliteta jekla S355
- Torni dušilec (stojina vute): nerjavno jeklo kvalitete EN 1.4301
- Vijačne zveze: sklop vijak/matica EN 14399-4, 10.9/10 HV, razred K2 [29]
- Torni material M4
- Polno nosilni zvari
- Mejni projektni zasuk: $\theta_u = 1.5 \cdot \theta_{DCH} = 0.053 \text{ rad} (v \text{ skladu s SIST EN 1998-1 [1]})$
- Tip spoja dimenzioniran za:
 - primer B: momentni okvir v Y smeri za DC2 in DC3

TO	TORNA NAPRAVA TIPA D1				
Н	[mm]	260			
L	[mm]	505			
В	[mm]	221			
t_{FD}	[mm]	8			
\overline{m}	[/]	0,40			
Ζ	[mm]	470			
vijaki		4xM16x100 10.9 - HV			
$F_{p,0}$	[kN]	50,55 (Y smer)			

	VUTA						
	PASNICA				NA		
izbrani v	ijaki	9xM16x55 10.9 - HV	vijeki dučilec		4xM16x100		
	IJUKI	v dveh vrstah	VIJAKI -	dusilee	10.9 - HV		
t_{hf}	[mm]	15	t_{hw}	[mm]	15		
h_{hf}	[mm]	150	w _h	[mm]	63		
<i>e</i> ₁	[mm]	40	e _h	[mm]	27		
<i>w</i> ₁	[mm]	45	S _h	[mm]	29,5		
b _{hw,sup}	[mm]	440	Wv	[mm]	90		
e_{tf}	[mm]	30	e_v	[mm]	45		
<i>w</i> _{tf}	[mm]	90	h _{hw}	[mm]	245		
			L _{slot,h}	[mm]	140		
			δ_h	[mm]	50		
			δ_{n}	[mm]	12,8		

	T-ELEMENT						
	PASN	[CA		STOJINA			
izhran	i vijaki	4xM24x80	izbrani vijaki		6xM16x60 10.9 - HV		
IZUIAII	i vijaki	10.9 - HV			v dveh vrstah		
t_{fT}	[mm]	25	t_{Tw}	[mm]	20		
e_{Tf}	[mm]	35	<i>e</i> ₁	[mm]	40		
W_{Tf}	[mm]	135	<i>w</i> ₁	[mm]	45		
b_T	[mm]	205	e _t	[mm]	57,5		
Wv	[mm]	100	<i>w</i> _t	[mm]	90		
h_{Tf}	[mm]	170	b_T	[mm]	205		
			l_{Tw}	[mm]	345		
			gap_1	[mm]	65		

L-ELEMENT							
PASN	ICA	STOJINA					
izbroni vijeli	4xM24x80			4xM16x100			
izorani vijaki	10.9 - HV	vijaki -	uusiiee	10.9 - HV			
t_L [mm]	20	t_L	[mm]	20			
e_L [mm]	35	l_{Lw}	[mm]	221			
<i>m</i> _{<i>L</i>} [mm]	40	e _{h,l}	[mm]	101,5			
<i>w_{Lh}</i> [mm]	151	$W_{h,Lw}$	[mm]	63			
<i>e</i> _{<i>Lf</i>} [mm]	45	$e_{h,r}$	[mm]	56,5			
W_{Lf} [mm]	90	e_L	[mm]	45			
h_{Lf} [mm]	180	w_L	[mm]	90			
b_{Lf} [mm]	95	$L_{slot,v}$	[mm]	50			
		<i>s</i> _v	[mm]	9,8			
		gap ₂	[mm]	65			

4.8.2.6 FREEDAM D-2B/IPE600/0,40

- Prečka: IPE600, kvaliteta jekla S355 ($L_e = 2,80 \text{ m}, b = 0,935 \text{ m}$)
- Steber: HEB400, kvaliteta jekla S355
- Torni dušilec (stojina vute): nerjavno jeklo kvalitete EN 1.4301
- Vijačne zveze: sklop vijak/matica EN 14399-4, 10.9/10 HV, razred K2 [29]
- Torni material M4
- Polno nosilni zvari
- Mejni projektni zasuk: $\theta_u = 1.5 \cdot \theta_{DCH} = 0.053 \text{ rad} (\text{v skladu s SIST EN 1998-1 [1]})$
- Tip spoja dimenzioniran za:
 - primer C: momentni okvir v X in Y smeri za DC2 in DC3

