SVEUČILIŠTE U ZAGREBU

GRAĐEVINSKI FAKULTET



Diplomski rad na temu

UTJECAJ ODABIRA TIPA KONAČNIH ELEMENATA PRI MODELIRANJU KONSTRUKCIJE: PRIMJER PRORAČUNA BETONSKOG DIMNJAKA NA VJETAR

Luka Maslać

Mentor: izv.prof.dr.sc. Ana Mandić Ivanković

Asistent: dr.sc. Mladen Srbić

Student: Luka Maslać

Zahvala:

Veliku zahvalnost dugujem svojoj mentorici izv.prof.dr.sc. Ana Mandić Ivanković koja mi je omogućila svu potrebnu literaturu te pomogla svojim savjetima pri izradi ovog diplomskog rada. Također, zahvalio bih se i asistentu Mladenu Srbiću na savjetima za vrijeme pisanja rada. Posebnu zahvalnost iskazujem cijeloj svojoj obitelji,curi i prijateljima koji su uvijek bili uz mene.

SAŽETAK

U teoretskom dijelu rada dan je pregled ponašanja ljuskastih konstrukcija i djelovanje vjetra na cilindrične visoke konstrucije. Opterećenje vjetrom je mjerodavno opterećenje na visoku i vitku konstrukciju kao što je dimnjak. Proračun vjetra je objašnjem prema HRN EN 1991-1-4.

U radu je ocijenjen armiranobetonski dimnjak termoelektrane Plomin visok 340 metara na djelovanje vjetra. Proračun je proveden na štapnom i ljuskastom modelu u programskom paketu Sofistik.

Na dimnjaku je proveden nelinearni proračun kako bi se dobio faktor sigurnosti γ za dvije kombinacije graničnog stanja nosivosti i četiri kombinacije za granično stanje uporabljivosti. Dobiveni rezultati su uspoređeni kako bi se utvrdile rezerve nosivosti dimnjaka i kako bi se utvrdila točnost odabira štapnog modela kod ovakvih konstrukcija.

Sadržaj

1.	OPĆENITO O ARMIRANOBETONSKIM INDUSTRIJSKIM DIMNJACIMA	1
	1.1 Oblikovanje dimnjaka	2
	1.2. Otvori [5]	5
	1.2.1. Metoda virtualnih otvora (CICIND norma)	5
	1.2.2 Općenito	6
	1.2.2.1 Vlačne sile u vertikalnim poprečnim presjecima iznad i ispod otvora	6
	1.2.2.2 Moment savijanja u vertikalnom poprečnom presjeku iznad i ispod otvora	6
	1.2.3 Proračun po ACI 307 normi	6
	1.2.4 Usporedba između ACI 307 i CICIND-a	7
	1.3 Mogućnosti modeliranja dimnjaka	7
2 .	PONAŠANJE LJUSKASTIH KONSTRUKCIJA	9
	2.1 Membranska savijanja i savijanja naprezanja	9
	2.2 Ponašanje ljuski pod opterećenjem [4]	11
	2.3 Cilindrične ljuske [5]	13
	2.3.1 Analiza cilindričnog rezervoara	
3.	DJELOVANJE VJETRA NA CILINDRIČNE VISOKE KONSTRUKCIJE (DIMNJAKE)	17
	3.1. Uvod o djelovanju vjetra	17
	3.2. Rezultirajuća sila upotrebljavajući koeficijente sila[7]	18
	3.2.1 Detaljni postupak određivanja konstrukcijskog faktora <i>cscd</i> [7]	
	3.2.1.1 Utjecaj visine i hrapavosti terena [7]	
	3.2.1.2 Faktor vertikalne razvedenosti terena [7]	
	3.2.1.3 Vršni faktor	27
	3.2.1.4 Intenzitet turbulencije	
	3.2.1.5 Faktor podloge B ²	
	3.2.1.6 Faktor rezonantnog odziva K ²	
	3.3 Rezultirajuća sila vjetra iz površinskih tlakova [7]	
	3.3.1 Sila vjetra na vanjske površine	
	3.3.1.1 Koeficijent vanjskog tlaka	
	3.3.1.2 Reynoldsov broj	
	3.3.2 Sila vjetra na unutarnje površine	
	3.4 Utjecaj okolnih zgrada [7]	
	3.5 Koeficijent tlaka [7]	40
	3.6 Odgovor dimnjaka [6]	41
	3.7 Utjecaj vrtložnih odvajanja [7]	42

3.7.1 Inercijske sila	44
3.7.2 Najveći bočni pomak	
3.7.3 Scrutonov broi	
3.7.4 Faktor proračunske korelacijske duljinej faktor oblika vibriranja	
3.7.5 Koeficijent poprečne sile	
3.7.6 Mjere za sprečavanje vibracija izazvanih vrtloženjem	
4. PROJEKTNI ZADATAK	48
4.1. Tehnički opis [9]	
4.1.1. Opis konstrukcije	
4.1.1.1. Vanjski dimnjak	
4.1.1.2. Unutarnji dimnjak	
4.1.1.3. Oprema	
4.1.1.4. Statički sustav	
4.1.1.5. Materijali	
4.2 Analiza opterećenja	
4.2.1 Stalno opterećenje	
4.2.1.1 Vlastita težina dimnjaka	
4.2.1.2 Vlastita težina dimovodne cijevi	
4.2.1.3 Vlastita težina temeljne stope	
4.2.2 Opterećenje vjetrom	
5. PROCJENA MOMENATA SAVIJANJA PREMA TEORIJI DRUGOG REDA	71
5.1 Određivanje učinaka drugog reda- postupak prema EN-u	
5.2 Proračun temeline stope	
6. OCJENA GRANICNOG STANJA NOSIVOSTI I OPORABLJIVOSTI PREMA I	
NORMAMA EN 1991-1-4:2012	82
6.1 Štapni model	
6.1.1 Statički model dimnjaka	
6.1.2 Karakteristike materijala za GSN i GSU	
6.1.3 Rezultati proračuna za granično stanje nosivosti	
6.1.3.1 Nepovoljno djelovanje stalnog opterećenja	
6.1.3.2 Povoljno djelovanje stalnog opterećenja	
6.1.4 Rezultati proračuna za granično stanje uporabljivosti	
6.1.4.1 Pomak vrha dimnjaka	
6.1.4.1 Pomak vrha dimnjaka 6.1.4.2 Naprezanja u betonu	
6.1.4.1 Pomak vrha dimnjaka 6.1.4.2 Naprezanja u betonu 6.1.4.3 Naprezanja u armaturi	
6.1.4.1 Pomak vrha dimnjaka 6.1.4.2 Naprezanja u betonu 6.1.4.3 Naprezanja u armaturi 6.1.4.4 Naprezanja za širinu pukotina	
 6.1.4.1 Pomak vrha dimnjaka 6.1.4.2 Naprezanja u betonu 6.1.4.3 Naprezanja u armaturi 6.1.4.4 Naprezanja za širinu pukotina 	
 6.1.4.1 Pomak vrha dimnjaka 6.1.4.2 Naprezanja u betonu 6.1.4.3 Naprezanja u armaturi 6.1.4.4 Naprezanja za širinu pukotina 6.2 Ljuskasti model 6.2.1 Modeliranja dimnjaka 	104 105 107 108 108 110
 6.1.4.1 Pomak vrha dimnjaka 6.1.4.2 Naprezanja u betonu 6.1.4.3 Naprezanja u armaturi 6.1.4.4 Naprezanja za širinu pukotina 6.2 Ljuskasti model 6.2.1 Modeliranja dimnjaka 6.2.2 Opterećenja 	104 105 107 108 110
 6.1.4.1 Pomak vrha dimnjaka 6.1.4.2 Naprezanja u betonu 6.1.4.3 Naprezanja u armaturi 6.1.4.4 Naprezanja za širinu pukotina 6.2 Ljuskasti model 6.2.1 Modeliranja dimnjaka 6.2.2 Opterećenja 6.2.2.1 Stalno opterećenje 	104 105 107 108 110 110 110 116 116

	6.	2.2.3 Opterećenje vjetrom	118
	6.2.3	Nelinearni proračun	120
	6.	2.3.1 Rezultati proračuna za granično stanje nosivosti	120
		6.2.3.1.1 Nepovoljno djelovanje stalnog opterećenja	122
		6.2.3.1.2 Povoljno djelovanje stalnog opterećenja	124
	6.	2.3.2 Rezultati proračuna za granično stanje uporabljivosti	126
		6.2.3.2.1 Pomak vrha dimnjaka	126
		6.2.3.2.2 Naprezanje u betonu	126
		6.2.3.2.3 Naprezanje u armaturi	126
		6.2.3.2.4 Naprezanje za širinu pukotina	127
7.	USP	OREDBA REZULTATA DOBIVENIH NA RAZLIČITIM MODELIMA SA ZAKLJUČCIMA	.128
	7.1.	Usporedba ulaznih podataka	. 128
	7.2.	Usporedba rezultata nelinearnog proračuna za štapni i ljuskasti model	. 131
	7.3.	Zaključak	. 133
8.	LITE	RATURA	.135

1. OPĆENITO O ARMIRANOBETONSKIM INDUSTRIJSKIM DIMNJACIMA

Industrijski dimnjaci su konstrukcije koje osiguravaju ispuštanje štetnih plinova u atmosferu na relativno velikoj visini kako bi spriječili zagađenje na nižim nadmorskim visinama. Dimnjaci su među najbrojnijim visokim vitkim AB konstrukcijama, prateći su objekti velikog broja različitih industrijskih postrojenja, cementara ili elektrana. Potrebna je posebna analiza ovakvih dimnjaka zbog izraženih temperaturnih utjecaja i zbog problema korozije usred protoka ispušnih plinova. Beton se kao konstruktivni materijal za dimnjake koristi još od kraja 19. stoljeća. Najčešće se izvode monolitno, a u novije vrijeme se rade i montažno [1].



Slika 1.1 Najviši AB dimnjaci na svijetu [2]

1.1 Oblikovanje dimnjaka

Visina dimnjaka je u početku bila uvjetovana samo potrebom ostvarenja dovoljnog protoka plina, a kasnije je glavni uvjet bio ispuštanje štetnih plinova i prašine na dovoljnoj visini u turbulentnije slojeve zraka. Visokim dimnjacima se smatraju oni veći od 100 ili 150 m. Pri projektiranju potrebno je raspologat podacima vezanim za režim rada dimnjaka, karakteristike ispušnih plinova, planirani protok, broj i raspored kanala za vođenje plinova, potrebnu visinu dimnjaka, geološke, hidrogeološke, meteorološke i seizmičke karakteristike lokacije kao i raspored susjednih objekata pored dimnjaka. Osnovni elementi konstrukcije dimnjaka su njegovo tijelo, temelj i kanal. Zbog visokih temparatura ispušnih plinova, termoizolacija betonske konstrukcije je kod ovih objekata neophodan element. Sekundarni elementi bi bili: gromobranske instalacije, stepenice, konstrukcija za prikupljanje pepela itd. Brojne su vrstei podvrste dimnjaka, koje se razlikuju u vrstama termoizolacijskih materijala, načinu oslanjanja i načinu prenošenja opterećenja. Mogu biti izveđeni monolitno ii montažno; kao armiranobetonski ili prednapregnuti. Mogu biti ljuskaste (stožaste, cilindrične) ili okvirne betonske konstrukcije. Kanali kojima prolaze plinovi mogu biti zidani, betonski, čelični i to jednokanalni ili višekanalni.



Slika 1.2 Poprečni presjek dimnjaka s jednim i s dva cijevna odvoda

Izbor optimalne kombinacije je ovisan o nizu faktora vezanih za konkretan dimnjak i za njegovu lokaciju. Tijelo dimnjaka se najčešće projektira kao konusna ili cilindrična armiranobetonska ljuska, prstenastog poprečnog presjeka. Može biti glatka ili rebrasta (vertikalnim radijalno raspoređenim rebrima). Vanjska površina zida dimnjaka se izvodi u nagibu 1 do 2 % prema vertikali, a za dimnjake velikih visina (preko 150m) se preporučuje nagib od 1% u vrhu do 3% u

donjem dijelu. Zidovi su najčešće promjenjive debljine (smanjuje se prema vrhu). Preporučene minimalne debljine zida na vrhu dimnjaka su između 15 i 20 cm.



Slika 1.3 Debljina stijenke dimnjaka

Na dnu, kod visokih dimnjaka, nisu rijetke ni debljine zidova od 40 ili 50 cm. Na mjestima velike promjene debljine se promatraju dodatni utjecaji od temparature. Male debljine zidova na vrhu dimnjaka mogu za posljedicu imati gubitak kružnog presjeka (prijelaz u elipsu) uslijed neravnomjernog opterećenja vjetrom. Da bi se to izbjeglo, gornji dio dimnjaka je zadebljan u formi prstena za ukrućenje. Betonski dimnjaci se projektiraju za temperature ispušnih plinova koje ne prelaze 500°C. Temparatura na unutarnjem rubu betona mora biti manja od 200°C. Ovo je približno granica nakon koje, daljnim rastom temperature, beton gubi mehaničke karakteristike, postaje krt i drobi se. U slučaju da se više temperature ne mogu izbjeći, standardni beton se zamjenjuje specijalnim vatrootpornim. Danas se češće, kao kanali za protok plinova, koriste čelične cijevi unutar betonske, najčešće ljuskaste konstrukcije s termoizolazijskim slojem u međuprostoru. Najčešće su u upotrebi jednokanalni dimnjaci. Međutim, s obzirom da su dimenzije

dimnjaka funkcija planirane količine i brzine protoka plinova, problemi kondenzacije se mogu javiti kod procesa kod kojih ovi parametri mogu značajno varirati, na primjer kod elektrana s varijabilnim zahtjevima za isporučivanje električne energije. U takvim situacijama je preporučljivo projektiranje skupljih, višekanalnih dimnjaka. Temelj dimnjaka se najčešće projektira kružne osnove, u formi prstenaste ili kružne ploče. Dubina iskopa je funkcija dubine na kojoj se nalaze dovodni dimovodni kanali, geomehaničkih karakteristika tla, nivoa podzemnih voda, dubine zamrzavanja tla itd. Načelno, ne bi trebala bit manja od 2 m, ali mora bit rezultat realnih uvjeta temeljenja na osnovu geomehaničkih ispitivanja, kojima se moraju zahvatiti slojevi tla na minimalnoj dubini od 10-15 m.



Slika 1.4 Osnovni dijelovi dimnjaka

1.2. Otvori [5]

Za većinu dimnjaka projektiranje dijelova blizu oslabljena u obliku većih otvora predstavlja najkritičniji dio konstrukcije. Sukadno tome, sve norme moraju posvetiti posebnu pozornost pravilnom oblikovanju otvora. Sljedeći postupak je preuzet iz CICIND norme.

1.2.1. Metoda virtualnih otvora (CICIND norma)

Dijelovi dimnjaka u kojima se pojavljuju otvori ne zadovoljavaju osnovnu pretpostavku Navier-a u teoriji greda da ravni presjeci ostaju ravni. Ovaj se model može primijeniti i za dimenzioniranje horizontalnih poprečnih presjeka ako se smatra da su otvori povećani kao na slici 1.5 i ako su ispunjeni sljedeći uvjeti:

- Otvor nema širinu veću od 1,2xR (unutarnji radijus)
- Za svaki horizontalni presjek koji ima više od jednog otvora, periferna udaljenost između susjednih otvora sa širinom b₁ i b₂ moraju bit takvi da je a ≥ 0,25(b₁ + b₂)
- Za određivanje ravnoteže kada je otvor u tlačnoj zoni, omjer vertikalne armature na udaljenosti 0,5b od rubova otvora mora biti 0,005 manji od predviđene vrijednosti. Slika 1.5 pokazuje odnos stvarnog otvora (puna crta) s virtualnim otvorom (isprekidana crta)



Slika 1.5 Odnos između pravog i virtualnog otvora

1.2.2 Općenito

Moment od djelovanja vjetra kod otvora zahtijeva dodatnu horizontalnu armaturu iznad i ispod otvora. Model virtualnih otvora neće se na odgovarajući način pobrinuti za protok sila oko otvora. Dodatna ojačanja će bit potrebna lokalno. Razmatraju se 2 bitna slučaja.

1.2.2.1 Vlačne sile u vertikalnim poprečnim presjecima iznad i ispod otvora

Ukupna vlačna sila u horizontalnom smjeru iznad i ispod otvora treba biti uzeta kao:

$$F_t = 0.1bt \left(\frac{f_{ck}}{\gamma_{cu}} + \rho_v \frac{f_{sk}}{\gamma_{su}}\right)$$

Gdje je:

b širina otvora

t debljina zida

 ρ_v omjer poprečne armature

1.2.2.2 Moment savijanja u vertikalnom poprečnom presjeku iznad i ispod otvora

U ljusci iznad i ispod otvora moment savijanja treba biti pretpostavljen kao takav da proizvede vlak s unutarnje strane vertikalnog presjeka preko širine otvora:

$$m = 0,002 \times b^3 \times \frac{t}{d} \left(\frac{f_{ck}}{\gamma_{cu}} + \rho_v \frac{f_{sk}}{\gamma_{su}} \right)$$

Gdje je:

d prosječni promjer ljuske

1.2.3 Proračun po ACI 307 normi

ACI 307 zahtijeva dodatnu armaturu postavljenu po sljedećim pravilima:

- Na svakoj strani, barem pola površine vertikalne armature je raspoređeno uz otvor na duljini koja odgovara dvostrukoj debljini ljuske
- Na vrhu i dnu, unutar trostruke debljine ljuske, barem pola
- U svakom kutu, dijagonalna armatura je postavljena te pokriva površinu koje nije manje od petine debljine ljuske (otprilike 2,5 mm² po 1 milimetru debljine ljuske)

 Moment otpora presjeka je računan korišteći se modificiranim pravokutnim raspodjelama opterećenja u betonu korišteći se sljedećim pretpostavkama:

 Efektivna širina otvora je jednaka stvarnoj širini
 Otvori u područjima vlaka su ignorirani

1.2.4 Usporedba između ACI 307 i CICIND-a

Granice nosivosti presjeka s dva suprotna velika otvora su uspoređena (Bierrum, 1998). Za oba otvora (CICIND i ACI) je armatura postavljena po pravilima ACI norme. Jasno je da su rezultati ACI norme puno manje konzervativni, posebno zbog velikih aksijalnih naprezanja i zbog velikih omjera korištene armature. CICIND je naručio istraživački projekt koji uključuje testove modela i studije s konačnim elementima kako bi se riješilo ovo pitanje.

1.3 Mogućnosti modeliranja dimnjaka

Analize dimnjaka mogu se raditi u brojnim računalnim programima kao što su Sofistik, SAP, STAAD itd. Modeli koji se koriste kod dimnjaka su štapni modeli (beam element) i modeli ljuske (shell element).

Dimnjaci s omjerom promjera na dnu i visine veće od 1/10, ponašaju se kao štapovi upeti na jednom kraju (konzole) za horizontalna djelovanja poput potresa i vjetra. Zato je za ovakve dimnjake štapni model logičan izbor, a vrijeme proračuna na računalu je kraće nego kod modela ljuske. Međutim, kod dimnjaka s jako malim omjerom debljine stijenke i radijusa dimnjaka, dimnjak se ponaša kao ljuska te je raspored naprezanja znatno drugačiji u odnosu na štapni model. Djelovanje vjetra je kod štapnih modela raspoređeno po cijelom opsegu dimnjaka, dok će kod ljuski naprezanja bit koncentrirana na strani na kojoj puše vjetar. Razlika u naprezanjima kod ova dva modela je izraženija pri dnu dimnjaka. Kako se otvori dimnjaka nalaze pri dnu, kod malih debljina stijenki u odnosu na radijus koristi se model ljuske kako bi dobili što točnija naprezanja i time bili na strani sigurnosti.



Slika 1.6 Meridijalna naprezanja dimnjaka



Slika 1.7 Razlika u raspodjeli naprezanja kod štapnog modela (lijevo) i ljuskastog modela (desno)

U ovom radu provest će se usporedba rezultata štapnog i ljuskastog modela za dimnjak termoelektrane u Plominu. Kao što je spomenuto ranije, ljuskasti model je kompliciraniji za izvedbu pa ćemo se prvo osvrnuti na posebnosti ljuski i njihovom ponašanju kod prijenosa opterećenja.

2. PONAŠANJE LJUSKASTIH KONSTRUKCIJA

2.1 Membranska savijanja i savijanja naprezanja

Kako bi se opisala geometrija ljuskastih konstrukcija, potrebno je definirati geometriju prosječne površine i debljine ljuske. Ljuska se smatra tankom ljuskom kada je omjer debljine ljuske, označena slovom t, i manji radijus zakrivljenosti, označen slovom r, manji od 1/20. Da bi shvatili ponašanje ljuskastih konstrukcija, promatraju se dva različita pristupa [3].

- Membranska teorija u kojom promatramo ljusku bez vanjskih utjecaja ili strukturalnih diskontinuiteta.
- Teorija savijanja ljuske koja omogućava praćenje ponašanja ljuske u području opterećenja uzrokovanom vanjskim utjecajima i strukturalnim diskontinuitetima.

Također se opaža da su ravnotežni uvjeti u membranskom modelu dovoljni za opisivanje ponašanje modela pod opterećenjem, tako da se izbjegne uvođenje daljnih kinematičkih odnosa. Osnovne hipoteze na temelju studije o tankostijenim ljuskama u slučaju malih progiba su (analogno s modelima za ploče):

a) Debljina ljuske je mala u usporedbi s manjim radijusom

zakrivljenosti $\frac{t}{r} \ll 1 \left(\frac{t}{r} < \frac{1}{20}\right)$

- b) Progib je mali u usporedbi s debljinom ljuske, $\frac{w}{t} \ll 1$
- c) Poprečni presjeci ostaju ravni i nakon deformacija, tako da ova hipoteza zahtijeva neznatna posmična naprezanja i neznatne deformacije u tom smjeru
- d) Normalno naprezanje σ_{zz} je zanemarivo u usporedbi s membranskim naprezanjima



Slika 2.1 Dio ljuske izložen naprezanju

Kako bi se usporedila različita uloga ravninskog membranskog naprezanja σ_m u odnosu na naprezanje savijanja σ_f , promatra se model sferne ljuske s opterećenjem p kao na slici 2.1. U ravnotežnim uvjetima suma vertikalnih sila je 0 što dopušta derivaciju sile koja djeluje na membranu po jedinici duljine. Derivacijom se dobije formula za silu N_{φ} preko koje, uzevši u obzir simetriju sferne ljuske i opterećenja, dobijemo formula za membransko opterećenje ljuske

$$\sigma_{\varphi} = \sigma_m = -\frac{pr}{2t}$$

Opterećenje ljuske preko teorije savijanja računa se preko momenta savijanja na ljusku:

$$M = -\frac{pt^2}{24}$$

Iz čega se dobije naprezanje od savijanja:

$$\sigma_f = \frac{M}{I} z_{max} = \frac{12M}{t^3} \frac{t}{2} = -\frac{12pt^2}{24t^3} \frac{t}{2} = -\frac{p}{4}$$

Veza između membranskog opterećenja i naprezanja od savijanja je:

$$\frac{\sigma_m}{\sigma_f} = \frac{pr}{2t} \frac{4}{p} = \frac{2r}{t}$$

Iz ovoga je jasno da je membransko opterećenje puno bitnije jer kao što je odnos radijusa zakrivljenosti i debljine ljuske velik, tako je i membransko opterećenje puno veće od opterećenja od savijanja. Tanke ljuske su izložene i problemima kritičnog izvijanja kada su pod tlačnim naprezanjima. Kako bi se moguće izvijanje uzelo u obzir, koristi se veza:

$$\sigma_{cr} = k \frac{Et}{r}$$

u kojoj je E modul elastičnosti materijala ljuske, a k označava konstantu koja ovisi o par faktora i iznosi k = 0.25 - 0.30.

