

SVEUČILIŠTE U ZAGREBU
GRAĐEVINSKI FAKULTET
SVEUČILIŠNI DIPLOMSKI STUDIJ

DIANA MILOSAVLJEVIĆ

DIPLOMSKI RAD

Zagreb, veljača 2018.

SVEUČILIŠTE U ZAGREBU
GRAĐEVINSKI FAKULTET
SVEUČILIŠNI DIPLOMSKI STUDIJ

Diana Milosavljević

**OCJENA BETONSKOG DIMNJAKA NA DJELOVANJE
VJETRA**

DIPLOMSKI RAD

Voditelj rada: izv.prof.dr.sc Ana Mandić Ivanković

Asistent: Mladen Srbić, dipl.ing.građ.

Zagreb, veljača 2018.

SAŽETAK

Rekonstrukcija dimnjaka podrazumijeva kako nadogradnju tako i rušenje dijelova konstrukcije. Sve su to dodatna djelovanja na koja postojeća konstrukcija nije bila proračunata. Uz to vrijednosti osnovnih djelovanja na koje je dimnjak proračunat i dimenzioniran mogu biti drugačija od vrijednosti prema današnjim propisima. Stoga je prije izvedbe rekonstrukcije potrebno ocijeniti može li dimnjak izdržati nova dodatna stalna opterećenja za planirane faze rekonstrukcije uz djelovanje vjetra po trenutno važećim propisima.

U teoretskom dijelu rada dan je pregled osnovnih djelovanja na dimnjak (temperatura, potres, vjetar). Opterećenje vjetrom je najznačanije opterećenje koje djeluje na visoku i vitku konstrukciju kakva je i dimnjak. Stoga je detaljnije objašnjen proračun vjetra prema HRN EN 1991-1-4.

U radu je ocjenjen 340 metara visok betonski dimnjak termoelektrane Plomin na djelovanje vjetra, prema HRN EN 1991-1-4, kroz tri faze rekonstrukcije. Proveden je proračun na štapnom modelu s otvorima u Sofistiku. Dodatna stalna opterećenja su zadavana kao koncentrirane sile u čvorovima na visinama koje su određene analizom opterećenja. Opterećenje vjetrom je zadano linijski i promjenjivo po visini dimnjaka. Rezultat ocjene dimnjaka je razina sigurnosti, za djelovanje vjetra, za granično stanje nosivosti i uporabljivosti prema linearnom i nelinearnom proračunu.

SADRŽAJ

1. UVOD	1
2. OBLIKOVANJE ARMIRANOBETONSKOG DIMNJAKA	2
2.1. Općenito o dimnjacima	2
2.2. Osnovni dijelovi dimnjaka	5
2.3. Određivanje osnovnih dimenzija dimnjaka	7
2.3.1. Promjer vrha dimnjaka	7
2.3.2. Visina dimnjaka	8
2.3.3. Promjer dna dimnjaka	10
2.4. Debljina armiranobetonske stijenske dimnjaka	10
2.5. Stabilizatori	11
2.6. Primjeri dimnjaka iz svijeta i Hrvatske	13
3. OSNOVNA DJELOVANJA NA DIMNJAKE.....	17
3.1. Vjetar	17
3.1.1. Istraživanja na modelima u vjetrovnom tunelu	17
3.2. Temperatura prema HRN EN 1991-1-5:2012 [29]	20
3.2.1. Pretpostavke, ograničenja i zahtjevi	20
3.2.2. Temperature zraka od klimatski učinaka i radnih procesa	20
3.2.3. Komponente raspodjele temperature	24
3.2.4. Temperaturni profil	26
3.3. Potres prema HRN EN 1998-6:2011 [32]	29
3.3.1. Pretpostavke, ograničenja i zahtjevi	29
3.3.2. Proračun potresnog djelovanja	30
3.3.3. Proračunski spektar za elastični proračun	31
3.3.3.1. Proračunski spektar za horizontalnu komponentu	32
3.3.3.2. Proračunski spektar za vertikalnu komponentu	34

3.3.3.3. Rotacijski spektar odziva	34
--	----

4. DJELOVANJE VJETRA PREMA HRN EN 1991-1-4:2012 [36] 36

4.1. Pretpostavke, ograničenja i zahtjevi	36
4.2. Rezultirajuće sile vjetra	36
4.2.1. Rezultirajuća sila vjetra upotrebljavajući koeficijente sila.....	36
4.2.1.1. Tlak pri vršnoj brzini	37
4.2.1.1.1. Osnovna brzina vjetra	37
4.2.1.1.2. Faktor izloženosti	39
4.2.1.2. Konstrukcijski faktor $c_s c_d$	40
4.2.1.2.1. Faktor hrapavosti	41
4.2.1.2.3. Vršni faktor.....	47
4.2.1.2.4. Intenzitet turbulencije	49
4.2.1.2.5. Faktor podloge B^2	49
4.2.1.2.6. Faktor rezonantnog odziva R^2	50
4.2.1.3. Koeficijenti sile	53
4.2.2. Rezultirajuća sila vjetra iz površinskih tlakova.....	56
4.2.2.1. Sila vjetra na vanjske površine	56
4.2.2.1.1. Koeficijent vanjskog tlaka	57
4.2.2.1.2. Reynoldsov broj	58
4.2.2.2. Sila vjetra na unutarnje površine	59
4.3. Utjecaj okolnih zgrada.....	59
4.4. Vrtložno odvajanje.....	60
4.4.1. Inercijska sila	61
4.4.1.1. Najveći bočni pomak	62
4.4.1.2. Scrutonov broj.....	62
4.4.1.3. Faktor proračunske korelacijske duljine i faktor oblika vibriranja	63
4.4.1.4. Koeficijent poprečne sile.....	63

4.4.2. Mjere za sprječavanje vibracija izazvanih vrtloženjem	64
5. PRORAČUN I DIMENZIONIRANJE	65
5.1. Kombinacije djelovanja za granična stanja	65
5.1.1. Kombinacije djelovanja za granično stanje nosivosti	65
5.1.2. Kombinacije djelovanja za granično stanje uporabljivosti	66
5.2. Parcijalni koeficijenti za djelovanja	67
5.2.1. Parcijalni koeficijenti za djelovanja prema HRN EN 1990:2011 [38]	67
5.2.2. Parcijalni koeficijenti za djelovanja prema CINCID normi	68
5.3. Koeficijenti kombinacije prema HRN EN 1990:2011	68
5.4. Modeliranje dimnjaka u računalnim programima	68
5.5. Linearni i nelinearni proračun	69
5.6. Granično stanje nosivosti	70
5.6.1. Armiranje betonske stijenke dimnjaka	70
5.6.1.1. Minimalna vertikalna armatura [43]	70
5.6.1.2. Minimalna horizontalna armatura [43]	71
5.6.1.3. Debljina zaštitnog sloja armiranobetonske stijenke dimnjaka	72
5.6.2. Proračun i dimenzioniranje otvora u dimnjaku	72
5.6.2.1. Usporedba odgovara na vjetar modela dimnjaka s i bez otvora	72
5.6.2.2. Metoda virtualnih otvora [43]	72
5.6.2.3. Armiranje otvora u dimnjaku	74
5.6.2.3.1. Minimalna vertikalna armatura [43]	76
5.6.2.3.2. Minimalna horizontalna armatura [43]	76
5.6.2.3.3. Minimalna dijagonalna armatura	76
5.7. Granično stanje uporabljivosti	77
5.7.1. Ograničenje naprezanja [47]	77
5.7.2. Kontrola pukotina	77
5.7.3. Kontrola pomaka	78

5.8.	Tipični detalji armiranobetonskih dimnjaka	79
5.8.1.	Detalj vrha dimnjaka	79
5.8.2.	Detalj povezivanja nosive konstrukcije s oblogom.....	79
5.8.3.	Detalj priključka aerodinamičkih naprava na nosivu konstrukciju	81
6.	DIMNJAK TERMoeLEKTRANE PLOMIN.....	82
6.1.	Tehnički opis [49]	82
6.1.1.	Opis konstrukcije	82
6.1.1.1.	Vanjski dimnjak	82
6.1.1.2.	Unutarnji dimnjak.....	83
6.1.1.3.	Oprema	83
6.1.1.4.	Statički sustav	83
6.1.1.5.	Materijali	83
6.2.	Rekonstrukcija dimnjaka	84
6.3.	Analiza opterećenja za faze rekonstrukcije	86
6.3.1.	Analiza opterećenja za postojeće stanje	86
6.3.1.1.	Stalno opterećenje	86
6.3.1.2.	Dodatno stalno opterećenje.....	86
6.3.1.3.	Vjetar.....	89
6.3.2.	Analiza opterećenja za 2. fazu rekonstrukcije	99
6.3.2.1.	Stalno opterećenje	99
6.3.2.2.	Dodatno stalno opterećenje [20].....	99
6.3.2.3.	Vjetar.....	102
6.3.3.	Analiza opterećenja za 4. fazu rekonstrukcije	110
6.3.3.1.	Stalno opterećenje	110
6.3.3.2.	Dodatno stalno opterećenje [20].....	110
6.3.3.3.	Vjetar.....	112

7. OCJENA GRANIČNOG STANJA NOSIVOSTI I UPORABLJIVOSTI DIMNJAKA TERMoeLEKTRANE PLOMIN PREMA NORMI HRN EN 1991-1-4:2012..... 120

7.1. Statički model dimnjaka.....	120
7.1.1. Opis načina modeliranja i elemenata modela.....	120
7.1.1.1. Karakteristike materijala za granično stanje nosivosti i uporabljivosti 121	
7.1.2. Poprečni presjeci	132
7.2. Rezultati proračuna za granično stanje nosivosti.....	138
7.2.1. Linearni proračun	138
7.2.2. Nelinearni proračun	160
7.2.2.1. Postojeće stanje	161
7.2.2.2. Druga faza rekonstrukcije.....	164
7.2.2.3. Četvrta faza rekonstrukcije	166
7.3. Rezultati proračuna za granično stanje uporabljivosti.....	168
7.3.1. Linearni proračun	169
7.3.1.1. Postojeće stanje	169
7.3.1.1.1. Pomak vrha dimnjaka.....	169
7.3.1.1.2. Naprezanja u betonu	170
7.3.1.1.3. Naprezanja u armaturi.....	171
7.3.1.1.4. Naprezanja za širinu pukotina	172
7.3.1.2. Druga faza rekonstrukcije.....	173
7.3.1.2.1. Pomak vrha dimnjaka.....	173
7.3.1.2.2. Naprezanja u betonu	174
7.3.1.2.3. Naprezanja u armaturi.....	175
7.3.1.2.4. Naprezanja za širinu pukotina	176
7.3.1.3. Četvrta faza rekonstrukcije	177

7.3.1.3.1.	Pomak vrha dimnjaka.....	177
7.3.1.3.2.	Naprezanja u betonu	178
7.3.1.3.3.	Naprezanja u armaturi.....	179
7.3.1.3.4.	Naprezanja za širinu pukotina	180
7.3.2.	Nelinearni proračun	181
7.3.2.1.	Postojeće stanje	182
7.3.2.1.1.	Pomak vrha dimnjaka.....	182
7.3.2.1.2.	Naprezanja u betonu	183
7.3.2.1.3.	Naprezanja u armaturi.....	184
7.3.2.1.4.	Naprezanja za širinu pukotina	185
7.3.2.2.	Druga faza rekonstrukcije.....	186
7.3.2.2.1.	Pomak vrha dimnjaka.....	186
7.3.2.2.2.	Naprezanja u betonu	187
7.3.2.2.3.	Naprezanja u armaturi.....	188
7.3.2.2.4.	Naprezanja za širinu pukotina	189
7.3.2.3.	Četvrta faza rekonstrukcije	190
7.3.2.3.1.	Pomak vrha dimnjaka.....	190
7.3.2.3.2.	Naprezanja u betonu	191
7.3.2.3.3.	Naprezanja u armaturi.....	192
7.3.2.3.4.	Naprezanja za širinu pukotina	193
7.4.	Analiza rezultata	194
7.4.1.	Granično stanje nosivosti.....	194
7.4.2.	Granično stanje uporabljivosti.....	195
7.4.2.1.	Usporedba rezultata linearnog i nelinearnog proračuna za pomaka vrha dimnjaka	195
7.4.2.2.	Usporedba rezultata linearnog i nelinearnog proračuna za naprezanja u betonu	196

7.4.2.3. Usporedba rezultata linearnog i nelinearnog proračuna za naprezanja u armaturi	196
7.4.2.4. Usporedba rezultata linearnog i nelinearnog proračuna za naprezanja za širinu pukotina.....	197
8. ZAKLJUČAK	206
9. DODATAK	208
9.1. Provjera promjena debljina stijenke prema uvjetima iz poglavlja 2.4	208
9.2. Provjera zahtjeva armiranja betonske stijenke prema poglavlju 5.6.1.....	209
9.2.1. Minimalna vertikalna armatura	209
9.2.2. Minimalna horizontalna armatura	211
9.3. Provjera zahtjeva armiranja oko otvora prema poglavlju 5.6.2.3	212
9.3.1. Dodatna vertikalna armatura oko otvora	213
9.3.2. Dodatna horizontalna armatura oko otvora	214
10. POPIS SLIKA	215
11. POPIS TABLICA	222
12. LITERATURA.....	224
13. PRILOZI	228

1. UVOD

Industrijski dimnjaci se uvrštavaju među najviše samostojeće konstrukcije i često drže nacionalne rekorde. Upravo zbog karakteristične visine utječu na vizuru područja u kojem su izgrađeni.

Sredinom 17. stoljeća grade se prvi industrijski dimnjaci i to od kamena s jako debelim stijenkama i malih visina [1]. Kako je industrijska revolucija napredovala tako su i visine dimnjaka rasle. Shvatilo se da što je dimnjak viši to će zagađeni dim, koji je topliji od okolnog zraka, ići više u atmosferu te će štetan utjecaj na ljude i okoliš biti manji. Rastom visine dimnjaka mijenjali su se i građevni materijali. Kameni materijal je zamijenila opeka, a opeku beton.

Prvi betonski industrijski dimnjak visine 19 m sagrađen je 1873. u Engleskoj [1]. Armirano betonski dimnjaci se u Europi grade od 1907. godine, a prvi visoki armiranobetonski dimnjak, visine 165 m, je sagrađen u Japanu 1916. godine [2]. Najveći broj armirano betonskih dimnjaka je sagrađen 70-tih i 80-tih godina prošlog stoljeća i to visina i preko 300 m.

Modernizacijom tehnoloških procesa i rastom ekološke svijesti smanjuje se broj novih dimnjaka, ali se povećava broj rekonstrukcija postojećih kako bi se prilagodili novim uvjetima.

Rekonstrukcija dimnjaka podrazumijeva kako nadogradnju tako i rušenje dijelova konstrukcije. Sve su to dodatna djelovanja na koja postojeća konstrukcija nije bila proračunata. Razvojem znanosti i tehnologije omogućena su istraživanja djelovanja vjetrova, temperature i potresa na visoke dimnjake. Vrijednosti tih djelovanja mogu biti drugačija od oni na koje je dimnjak proračunat. Zbog svega navedenog je prije same izvedbe rekonstrukcije potrebno ocijeniti može li postojeći dimnjak izdržati osnovna djelovanja po današnjim propisima i dodatna djelovanja uzrokovana samim razlogom rekonstrukcije.

2. OBLIKOVANJE ARMIRANOBETONSKOG DIMNJAKA

2.1. Općenito o dimnjacima

Dimnjaci su konstrukcije za ispuštanje dima, plinova i pare kao posljedice izgaranja fosilnih goriva i kemijskih procesa iz reaktora toplana ili industrijskih postrojenja u atmosferu. Karakterizira ih njihova visina i vitkost zbog čega se smatraju specijalnim inženjerskim građevinama. Takve građevine često izlaze iz okvira primjene određenih normi pri proračunu djelovanja te su potrebna dodatna istraživanja ili savjet stručnjaka.

Najčešća podjela industrijskih dimnjaka je prikazana u tablici te su u nastavku dani detaljniji kriteriji i objašnjenja svake podjele.

Tablica 2.1 Podjela industrijskih dimnjaka [3]

Podjela industrijski dimnjaka prema:				
visini	materijalu	broju cijevnih odvoda	tipu konstrukcije	oblozi
- visok - nizak	- opeka - čelik - beton - FRP	- jedan cijevni odvod - više cijevnih odvoda	- dimnjak pridržan užadima - samostojeći dimnjak	- s oblogom - bez obloge

Visina dimnjaka

Iako je opće prihvaćeno dimnjake visina iznad 150 m klasificirati kao visoke, istraživanja su pokazala da pri klasifikaciji treba uzeti u obzir i omjer visine i promjera na dnu dimnjaka, omjer promjera na vrhu i dnu dimnjaka kao i omjer promjera i debljine stijenke na dnu dimnjaka [4]. Naime, o navedenim omjerima ovisi odgovor konstrukcije na dinamičko djelovanje vjetrova pa se dimnjak bez obzira na visinu veću od 150 m ne mora ponašati kao vitka konstrukcija.

Materijali

Prvi industrijski dimnjaci bili su građeni od kamena, a zatim od opeke. Kako se visina dimnjaka povećavala tako je opeka postala neekonomična te ju zamjenjuje čelik kojeg karakterizira i manja vlastita težina.

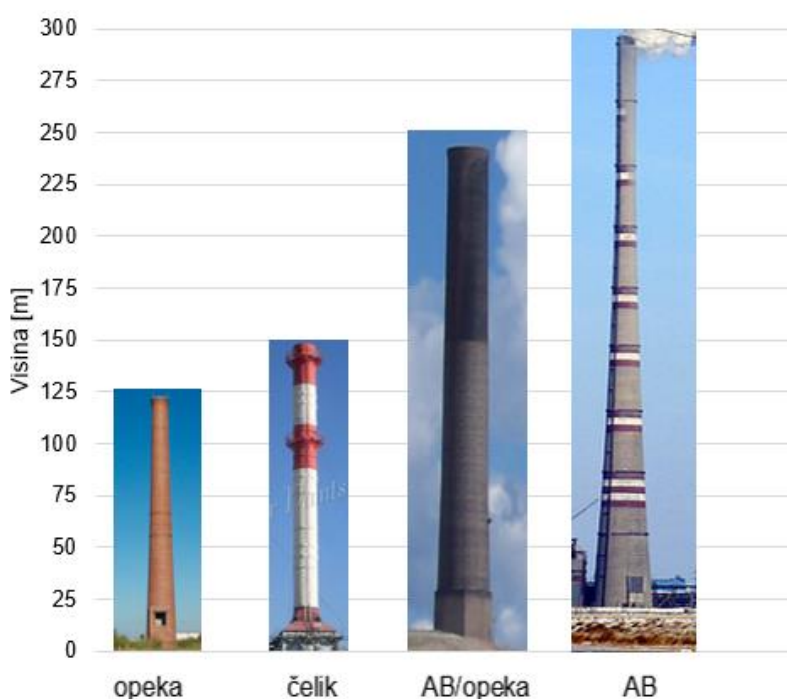
Međutim, visina čeličnog dimnjaka je ograničena zbog velikih vibracija i pomaka uslijed djelovanja vjetra.

Kako dimnjaci postaju viši, korištenje armiranog betona je sve ekonomičnije. Relativno mala cijena armiranog betona i velika vlastita težina koja se odupire dinamičkom djelovanju vjetra su prednosti armiranog betona prema čeliku.

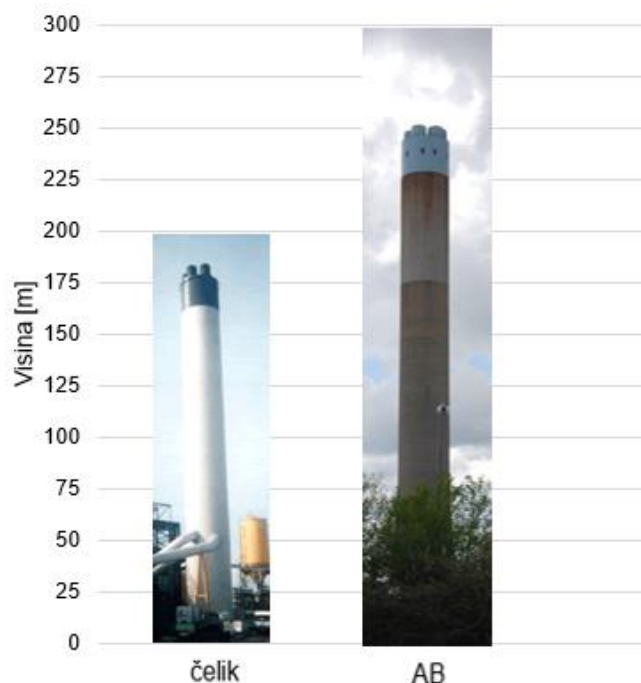
Za najveće visine koristi se prednapeti beton.

Razvojem industrijskih procesa povećavaju se temperature plinova, okoliš u dimnjaku je sve kemijski agresivniji te opeka, čelik i armirani beton, u pogledu trajnosti, nisu pogodni materijali. Za takve dimnjake se koriste polimeri armirani vlaknima.

Visina dimnjaka je ograničena s obzirom na korišteni osnovni građevni materijal. Prema različitim izvorima granične visine za pojedine materijale su različite zbog ograničenosti istraživanja na pojedine dijelove svijeta. No, srednja vrijednost tih visina bi se mogla prikazati slikama 2.1 i 2.2 (prema [5]).



Slika 2.1 Granične visine dimnjaka s jednim cijevnim odvodom

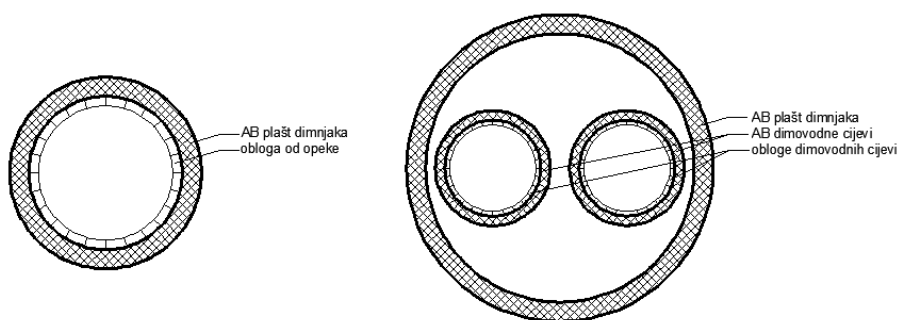


Slika 2.2 Granične visine dimnjaka s više cijevnih odvoda

Napomena: Visine dimnjaka prikazanih na slikama 2.1. i 2.2 ne odgovaraju nužno njihovim stvarnim visinama.

Broj cijevnih odvoda

Iz ekonomskih razloga dimnjaci s jednom odvodnom (dimovodnom) cijevi su opravdani u slučaju više kotlovnica. Problem nastaje ako dođe do kvara neke od kotlovnica jer dolazi do smanjivanja izlazne brzine dima (plina) uslijed manjeg volumena istog što za posljedicu može imati veliko onečišćenje okoliša. Takvih problema nema ako postoji više odvodnih cijevi pri čemu svaka kotlovnica ima svoju odvodnu cijev.