TO	TORNA NAPRAVA TIPA D-2B					
Н	[mm]	389				
L	[mm]	630				
В	[mm]	276				
t_{FD}	[mm]	8				
\overline{m}	[/]	0,40				
Ζ	[mm]	850				
vijaki		6xM20x130 10.9 - HV				
$F_{p,0}$	[kN]	89,38 (X smer)				
<i>F</i> _{<i>p</i>,0}	[kN]	85,35 (Y smer)				

	VUTA						
	PASNICA				NA		
izbroni v	ijaki	8xM24x75 10.9 - HV			6xM20x130		
izorani v	ђакі	v dveh vrstah	vijaki -	uusiiee	10.9 - HV		
t _{hf}	[mm]	20	t _{hw} [mm]		20		
h _{hf}	[mm]	220	w _h	[mm]	77		
<i>e</i> ₁	[mm]	50	e _h	[mm]	33		
<i>w</i> ₁	[mm]	65	S _h	[mm]	52		
b _{hw,sup}	[mm]	555	w _v	[mm]	124		
e _{tf}	[mm]	52,5	e_v	[mm]	77		
W _{tf}	[mm]	115	h _{hw}	[mm]	369		
			L _{slot,h}	[mm]	280		
			δ_h	[mm]	55		
			δ_v	[mm]	21,4		

T-ELEMENT						
PASNICA				STOJINA		
izhrani	vijaki	4xM33x100	izhrani	vijaki	5xM24x80 10.9 - HV	
IZUIAIII	vijaki	10.9 - HV	izofani vijaki		v dveh vrstah	
t_{fT}	[mm]	30	t_{Tw}	[mm]	25	
e_{Tf}	[mm]	45	<i>e</i> ₁	[mm]	50	
W_{Tf}	[mm]	190	<i>w</i> ₁	[mm]	65	
b_T	[mm]	280	et	[mm]	82,5	
w _v	[mm]	135	w _t	[mm]	115	
h_{Tf}	[mm]	225	b_T	[mm]	280	
			l_{Tw}	[mm]	410	
			gap_1	[mm]	80	

L-ELEMENT							
	PASN	ICA	STOJINA				
izhaoni viiolri		4xM30x100	vijeli dučileo		6xM20x130		
IZUIAII	i vijaki	10.9 - HV	vijaki - dusilec		10.9 - HV		
t_L	[mm]	30	t_L	[mm]	30		
e_L	[mm]	40	l_{Lw}	[mm]	374		
m_L	[mm]	50	e _{h,l}	[mm]	135		
W _{Lh}	[mm]	196	$W_{h,Lw}$	[mm]	77		
e_{Lf}	[mm]	77	e _{h,r}	[mm]	85		
W_{Lf}	[mm]	124	e_L	[mm]	77		
h_{Lf}	[mm]	278	w_L	[mm]	124		
b_{Lf}	[mm]	120	$L_{slot,v}$	[mm]	65		
			S _v	[mm]	16,9		
			gap_2	[mm]	91		

4.8.2.7 FREEDAM D1/IPE400/0,30

- Prečka: IPE400, kvaliteta jekla S355 ($L_e = 2,84 \text{ m}, b = 0,705 \text{ m}$)
- Steber: HEB320, kvaliteta jekla S355
- Torni dušilec (stojina vute): nerjavno jeklo kvalitete EN 1.4301
- Vijačne zveze: sklop vijak/matica EN 14399-4, 10.9/10 HV, razred K2 [29]
- Torni material M4
- Polno nosilni zvari
- Mejni projektni zasuk: $\theta_u = 1.5 \cdot \theta_{DCH} = 0.053$ rad (v skladu s SIST EN 1998-1 [1])
- Tip spoja dimenzioniran za:
 - primer C: momentni okvir v X in Y smeri za DC2 in DC3

TC	TORNA NAPRAVA TIPA D1					
Н	[mm]	260				
L	[mm]	505				
В	[mm]	221				
t_{FD}	[mm]	8				
\overline{m}	[/]	0,40				
Ζ	[mm]	570				
vijaki		4xM16x110 10.9 - HV				
$F_{p,0}$	[kN]	66,27 (X smer)				
$F_{p,0}$	[kN]	55,47 (Y smer)				