2.2 Ponašanje ljuski pod opterećenjem [4]

Da bi se bolje shvatilo ponašanje ljuskastih konstrukcija promatra se utjecaj glavnih opterećenja zanemarujući učinke drugog reda. Očito je da se ekstremna vrijednost nosivosti može doseći kada model dopušta ljusci da se ponaša kao membrana gdje je svaki dio njenog tijela jednako opterćen. Suprotno ovoj tezi je stanje savijanja koje je obično nepovoljno koje se pogoršava smanjenjem debljine ljuske. Ovaj dominantni režim savijanja je popraćen velikim deformacijama srednje površine ljuske. S druge strane, ovo kinematsko svojstvo u nekim slučajevima može bit povoljno, na primjer kod razvijanja membrana kao što su šatori ili zračni jastuci kod kojih je mala krutost nužna. Razmotrit ćemo par primjera u kojima ćemo usporediti različite mehanizme odgovora konstrukcije koji su aktivirani različitim rubnim uvjetima. [4]



Slika 2.2 Glavni fenomen ljuske: (a) Stisnuta ljuska: membransko djelovanje + utjecaj savijanja; (b) membranski poduprta ljuska: dominatno membransko stanje naprezanja; (c) Ljuska poduprta na 2 mjesta: dominatno savijanje.

Boje na slici 2.2 označavaju raspodjelu momenata savijanja. Momenti savijanja ljuske u meridijalnom smjeru su prikazani na slici 2.2(a), a momenti savijanja u cirkularnom smjeru su prikazani na slici 2.2(c). Rezultati su dani za polusfernu ljusku bez rubne grede pod utjecajem stalnog opterećenja s omjerom radijusa i debljine ljuske od 300. Opterećenje je odabrano tako da je maksimalni moment za prvi slučaj normaliziran s vrijednošću 1 te se ostali slučajevi uspoređuju s tom vrijednošću. Stisnuta ljuska pretežito nosi opterećenje djelovanjem membrane, ali pokazuje utjecaj umjerenog savijanja rubnih dijelova ljuske zbog geometrijskih ograničenja. Membranski poduprte ljuske se ne savijaju, dok se točkasti poduprta ljuska deformira sa znatnim savijanjem i velikim naprezanjima. Raspodjela energije naprezanja W_{tot} prikazana je na slici 2.3 za utjecaj smicanja i djelovanja savijanja s obzirom na smanjenje vitkosti ljuske. Savijanje i membranska energija kao posljedica razmjenjuju svoju dominaciju. Dijagram predstavlja samo relativne vrijednosti, a ne apsolutne. Znači što je ljuska vitkija, to membranska teorija dolazi više do izražaja u odnosu na teoriju savijanja.



Slika 2.3 Evolucija energije naprezanja za napregnutu sfernu ljusku

Treći primjer prikazuje utjecaj zakrivljenosti na ponašanje ljuske pod opterećenjem. Slika 2.4 prikazuje utjecaj deformacija i naprezanja na 3 različite ljuske. Koncentrirano opterećenje je

jednako u sva tri slučaja ali se mijenja Gaussova zakrivljenost. Stresne plohe direktno se povezuju s karakteristikama odgovarajućih analiza za hiperbolične, parabolične i eliptične parcijalne diferencijalne jednadžbe.



Slika 2.4 Utjecaj zakrivljenosti na ponašanje ljuske pod opterećenjem

2.3 Cilindrične ljuske [5]

Cilindrične ljuske su plohe jednostruke zakrivljenosti koje se generiraju pomicanjem krivulje uzduž pravca ili obrnuto, pomicanjem pravca uzduž krivulje.



Slika 2.5 Generiranje cilindrične ljuske

Cilindrične ljuske zahtijevaju oslanjanje na krute zabatne zidove kako bi zadržale oblik i da se osigura membransko djelovanje. Potrebno je ojačanje slobodnih rubova kako bi se izbjeglo lokalno izbočavanje i savijanje.



Slika 2.6 Prikaz oslanjanja cilindričnih ljuski

Ovakve ljuske se mogu definirati kao zakrivljene ploče izrezane iz cilindra koja je omeđena s dva ravna "longitudinalna" ruba paralelna s uzdužnom osi cilindra i dva zakrivljena poprečna poprečna ruba u ravnini okomitoj na uzdužnu os. Ploča je zakrivljena samo u jednom smjeru.

Rezultante naprezanja u cilindričnim ljuskama ovise o 10 nepoznanica:

- $N_{\chi}, N_{\Phi}, N_{\chi\Phi}, N_{\Phi\chi}$
- Q_x, Q_{Φ}
- $M_x, M_{\Phi}, M_{x\Phi}, M_{\Phi x}$

Sustav je zbog toga statički neodređen. Kod većine AB cilindričnih ljuski M_x i Q_x su male vrijednosti, a $M_{x\Phi}$, $M_{\Phi x}$ su zanemarive pa ostaju 6 nepoznanica. Linijska opterećenja se nanose duž slobodnih rubova.



Slika 2.7 Analiza cilindrične ljuske

Klasifikacija cilindričnih ljusaka prema duljini:

- Dugačke ljuske $\frac{L}{r} \ge 2,5$
 - Linijsko opterećenje uzrokuje značajne Q_{Φ}, M_{Φ} , a membranske sile postaju beznačajne
 - Naprezanja se mogu procijeniti primjenom klasične gredne teorije
 - Ljuska se smatra gredom zakrivljenog poprečnog presjeka između krajnjih oslonaca
 - Pretpostavka: relativni pomaci u svakom poprečnom presjeku su zanemarivi
- Srednje ljuske $0.5 \le \frac{L}{r} \le 2.5$
- Kratke ljuske $\frac{L}{r} < 0.5$

- Linijske sile uzrokuju unutarnje sile u blizini uzdužnih rubova
- Najveći dio ljuske se ponaša kao membrana

2.3.1 Analiza cilindričnog rezervoara

Otvorene (nepridržane) cilindrične ljuske na gornjoj strani su na elastičnoj podlozi su vrlo mekane na horizontalne sile. Neravnomjerno se sliježe i prema vrhu sve više mijenja oblik u poprečnom smjeru bez uzdužnih deformacija. To se može promjeniti ako se na gornjem rubu ugradi kruti, ali mekani na savijanje okomito na svoju ravinu disk.



Slika 2.8 Cilindrični rezervoar bez ukrute i s ukrutom

Kod neukrućenog valjka javljaju se manje uzdužne sile nego kod ukrućenog što ponekad može biti povoljno (diferencijalna slijeganja tla), ali kod periodički rastućih djelovanja (npr. udari vjetra) postoji opasnost od aerodinamičke nestabilnosti treperenja ("flutter") i sloma ljuske od savijanja.

3. DJELOVANJE VJETRA NA CILINDRIČNE VISOKE KONSTRUKCIJE (DIMNJAKE)

3.1. Uvod o djelovanju vjetra

Djelovanja vjetra na dimnjake su djelomično statička, a djelomično dinamična. Tlak vjetra je izveden iz mjerenja brzine vjetra. Tlak vjetra je dobiven korišteći Bernouillijev zakon[6].

$$p = \frac{1}{2} \times \rho \times V^2 \times C_D$$

Gdje je:

 ρ gustoća zraka, 1,25 kg/m³

V brzina vjetra

C_D dinamički koeficijent

Brzina vjetra, uzeta kao prosječna 10-minutna vrijednost na visini od 10 m iznad zemlje je referentna brzina vjetra V_{ref} . Ekstremna vrijednost ove brzine vjetra, očekivana prosječno jednom u 50 godina, koristi se kao osnovna brzina vjetra za projektiranje dimnjaka. Varijacija visine i hrapavosti terena bit će izražena u ovoj osnovnoj brzini vjetra zajedno s očekivanim vrijednostima maksimalnih udara. Brzine vjetra su određene mjerenjima meteorolaga zajedno s utjecajem visine i tipa terena. U normi HRN EN 1991-1-4:2012 dane su smjernice za određivanje djelovanja vjetra za dimnjake visine do 200 m. Za veće visine je potrebno provesti ispitivanja u vjetrovnom tunelu s pravilno modeliranim vjetrom i na način da su uzeti u obzir utjecaji terena i okolnih građevina. Rezultirajuće visine vjetra na cijeli dimnjak ili neki njegov dio mogu se odrediti:

- Proračunom sila upotrebljavajući koeficijente sila ili
- Proračunom sila iz površinskih tlakova

3.2. Rezultirajuća sila upotrebljavajući koeficijente sila[7]

Rezultirajuća sila Fw koja djeluje na dimnjak određuje se izrazom:

$$F_w = q_p(z)c_sc_dc_fA_{ref}$$

Gdje je:

$q_p(z)$	tlak pri vršnoj	brzini na	visini z

c_sc_d konstrukcijski faktor

 c_f koeficijent sile

A_{ref} referentna površina dimnjaka

Tlak pri vršnoj brzini na visini z treba odrediti prema izrazu:

$$q_p(z) = [1 + 7I_v(z)] \frac{1}{2} \rho v_m^2(z) = \frac{1}{2} \rho v_b^2 c_e(z)$$

Gdje je:

ρ	gustoća zraka, 1,25 kg/m ³
v_b	osnovna brzina vjetra, određena kao funkcija smjera vjetra i doba godine, 10
	metara iznad tla
$c_e(z)$	faktor izloženosti

Osnovna brzina vjetra se računa prema izrazu

$$v_b = c_{dir} c_{season} v_{b,0}$$

Gdje je:

 $v_{b,0}$ temeljna vrijednost osnovne brzine vjetra određena iz karte prema slici 3.1

c_{dir} faktor smjera

*c*_{season} faktor godišnjeg doba

Prema nacionalnom dodatku usvojene vrijednosti za faktor smjera c_{dir} i faktor godišnjeg doba c_{season} su 1,0. Tako nema korekcije koeficijenta smjera obzirom na smjer djelovanja vjetra nego se uzima maksimalno djelovanje vjetra.



Slika 3.1 Karta osnovne brzine vjetra [8]

Faktor izloženosti $c_e(z)$ se za ravne terene gdje je $c_0(z)=1,0$ može odrediti prema slici 3.2 kao funkcija visine iznad terena i funkcija kategorije terena.



Slika 3.2 Grafički prikaz faktora izloženosti $c_e(z)$ za $c_0(z)=1,0$ i $k_I = 1,0$

Ako se faktor izloženosti ne može odrediti iz slike 4.2 potrebno ga je proračunati prema izrazu:

$$c_e(z) = \frac{q_p(z)}{q_b} = [1 + 7I_v(z)] c_r(z)^2 c_0(z)^2$$

Gdje je:

 I_{v} intenzitet turbulencije

 $c_r(z)$ faktor hrapavosti

 $c_0(z)$ faktor vertikalne razvedenosti

Konstrukcijski faktor $c_s c_d$ obuhvaća učinke djelovanja vjetra od pojave vršnog tlaka u različito vrijeme na površinu (c_s) zajedno s učinkom od titranja konstrukcije zbog turbulencije (c_d). Za dimnjake faktor $c_s c_d$ se uzima da je 1,00 samo u slučaju kružnog poprečnog presjeka kod kojeg je visina dimnjaka manja od 60 m i 6,5, gdje je d promjer dimnjaka. Ako je dimnjakk izvan navedenih ograničenja, faktor $c_s c_d$ treba proračunati.

3.2.1 Detaljni postupak određivanja konstrukcijskog faktora $c_s c_d$ [7]

Ovaj postupak se smije koristiti ako dimnjak zadovoljava sljedeće:

- Oblik konstrukcije odgovara općem obliku na slici 4.3
- Znatna su titranja samo osnovnog oblika u smjeru vjetra i taj oblik ima stalan predznak
- Dimnjaci visine do 200 m



Slika 3.3 Opći oblik konstrukcije

Ako su navedeni uvjeti ispunjeni, konstrukcijski faktor $c_s c_d$ se određuje prema izrazu:

$$c_s c_d = \frac{1 + 2k_p I_v(z_s) \sqrt{B^2 + R^2}}{1 + 7I_v(z_s)}$$

Gdje je:

Z _S	poredbena visina za određivanje konstrukcijskog faktora $c_s c_d$ ($z_s = 0,6h \ge z_{min}$, slika 3.1)
k _p	vršni faktor određen kao omjer najveće vrijednosti kolebajućeg dijela odziva i njegove standardne devijacije
I _v	intenzitet turbulencije
B ²	faktor podloge koji obuhvaća pomanjkanje pune korelacije tlaka na površini konstrukcije
<i>R</i> ²	faktor rezonantnog odziva koji obuhvaća pojavu turbulencije u rezonanciji s oblikom vibriranja

3.2.1.1 Utjecaj visine i hrapavosti terena [7]

Građevine oko dimnjaka smanjuju brzinu vjetra na otvorenom, ali se pojavljuje utjecaj turbulencije. Varijacija brzine vjetra u odnosu na visinu i turbulenciju je izražena s koeficijentom hrapavosti terena z_0 u m. Srednje vrijednosti brzine vjetra V_b uzete su s vrijednošću koeficijenta $z_0=0,05$ m za otvoren teren. Srednje brzine vjetra kod više izgrađenog terena na visini z iznosi:

$$V_m = c_r(z) \times c_0(x) \times V_b$$

gdje je:

$$c_{r}(z) = k_{r} \times \ln\left(\frac{z}{z_{0}}\right) za z_{min} < z < z_{max}$$

$$c_{r}(z) = c_{r}(z_{min}) za \qquad z < z_{min}$$

$$z_{0} = duljina hrapavosti terena$$

$$z_{0.II} = 0,05 m (duljina hrapavosti terena 2. kategorije)$$

$$k_{r} = 0,19 (z_{0}/z_{0.II}) 0,07$$

$$z_{min} = minimalna visina definirana tablicom 3.1$$

$$z_{max} = 200 m$$

Faktor $\ln \frac{z}{z_0}$ je povećanje brzine s porastom visine. Ovaj faktor ne može bit korišten za male vrijednosti z ispod z₀. Na visinama manjim od par metara javlja se puno turbulencije, pa je uvede faktor z_{min}. Brzina vjetra se smatra konstantnom V(z_{min}) ako je z<z_{min}.

Kategorije terena		Z ₀	Z _{min}
	Rategorije terena	[m]	[m]
0	More ili priobalna područja izložena otvorenom moru	0,003	1
I	Jezera ili ravna i horizontalno položena područja sa zanemarivom vegetacijom i bez prepreka	0,01	1
II	Područja s niskom vegetacijom, npr. travom, i izoliranim preprekama (drveće, zgrade) s razmakom najmanje 20 visina prepreke	0,05	2
	Područja sa stalnim pokrovom od vegetacije ili zgrade ili područja s izoliranim preprekama s razmakom najviše 20 visina prepreke (npr. sela, predgrađa, stalna šuma)	0,3	5
IV	Područja s najmanje 15% površine pokrivene zgradama čija prosječna visina premašuje 15 m	1,0	10

Tablica 3.1 Kategorije terena i parametri terena

3.2.1.2 Faktor vertikalne razvedenosti terena [7]

Osnovna brzina vjetra ne sadrži utjecaj lokalne vertikalne razvedenosti terena pa je te učinke potrebno uzeti u obzir gdje vertikalna razvedenost terena povećava brzine vjetra za više od 5%. Međutim, ako je prosječni nagib kosine terena uz vjetar manji od 3°, učinci vertikalne razvedenosti se mogu zanemariti. Teren uz vjetar definiran je kao teren do udaljenosti od 10 visina izolirane orografske odlike. Učinci orografije su pokriveni faktorom vertikalne razvedenosti terena $c_0(z)$ i treba ih uzeti u obzir u sljedećim slučajevima:

a) za položaje građevine na kosinama uz koje puše vjetar:

$$0,05 < \Phi \le 0,3 \text{ i } |x| \le \frac{L_u}{2}$$

b) za položaje građevine na kosinama niz koje puše vjetar:

$$\Phi < 0.3 \text{ i } x < \frac{L_d}{2}$$
$$\Phi \ge 0.3 \text{ i } x < 1.6H$$

c) za položaje građevine na kosinama litica i strmina uz koje puše vjetar:

$$0,05 < \Phi \le 0,3 \text{ i } |x| \le \frac{L_u}{2}$$

d) za položaje građevine na kosinama litica i strmina niz koje puše vjetar:

$$\Phi < 0.3 \text{ i } x < 1.5L_e$$

$$\Phi \ge 0.3 \text{ i } x < 5H$$

Vrijednosti faktora vertikalne razvedenosti dane su u ovisnosti o nagibu kosine:

$c_0 = 1$	za	$\Phi \le 0,5$
$c_0 = 1 + 2s\Phi$	za	$0,05 < \Phi \le 0,3$
$c_0 = 1 + 0,6s$	za	Φ > 0,3

Gdje je:

- s faktor ortografskog položaja, određuje se pomoću slike 3.4 ili 3.5, sveden u razmjeru s proračunskom duljinom kosine uz koju puše vjetar
- Φ nagib kosine uz koju puše vjetar H/L_u , u smjeru vjetra (slika 3.4 i 3.5)
- *L_e* proračunska duljina kosine uz koju puše vjetar, određena u tablici 3.2
- L_u stvarna duljina kosine uz koju puše vjetar, u smjeru vjetra
- L_d stvarna duljina kosine niz koju puše vjetar, u smjeru vjetra
- H proračunska visina geografske značajke
- x horizontalni razmak od građevine do vrha
- z vertikalni razmak od razine tla

Vrsta kosine	$e(\Phi = H / L_u)$
Blaga (0,05 < <i>Φ</i> ≤ 0,3)	Strma (<i>Φ</i> > 0,3)
$L_e = L_u$	$L_{e} = H / 0,3$

Tablica 3.2 Proračunske duljine L_e



Slika 3.4 Faktor s za litice i strmine



Slika 3.5 Faktor s za brda i prijevoje

Vrijednost koeficijenta $c_0(z)$ u dolinama smije se uzeti da je 1,0 ako se ne očekuje porast brzine zbog učinaka lijevka. U slučaju da je konstrukcija smještena unutar lijevka treba uzeti u obzir povećanje brzine vjetra zbog učinka lijevka.

Izrazi za proračun vrijednosti faktora ortografskog položaja s:

a) područje uz vjetar za svu orografiju (slike 3.4 i 3.5)

Za raspon
$$-1.5 \le \frac{x}{L_u} \le 0$$
 i $0 \le \frac{z}{L_e} \le 2.0$ uzima se $s = Ae^{(B\frac{x}{L_u})}$
Gdje je:
 $A = 0.1552 \left(\frac{z}{L_e}\right)^4 - 0.8575 \left(\frac{z}{L_e}\right)^3 + 1.8133 \left(\frac{z}{L_e}\right)^2 - 1.9115 \left(\frac{z}{L_e}\right) + 1.0124$
 $B = 0.3542 \left(\frac{z}{L_e}\right)^2 - 1.0577 \left(\frac{z}{L_e}\right) + 2.6456.$
Za raspon $\frac{x}{L_u} > -1.5$ ili $\frac{z}{L_e} > 2.0$ uzima se $s = 0$

b) područje niz vjetar, za litice i strmine (slika 3.4)

Za raspon 0,1
$$\leq \frac{X}{L_e} \leq$$
 3,5 i 0,1 $\leq \frac{Z}{L_e} \leq$ 2,0 uzima se
 $s = A \left(\log \left[\frac{X}{L_e} \right] \right)^2 + B \left(\log \left[\frac{X}{L_e} \right] \right) + C$

Gdje je:

$$A = -1,3420 \left(\log \left[\frac{z}{L_e} \right] \right)^3 - 0,8222 \left(\log \left[\frac{z}{L_e} \right] \right)^2 + 0,4609 \left(\log \left[\frac{z}{L_e} \right] \right) - 0,0791$$
$$B = -1,0196 \left(\log \left[\frac{z}{L_e} \right] \right)^3 - 0,8910 \left(\log \left[\frac{z}{L_e} \right] \right)^2 + 0,5343 \left(\log \left[\frac{z}{L_e} \right] \right) - 0,1156$$
$$C = 0,8030 \left(\log \left[\frac{z}{L_e} \right] \right)^3 + 0,4236 \left(\log \left[\frac{z}{L_e} \right] \right)^2 - 0,5738 \left(\log \left[\frac{z}{L_e} \right] \right) + 0,1606$$
Za raspon $0 \le \frac{x}{L_e} \le 0,1$ i interpolira se između vrijednosti $\frac{x}{L_e} = 0$ i $\frac{x}{L_e} = 0,1$

Kada je $\frac{z}{L_e} < 0,1$ upotrebljavaju se vrijednosti za $\frac{z}{L_e} = 0,1$.

Kada je $\frac{x}{L_e} > 3,5$ ili $\frac{z}{L_e} > 2$ uzima se s = 0.

c) Područje niz vjetar, za brda i prijevoje (slika 3.5)

Za raspone
$$0 \le \frac{x}{L_d} \le 2,0$$
 i $0 \le \frac{z}{L_e} \le 2,0$ uzima se $s = Ae^{(B\frac{x}{L_u})}$
 $A = 0,1552 \left(\frac{z}{L_e}\right)^4 - 0,8575 \left(\frac{z}{L_e}\right)^3 + 1,8133 \left(\frac{z}{L_e}\right)^2 - 1,9115 \left(\frac{z}{L_e}\right) + 1,0124$
 $B = -0,3056 \left(\frac{z}{L_e}\right)^2 + 1,0212 \left(\frac{z}{L_e}\right) - 1,7637.$
Kada je $\frac{x}{L_d} > 2,0$ ili $\frac{z}{L_e} > 2,0$ uzima se $s = 0.$

Navedeni izrazi su empirijski stoga vrijednosti parametara koji se upotrebljavaju moraju biti ograničene na dane raspone vrijednosti. U suprotnom proračunane vrijednosti bit će nevažeće.

3.2.1.3 Vršni faktor

Vršni faktor k_p određuje se iz izraza:

$$k_{p} = max \begin{cases} \sqrt{2\ln(vT)} + \frac{0.6}{\sqrt{2\ln(vT)}} \\ 3.0 \end{cases}$$

Pri čemu je:

v frekvencija premašaja

$$v = n_1 \sqrt{\frac{R^2}{B^2 + R^2}} \ge 0,08 \, Hz$$

T srednja brzina vjetra određena za vrijeme od T=600 s.

Za određivanje frekvencije premašaja potrebno je poznavati vrijednosti vlastite frekvencije, faktora podloge i faktora rezonantnog odziva dimnjaka.

Vlastita frekvencija n_1 može se procijeniti izrazom

$$n_1 = \frac{\varepsilon_1 b}{h_{eff}^2} \sqrt{\frac{W_s}{W_t}}$$
 [Hz]

Uz:

$$h_{eff} = h_1 + \frac{h_2}{3}$$

Gdje je:

h _{eff}	proračunska visina dimnjaka, h_1 i h_2 su dani na slici 3.6
b	promjer dimnjaka
Ws	težina konstrukcijskih dijelova koji pridonose krutosti dimnjaka
W _t	ukupna težina dimnjaka

 ε_1 iznosi 1000 za čelične dimnjake, a 700 za betonske i zidane dimnjake.



Slika 3.6 Geometrijski parametri za proračunsku visinu dimnjaka

Konzolne konstrukcije s promjenjivom raspodjelom mase m_e smiju se približno proračunavati s prosječnom vrijednosti mase m u gornjoj trećini konstrukcije h_3 ($h_3 = h_1/3$).