Slika 2.3 Poprečni presjek dimnjaka s jednim i dva cijevna odvoda

Tip konstrukcije

Čelični dimnjaci su konstantnog poprečnog presjeka po cijeloj visini što uzrokuje nestabilnost pri dinamičkim djelovanjima zbog male površine presjeka na dnu dimnjaka. Čelična užad postavljena na 2/3 visine za dimnjake do 30 m te užad na 2/5 i 4/5 visine za dimnjake iznad 30 m rješavaju taj problem [6].

Betonski dimnjaci su oblikovani tako da im se poprečni presjek smanjuje od dna prema vrhu stoga nemaju problem sa stabilnosti te se izvode kao samostalne (nepoduprte) konstrukcije. Ako je betonski dimnjak konstantnog poprečnog presjeka, za osiguranje stabilnosti izvode se rebra za ukrućenje u donjem dijelu dimnjaka.

Obloga

Današnji dimnjaci obavezno imaju oblogu koja sprječava kondenzaciju plinova. Kondenzat plinova je kiselog karaktera te može uzrokovati kisele kiše (u slučaju male izlazne brzine plina) ili razaranje nosivog betonskog plašta dimnjaka (u slučaju velike izlazne brzine plina).

Materijali pogodni za oblogu su čelik, opeka, armirani beton, polimeri armirani staklenim vlaknima, borosilikatno staklo. Odabir materijala ovisi o kemijskoj agresivnosti i temperaturi plina u dimnjaku . Čelik je upotrebljiv za temperature između 150°C do 400°C, a opeka do 800°C (ekonomična za visine do 200 m). Materijali poput polimera armiranih staklenim vlaknima koriste se za jako agresivne sredine [7].

2.2. Osnovni dijelovi dimnjaka

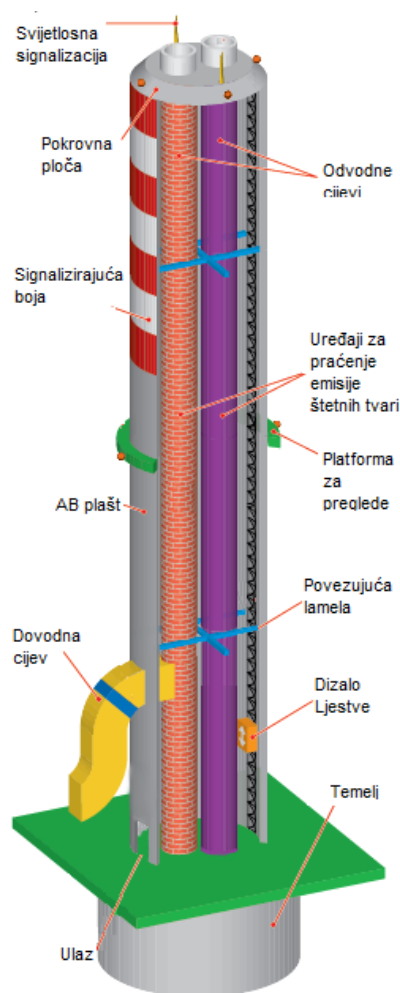
Osnovni dijelovi svakog armiranobetonskog industrijskog dimnjaka su vanjska nosiva armiranobetonska konstrukcija (plašt) te unutarnja konstrukcija, tj. cijevni odvod.

Dimnjak može imati jednu ili više odvodnih cijevi. Odvodne cijevi su najčešće armiranobetonske ili čelične s odgovarajućim oblogama. U slučaju jedne odvodne cijevi sama nosiva konstrukcija može služiti i kao cijevni odvod uz uvjet da je prikladno obložena (odnosno ne postoji unutarnja konstrukcija).

Unutarnju konstrukciju (cijevni odvod) je potrebno povezati s vanjskim nosivim plaštem. Najčešće su to armiranobetonske konzolne ploče ili čelične grede (lamele) ako su odvodne cijevi čelične. Takve veze su jednoliko raspoređene po visini dimnjaka te mogu služiti i kao platforme za preglede.

Dimnjak može imati i vanjske platforme. Do platformi se dolazi vanjskim i/ili unutarnjim stepenicama i dizalom. Dizalo se koristi za transport alata i ostalog pribora potrebnog za preglede i popravke konstrukcije.

Zbog sigurnosti zračne plovidbe dimnjake je potrebno označiti svjetlima i crveno bijelim trakama. Izvori svjetla postavljeni na ili najbliže vrhu dimnjaka, moraju biti onoliko ispod njihovog vrha koliko je potrebno da se prljanje dimom svede na najmanju moguću mjeru. Crvene (ili narančaste) i bijele trake moraju biti okomite na najdužu dimenziju i imati širinu oko $1/7$ najduže dimenzije, ili 30 m, već prema tome što je manje [8].



Slika 2.4 Osnovni dijelovi dimnjaka

2.3. Određivanje osnovnih dimenzija dimnjaka

Visina i promjer vrha dimnjaka ovise o izlaznoj brzini i o raspršivanju dima, plina ili pare na veće područje kako bi koncentracija opasnih tvari koja dođe do tla bila u propisanim granicama.

Na raspršivanje utječu [9]:

- a) temperatura i volumen izlaznog dima, plina, pare
- b) brzina vjetra na vrhu dimnjaka
- c) topografija terena i građevine u okolini dimnjaka.

Što su temperatura i volumen dima, plina ili pare veći to će one ići više u atmosferu gdje će se, zbog turbulencija atmosfere, smanjiti koncentracija štetnih tvari koje će doći na tlo.

Da bi se izbjegao negativni uzgon (natražno gibanje) izlazna brzina dima mora biti veća od 1,5 puta brzine vjetra na vrhu dimnjaka. S obzirom na to da je raspršivanje tvari učinkovitije u slučaju jakog vjetra i malog volumena dima u odnosu na jak vjetar i malu masu dima, najmanja izlazna brzina na vrhu dimnjaka se preporučuje između 15 i 20 m/s [9]. U tom slučaju će se, za dovoljnu visinu dimnjaka, produkti izgaranja i kemijskih procesa zadržati toliko dugo u atmosferi da dođe do raspršivanja i razgradnje istih bez štetnog djelovanja na okoliš i ljude.

2.3.1. Promjer vrha dimnjaka

Iz izraza za najmanju izlaznu brzinu [10]:

$$v_{\min} = f_g \cdot \sqrt[4]{\frac{A_M}{A_0}}$$

gdje je:

f_g preporučena vrijednost minimalne brzine = 0,5 m/s,

A_M površina poprečnog presjeka cijevnog odvoda na vrhu dimnjaka [m²],

A_0 preporučena vrijednost = 0,01 m²,

može se procijeniti potrebna površina poprečnog presjeka vrha dimnjaka A_M , a iz nje i potrebni promjer vrha dimnjaka d .

2.3.2. Visina dimnjaka

Za određivanje zahtijevane visine dimnjaka najjednostavnije je koristiti nomogram koji je nastao sjedinjavanjem matematičkih, meteoroloških, fizikalnih i kemijskih formula i teorija.

Podaci koji su potrebni su:

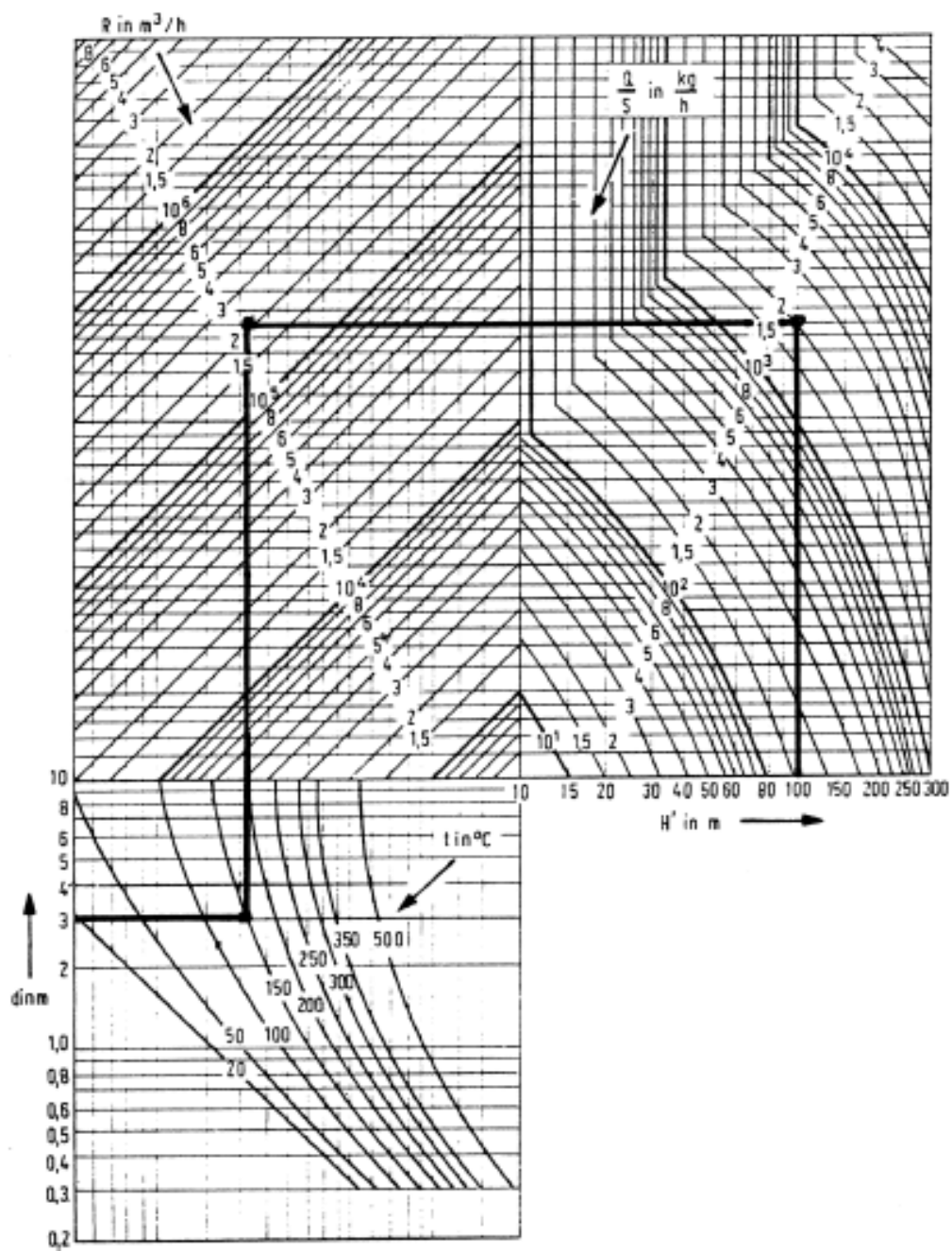
promjer vrha dimnjaka, d [m],

temperatura izlaznog plina, dima, pare, t [°C],

volumen plina, dima, pare, R [m³/h],

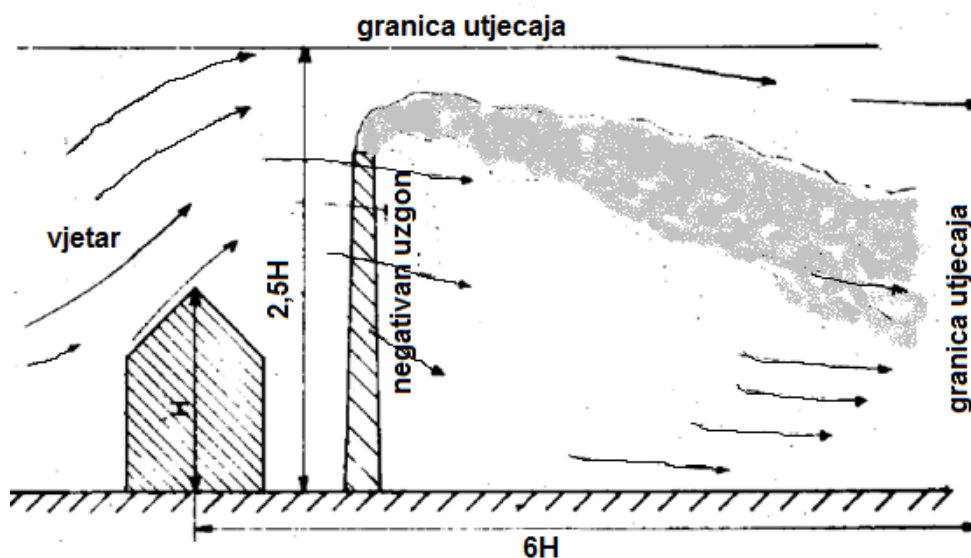
masa plina, dima, pare, Q [kg/h],

koeficijent ovisan o vrsti štetnih tvari (plinova) u dimu, S .



Slika 2.5 Nomogram za određivanje visine dimnjaka [7]

Ako postoje velike promjene u konfiguraciji terena ili visoke građevine u okolici dimnjaka preporuka je da visina dimnjaka bude najmanje 2,5 puta veća od visine građevine odnosno visine promjene terena [9].



Slika 2.6 Utjecaj okolnih građevina i prepreka na visinu dimnjaka [9]

2.3.3. Promjer dna dimnjaka

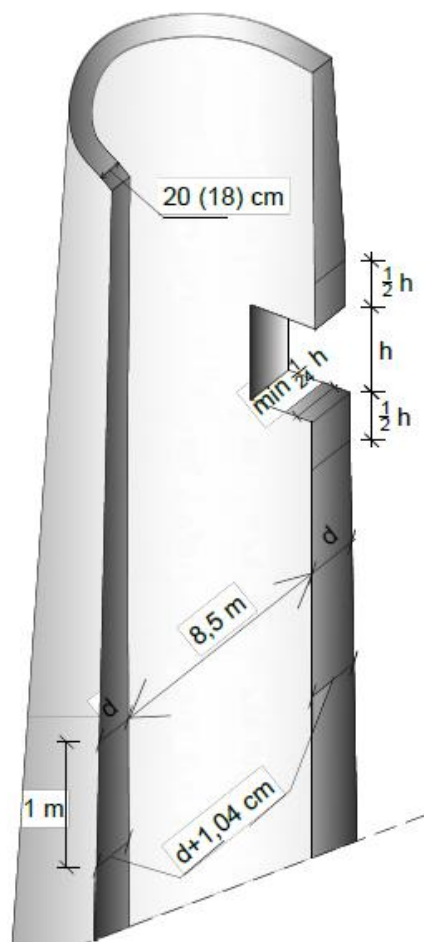
Promjer na dnu dimnjaka ovisi samo o statici, tj. mora biti toliki da osigura stabilnost dimnjaka te da ne dođe do razaranja materijala zbog prekoračenja naprezanja jer se radi o najkritičnijem presjeku. Analizom dosadašnjih dimnjaka utvrđen je omjer visine dimnjaka i promjera na dnu i iznosi $\frac{h}{d_{\text{dna}}} = 12 - 15$ [11] .

2.4. Debljina armiranobetonske stijenke dimnjaka

Najmanja debljina nosive armiranobetonske konstrukcije je 20 cm, za betoniranje na mjestu izgradnje, a 18 cm za predgotovljene elemente od kojih se gradi dimnjak [12].

Na dnu dimnjaka su vrata velikih dimenzija da se omogući nesmetan prolaz kamiona i otvori od dovodnih cijevi u dimnjak iz industrijskog postrojenja. Takvi otvori su velika oslabljenja u najkritičnijem presjeku dimnjaka. Na mjestu otvora debljina stijenke treba biti najmanje 1/24 visine otvora. Tu debljinu treba zadržati na duljini od 1/2 visine otvora iznad i ispod samog otvora.

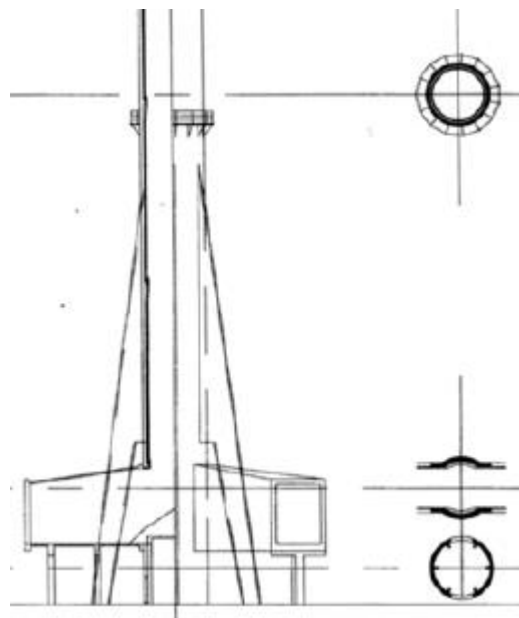
Kada unutrašnji promjer dosegne 8,5 m, debljinu stijenke treba povećavati 1,04 cm svaki metar [13].



Slika 2.7 Debljina stijenke dimnjaka

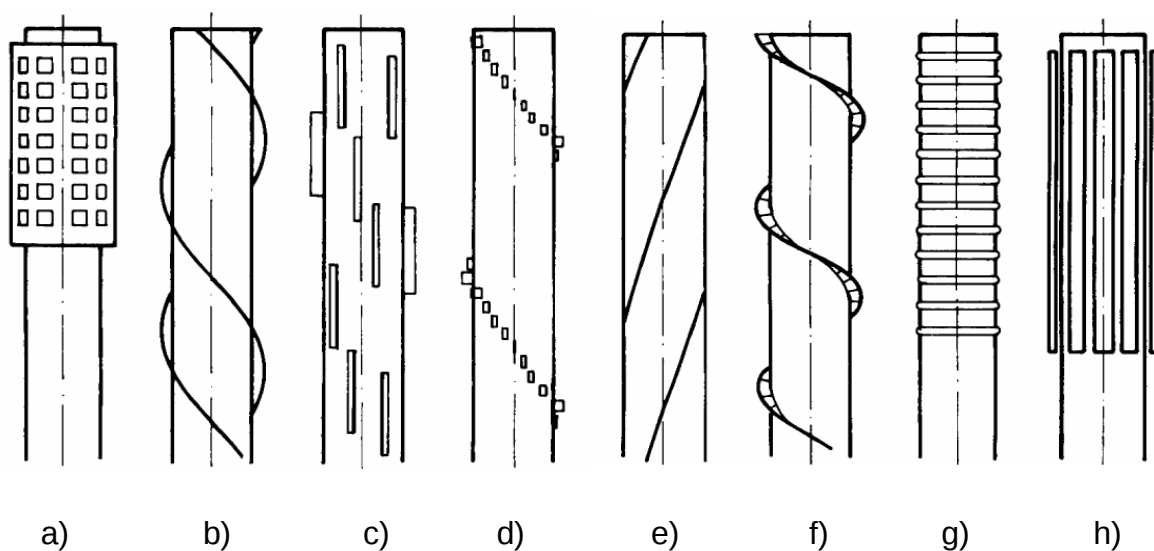
2.5. Stabilizatori

Armiranobetonski dimnjaci svojim oblikom prate tok unutarnjih sila pa su pri dnu većeg promjera i debljine stijenke koji se smanjuju prema vrhu. Međutim, ponekad se zbog skučenosti prostora betonski dimnjaci izvedu konstantnog poprečnog presjeka po cijeloj visini. Da se spriječi problem stabilnosti zbog premale površine na dnu gdje su najveće unutarnje sile, nosiva konstrukcija se ojačava vertikalnim zidovima trokutastog oblika. Primjer takvog dimnjaka je dimnjak termoelektrane Sisak.



Slika 2.8 Vertikalni trokutasti zidovi kao stabilizatori (TE Sisak) [14]

Kada je promjer na vrhu dimnjaka veći od 75 debljina stijenke i omjer visine i promjera na vrhu veći od 20 [15], potrebno je razmotriti utjecaj vrtložnih odvajanja. Ako je taj utjecaj značajan, na zadnjoj trećini visine dimnjaka postavljaju se aerodinamički stabilizatori koji svojim oblikom usmjeravaju vjetar uz samu konstrukciju prema gore (dolje) i tako smanjuju poprečnu silu vjetra na dimnjak.



Slika 2.9 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 [7]

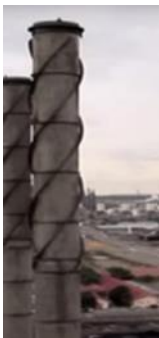
2.6. Primjeri dimnjaka iz svijeta i Hrvatske

Početak industrijske revolucije počinje gradnja visokih dimnjaka. Visina dimnjaka najviše ovisi o dopuštenim vrijednostima štetnih čestica na tlu na određenoj udaljenosti od samog dimnjaka. Razvojem svijest o zaštiti okoliša i ljudskog zdravlja industrijski dimnjaci postajali su sve viši. Što je dimnjak viši to će štetne tvari i plinovi ići više u atmosferu gdje se zbog turbulencija miješaju i razgrađuju, a dio koji dođe do tla će biti u propisanim granicama.

U sljedećoj tablici je dan pregled nekoliko postojećih armiranobetonskih dimnjaka iz svijeta i Hrvatske. Osim visine dani su još neki podaci kao što su godina izgradnje, promjeri na dnu i vrhu dimnjaka, debljina stijenki i slično.

Tablica 2.2 Primjeri dimnjaka iz svijeta i Hrvatske

Dimnjak	Godina izgradnje	Država (Grad)	Visina [m]	Dodatne informacije
Dimnjak termoelektrane GRES-2 	1987	Kazahstan (Ekibastuz)	419,7	- najviši dimnjak na svijetu -promjer na dnu: 44 m - promjer na vrhu: 14,2 m [16]
Inco Superstack 	1971	Kanada, Ontario (Sudbury)	380,1	- promjer na dnu: 35,4 m - promjer na vrhu: 15,8 m - najviši dimnjak na zapadnoj hemisferi - gradnja dimnjaka je trajala 60 dana [17]
Dimnjak termoelektrane Berezovskaya 	1985	Rusija (Sharypovo)	370	- najviši dimnjak u Rusiji [18]

Dimnjak	Godina izgradnje	Država (Grad)	Visina [m]	Dodatne informacije
Dimnjak termoelektrane Trbovlje 	1976	Slovenija (Trbovlje)	360	- promjer na dnu: 27,5 m - promjer na vrhu: 7,7 m - najviši dimnjak u Europi - gradnja kliznom oplatom [19]
Dimnjak termoelektrane Plomin 2 	1999	Hrvatska (Plomin)	340	- 2 AB plašta - srednji polumjer vanjskog plašta na dnu: 16 m - srednji polumjer na vrhu: 4,5 m - najviša građevina u Hrvatskoj [20]
Dimnjak tvornice sintetičkih goriva SASOL III 	1984	Južnoafrička Republika (Secunda)	301	- najviši dimnjak južne hemisfere - od 292 m do vrha dimnjaka su postavljene spirale kao aerodinamička mjera [21]

Dimnjak	Godina izgradnje	Država (Grad)	Visina [m]	Dodatne informacije
Dimnjak termoelektrane Rijeka I 	1978	Hrvatska (Kostrena)	175,5	- U donjem dijelu je stožastog oblika koji postepeno prelazi u cilindrični oblik promjera 4,5 m. [22]
Dimnjak termoelektrane Sisak (Blok A) 	1970	Hrvatska (Sisak)	140	- AB plašt konstantnog vanjskog promjera od 5,74 m i promjenjivog unutarnjeg od 5,44 do 5,04 m. - Ojačanje nosive konstrukcije je vertikalnim zidovima trokutastog oblika koji sežu do otprilike 40 m [23].
Dimnjak TETO Osijek 	1985	Hrvatska (Osijek)	120	- U donjem dijelu je stožastog oblika koji postepeno prelazi u cilindrični oblik svijetlog promjera 3,5 m. [24]

3. OSNOVNA DJELOVANJA NA DIMNJAKE

Djelovanja koja se uzimaju u obzir pri proračunu dimnjaka su:

- vlastita težina i dodatno stalno,
- vjetar,
- potres,
- temperatura.