VUTA						
	PASNICA				NA	
izbrani vijaki		9xM16x60 10.9 - HV v dveh vrstah	vijaki - dušilec		4xM16x110 10.9 - HV	
t _{hf}	[mm]	20	t _{hw} [mm]		20	
h _{hf}	[mm]	180	w _h	[mm]	63	
<i>e</i> ₁	[mm]	40	e _h	[mm]	27	
<i>w</i> ₁	[mm]	45	S _h	[mm]	34,5	
b _{hw,sup}	[mm]	440	w _v	[mm]	90	
e _{tf}	[mm]	45	e_v	[mm]	45	
W _{tf}	[mm]	90	h _{hw}	[mm]	240	
			L _{slot,h}	[mm]	150	
			δ_h	[mm]	50	
			δ_v	[mm]	13,3	

T-ELEMENT						
	PASN	[CA		STOJINA		
izbrani vijaki		4xM24x85 10.9 - HV	izbrani vijaki		6xM16x60 10.9 - HV v dveh vrstah	
t_{fT}	[mm]	25	t_{Tw}	[mm]	20	
e_{Tf}	[mm]	35	<i>e</i> ₁	[mm]	40	
W_{Tf}	[mm]	135	<i>w</i> ₁	[mm]	45	
b_T	[mm]	205	et	[mm]	57,5	
w _v	[mm]	100	w _t	[mm]	90	
h_{Tf}	[mm]	170	b_T	[mm]	205	
			l_{Tw}	[mm]	345	
			gap_1	[mm]	65	

L-ELEMENT						
	PASN	ICA	STOJINA			
izhroni vijeli		4xM24x80	vijeli dučileo		4xM16x110	
1201am	i vijaki	10.9 - HV	vijaki - dusilec		10.9 - HV	
t_L	[mm]	20	t_L	[mm]	20	
e_L	[mm]	35	l_{Lw}	[mm]	231	
m_L	[mm]	50	e _{h,l}	[mm]	106,5	
W _{Lh}	[mm]	151	w _{h,Lw}	[mm]	63	
e_{Lf}	[mm]	45	e _{h,r}	[mm]	61,5	
W_{Lf}	[mm]	90	e_L	[mm]	45	
h_{Lf}	[mm]	180	w_L	[mm]	90	
b_{Lf}	[mm]	95	$L_{slot,v}$	[mm]	50	
			S _v	[mm]	10,0	
			gap_2	[mm]	60	

5 ZAKLJUČEK

Bistveni cilj magistrskega dela, ki obravnava potresnoodporno projektiranje jeklene stavbe s sipanjem potresne energije v spojih, opremljenih s tornimi dušilci, je bil predstaviti inovativne FREEDAM spoje ter njihovo uporabo demonstrirati na konkretnem primeru.

Na začetku smo predstavili glavne prednosti spojev steber-prečka, opremljenih s tornimi dušilci, ki so bili razviti v okviru evropskega raziskovalnega projekta FREEDAM-PLUS. Nato smo obravnavali novo različico Evrokoda 8, pri čemer smo se osredotočili na definicijo potresnega vpliva in na pravila za projektiranje jeklenih momentnih okvirov. Prav tako smo predstavili pravila in postopek načrtovanja FREEDAM spojev v skladu z informativnim dokumentom FREEDAM PLUS – Potresnoodporno projektiranje jeklenih konstrukcij s sipanjem v spojih brez poškodb [4].