3.2.1.4 Intenzitet turbulencije

Izrazi za intenzitet turbulencije ovise o referentnoj visini z na kojoj se promatrana točka nalazi.

$$I_{\nu}(z) = \frac{k_I}{c_0(z)\ln\left(\frac{z}{z_0}\right)} \quad \text{za} \quad Z_{min} \le z \le Z_{max}$$
$$I_{\nu}(z) = I_{\nu}(z_{min}) \quad \text{za} \quad z < z_{min}$$

Gdje je:

 k_I faktor turbulencije. Prema nacionalnom dodatku iznosi 1,0 [8]

 c_0 faktor vertikalne razvedenosti terena

 z_0 duljina hrapavosti dana u tablici 3.3

3.2.1.5 Faktor podloge B²

Faktor B^2 obuhvaća pomanjkanje pune korelacije tlaka na površini konstrukcije, a ovisi o širini dimnjaka b, visini dimnjaka h i o duljini turbulencije na poredbenoj visini z_s .

$$B^2 = \frac{1}{1+0.9\left(\frac{b+h}{L(z_S)}\right)^{0.63}}$$

Duljina turbulencije $L(z_s)$ predstavlja prosječnu veličinu zapuha za prirodne vjetrove.

$$L(z_s) = L_t \left(\frac{z_s}{z_t}\right)^{\alpha}$$
 za $z_s \ge z_{min}$

Pri čemu je: $z_t = 200 m$ referentna visina,

 $L_t = 300 m$ visina horizontalnog turbulentnog sloja,

$$\alpha = 0,67 + 0,05 \ln(z_0)$$

 z_0 duljina hrapavosti

 z_{min} najmanja visina prikazana u tablici 3.1.

3.2.1.6 Faktor rezonantnog odziva $R^2\,$

Faktor rezonantnog odziva obuhvaća turbulenciju u rezonanciji s promatranim oblikom titranja i određuje se iz izraza:

$$R^2 = \frac{\pi^2}{2\delta} S_L(z_s, n_{1,x}) R_h(\eta_h) R_b(\eta_b)$$

Gdje je:

 δ ukupni logaritamski dekrement prigušenja

 S_L bezdimenzijska funkcija spektralne gustoće snage

 R_h , R_b funkcije aerodinamičkog pristupa

Logaritamski dekrement prigušenja δ za osnovni oblik vibriranja pri savijanju procjenjuje se izrazom:

$$\delta = \delta_s + \delta_a + \delta_d$$

Logaritamski dekrement konstrukcijskog prigušenja δ_s za armiranobetonske dimnjake iznosi 0,03. Za većinu slučajeva su modalni progibi konstantni za svaku visinu z pa se logaritamski dekrement aerodinamičkog prigušenja δ_a za vibriranje u smjeru vjetra može procijeniti izrazom:

$$\delta_a = \frac{c_f \rho b v_m(z_s)}{2n_1 m_e}$$

Gdje je:

 c_f koeficijent sile za djelovanje u vjetra u smjeru vjetra

 ρ gustoća zraka, 1,25 kg/m³

$$b$$
 promjer dimnjaka na visini z_s

 $v_m(z_s)$ srednja brzina vjetra na visini z_s

 n_1 vlastita frekvencija

 m_e ekvivalentna masa po jedinici duljine osnovnog oblika vibriranja.
Vrijednost m_e se proračunava prema:

$$m_e = \frac{\int_0^l m(z)\phi_1^2(z)dz}{\int_0^l \phi_1^2(z)dz}$$

Pri čemu je:

m masa po jedinici duljine

l visina konstrukcije

 $\phi_1(z)$ osnovni oblik vibriranja pri savijanju

Za dimnjake konzolno upete u tlo, osnovni oblik vibriranja pri savijanju smije se procijeniti upotrebljavajući izraz:

$$\phi_1(z) = \left(\frac{z}{h}\right)^{\varsigma}$$

Gdje je $\varsigma = 2,0$, a z i h su definirani sikom 3.6.

Logaritamski dekrement prigušenja δ_d je potrebno proračunati u slučaju postojanja posebnih disipativnih naprava upotrebljavajući prikladne teorijske ili eksperimentalne tehnike.

Sljedeća varijabla koju je potrebno proračunati za određivanje faktora rezonantnog odziva R^2 je bezdimenzijska spektralna gustoća snage $S_L(z, n_1)$ za čiju procjenu je potrebno poznavati vrijednost bezdimenzijske frekvencije:

$$S_L(z, n_1) = \frac{6,8f_L(z, n_1)}{(1+10,2f_L(z, n_1))^{5/3}}$$

Bezdimenzijska frekvencija $f_L(z, n_1) = \frac{n_1 L(z)}{v_m(z)}$ određena je vlastitom frekvencijom konstrukcije n_1 , srednjom brzinom $v_m(z)$ i duljinom turbulencije L(z).

Funkcije aerodinamičkog pristupa R_h i R_b za osnovni oblik vibriranja smiju se približno proračunati upotrebljavajući izraze:

$$R_h = \frac{1}{\eta_h} - \frac{1}{2\eta_h^2} (1 - e^{-2\eta_h}); \ R_h = 1 \ za \ \eta_h = 0$$

$$R_{b} = \frac{1}{\eta_{b}} - \frac{1}{2\eta_{b}^{2}} (1 - e^{-2\eta_{b}}); \quad R_{b} = 1 \ za \ \eta_{b} = 0$$

Uz: $\eta_{h} = \frac{4,6h}{L(z_{s})} f_{L}(z_{s}, n_{1})$
 $\eta_{b} = \frac{4,6b}{L(z_{s})} f_{L}(z_{s}, n_{1})$

3.2.2 Koeficijenti sile

Koeficijenti sile c_f za kružne valjke se određuju iz izraza:

$$c_f = c_{f,0} \psi_{\lambda}$$

Gdje je:

 $c_{f,0}$ koeficijent sile za valjke bez toka preko slobodnog kraja (slika 3.6)

 ψ_{λ} faktor učinka kraja

Osnovni koeficijent sile za valjke $c_{f,0}$ ovisi o odnosu k/b i Reynoldsovu broju Re:



Slika 3.6 Koeficijent sile $c_{f,0}$ za kružne valjke bez toka preko slobodnog kraja i za različite istovrijedne hrapavosti k/b

Pri tome se *b* odnosi na promjer dimnjaka, a *k* na hrapavost površine. Koeficijent hrapavosti površine za glatki beton iznosi k=0,2 *mm*, a za grubi beton k=1,0 *mm*.

Faktor učinka kraja ψ_{λ} obuhvaća smanjenu otpornost konstrukcije zbog toka vjetra oko kraja. Određuje se iz slike 3.9 uz poznate vrijednosti proračunske vitkosti λ i omjera punoće φ .

Proračunska vitkost λ se određuje u ovisnosti o dimenzijama dimnjaka i njegovom položaju.



Tablica 3.3 Preporučene vrijednosti za proračunsku vitkost λ za valjke [8]

Omjer punoće φ se određuje izrazom:

$$\varphi = \frac{A}{A_c}$$

Gdje je:

A zbroj projiciranih ploština elemenata

 A_c ukupna omeđena ploština $A_c = lxb$







Slika 3.9 Orijentacijske vrijednosti faktora učinka kraja ψ_{λ} kao funkcije omjera punoće φ i proračunske vitkosti λ

Za dimnjake u nizu koeficijent sile $c_{f,0}$ ovisi o smjeru vjetra u odnosu na os niza i omjeru razmaka *a* i promjera *b* prema tablici 3.4.

Koeficijent sile c_f za svaki dimnjak se određuje prema izrazu:

$$c_f = c_{f,0} \psi_\lambda \kappa$$

Faktor κ za najnepovoljniji smjer vjetra je dan tablici 3.4.

a/b	K	
2,5 < a / b	nema preporučenih vrijednosti [37]	
2,5 < a / b < 3,5	1,15	
3,5 < a / b < 30	$\kappa = \frac{210 - \frac{a}{b}}{180}$	
a/b>30	1,00	

Tablica 3.4 Faktor κ za dimnjake razmještene u niz

3.3 Rezultirajuća sila vjetra iz površinskih tlakova [7]

3.3.1 Sila vjetra na vanjske površine

Sila vjetra koja djeluje na vanjske površine ovisi o konstrukcijskom faktoru $c_s c_d$, referentnoj površini A_{ref} , te o vanjskom tlaku w_e na pojedinu površinu na visini z.

$$F_{w,e} = c_s c_d \sum_{površine} w_e A_{ref}$$

Tlak vjetra koji djeluje na vanjske površine ovisi o tlaku pri vršnoj brzini i koeficijentu vanjskog tlaka:

$$w_e = q_p(z)c_{pe}$$

3.3.1.1 Koeficijent vanjskog tlaka

Koeficijent vanjskog tlaka c_{pe} za kružne valjke treba odrediti izrazom:

$$c_{pe} = c_{p,0} \psi_{\lambda \alpha}$$

Gdje je:

 $c_{p,0}$ koeficijent vanjskog tlaka bez toka preko slobodnog kraja prikazan na slici 3.10 za razne vrijednosti Reynoldsova broja kao funkcija kuta α .

$\psi_{\lambda \alpha}$ faktor učinka dan izrazom

$$\psi_{\lambda\alpha}$$
 za $0^\circ \le \alpha \le \alpha_{min}$

$$\psi_{\lambda\alpha} = \psi_{\lambda} + (1 - \psi_{\lambda}) \cos\left(\frac{\pi}{2} \left(\frac{\alpha - \alpha_{min}}{\alpha_A - \alpha_{min}}\right)\right)$$
 za $\alpha_{min} \le \alpha \le \alpha_A$

$$\psi_{\lambda \alpha} = \psi_{\lambda}$$
 za $\alpha_A \le \alpha \le 180^\circ$

Gdje je:

- α_A položaj razdvajanja toka
- α_{min} položaj najmanjeg tlaka

 ψ_{λ} faktor učinka kraja



Slika 3.10 Raspodjela tlaka za kružne valjke za različite vrijednosti Reynoldsovih brojeva i bez učinka kraja

$Re \qquad \alpha_{\min} \qquad c_{p0,\min} \qquad \alpha_A \qquad c_{p0,h}$										
5.10⁵	85	-2,2	135	-0,4						
2·10 ⁶	80	-1,9	120	-0,7						
107	75	-1,5	105	-0,8						
gdje je:										
c _{p0,min} vrijednost najmanjeg koeficijenta tlaka										
c _{p0,h} koeficijent tlaka u podnožju										

Tablica 3.5 Vrijednosti raspodjele tlaka za kružne valjke za različite vrijednosti Reynoldsovihbrojeva i bez učinka kraja

3.3.1.2 Reynoldsov broj

O Reynoldsovu broju *Re* ovisi raspodjela tlaka na vanjske površine i potrebno ga je odrediti iz sljedećeg izraza:

$$Re = \frac{bv(z_e)}{v}$$

Gdje je:

- b promjer dimnjaka
- v kinematska viskoznost zraka ($v = 15x10^{-6} m^2/s$)

 $v(z_e)$ vršna brzina vjetra na visini z_e

$$v(z_e) = \sqrt{\frac{2q_p}{\rho}}$$

 z_e referentna visina jednaka najvećoj visini iznad tla poprečnog presjeka koji se razmatra

3.3.2 Sila vjetra na unutarnje površine

Sila vjetra koja djeluje na unutarnje površine ovisi o referentnoj površini A_{ref} i o unutarnjem tlaku w_i na pojedinu površinu na visini z.

$$F_{w,i} = \sum_{površine} w_i A_{ref}$$

Tlak vjetra koji djeluje na unutarnje površine treba odrediti iz izraza:

$$w_i = q_p(z)c_{pi}$$

Određivanje tlaka pri vršnoj brzini $q_p(z)$ već je prikazano, a vrijednost koeficijenta unutarnjeg tlaka za dimnjake iznosi $c_{pi} = -0.6$.

3.4 Utjecaj okolnih zgrada [7]

Blisko smještene zgrade i prepreke oko dimnjaka mijenjaju srednji tok vjetra blizu tla kao da je razina tla pomaknuta na visinu pomaka h_{dis} pa se profil po visini tlaka pri vršnoj brzini smije podići za visinu h_{dis} .



Slika 3.11 Visina prepreke i razmak u smjeru uz vjetar

Vrijednost h_{dis} se određuje prema izrazima:

$$h_{dis} = \begin{cases} < 0.8h_{ave} \\ 0.6h \end{cases} \qquad za \qquad x \le 2h_{ave} \end{cases}$$
$$h_{dis} = \begin{cases} < 1.2h_{ave} - 0.2x \\ 0.6h \end{cases} \qquad za \qquad 2h_{ave} < x < 6h_{ave} \end{cases}$$
$$h_{dis} = 0 \qquad za \qquad x \ge 6h_{ave} \end{cases}$$

3.5 Koeficijent tlaka [7]

Tlak vjetra s brzinom V na cilindar s promjerom d je:

$$p = \frac{1}{2}\rho V^2 C_d d$$

Tlak na cilindre, izražen preko faktora C_d , ovisi o Reynoldsovom broju. Ako brzina povećava trenje u struji zraka, ono može postati prevelikom pa dolazi do turbulencija struje zraka. To uzrokuje redukciju tlaka.

Reynoldsovi brojevi, na mjestima gdje se pojavljuje promjene u strujnom toku iznose:

- $\text{Re} = 2 \times 10^5$ $\text{Re} = 4 \times 10^6$
- $\text{Re} = 4 \text{x} 10^5$ $\text{Re} = 10^7$



Slika 3.12 Koeficijent tlaka C_d kao funkcija Reynoldsovog broja.

- $C_d = 1,2$ ako je $Re < 2x10^5$
- $C_d = 15,30 2,66 \times \log_{10} Re$
- $C_d = -0.720 + 0.20 \times \log_{10} Re$ ako je $4x10^5 < Re$
- $C_d = 0.6$

ako je $2x10^5 < \text{Re} < 4x10^5$ ako je $4x10^5 < \text{Re} < 4x10^6$ ako je $\text{Re} > 4x10^6$

3.6 Odgovor dimnjaka [6]

Srednja brzina vjetra može se računati s izrazom $p = \frac{1}{2}\rho V^2 C_d d$, ali učinci udara vjetra su puno kompliciraniji. Dimenzije udara su često manje od dimenzija dimnjaka pa je opterećen samo dio dimnjaka. Redukcija opterećenja izazvana udarima vjetra radi se metodom koju je razvio Davenport. U obzir se uzima povezanost udara vjetra s visinom dimnjaka. Intenzitet udara vjetra I je omjer standardne devijacije varijacije brzine vjetra i srednje vrijednosti. Intenzitet ovisi i o hrapavosti terena i jednak je:

$$I = \frac{1}{\ln \frac{z}{z_0}}$$

Intenzitet se smanjuje s povećanjem visine z, a raste povećanjem hrapavosti terena. Intenzitet se mora pomnožiti s vršnim faktorom oko 3,5 i s faktorom 2 kako bi se našla ekstremna vrijednost, jer srednja brzina vjetra zajedno s fluktuirajućom komponentom vjetra je kvadrirana kako bi se

dobio tlak. Srednja brzina vjetra se množi s $1 + \frac{3,5\times 2}{\ln \frac{z}{z_0}}$, ali tada se pretpostavlja da udari vjetra pogađaju cijelu visinu dimnjaka. Dinamičko povećenje vibriranja zbog rezonancije dimnjaka s udarima vjetra tj. iste frekvencije uzrokuje povećanje od 10-15 %. Utjecaj redukcije pritiska i povećanje zbog rezonancije se računalo na velikom broju dimnjaka. Rezervna vrijednost, koja pokriva ove dinamičke utjecaje povećava opterećenje za 20 %. Pritisak vjetra na visini z > z_{min} iznosi približno:

$$p = 1,2 \times 0,5 \times \rho \times V_{ref}^2 \times d(z) \times C_D \left(\frac{0,24 \times \ln \frac{z}{z_0}}{1 - 0,0562 \times \ln z_0 + 0,0161 \times \ln^2 z_0} \right)^2 \times \left(1 + \frac{7}{\ln \frac{z}{z_0}} \right)$$

3.7 Utjecaj vrtložnih odvajanja [7]

Vrtloženje je uzrokovano raspodjelom pritiska vjetra oko dimnjaka. Pritisak je pozitivan na strani djelovanja vjetra, a negativan postaje (manji pritisak) na stranama. Tlak je također negativan i na strani suprotnoj od djelovanja vjetra. Na slikama su prikazane raspodjele vjetra za različite vrijednosti Reynoldsovog broja. Na horizontalnoj osi je razvijen opseg cilindra, a na vertikalnoj osi je tlak. Negativni tlak je vidljiv i može se izraziti nizom kosinusnih funkcija kao: $a_0 + a_1 \cos \varphi + a_2 \cos 2\varphi + a_3 \cos 3\varphi + a_4 \cos 4\varphi$ itd. Prvi član jednadžbe je mali negativni tlak koji uzrokuje mala vlačna naprezanja na vertikalni poprečni presjek zida. Drugi član je tlak u smjeru djelovanja vjetra i služi za određivanje koeficijenta C_D. Treći dio jednadžbe uzrokuje vrtloženje. Ako tlak nije u potpunosti simetričan, onda se članovi sa sinusnom koeficijentom uvode u jednadžbu. Učinak vrtložnog odvajanja treba uzeti u obzir kada je omjer najveće i najmanje dimenzije konstrukcije okomito na vjetar veći od 6, a zanemariti se može u slučaju kada je

 $v_{crit} > 1,25v_m$.

Kritična brzina vjetra za oblik vibriranja *i*, pri kojem je konstrukcija opterećena na savijanje, određena je kao brzina pri kojoj je frekvencija vrtložnog odvajanja jednaka vlastitoj frekvenciji konstrukcije (oblik *i*) dana je izrazom:

$$v_{crit} = \frac{bn_{i,y}}{St}$$

Gdje je:

- referentna širina (promjer) poprečnog presjeka pri kojoj se pojavljuje rezonantno vrtložno
 odvajanje i najveći modalni progib za promatranu konstrukciju
- $n_{i,y}$ vlastita frekvencija promatranog savijajućeg oblika vibriranja *i* za vibracije poprečno na smjer vjetra
- St Strouhalov broj, za kružne poprečne presjeke iznosi 0,18

Smatra se da konstrukcije koje djeluju kao konzole nisu podložne vibracijama ako je ispunjen kriterij:

$$\frac{x_s}{h} \le \frac{\delta}{\sqrt{\frac{h_{ref}}{h}\frac{h+b}{b} + 0.125x\sqrt{\frac{h}{h_{ref}}}}}$$

Gdje je:

 h_{ref} =25 m

 x_s pomak vrha konstrukcije za stalno opterećenje u smjeru djelovanja vjetra [m]

 δ logaritamski dekrement prigušenja

b širina građevine [m]

h visina građevine [m]

3.7.1 Inercijske sila

Ako uvjeti nisu zadovoljeni, učinak vibracija izazvanih vrtložnim odvajanjem treba proračunati iz učinka inercijske sile po jediničnoj duljini $F_w(s)$, koja djeluje okomito na smjer vjetra, na mjestu s na konstrukciji prema izrazu:

$$F_{w}(s) = m(s) \left(2\pi n_{i,y} \right) \phi_{i,y}(s) y_{F,max}$$

Gdje je:

m(s)	masa konstrukcije koja vibrira po jediničnoj duljini [kg/m]
$n_{i,y}$	vlastita frekvencija konstrukcije
$\phi_{i,y}(s)$	oblik vibriranja konstrukcije normaliziran na 1 u točki s najvećim pomakom
$y_{F,max}$	najveći pomak tijekom vremena točke gdje je $\phi_{i,y}(s)$ jednak 1

3.7.2 Najveći bočni pomak

Najveći pomak $y_{F,max}$ se procjenjuje izrazom:

$$\frac{y_{F,max}}{b} = \frac{1}{St^2} \frac{1}{Sc} KxK_w xc_{lat}$$

Gdje je:

Sc Scrutonov broj

K faktor oblika vibriranja

- K_w faktor proračunske korelacijske duljine
- c_{lat} koeficijent poprečne sile.

3.7.3 Scrutonov broj

Scrutonov broj je dan izrazom:

$$Sc = \frac{2\delta_s m_{i,e}}{\rho b^2}$$

Gdje je:

- δ_s konstrukcijsko prigušenje izraženo kao logaritamski dekrement
- ρ gustoća zraka u uvjetima vrtložnog odvajanja, iznosi 1,25 kg/m³
- $m_{i,e}$ istovrijedna masa m m_e po jediničnoj duljini za oblik vibriranja i
- *b* referentna širina poprečnog presjeka na mjestu gdje se pojavljuje vrtložno odvajanje

3.7.4 Faktor proračunske korelacijske duljinei faktor oblika vibriranja

Faktor proračunske korelacijske duljine K_w i faktor oblika vibriranja K za konzole mogu se odrediti iz tablice 3.6

Konstrukcija	Oblik vibriranja Ø _{i,y} (s)	K _w	К
$y_{F,max} = 1$	$\Phi_1(z) = \left(\frac{z}{h}\right)^{\varsigma}$ uz $\varsigma = 2,0$ n=1; m=1	$3 \cdot \frac{L_j b}{\lambda} \left[1 - \frac{L_j b}{\lambda} + \frac{1}{3} \left(\frac{L_j / b}{\lambda} \right)^2 \right]$ $\lambda = \frac{l}{b}$	0,13

Tablica 3.6 Faktor korelacijske duljine K_w i faktor oblika vibriranja K za konzolu

3.7.5 Koeficijent poprečne sile

Vrijednost koeficijenta poprečne sile c_{lat} ovisi o omjeru kritične brzine vjera $v_{crit,i}$ i srednje brzine vjetra u sredini proračunske korelacijske duljine L_j , v_{m,L_j} .

$$c_{lat} = \begin{cases} c_{lat,0} & za & \frac{v_{crit,i}}{v_{m,L_j}} \le 0,83 \\ \left(3 - 2,4\frac{v_{crit,i}}{v_{m,L_j}}\right) & za & 0,83 \le \frac{v_{crit,i}}{v_{m,L_j}} < 1,25 \\ 0 & za & 1,25 \le \frac{v_{crit,i}}{v_{m,L_j}} \end{cases}$$

Osnovnu vrijednost koeficijenta poprečne slike $c_{lat,0}$ potrebno je odrediti iz slike 3.12.



Slika 3.13 Osnovna vrijednost koeficijenta poprečne sile $c_{lat,0}$ u ovisnosti o Reynoldsovu broju Re $(v_{crit,i})$ za kružne valjke

3.7.6 Mjere za sprečavanje vibracija izazvanih vrtloženjem

Utjecaj vrtloženja se smanjuje korištenjem aerodinamičkih stabilizatora koji se postavljaju na zadnjim trećinama visine dimnjaka na vanjsku površinu i time utječu na proračun koeficijenta sile otpora c_f čija vrijednost ne smije premašiti 1,4. Oni svojim oblikom usmjeravaju vjetar uz samu konstrukciju i tako smanjuju poprečnu silu vjetra na dimnjak. Stabilizatori se koriste samo u slučajevima kada je Scrutonov broj veći od 8.



Slika 3.17 Oblici aerodinamičkih stabilizatora: a) perforirana metalna vanjska obloga; b) pune spirale; c) metalne ploče; d) ,,krilca" (spojleri); e) spiralna žica; f) spiralna rešetka; g) prsteni; h) vertikalne lopatice

4. PROJEKTNI ZADATAK

4.1. Tehnički opis [9]

4.1.1. Opis konstrukcije

Dimnjak termoelektrane Plomin je armiranobetonska konstrukcija visine 340 m. Sastoji se od unatarnjeg i vanjskog armiranobetonskog plašta.

4.1.1.1. Vanjski dimnjak

Dimnjak je konusnog oblika promjenjivog promjera i promjenjive debljine armiranobetonske stijenke plašta. Vanjski promjer varira od 34,6 m na dnu do 9,4 m na vrhu dimnjaka. Nagib stijenke dimnjaka se mijenja po visini i to na sljedeći način: od kote +0,0 do +4,0 m nagib je 25,75%, od +4,0 do 90,0 m 7,20 %, od +90,0 do +200,0 m 3,27%, od +200,0 do +260,0 m 2,78%, od +260,0 do 332,5, m 0,15% i od +332,5 do +336,5 m nagib je 0,0%. Debljina stijenke se smanjuje od 150 cm na koti \pm 0,0 do 75 cm na +4,0 m, te od 75 cm na +4,0 do 40 cm na +332,5 m. Na vrhu dimnjaka od kote +332,5 do +336,5 je proširenje (kapa dimnjaka) gdje je debljina stijenke 55 cm.