Kako su dimnjaci vitke konstrukcije, osjetljivi su na dinamička djelovanja vjetra i potresa. Međutim, uočeno je da što je dimnjak viši i vitkiji djelovanje vjetra postaje značajnije u odnosu na potresne učinke. Moment prevrtanja uslijed vjetra raste s kvadratom visine, a uslijed potresa vjerojatno neće porasti više od visine dimnjaka na potenciju 1,25 [25]. Stoga se može reći da će za područja niskog i umjerenog potresnog rizika, za dimnjak koji je pravilno projektiran da izdrži vjetrovno djelovanje, biti potrebne manje prilagodbe kako bi zadovoljio i u pogledu otpornosti na potresno djelovanje.

3.1. Vjetar

Vjetar je vremenski promjenjivo djelovanje koje djeluje izravno kao tlak na vanjske površine zatvorenih konstrukcija i neizravno na unutarnje površine zbog propusnosti vanjske površine. Tlakovi koji djeluju na površinu uzrokuju sile okomite na površinu.

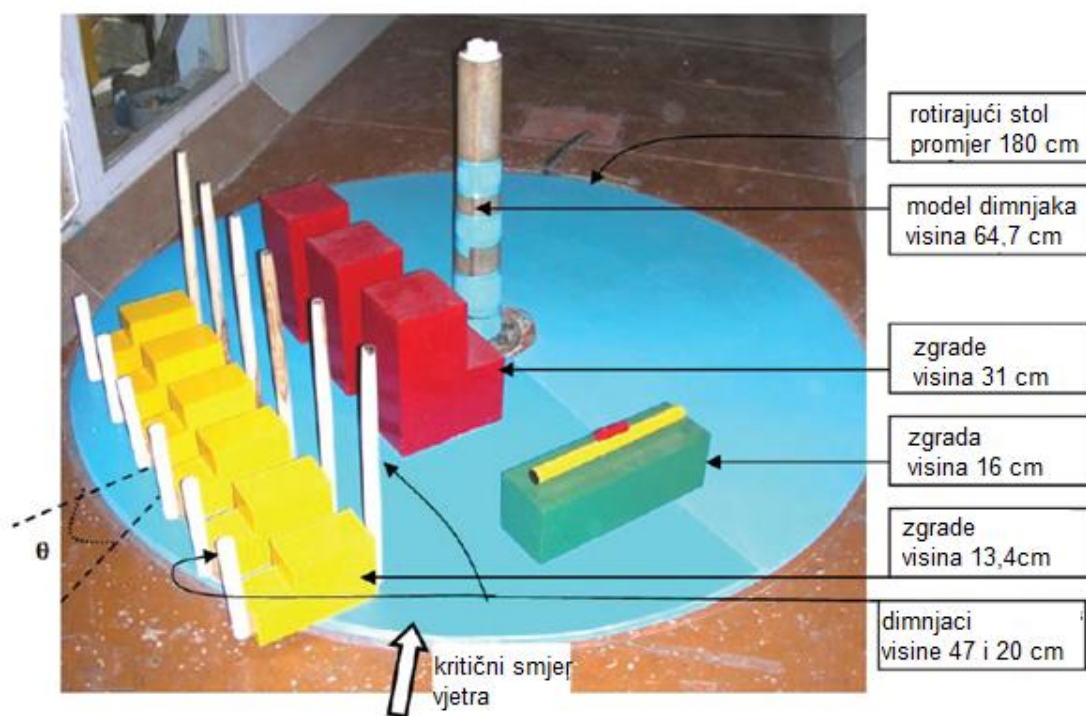
3.1.1. Istraživanja na modelima u vjetrovnom tunelu

Opterećenje vjetra na dimnjak se povećava s visinom što za posljedicu ima velike sile na vrhu dimnjaka koje uzrokuju značajne momente na dnu dimnjaka. Istraživanja na tu temu su rađena 30-tih godina prošlog stoljeća u SAD-u. Ispitivanja su provedena u vjetrovnom tunelu na modelima dimnjaka promjera 3 m i visine 9 m, te promjera 0,2 m i 0,3 m i visine 1,5 m. S obzirom na to da maksimalne vrijednosti Reynoldsovog broja nisu mogle biti ostvarene u vjetrovnom tunelu, provedeno je i ispitivanje na terenu na postojećem zidanom dimnjaku. Dimnjak je unutarnjeg promjera 3 m i visine 61 m. Zaključak ispitivanja je bio da je opterećenje vjetra na dimnjak funkcija odnosa njegove visine i promjera te da ovisi o hrapavosti površine [26].

Industrijski dimnjaci su uvijek dio industrijskog postrojenja što znači da su okruženi brojnim građevinama koje bi mogle imati utjecaj na tok vjetra. Učinci utjecaja okolnih

građevina na dimnjak istraživani su na modelu dimnjaka u mjerilu 1:150 u vjetrovnom tunelu [27]. Model je izrađen od FRP-a jer je prijašnjim ispitivanjima utvrđeno da se FRP ponaša slično armiranom betonu što se tiče dinamičkog odgovora u vjetrovnom tunelu [28].

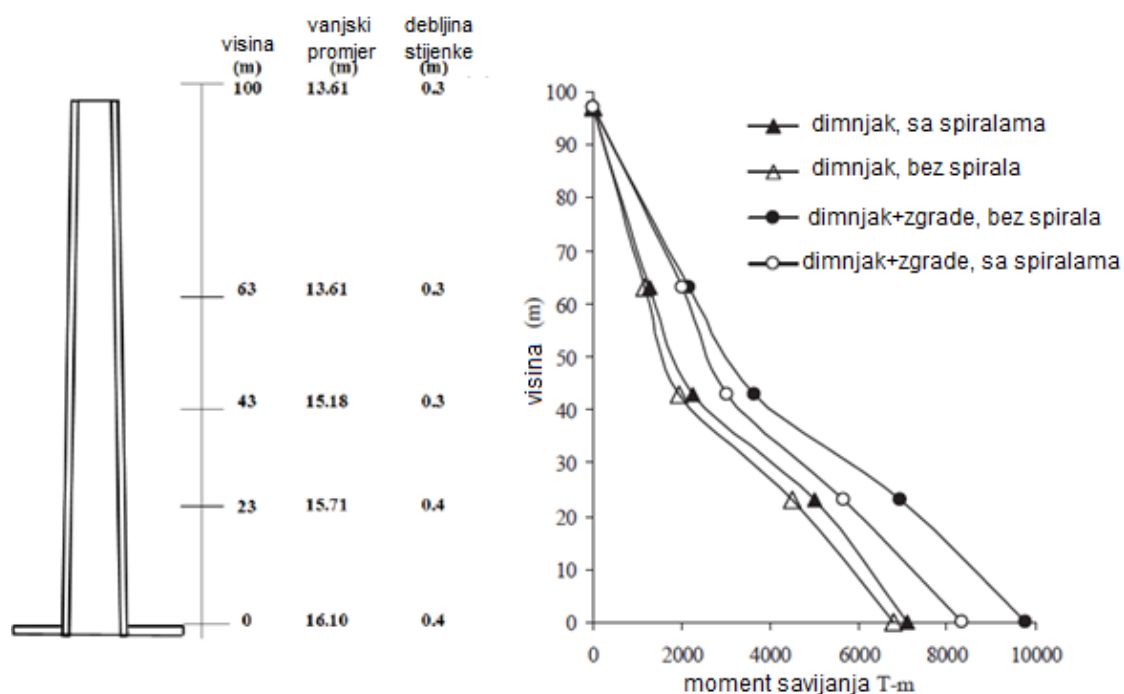
Uz utjecaj okolnih građevina ispitana je i opravdanost postavljanja spirala na gornju trećinu dimnjaka u svrhu aerodinamičke stabilnosti. Naime, ovisno o odnosu dimenzija dimnjaka i vrijednosti kritične brzine u odnosu na srednju brzinu vjetra, može doći do odvajanja vrtloga naizmjenično sa suprotnih strana presjeka dimnjaka pa se javlja oscilirajuće opterećenje na dimnjak u smjeru okomitom na smjer djelovanja vjetra. Kritična situacija je kada je frekvencija titranja dimnjaka zbog odvajanja vrtloga jednaka vlastitoj frekvenciji dimnjaka.



Slika 3.1 Pogled na model dimnjaka za ispitivanje u vjetrovnom tunelu [27]

Određivao se moment savijanja na dnu dimnjaka i to za slučaj dimnjaka bez okolnih zgrada i s okolnim zgradama. U oba slučaja je dimnjak jednom imao spirale kao aerodinamičke stabilizatore, a drugi put ne. Rezultati ispitivanja se prikazani na slici iz koje se može zaključiti da se ukupni moment savijanja (od sila u smjeru i okomito na smjer vjetra) znatno povećao u slučaju kada su postojale zgrade u blizini dimnjaka. Iz

navedenoga slijedi da dolazi do povećanja opterećenja vjetra zbog okolnih zgrada te je taj utjecaj potrebno uzeti u obzir pri proračunu djelovanja vjetra na dimnjak. Isto tako je očito smanjenje momenta kada su na dimnjaku bile spirale čime je dokazana njihova učinkovitost.



Slika 3.2 Rezultati ispitivanja u vjetrovnom tunelu [27]

Postupak proračuna djelovanja vjetra prema HRN EN 1991-1-4 je prikazan u 4. poglavlju gdje su dani i izrazi kojima se uzimaju u obzir navedeni utjecaji.

3.2. Temperatura prema HRN EN 1991-1-5:2012 [29]

Određivanje vrijednosti temperature elementa ovisi o strukturi materijala, orijentaciji i položaju elementa te je funkcija najviše i najniže temperature zraka u hladu, vanjskog sunčanog zračenja i radne temperature iznutra.

3.2.1. Pretpostavke, ograničenja i zahtjevi

Vrijednosti godišnje najviše i najniže temperature pretpostavljaju se za otvoreni prostor i za nadmorsku visinu srednje razine mora s godišnjom vjerojatnosti premašaja 0,02 (odgovara srednjem povratnom razdoblju 50 godina). Ovisno o lokaciji dimnjaka može biti potrebno prilagoditi vrijednosti temperatura s obzirom na nadmorsku visinu.

Nadalje, u slučaju da je dimnjak smješten na takvoj lokaciji da je najniža temperatura značajno niža ili viša od danih vrijednosti, ta odstupanja treba uzeti u obzir upotrebljavajući lokalne meteorološke podatke.

Temperatura od radnih procesa treba se odrediti prema normi HRN EN 13084-1:2008 [10].

3.2.2. Temperature zraka od klimatski učinaka i radnih procesa

Vrijednosti najniže , $T_{\min}$, i najviše temperature zraka, $T_{\max}$, u hladu za lokaciju dimnjaka određuju se iz nacionalnih karti izoterma (slike 3.3 i 3.4).

Te vrijednosti je potrebno prilagoditi za nadmorsku visinu predmetne lokacije tako da se oduzima 0,5°C od najniže temperature zraka u hladu za svakih 100 m visine i 1,0°C od najviše temperature zraka u hladu za svakih 100 m visine.

$$T_{\min(h)} = T_{\min} - \frac{h}{200}$$

$$T_{\max(h)} = T_{\max} - \frac{h}{100}$$

Efekt solarne radijacije (sunčanog zračenja) ljeti uzima se u obzir prema tablici 3.1, a ovisi o apsorptivnosti površine i njezinoj orijentaciji.

Tablica 3.1 Orijentacijske vrijednosti temperature T_{out}

Godišnje doba	Faktor važnosti		Temperatura T_{out}	Sjevernoistočno orijentirani elementi	Jugozapadno orijentirani elementi
Ljeto	Relativna apsorptivnost ovisna o boji površine	0,5 blještave svijetle površine	$T_{\text{max}} + T_3$	$T_3 = 0^{\circ}\text{C}$	$T_3 = 18^{\circ}\text{C}$
		0,7 svijetlo obojene površine	$T_{\text{max}} + T_4$	$T_4 = 2^{\circ}\text{C}$	$T_4 = 30^{\circ}\text{C}$
		0,9 tamne površine	$T_{\text{max}} + T_5$	$T_5 = 4^{\circ}\text{C}$	$T_5 = 42^{\circ}\text{C}$
Zima			T_{min}		

Temperatura zraka unutar dimnjaka kada je van funkcije određuje se prema tablici 3.2

Tablica 3.2 Orijentacijske vrijednosti temperature T_{in}

Godišnje doba	Temperatura T_{in}
Ljeto	$T_1 = 20^{\circ}\text{C}$
Zima	$T_2 = 25^{\circ}\text{C}$

Vrijednost T_2 u tablici se odnosi na grijane građevine. Budući da dimnjak nije grijana građevina, tu je vrijednost potrebno procijeniti s obzirom na predmetnu lokaciju upotrebljavajući lokalne meteorološke podatke.

Temperatura dima unutar dimnjaka $T_{in,dim}$ (kada je dimnjak u funkciji) određuje se prema normi HRN EN 13084-1:2008 [10], a ovisi o samom tehnološkom procesu u industrijskom postrojenju. Jedan je od osnovnih podataka u projektnom zadatku.

3.2.3. Komponente raspodjele temperature

Kada se razmatraju toplinska djelovanja koja potječu samo od klimatskih učinaka, uzima se da sljedeće komponente djeluju istovremeno:

- a) komponenta jednolike temperature, ΔT_u
- b) komponenta linearno promjenjive temperature, ΔT_M
- c) stupnjevita komponenta, ΔT_{st} .

Iste komponente treba kombinirati i u slučaju razmatranja toplinskih djelovanja zbog klimatskih učinaka s onima koji su posljedica radnih procesa pri čemu se T_{in} zamjenjuje s $T_{in,dim}$.

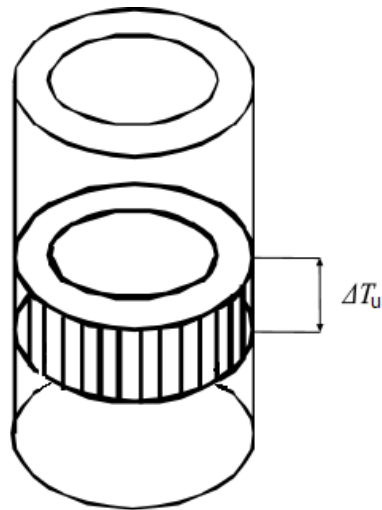
a) Komponentu jednolične temperature treba odrediti iz izraza:

$$\Delta T_u = T - T_0 = \frac{T_{out} - T_{in}}{2} - T_0$$

gdje je:

T prosječna vrijednost temperature konstrukcijskog elementa zbog klimatskih promjena temperature tijekom zimskog ili ljetnog razdoblja i zbog radnih temperatura određena upotrebljavajući temperaturni profil

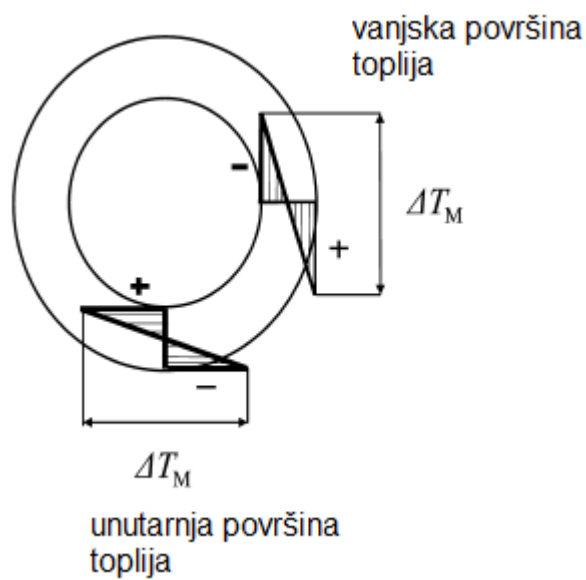
T_0 početna temperatura u trenutku kada je elementu ograničeno deformiranje, preporučena vrijednost je 10°C.



Slika 3.5 Komponenta jednolične temperature

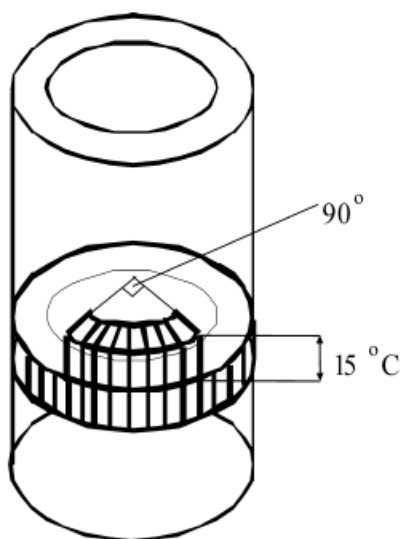
b) Komponenta linearno promjenjive temperature ΔT_M određena je razlikom temperatura na vanjskoj i unutarnjoj površini poprečnog presjeka tijekom zimskog ili ljetnog razdoblja i zbog radnih temperatura:

$$\Delta T_M = T_{\text{out}} - T_{\text{in}}.$$



Slika 3.6 Komponenta linearno promjenjive temperature

c) Učinci sunčanog zračenja (solarne radijacije) uzimaju se u obzir stupnjevito raspodjelom temperature po opsegu tako da jedan kvadrant opsega ima višu srednju temperaturu od ostatka opsega. Preporučena vrijednost temperaturne razlike je 15°C. Komponentu stupnjevite temperature treba uzeti da djeluje zajedno s vjetrom.



Slika 3.7 Komponenta stupnjevite temperature po opsegu

3.2.4. Temperaturni profil

Temperaturni profili se smiju odrediti pomoću teorije prijenosa topline. Za slučaj jednostavnog elementa (ploča, zid, ljuska), uz uvjet da nema lokalnih toplinskih mostova, temperatura $T(x)$ na razmaku x od unutarnje površine poprečnog presjeka smije se odrediti, pretpostavljajući stacionarno toplinsko stanje, izrazom:

$$T(x) = T_{\text{in}} - \frac{R(x)}{R_{\text{tot}}}(T_{\text{in}} - T_{\text{out}})$$

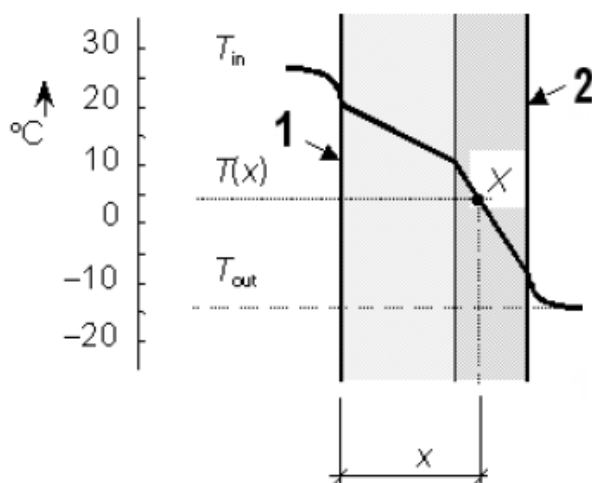
gdje je:

T_{in} temperatura zraka unutarnjeg okoliša

T_{out} temperatura zraka vanjskog okoliša

R_{tot} ukupni toplinski otpor elementa uključujući otpor obje površine

$R(x)$ toplinski otpor na unutarnjoj površini i elementa od unutarnje površine do točke x .



Legenda:

1 unutarnja površina

2 vanjska površina

Slika 3.8 Toplinski profil dvoslojnog elementa

Vrijednosti toplinskih otpora R_{tot} i $R(x)$ određuju se izrazima:

$$R_{\text{tot}} = R_{\text{in}} + \sum_i \frac{h_i}{\lambda_i} + R_{\text{out}}$$

$$R(x) = R_{\text{in}} + \sum_i \frac{h_i}{\lambda_i}$$

gdje je:

R_{in} toplinski otpor na unutarnjoj površini, [$\text{m}^2\text{K/W}$]

R_{out} toplinski otpor na vanjskoj površini, [$\text{m}^2\text{K/W}$]

λ_i toplinska provodljivost, za beton obujamske mase od 21 do 25 kN/m^3 kreće se od 1,16 W/(mK) do 1,71 W/(mK)

h_i debljina sloja i , [m].

Toplinski otpor na unutrašnjoj površini [31] je određen izrazom:

$$R_{\text{in}} = \frac{1}{h_{\text{ci}} + h_{\text{ri}}}$$

gdje je:

$h_{\text{ci}} = 2,5 \text{ W/(m}^2\text{K)}$ za horizontalan prijenos topline,

$h_{\text{ri}} = 4\varepsilon\sigma T_{\text{in}}^3$ uz $\varepsilon = 0,9$ i $\sigma = 5,67 \cdot 10^{-8} \text{ W/(m}^2\text{K}^4)$.

Toplinski otpor na vanjskoj površini [31] se određuje iz izraza:

$$R_{\text{out}} = \frac{1}{h_{\text{ce}} + h_{\text{re}}}$$

gdje je:

$h_{\text{ce}} = 4 + 4v$, a v je brzina vjetra paralelna s površinom u m/s,

$h_{\text{re}} = 4\varepsilon\sigma T_{\text{out}}^3$ uz $\varepsilon = 0,9$ i $\sigma = 5,67 \cdot 10^{-8} \text{ W/(m}^2\text{K}^4)$.

3.3. Potres prema HRN EN 1998-6:2011 [32]

Potres je djelovanje koje se u konstrukciju unosi zbog gibanja tla na kojem je temeljena građevina. Do titranja građevine dolazi zbog pokretanja mase građevine uslijed unesenog potresnog ubrzanja tla u samu strukturu konstrukcije.

3.3.1. Pretpostavke, ograničenja i zahtjevi

Pretpostavlja se da tijekom faze građenja ili tijekom daljnjeg života konstrukcije neće doći do promjene konstrukcije, osim ako za to postoji odgovarajuće opravdanje i provjera uključujući i promjene kojima se povećava otpornost konstrukcije [33].

Postupak proračuna potresnog djelovanja danog u nastavku smije se primjenjivati samo za betonske dimnjake prstenastog (šupljeg kružnog) presjeka.

Temeljni zahtjevi [33] koje dimnjaci u potresnim područjima moraju ispuniti su :

- **Zahtjev da rušenje ne smije nastupiti** kako bi se zaštitila sigurnost ljudi, susjednih zgrada i obližnjih građevina.

- **Zahtjev ograničenog oštećenja** kako bi se u slučaju potresa održala neprekinutost rada tvornice ili industrije.