Pomembna sprememba v osnutku predloga novega standarda prEN1998-1-1:2021 je definicija spektra pospeškov, ki temelji na največji vrednosti spektralnega pospeška $S_{\alpha,ref}$ in spektralnega pospeška $S_{\beta,ref}$, pri nihajnem času 1 s. Standard določa dva načina za opredelitev spektra: ko sta vrednosti $S_{\alpha,ref}$ in $S_{\beta,ref}$ podani v uradnih kartah potresne nevarnosti, ter drugega, kjer je podana vrednost $S_{\alpha,ref}$ medtem, ko je $S_{\beta,ref}$ izražen s pomočjo le-tega. Ugotovili smo, da so vrednosti spektralnih pospeškov na platoju elastičnega spektra, kot jih opredeljuje novi standard, višje kot vrednosti izračunane glede na obstoječi standard EC8. S tem se je plato pomaknil v levo, kar pomeni, da bo potresni vpliv večji pri konstrukcijah, ki so bolj toge in zato imajo manjše nihajne čase. Vrednost spektralnega pospeška pri ničelnem nihajnem času je višja v primerjavi s trenutnim standardom, kar pomeni, da se je tudi vrednost PGA_e povečala. Vrednost PGA_e se je v našem primeru za Ljubljano povečala za 11 %, in sicer iz 0,250 g na 0,275 g, kar je v skladu z novo karto potresne nevarnosti Slovenije. Pri elastičnem spektru, določenem s prvim načinom, ko sta $S_{\alpha,ref}$ in $S_{\beta,ref}$ znana, so se vrednosti pospeškov v primerjavi z obstoječim standardom povečale pri manjših nihajnih časih in zmanjšale pri večjih nihajnih časih. To pomeni, da bo potresni vpliv pri bolj podajnih konstrukcijah, ki so v območju srednje visokih in visokih nihajnih časov, manjši. Pri spektru odziva, določenem po drugem načinu, to je na podlagi $S_{\alpha,ref}$, ko je $S_{\beta,ref}$ neznan, smo ugotovili, da je spekter bolj skladen v primerjavi s trenutno veljavnim EC 8.

V novem predlogu standarda EC8 so opredeljeni novi razredi duktilnosti in mejna stanja. Prav tako so na novo določeni faktorji obnašanja in koeficient občutljivosti za etažne pomike θ , s katerim kontroliramo vplive TDR. Določitev koeficienta občutljivosti θ v skladu z novim osnutkom EC8 predstavlja iterativen postopek, saj je potrebno projektni faktor dodatne nosilnosti Ω_d tekom potresne analize najprej izračunati. Omejitve koeficienta θ ostajajo nespremenjene v primerjavi s trenutno veljavnim EC8. Prav tako so na novo določene omejitve etažnih pomikov. Pri načrtovanju nosilnosti je treba upoštevati faktor materialne variabilnosti ω_{rm} . Pri projektiranju momentnih okvirov s tornimi dušilci za najvišjo stopnjo duktilnosti DC3, se za FREEDAM naprave privzame vrednost faktorja dodatne nosilnosti materiala v disipativnih območjih $\omega_{rm} = 1,50$ [4]. Ta vrednost je posledica naključne spremenljivosti koeficienta trenja torne naprave v spoju steber-prečka. Spoji s tornimi dušilci morajo biti zasnovani kot delno nosilni spoji, ki so sposobni sipati potresno energijo. Poleg tega morajo imeti zadostno rotacijsko kapaciteto. To pomeni, da z ustrezno zasnovo podaljšanih lukenj prednapetih vijakov tornega dušilca zagotovimo največji hod s pričakovano globalno deformacijo okvira glede na razred duktilnosti. Elementi v vozliščih FREEDAM spojev morajo v mejnem stanju velikih poškodb (SD) izpolnjevati zahtevam nosilnosti in stabilnosti.

V drugem delu naloge smo analizirali jekleno 5-etažno stavbo, kjer momentni okviri v obodnih ravninah prevzemajo horizontalne vplive, z uporabo ravninskega računskega modela v obeh glavnih smereh. Pri potresni analizi smo upoštevali referenčni pospešek tal za Ljubljano, $a_{aR} = 0,25$ g, določen glede na trenutno veljavno karto potresne nevarnosti Slovenije [7]. Potresni vpliv smo definirali za tri različne primere: A) po trenutno veljavnem standardu SIST EN 1998-1:2005, B) po predlogu novega standarda prEN 1998-1, ko je znan $S_{\beta,ref}$ ter C) po predlogu novega standarda prEN 1998-1, ko $S_{\beta,ref}$ ni poznan. Potresno obtežbo smo za vsak primer določili s poenostavljeno linearno metodo vodoravnih sil na podlagi reduciranih projektnih spektrov, pri čemer smo dodatno upoštevali naključno torzijo s povečanjem potresnih sil za 30 %. Potresnoodporno dimenzioniranje momentnih okvirov smo izvedli v skladu s pravili nove različice Evrokoda 8 z izpolnjevanjem zahtev v mejnem stanju velikih poškodb (SD) tako za razred duktilnosti DC3 kot za razred duktilnosti DC2. Ugotovili smo, da je za projektiranje momentnih okvirov po predlogu novega standarda EC8 ključna kontrola etažnih pomikov in ne več vplivi TDR. V primerih potresnega vpliva A in C so končni rezultati projektiranja elementov okvirov primerljivi, kar izhaja iz ujemanja reduciranega spektra odziva za mejno stanje SD. V primeru B, ko sta spektralna pospeška $S_{\alpha,ref}$ in $S_{\beta,ref}$ znana, so potresne sile manjše v primerjavi z drugima dve primeroma, zaradi česar je konstrukcija lažja in ima manjše dimenzije prečnih prerezov elementov.