Armiranobetonska stijenka je do visine od 336,5 m, a iznad te visine izlazi dimovodna cijev od kiselootporne opeke debljine 38 cm. Od vrha dimnjaka do visine h = 165 m dimnjak se izvodi kao jedna armiranobetonska cijev sa međuprostorm za reviziju u čijem središnjem dijelu se izvodi obloga od kiselootporne opeke debljine 12 cm. Prema vanjskoj strani se kao izolacijski materijal koristi staklena vuna debljine 6 cm. Obloga s izolacijom se izvodi kao samostalne lamele maksimalne visine 15 m te leži na armiranobetonskoj prstenastoj ploči visine 50 cm. Opterećenje se sa ploče preko armiranobetonskih konzola prenosi na vanjski plašt.

U donjem dijelu dimnjaka na relativnoj visini h = 8 - 15 m iznad gornjeg ruba temeljne ploče priključuju se radijalno tri dimovodna kanala veličine otvora b/h = 4,0/7,0 m. Njihove osi u tlocrtu se sijeku pod kutem od 120°.

U donjem dijelu dimnjaka (od $\pm 0,0$ do +4,0) ostavljena su vrata (4,0x4,0 m) za nesmetan prolaz vozila za transport pepela.

Temelj se sastoji od prstenaste armiranobetonske ploče vanjskog promjera 43,0 m i unutarnjeg promjera 15,0 m te debljine 3,5 m.

Dimnjak se nalazi na čvrstoj i djelomično raspucaloj vapnenoj stijeni.

4.1.1.2. Unutarnji dimnjak

Da bi se osigurao približno konstantan svijetli otvor dimovodne cijevi (Φ 5,92 m), od dna dimnjaka do visine od 165 m izgrađen je unutarnji armiranobetonski dimnjak. Unutarnji dimnjak je također konusnog oblika promjenjivog promjera i promjenjive debljine stijenke. Vanjski promjer varira od 18,3 na dnu do 9,1 na visini 165 m, dok se stijenka smanjuje od 40 cm na dnu do 25 cm na vrhu.

4.1.1.3. Oprema

Ulaz i pristup na dimnjak je predviđen na koti $\pm 0,0$ m. Na nivou armiranobetonskih prstenastih ploča (na svakih 15 m) postavljene su revizorne galerije za pregled obloge. Do vrha dimnjaka se može doći po čeličnim ljestvama s vanjske i unutrašnje strane, kao i dizalom koje je postavljeno s vanjske strane duž izvodnice.

4.1.1.4. Statički sustav

U statičkom smislu dimnjak je upeti štap u obliku šupljeg konusa s promjenjivim nagibom izvodnice. Na visini 165 m unutarnji dimnjak je zglobno oslonjen na plašt vanjskog dimnjaka.

4.1.1.5. Materijali

Armiranobetonska cijev, kao i temelj, je projektirana s betonom razreda tlačne čvrstoće MB30 (C25/30) i rebrastom armaturom oznake RA 400/500 ($f_y = 400 N/mm^2$). Istražnim radovima na samoj konstrukciji i na uzorcima ispitanim u laboratoriju utvrđeno je da tlačna čvrstoća betona vanjskog plašta odgovara razredu C35/45, a tlačna čvrstoća betona temeljne ploče razredu C30/37, dakle više od projektiranog betona MB30. Isto tako je utvrđeno da armatura, promjeri i pozicije, odgovaraju armaturnim nacrtima [10].

4.2 Analiza opterećenja

4.2.1 Stalno opterećenje

4.2.1.1 Vlastita težina dimnjaka

Vlastita težina dimnjaka računa se posebno za vanjski i unutarnji armiranobetonski plašt i to za pojedine segmente zbog promjene nagiba stijenki dimnjaka.

Vanjski plašt dimnjaka

a) Segment of 0,0-4,0 m

$$v = 4m$$

 $t = (t_1 + t_2)/2 = (1,50 + 0,75)/2 = 1,125 m$
 $R = 17,30 m$
 $r = 16,27 m$
 $G_{k1} = \gamma \cdot V_1$
 $V_1 = \frac{\pi \cdot v}{3} [(R^2 + r^2 + R \cdot r) - ((R - t)^2 + (r - t)^2 + (R - t) \cdot (r - t))]]$
 $V_1 = 4,189 \cdot [845,47 - 735,97]$
 $V_1 = 458,696 m^3$
 $\gamma = 25 kN/m^3$
 $G_{k1} = 25 \cdot 458,696 = 11467,39 kN$

b) Segment od 4,0-90,0 m

$$v = 86m$$

$$t = (t_{2} + t_{3})/2 = (0,75 + 0,68)/2 = 0,72 m$$

$$R = 16,27 m$$

$$r = 10,08 m$$

$$G_{k2} = \gamma \cdot V_{2}$$

$$V_{2} = \frac{\pi \cdot v}{3} \Big[(R^{2} + r^{2} + R \cdot r) - ((R - t)^{2} + (r - t)^{2} + (R - t) \cdot (r - t)) \Big]$$

$$V_{2} = 90,059 \cdot [530,32 - 474,96]$$

$$V_{2} = 4985,67 m^{3}$$

$$\gamma = 25 kN / m^{3}$$

$$G_{k2} = 25 \cdot 4985,67 = 124641,66 kN$$

c) Segment od 90,0-200,0 m

$$v = 110m$$

$$t = (t_3 + t_4) / 2 = (0,68 + 0,60) / 2 = 0,64 m$$

$$R = 10,08 m$$

$$r = 6,48 m$$

$$G_{k3} = \gamma \cdot V_3$$

$$V_3 = \frac{\pi \cdot v}{3} \Big[(R^2 + r^2 + R \cdot r) - ((R - t)^2 + (r - t)^2 + (R - t) \cdot (r - t)) \Big]$$

$$V_3 = 115,192 \cdot [208,92 - 178,35]$$

$$V_3 = 3521,42 m^3$$

$$\gamma = 25 kN / m^3$$

$$G_{k3} = 25 \cdot 3521,42 = 88035,5 kN$$

$$\begin{aligned} v &= 60m \\ t &= (t_4 + t_5) / 2 = (0, 60 + 0, 51) / 2 = 0,56 m \\ R &= 6,48 m \\ r &= 4,81 m \\ G_{k4} &= \gamma \cdot V_4 \\ V_4 &= \frac{\pi \cdot v}{3} \Big[(R^2 + r^2 + R \cdot r) - ((R - t)^2 + (r - t)^2 + (R - t) \cdot (r - t)) \Big] \\ V_4 &= 62,832 \cdot \big[96,295 - 78,269 \big] \\ V_4 &= 1132,61 m^3 \\ \gamma &= 25 \ kN \ / m^3 \\ G_{k4} &= 25 \cdot 1132,61 = 28315,25 \ kN \end{aligned}$$

e) Segment od 260,0-332,5 m

$$v = 72,5m$$

$$t = (t_5 + t_6)/2 = (0,51+0,41)/2 = 0,46 m$$

$$R = 4,81 m$$

$$r = 4,71 m$$

$$G_{k5} = \gamma \cdot V_5$$

$$V_5 = \frac{\pi \cdot v}{3} \Big[(R^2 + r^2 + R \cdot r) - ((R-t)^2 + (r-t)^2 + (R-t) \cdot (r-t)) \Big]$$

$$V_5 = 75,92 \cdot [67,98-55,47]$$

$$V_5 = 949,76 m^3$$

$$\gamma = 25 \ kN \ / m^3$$

$$G_{k5} = 25 \cdot 949,76 = 23744 \ kN$$

f) Segment od 332,5-336,5 m

$$v = 4m$$

$$t = 0,55 m$$

$$R = 4,86 m$$

$$r = 4,86 m$$

$$G_{k6} = \gamma \cdot V_6$$

$$V_6 = \frac{\pi \cdot v}{3} \Big[(R^2 + r^2 + R \cdot r) - ((R - t)^2 + (r - t)^2 + (R - t) \cdot (r - t)) \Big]$$

$$V_6 = 4,19 \cdot [70,86 - 55,73]$$

$$V_6 = 63,40 m^3$$

$$\gamma = 25 \ kN \ / m^3$$

$$G_{k6} = 25 \cdot 63,40 = 1585 \ kN$$

Unutarnji plašt dimnjaka

a) Segment od 0,0-60,0 m

$$\begin{split} v &= 60m \\ t &= (t_1 + t_2) / 2 = (0, 40 + 0, 34) / 2 = 0,37 \ m \\ R &= 9,15 \ m \\ r &= 4,68 \ m \\ G_{k1} &= \gamma \cdot V_1 \\ V_1 &= \frac{\pi \cdot v}{3} \Big[(R^2 + r^2 + R \cdot r) - ((R - t)^2 + (r - t)^2 + (R - t) \cdot (r - t)) \Big] \\ V_1 &= 62,83 \cdot \big[148,45 - 133,51 \big] \\ V_1 &= 938,68 \ m^3 \\ \gamma &= 25 \ kN \ / m^3 \\ G_{k1} &= 25 \cdot 938,68 = 23467 \ kN \end{split}$$

b) Segment od 60,0-165,0 m

$$\begin{aligned} v &= 105m \\ t &= (t_2 + t_3) / 2 = (0,34 + 0,25) / 2 = 0,295 \ m \\ R &= 4,64 \ m \\ r &= 4,55 \ m \\ G_{k2} &= \gamma \cdot V_2 \\ V_2 &= \frac{\pi \cdot v}{3} \Big[(R^2 + r^2 + R \cdot r) - ((R - t)^2 + (r - t)^2 + (R - t) \cdot (r - t)) \Big] \\ V_2 &= 109,96 \cdot \big[63,34 - 55,47 \big] \\ V_2 &= 865,39 \ m^3 \\ \gamma &= 25 \ kN \ / m^3 \\ G_{k2} &= 25 \cdot 865,39 = 21634,6 \ kN \end{aligned}$$

4.2.1.2 Vlastita težina dimovodne cijevi

Dimovodna cijev je napravljena od kisolootporne opeke [9] debljine 38 cm i specifične težine

 $\gamma = 22 \ kN/m^3$ te od prstenastih nosača preko kojih se opterećenje prenosi na nosivu armiranobetonsku stijenku dimnjaka. Do visine od 165,0 m dimovodna cijev je spojena na unutarnji dimnjak, a od 165,0 m do 340,0 m na vanjski (veliki) dimnjak. Prstenasti nosači izrađeni su unutar dimnjaka na svakih 15 m, osim pri dnu dimovodne cijevi gdje su na svakih 10 m. Svijetli otvor dimovodne cijevi je polumjera 2,96 m i konstantan je od 60,0 do 340,0 m visine. Debljina zida dimovodne cijevi od opeke je 12 cm dok je debljina izolacije 6 cm. Na vrhu dimnjaka (od 335 m do 340 m) zid od opeke je debljine 38 cm. Prstenasti nosači su visine 50 cm i širine 30 cm. Sve konzole su pretpostavljene s konstantnim poprečnim presjekom visine 50 cm. Specifična težina izolacije je $\gamma = 1,5 \ kN/m^3$.



Slika 4.1 Proračun opterećenja od dimovodne cijevi

Tablica 4.1 Opterećenje od

dimovodne cijevi

- deferre	do	eka d=1	2 cm	izo	lacija d=	-6 cm		insten 30	150	ko	nzola h=	50cm	TAT Concerning
VISINA	'n	Fout	volumen	^r in	Fout	volumen	^r in	I out	volumen	'n	Fout	volumen	ukupno [kN]
335	2,96	3,34	37,60							3,34	4,30	11,52	1115,33
330	2,96	3,08	11,39	3,08	3,14	17,59	3,14	3,44	3,10	3,14	4,30	13,56	693,29
315	2,96	3,08	34,16	3,08	3,14	17,59	3,14	3,44	3,10	3,14	4,30	13,56	1194,23
300	2,96	3,08	34,16	3,08	3,14	17,59	3,14	3,44	3,10	3,14	4,30	13,56	1194,23
285	2,96	3,08	34,16	3,08	3,14	17,59	3,14	3,44	3,10	3,14	4,30	13,56	1194,23
270	2,96	3,08	34,16	3,08	3,14	17,59	3,14	3,44	3,10	3,14	4,30	13,56	1194,23
255	2,96	3,08	34,16	3,08	3,14	17,59	3,14	3,44	3,10	3,14	4,43	15,34	1238,80
240	2,96	3,08	34,16	3,08	3,14	17,59	3,14	3,44	3,10	3,14	4,83	21,16	1384,26
225	2,96	3,08	34,16	3,08	3,14	17,59	3,14	3,44	3,10	3,14	5,22	27,31	1538,17
210	2,96	3,08	34,16	3,08	3,14	17,59	3,14	3,44	3,10	3,14	5,61	33,95	1704,04
195	2,96	3,08	34,16	3,08	3,14	17,59	3,14	3,44	3,10	3,14	6,01	41,25	1886,56
180	2,96	3,08	34,16	3,08	3,14	17,59	3,14	3,44	3,10	3,14	6,40	48,85	2076,63
165	2,96	3,08	34,16	3,08	3,14	17,59	3,14	3,44	3,10	3,14	6,90	08'69	2337.77

4.2.1.3 Vlastita težina temeljne stope

$$G_{tem} = \gamma \cdot V_4$$

$$V_{tem} = \pi \times r_1^2 \times h - \pi \times r_2^2 \times h$$

$$V_{tem} = \pi \times 21, 5^2 \times 3, 5 - \pi \times 7, 5^2 \times 3, 5$$

$$V_{tem} = 4464, 2m^3$$

$$\gamma = 25 \ kN \ / m^3$$

$$G_{k4} = 25 \cdot 4464, 2 = 111605 \ kN$$



Slika 4.2 Dimenzije temelja

4.2.2 Opterećenje vjetrom

Djelovanje vjetrom računa se prema europskim normama EN 1991-1-4.

Rezultirajuća sila vjetra:

$$F_{w} = c_{s}c_{d} \cdot c_{f} \cdot q_{p}(z_{e}) \cdot A_{ref} = \frac{1}{2} \cdot \rho \cdot v_{b}^{2} \cdot c_{e}(z_{e}) \cdot c_{s}c_{d} \cdot c_{f} \cdot A_{ref}$$

Gdje je:

 $F_w[kN] \rightarrow$ sila vjetra na čitavu konstrukciju ili konstrukcijski element $c_s c_d \rightarrow$ faktor konstrukcije

 $c_f \rightarrow \text{koeficijent sila}$

- $q_p(z_e)[kN/m^2] \rightarrow \text{vršni tlak brzine vjetra}$
- $\rho\!=\!1,25~kg\,/\,m^3\!\rightarrow\,{\rm gustoća~zraka}$

 $v_b[m/s] \rightarrow$ poredbena brzina vjetra koja se određuje prema osnovnoj vrijednosti poredbene brzine vjetra $v_{b,0}$

- $c_e(z_e) \rightarrow \text{koeficijent izloženosti}$
- $A_{ref}\left[m^2\right]$ \rightarrow poredbena površina konstrukcije ili elementa

Koeficijent izloženosti uzima u obzir učinke hrapavosti terena, topografije i visine iznad tla, na srednju brzinu vjetra i turbulenciju.



Slika 4.3 Koeficijent izloženosti ce(z)

	Kategorije terena					
0	More ili priobalna područja izložena otvorenom moru	0,003	1			
I	Jezera ili ravna i horizontalno položena područja sa zanemarivom vegetacijom i bez prepreka	0,01	1			
II	Područja s niskom vegetacijom, npr. travom, i izoliranim preprekama (drveće, zgrade) s razmakom najmanje 20 visina prepreke	0,05	2			
111	Područja sa stalnim pokrovom od vegetacije ili zgrade ili područja s izoliranim preprekama s razmakom najviše 20 visina prepreke (npr. sela, predgrađa, stalna šuma)	0,3	5			
IV	Područja s najmanje 15% površine pokrivene zgradama čija prosječna visina premašuje 15 m	1,0	10			

Tablica 4.2	Kategorije	terena
-------------	------------	--------

Odabrana kategorija terena za Plomin je 0.

Koeficijent izloženosti se može odredit na precizniji način za visoke građevine (100 i više metara), stoga se u ovom proračunu tako računa.

Koeficijent kategorije terena:

$$z_0 = 0,003 \ i \ z_{0,II} = 0,05$$
$$k_r = 0,19 \cdot \left(\frac{z_0}{z_{0,II}}\right)^{0,07} = 0,19 \cdot \left(\frac{0,003}{0,05}\right)^{0,07} = 0,156$$

Koeficijent hrapavosti za referetnu visinu z:

Dimnjak je modeliran da je na cijeloj visini betonski. Beton na vrhu dimnjaka je oštećeniji zbog djelovanja agresivnih tvari iz dima. Na visini z=340 m je korišten koeficijent hrapavosti

k = 1,0 mm, a na ostatku dimnjaka k = 0,2 mm.

$$c_r(z) = k_r \cdot In\left(\frac{z}{z_0}\right) = 0,156 \times \ln\left(\frac{z}{0,003}\right)$$

Koeficijent izloženosti se uzima za referentnu visinu z, dok su faktor tubulencije $k_I = 1,0$ i faktor topografije terena $c_0(z) = 1,0$ (u slučaju da je nagib zemljišta u smjeru puhanja vjetra manji od 0,05)

$$c_{e}(z) = [1 + 7 \cdot I_{v}(z)] \cdot c_{r}(z)^{2} \cdot c_{0}(z)^{2} = \left[1 + 7 \cdot \frac{k_{l}}{c_{0}(z) \cdot \ln(\frac{z}{z_{0}})}\right] \cdot c_{r}(z)^{2} \cdot c_{0}(z)^{2}$$

Brzina vjetra:

$$v_b = c_{dir} \cdot c_{season} \cdot v_{b,0}$$

 $c_{dir} \rightarrow$ koeficijent smjera vjetra

 $c_{season} \rightarrow$ koeficijent godišnjeg doba

 $v_{b,0}$ \rightarrow osnovna desetminutna srednja brzina vjetra (25,0 m/s), uzima se po geografskoj karti djelovanja vjetra



Slika 4.4 Karta osnovne brzine vjetra RH

Koeficijent sile

U proračunu se dinamičko djelovanje vjetra uzima kao statičko preko aerodinamičkog koeficijenta sile c_f. Za kružne poprečne presjeke on iznosi:

$$c_f = c_{f,0} \cdot \psi_{\lambda} \mathbf{f}$$

Osnovni koeficijent sile za cilindrične konstrukcije, c_{f,0} ovisi o odnosu k/b i Reynoldsovom broju.



Slika 4.5 Osnovni koeficijent sile

Pri tome se b odnosi na širinu konstrukcije, a k na hrapavost površine.

Pri računanju Reynoldsova broja promjer dimnjaka b je uzet na referentnoj visini od 204 m (dobivena niže u proračunu) i iznosi b = 12,73 m.

$$c_{f,0} = 1.2 + \frac{0.18 \cdot \log(10 \cdot k / b)}{1 + 0.4 \cdot \log(\text{Re} \cdot 10^{-6})}$$

$$\text{Re} = \frac{b \cdot v(z)}{v} , v = 15 \cdot 10^{-6} m^2 / s$$

$$v(z) = \sqrt{\frac{2 \cdot q_p}{\rho}} = \sqrt{\frac{2 \cdot 1130}{1.25}} = 42,521 m / s$$

$$\text{Re} = \frac{12,73 \cdot 42,521}{15 \cdot 10^{-6}} = 36,086 \cdot 10^6$$

$$c_{f,0} = 1.2 + \frac{0.18 \cdot \log(10 \cdot 0.2 / 12730)}{1 + 0.4 \cdot \log(36,086)} = 0,778$$

Koeficijent redukcije uslijed vitkosti ψ_{λ} ovisi o proračunskoj vitkosti i koeficijentu punoće.



Slika 4.6 Vrijednost proračunske vitkosti λ za kružne valjke, poligonalne presjeke, pravokutne presjeke, profile s oštrim rubovima i rešetkaste konstrukcije

Za toranj određen u ovom proračunu usvaja se vrijednost proračunske vitkosti prema sljedećem izrazu:

$$\lambda = \frac{2 \cdot l}{b} \cdot \frac{2}{c_{f,0}} = \frac{2 \cdot 340}{9,4} \cdot \frac{2}{0,778} = 185,97$$

Gdje *l* predstavlja visinu dimnjaka, a b promjer, a vrijednost $c_{f,o}$ uzeta je na poredbenoj visini. Koeficijent punoće je omjer površina punih djelova poprečnog presjeka i ukupne površine:

$$\varphi = \frac{A}{A_c}$$



Slika 4.7 Definicija koeficijenta punoće



Slika 4.8 Koeficijent redukcije uslijed vitkosti

$$\psi_{\lambda} = 1,0$$

Faktor konstrukcije

 $c_s \rightarrow$ faktor veličine uzima u obzir smanjeni učinak na djelovanja vjetra uslijed neistodobne pojave vršnih tlakova vjetra na površinu

 $c_d \rightarrow$ dinamički faktor uzima u obzir povećani učinak na djelovanja vjetra uslijed turbulencije u rezonanciji s konstrukcijom.