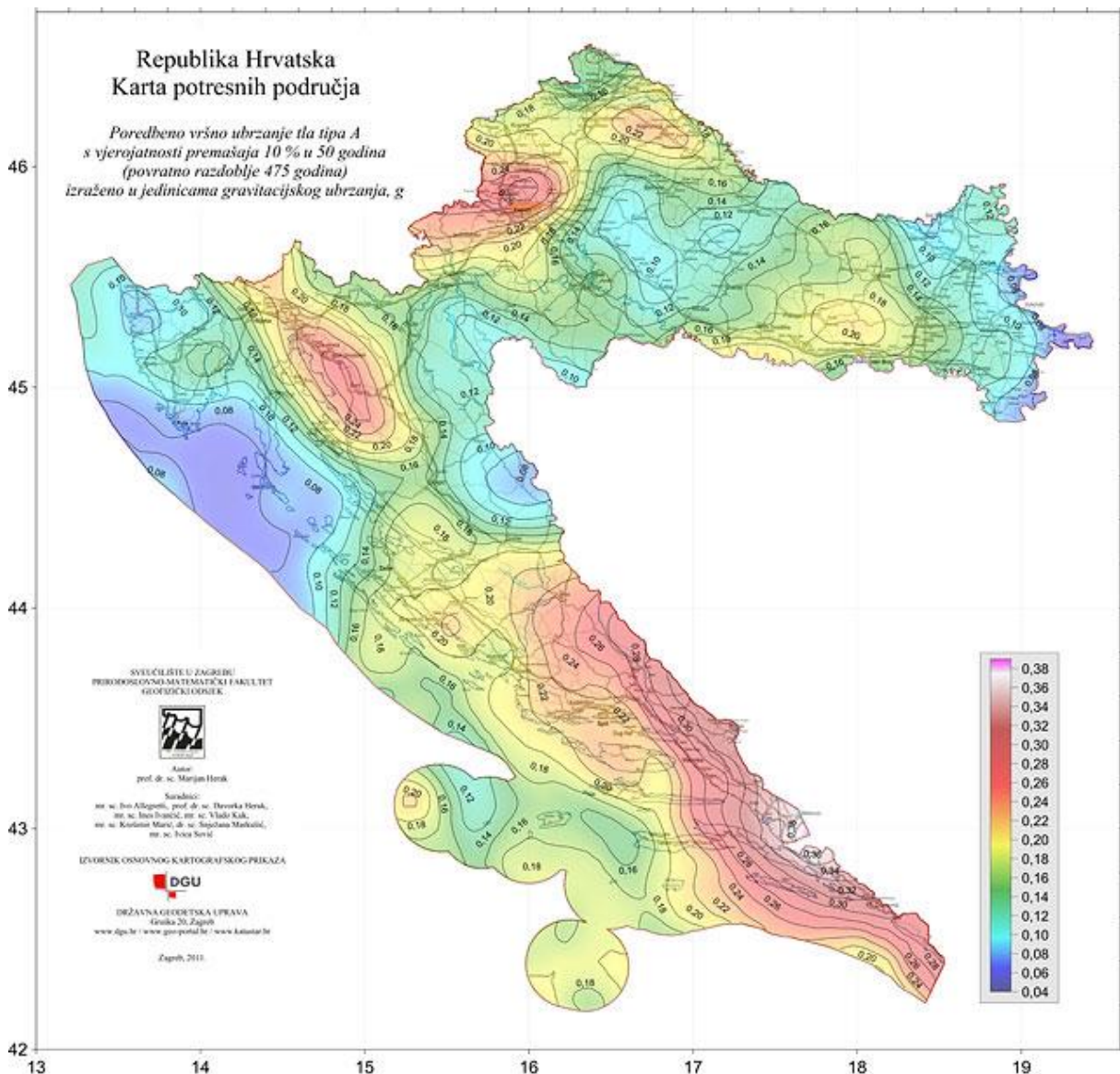
Ciljana pouzdanost navedenih zahtjeva je određena faktorom važnosti γ_1 ovisno o razredu važnosti dimnjaka prema tablici 3.3.

Tablica 3.3 Faktor važnosti [34]

Razred važnosti	Opis	γ_1
I	Dimnjak male važnosti za javnu sigurnost	0,8
II	Dimnjak koji ne pripada razredima I, III ili IV	1,0
III	Dimnjak čije rušenje može utjecati na okolne zgrade ili područja koja bi vjerojatno mogla biti puna ljudi	1,2
IV	Dimnjak čija je cjelovitost od životne važnosti za očuvanje službi civilne zaštite u operativnom stanju (npr. elektrane)	1,4

3.3.2. Proračun potresnog djelovanja

Iz karte potresnih područja potrebno je, za lokaciju dimnjaka, odrediti poredbeno vršno ubrzanje tla a_{gR} koje odgovara ubrzanju temeljnog tla tipa A, poredbenom povratnom razdoblju $T_{NCR} = 475$ godina i faktoru važnosti $\gamma_1 = 1,0$. Ako je faktor važnosti različit od 1,0 (tablica 3.3), proračunsko ubrzanje temeljnog tla tipa A, a_g , bit će jednako $a_g = \gamma_1 \cdot a_{gR}$.



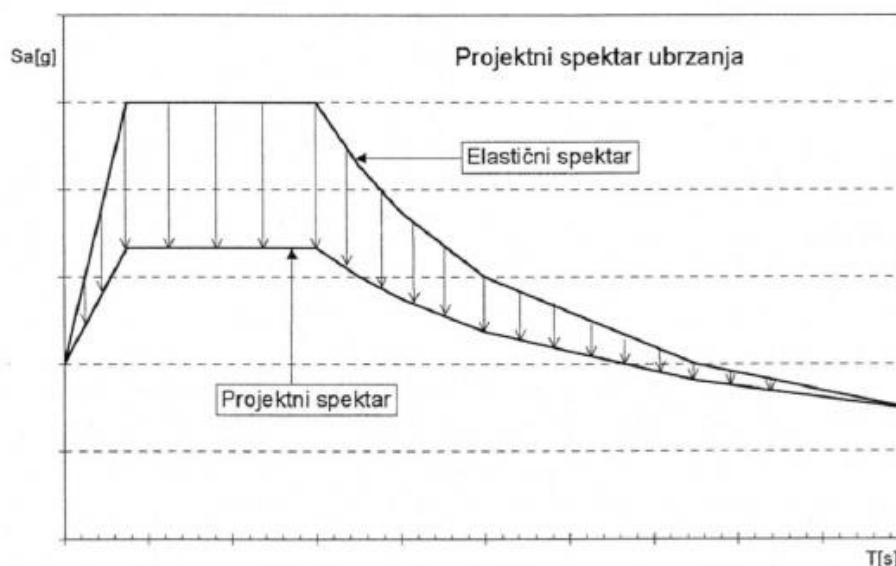
Slika 3.9 Karta potresnih područja Republike Hrvatske [35]

Tablica 3.4 Tipovi temeljnog tla [33]

Tip temeljnog tla	Opis stratigrafskog profila	$v_{s,30}$ (m/s)
A	Stijena ili druga geološka formacija poput stijene uključujući najviše 5 m slabijeg materijala na površini	> 800
B	Nanosi vrlo gustog pijeska, šljunka ili vrlo krute gline, debljine najmanje nekoliko desetaka metara, s postupnim povećanjem mehaničkim svojstava s dubinom	360-800
C	Duboki nanosi gustog ili srednje gustog pijeska, šljunka ili krute gline debljine od nekoliko desetaka metara do više stotina metara	180-360
D	Nanosi rahlog do srednje zbijenog nekoherentnog tla (s nešto mekih koherentnih slojeva ili bez njih), ili pretežno meko do dobro koherentno tlo	< 180
E	Profil tla koji se sastoji od površinskog aluvijskog sloja s vrijednostima $v_{s,30}$ za tipove C ili D i debljinom između 5 i 20 m ispod kojeg je krući materijal s $v_{s,30} > 800$ m/s	

3.3.3. Proračunski spektar za elastični proračun

Potresno gibanje u nekoj točki na površini prikazuje se elastičnim spektrom ubrzanja odziva temeljnog tla. Prema nacionalnom dodatku u Hrvatskoj se primjenjuje elastični spektar odziva tipa 1. U proračunu se koristi proračunski spektar odziva koji se dobije dijeljenjem elastičnog spektra faktorom ponašanja.



Slika 3.10 Elastični i projektni spektar ubrzanja

3.3.3.1. Proračunski spektar za horizontalnu komponentu

Horizontalno potresno djelovanje opisano je dvama ortogonalnim komponentama za koje se pretpostavlja da su neovisne i prikazane istim spektrom odziva.

U proračunu treba uzeti u obzir samo jednu horizontalnu komponentu osim u slučaju dimnjaka s otvorima u kritičnim presjecima čija je horizontalna veličina veća od debljine stijenke dimnjaka.

Kritični presjeci su oni:

- od podnožja dimnjaka do visine D iznad podnožja
- od nagle promjene presjeka do visine D iznad takve nagle promjene
- za visinu D iznad i ispod presjeka dimnjaka u kojem postoji više od jednog otvora, pri čemu je D vanjski promjer dimnjaka u sredini kritičnog područja.

Proračunski spektar odziva $S_d(T)$ za horizontalnu komponentu potresnog djelovanja definiran je sljedećim izrazima [33]:

$$0 \leq T \leq T_B : S_d(T) = a_g S \left[\frac{2}{3} + \frac{T}{T_B} \left(\frac{2,5}{q} - \frac{2}{3} \right) \right]$$

$$T_B \leq T \leq T_C : S_d(T) = a_g S \cdot \frac{2,5}{q}$$

$$T_C \leq T \leq T_D : S_d(T) \begin{cases} = a_g S \cdot \frac{2,5}{q} \cdot \left[\frac{T_C}{T} \right] \\ \geq \beta a_g \end{cases}$$

$$T_D \leq T : S_d(T) \begin{cases} = a_g S \eta \cdot 2,5 \cdot \left[\frac{T_C T_D}{T^2} \right] \\ \geq \beta a_g \end{cases}$$

gdje je:

$S_d(T)$ proračunski spektar odziva

T period vibracija linearnog sustava s jednim stupnjem slobode

a_g proračunsko ubrzanje na temeljnom tlu tipa A

T_B donja granica perioda s granom konstantnog spektralnog ubrzanja

T_C gornja granica perioda s granom konstantnog spektralnog ubrzanja

T_D vrijednost koja definira početak konstantnog raspona odziva u spektru pomaka

S faktor tla

q faktor ponašanja; za elastični proračun smije se uzeti $q = 1,0$

β donja vrijednost faktora horizontalnog spektra odziva, preporučena vrijednost $\beta = 0,2$

Tablica 3.5 Vrijednosti parametara koje opisuju elastični spektar odziva tipa 1 [33]

Tip temeljnog tla	S	T_B (s)	T_C (s)	T_D (s)
A	1,0	0,15	0,4	2,0
B	1,2	0,15	0,5	2,0
C	1,15	0,20	0,6	2,0
D	1,35	0,20	0,8	2,0
E	1,4	0,15	0,5	2,0

3.3.3.2. Proračunski spektar za vertikalnu komponentu

Vertikalna komponenta gibanja temeljnog tla smije se zanemariti.

3.3.3.3. Rotacijski spektar odziva

Za dimnjake više od 80 m u područjima u kojima je umnožak $a_g S > 0,25g$ potrebno je razmatrati i rotacijsku komponentu temeljnog tla.

Budući da promatramo samo jednu horizontalnu komponentu, a vertikalnu zanemarujemo, potrebno je odrediti samo rotacijski spektar odziva oko horizontalne osi x (ili y). Ako nisu dostupni rezultati posebnog istraživanja ili dobro dokumentirana terenska mjerenja, rotacijski spektar odziva oko osi x , u rad/s^2 , može se odrediti iz izraza:

$$R_x^0(T) = \frac{1,7\pi S_e(T)}{v_s T}$$

gdje je:

$S_e(T)$ elastični spektar odziva za horizontalnu komponentu u m/s^2

T period u sekundama

v_s prosječna brzina poprečnog vala u m/s u gornjih 30 m profila temeljnog tla.

Veličina v_s se izravno određuje terenskim mjerenjima ili laboratorijskim mjerenjima posmičnog modula elastičnosti G pri maloj deformaciji i obujamske mase ρ te se odredi

iz izraza $v_s = \sqrt{\frac{G}{\rho}}$.

Ako se ne određuje eksperimentalnim mjerenjima, smiju se uzeti vrijednosti iz tablice 3.6.

Tablica 3.6 Uobičajene vrijednosti brzine poprečnog vala

Tip temeljnog tla	Brzina poprečnog vala v_s u m/s
A	800
B	580
C	270
D	150

Rotacijsku komponentu treba uzeti da djeluje istodobno s translacijskom komponentom.

4. DJELOVANJE VJETRA PREMA HRN EN 1991-1-4:2012 [36]

4.1. Pretpostavke, ograničenja i zahtjevi

Djelovanje vjetra se proračunava na temelju osnovne brzine vjetra ili tlaka ovisnog o brzini pri čemu se pretpostavlja da su osnovne vrijednosti karakteristične vrijednosti s godišnjim vjerojatnostima premašaja 0,02 što odgovara srednjem povratnom razdoblju od 50 godina.

Norma HRN EN 1991-1-4:2012 daje smjernice za određivanje djelovanja vjetra za dimnjake visine do 200 m. Za veće visine je potrebno provesti ispitivanja u vjetrovnom tunelu s pravilno modeliranim prirodnim vjetrom i uzetim u obzir utjecaje terena i okolnih građevina.

4.2. Rezultirajuće sile vjetra

Rezultirajuće sile vjetra na cijeli dimnjak ili neki njegov dio mogu se odrediti:

- proračunom sila upotrebljavajući koeficijente sila ili
- proračunom sila iz površinskih tlakova.

4.2.1. Rezultirajuća sila vjetra upotrebljavajući koeficijente sila

Rezultirajuća sila vjetra koja djeluje na dimnjak F_w određuje se izrazom:

$$F_w = q_p(z) \cdot c_s c_d \cdot c_f \cdot A_{ref}$$

gdje je:

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

$c_s c_d$ konstrukcijski faktor

c_f koeficijent sile

A_{ref} referentna površina dimnjaka.

U nastavku su dani izrazi za proračun svake komponente rezultirajuće sile vjetra.

4.2.1.1. Tlak pri vršnoj brzini

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

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

gdje je:

ρ gustoća zraka, 1,25 kg/m³

v_b osnovna brzina vjetra, određena kao funkcija smjera vjetra i doba godine, 10 metara iznad tla koje pripada kategoriji terena II

$c_e(z)$ faktor izloženosti.

4.2.1.1.1. Osnovna brzina vjetra

Osnovna brzina vjetra se računa prema izrazu

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

gdje je:

$v_{b,0}$ temeljna vrijednost osnovne brzine vjetra određena iz karte prema slici 4.1

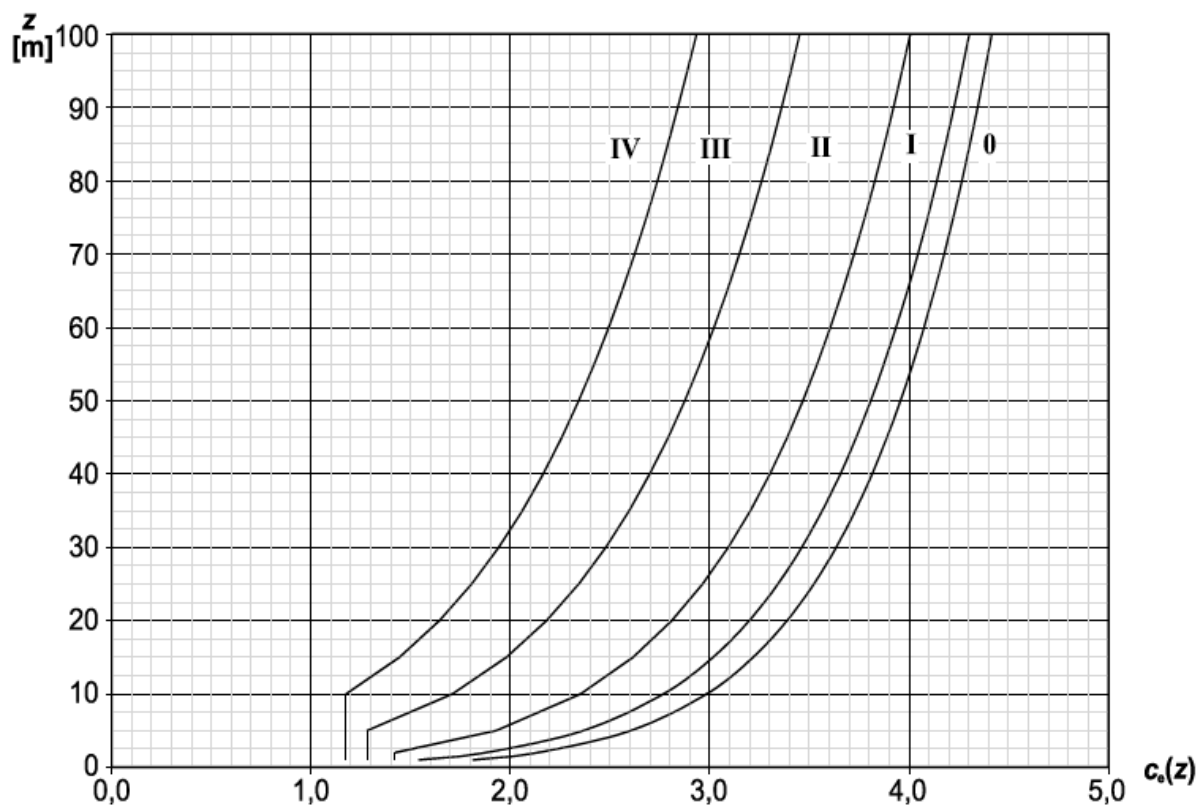
c_{dir} faktor smjera

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 c_{dir} obzirom na smjer djelovanja vjetra nego se uzima maksimalno djelovanje vjetra bez obzira na smjer.

4.2.1.1.2. Faktor izloženosti

Faktor izloženosti $c_e(z)$ se za ravne terene gdje je $c_0(z) = 1,0$ može odrediti prema slici 4.2 kao funkcija visine iznad terena i funkcija kategorije terena.



Slika 4.2 Grafički prikaz faktora izloženosti $c_e(z)$ za $c_0 = 1,0$ i $k_1 = 1,0$

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

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

gdje je:

I_v intenzitet turbulencije

$c_r(z)$ faktor hrapavosti

$c_0(z)$ faktor vertikalne razvedenosti

4.2.1.2. Konstrukcijski faktor $c_s c_d$

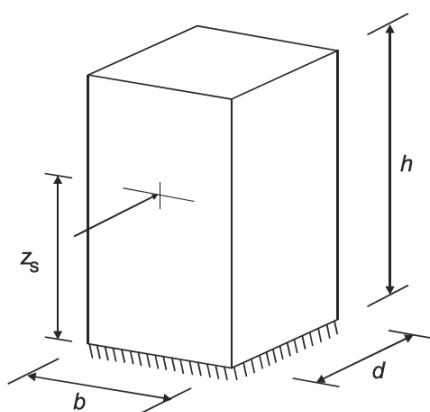
Konstrukcijski faktor $c_s c_d$ treba obuhvatiti učinke djelovanja vjetra od neistovremene pojave vršnog tlaka vjetra na površinu (c_s) zajedno s učinkom od titranja konstrukcije zbog turbulencije (c_d).

Za dimnjake faktor $c_s c_d$ se smije uzeti da je 1,0 samo u slučaju kružnog poprečnog presjeka pri čemu je visina dimnjaka manja od 60 m i $6,5d$, gdje je d promjer dimnjaka. Ako je dimnjak izvan navedenih ograničenja, faktor $c_s c_d$ je potrebno proračunati.

Detaljni postupak određivanja konstrukcijskog faktora $c_s c_d$

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 4.3 Opći oblik konstrukcije

Ako su navedeni uvjeti ispunjeni konstrukcijski faktor $c_s c_d$ određuje se 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 $c_s c_d$ ($z_s = 0,6h \geq z_{\min}$, slika 4.1)

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

R^2 faktor rezonantnog odziva koji obuhvaća pojavu turbulencije u rezonanciji s oblikom vibriranja

4.2.1.2.1. Faktor hrapavosti

Faktor hrapavosti $c_r(z)$ obuhvaća promjenjivost srednje brzine vjetra na mjestu konstrukcije zbog visine iznad tla i hrapavosti terena uz vjetar prije konstrukcije, u smjeru vjetra koji se razmatra. Na temelju logaritamskog profila brzine izveden je izraz za određivanje faktora hrapavosti.

$$c_r(z) = k_r \cdot \ln\left(\frac{z}{z_0}\right) \quad \text{za} \quad z_{\min} \leq z \leq z_{\max}$$

$$c_r(z) = c_r(z_{\min}) \quad \text{za} \quad z \leq z_{\min}$$

gdje je:

z_0 duljina hrapavosti

k_r faktor terena ovisan o duljini hrapavosti, a određuje se prema izrazu:

$$k_r = 0,19 \left(\frac{z_0}{z_{0,II}} \right)^{0,07}$$

gdje je:

$z_{0,II} = 0,05 \text{ m}$ (kategorija terena II prema tablici 4.1)

$z_{\min}$ najmanja visina određena u tablici 4.1

$z_{\max}$ jednaka 200 m.

z_0 i $z_{\min}$ ovise o kategoriji terena.

Tablica 4.1 Kategorije terena i parametri terena

Kategorije terena		z_0 [m]	$z_{\min}$ [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
III	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

Kada pri određivanju danog područja postoji izbor između dvije ili više kategorija terena, treba upotrebljavati područje s najmanjom duljinom hrapavosti.