Načrtovanje tornih spojev z vertikalno postavitvijo tornih dušilcev (VFC-konfiguracija) je bilo izvedeno v skladu z osmim poglavjem informativnega dokumenta FREEDAM PLUS. Pri primerjavi rezultatov dimenzioniranja spojev po dokumentu FREEDAM PLUS s tistimi, pridobljenimi z aplikacijo *Freedam*+, smo opazili manjša odstopanja. Aplikacija *Freedam*+ omogoča preverjanje industrializiranih sestav FREEDAM spojev in upošteva pravila za njihovo načrtovanje v skladu z najnovejšo delovno verzijo standarda prEN1998-1-2:2022. Pomembno je poudariti, da v magistrskem delu nismo obravnavali novosti slednjega. Bistvene spremembe so se pokazale pri izračunu projektne torne nosilnosti $F_{slip,Rd}$ in projektne upogibne torne nosilnosti $M_{slip,Rd}$ ob zdrsu tornega dušilca, zaradi uporabe različnega koeficienta trenja ter vrednosti varnostnih faktorjev. Prav tako so bili projektni vplivi nedisipativnih komponent spoja določeni na drugačen način ($F_{slip,max,Cd}$, $M_{slip,max,Cd}$ in $V_{slip,max,Cd}$). Vrednosti teh vplivov pri FREEDAM spojih so bile večje v primerjavi z vrednostmi, določenimi v nalogi.

K prilogi magistrskega dela smo dodali izpise iz programa Dlubal RFEM za statično in potresno analizo momentnih okvirov, izpise dimenzioniranja FREEDAM spojev z aplikacijo *Freedam+*, shematske prikaze momentnih okvirov in risbo detajlov spojev s tornimi dušilci.

Zaključek magistrske naloge ponuja priložnost za nadaljevanje dela v smeri ocene obnašanja momentnih okvirov, opremljenih s FREEDAM dušilci, z uporabo nelinearne metode N2, ki temelji na potisni analizi. Poleg tega bi bilo smiselno oceniti robustnost momentnih okvirov s FREEDAM napravami, npr. z analizo nezgodnega scenarija, kjer bi odstranili steber v pritličju okvira.

VIRI

- [1] SIST EN 1998-1:2005. Evrokod 8: Projektiranje potresnoodpornih konstrukcij 1. del: Splošna pravila, potresni vplivi in pravila za stavbe.
- [2] prEN 1998-1-1:2021 (version 01-10-2021). Eurocode 8: Design of structures for earthquake resistance Part 1-1: General rules and seismic action.
- [3] prEN 1998-1-2:2021 (version 03-10-2021). Eurocode 8: Design of Structures for earthquake resistance Part 1-2: Rules for new buildings.
- [4] Piluso, V. (ur.), Latour, M. (ur.) et al. 2022. FREEDAM-PLUS: Potresnoodporno projektiranje jeklenih konstrukcij s sipanjem v spojih brez poškodb. ECCS European Convention for Constructional Steelwork.
 <u>https://www.steelconstruct.com/wp-content/uploads/FINAL-FREEDAM-PLUS-BOOK-SLOVENIAN-VERSION.pdf</u> (Pridobljeno 05.05.2022.)
- [5] Piluso, V. et al. 2019. FREE from DAMage steel connections (FREEDAM). Publication office of the European Union. <u>https://op.europa.eu/en/publication-detail/-/publication/65c258af-7269-11eb-9ac9-01aa75ed71a1/language-en/format-PDF/source-306742113</u> (Pridobljeno 01.12.2023.)
- [6] SIST EN 1993-1-1:2005. Evrokod 3: Projektiranje jeklenih konstrukcij 1-1. del: Splošna pravila in pravila za stavbe.
- [7] ARSO, Agencija Republike Slovenije za okolje, 2001. Potresna nevarnost Slovenije projektni pospešek tal.