Izraz za faktor konstrukcije detaljnim proračunom (prema HRN EN 1991-1-4;2012/NA, dodatak A):

$$c_{s}c_{d} = \frac{1 + 2 \cdot k_{p} \cdot I_{v}(z_{s}) \cdot \sqrt{B^{2} + R^{2}}}{1 + 7 \cdot I_{v}(z_{s})}$$

Gdje je:

- k_p vršni faktor (udarni koeficijent)
- Iv intezitet uzburkanosti
- B udio odziva zaleđa
- R rezonatni udio odziva



 $z_s = 0, 6 \cdot h = 0, 6 \cdot 340 = 204, 0 m$

Slika 4.9 Poredbena visina zs

Duljina turbulencije:

$$L(z_{s}) = L_{t} \left(\frac{z_{s}}{z_{t}}\right)^{\alpha} \quad z \ge z_{\min} \quad L_{t} = 300 \ m \ i \ z_{t} = 200 \ m$$

$$\alpha = 0,67 + 0,05 \cdot In(z_{0}) = 0,67 + 0,05 \cdot In(0,003) = 0,380$$

$$L(z_{s}) = 300 \left(\frac{204,0}{200}\right)^{0,38} = 302,27 \ m$$

$$c_{0}(z) = 1$$

Faktor turbulencije:

$$k_{l} = 1$$

Intezitet turbulencije:

$$I_{v}(z_{s}) = \frac{k_{l}}{c_{0}(z) \cdot \ln\left(\frac{z_{s}}{z_{0}}\right)} = \frac{1}{1 \cdot \ln\left(\frac{204,0}{0,003}\right)} = 0,09$$

Izraz za B udio odziva zaleđa:

$$B^{2} = \frac{1}{1+0.9 \cdot \left(\frac{b+h}{L(z_{s})}\right)^{0.63}} = \frac{1}{1+0.9 \cdot \left(\frac{9.7+340}{302.27}\right)^{0.63}} = 0,503$$

z [m]	<i>c</i> _r (<i>z</i>)	$I_v(z)$	$c_{\rm e}(z)$	$q_{\rm p}(z)$ [kN/m ²]	<i>v(z)</i> [m/s]	<i>b</i> [m]
340	1,82	0,09	5,28	2,06	57,44	9,4
330	1,81	0,09	5,26	2,05	57,32	9,43
320	1,81	0,09	5,23	2,04	57,20	9,46
310	1,80	0,09	5,21	2,04	57,07	9,48
300	1,80	0,09	5,19	2,03	56,94	9,51
290	1,79	0,09	5,16	2,02	56,80	9,54
280	1,79	0,09	5,14	2,01	56,66	9,57
270	1,78	0,09	5,11	2,00	56,51	9,59
260	1,77	0,09	5,08	1,99	56,36	9,62
250	1,77	0,09	5,05	1,97	56,21	10,18
240	1,76	0,09	5,03	1,96	56,04	10,73
230	1,75	0,09	4,99	1,95	55,87	11,29
220	1,75	0,09	4,96	1,94	55,69	11,85
210	1,74	0,09	4,93	1,93	55,51	12,4
200	1,73	0,09	4,89	1,91	55,31	12,96
190	1,72	0,09	4,86	1,90	55,10	13,61
180	1,72	0,09	4,82	1,88	54,89	14,27
170	1,71	0,09	4,78	1,87	54,66	14,92
160	1,70	0,09	4,74	1,85	54,41	15,58
150	1,69	0,09	4,69	1,83	54,15	16,23
140	1,68	0,09	4,64	1,81	53,88	16,89
130	1,67	0,09	4,59	1,79	53,58	17,54
120	1,65	0,09	4,54	1,77	53,26	18,2
110	1,64	0,10	4,48	1,75	52,90	18,85
100	1,62	0,10	4,41	1,72	52,52	19,51
90	1,61	0,10	4,34	1,70	52,10	20,16
80	1,59	0,10	4,26	1,67	51,62	21,6
70	1,57	0,10	4,18	1,63	51,08	23,04
60	1,54	0,10	4,07	1,59	50,46	24,48
50	1,52	0,10	3,96	1,55	49,72	25,92
40	1,48	0,11	3,81	1,49	48,82	27,36
30	1,44	0,11	3,63	1,42	47,65	28,8
20	1,37	0,11	3,39	1,32	46,01	30,24
10	1,27	0,12	2,98	1,17	43,18	31,68
1	0,91	0,17	1,81	0,71	33,64	32,54

Tablica 4.3 Prikaz za izračunati tlak i brzinu vjetra po visinama
Izraz za Rezonantni udio odziva:

$$R^{2} = \frac{\pi^{2}}{2 \cdot \delta} \cdot S_{L}(z_{s}, n_{1,x}) \cdot R_{h}(\eta_{h}) \cdot R_{b}(\eta_{b})$$

Bezdimenzionalna funkcija spektralne gustoće:

$$S_L(z,n) = \frac{6.8 \cdot f_L(z,n)}{(1+10,2 \cdot f_L(z,n))^{5/3}}$$

Bezdimenzionalna frekvencija $f_L(z, n)$ dobiva se izrazom:

$$f_L(z_s, n_{1,x}) = \frac{\eta_{1,x} \cdot L(z_s)}{v_m(z_s)} \quad \text{gdje je:}$$

Osnovna frekvencija (frekvencija prvog tona):

$$\eta_{1,x} = \frac{\sqrt{d}}{0,1h} = \frac{\sqrt{12,73}}{0,1\cdot100} = 0,357[Hz]$$
$$v_m(z_s) = c_r(z_s) \cdot v_b = 1,736 \cdot 25 = 43,4[m/s]$$
$$f_L(z_s, n_{1,x}) = \frac{0,357 \cdot 302,27}{43,4} = 2,49$$

Prema tome funkcija spektralne gustoće iznosi:

$$S_L(z,n) = \frac{6,8 \cdot 2,49}{(1+10,2 \cdot 2,49)^{5/3}} = 0,072$$

Aerodinamične prijenosne funkcije za osnovni oblik titranja iznose:

$$R_{h} = \frac{1}{\eta_{h}} - \frac{1}{2 \cdot \eta_{h}^{2}} (1 - e^{-2\eta_{h}}) = \frac{1}{12,88} - \frac{1}{2 \cdot 12,88^{2}} (1 - e^{-2 \cdot 12,88}) = 0,075$$
$$\eta_{h} = \frac{4,6 \cdot h}{L(z_{s})} \cdot f_{L}(z_{s}, n_{1,x}) = \frac{4,6 \cdot 340}{302,27} \cdot 2,49 = 12,88$$

$$R_{b} = \frac{1}{\eta_{b}} - \frac{1}{2 \cdot \eta_{b}^{2}} (1 - e^{-2\eta_{b}}) = \frac{1}{0,482} - \frac{1}{2 \cdot 0,482^{2}} (1 - e^{-2\cdot 0,482}) = 0,743$$
$$\eta_{b} = \frac{4,6 \cdot b}{L(z_{s})} \cdot f_{L}(z_{s}, n_{1,x}) = \frac{4,6 \cdot 12,73}{302,27} \cdot 2,49 = 0,482$$

Logaritamski dekrement prigušenja:

$$\delta = \delta_s + \delta_a$$

 $\delta_s = 0,03$ za betonski dimnjak

Logaritamski dekrement aerodinamičkog prigušenja:

$$\delta_a = \frac{c_f \cdot \rho \cdot b \cdot v_m(z_s)}{2 \cdot n_1 \cdot m_e}$$

izračunate
Konačne
4.4
Tablica

vrijednosti opterećenja vjetra

q _w [kN/m`]	16,75	15,24	15,22	15,18	15,16	15,13	15,10	15,05	15,02	15,80	16,54	17,29	18,03	18,73	19,43	20,24	21,05	21,81	22,57	23,27	23,96	24,60	25,20	25,75	26,25	26,67	28,04	29,26	30,31	31,13	31,64	31,69	30,95	28,46	17.50
<i>q</i> _w [kN/m ²]	1,78	1,62	1,61	1,60	1,59	1,59	1,58	1,57	1,56	1,55	1,54	1,53	1,52	1,51	1,50	1,49	1,48	1,46	1,45	1,43	1,42	1,40	1,38	1,37	1,35	1,32	1,30	1,27	1,24	1,20	1,16	1,10	1,02	0,90	0.54
cscd	0,99	0,99	0,99	0,99	0,99	0,99	0,99	0,99	0,99	0,99	0,99	0,99	0,99	0,99	0,99	0,99	0,99	0,99	0,99	0,99	0,99	0,99	0,99	0,99	0,99	0,99	0,99	0,99	0,99	0,99	0,99	0,99	0,99	0,99	0.99
C _{f,0}	0,87	0,79	0,79	0,79	0,79	0,79	0,79	0,79	0,79	0,79	0,79	0,79	0,79	0,79	0,79	0,79	0,79	0,79	0,79	0,79	0,79	0,79	0,79	0,79	0,79	0,79	0,78	0,78	0,78	0,78	0,78	0,78	0,78	0,78	0.77
k/b	1,06E-04	2,12E-05	2,11E-05	2,11E-05	2,10E-05	2,10E-05	2,09E-05	2,09E-05	2,08E-05	1,96E-05	1,86E-05	1,77E-05	1,69E-05	1,61E-05	1,54E-05	1,47E-05	1,40E-05	1,34E-05	1,28E-05	1,23E-05	1,18E-05	1,14E-05	1,10E-05	1,06E-05	1,03E-05	9,92E-06	9,26E-06	8,68E-06	8,17E-06	7,72E-06	7,31E-06	6,94E-06	6,61E-06	6,31E-06	6.15E-06
Re	3,60E+07	3,60E+07	3,61E+07	3,81E+07	4,01E+07	4,21E+07	4,40E+07	4,59E+07	4,78E+07	5,00E+07	5,22E+07	5,44E+07	5,65E+07	5,86E+07	6,07E+07	6,27E+07	6,46E+07	6,65E+07	6,83E+07	7,00E+07	7,43E+07	7,85E+07	8,24E+07	8,59E+07	8,90E+07	9,15E+07	9,27E+07	9,12E+07	7.30E+07						
[m] q	9,4	9,43	9,46	9,48	9,51	9,54	9,57	9,59	9,62	10,18	10,73	11,29	11,85	12,4	12,96	13,61	14,27	14,92	15,58	16,23	16,89	17,54	18,2	18,85	19,51	20,16	21,6	23,04	24,48	25,92	27,36	28,8	30,24	31,68	32.54
v(z)[m/s]	57,44	57,32	57,20	57,07	56,94	56,80	56,66	56,51	56,36	56,21	56,04	55,87	55,69	55,51	55,31	55,10	54,89	54,66	54,41	54,15	53,88	53,58	53,26	52,90	52,52	52,10	51,62	51,08	50,46	49,72	48,82	47,65	46,01	43,18	33.64
$q_{\rm p}(z) [\rm kN/m^2]$	2,06	2,05	2,04	2,04	2,03	2,02	2,01	2,00	1,99	1,97	1,96	1,95	1,94	1,93	1,91	1,90	1,88	1,87	1,85	1,83	1,81	1,79	1,77	1,75	1,72	1,70	1,67	1,63	1,59	1,55	1,49	1,42	1,32	1,17	0.71
$c_{e}(z)$	5,28	5,26	5,23	5,21	5,19	5,16	5,14	5,11	5,08	5,05	5,03	4,99	4,96	4,93	4,89	4,86	4,82	4,78	4,74	4,69	4,64	4,59	4,54	4,48	4,41	4,34	4,26	4,18	4,07	3,96	3,81	3,63	3,39	2,98	1.81
1 v(z)	0,09	0,09	0,09	0,09	0,09	0,09	0,09	0,09	0,09	0,09	0,09	0,09	0,09	0,09	0,09	0,09	0,09	0,09	0,09	0,09	0,09	0,09	0,09	0,10	0,10	0,10	0,10	0,10	0,10	0,10	0,11	0,11	0,11	0,12	0.17
$c_r(z)$	1,82	1,81	1,81	1,80	1,80	1,79	1,79	1,78	1,77	1,77	1,76	1,75	1,75	1,74	1,73	1,72	1,72	1,71	1,70	1,69	1,68	1,67	1,65	1,64	1,62	1,61	1,59	1,57	1,54	1,52	1,48	1,44	1,37	1,27	0.91
z [m]	340	330	320	310	300	290	280	270	260	250	240	230	220	210	200	190	180	170	160	150	140	130	120	110	100	06	80	70	60	50	40	30	20	10	-



Slika 4.10 Prikaz opterećenja vjetrom [kN/m²] (lijevo) i zadano opterećenje vjetrom [kN/m] (desno) za štapni model

F

5. PROCJENA MOMENATA SAVIJANJA PREMA TEORIJI DRUGOG REDA

5.1 Određivanje učinaka drugog reda- postupak prema EN-u

Prema normi EN 1992-1-1:2001 učinci drugog reda mogu se zanemariti ako je vitkost konstrukcije manja od granične vitkosti λ_{lim} koja je definirana točkom 2.31. norme HRN EN 1992-1-1:2013 i to:

$$\begin{split} \lambda_{\rm lim} &= \frac{20 \cdot A \cdot B \cdot C}{\sqrt{n}}, \ gdje \ je: \\ A &= 0,7; \ B &= 1,1; \ i \ C &= 0,7 \\ n &= \frac{N_{Ed}}{A_c \cdot f_{cd}} - normalizirana \ uzdužna \ sila \end{split}$$

Površinu poprečnog presjeka dimnjaka Ac možemo izračunati podjelom na 6 segmenata :

- a) Segment od 0,0-4,0 m $R_{0-4} = \frac{R_0 + R_4}{2} = \frac{17,30 + 16,27}{2} = 16,79 m; t = 1,125 m$ $A_{c,0-4} = \pi (R_{0-4}^2 - (R_{0-4} - t)^2) = \pi \cdot 36,51 = 114,70 m^2$
- b) Segment od 4,0-90,0 m

$$R_{4-90} = \frac{R_4 + R_{90}}{2} = \frac{16,27 + 10,08}{2} = 13,18 \text{ m}; t = 0,72 \text{ m}$$
$$A_{c,4-90} = \pi (R_{4-90}^2 - (R_{4-90} - t)^2) = \pi \cdot 18,46 = 58,00 \text{ m}^2$$

c) Segment od 90,0-200,0 m

$$R_{90-200} = \frac{R_{90} + R_{200}}{2} = \frac{10,08 + 6,48}{2} = 8,28 \text{ m}; t = 0,64 \text{ m}$$
$$A_{c,90-200} = \pi (R_{90-200}^2 - (R_{90-200} - t)^2) = \pi \cdot 10,19 = 32,01 \text{ m}^2$$

d) Segment od 200,0-260,0 m

$$R_{200-260} = \frac{R_{200} + R_{260}}{2} = \frac{6,48 + 4,81}{2} = 5,65 m; t = 0,56 m$$
$$A_{c,200-260} = \pi (R_{200-260}^2 - (R_{200-260} - t)^2) = \pi \cdot 6,01 = 18,90 m^2$$

e) Segment od 260,0-332,5 m

$$R_{260-332.5} = \frac{R_{260} + R_{332,5}}{2} = \frac{4,81 + 4,71}{2} = 4,76 m; t = 0,46 m$$

$$A_{c,260-332.5} = \pi (R_{260-332.5}^2 - (R_{260-332.5} - t)^2) = \pi \cdot 4,17 = 13,10 m^2$$
f) Segment od 332,5-336,5 m
$$R_{332,5-336,5} = 4,86 m; t = 0,55 m$$

$$A_{c,332,5-336,5} = \pi (R_{332,5-336,5}^2 - (R_{332,5-336,5} - t)^2) = \pi \cdot 5,04 = 15,83 m^2$$

$$A_{c,norm} = A_{c,0-4} + A_{c,4-90} + A_{c,90-200} + A_{c,200-260} + A_{c,260-332.5} + A_{c,332,5-336,5}$$

= 114,70x $\frac{4}{336,5}$ + 58,00x $\frac{86}{336,5}$ + 32,01x $\frac{110}{336,5}$ + 18,90x $\frac{60}{336,5}$
+ 13,10x $\frac{72,5}{336,5}$ + 15,83x $\frac{4}{336,5}$ = 33,03 m²

Karakteristična vrijednost uzdužne sile od stalnog djelovanja:

$$N_{g,k} = 11467,39 + 124641,66 + 88035,5 + 28315,25 + 23744 + 1585 = 277788,8 \ kN$$

Karakteristična vrijednost uzdužne sile od dodatnog stalnog djelovanja:

$$\begin{split} N_{\Delta,G,k} &= 2377,77 + 2076,63 + 1886,56 + 1704,04 + 1538,17 + 1384,26 + 1238,80 \\ &+ 1194,23 + 1194,23 + 1194,23 + 1194,23 + 693,29 + 1115,33 \\ &= 18791,8 \ kN \end{split}$$

Projektna vrijednost uzdužne sile:

$$N_{Ed} = \gamma_{G,j} \cdot (N_{g,k} + N_{\Delta,G,k}) \rightarrow Mjerodavno$$
$$N_{Ed} = 1,35 \cdot (277788,8 + 18791,8) = 400383,81 \, kN$$

Normalizirana vrijednost uzdužne sile N:

$$n = \frac{N_{Ed}}{A_c \cdot f_{cd}} = \frac{400383,81}{330300 \cdot 2,33} = 0,520$$

Granična vitkost:

$$\lambda_{lim} = \frac{20 \cdot A \cdot B \cdot C}{\sqrt{n}} = \frac{20 \cdot 0.7 \cdot 1.1 \cdot 0.7}{\sqrt{0.520}} = 14,95$$

Efektivna duljina izvijanja za elemente sa konstantnim poprčnim presjekom l_0 određuje se prema izrazima sa slike:



Za elemente sa promjenjivim poprečnim presjekom ili raspodjelom uzdužne sile, efektivna duljina l₀ određuje se prema izrazu:

$$l_0 = \pi \sqrt{EI / N_B}$$

gdje je N_B uzdužna sila koja izaziva izvijanje elementa i računa se po Eulerovoj formuli:

$$N_B = \frac{n \cdot \pi^2 \cdot EI}{h^2}$$

n- koeficijent koji je za konzole 0,25

h- visina zgrade

EI- krutost konstrukcije, koja se računa po izrazu :

$$EI = K_c \cdot E_c \cdot I_c + K_s \cdot E_s \cdot I_s , gdje \ je:$$

$$K_s = 1,0 \ za \ \rho \ge 0,002$$

$$K_c = \frac{k_1 + k_2}{1 + \rho} = 1,323 + 0,156 = 1,479$$

$$k_1 = \sqrt{\frac{f_{ck}}{20}} = \sqrt{\frac{35}{20}} = 1,323$$

$$k_2 = 0,30 \cdot \left[\frac{N_{Ed}}{f_{cd}}\right] = 0,30 \cdot 0,520 = 0,156 < 0,20$$

Za određivanje momenata tromosti armature potrebno je pretpostaviti unutarnju i vanjsku armaturu prstena i to preko koeficijenta armiranja koji ovisi o klasi betona:

Za beton C35/45 - ρ =0,0013. Udaljenost od ruba prstena od težišta armature uzimamo c=7 cm.

Momente tromosti određujemo za srednje vrijednosti poprečnog presjeka dimnjaka i to :

$$I_{C,0-4} = \pi \frac{(D^4 - d^4)}{64} = \pi \frac{(34,60^4 - 32,54^4)}{64} = 15316,51 \ m^4$$

$$I_{C,4-90} = \pi \frac{(D^4 - d^4)}{64} = \pi \frac{(32,54^4 - 31,04^4)}{64} = 9467,48 \ m^4$$

$$I_{C,90-200} = \pi \frac{(D^4 - d^4)}{64} = \pi \frac{(20,16^4 - 18,81^4)}{64} = 1963,30 \ m^4$$

$$I_{C,200-260} = \pi \frac{(D^4 - d^4)}{64} = \pi \frac{(12,96^4 - 11,76^4)}{64} = 445,95 \ m^4$$

$$I_{C,260-332,5} = \pi \frac{(D^4 - d^4)}{64} = \pi \frac{(9,62^4 - 8,60^4)}{64} = 151,90 \ m^4$$

$$I_{C,332,5-336,5} = \pi \frac{(D^4 - d^4)}{64} = \pi \frac{(9,70^4 - 9,40^4)}{64} = 51,32 \ m^4$$

$$\begin{split} I_c &= 15316, 51 \cdot \frac{4}{336, 5} + 9467, 48 \cdot \frac{86}{336, 5} + 1963, 30 \cdot \frac{110}{336, 5} + 445, 95 \cdot \frac{60}{336, 5} + 151, 90 \\ &\cdot \frac{72, 5}{336, 5} + 51, 32 \cdot \frac{4}{336, 5} = 3356, 34 \, m^4 \end{split}$$

Moment tromosti armature:

$$\begin{split} & I_{s,0-4} = \pi(r_a^3 + r_i^3) \cdot t \cdot \rho \\ & r_a = R_{0-4} - c = 17,30 - 0,07 = 17,23 \ m \\ & r_i = R_{0-4} + c - t = 17,30 + 0,07 - 1,50 = 15,87 \ m \\ & I_{s,0-4} = \pi(17,23^3 + 15,87^3) \cdot 1,5 \cdot 0,0013 = 55,82 \ m^4 \\ & I_{s,4-90} = \pi(r_a^3 + r_i^3) \cdot t \cdot \rho \\ & r_a = R_{4-90} - c = 16,27 - 0,07 = 16,2 \ m \\ & r_i = R_{4-90} + c - t = 16,27 + 0,07 - 0,75 = 15,59 \ m \\ & I_{s,4-90} = \pi(16,2^3 + 15,59^3) \cdot 0,75 \cdot 0,0013 = 24,63 \ m^4 \\ & I_{s,90-200} = \pi(r_a^3 + r_i^3) \cdot t \cdot \rho \\ & r_a = R_{90-200} - c = 10,08 - 0,07 = 10,01 \ m \\ & r_i = R_{90-200} + c - t = 10,08 + 0,07 - 0,675 = 9,48 \ m \\ & I_{s,90-200} = \pi(10,01^3 + 9,48^3) \cdot 0,675 \cdot 0,0013 = 5,11 \ m^4 \\ & I_{s,200-260} = \pi(r_a^3 + r_i^3) \cdot t \cdot \rho \\ & r_a = R_{200-260} - c = 6,48 - 0,07 = 6,41 \ m \\ & r_i = R_{200-260} + c - t = 6,48 + 0,07 - 0,6 = 5,95 \ m \end{split}$$

$$\begin{split} &I_{s,200-260} = \pi (6,41^3 + 5,95^3) \cdot 0,6 \cdot 0,0013 = 1,16 \ m^4 \\ &I_{s,260-332,5} = \pi (r_a^3 + r_l^3) \cdot t \cdot \rho \\ &r_a = R_{260-332,5} - c = 4,81 - 0,07 = 4,74 \ m \\ &r_i = R_{260-332,5} + c - t = 4,81 + 0,07 - 0,51 = 4,37 \ m \\ &I_{s,260-332,5} = \pi (4,74^3 + 4,37^3) \cdot 0,51 \cdot 0,0013 = 0,396 \ m^4 \\ &I_{s,332,5-336,5} = \pi (r_a^3 + r_l^3) \cdot t \cdot \rho \\ &r_a = R_{332,5-336,5} - c = 4,86 - 0,07 = 4,79 \ m \\ &r_i = R_{332,5-336,5} + c - t = 4,86 + 0,07 - 0,4 = 4,53 \\ &I_{s,332,5-336,5} = \pi (4,79^3 + 4,53^3) \cdot 0,4 \cdot 0,0013 = 0,331 \ m^4 \\ &I_s = 55,82 \cdot \frac{4}{336,5} + 24,63 \cdot \frac{86}{336,5} + 5,11 \cdot \frac{110}{336,5} + 1,16 \cdot \frac{60}{336,5} + 0,396 \cdot \frac{72,5}{336,5} + 0,331 \\ &\cdot \frac{4}{336,5} = 8,92 \ m^4 \end{split}$$

Krutost konstrukcije:

$$EI = K_{c} \cdot E_{c} \cdot I_{c} + K_{s} \cdot E_{s} \cdot I_{s}$$

$$\alpha_{E} = \frac{E_{s}}{E_{cm}} = \frac{200000}{34000} = 5,88$$

$$EI = E_{cm}(K_{c} \cdot I_{c} + \alpha_{E} \cdot K_{s} \cdot I_{s}); \quad (K_{c} \cdot I_{c} + \alpha_{E} \cdot K_{s} \cdot I_{s}) = I_{uk}$$

$$I_{uk} = (1,479 \cdot 3356,34 + 5,88 \cdot 8,92) = 5016,48 \ m^{4}$$

$$EI = E_{cm} \cdot I_{uk}$$

Efektivna duljina:

$$l_0 = \pi \sqrt{EI / N_B}$$
$$N_B = \frac{n \cdot \pi^2 \cdot EI}{h^2}$$

$$EI / N_B = \frac{\frac{EI}{1}}{\frac{n \cdot \pi^2 \cdot EI}{h^2}} = \frac{h^2}{n \cdot \pi^2}$$
$$l_0 = \pi \sqrt{\frac{h^2}{n \cdot \pi^2}} = \sqrt{\frac{h^2}{n}} = \sqrt{\frac{336, 5^2}{0, 25}} = 673 m$$

Vitkost konstrukcije:

$$\lambda = \frac{l_0}{i}$$

$$i = \sqrt{\frac{I}{A}} = \sqrt{\frac{5016, 48}{33, 03}} = 12, 32$$

$$\lambda = \frac{l_0}{i} = \frac{673}{12, 32} = 54, 63$$

Potrebno je uzeti u obzir učinke drugog reda, na način da se moment prvog reda, koji dobijemo linearnom analizom uvećama za određeni faktor, koji računamo prema (EN 1992-1-1: 2004 točka 5.8.7.3.):

$$M_{Ed}^{II} = M_{Ed} \left[1 + \frac{\beta}{(N_B / N_{Ed}) - 1} \right]$$

Koeficijent β možemo uzeti 1 prema preporukama iz norme, te izraz poprima oblik:

$$M_{Ed}^{II} = \frac{M_{Ed}}{1 - (N_{Ed} / N_B)}$$

Moment savijanja od utjecaja opterećenja vjetrom računamo pomoću vrijednosti iz tablice iz

poglavlja opterečenje vjetrom prema EN:

$$\begin{split} M_{Ed} &= 1,5 \cdot (17,5 \cdot 1 + 256,13 \cdot 10 + 309,5 \cdot 20 + 316,9 \cdot 30 + \\ 316,4 \cdot 40 + 311,3 \cdot 50 + 303,1 \cdot 60 + 292,6 \cdot 70 + 280,4 \cdot 80 + 266,7 \cdot 90 + 262,5 \cdot 100 + \\ 257,48 \cdot 110 + 252,0 \cdot 120 + 245,9 \cdot 130 + 239,6 \cdot 140 + 232,7 \cdot 150 + 225,7 \cdot 160 + 218,1 \cdot 170 \\ + 210,5 \cdot 180 + 202,4 \cdot 190 + 194,3 \cdot 200 + 187,3 \cdot 210 + 180,3 \cdot 220 + 172,9 \cdot 230 + 165,4 \cdot 240 \\ + 157,9 \cdot 250 + 150,2 \cdot 260 + 150,5 \cdot 270 + 151,0 \cdot 280 + 151,3 \cdot 290 + 151,6 \cdot 300 + 151,8 \cdot 310 \\ + 152,2 \cdot 320 + 152,4 \cdot 330 + 167,5 \cdot 340) &= 1676321 \ kNm \\ N_B &= \frac{n \cdot \pi^2 \cdot EI}{h^2} = \frac{0,25 \cdot \pi^2 \cdot 34000 \cdot 5016,5}{340^2} \cdot 10^3 \\ N_B &= 3640505 \ kN = 3640,5 \ MN \\ N_{Ed} &= 400383,81 \ kN = 400,4 \ MN \\ N_{Ed} &= N_B = 0,11 \\ M_{Ed}^{II} &= \frac{M_{Ed}}{1 - (N_{Ed} / N_B)} = 1,12 \cdot M_{Ed} \end{split}$$

Proračunske vrijednosti sile i momenta za dimenzioniranje:

$$M_{Ed}^{II} = 1,12 \cdot M_{Ed} = 1877479,5 \ kNm = 1877,5 \ MNm$$

5.2 Proračun temeljne stope



Dokaz naprezanja

U promjeru od 43 m ispod centralnog dijela dimnjaka postavljeno je 15 m mekanog materijala kako bi se pritisak tla prenio po betonskom prstenu vanjskog promjera $d_{a,tem}$ i unutarnjeg promjera $d_{i,tem}$.