4.2.1.2.2. Faktor vertikalne razvedenosti terena

Osnovna brzina vjetra ne sadrži utjecaj orografije (lokalne vertikalne razvedenosti) terena te 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 mogu se 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:

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

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

$$\Phi < 0,3 \text{ i } x < \frac{L_d}{2}$$

$$\Phi \geq 0,3 \text{ i } x < 1,6H$$

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

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

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

$$\Phi < 0,3 \text{ i } x < 1,5L_e$$

$$\Phi \geq 0,3 \text{ i } x < 5H$$

Vrijednosti faktora vertikalne razvedenosti dane su u ovisnosti o nagibu kosine i to kako slijedi:

$$c_0 = 1 \quad \text{za} \quad \Phi \leq 0,05$$

$$c_0 = 1 + 2s\Phi \quad \text{za} \quad 0,05 < \Phi \leq 0,3$$

$$c_0 = 1 + 0,6s \quad \text{za} \quad \Phi > 0,3$$

gdje je:

s faktor ortografskog položaja, određuje se pomoću slike 4.4 ili 4.5, sveden u razmjeru s proračunskom duljinom kosine uz koju puše vjetar

Φ nagib kosine uz koju puše vjetar H / L_u , u smjeru vjetra (slike 4.4 i 4.5)

L_e proračunska duljina kosine uz koju puše vjetar, određena u tablici 4.2

L_u stvarna duljina kosine uz koju puše vjetar, u smjeru vjetra

L_d stvarna duljina kosine niz koju puše vjetar, u smjeru vjetra

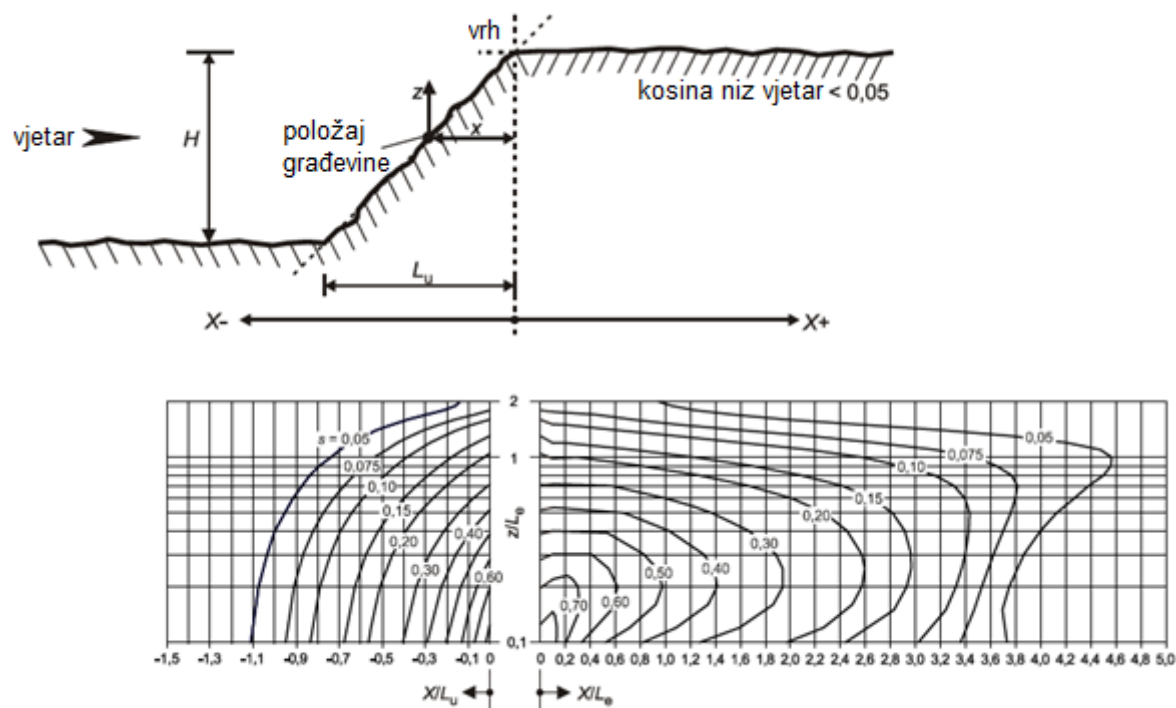
H proračunska visina geografske značajke

x horizontalni razmak od građevine do vrha

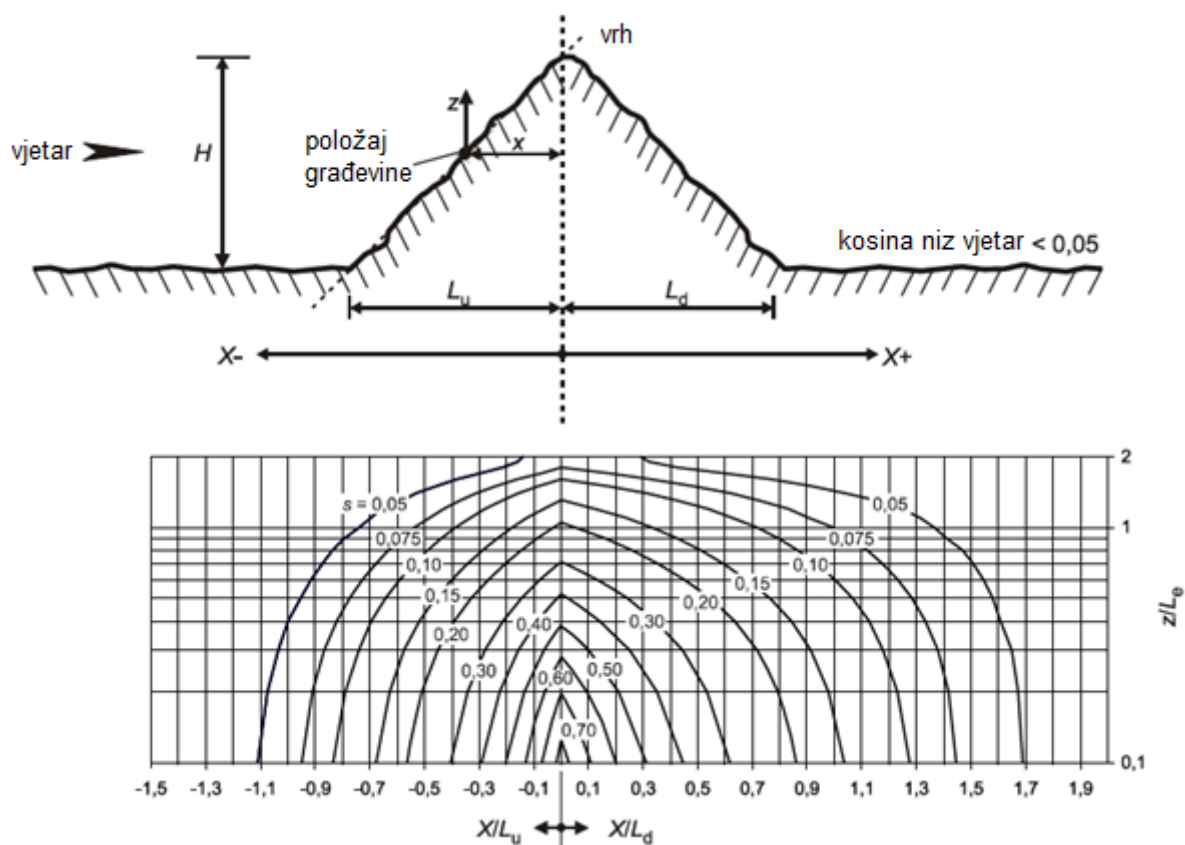
z vertikalni razmak od razine tla

Tablica 4.2 Proračunske duljine L_e

Vrsta kosine ($\Phi = H / L_u$)	
Blaga ($0,05 < \Phi \leq 0,3$)	Strma ($\Phi > 0,3$)
$L_e = L_u$	$L_e = H / 0,3$



Slika 4.4 Faktor s za litice i strmine



Slika 4.5 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 orografskog položaja s:

a) područje uz vjetar za svu orografiju (slike 4.4 i 4.5):

Za raspon $-1,5 \leq \frac{X}{L_u} \leq 0$ i $0 \leq \frac{Z}{L_e} \leq 2,0$ uzima se $s = Ae^{\left(\frac{B \frac{X}{L_u}}{L_e}\right)}$

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 4.4)

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 $0 \leq \frac{X}{L_e} \leq 0,1$ 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 $\frac{Z}{L_e} > 2,0$ uzima se $s = 0$.

c) Područje niz vjetar, za brda i prijevoje (slika 4.5)

Za raspone $0 \leq \frac{X}{L_d} \leq 2,0$ i $0 \leq \frac{Z}{L_e} \leq 2,0$ uzima se $s = Ae^{\left(\frac{B \cdot X}{L_d}\right)}$

$$A = 0,1552 \left(\frac{Z}{L_e}\right)^4 - 0,8575 \left(\frac{Z}{L_e}\right)^3 + 1,8133 \left(\frac{Z}{L_e}\right)^2 - 1,9115 \left(\frac{Z}{L_e}\right) + 1,0124$$

$$B = -0,3056 \left(\frac{Z}{L_e}\right)^2 + 1,0212 \left(\frac{Z}{L_e}\right) - 1,7637.$$

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.

4.2.1.2.3. Vršni faktor

Vršni faktor k_p određuje se iz izraza:

$$k_p = \max \left\{ \sqrt{2 \ln(\nu T)} + \frac{0,6}{\sqrt{2 \ln(\nu T)}}, 3,0 \right\}$$

pri čemu je:

ν frekvencija premašaja

$$\nu = n_1 \sqrt{\frac{R^2}{B^2 + R^2}} \geq 0,08 \text{ Hz}$$

T srednja brzina vjetrova 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

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

uz:

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

gdje je:

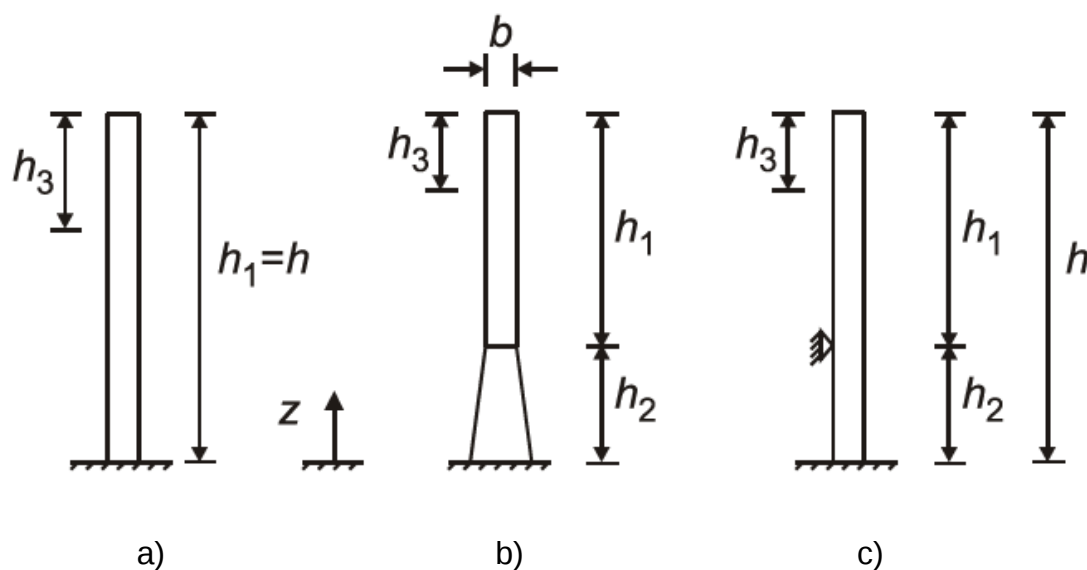
b promjer dimnjaka

h_{eff} proračunska visina dimnjaka, h_1, h_2 su dani na slici 4.6

W_s 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 4.6 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 ($h_3 = h_1 / 3$).

Faktori podloge B^2 i faktor rezonantnog odziva R^2 određeni su u poglavljima 4.2.1.1.3. i 4.2.1.1.4.

4.2.1.2.4. Intenzitet turbulencije

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

$$I_v(z) = \frac{k_l}{c_0(z) \ln\left(\frac{z}{z_0}\right)} \quad \text{za} \quad z_{\min} \leq z \leq z_{\max}$$

$$I_v(z) = I_v(z_{\min}) \quad \text{za} \quad z < z_{\min}$$

gdje je:

k_l faktor turbulencije. Prema nacionalnom dodatku iznosi 1,0.

c_0 faktor vertikalne razvedenosti terena

z_0 duljina hrapavosti dana u tablici 4.3.

4.2.1.2.5. Faktor podloge B^2

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 $L(z_s)$

$$B^2 = \frac{1}{1 + 0,9 \left(\frac{b+h}{L(z_s)} \right)^{0,63}}$$

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

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

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 4.1.

4.2.1.2.6. Faktor rezonantnog odziva R^2

Faktor rezonantnog odziva R^2 , koji obuhvaća turbulenciju u rezonanciji s promatranim oblikom titranja, 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 te se logaritamski dekrement aerodinamičkog prigušenja δ_a za vibriranje u smjeru vjetra smije 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 vjetra u smjeru vjetra,

ρ gustoća zraka, $1,25 \text{ kg/m}^3$,

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:

$$\Phi_1(z) = \left(\frac{z}{h} \right)^\zeta$$

gdje je $\zeta = 2,0$, a z i h su definirani slikom 4.6.

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

Sljedeća nepoznanica 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:

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

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:

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

$$R_b = \frac{1}{\eta_b} - \frac{1}{2\eta_b^2}(1 - e^{-2\eta_b}); \quad R_b = 1,0 \text{ za } \eta_b = 0$$

uz: $\eta_h = \frac{4,6h}{L(z_s)} f_L(z_s, n_1)$

$$\eta_b = \frac{4,6b}{L(z_s)} f_L(z_s, n_1)$$

4.2.1.3. Koeficijenti sile

Koeficijenti sile c_f za konačne kružne valjke se određuju iz izraza:

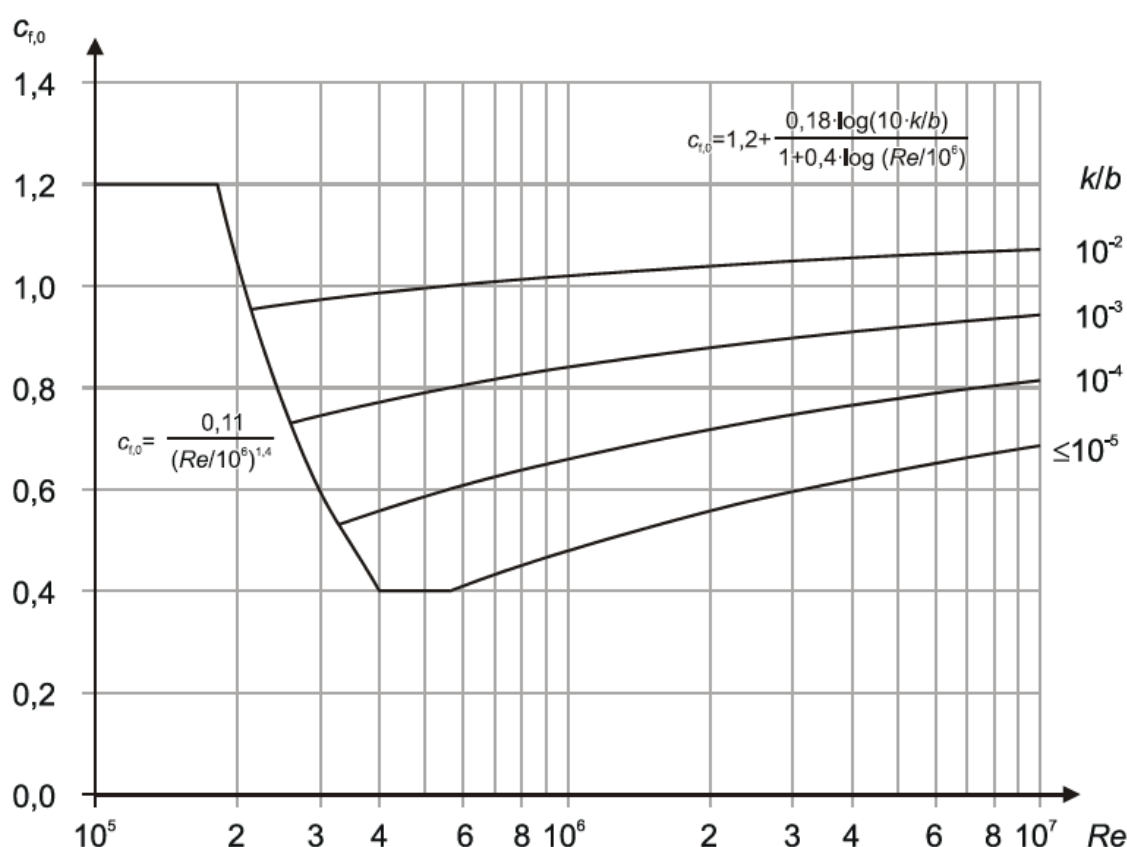
$$c_f = c_{f,0} \cdot \psi_\lambda$$

gdje je:

$c_{f,0}$ koeficijent sile za valjke bez toka preko slobodnog kraja (slika 4.7)

ψ_λ faktor učinka kraja

Osnovni koeficijent sile za valjke $c_{f,0}$, ovisi o odnosu k/b i Reynoldsovu broju Re (definiran u 4.2.2.1.2):



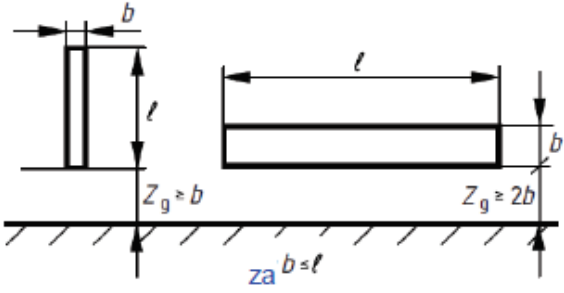
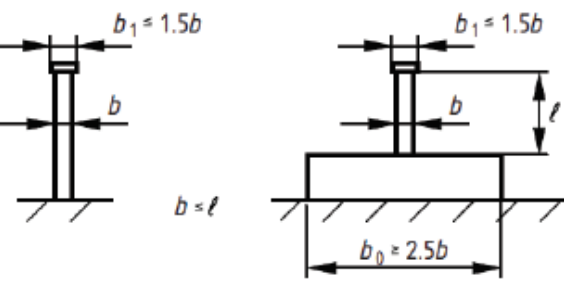
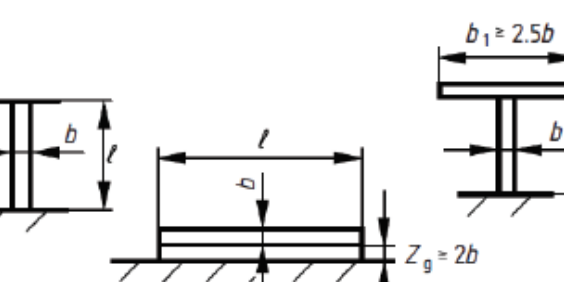
Slika 4.7 Koeficijent sile $c_{f,0}$ za kružne valjke bez toka preko slobodnog kraja i za različite istovrijedne hrapavosti k/b

Pri tome se b odnosi na širinu (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 4.9 uz poznate vrijednosti proračunske vitkosti λ i omjera punoće ϕ .

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

Tablica 4.3 Preporučene vrijednosti za proračunsku vitkost λ za valjke [37]

Položaj konstrukcije, vjetar okomito na ravninu stranice	Proračunska vitkost λ
  	$\lambda = \frac{l}{b} \cdot \frac{2}{c_{f,0}}$ $\lambda = \frac{2l}{b} \cdot \frac{2}{c_{f,0}}$ $\lambda = \infty$

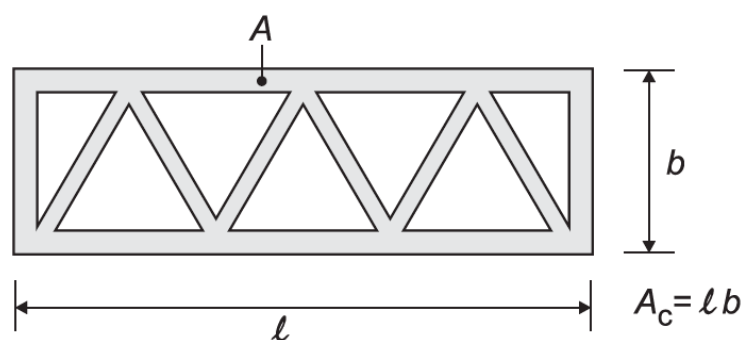
Omjer punoće φ se određuje izrazom:

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

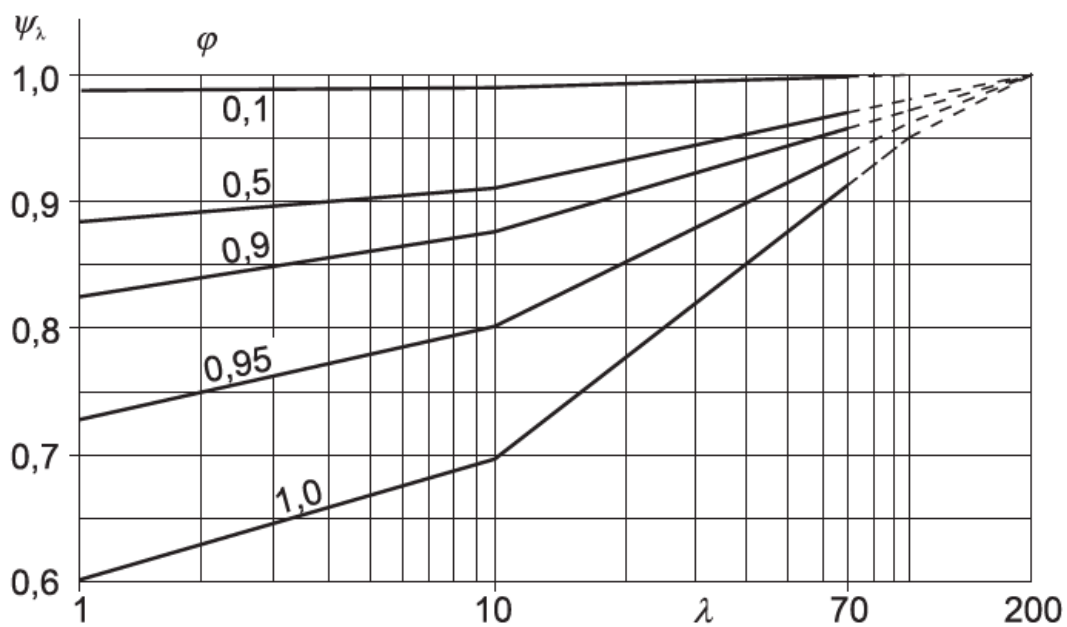
gdje je:

A zbroj projiciranih ploština elemenata

A_c ukupna omeđena ploština $A_c = l \cdot b$



Slika 4.8 Definicija omjera punoće φ



Slika 4.9 Orijentacijske vrijednosti faktora učinka kraja ψ_λ kao funkcije omjera punoće φ i λ

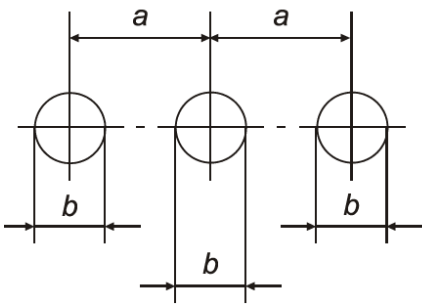
Za dimnjake u nizu koeficijent sile $c_{f,0}$ ovisi o smjeru vjetra u odnosu na os niza i omjeru razmaka a i promjera b prema tablici 4.4.

Koeficijent sile c_f za svaki dimnjak se određuje prema izrazu:

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

Faktor κ za najnepovoljniji smjer vjetra je dan u sljedećoj tablici.

Tablica 4.4 Faktor κ za dimnjake razmještene u niz

a/b	κ	
$2,5 < a/b$	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	

4.2.2. Rezultirajuća sila vjetra iz površinskih tlakova

4.2.2.1. Sila vjetra na vanjske površine

Sila vjetra koja djeluje na vanjske površine ovisi o konstrukcijskom faktoru $c_s c_d$ (određen u poglavlju 4.2.1.2.) , 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:

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

Određivanje tlaka pri vršnoj brzini $q_p(z)$ prikazano je u poglavlju 4.2.1.1.

4.2.2.1.1. Koeficijent vanjskog tlaka

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

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

gdje je:

$c_{p,0}$ koeficijent vanjskog tlaka bez toka preko slobodnog kraja prikazan na slici 4.10 za razne vrijednosti Reynoldsova broja kao funkcija kuta α .