Karta:

<u>https://potresi.arso.gov.si/doc/dokumenti/potresna_nevarnost/projektni_pospesek_tal.jpg</u> (Pridobljeno 14.07.2023.)

- [8] Jaspart, J.-P et al. 2022. FREEDAM PLUS Seismic Design of Steel Structures with FREE from DAMage Steel Connections: FREEDAM plus project dissemination workshop. Belgija. University of Liège, Department of Architecture, Geology, Environment & Constructions. <u>https://www.steelconstruct.com/wpcontent/uploads/FreedamPlus_Workshop_Presentations_Belgium-merged.pdf</u> (Pridobljeno 23.08.2022.)
- [9] ARSO, Agencija Republike Slovenije za okolje, 2021. Potresna nevarnost Slovenije projektni pospešek tal.

Karta:

https://potresi.arso.gov.si/doc/dokumenti/potresna_nevarnost/Karta_potresne_nevarnosti_2 021.jpg;

Tolmač karte:

https://potresi.arso.gov.si/doc/dokumenti/potresna_nevarnost/Tolmac_karte_potresne_nevar nosti_2021.pdf;

Pregledovalnik:

14.07.2023.)

https://gis.arso.gov.si/portal/apps/opsdashboard/index.html#/48ad6a51977c4ee886722a3c0 9c4f470?locale=sl (Pridobljeno 14.07.2023.)

[10] Šket Motnikar, B. et al. 2021. Nov model potresne nevarnosti Slovenije. Raziskave s področja geodezije in geofizike 2021: zbornik del. 27. srečanje Slovenskega združenja za geodezijo in geofiziko: 97-107.
 <u>https://fgg-web.fgg.uni-lj.si/sugg/referati/2022/SZGG_2022_Sket_in_dr.pdf</u> (Pridobljeno

- [11] Lauro, F. di, Montuori, R., Nastri, E., Piluso, V. 2019. Partial safety factors and overstrength coefficient evaluation for the design of connections equipped with friction dampers. Engineering Structures 178: 645-655.
 <u>https://www.sciencedirect.com/science/article/abs/pii/S0141029618312884</u> (Pridobljeno 05.05.2023.)
- [12] SIST EN 1993-1-1:2005. Evrokod 3: Projektiranje jeklenih konstrukcij 1-1. del: Splošna pravila in pravila za stavbe.
- [13] SIST EN 1993-1-8:2005. Evrokod 3: Projektiranje jeklenih konstrukcij 1-8. del: Projektiranje spojev.
- [14] FREEDAM PLUS Valorisation of knowledge for FREE from DAMage steel connections: Tool/mobile app manual. 2021. (Pridobljeno 08.10.2022.)
- [15] Može, P. et al. 2022. FREEDAM PLUS Ovrednotenje znanja sipanja energije v spojih jeklenih okvirjev brez poškodb: Pregled pametnih spojev za potresnoodporne okvire; delavnica prenosa znanja iz projekta FREDAM PLUS. Ljubljana. Univerza v Ljubljani, Fakulteta za gradbeništvo in geodezijo.

https://www.steelconstruct.com/wp-

<u>content/uploads/FreedamPlus_Workshop_Presentations_SIovenia-merged.pdf</u> (Pridobljeno 23.08.2022.)