Površina dijela temelja koji prenosi opterećenje :

$$A_{tem} = \pi \frac{\left(d_{a,tem}^2 - d_{i,tem}^2\right)}{4} = \pi \frac{\left(43^2 - 15^2\right)}{4} = 1275,49m^2$$

Moment otpora poprečnog presjeka temelja:

$$W_{tem} = \frac{I_P}{r} = \frac{\frac{1}{64} \cdot \pi \left(d_{a,tem}^4 - d_{i,tem}^4 \right)}{\frac{d_{a,tem}}{2}} = \frac{\frac{1}{64} \cdot \pi \left(43^4 - 15^4 \right)}{\frac{43}{2}} = 7690 \, m^3$$

Jezgra poprečnog presjeka temelja :

$$K = \frac{W_{tem}}{A_{tem}} = \frac{7690}{1275,49} = 6,029 \, m$$

Ekscentricitet :

$$e_k = \frac{M_k}{N_k} = \frac{1676321}{400384} = 4,187 \ m < K = 6,029 \ m$$

Dokazano je da se za ovaj slučaj opterećenja rezultantna sila nalazi u jezgri poprečnog presjeka temelja.

Naprezanja na tlo pod karakterističnim opterećenjem :

$$\sigma_{K} = \frac{N_{K}}{A_{tem}} \pm \frac{M_{K}}{W_{tem}} = \frac{400384}{1275,49} \pm \frac{1676321}{7690} = 313,91 \pm 217,99 \text{kN} / m^{2}$$

$$\sigma_{K} = 0,314 \pm 0,218$$

$$\sigma_{K} = 0,532 / 0,096 \text{ MPa}$$

6. OCJENA GRANIČNOG STANJA NOSIVOSTI I UPORABLJIVOSTI PREMA EUROPSKIM NORMAMA EN 1991-1-4:2012

6.1 Štapni model

6.1.1 Statički model dimnjaka

Statički model dimnjaka je izrađen u programskom paketu Sofistik u podprogramu Teddy koji je podijeljen u module. U modulu aqua su zadani poprečni presjeci i karakteristike materijala. Kod nelinearnog proračuna su ručno zadani odnosi deformacija i naprezanja za radne dijagrame betona i čelika kako bi se uzela u obzir materijalna nelinearnost.

U modulu sofimsha su zadani čvorovi kojima je definirana vertikalna os dimnjaka. Čvorovi su zatim spajani štapnim elementima. Nelinearnim proračunom se uzima u obzir geometrijska nelinearnost. Prema HRN EN 13084-1:2008 potrebno je uzeti u obzir ukupni otklon osi dimnjaka od vertikale u iznosu H/500 što u slučaju ovog dimnjaka iznosi 340/500=0,68 m. U modelu je unesen kontinuirani nagib od 2mm/m.

U modulu sofiload se definiraju opterećenja na dimnjak: vlastita težina, dodatno stalno opterećenje, vjetar i faktori djelovanja i kombinacija. Dodatno stalno opterećenje je zadano kao linijsko opterećenje na štapne elemente.

Za nelinearni proračun se koristio modul ase i definiran je na način da se kao rezultat dobije faktor sigurnosti γ . Faktor sigurnosti predstavlja odnos otpornosti konstrukcije i djelovanja na konstrukcije, odnosno rezervu nosivosti.

Konstrukcija zadovoljava granična stanja ako je $\gamma > 1,0$

6.1.2 Karakteristike materijala za GSN i GSU

U ovome se poglavlju određuje sigurnost dimnjaka s postojećom armaturom na djelovanje vjetra prema europskim normama uz upotrebu nelinearnog proračuna. Provjeravaju se granična stanja nosivosti i granična stanja uporabivosti, a kao rezultat se dobivaju koeficijenti sigurnosti za cjelokupno promjenjivo djelovanje.

Za nelineaarnu analizu potrebno je zadati odnose deformacija i naprezanja (radne dijagrame) za pojedini materijal. Za radni dijagram betona EN 1992-1-1 predlaže sljedeći odnos:

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

Gdje je:

 $\eta = \frac{\varepsilon_c}{\varepsilon_{c1}}$, pri čemu je ε_{c1} iz tablice 7.1

$$k = 1,05E_{cm} \cdot \frac{|\varepsilon_{c1}|}{f_{cm}}$$

						R	AZRE	DI BET	TONA					
f _{ck} (MPa)	12	16	20	25	30	35	40	45	50	55	60	70	80	90
fck,cube (MPa)	15	20	25	30	37	45	50	55	60	67	75	85	95	105
$f_{\rm cm}$ (MPa)	20	24	28	33	38	43	48	53	58	63	68	78	88	98
$f_{\rm ctm}$ (MPa)	1,6	1,9	2,2	2,6	2,9	3,2	3,5	3,8	4,1	4,2	4,4	4,6	4,8	5,0
fetk;0,05 (MPa)	1,1	1,3	1,5	1,8	2,0	2,2	2,5	2,7	2,9	3,0	3,1	3,2	3,4	3,5
f _{etk;095} (MPa)	2,0	2,5	2,9	3,3	3,8	4,2	4,6	4,9	5,3	5,5	5,7	6,0	6,3	6,6
$E_{cm}(GPa)$	27	29	30	31	33	34	35	36	37	38	39	41	42	44
\mathcal{E}_{c1} (%)	1,8	1,9	2,0	2,1	2,2	2,25	2,3	2,4	2,45	2,5	2,6	2,7	2,8	2,8
$\mathcal{E}_{cu1}(\%_0)$			let.	с.	3,5					3,2	3,0	2,8	2,8	2,8
\mathcal{E}_{c2} (%)					2,0					2,2	2,3	2,4	2,5	2,6
E _{cu2} (%0)		3,5										2,7	2,6	2,6
n		2,0										1,45	1,4	1,4
E c3 (%)					1,75		1,8	1,9	2,0	2,2	2,3			
\mathcal{E}_{cu3} (%)					3,5					3,1	2,9	2,7	2,6	2,6

Tablica 6.1 Značajke čvrstoće i deformacije betona [11]

Radni dijagrami za nelinerni proračun su zadani na sljedeći način:

ŞLET	fc 0.6 \$0.6f	ck		
LET#1	fc 1.0 \$fck			
CONC	NO 1 TYPE C	35'	TYPR B	fc 35
SSLA	EPS SERV	SIG	1.0	TYPE LIM
SSLA	EPS ULTI	SIG	1.500	
SSLA	EPS CALC	SIG	1.5	TYPE LIM
SSLA	EPS 0	SIG	0*#fc	TYPE 'POL'
SSLA	EPS -0.250000	SIG	-8.520*#fc	TYPE 'POL'
SSLA	EPS -0.500000	SIG	-16.20*#fc	TYPE 'POL'
SSLA	EPS -0.750000	SIG	-23.01*#fc	TYPE 'POL'
SSLA	EPS -1	SIG	-28.90*#fc	TYPE 'POL'
SSLA	EPS -1.250000	SIG	-33.83*#fc	TYPE 'POL'
SSLA	EPS -1.500000	SIG	-37.76*#fc	TYPE 'POL'
SSLA	EPS -1.750000	SIG	-40.63*#fc	TYPE 'POL'
SSLA	EPS -2	SIG	-42.40*#fc	TYPE 'POL'
SSLA	EPS -2.250000	SIG	-43.00*#fc	TYPE 'POL'
SSLA	EPS -2.500000	SIG	-42.38*#fc	TYPE 'POL'
SSLA	EPS -2.750000	SIG	-40.47*#fc	TYPE 'POL'
SSLA	EPS -3	SIG	-37.20*#fc	TYPE 'POL'
SSLA	EPS -3.250000	SIG	-32.51*#fc	TYPE 'POL'
SSLA	EPS -3.500000	SIG	-26.30*#fc	TYPE 'POL'
HMAT	1 TYPE FOUR	NSP	0.020000 A	1

Slika 6.1 Zadavanje dijagrama odnosa naprezanja i deformacija betona

za nelinearni proračun

Ugrađena armatura u dimnjak je RA 400/500 koja je u Sofistiku dobivena modificiranjem krivulje armaturnog čelika B500B. Zadana granica popuštanja je 400 MPa, a karakteristična vlačna čvrstoća 500 MPa. [12]



Slika 6.2 Dijagram odnosa naprezanja i deformacija za RA 400/500

```
$LET#fs 0.8
            $0.8 fyk
LET#fs 1.0
            $fyk
$LET#fs 0.32
              $0.8 fyk
STEE NO 11 TYPE B '500B' TMAX 32 fy 400 ft 500
SSLA EPS SERV
                 SIG
                       1.0
                                   STYPE POL
SSLA EPS ULTI
                      -1.15000
                 SIG
                                TYPE EXT
SSLA EPS CALC
                 SIG
                      1.0
                                TYPE EXT
          1000
SSLA EPS
                 SIG
                      500*#fs
                                   TYPE 'POL'
SSLA EPS
          50
                 SIG
                      500*#fs
                                   TYPE 'POL'
SSLA EPS
          2.5
                 SIG
                      400*#fs
                                   TYPE 'POL'
SSLA EPS
          0
                 SIG
                      0*#fs
                                   TYPE 'POL'
SSLA EPS -2.5
                 SIG -400*#fs
                                   TYPE 'POL'
SSLA EPS -50
                 SIG -500*#fs
                                   TYPE 'POL'
SSLA EPS -1000
                 SIG -500*#fs
                                   TYPE 'POL'
HMAT 11 TYPE FOUR NSP 0 A 1
```

Slika 6.3 Zadavanje dijagrama naprezanja i deformacija armaturnog čelika za

nelinearni proračun

Mat 1 C 35/45 (EN 1992) (mod)

1140 I 6 33/43 (CH 1334)	(mou)						
Young's modulus	E	34077	[MPa]	Safetyfactor		1.50	[-]
Poisson's ratio	μ	0.20	[-]	Strength	fc	35.00	[MPa]
Shear modulus	G	14199	[MPa]	Nominal strength	fck	35.00	[MPa]
Compression modulus	K	18932	[MPa]	Tensile strength	fctm	3.21	[MPa]
Weight	γ	25.0	[kN/m3]	Tensile strength	fctk,05	2.25	[MPa]
Density	ρ	2400.00	[kg/m3]	Tensile strength	fctk,95	4.17	[MPa]
Elongation coefficient	α	1.00E-05	[1/K]	Bond strength	fbd	3.37	[MPa]
				Service strength	fcm	43.00	[MPa]
				Fatigue strength	fcd,fat	20.07	[MPa]
				Tensile strength	fctd	1.50	[MPa]
				Tensile failure energy	Gf	0.14	[N/mm]

		5 mm - 3	
Stress-Strain of calc. mean values	٥٥/٥٥]٤	σ-r[MPa]	E-t[MPa]
Is only valid within the defined	0.000	0.00	34080
stress range	-0.250	-8.52	30720
	-0.500	-16.20	27240
	-0.750	-23.01	23560
	-1.000	-28.90	19720
	-1.250	-33.83	15720
	-1.500	-37.76	11480
	-1.750	-40.63	7080
	-2.000	-42.40	2400
	-2.250	-43.00	-2480
	-2.500	-42.38	-7640
	-2.750	-40.47	-13080
	-3.000	- 37.20	-18760
	-3.250	-32.51	- 24840
	-3.500	-26.30	0
	Safetyfactor		(1.50)
Stress-Strain for serviceability	ε[0/00]	σ-m[MPa]	E-t[MPa]
Is only valid within the defined	0.000	0.00	35781
stress range	-1.123	-31.50	19765
	-2.246	-43.00	0
	-3.500	-26.18	- 28065
	Safetyfactor		1.00
Stress-Strain for ultimate load	ε[0/00]	σ-u[MPa]	E-t[MPa]
Is only valid within the defined	0.000	0.00	35000
stress range	-2.000	-35.00	0
	-3.500	-35.00	0
	Safetyfactor		1.50

Slika 6.4 Karakteristike betona za GSN (nelinearni proračun)



Slika 6.5 Dijagram odnosa naprezanja i deformacija bezona za GSN (nelinearni proračun)

Mat 11 B 500 B (EN 1992) (mod)					
Young's modulus	E	200000	[MPa]	Safetyfactor		1.15 [-]
Poisson's ratio	μ	0.30	[-]	Yield stress	fy	400.00 [MPa]
Shear modulus	G	76923	[MPa]	Compressive yield	fyc	400.00 [MPa]
Compression modulus	K	166667	[MPa]	Tensile strength	ft	500.00 [MPa]
Weight	γ	78.5	[kN/m3]	Compressive streng	th fc	500.00 [MPa]
Density	ρ	7850.00	[kg/m3]	Ultimate strain		50.00 [o/oo]
Elongation coefficient	α	1.20E-05	[1/K]	relative bond coef	f.	1.00 [-]
max. thickness	t-max	32.00	[mm]	EN 1992 bond coeff	. k1	0.80 [-]
				Hardening modulus	Eh	0.00 [MPa]
				Proportional limit	fp	400.00 [MPa]
				Dynamic allowance	σ-dyn	152.17 [MPa]
					·	
Stress-Strain of calc.	mean valu	les		ε[0/00]	σ-r[MPa	a] E-t[MPa]
Is also extended beyond	the			1000.000	500.0	90 0
defined stress range				50.000	500.0	90 0
				2.500	400.0	2105
				0.000	0.0	160000
				-2.500	-400.0	2105
				-50.000	-500.0	90 0
				-1000.000	-500.	0 0
				Safetyfactor		(1.00)
Strong Strain for convi	cophility			5[0/00]	a	
Is also extended herend	the the		-	1000 000	0-III[PIP4	
defined stress paper	the			1000.000	500.0	0
defined scress range				50.000	500.0	0 00
				2.000	400.0	2083
				0.000	0.1	200000
				-2.000	-400.0	2083
				-50.000	-500.0	0
				-1000.000	-500.1	1 00
				Sarecyraccor		1.00
Stress-Strain for ultim	ate load			٤[0/00]	σ-u[MPa	a] E-t[MPa]
Is also extended beyond	the			1000.000	375.	55 0
defined stress range				50.000	375.	5 0
				1.739	347.1	33 577
				0.000	0.0	20000
				-1.739	- 347.1	33 577
				- 50,000	-375.	5 0
				-1000,000	- 375.1	5 0
				Safetyfactor		(1.15)

Slika 6.6 Karakteristike armaturnog čelika za GSN (nelinearni proračun)



Slika 6.7 Dijagram odnosa naprezanja i deformacija armaturnog čelika za GSN (nelinearni proračun)

Za dokaz dozvoljene širine pukotina koja iznosi 0,2 mm potrebno je odrediti maksimalno naprezanje u armaturi prije raspucavanja.

	Maksimalni promjer šipke armature [mm]											
Naprezanja [MPa]	w _k = 0,4 mm	<i>w</i> _k = 0,3 mm	<i>w</i> _k = 0,2 mm									
160	40	32	25									
200	32	25	16									
240	20	16	12									
280	16	12	8									
320	12	10	6									
360	10	8	5									
400	8	6	4									
450	6	5	-									

Tablica 6.2 Najveći promjer šipke za kontrolu pukotina [11]

	Maksimalni p	Maksimalni promjer šipke armature [mm]										
Naprezanja [MPa]	<i>w</i> ⊧ = 0,4 mm	<i>w</i> ⊧ = 0,3 mm	<i>w</i> ⊧ = 0,2 mm									
160	300	300	200									
200	300	250	150									
240	250	200	100									
280	200	150	50									
320	150	100	-									
360	100	50	-									

Tablica 6.3 Najveći razmak šipki za kontrolu pukotina [11]

Iz danih tablica za širinu pukotina $w_k = 0,2 mm$ najmanje naprezanje u armaturi pri kojem dolazi do raspucavanja je za armaturu promjera 25 mm na razmaku od 20 cm i iznosi 160 MPa

Visina	Ugrađena	armatura	Ploština	(cm²/m')
(m)	vanjska	unutarnja	vanjska	unutarnja
0-60	Ø22/20	Ø16/20	19,0	10,1
60-75	Ø22/20	Ø19/20	19,0	14,2
75-90	Ø22/20	Ø22/20	19,0	19,0
90-135	Ø25/10	Ø25/20	49,1	24,5
135-165	Ø25/10	Ø22/20	49,1	19,0
165-185	Ø22/10	Ø22/20	38,0	19,0
185-195	Ø19/10	Ø19/20	28,4	14,2
195-210	Ø19/10	Ø16/20	28,4	10,1
210-255	Ø19/20	Ø14/20	14,2	7,7
255-270	Ø19/20	Ø14/20	14,2	7,7
270-340	Ø16/20	Ø12/20	10,1	5,7

Ugrađena armatura (unutarnja i vanjska) je preuzeta iz izvornog projekta.

Tablica 6.4 Ugrađena vertikalna armatura

Visina	Ugrađena	a armatura	Ploština (cm ² /m')				
(m)	<u>vanjska</u>	unutarnja	vanjska	unutarnja			
0-90	Ø25/20	Ø25/20	24,5	24,5			
90-195	Ø22/20	Ø22/20	19,0	19,0			
195-255	Ø22/20	Ø22/20	19,0	19,0			
255-270	Ø22/20	Ø22/20	19,0	19,0			
270-340	Ø19/20	Ø19/20	14,2	14,2			

 Tablica 6.5 Ugrađena horizontalna armatura



Slika 6.8 Ugrađena vertikalna vanjska armatura na visini 0-60 m

=



Slika 6.9 Ugrađena vertikalna vanjska armatura na visini 60-135 m



Slika 6.10 Ugrađena vertikalna vanjska armatura na visini 135-195 m



Slika 6.11 Ugrađena vertikalna vanjska armatura na visini 195-255 m



Slika 6.12 Ugrađena vertikalna vanjska armatura na visini 255-340 m



Slika 6.13 Ugrađena vertikalna unutarnja armatura na visini 0-60 m



Slika 6.14 Ugrađena vertikalna unutarnja armatura na visini 60-135 m



Slika 6.15 Ugrađena vertikalna unutarnja armatura na visini 135-195 m



Slika 6.16 Ugrađena vertikalna unutarnja armatura na visini 195-255 m



Slika 6.17 Ugrađena vertikalna unutarnja armatura na visini 255-340 m

6.1.3 Rezultati proračuna za granično stanje nosivosti

Ocjenom nosivosti nelinearnog proračuna određuju se razine sigurnosti postojeće konstrukcije. Kao rezultat dobio se faktor sigurnosti γ za ukupno djelovanje.

Za provjeru GSN-a koristile su se dvije kombinacije:

1. $1,35 \cdot (G + \Delta G) + 1,5 \cdot W$ 2. $1,00 \cdot (G + \Delta G) + 1,5 \cdot W$

Da bi se pokrilo nepovoljno i povoljno djelovanje stalnog opterećenja.

Nelinearni proračun je proveden prema teoriji trećeg reda kako bi se uzela u obzir materijalna i geometrijska nelinearnost. Materijalna nelinearnost je uzeta u obzir korištenjem radnih dijagrama betona i čelika. Geometrijska nelinearnost je uzeta u obzir prema HRN EN 13084-1:2008 unošenjem ukupnog otklona osi dimnjaka od vertikale u iznosu H/500 što u slučaju ovog dimnjaka iznosi 340/500=0,68 m.

Nelinearni proračun proveden je na način da se opterećenje vjetorm povećavalo u pojedinim koracima sve do sloma konstrukcija. Kao rezultat je dobiven faktor sigurnosti γ za ukupno djelovanje. Provjerene su dvije kombinacije, u jednoj kombinaciji stalno opterećenje djeluje nepovoljno, a u drugoj povoljno.

Projektom je utvrđeno da je opterećenje vjetrom kojim je dimenzioniran dimnjak duplo veće od onog koji se dobije proračunom prema HRN EN 1991-1-4 [9]. Kako je nelinearni proračun vremenski dugotrojan, pretpostavljeno je da će faktor sigurnosti biti 1,0 ili veći od 1,0.

Prema Eurokod-u 0 (HRN EN 1990) – tablica A1.2(B) – Proračunska vrijednost djelovanja (STR) za povoljno djelovanje stalnog opterećenja definiran je koeficijent $\gamma = 1,00$, a za nepovoljno djelovanje stalnog opterećenja $\gamma = 1,35$. U slučaju dimnjaka gdje je prevladavajuće horizontalno opterećenje vjetrom, parcijalnim koeficijentom za stalno djelovanje $\gamma = 1,35$ povećavamo vlastitu težinu dimnjaka i na taj način smanjujemo učinke djelovanja vjetra. Stoga je moguće da se dogodi situacija kada je Eurokodom definirana nepovoljna kombinacija, na primjeru dimnjaka postane povoljna. U slučaju ovog dimnjaka ta hipoteza je potvrđena, što je vidljivo iz dobivenih rezultata. Moguća je i situacija da stalno djelovanje bude nepovoljno u slučaju kada su pomaci vrha konstrukcije značajniji, a time se povećavaju i učinci drugog reda. U nastavku se za definiranje kombinacija korišteni nazivi definirani Eurokodom bez obzira na to što je Eurokodom definirina nepovoljna.

6.1.3.1 Nepovoljno djelovanje stalnog opterećenja

Faktor sigurnosti γ je dobiven iterativnim postupkom.

```
+PROG ASE urs:9
HEAD GSN-stalna ili prolazna kombinacija-nepovoljnja
ECHO FULL EXTR $ REGULIRANJE ISPISA
ULTI 50 FAK1 1 DFAK 0.1 PRO 1 DL no PRIM NO
$ DEFINIRANJE NELINEARNOG PRORACUNA
CTRL OPT ITER 3 V2 1
SYST PROB TH3 ITER -100 TOL 0.2
NSTR KMOD SN KSV CAL KSB CAL $ SL
GRP ALL
LET#fact 1.5/1.35 $sve svedeno na faktor vlastite tezine
LC NO 401 DLZ 1 FACT 1.0
LCC 2 FACT 1 ULTI YES
LCC 5 FACT 1*#fact
END
```

Slika 6.18 Definiranje nelinearnog proračuna u Sofistiku

Za LC 401 vlastita težina i dodatno stalno su zadani s faktorom 1, a vjetar u odgovarajućem omjeru kako vi se dobio faktor sigurnosti γ za ukupno opterećenje. Naredbom FAK1 zadan je početni faktor, a korak povećanja naredbom DFAK.