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

$$\psi_{\lambda\alpha} = 1,0 \quad \text{za} \quad 0^\circ \leq \alpha \leq \alpha_{\min}$$

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

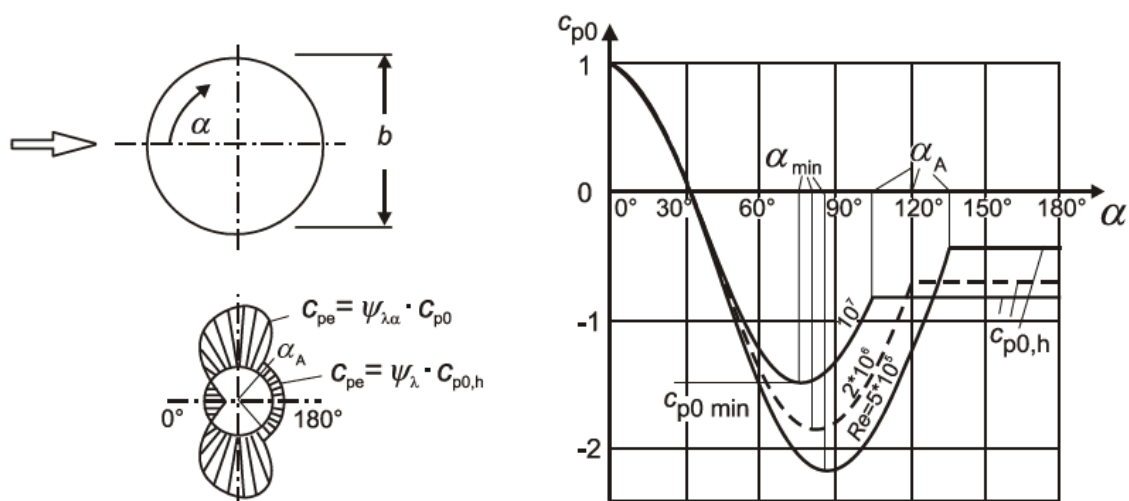
$$\psi_{\lambda\alpha} = \psi_\lambda \quad \text{za} \quad \alpha_A \leq \alpha \leq 180^\circ$$

gdje je:

α_A položaj razdvajanja toka

$\alpha_{\min}$ položaj najmanjeg tlaka

ψ_λ faktor učinka kraja



Slika 4.10 Raspodjela tlaka za kružne valjke za različite vrijednosti Reynoldsovih brojeva i bez učinka kraja

Tablica 4.5 Tipične vrijednosti za raspodjelu tlaka za kružne valjke, za različite vrijednosti Reynoldsovih brojeva i bez učinka kraja

Re	$\alpha_{\min}$	$c_{p0,\min}$	α_A	$c_{p0,h}$
$5 \cdot 10^5$	85	-2,2	135	-0,4
$2 \cdot 10^6$	80	-1,9	120	-0,7
10^7	75	-1,5	105	-0,8

gdje je:

$c_{p0,\min}$ vrijednost najmanjeg koeficijenta tlaka

$c_{p0,h}$ koeficijent tlaka u podnožju

4.2.2.1.2. Reynoldsov broj

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

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

gdje je:

b promjer dimnjaka

ν kinematska viskoznost zraka ($\nu = 15 \cdot 10^{-6} \text{ m}^2/\text{s}$)

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

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

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

4.2.2.2. Sila vjetra na unutarnje površine

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

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

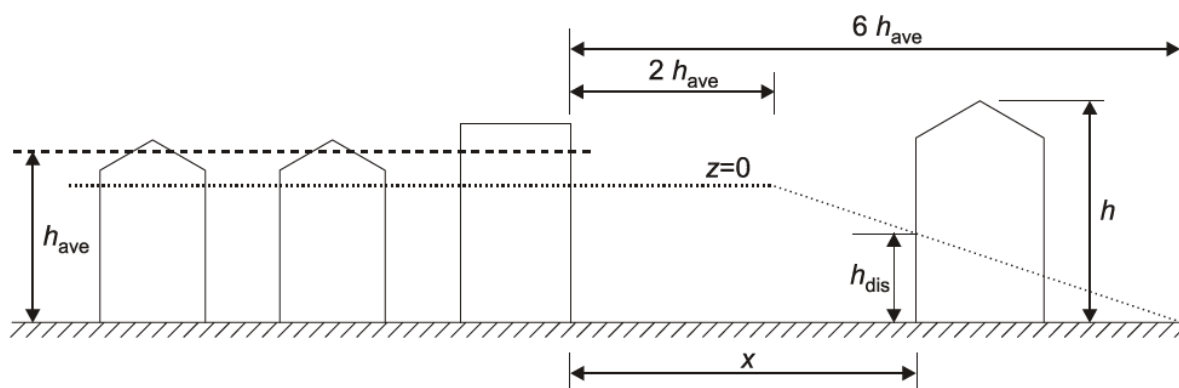
Tlak vjetra koji djeluje na unutarnje površine treba odrediti iz izraza:

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

Određivanje tlaka pri vršnoj brzini $q_p(z)$ prikazano je u poglavlju 4.2.1.14, a vrijednost koeficijenta unutarnjeg tlaka za dimnjake iznosi $c_{pi} = -0,6$.

4.3. Utjecaj okolnih zgrada

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



Slika 4.11 Visina prepreke i razmak u smjeru uz vjetar

Vrijednost h_{dis} se određuje prema izrazima:

$$h_{dis} = \begin{cases} < 0,8h_{ave} \\ 0,6h \end{cases} \quad \text{za} \quad x \leq 2h_{ave}$$

$$h_{dis} = \begin{cases} < 1,2h_{ave} - 0,2x \\ 0,6h \end{cases} \quad \text{za} \quad 2h_{ave} < x < 6h_{ave}$$

$$h_{dis} = 0 \quad \text{za} \quad x \geq 6h_{ave}$$

4.4. Vrtložno odvajanje

Vrtložno odvajanje je pojava kada se vrtlozi vjetra izmjenično odvajaju na suprotnim stranama konstrukcije povećavajući kolebajuće opterećenje okomito na smjer vjetra. 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 da je $v_{crit,i} > 1,25v_m$.

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) i dana je izrazom:

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

gdje je:

b 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 (određeno u 4.2.1.1.1.)

St Strouhalov broj, za kružne poprečne presjeke iznosi 0,18

Smatra se da konstrukcije koje djeluju kao konzole nisu podložne vibracijama od vrtložnog odvajanja ako je ispunjen sljedeći uvjet [37]:

$$\frac{x_s}{h} \leq \frac{\delta}{\sqrt{\frac{h_{\text{ref}}}{h} \cdot \frac{h+b}{b} + 0,125 \cdot \sqrt{\frac{h}{h_{\text{ref}}}}}}$$

gdje je:

$$h_{\text{ref}} = 25$$

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

δ logaritamski dekrement prigušenja

b širina dimnjaka [m]

h visina dimnjaka [m].

Vibracije nije potrebno razmatrati i u slučaju kada je Scrutonov broj veći od 25. Ovaj uvjet ne vrijedi za dimnjake u nizu ili grupu dimnjaka [10] .

4.4.1. Inercijska 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:

$$F_w(s) = m(s) \cdot (2\pi n_{i,y})^2 \cdot \Phi_{i,y}(s) \cdot y_{F,\max}$$

gdje je:

$m(s)$ masa konstrukcije koja vibrira po jediničnoj duljini [kg/m] (određeno u 4.2.1.2.4.)

$n_{i,y}$ vlastita frekvencija konstrukcije (određeno u 4.2.1.2.1.)

$\Phi_{i,y}(s)$ 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

4.4.1.1. Najveći bočni pomak

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

$$\frac{y_{F,\max}}{b} = \frac{1}{St^2} \cdot \frac{1}{Sc} K \cdot K_w \cdot c_{\text{lat}}$$

gdje je:

St Strouhalov broj, za kružne poprečne presjeke iznosi 0,18

Sc Scrutonov broj

K faktor oblika vibriranja

K_w faktor proračunske korelacijske duljine

c_{lat} koeficijent poprečne sile.

4.4.1.2. 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

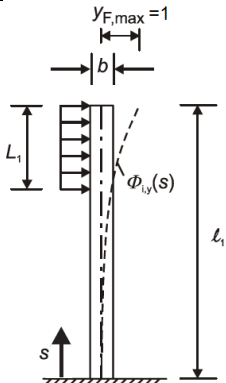
$m_{i,e}$ istovrijedna masa m_e po jediničnoj duljini za oblik vibriranja i

b referentna širina poprečnog presjeka na mjestu gdje se pojavljuje vrtložno odvajanje

4.4.1.3. Faktor proračunske korelacijske duljine i faktor oblika vibriranja

Faktor proračunske korelacijske duljine K_w i faktor oblika vibriranja K za konzole mogu se odrediti iz tablice 4.6.

Tablica 4.6 Faktor korelacijske duljine K_w i faktor oblika vibriranja K za konzolu

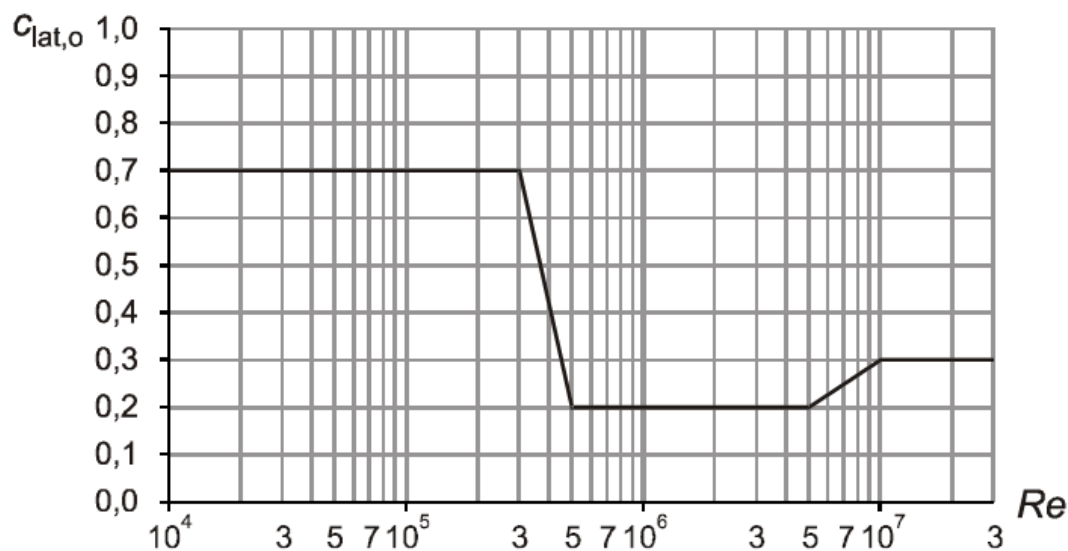
Konstrukcija	Oblik vibriranja $\Phi_{i,y}(s)$	K_w	K
	$\Phi_1(z) = \left(\frac{z}{h}\right)^\zeta$ uz $\zeta = 2,0$ $n=1; m=1$	$3 \cdot \frac{L_j b}{\lambda} \left[1 - \frac{L_j b}{\lambda} + \frac{1}{3} \left(\frac{L_j / b}{\lambda} \right)^2 \right]$ $\lambda = \frac{l}{b}$	0,13

4.4.1.4. Koeficijent poprečne sile

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

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

Osnovnu vrijednost koeficijenta poprečne sile $c_{lat,0}$ potrebno je odrediti iz slike 4.12.



Slika 4.12 Osnovna vrijednost koeficijenta poprečne sile $c_{lat,o}$ u ovisnosti o Reynoldsovu broju $Re(v_{crit,i})$ za kružne valjke

4.4.2. Mjere za sprječavanje vibracija izazvanih vrtloženjem

Za smanjivanje amplituda izazvanih vrtloženjem koriste se aerodinamičke naprave u obliku spirala na vrhu dimnjaka, ali samo u slučaju kada je Scrutonov broj veći od 8. Takve naprave se postavljaju na vanjsku površinu dimnjaka pa utječu na proračun koeficijenta sile otpora c_f čija vrijednost ne smije premašiti 1,4. Mogući oblici aerodinamičkih naprava prikazani su na slici 2.8, dok je detalj jednog na slici 5.11.

5. PRORAČUN I DIMENZIONIRANJE

Nakon što se odrede mjerodavna djelovanja na dimnjak, potrebno je njihovim kombinacijama odrediti najveće unutarnje sile i naprezanja. Kod ocjenjivanja postojećih dimnjaka, u graničnom stanju nosivosti, uspoređuje se potrebna armatura dobivena proračunom s onom koja je ugrađena ukoliko se koristi linearna analiza, a uz ograničenu maksimalnu ugrađenu armaturu nelinearnim proračunom mogu se otkriti razine sigurnosti postojeće konstrukcije.

Pri provjeri graničnog stanja uporabljivosti kontroliraju se naprezanja u betonu i armaturi s dozvoljenim vrijednostima ovisno o kombinaciji djelovanja te veličina pukotina i pomaci.

5.1. Kombinacije djelovanja za granična stanja

Kada kombinacija opterećenja uključuje više od jednog promjenjivog djelovanja onda se svako promjenjivo djelovanje, osim onog vodećeg, množi s koeficijentom kombinacije ψ . Ako nije jasno koje promjenjivo djelovanje ima najveći utjecaj, sve kombinacije treba uzeti u obzir.

5.1.1. Kombinacije djelovanja za granično stanje nosivosti

Prema HRN EN 1990:2011 [38] potrebno je provjeriti 3 kombinacije djelovanja:

1) Kombinacije djelovanja za stalne ili prolazne proračunske situacije (osnovne kombinacije)

$$E_d = E \left\{ \sum_{j \geq 1} \gamma_{G,j} G_{k,j} \text{ "+" } \gamma_P P \text{ "+" } \gamma_{Q,1} Q_{k,1} \text{ "+" } \sum_{i > 1} \gamma_{Q,i} \psi_{0,i} Q_{k,i} \right\}$$

Kako je prije navedeno, kritično opterećenje na dimnjake kao visoke i vitke konstrukcije je vjetar. Što je težina konstrukcije veća to će se ona više odupirati djelovanju vjetra. Upravo zato je potrebno provjeriti dvije kombinacije djelovanja pri čemu stalno opterećenje jednom djeluje povoljno, a drugi put nepovoljno uz vjetar kao vodeće promjenjivo djelovanje u oba slučaja.

Za slučaj povoljnog djelovanja stalnog opterećenja, parcijalni koeficijent za stalno opterećenje je $\gamma_G = 1,35$ kojim povećavamo stvarnu vlastitu težinu dimnjaka i tako utječemo na smanjenje učinaka djelovanja vjetra.

$$1,35 \cdot (G + \Delta G) + 1,5 \cdot W + 0,6 \cdot 1,5 \cdot T$$

U drugom slučaju uzima se da se stvarna vlastita težina odupire djelovanju vjetra te je parcijalni koeficijent za stalno opterećenje jednak $\gamma_G = 1,0$.

$$1,0 \cdot (G + \Delta G) + 1,5 \cdot W + 0,6 \cdot 1,5 \cdot T$$

U gornjim izrazima korištene su konkretne vrijednosti parcijalnih koeficijenata za djelovanja i koeficijenta kombinacije koje su navedene u poglavljima 5.2 i 5.3.

2) Kombinacije djelovanja za izvanredne proračunske situacije

$$E_d = E \left\{ \sum_{j \geq 1} G_{k,j} + P + A_d (\psi_{1,1} \text{ ili } \psi_{2,1}) Q_{k,1} + \sum_{i > 1} \psi_{2,i} Q_{k,i} \right\}$$

Odabir između $\psi_{1,1} Q_{k,1}$ ili $\psi_{2,1} Q_{k,1}$ treba biti povezan s odgovarajućom izvanrednom proračunskom situacijom (udar, požar).

3) Kombinacije djelovanja za potresne proračunske situacije

$$E_d = E \left\{ \sum_{j \geq 1} G_{k,j} + P + A_{Ed} + \sum_{i \geq 1} \psi_{2,i} Q_{k,i} \right\}$$

5.1.2. Kombinacije djelovanja za granično stanje uporabljivosti

Prema HRN EN 1990:2011 [38] potrebno je provjeriti 3 kombinacije djelovanja:

1) Karakteristična kombinacija

$$E_d = E \left\{ \sum_{j \geq 1} G_{k,j} + P + Q_{k,1} + \sum_{i > 1} \psi_{0,i} Q_{k,i} \right\}$$

2) Česta kombinacija

$$E_d = E \left\{ \sum_{j \geq 1} G_{k,j} + P + \psi_{1,1} Q_{k,1} + \sum_{i > 1} \psi_{2,i} Q_{k,i} \right\}$$

3) Nazovistalna kombinacija

$$E_d = E \left\{ \sum_{j \geq 1} G_{k,j} + P + \sum_{i \geq 1} \psi_{2,i} Q_{k,i} \right\}$$

- $G_{k,j}$ karakteristična vrijednost stalnog djelovanja j
- $Q_{k,1}$ karakteristična vrijednost prevladavajućeg promjenjivog djelovanja 1
- $Q_{k,i}$ karakteristična vrijednost pratećeg promjenjivog djelovanja i
- A_d proračunska vrijednost izvanrednog djelovanja (udar, požar)
- A_{Ed} proračunska vrijednost potresnog djelovanja $A_{Ed} = \gamma_1 A_{Ek}$
- P odgovarajuća reprezentativna vrijednost prednapinjanja

Karakteristična kombinacija djelovanja se koristi pri provjeri ograničenja naprezanja u betonu i armaturi kako ne bi došlo do pojave pukotina.

Za provjeru pomaka koristit će se karakteristična kombinacija djelovanja. Ovisno o razredu izloženosti betonskog elementa za kontrolu širine pukotina koristi se česta ili nazovistalna kombinacija djelovanja.

Nazovistalna kombinacija djelovanja se koristi i za provjeru naprezanja u betonu na osnovu kojih se dopušta pretpostavka linearnog puzanja betona ili se mora uzeti u obzir nelinearno puzanje. Uvjeti za navedene provjere su dani u poglavlju 5.7.

5.2. Parcijalni koeficijenti za djelovanja

5.2.1. Parcijalni koeficijenti za djelovanja prema HRN EN 1990:2011 [38]

Tablica 5.1 Parcijalni koeficijenti za djelovanja

		Granično stanje nosivosti	
Parcijalni koeficijenti za djelovanja		Stalno	Promjenjivo
	nepovoljno	1,35	1,5
	povoljno	1,0	0,0

Parcijalni koeficijenti za potresnu proračunsku situaciju i za granično stanje uporabljivosti se uzimaju s vrijednošću 1,0.

5.2.2. Parcijalni koeficijenti za djelovanja prema CINCID normi

S obzirom na to da je djelovanje vjetra najkritičnije djelovanje na dimnjak, dobro je provjeriti i kombinacije djelovanja prema HRN EN 1990:2011 s parcijalnim koeficijentima za vjetar prema CINCID normi [39]. Parcijalni koeficijenti za djelovanja prema CINCID normi su za sva djelovanja osim vjetra jednaka 1,0. Za djelovanje vjetra parcijalni koeficijenti su veći nego po Eurokodu te iznose za granično stanje nosivosti 1,8, a za granično stanje uporabljivosti 1,3 [39].

Izrazi za proračun djelovanja vjetra na dimnjak prema navedenim normama su vrlo slični (razlika je samo u vrijednostima nekih koeficijenata) onima iz HRN EN 1991-1-4:2012, ali su ograničenja primjene drugačija. CINCID norme pokrivaju proračun vjetra za dimnjake do 300 m visine, dok je granična visina prema HRN EN 1991-1-4:2012 200 m. Stoga, ova dodatna provjera ima smisla i nije na odmet pogotovo u slučaju dimnjaka koji su viši od 200 m, a nosivost im se provjerava prema vjetru iz Eurokoda.

5.3. Koeficijenti kombinacije prema HRN EN 1990:2011

Tablica 5.2 Koeficijenti kombinacije [38]

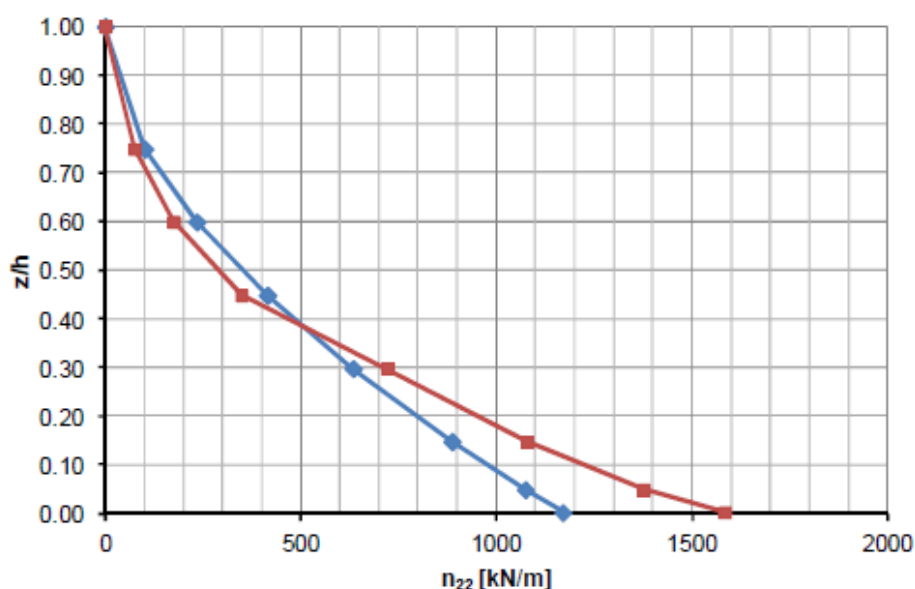
Djelovanje	Koeficijent kombinacije		
	ψ_0	ψ_1	ψ_2
vjetar	0,6	0,2	0,0
temperatura	0,6	0,5	0,0

5.4. Modeliranje dimnjaka u računalnim programima

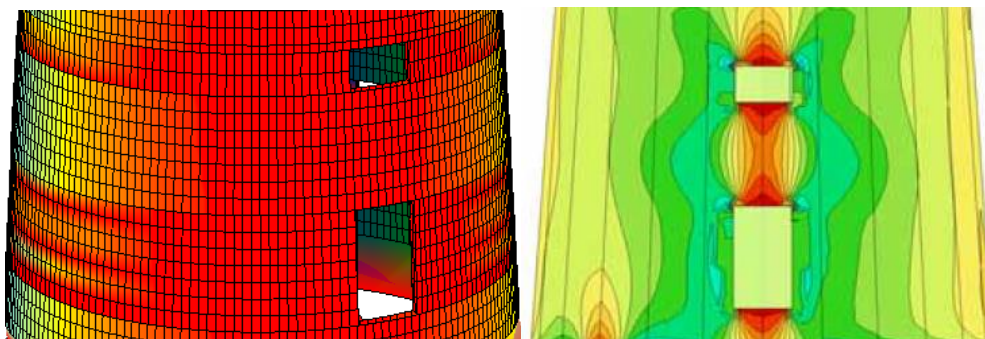
Analiza dimnjaka provodi se u nekom od računalnih programa (STAAD, SAP, Sofistik,...). Mogućnosti tih programa su slične kao i izbor modela, tj. elemenata koji se mogu koristiti za modeliranje konstrukcije. Za analizu dimnjaka koriste se štapni modeli (beam element) i modeli ljuske (shell element).

Dimnjaci, čiji je omjer promjera na dnu i visine veći od 1/10, ponašaju se kao štapovi upeti na jednom kraju (konzole) za horizontalna djelovanja poput potresa i vjetra [40]. Stoga je štapni model logičan izbor, a i vrijeme proračuna na računalu je kraće nego kod modela ljuske.