- [16] SIST EN 1993-1-4:2005. Evrokod 3: Projektiranje jeklenih konstrukcij 1-4. del: Nerjavno jeklo.
- [17] SIST EN 1991-1-1:2004. Evrokod 1: Vplivi na konstrukcije 1.1. del: Splošni vplivi Prostorninske teže, lastna teža, koristne obtežbe stavb.
- [18] SIST EN 1991-1-1/A101:2005. Evrokod 1: Vplivi na konstrukcije 1-1.del: Splošni vplivi Prostorninske teže, lastna teža, koristne obtežbe stavb – Nacionalni dodatek.
- [19] SIST EN 1991-1-3:2004. Evrokod 1: Vplivi na konstrukcije 1.3. del: Splošni vplivi Obtežba snega.
- [20] SIST EN 1991-1-3/A101:2007. Evrokod 1: Vplivi na konstrukcije 1.3. del: Splošni vplivi Obtežba snega Nacionalni dodatek.
- [21] SIST EN 1991-1-4:2005. Evrokod 1: Vplivi na konstrukcije 1.4. del: Splošni vplivi Obtežba vetra.
- [22] SIST EN 1991-1-4/A101:2005. Evrokod 1: Vplivi na konstrukcije 1.4. del: Splošni vplivi Obtežba vetra Nacionalni dodatek.
- [23] Beg, D. (ur.), Pogačnik, A. (ur.). 2009. Priročnik za projektiranje gradbenih konstrukcij po standardih Evrokod. Ljubljana, Inženirska Zbornica Slovenije.
- [24] SIST EN 1998-1/A101:2005. Evrokod 8: Projektiranje potresnoodpornih konstrukcij 1. del: Splošna pravila, potresni vplivi in pravila za stavbe – Nacionalni dodatek.
- [25] Maučec, T. 2022. Elastični spektri pospeškov glede na osnutek novega Evrokoda 8. Diplomska naloga. Ljubljana. Univerza v Ljubljani, Fakulteta za gradbeništvo in geodezijo (samozaložba T. Maučec). (Mentor Dolšek, M.)
- [26] <u>https://www.tatasteeleurope.com/construction/products/flooring/composite-floor-deck/comflor-60</u> (Pridobljeno 30.06.2023.)
- [27] SIST EN 1990/A101:2004. Evrokod Osnove projektiranja Nacionalni dodatek.
- [28] SIST EN 1990:2004. Evrokod Osnove projektiranja.
- [29] EN 14399-4:2002 Visokotrdnostne vijačne zveze za prednapetje 4. del: Sistem HV Zveze vijakov s šestrobo glavo in šestrobo matico.

<u>Ostali viri</u>

SIST EN 1090-2 Izvedba jeklenih in aluminijastih konstrukcij – 2. del: Tehnične zahteve za izvedbo jeklenih konstrukcij

Filipčič, E. 2022. Potresnoodporno projektiranje 5-etažne jeklene stavbe po novem standardu Evrokod 8. Magistrsko delo. Ljubljana. Univerza v Ljubljani, Fakulteta za gradbeništvo in geodezijo (samozaložba E. Filipčič). (Mentor Može, P.)

PRILOGA A

 Dimenzioniranje sovprežne armiranobetonske plošče s programom ComFlor Steel Composite Metal Deck Design Software

PRILOGA B

- Statična analiza momentnih okvirov v MSN in MSU z računalniškim programom Dlubal RFEM

PRILOGA C

Rezultati potresne analize so za **primer** A razdeljeni na dva sklopa, in sicer za okvir v X smeri ter v Y smeri. Posamičen del rezultatov vsebuje sledeča poglavja:

- modalne analize, ki je izvedena s programom Dlubal RFEM,
- potresna analiza momentnih okvirov v razredu duktilnosti DC2 in DC3 s programom Dlubal RFEM,
- izpis dimenzioniranja FREEDAM spojev z aplikacijo *Freedam*+, ki je zaradi izbire istih tipov tornih naprav v momentnih okvirih v X in Y smeri prikazan na koncu.

PRILOGA D

Rezultati potresne analize so za **primer B** prikazani ločeno za okvir v X in Y smeri, pri katerih so posamezni sklopi za vsako smer sestavljeni iz:

- modalne analize, ki je izvedena s programom Dlubal RFEM,
- potresne analize momentnih okvirov v razredu duktilnosti DC2 in DC3 s programom Dlubal RFEM,
- izpisa dimenzioniranja FREEDAM spojev z aplikacijo *Freedam*+.

PRILOGA E

Rezultati potresne analize so za **primer** C obravnavani ločeno za okvir v X in Y smeri, pri katerih so posamezni sklopi za vsako smer sestavljeni iz:

- modalne analize, ki je izvedena s programom Dlubal RFEM,
- potresne analize momentnih okvirov v razredu duktilnosti DC2 in DC3 s programom Dlubal RFEM,
- izpisa dimenzioniranja FREEDAM spojev z aplikacijo *Freedam+*, ki je zaradi istih tipov tornih dušilcev v okvirih v X in Y smeri prikazan na koncu.

PRILOGA F

Tehnični prikazi jeklene stavbe, izdelani z računalniškim programom Autodesk Advance Steel:

J-01	Shematski prikaz tlorisa etaž in pogledov momentnih okvirov v	v X in Y smeri
	(za primer B v razredu duktilnosti DC2 in DC3)	M 1:100

J-02 Detajli spojev s tornimi dušilci M 1:10