Dobiveni faktor kojim je moguće povećanje djelovanja vjetra za nepovoljno djelovanje stalnog opterećenja iznosi 1,575. Koraci povećanja opterećenja vjetra su prikazani na sljedećoj slici:

Summary of the	e 10	oad step :	itera	atione	en:			
ULS-iteration	1	loadcase	401	with	loadfactor	1.000	was	convergent.
ULS-iteration	2	loadcase	402	with	loadfactor	1.100	was	convergent.
ULS-iteration	3	loadcase	403	with	loadfactor	1.200	was	convergent.
ULS-iteration	4	loadcase	404	with	loadfactor	1.300	was	convergent.
ULS-iteration	5	loadcase	405	with	loadfactor	1.400	was	not convergent.
ULS-iteration	6	loadcase	405	with	loadfactor	1.350	was	convergent.
ULS-iteration	7	loadcase	406	with	loadfactor	1.375	was	convergent.
ULS-iteration	8	loadcase	407	with	loadfactor	1.413	was	convergent.
ULS-iteration	9	loadcase	408	with	loadfactor	1.469	was	not convergent.
ULS-iteration	10	loadcase	408	with	loadfactor	1.441	was	convergent.
ULS-iteration	11	loadcase	409	with	loadfactor	1.455	was	convergent.
ULS-iteration	12	loadcase	410	with	loadfactor	1.476	was	convergent.
ULS-iteration	13	loadcase	411	with	loadfactor	1.507	was	convergent.
ULS-iteration	14	loadcase	412	with	loadfactor	1.555	was	convergent.
ULS-iteration	15	loadcase	413	with	loadfactor	1.626	was	not convergent.
ULS-iteration	16	loadcase	413	with	loadfactor	1.590	was	not convergent.
ULS-iteration	17	loadcase	413	with	loadfactor	1.573	was	convergent.
ULS-iteration	18	loadcase	414	with	loadfactor	1.582	was	not convergent.
ULS-iteration	19	loadcase	414	with	loadfactor	1.577	was	not convergent.
ULS-iteration	20	loadcase	414	with	loadfactor	1.575	was	convergent.





Slika 6.20 Dijagram faktor $\gamma - pomak$
6.1.3.2 Povoljno djelovanje stalnog opterećenja

 $1,0 \cdot (G + \Delta G) + 1,5 \cdot W$. Dobiveni faktor kojim je moguće povećati opterećenje, a da ne dođe do sloma iznosi 1,41.



Slika 6.21 Dijagram faktor $\gamma - pomak$

6.1.4 Rezultati proračuna za granično stanje uporabljivosti

U graničnom stanju uporabljivosti se ocjenjuje stanje dimnjaka u odnosu na pomak vrha, naprezanja u betonu, armaturi i veličinu širine pukotina.

Naprezanja u betonu i armaturi su provjerena za karakterističnu kombinaciju djelovanja. Potrebno je dokazati da su tlačna naprezanja u betonu manja od 0,6 f_{ck} , a naprezanja u armaturi manja od 0,8 f_{yk} . Pomak vrha dimnjaka provjerio se za karakterističnu vrijednost opterećenja prema normi ACI 307-98 (1,0 · ($G + \Delta G$) + 1,0W).

Maksimalna širina pukotina se provjeravala za čestu kombinacija jer je ona mjerodavna. Širina pukotina je ograničena na 0,2 mm uz maksimalno naprezanje u armaturi od 160 MPa.

Za granično stanje uporabljivosti nelinearnim su proračunom dokazane razine sigurnosti za pomak vrha dimnjaka, naprezanja u betonu i armaturi te naprezanja za širinu pukotina za odgovarajuće kombinacije djelovanja. Nelinearni proračun je proveden tako da se opterećenje povećavalo u koracima do sloma konstrukcije. Rezultat je faktor sigurnosti γ .

6.1.4.1 Pomak vrha dimnjaka

Faktor y računano se nelinearnim proračunom prema karakterističnoj kombinaciji djelovanja

 $(1,0 \cdot (G + \Delta G) + 1,0W)$. Maksimalni dopušteni pomak izračunat je prema ACI 307-98 jer je to jedina norma koja daje vrijednost maksimalnog bočnog pomaka za ukupno djelovanje (samo za karakterističnu vrijednost ukupnog djelovanja i iznosi $y_{max} = 3,33h = 1132,2$ mm. Očitan je faktor γ u iznosu od 1,18. Koraci iteracije povećanja opterećenja faktorom γ su prikazani na sljedećoj slici.

```
Summary of theload step iterationen:ULS-iteration1 loadcase 601 with loadfactor1.000 was convergent.ULS-iteration2 loadcase 602 with loadfactor1.100 was convergent.ULS-iteration3 loadcase 603 with loadfactor1.200 was not convergent.ULS-iteration4 loadcase 603 with loadfactor1.150 was convergent.ULS-iteration5 loadcase 604 with loadfactor1.175 was not convergent.ULS-iteration6 loadcase 604 with loadfactor1.163 was convergent.ULS-iteration7 loadcase 605 with loadfactor1.169 was convergent.ULS-iteration8 loadcase 606 with loadfactor1.178 was convergent.ULS-iteration9 loadcase 607 with loadfactor1.182 was not convergent.ULS-iteration10 loadcase 607 with loadfactor1.182 was convergent.
```

Slika 6.22 Koraci povećanja djelovanja vjetra za pomak vrha dimnjaka



Slika 6.23 Dijagram pomak – faktor γ za pomak vrha dimnjak

6.1.4.2 Naprezanja u betonu

Naprezanja u betonu su provjerena za karakterističnu kombinaciju djelovanja $(1,0 \cdot (G + \Delta G) + 1,0W)$. Proračunom je određen faktor γ te iznosi 2,116. Koraci iteracije su prikazani na sljedećoj slici:

Summary	of	the	load	step	iterationen:
---------	----	-----	------	------	--------------

1	L loadcas	e 70)1 wi	th	loadfactor	1.	000	was	convergent.
2	2 loadcas	e 70)2 wi	th	loadfactor	1.	200	was	convergent.
3	3 loadcas	e 70)3 wi	th	loadfactor	1.	400	was	convergent.
4	1 loadcas	e 70)4 wi	th	loadfactor	1.	600	was	convergent.
5	5 loadcas	e 70)5 wi	th	loadfactor	1.	800	was	convergent.
6	loadcase	706	with	10	adfactor	2.000	was	conv	vergent.
7	loadcase	707	with	10	adfactor	2.200	was	not	convergent.
8	loadcase	707	with	10	adfactor	2.100	was	not	convergent.
9	loadcase	707	with	10	adfactor	2.050	was	conv	vergent.
10	loadcase	708	with	10	adfactor	2.075	was	conv	vergent.
11	loadcase	709	with	10	adfactor	2.113	was	conv	vergent.
12	loadcase	710	with	10	adfactor	2.169	was	not	convergent.
13	loadcase	710	with	10	adfactor	2.141	was	not	convergent.
14	loadcase	710	with	10	adfactor	2.127	was	not	convergent.
15	loadcase	710	with	10	adfactor	2.120	was	not	convergent.
16	loadcase	710	with	10	adfactor	2.116	was	conv	vergent.
	6 7 8 9 10 11 12 13 14 15 16	 loadcas loadcas loadcas loadcas loadcase 	 1 loadcase 76 2 loadcase 76 3 loadcase 76 4 loadcase 76 5 loadcase 76 5 loadcase 707 6 loadcase 707 8 loadcase 707 9 loadcase 707 9 loadcase 707 10 adcase 708 11 loadcase 709 12 loadcase 710 13 loadcase 710 14 loadcase 710 15 loadcase 710 16 loadcase 710 	<pre>1 loadcase 701 wi 2 loadcase 702 wi 3 loadcase 703 wi 4 loadcase 704 wi 5 loadcase 704 wi 6 loadcase 706 with 7 loadcase 707 with 8 loadcase 707 with 9 loadcase 707 with 10 loadcase 708 with 11 loadcase 709 with 12 loadcase 710 with 13 loadcase 710 with 14 loadcase 710 with 15 loadcase 710 with</pre>	<pre>1 loadcase 701 with 2 loadcase 702 with 3 loadcase 703 with 4 loadcase 704 with 5 loadcase 704 with 6 loadcase 706 with lo 7 loadcase 707 with lo 8 loadcase 707 with lo 9 loadcase 707 with lo 10 loadcase 708 with lo 11 loadcase 709 with lo 12 loadcase 710 with lo 13 loadcase 710 with lo 14 loadcase 710 with lo 15 loadcase 710 with lo 16 loadcase 710 with lo</pre>	<pre>1 loadcase 701 with loadfactor 2 loadcase 702 with loadfactor 3 loadcase 703 with loadfactor 4 loadcase 704 with loadfactor 5 loadcase 705 with loadfactor 6 loadcase 706 with loadfactor 7 loadcase 707 with loadfactor 8 loadcase 707 with loadfactor 9 loadcase 707 with loadfactor 10 loadcase 708 with loadfactor 11 loadcase 709 with loadfactor 12 loadcase 710 with loadfactor 13 loadcase 710 with loadfactor 14 loadcase 710 with loadfactor 15 loadcase 710 with loadfactor 16 loadcase 710 with loadfactor</pre>	<pre>1 loadcase 701 with loadfactor 1. 2 loadcase 702 with loadfactor 1. 3 loadcase 703 with loadfactor 1. 4 loadcase 704 with loadfactor 1. 5 loadcase 705 with loadfactor 1. 6 loadcase 706 with loadfactor 2.000 7 loadcase 707 with loadfactor 2.000 8 loadcase 707 with loadfactor 2.100 9 loadcase 707 with loadfactor 2.050 10 loadcase 708 with loadfactor 2.075 11 loadcase 709 with loadfactor 2.113 12 loadcase 710 with loadfactor 2.169 13 loadcase 710 with loadfactor 2.127 14 loadcase 710 with loadfactor 2.127 15 loadcase 710 with loadfactor 2.120 16 loadcase 710 with loadfactor 2.116</pre>	<pre>1 loadcase 701 with loadfactor 1.000 2 loadcase 702 with loadfactor 1.200 3 loadcase 703 with loadfactor 1.400 4 loadcase 704 with loadfactor 1.600 5 loadcase 705 with loadfactor 1.800 6 loadcase 706 with loadfactor 2.000 was 7 loadcase 707 with loadfactor 2.100 was 9 loadcase 707 with loadfactor 2.050 was 10 loadcase 708 with loadfactor 2.075 was 11 loadcase 709 with loadfactor 2.113 was 12 loadcase 710 with loadfactor 2.141 was 14 loadcase 710 with loadfactor 2.127 was 15 loadcase 710 with loadfactor 2.120 was</pre>	<pre>1 loadcase 701 with loadfactor 1.000 was 2 loadcase 702 with loadfactor 1.200 was 3 loadcase 703 with loadfactor 1.400 was 4 loadcase 704 with loadfactor 1.600 was 5 loadcase 705 with loadfactor 1.800 was 6 loadcase 706 with loadfactor 2.000 was conv 7 loadcase 707 with loadfactor 2.000 was not 8 loadcase 707 with loadfactor 2.100 was not 9 loadcase 707 with loadfactor 2.050 was conv 10 loadcase 708 with loadfactor 2.075 was conv 11 loadcase 709 with loadfactor 2.113 was conv 12 loadcase 710 with loadfactor 2.169 was not 13 loadcase 710 with loadfactor 2.127 was not 14 loadcase 710 with loadfactor 2.120 was not 15 loadcase 710 with loadfactor 2.120 was not 16 loadcase 710 with loadfactor 2.120 was not 17 loadcase 710 with loadfactor 2.120 was not 18 loadcase 710 with loadfactor 2.120 was not 19 loadcase 710 with loadfactor 2.120 was not 10 loadcase 710 with loadfactor 2.120 was not 15 loadcase 710 with loadfactor 2.116 was conv</pre>

Slika 6.24 Koraci povećanja djelovanja za provjeru naprezanja u betonu



Slika 6.25 Dijagram pomak – faktor γ za naprezanja u betonu

6.1.4.3 Naprezanja u armaturi

Naprezanja u armaturi su provjerena za karakterističnu kombinaciju djelovanja

 $(1,0 \cdot (G + \Delta G) + 1,0W)$. Proračunom je određen faktor γ te iznosi 2,027. Koraci iteracije su prikazani na sljedećoj slici.

```
Summary of the load step iterationen:
ULS-iteration 1 loadcase 701 with loadfactor
                                                1.000 was convergent.
ULS-iteration 2 loadcase 702 with loadfactor
                                                1.100 was convergent.
ULS-iteration 3 loadcase 703 with loadfactor
                                                1.200 was convergent.
ULS-iteration 4 loadcase 704 with loadfactor
                                                1.300 was convergent.
ULS-iteration 5 loadcase 705 with loadfactor
                                                1.400 was convergent.
                                                1.500 was convergent.
ULS-iteration 6 loadcase 706 with loadfactor
ULS-iteration 7 loadcase 707 with loadfactor
                                                1.600 was convergent.
ULS-iteration 8 loadcase 708 with loadfactor
                                                1.700 was convergent.
ULS-iteration 9 loadcase 709 with loadfactor
                                                1.800 was convergent.
ULS-iteration 10 loadcase 710 with loadfactor
                                                1.900 was convergent.
ULS-iteration 11 loadcase 711 with loadfactor
                                                2.000 was convergent.
ULS-iteration 12 loadcase 712 with loadfactor
                                                2.100 was not convergent.
ULS-iteration 13 loadcase 712 with loadfactor
                                                2.050 was not convergent.
ULS-iteration 14 loadcase 712 with loadfactor
                                                2.025 was convergent.
ULS-iteration 15 loadcase 713 with loadfactor
                                                2.038 was not convergent.
ULS-iteration 16 loadcase 713 with loadfactor
                                                2.031 was not convergent.
ULS-iteration 17 loadcase 713 with loadfactor
                                                2.028 was not convergent.
ULS-iteration 18 loadcase 713 with loadfactor
                                                2.027 was convergent.
```

Slika 6.26 Koraci povećanja opterećenja za provjeru naprezanja u armaturi



Slika 6.27 Dijagram pomak – faktor γ za naprezanja u armaturi

6.1.4.4 Naprezanja za širinu pukotina

Maksimalna širina pukotina bi se trebala provjeriti za nazovistalnu kombinaciju. No, kako se u toj kombinaciji vjetar množi s 0, a u radu se ispituje djelovanje vjetra na dimnjak, odabrana je česta kombinacija koja je mjerodavna. Za čestu kombinaciju širina pukotina je ograničena na 0,2 mm te je kao takva provjerena za ugrađenu armaturu uz maksimalno naprezanje u armaturi od 160 MPa. Nelinearnim proračunom određen je faktor γ za čestu kombinaciju djelovanja 1,0 \cdot ($G + \Delta G$) + 0,2 $\cdot W$) i on iznosi 7,60. Koraci iteracije su prikazani na sljedećoj slici.

Summary of the	e 10	oad step i	tera	atione	en:			
ULS-iteration	1	loadcase	801	with	loadfactor	2.000	was	convergent.
ULS-iteration	2	loadcase	802	with	loadfactor	2.500	was	convergent.
ULS-iteration	3	loadcase	803	with	loadfactor	3.000	was	convergent.
ULS-iteration	4	loadcase	804	with	loadfactor	3.500	was	convergent.
ULS-iteration	5	loadcase	805	with	loadfactor	4.000	was	convergent.
ULS-iteration	6	loadcase	806	with	loadfactor	4.500	was	convergent.
ULS-iteration	7	loadcase	807	with	loadfactor	5.000	was	convergent.
ULS-iteration	8	loadcase	808	with	loadfactor	5.500	was	convergent.
ULS-iteration	9	loadcase	809	with	loadfactor	6.000	was	convergent.
ULS-iteration	10	loadcase	810	with	loadfactor	6.500	was	convergent.
ULS-iteration	11	loadcase	811	with	loadfactor	7.000	was	convergent.
ULS-iteration	12	loadcase	812	with	loadfactor	7.500	was	convergent.
ULS-iteration	13	loadcase	813	with	loadfactor	8.000	was	not convergent.
ULS-iteration	14	loadcase	813	with	loadfactor	7.750	was	not convergent.
ULS-iteration	15	loadcase	813	with	loadfactor	7.625	was	not convergent.
ULS-iteration	16	loadcase	813	with	loadfactor	7.562	was	convergent.
ULS-iteration	17	loadcase	814	with	loadfactor	7.594	was	convergent.

Slika 6.28 Koraci povećanja opterećenja za provjeru naprezanja za širinu pukotina



Slika 6.29 Dijagram pomak – faktor γ za naprezanja za širinu pukotina

6.2 Ljuskasti model

6.2.1 Modeliranja dimnjaka

Drugi model je betonska ljuska rađena u programskom paketu SOFIPLUS 2016. Iz ovog modela su izvučeni rezultati na opterećenje vjetra i u sljedećem su poglavlju uspoređeni s dobivenim rezultatima za štapni model. U AutoCAD-u je rađen 3D model koji je povezan sa SOFISTIK Structural Desktop-om. Nakon crtanja modela, pridružene su mu grupe elemenata podijeljene po visini ovisno o mjestima promjene debljine stijenke i promjena ugrađene armature. Dimnjak je tako podijeljen u 15 grupe kojem su pridružene karakteristike materijala. Debljina stijenke je zadana na vrhu i dnu svakog elementa, a software je interpolacijom odredio debljinu stijenke na svim mjestima dimnjaka.

Nelinearnim proračunom se uzima u obzir geometrijska nelinearnost. Prema HRN EN 13084-1:2008 potrebno je uzeti u obzir ukupni otklon osi dimnjaka od vertikale u iznosu H/500 što u slučaju ovog dimnjaka iznosi 340/500=0,68 m. Kod plošnog modela geometrijska linearnost se uzela u obzir postavljanjem nove geometrije sustava u kojoj je pomak osi dimnjaka od vertikale iznosio H/500=0,68 m.

Za nelinearni proračun se koristio modul ase i definiran je na način da se kao rezultat dobije faktor sigurnosti γ . Faktor sigurnosti predstavlja odnos otpornosti konstrukcije i djelovanja na konstrukcije, odnosno rezervu nosivosti.

Konstrukcija zadovoljava granična stanja ako je $\gamma > 1,0$



Slika 6.30 Ljuskasti model dimnjaka



Slika 6.31 Prosječna debljina elemenata po visini u mm



Slika 6.32 Podjela dimnjaka po grupama elemenata

SOFiSTiK: Design parameters of area elements

	Selection	Туре	Direction and Distance	Reinforcement	Crack Control	New
	Remaining Groups	Two Layers (orthogonal)	0.00° ;0.00° 35.0mm ;35.0mm ;10.0mm ;10.0m	10mm ; - ; - 10mm ; - ; -	- ;- ;- ;- ;	Delete
	2;3	Two Layers (orthogonal)	0.00° ;0.00° 53.0mm ;53.0mm ;24.0mm ;21.0m	25mm ;24.50cm2/m ; - 25mm ;24.50cm2/m ; -	0.20mm ;0.20mm ; - 0.20mm ;0.20mm ;	Up
	4	Two Layers (orthogonal)	0.00° ;0.00° 53.0mm ;53.0mm ;24.0mm ;22.0m	25mm ;24.50cm2/m ; - 25mm ;24.50cm2/m ; -	- ;0.20mm ; -	Down
	5	Two Layers (orthogonal)	0.00° ;0.00° 53.0mm ;53.0mm ;24.0mm ;24.0m	25mm ;24.50cm2/m ; - 25mm ;24.50cm2/m ; -	- ;0.20mm ; -	
	6	Two Layers (orthogonal)	0.00° ;0.00° 53.0mm ;53.0mm ;24.0mm ;24.0m	20mm ;19.01cm2/m ; - 20mm ;19.01cm2/m ; -	- ;0.20mm ; - - ; - ; - ;	
	7	Two Layers (orthogonal)	0.00° ;0.00° 51.0mm ;51.0mm ;24.0mm ;22.0m	20mm ;19.01cm2/m ; - 20mm ;19.01cm2/m ; -	- ;0.20mm ; -	
	8	Two Layers (orthogonal)	0.00° ;0.00° 51.0mm ;51.0mm ;22.0mm ;22.0m	20mm ;19.01cm2/m ; - 20mm ;19.01cm2/m ; -	- ;0.20mm ; - - ; - ; - ;	
	9	Two Layers (orthogonal)	0.00° ;0.00° 51.0mm ;51.0mm ;21.0mm ;21.0m	20mm ;19.01cm2/m ; - 20mm ;19.01cm2/m ; -	- ;0.20mm ; -	
	10;11	Two Layers (orthogonal)	0.00° ;0.00° 51.0mm ;51.0mm ;21.0mm ;19.0m	20mm ;19.01cm2/m ; - 20mm ;19.01cm2/m ; -	- ;0.20mm ; -	
0	12	Two Layers (orthogonal)	0.00° ;0.00° 51.0mm ;51.0mm ;21.0mm ;19.0m	20mm ;19.01cm2/m ; - 20mm ;19.01cm2/m ; -	- ;0.20mm ; - - ; - ; - ;	
1	13;14	Two Layers (orthogonal)	0.00° ;0.00° 51.0mm ;51.0mm ;21.0mm ;18.0m	20mm ;19.01cm2/m ; - 20mm ;19.01cm2/m ; -	- ;0.20mm ; -	
2	15;16	Two Layers (orthogonal)	0.00° ;0.00° 50.0mm ;18.0mm ;16.0m	20mm ;14.18cm2/m ; - 20mm ;14.18cm2/m ; -	- ;0.20mm ; -	
3	1	Two Layers (orthogonal)	0.00° ;0.00° 50.0mm ;50.0mm ;30.0mm ;30.0m	32mm ;40.21cm2/m ;40.21cm2/m 32mm ;40.21cm2/m ;40.21cm2/m	0.20mm ;0.20mm ; - 0.20mm ;0.20mm ;	

Slika 6.33 Zadavanje armature po grupama elemenata



Slika 6.34 Prikaz zadane vanjske armature u cm^2/m'

6.2.2 Opterećenja

6.2.2.1 Stalno opterećenje

Vlastita težina elemenata konstrukcije računa se automatski u računalnom programu nakon definiranja geometrijskih karakteristika elemenata konstrukcije i definiranja karakteristika materijala.

	Action	Factor of dead weight		γ-u	γ-f	ү-а	ψ-0	ψ-1	ψ-2	ψ-1'	1	New
1 Vlastita tezina	G dead load		1.00	1.35	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00		Copy
2 Dodatno stalno	G_2 dead load g2		0.00	1.35	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00		

Slika 6.35 Definiranje vlastite težine i dodatnog stalnog opterećenja

6.2.2.2 Dodatno stalno opterećenje

Dodatno stalno opterećenje je zadano kao linijsko radijalno opterećenje na mjestima oslanjanja dimovodne cijevi na vanjski dimnjak. Dimovodna cijev se na vanjski dimnjak oslanja svakih 15 m od 165. metra dimnjaka.