Međutim, ako je omjer debljine stijenke i radijusa dimnjaka jako mali, dimnjak se ponaša kao ljuska te je raspored naprezanja znatno drugačiji nego u slučaju štapnog modela. Naime, kod štapnog modela naprezanja, od na primjer djelovanja vjetra, će biti raspoređena po opsegu dimnjaka, dok će u slučaju modela dimnjaka kao ljuske naprezanja biti koncentrirana na strani na kojoj puše vjetar [41]. Razlika u naprezanjima prema ova dva modela je veća pri dnu dimnjaka. Kako se otvori na dimnjaku nalaze upravo pri dnu, u slučaju male debljine stijenke u odnosu na radijus, potrebno je koristiti model ljuske da bi se dimenzioniranje provelo prema većim naprezanjima i time bili na strani sigurnosti.



Slika 5.1 Meridijalna naprezanja n_{22} [41]



Slika 5.2 Razlika u raspodjeli naprezanja u štapnom modelu (lijevo) i ljuskastom modelu [42] (desno)

5.5. Linearni i nelinearni proračun

Kod proračuna novih dimnjaka, kao i za ocjenu stanja postojećih moguće je koristiti linearni i nelinearni proračun.

Linearni proračun je vremenski kraći što se tiče proračuna na računalu, ali ne uzima geometrijsku niti materijalnu nelinearnost koje kod visokih konstrukcija mogu imati značajan utjecaj.

Nelinearni proračun se primjenjuje za granično stanje nosivosti i uporabljivosti, a pri tome se pretpostavlja nelinearno ponašanje materijala. Uz to za vitke konstrukcije, kao što su dimnjaci, je potrebno uzeti u obzir učinke drugog reda, odnosno dodatne učinke djelovanja uzrokovanih deformiranjem konstrukcije.

Ako nema točnije informacije, početna imperfekcija se uzima kao ukupni otklon osi dimnjaka od vertikale u iznosi $h/500$ [10].

5.6. Granično stanje nosivosti

Za ocjenu stanja postojećeg armiranobetonskog dimnjaka u graničnom stanju nosivosti potrebno je provjeriti količinu potrebne armature dobivene proračunom u računalnom programu u odnosu na stvarno ugrađenu armaturu.

5.6.1. Armiranje betonske stijenke dimnjaka

U nastavku su dane minimalne količine armature za nosivu stijenu dimnjaka prema važećim normama.

5.6.1.1. Minimalna vertikalna armatura [43]

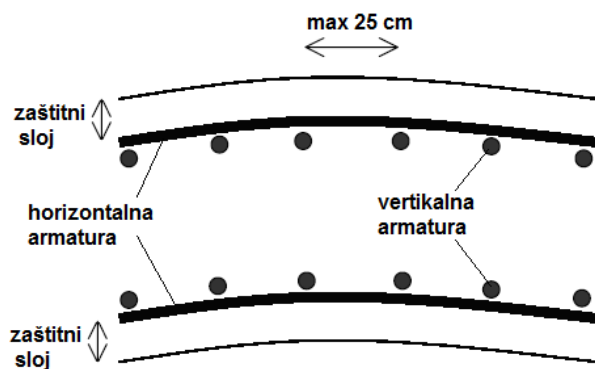
Minimalna površina vertikalne armature je 0,3% od površine horizontalnog betonskog presjeka.

Vertikalna armatura se postavlja u 2 sloja: jedan sloj po smjeru u blizini unutarnjeg, a drugi u blizini vanjskog lica dimnjaka s ne manje od polovine i ne više od 2/3 ukupne vertikalne armature postavljene u sloju blizu vanjskog lica.

U blizini vrha dimnjaka, gdje su naprezanja od stalnih opterećenja mala, minimalna vertikalna armatura jednaka je 0,15% od površine horizontalnog betonskog presjeka [32].

Razmak vertikalnih šipki ne smije biti veći od 25 cm [32].

Promjer vertikalne armature ne smije biti manji od 12 mm [44].



Slika 5.3 Vertikalna armatura u armiranobetonskoj stijenci dimnjaka

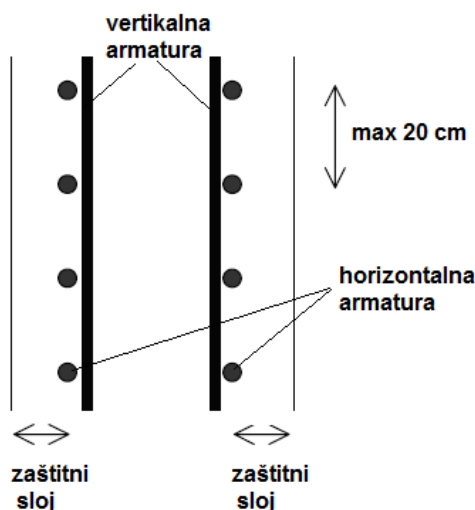
5.6.1.2. Minimalna horizontalna armatura [43]

Minimalna horizontalna armatura, za svaki sloj, ne smije biti manja od 0,15% od površine vertikalnog betonskog presjeka.

Horizontalna armatura se postavlja, kao i vertikalna, u dva sloja s ne manje od 1/3 ukupne horizontalne armature postavljene u sloju blizu unutarnjeg lica.

Horizontalne armaturene šipke se postavljaju između vertikalnih šipki i lica betona pri čemu razmak horizontalnih šipki ne smije biti veći od 20 cm. Između vanjskog i unutarnjeg sloja armature treba postaviti poprečne spone na horizontalni i vertikalnim razmacima ne većim od 60 cm [32].

Promjer horizontalne armature ne smije biti manji od 8 mm [44].



Slika 5.4 Horizontalna armatura u armiranobetonskoj stijenci dimnjaka

5.6.1.3. Debljina zaštitnog sloja armiranobetonske stijenske dimnjaka

Nazivni zaštitni sloj, c_{nom} , mora biti naveden u nacrtima, a definiran je kao najmanji zaštitni sloj, c_{min} , uvećan za odstupanje, Δc_{dev} .

Najmanji zaštitni sloj za dimnjake iznosi 30 mm, osim za razred izloženosti XA3 gdje je 40 mm, a odstupanje iznosi $\Delta c_{dev} = 10$ mm [43].

5.6.2. Proračun i dimenzioniranje otvora u dimnjaku

Otvori u dimnjaku, kao što su ulazna vrata velikih dimenzija i ulazi za cijevi, predstavljaju značajna oslabljenja pogotovo jer se nalaze u najkritičnijem presjeku, pri dnu dimnjaka.

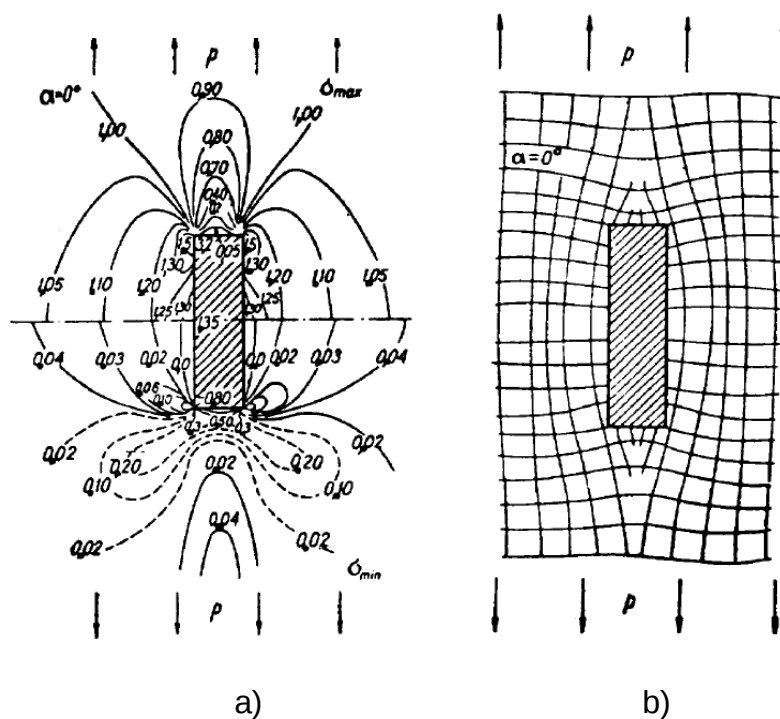
5.6.2.1. Usporedba odgovara na vjetar modela dimnjaka s i bez otvora

Kod modeliranja dimnjaka u nekom od računalnih programa teži se što jednostavnijim modelom koji dovoljno dobro opisuje stvarnu konstrukciju. Što je model kompliciraniji, tj. detaljniji to je analiza u programu dulja. Međutim, pretpostavka je da će i rezultati detaljnijeg modela biti bliži stvarnom ponašanju konstrukcije.

Dvojbu o tome, dati si truda i napraviti model s otvorima ili napraviti jednostavniji model bez otvora, može razriješiti istraživanje provedeno na modelu dimnjaka s otvorom i bez njega. Promatrao se odgovor dimnjaka na djelovanje vjetra, a zaključak je da razlike u pomaku vrha dimnjaka i periodu titranja nisu velike (5% i 2% veće vrijednosti za model s otvorom), ali je razlika u naprezanjima čak 62%. U modelu dimnjaka s otvorom naprezanja su bila veća u odnosu na ona kod dimnjaka bez otvora [2]. S obzirom da razlika u naprezanjima nije mala, model s otvorima je obavezan.

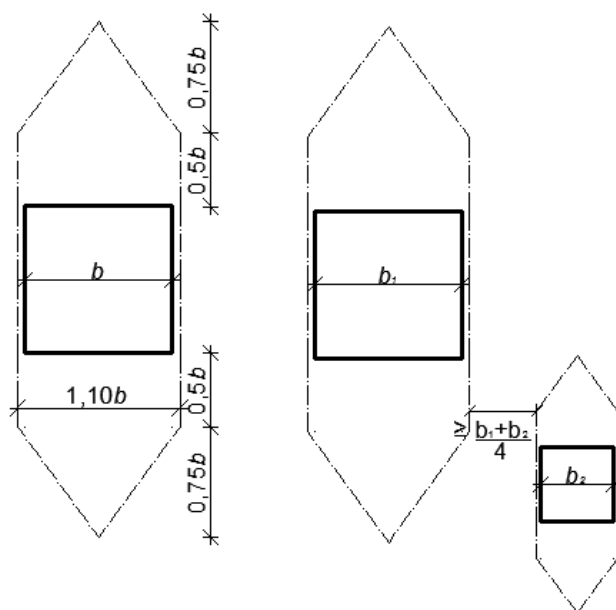
5.6.2.2. Metoda virtualnih otvora [43]

G.N. Savin [45] je istraživao utjecaj otvora u pločama te je zaključak bio da su naprezanja koncentrirana u uglovima otvora te da su na udaljenosti $1,25b$ iznad otvora naprezanja približno jednaka onima u okolnom području [46].



Slika 5.5 a) Raspodjela naprezanja oko otvora, b) trajektorije naprezanja oko otvora [45]

Na osnovu tih činjenica danas možemo, za određivanje dodatne armature oko otvora u dimnjacima, koristiti pojednostavljenu metodu virtualnih otvora. Princip ove metode je da stvarni otvor uvećamo u virtualni i tako pokrijemo koncentraciju naprezanja u uglovima. Uvećanje treba napraviti prema slici.



Slika 5.6 Odnosi između stvarnog otvora (puna linija) i virtualnog otvora (isprekidana linija) [43]

Virtualni otvor ne smije biti širi od 1,2 unutarnja radijusa dimnjaka i viši od promjera dimnjaka.

Ako u presjeku postoji više od jednog otvora, udaljenost a između dva virtualna otvora širine b_1 i b_2 treba biti $a \geq \frac{b_1 + b_2}{4}$ da bi se otvori razmatrali svaki za sebe. U suprotnome se zanemaruje prostor između otvora i promatramo se jedan veliki otvor.

Vlačna sila, mjerodavna za određivanje armature oko otvora, u horizontalnom smjeru iznad i ispod otvora iznosi:

$$F_1 = 0,15 \cdot b \cdot t \cdot (\sigma_c + \rho_v \cdot \sigma_s)$$

gdje je:

b svjetla širina otvora

t debljina stijenke dimnjaka

σ_c tlačno naprezanje (u vertikalnom smjeru) u betonu u okolini otvora

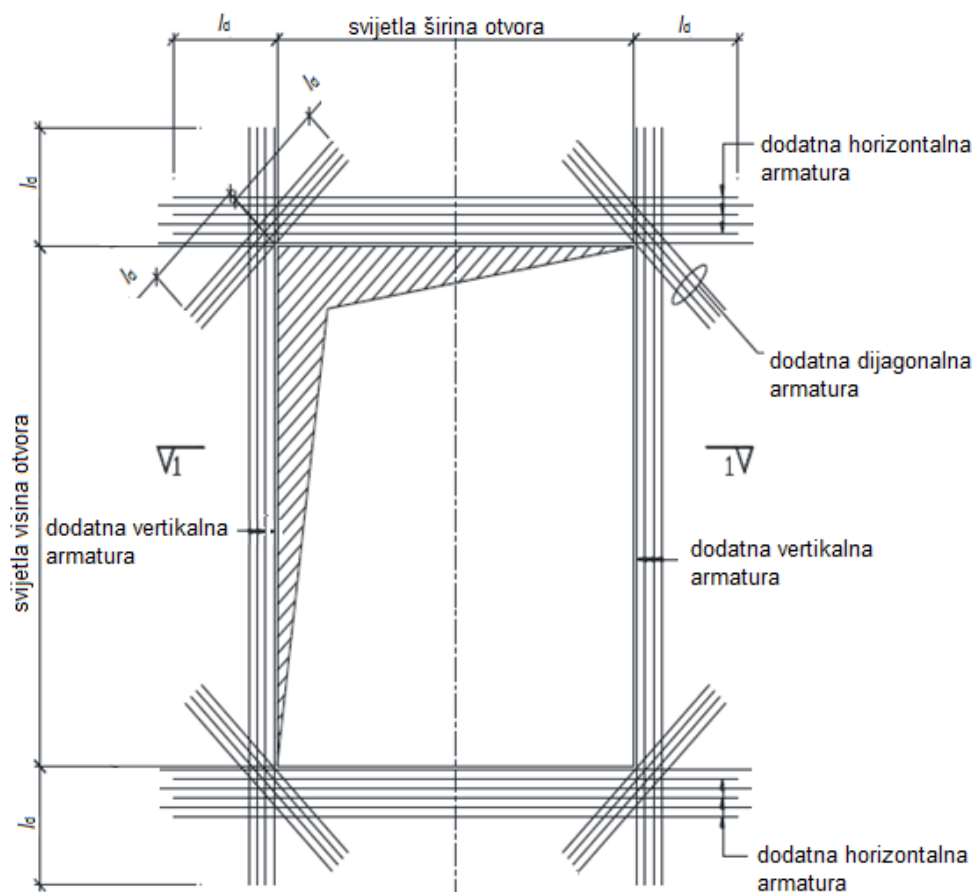
σ_s tlačno naprezanje (u vertikalnom smjeru) u armaturi u okolini otvora

ρ_v omjer armiranja vertikalnom armaturom.

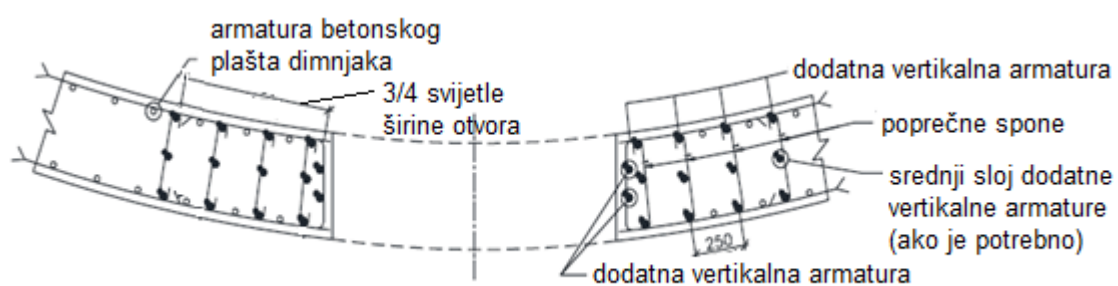
Ukoliko nije moguće primijeniti pojednostavljenu metodu, otvore je potrebno analizirati upotrebljavajući teoriju ljuski.

5.6.2.3. Armiranje otvora u dimnjaku

Po opsegu i oko uglova otvora treba postaviti dodatnu armaturu za preuzimanje koncentriranih naprezanja. Dodatna armatura treba biti u obliku vertikalnih, horizontalnih i dijagonalnih šipki na uglovima [32].



Slika 5.7 Dodatna armatura oko otvora



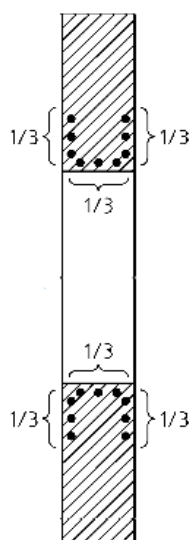
Slika 5.8 Dodatna vertikalna armatura oko otvora

5.6.2.3.1. Minimalna vertikalna armatura [43]

Rubove oko otvora zbog koncentracije naprezanja je potrebno dodatno armirati i to s najmanje 50% armature okolnog područja, jednako s obje strane otvora i na duljini od 3/4 svijetle širine otvora.

5.6.2.3.2. Minimalna horizontalna armatura [43]

Horizontalnu armaturu iznad i ispod otvora za preuzimanje vlačne sile F_1 treba rasporediti tako da trećine dobivene horizontalne armature budu raspoređene na vanjsku i unutarnju površinu stijenke dimnjake te uz rub otvora (slika). Trećine armature treba rasporediti na duljini od 1/3 svijetle širine otvora. Duljina sidrenja armature je najmanje 60% svijetle širine otvora, ali ne manje od duljine sidrenja po HRN EN 1992-1-1.



Slika 5.9 Dodatna horizontalna armatura oko otvora

5.6.2.3.3. Minimalna dijagonalna armatura

Dijagonalna armatura se postavlja na uglove otvora. Površina dodatne dijagonalne armature (u mm^2) mora biti veća od 5,08 debljina armiranobetonskog plašta dimnjaka (u mm) na mjestu otvora [13].

5.7. Granično stanje uporabljivosti

Granično stanje uporabljivosti podrazumijeva ograničenje naprezanja, kontrolu pukotina i kontrolu pomaka.

5.7.1. Ograničenje naprezanja [47]

Tlačna naprezanja u betonu je potrebno ograničiti da bi se izbjegle uzdužne pukotine, mikropukotine ili veliko puzanje jer bi to moglo dovesti do neprihvatljivih učinaka u funkcioniranju dimnjaka i smanjenju trajnosti. Za karakterističnu kombinaciju djelovanja tlačna naprezanja u betonu ne smiju premašiti vrijednost $0,6f_{ck}$ kako se ne bi pojavile uzdužne pukotine.

Ako su naprezanja u betonu za nazovistalnu kombinaciju manja od $0,45f_{ck}$ smije se pretpostaviti linearno puzanje, dok se za naprezanja veća od $0,45f_{ck}$ treba uzeti u obzir nelinearno puzanje.

Naprezanja u armaturi moraju se ograničiti na vrijednost $0,8f_{yk}$ za karakterističnu kombinaciju da bi se izbjegle neelastične deformacije, neprihvatljivo raspucavanje ili deformiranje.

5.7.2. Kontrola pukotina

Raspucavanje se mora ograničiti na mjeru koja ne šteti pravilnom funkcioniranju ili trajnosti konstrukcije ili ne uzrokuje njihov neprihvatljiv izgled. Ne moraju se provjeravati horizontalne pukotine jer će pod vlastitom težinom one biti zatvorene. Horizontalna armatura mora spriječiti pojavu neprihvatljivih vertikalnih pukotina. Prihvatljiva maksimalna širina pukotina za nazovistalnu kombinaciju djelovanja prikazana je u tablici.

Tablica 5.3 Maksimalna širina pukotina [43]

Razred izloženosti prema EN 206-1	$\max w_k$ [mm]
XA2, XA3, XD3, XS1	0,2
Ostali razredi	0,3

5.7.3. Kontrola pomaka

Norma HRN EN 13084-2:2007 ne daje veličinu dozvoljenog bočnog pomaka vrha dimnjaka od ukupnog djelovanja nego samo ograničenje pomaka između armiranobetonske nosive konstrukcije i obloge. Svaka norma, za djelovanje na koje se odnosi, daje dozvoljene vrijednosti bočnog pomaka. ACI 307-98 je jedina norma koja daje vrijednost maksimalnog pomaka za ukupno djelovanje, ali samo za karakterističnu vrijednost ukupnog djelovanja (bez koeficijenata djelovanja i kombinacija) [13].

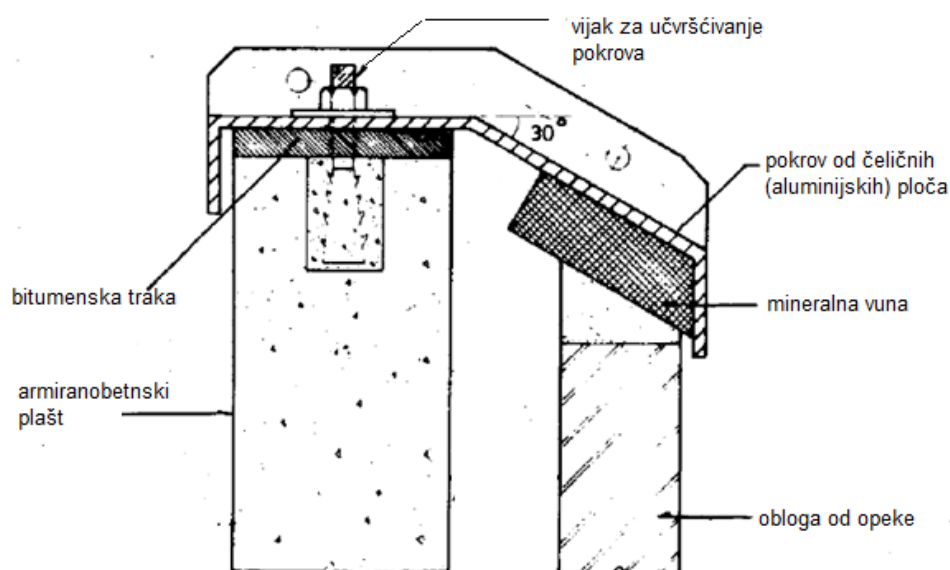
Tablica 5.4 Dozvoljeni bočni pomaci dimnjaka

Djelovanje	Norma	Bočni pomak dimnjaka
Ukupno djelovanje	HRN EN 13084-2:2007	Nema uvjeta
Potres	HRN EN 1998-6:2011	$y_{\max} < 0,5\%$ visine dimnjaka
Vjetar	HRN EN 1991-1-4:2012	$y_{F,\max} = \frac{1}{St^2} \cdot \frac{1}{Sc} K \cdot K_w \cdot c_{\text{lat}} \cdot b$ (sve komponentne su definirane u poglavlju 4.4.1.1.)
Temperatura	CINCID	$y_{\max} = \frac{h^2 \cdot \Delta T \cdot \alpha_T}{2d}$ gdje je: h visina dimnjaka ΔT razlika između temperature na sunčanoj strani i temperature na strani koja je u sjeni α_T koeficijent linearnog toplinskog izduženja betona d promjer dimnjaka
Karakteristična vrijednost ukupnog djelovanja	ACI 307-98	$y_{\max} = 3,33h$ gdje je: $y_{\max}$ maksimalni bočni pomak u mm h visina dimnjaka u m

5.8. Tipični detalji armiranobetonskih dimnjaka

5.8.1. Detalj vrha dimnjaka

Pokrov na vrhu dimnjaka se izvodio od međusobno vijčano spojenih te u betonski plašt usidrenih ploča od lijevanog željeza. Danas se pri gradnji novih ili sanaciji postojećih dimnjaka, ploče od lijevanog željeza zamjenjuju onima od nehrđajućeg čelika. Također je preporuka postavljanje dimnjačke otklopno-zaklopne kape kao zaštita od atmosferilija kada dimnjak nije u pogonu [14].