Slika 6.36 Prikaz dodatnog stalnog opterećenja

6.2.2.3 Opterećenje vjetrom

Opterećenje vjetrom definirano je prema normi HRN EN 1991-1-4:Opća djelovanja – Djelovanja vjetra. Brzina vjetra definirana je prema Hrvatskom nacionalnom dodatku za lokaciju Plomin. Kategorija terena za odabranu lokaciju je I. Vjetar je u software-u zadan posebnim modulom Teddy-a koji je dodan u SSD-u (SOFISTIK Structural Desktop). Dimnjak se podijelio u 15 grupa elemenata po visini zbog lakšeg zadavanja odgovarajuće armature. Na taj način se za svaku grupu elemenata unosio prosječni promjer konstrukcije naredbom VTYP te grupe i tip konstrukcije naredbom NTYP. Za razliku od štapnog modela, opterećenje vjetrom na plošni model dimnjaka zadano je kao plošno opterećenje.

```
=
+PROG SOFILOAD urs:19.1
HEAD Wind Loading
ECHO FULL FULL
$GRP 1,2,3,4,5,6,7,8,9,10,11,12,13,14,15,41,42,43,44,45,46 WIND MEAN CW 1.984 CFR 0.02
LET#LC 100
LET#a 0
LOOP 60
LC #LC TYPE W TITL 'WIND' FACT 1.24
WIND EN ZONE 1 CLAS I VR0 25 DX sin(#a) Dy cos(#a)
OUAD GRP 2 TYPE WIND NTYP CYL VTYP 33.57
QUAD GRP 3 TYPE WIND NTYP CYL VTYP 28.51
QUAD GRP 4 TYPE WIND NTYP CYL VTYP 23.4
QUAD GRP 5 TYPE WIND NTYP CYL VTYP 21.24
QUAD GRP 6 TYPE WIND
                     NTYP CYL VTYP 18.69
QUAD GRP 7 TYPE WIND
                     NTYP CYL VTYP 16.24
QUAD GRP 8 TYPE WIND
                     NTYP CYL VTYP 14.60
QUAD GRP 9 TYPE WIND NTYP CYL VTYP 13.62
QUAD GRP 10 TYPE WIND NTYP CYL VTYP 13.13
QUAD GRP 11 TYPE WIND NTYP CYL VTYP 12.68
QUAD GRP 12 TYPE WIND
                      NTYP CYL VTYP 11.15
OUAD GRP 13 TYPE WIND
                      NTYP CYL VTYP 9.76
QUAD GRP 14 TYPE WIND
                      NTYP CYL VTYP 9.61
QUAD GRP 15 TYPE WIND
                      NTYP CYL VTYP 9.51
QUAD GRP 16 TYPE WIND NTYP CYL VTYP 9.57
SOUAD GRP 41,42,43,44,45,46 TYPE WIND NTYP CYL VTYP 4.404
LET#LC #LC+1
LET#a #a+3
ENDLOOP
```

END

Slika 6.37 Prikaz zadavanja opterećenja vjetrom



Slika 6.38 Prikaz mjerodavnog opterećenja vjetrom pri dnu konstrukcije [kN/m²]



Slika 6.39 Prikaz mjerodavnog opterećenja vjetrom na 60. metru konstrukcije [kN/m²]



Slika 6.40 Prikaz mjerodavnog opterećenja vjetrom na vrhu konstrukcije [kN/m²]

6.2.3 Nelinearni proračun

6.2.3.1 Rezultati proračuna za granično stanje nosivosti

Ocjenom nosivosti nelinearnog proračuna određuju se razine sigurnosti postojeće konstrukcije. Kao rezultat dobio se faktor sigurnosti za ukupno djelovanje γ .

Za provjeru GSN-a koristile su se dvije kombinacije:

1. $1,35 \cdot (G + \Delta G) + 1,5 \cdot W$ 2. $1,00 \cdot (G + \Delta G) + 1,5 \cdot W$ Da bi se pokrilo nepovoljno i povoljno djelovanje stalnog opterećenja.

eneral	Stress-strai	curve	Control Pa	rameters	Text Outpu	it Graphic	al Output		
Combina	tion loadcases								
							New	Delete	
Loa	dcase Name	Type	G Type G	2 Type W	LC 1 (G)	LC 2 (G 2)	LC 100 (W)	LC 101 (W)	LC
✓ 1	1001 1.350	+ 1.3	5 1.35	1.50	1.35	1.35	1.50	1.50	
2	2000 G+G_	2- 1.0	0 1.00	1.50	1.00	1.00	1.50	1.50	
									-
<									>
Use thi Store o	is reinforcemer	t distribu orcemen	tion number : in this distrib	ution numbe	1 •	99			
Use thi Store c	is reinforcemer alculated reinf	t distribu	tion number : in this distrib Parameter o	ution numbe f Displaceme	1 •	99 I condition			
Use thi Store c Nonline	is reinforcemer alculated reinf ear effects	t distribu	tion number : in this distrib Parameter o	ution numbe f Displaceme	1 •	99 I condition			
Use thi Store c Nonline	is reinforcemer calculated reinf ear effects nlinear springs ing edges	t distribu	tion number : in this distrib Parameter o Stiffnes of b	ution numbe f Displaceme eams	1 •	99 I condition	0.60 -		
Use thi Store c Nonline	is reinforcemen alculated reinf ear effects nlinear springs ing edges acked concrete	t distribu	tion number : in this distrib Parameter o Stiffnes of b Tensile stren	ution numbe f Displaceme eams gth tension	1 • ent in cracked	99 I condition	0.60 - t ~ N	I/mm²	

Slika 6.41 Prikaz odabira kombinacija za nelinearni proračun (GSN)

6.2.3.1.1 Nepovoljno djelovanje stalnog opterećenja

Faktor sigurnosti γ je dobiven iterativnim postupkom.

```
-PROG ASE urs:19 $ Non-linear analysis in ULS
HEAD Non-linear analysis in ULS
PAGE UNII 0
#define ASEparameter
HEAD GSN-stalna ili prolazna kombinacija-nepovoljnja
ECHO FULL EXTR $ REGULIRANJE ISPISA
ULTI 50 FAK1 1 DFAK 0.1 PRO 1 DL no PRIM NO
$ DEFINIRANJE NELINEARNOG PRORACUNA
CTRL OPT ITER 3 V2 1
SYST PROB TH3 ITER -100 TOL 0.2
NSTR SN KSV CAL KSB CAL $ SL
SYST NMAT YES
GRP ALL
LET#fact 1.5/1.35 $sve svedeno na faktor vlastite tezine
LC NO 1001 DLZ 1 FACT 1.0
LCC 2 FACT 1 ULTI YES
LCC 145 FACT 1*#fact
END
```

Slika 6.42 Definiranje nelinearnog proračuna u Sofistiku

Za LC 1001 vlastita težina je zadana s koeficijentom 1,00 kako bi se sve svelo na faktor vlastite težine da bi se dobio ukupni faktor povećanja opterećenja γ pri kojem dolazi do sloma konstrukcije. Naredbom FAK1 zadan je početni faktor, a korak povećanja naredbom DFAK.

Dobiveni faktor kojim je moguće povećanje opterećenja za nepovoljno djelovanje stalnog opterećenja iznosi 1,864. Koraci povećanja opterećenja su prikazani na sljedećoj slici:

Summary of th	e 1	oad step iter	ation	en:	
ULS-iteration	1	loadcase1001	with	loadfactor	1.000 was convergent.
ULS-iteration	2	loadcase1002	with	loadfactor	1.100 was convergent.
ULS-iteration	3	loadcase1003	with	loadfactor	1.200 was convergent.
ULS-iteration	4	loadcase1004	with	loadfactor	1.300 was convergent.
ULS-iteration	5	loadcase1005	with	loadfactor	1.400 was convergent.
ULS-iteration	6	loadcase1006	with	loadfactor	1.500 was convergent.
ULS-iteration	7	loadcase1007	with	loadfactor	1.600 was convergent.
ULS-iteration	8	loadcase1008	with	loadfactor	1.700 was convergent.
ULS-iteration	9	loadcase1009	with	loadfactor	1.800 was convergent.
ULS-iteration	10	loadcase1010	with	loadfactor	1.900 was not converge
ULS-iteration	11	loadcase1010	with	loadfactor	1.850 was convergent.
ULS-iteration	12	loadcase1011	with	loadfactor	1.875 was not converge
ULS-iteration	13	loadcase1011	with	loadfactor	1.863 was convergent.
ULS-iteration	14	loadcase1012	with	loadfactor	1.869 was not converge
ULS-iteration	15	loadcase1012	with	loadfactor	1.866 was not converge
ULS-iteration	16	loadcase1012	with	loadfactor	1.864 was convergent.

Slika 6.43 Koraci povećanja opterećenja za nepovoljno djelovanje stalnog opterećenja



Slika 6.44 Dijagram pomak – faktor γ za nepovoljno djelovanje stalnog opterećenja

6.2.3.1.2 Povoljno djelovanje stalnog opterećenja

Povoljno djelovanje stalnog opterećenja uzeto je u obzir prema kombinaciji

 $1,0 \cdot (G + \Delta G) + 1,5 \cdot W$. Dobiveni faktor kojim je moguće povećati opterećenje, a da ne dođe do sloma iznosi 1,396.

Summary of the load step iterationen:

1	loadcase2000	with	loadfactor	1.000	was	convergent.
2	loadcase2001	with	loadfactor	1.100	was	convergent.
3	loadcase2002	with	loadfactor	1.200	was	convergent.
4	loadcase2003	with	loadfactor	1.300	was	convergent.
5	loadcase2004	with	loadfactor	1.400	was	not convergent.
6	loadcase2004	with	loadfactor	1.350	was	convergent.
7	loadcase2005	with	loadfactor	1.375	was	convergent.
8	loadcase2006	with	loadfactor	1.413	was	not convergent.
9	loadcase2006	with	loadfactor	1.394	was	convergent.
10	loadcase2007	with	loadfactor	1.403	was	not convergent.
11	loadcase2007	with	loadfactor	1.398	was	not convergent.
12	loadcase2007	with	loadfactor	1.396	was	convergent.
	1 2 3 4 5 6 7 8 9 10 11 12	 loadcase2000 loadcase2001 loadcase2002 loadcase2003 loadcase2004 loadcase2004 loadcase2005 loadcase2006 loadcase2006 loadcase2007 loadcase2007 loadcase2007 loadcase2007 loadcase2007 	<pre>1 loadcase2000 with 2 loadcase2001 with 3 loadcase2002 with 4 loadcase2003 with 5 loadcase2004 with 6 loadcase2004 with 7 loadcase2005 with 8 loadcase2006 with 9 loadcase2006 with 10 loadcase2007 with 11 loadcase2007 with 12 loadcase2007 with</pre>	<pre>1 loadcase2000 with loadfactor 2 loadcase2001 with loadfactor 3 loadcase2002 with loadfactor 4 loadcase2003 with loadfactor 5 loadcase2004 with loadfactor 6 loadcase2004 with loadfactor 7 loadcase2005 with loadfactor 8 loadcase2006 with loadfactor 9 loadcase2006 with loadfactor 10 loadcase2007 with loadfactor 11 loadcase2007 with loadfactor 12 loadcase2007 with loadfactor</pre>	1loadcase2000 with loadfactor1.0002loadcase2001 with loadfactor1.1003loadcase2002 with loadfactor1.2004loadcase2003 with loadfactor1.3005loadcase2004 with loadfactor1.4006loadcase2004 with loadfactor1.3507loadcase2005 with loadfactor1.3758loadcase2006 with loadfactor1.4139loadcase2006 with loadfactor1.39410loadcase2007 with loadfactor1.40311loadcase2007 with loadfactor1.39812loadcase2007 with loadfactor1.396	1loadcase2000 with loadfactor1.000 was2loadcase2001 with loadfactor1.100 was3loadcase2002 with loadfactor1.200 was4loadcase2003 with loadfactor1.300 was5loadcase2004 with loadfactor1.400 was6loadcase2004 with loadfactor1.350 was7loadcase2005 with loadfactor1.375 was8loadcase2006 with loadfactor1.413 was9loadcase2006 with loadfactor1.394 was10loadcase2007 with loadfactor1.403 was11loadcase2007 with loadfactor1.398 was12loadcase2007 with loadfactor1.396 was

Slika 6.45 Koraci povećanja opterećenja za povoljno djelovanje stalnog opterećenja



Slika 6.46 Dijagram pomak – faktor γ za povoljno djelovanje stalnog opterećenja

6.2.3.2 Rezultati proračuna za granično stanje uporabljivosti

U graničnom stanju uporabljivosti se ocjenjuje stanje dimnjaka u odnosu na pomak vrha, naprezanja u betonu, armaturi i veličinu širine pukotina.

Naprezanja u betonu i armaturi su provjerena za karakterističnu kombinaciju djelovanja. Potrebno je dokazati da su tlačna naprezanja u betonu manja od 0,6 f_{ck} , a naprezanja u armaturi manja od 0,8 f_{yk} . Pomak vrha dimnjaka provjerio se za karakterističnu vrijednost opterećenja prema normi ACI 307-98 (1,0 · ($G + \Delta G$) + 1,0W).

Maksimalna širina pukotina se provjeravala za čestu kombinacija jer je ona mjerodavna. Širina pukotina je ograničena na 0,2 mm uz maksimalno naprezanje u armaturi od 160 MPa.

Za granično stanje uporabljivosti nelinearnim su proračunom dokazane razine sigurnosti za pomak vrha dimnjaka, naprezanja u betonu i armaturi te naprezanja za širinu pukotina za odgovarajuće kombinacije djelovanja. Nelinearni proračun je proveden tako da se opterećenje povećavalo u koracima do sloma konstrukcije. Rezultat je faktor sigurnosti γ .

6.2.3.2.1 Pomak vrha dimnjaka

Faktor y računano se nelinearnim proračunom prema karakterističnoj kombinaciji djelovanja

 $(1,0 \cdot (G + \Delta G) + 1,0W)$. Očitan je faktor γ u iznosu od 2,014. Koraci iteracije povećanja opterećenja faktorom γ su prikazani na sljedećoj slici.

6.2.3.2.2 Naprezanje u betonu

Naprezanja u betonu su provjerena za karakterističnu kombinaciju djelovanja $(1,0 \cdot (G + \Delta G) + 1,0W)$. Proračunom je određen faktor γ te iznosi 2,116. Koraci iteracije su prikazani na sljedećoj slici:

6.2.3.2.3 Naprezanje u armaturi

Naprezanja u armaturi su provjerena za karakterističnu kombinaciju djelovanja

 $(1,0 \cdot (G + \Delta G) + 1,0W)$. Proračunom je određen faktor γ te iznosi 2,050. Koraci iteracije su prikazani na sljedećoj slici.

6.2.3.2.4 Naprezanje za širinu pukotina

Nelinearnim proračunom određen je faktor γ za čestu kombinaciju djelovanja

 $1,0 \cdot (G + \Delta G) + 0,2 \cdot W$ i on iznosi 6,10. Koraci iteracije su prikazani na sljedećoj slici:

```
Summary of the load step iterationen:
ULS-iteration 1 loadcase6000 with loadfactor
                                                 1.000 was convergent.
ULS-iteration 2 loadcase6001 with loadfactor
                                                 2.000 was convergent.
ULS-iteration 3 loadcase6002 with loadfactor
                                                  3.000 was convergent.
ULS-iteration 4 loadcase6003 with loadfactor
                                                 4.000 was convergent.
ULS-iteration 5 loadcase6004 with loadfactor
                                                  5.000 was convergent.
ULS-iteration 6 loadcase6005 with loadfactor
                                                 6.000 was convergent.
ULS-iteration 7 loadcase6006 with loadfactor
                                               7.000 was not convergent.
ULS-iteration 8 loadcase6006 with loadfactor
                                               6.500 was not convergent.
ULS-iteration 9 loadcase6006 with loadfactor
                                               6.250 was not convergent.
ULS-iteration 10 loadcase6006 with loadfactor
                                               6.125 was not convergent.
ULS-iteration 11 loadcase6006 with loadfactor
                                               6.062 was convergent.
ULS-iteration 12 loadcase6007 with loadfactor
                                               6.094 was not convergent.
ULS-iteration 13 loadcase6007 with loadfactor
                                               6.078 was not convergent.
ULS-iteration 14 loadcase6007 with loadfactor
                                               6.070 was convergent.
```

Slika 6.53 Koraci povećanja opterećenja



Slika 6.54 Dijagram pomak – faktor γ

7. USPOREDBA REZULTATA DOBIVENIH NA RAZLIČITIM MODELIMA SA ZAKLJUČCIMA

7.1. Usporedba ulaznih podataka



Slika 7.1 Prikaz štapnog modela (lijevo) i plošnog modela (desno)

Stalno opterećenje	Štapni model [kN]	Ljuskasti model [kN]
Vlastita težina	293990,0	299371,4
Dodatno stalno	18751,47	18704,9

 Tablica 7.1 Usporedba stalnog opterećenja štapnog i ljuskastog modela



Slika 7.2 Prikaz zadavanja dodatnog stalnog opterećenja kod štapnog i ljuskastog modela



Slika 7.3 Prikaz mjerodavnog opterećenja vjetra štapnog (lijevo) i plošnog modela (desno)

TIP MODELA	Štapni model	Ljuskasti model
Dno dimnjaka	1976,0	1980,3
90. metar dimnjaka	3093,0	3109,7
Vrh dimnjaka	293,5	298,3

 Tablica 7.2 Usporedba ugrađene vertikalne vanjske armature za štapni i ljuskasti model

7.2. Usporedba rezultata nelinearnog proračuna za štapni i ljuskasti model

GSN	Štapni model	Ljuskasti model
Nepovoljno djelovanje		
stalnog opterećenja	$\gamma = 1,575$	$\gamma = 1,864$
(faktor γ)		
Povoljno djelovanje stalnog		
opterećenja	$\gamma = 1,410$	$\gamma = 1,396$
(faktor γ)		

Tablica 7.3 Usporedba rezultata nelinearnog proračuna za GSN

GSU	Štapni model	Ljuskasti model
Pomak vrha dimnjaka	$\gamma = 1,182$	$\gamma = 2,014$
Naprezanje u betonu	$\gamma = 2,116$	$\gamma = 2,116$
Naprezanje u armaturi	$\gamma = 2,027$	$\gamma = 2,050$
Naprezanje za širinu pukotina	$\gamma = 7,594$	$\gamma = 6,100$

Tablica 7.4 Usporedba rezultata nelinearnog proračuna za GSU



Slika 7.4 Usporedba pomaka vrha dimnjaka štapnog i ljuskastog modela

7.3. Zaključak

Industrijski dimnjaci su konstrukcije koje osiguravaju ispuštanje štetnih plinova u atmosferu na relativno velikoj visini kako bi spriječili zagađenje na nižim nadmorskim visinama. Dimnjaci su među najbrojnijim visokim vitkim AB konstrukcijama, prateći su objekti velikog broja različitih industrijskih postrojenja, cementara ili elektrana. Kod visokih građevina mjerodavno opterećenje je ono od vjetra. Analiza djelovanja vjetra na dimnjake provodi se prema normi HRN EN 1991-1-4:2012.

Kao primjer ocjene nosivosti i uporabljivosti na djelovanje vjetra korišten je dimnjak termoelektrane Plomin. Dimnjak je visine 340 metara i kao takav izlazi iz okvira primjene HRN EN 1991-1-4:2012, ali je usporedbom brzine vjetra izmjerenog na lokaciji Plomin i brzine dobivene prema normi zaključeno da su izmjerene brzine manje te je moguće koristiti normu jer daje opterećenja veća od stvarnih.

Cilj diplomskog rada bio je ocjenjivanje nosivosti postojećeg stanja konstrukcije i usporedba rezultata dobivenih štapnim i plošnim modelom dimnjaka. Budući da su faktori sigurnosti za sve provedene provjere i kombinacije djelovanja veći od 1, zaključeno je da postojeća konstrukcija zadovoljava mehaničku otpornost i stabilnost propisanu normama. Nelinearnim proračunom se za navedene provjere i kombinacije opterećenja odredio faktor sigurnosti γ kojim je moguće povećati opterećenje, a da ne dođe do sloma.

Za granično stanje nosivosti su provjeravane 2 kombinacije djelovanja. U jednoj kombinaciji stalno opterećenje djeluje nepovoljno dok u drugoj djeluje povoljno. Vjetar u oba slučaja djeluje nepovoljno. Najmanja skrivena rezerva je za nepovoljno (faktor sigurnosti za stalno opterećenje je 1,00) djelovanje stalnog opterećenja ($\gamma = 1,396$) na osnovu kojeg zaključujemo da minimalna rezerva nosivosti na GSN iznosi čak 40 %.

U graničnom stanju uporabljivosti su za karakterističnu kombinaciju provjeravana tlačna naprezanja u betonu, naprezanja u armaturi i pomak vrha dimnjaka. Naprezanja za širinu pukotina su provjerena za čestu kombinaciju. Najveće skrivene rezerve prisutne su kod provjere naprezanja za širinu pukotina za štapni model konstrukcije ($\gamma = 7,594$). Najmanja rezerva dobivene nelinearnim proračunom za GSU je 18% ($\gamma = 1,182$) za provjeru pomaka vrha dimnjaka.

Ukoliko uspoređujemo korištene modele, možemo zaključiti da je izrada i proračun štapnog modela konstrukcije jednostavnija je i brža metoda, a rezultati su konzervativniji čime je proračun na strani sigurnosti. Razvojem računalnih programa, kao i napretkom računala, izrada i proračun plošnih modela postaje jednostavnija i brža, a rezultati koji su dobiveni takvim proračunom su precizniji. To je pokazano i ovim istraživanjem i usporedbom. Promatrajući rezultate plošnog modela možemo dobiti i detaljniju sliku o ponašanju konstrukcije te o kritičnim mjestima koji nisu vidljivi na štapnom modelu, dok štapni model može poslužiti kao globalna kontrola plošnog modela, budući da su štapni modeli jednostavniji za "ručnu" kontrolu rezultata. Rezultati ovog istraživanja potvrđuju i ovu pretpostavku budući da su razliku u rezultatima unutar 10 % većinu kombinacija opterećenja.

Odluka o izboru između štapnog i plošnog modela na kraju se svodi na dostupno vrijeme i financije, budući da ukoliko više vremena uložimo u projektiranje i samu izradu plošnog modela, te njegovu analizu u konačnici možemo uštediti na materijalu, i smanjiti ukupnu cijenu izrade konstrukcije, za što je važno planiranje i dobro definiranje ciljeva i mogućnosti već u fazi planiranja i izrade idejnog projekta.

8. LITERATURA

[1] https://www.scribd.com/doc/295910963/Visoki-Dimnjaci-Draft [Pristupljeno 05.11.2018.]

[2] https://skyscraperpage.com/ [Pristupljeno 05.11.2018.]

[3] http://www.ingaero.uniroma1.it/attachments/236_2P-cap3.pdf

[4] E. Ramm, W.A. Wall: Shell Structures – A Sensitive Interrelation between Physics and Numerics

[5] Specijalne inženjerske konstrukcije, 4. predavanje: Ljuske

[6] CINCID: The CINCID chimney book: Industrial chimneys of concrete or steel, Zurich, 2005.

[7] HRN EN 1991-1-4:2012, Eurokod 1: Djelovanja na konstrukcije – Dio 1-4: Opća djelovanja

- Djelovanja vjetra, Zagreb: Hrvatski zavod za norme, 2012.

[8] HRN EN 1991-1-4:2012/NA:2012, Eurokod 1:Djelovanja na konstrukcije – Dio 1-4: Opća djelovanja – Djelovanja vjetra – Nacionalni dodatak

[9] Građevinski projekt: Dimnjak termoelektrane Plomin 2-210 MW, Zagreb: Elektroprojekt, 1987.

[10] Izvještaj o kontroli mehaničke otpornosti i stabilnosti postojećeg armiranobetonskog dimnjaka, Zagreb, 2016.

[11] HRN EN 1992-1-1:2013, Eurokod 2: Projektiranje betonskih konstrukcija – Dio 1-1: Opća pravila i pravila za zgrade, Zagreb: Hrvatski zavod za norme, 2013.

[12] Diana Milosavljević: Diplomski rad – Ocjena betonskog dimnjaka na djelovanje vjetra