Slika 5.10 Detalj vrha dimnjaka [9]

5.8.2. Detalj povezivanja nosive konstrukcije s oblogom

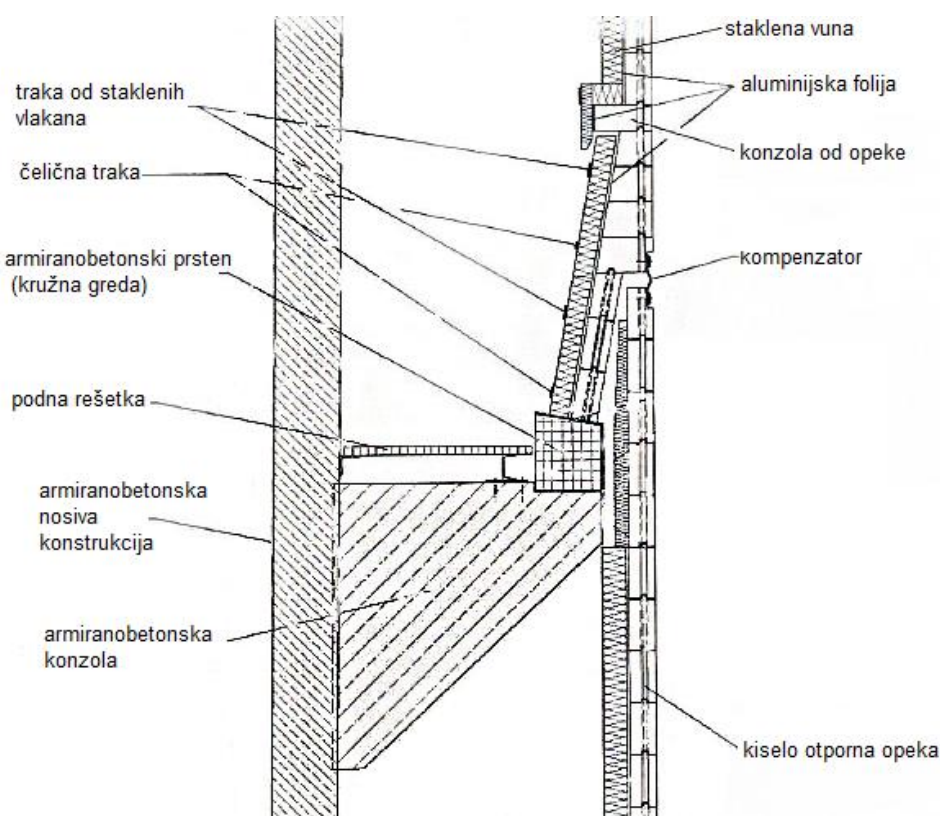
Na pravilnim razmacima po visini dimnjaka postavljaju se prstenasti nosači na koje se oslanja obloga dimnjaka. Prstenasti nosači se oslanjaju na armiranobetonske konzole preko kojih se prenose opterećenja dalje na nosivu konstrukciju. Obično se te konzole iskoriste kao unutarnje platforme.

Da bi se betonska stijenska dimnjaka zaštitila od pretjeranog zagrijavanja potrebno je postaviti toplinsku izolaciju na samu dimnovodnu cijev (oblogu). Staklena vuna je najčešće korištena za toplinsku izolaciju. Za oblogu je pričvršćena anker vijcima te se

dodatno obuhvaća čeličnim trakama i trakama od staklenih vlakana za dodatnu stabilizaciju.

Svi materijali koji se koriste za oblogu su kiselo otporni i vatrootporni, ali navedene otpornosti variraju ovisno o kojem se materijalu radi. Prilikom projektiranja novog dimnjaka materijal za oblogu se odabire ovisno o sastavu dima (plina) i njegovoj temperaturi. No, tijekom životnog vijeka dimnjaka vjerojatno će doći do promjena u proizvodnom procesu što može uzrokovati agresivniji karakter plinova. Tada dolazi do oštećenja obloge. Ojačavanje unutrašnje obloge zidova dimovodnih kanala se vrši mlaznim kiselo otpornim betonom [14].

Sve betonske površine u novom dimnjaku moraju biti premazane zaštitnim kiselo otpornim bojama i premazima. Zbog neodržavanja može doći do smanjenja učinkovitosti takve zaštite te uzrokovati oštećenja nosive armiranobetonske konstrukcije. Sanacija betonskih površina se danas najčešće radi mortom na bazi epoksidnih smola [48].

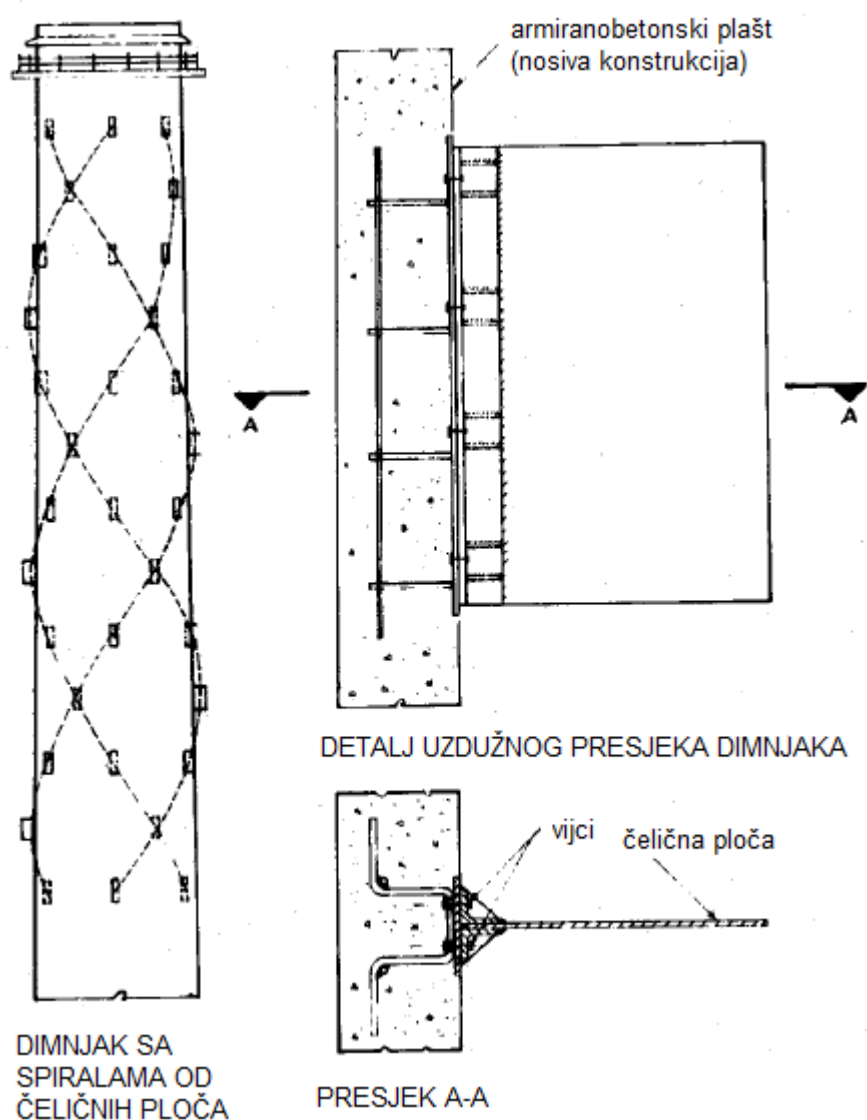


Slika 5.11 Detalj povezivanja nosive konstrukcije s oblogom [7]

5.8.3. Detalj priključka aerodinamičkih naprava na nosivu konstrukciju

Na betonske dimnjake se rijeko postavljaju aerodinamičke naprave za smanjenje amplituda uzrokovanih odvajanjem vrtloga. No, u slučaju da se pokaže potreba treba odabrati jedan od mogućih oblika sa slike 2.9.

Bez obzira na oblik, pri dimenzioniranju betonske stijenke je potrebno pretpostaviti dodatnu armaturu za ojačanje zbog unošenja koncentriranih sila na mjestima priključaka.



Slika 5.12 Detalj priključka aerodinamičkih naprava na nosivu konstrukciju [9]

6. DIMNJAK TERMoeLEKTRANE PLOMIN

6.1. Tehnički opis [49]

6.1.1. Opis konstrukcije

Dimnjak termoelektrane Plomin je armiranobetonska konstrukcija visine 340 m. Sastoji se od dva armiranobetonska plašta, vanjskog i unutarnjeg.

6.1.1.1. 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 $\pm 0,0$ 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 stijenska je do visine od 336,5 m. Iznad te visine izlazi dimnovodna cijev od kiselootporne opeke debljine 38 cm. Od vrha dimnjaka do visine $h=165$ m dimnjak se izvodi kao jedna armiranobetonska cijev sa međuprostorom 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 $h=8,0-15,0$ m iznad gornjeg ruba temeljne ploče priključuju se radijalno tri dimnovodna 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.

6.1.1.2. 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.

6.1.1.3. 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.

6.1.1.4. Statički sustav

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

6.1.1.5. Materijali

Armiranobetonska cijev, kao i temelj, je projektirana s betonom razreda tlačne čvrstoće MB30 (C25/30) i rebrastom armaturom oznake RA 400/500 ($f_y = 400 \text{ N/mm}^2$). 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 postojećim armaturnim nacrtima [20].

6.2. Rekonstrukcija dimnjaka

Termoelektrana Plomin se sastoji od dva termoenergetska bloka, Plomin 1 i Plomin 2. TE Plomin 1 je nominalne snage 125 MW i u pogonu je od 1970., dok je TE Plomin 2 nominalne snage 210 MW u pogonu od 2000. godine [50].

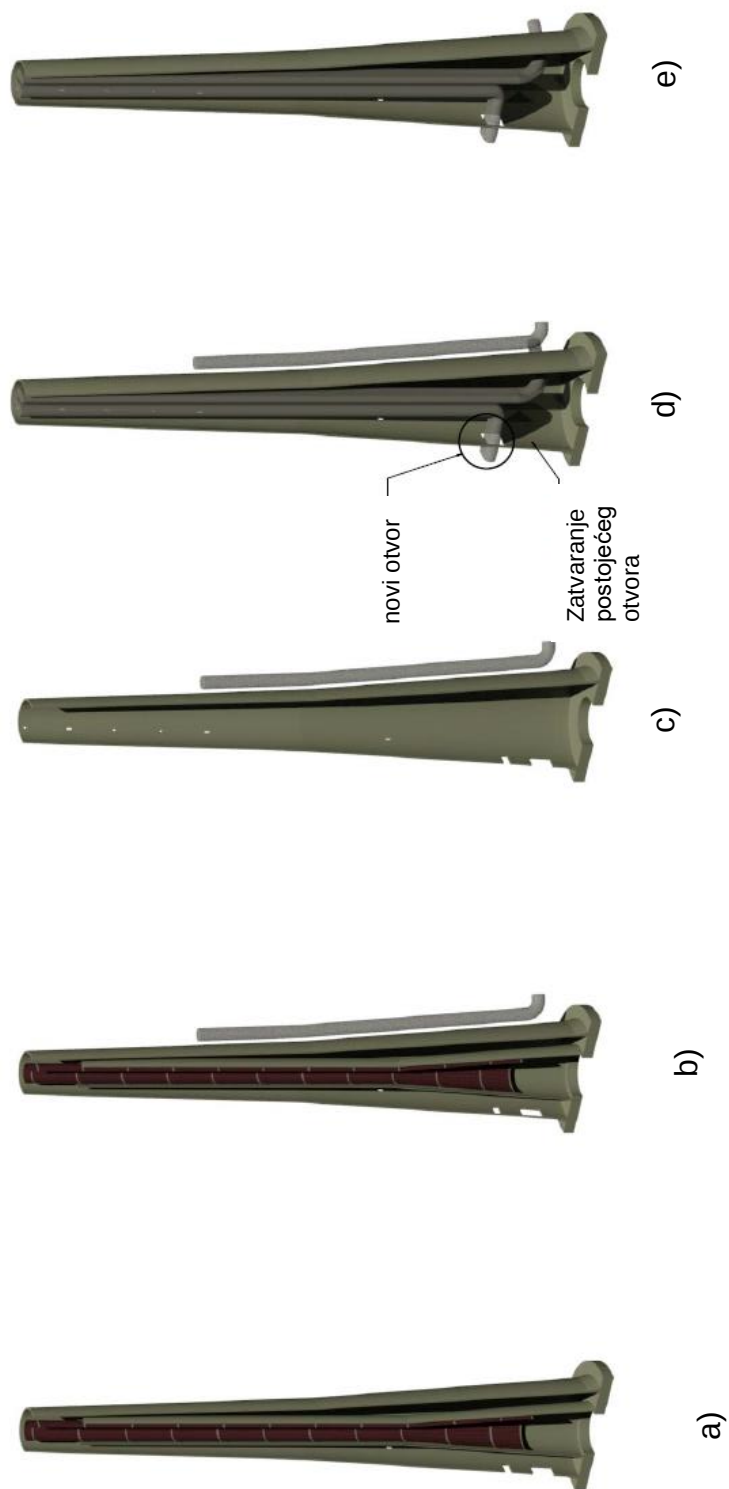
Kako je u Hrvatskoj trend povećanja potrošnje električne energije tako se povećava i njen uvoz jer postojeća vlastita proizvodnja nije dovoljna. Do 2020. iz pogona će izaći dio elektrana hrvatskog elektroenergetskog sustava koje su na kraju životnog vijeka, dok će neke zbog prilagođavanja propisima Europske unije o emisijama biti potrebno staviti izvan pogona prije nego što je to planirano ili ekonomski opravdano [51]. Upravo zbog navedenog odlučeno je krenuti u izgradnju bloka Plomin C nominalne snage 500 MW koji bi trebao zamijeniti blok Plomin 1. Blok Plomin C osim većeg kapaciteta bio bi moderno opremljen što znači i manje zagađenje okoliša.

Za potrebe odvoda dima i plinova Plomina C postojale su dvije varijante, izgradnja novog dimnjaka visine 250 m ili rekonstrukcija postojećeg 340 m visokog dimnjaka. Premda je rekonstrukcija postojećeg dimnjaka skuplje rješenje ocijenjeno je kao prihvatljivije od izgradnje novog. Razlozi su društvene prirode. Naime, stručnjaci za odnose s javnošću su zaključili da izgradnja dodatnog (novog) dimnjaka u javnosti izaziva stav novog zagađenja [50], a i varijanta s postojećim dimnjakom je i s pogleda zaštite okoliša povoljnije rješenje.

Rekonstrukcijom postojećeg dimnjaka zadržao bi se samo vanjski plašt dok bi se unutarnji dimnjak, obloga i armiranobetonske prstenaste ploče uklonile. Ljepljenjem borosilikatne obloge na unutarnje stijenke dvaju novih čeličnih kanala oformile bi se dimovodne cijevi za TE Plomin 2 i TE Plomin C [50].

Rekonstrukcija bi tekla prema sljedećim fazama:

1. Na postojeći dimnjak se s vanjske strane postavlja privremeni čelični dimnjak visine 175 m kako proizvodnja u termoelektrani ne bi morala biti prekinuta (slika 6.1 b)).
2. Rušenje unutarnjeg dimnjaka, obloge i prstenastih ploča (slika 6.1 c)).
3. Izgradnja dviju novih čeličnih cijevi unutar postojećeg vanjskog AB plašta uz izgradnju novog otvora i zatvaranje postojećeg otvora (slika 6.1 d)).
4. Uklanjanje privremenog čeličnog dimnjaka (slika 6.1 e)).



Slika 6.1 Faze rekonstrukcije dimnjaka [52]

a) postojeće stanje, b) 1. faza, c) 2. faza, d) 3. faza, e) 4. faza

6.3. Analiza opterećenja za faze rekonstrukcije

6.3.1. Analiza opterećenja za postojeće stanje

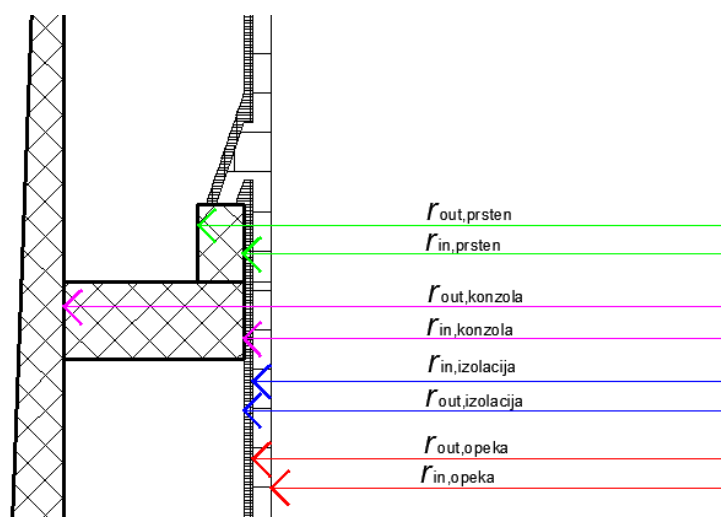
6.3.1.1. Stalno opterećenje

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

6.3.1.2. Dodatno stalno opterećenje

Dodatno stalno opterećenje je opterećenje od dimovodne cijevi od opeke te od prstenastih nosača preko kojih se opterećenje prenosi na nosivu armiranobetonsku stijenu dimnjaka. Do visine od 165,0 m dimovodna cijev je spojena na unutarnji (mali) dimnjak, a od 165,0 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 [49]. Prstenasti nosači su visine 50 cm i pretpostavljene širine od 30 cm. Sve konzole su pretpostavljene sa konstantnim poprečnim presjekom visine 50 cm.

Gustoća opeke je $\gamma_o = 22 \text{ kN/m}^3$, izolacije $\gamma_i = 1,5 \text{ kN/m}^3$, a armiranobetonskih dijelova $\gamma_B = 25 \text{ kN/m}^3$.



Slika 6.2 Skica za proračun dodatnog stalnog opterećenja

Tablica 6.1 Dodatno stalno opterećenje za postojeće stanje

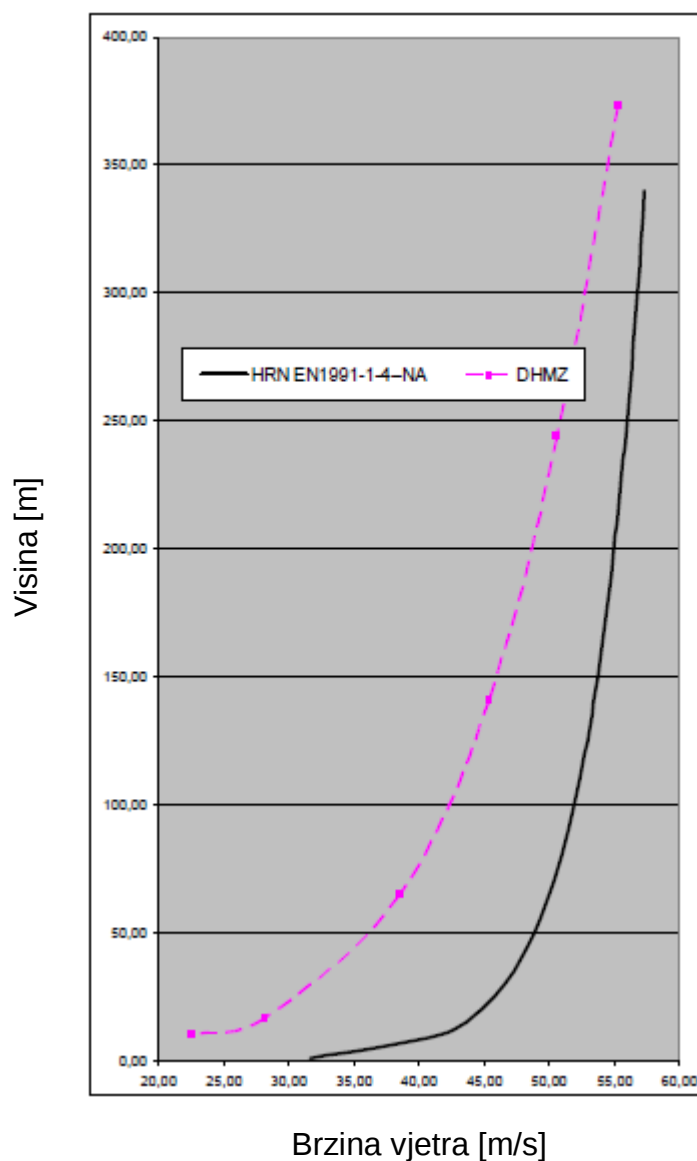
visina	opeka $d=12$ cm			izolacija $d=6$ cm			prsten 30/50			konzola $h=50$ cm			ukupno [kN]
	r_{in}	r_{out}	volumen	r_{in}	r_{out}	volumen	r_{in}	r_{out}	volumen	r_{in}	r_{out}	volumen	
335	2,96	3,34	37,60							3,34	4,30	11,52	1115,33
330	2,96	3,08	11,39	3,08	3,14	17,59	3,14	3,44	3,10	3,14	4,30	13,56	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	59,30	2337,77



Slika 6.3 Prikaz dodatnog stalnog opterećenja [kN] za postojeće stanje u Sofistiku

6.3.1.3. Vjetar

Dimnjak svojom visinom od 340 m izlazi iz okvira primjene norme HRN EN 1991-1-4:2012 te bi se trebalo raditi ispitivanje u vjetrovnom tunelu. No, usporedbom stvarnih tlakova vjetra i onih dobivenih prema normi došlo se do zaključka da analiza po HRN EN 1991-1-4:2012 daje veće tlakove te je moguće koristiti normu jer je takav proračun na strani sigurnosti.



Slika 6.4 Usporedba brzine vjetra po visini prema DHMZ-u i HRN EN 1991-1-4

Lokacija: Plomin

Temeljna vrijednost osnovne brzine vjetra iz slike 4.1:

$$v_{b,0} = 25,0 \text{ m/s}$$

Osnovna brzina vjetra:

$$v_b = c_{\text{dir}} \cdot c_{\text{season}} \cdot v_{b,0} = 1,0 \cdot 1,0 \cdot 25,0 = 25,0 \text{ m/s}$$

Kategorija terena: 0

$$z_0 \text{ (tablica 4.1): } 0,003 \text{ m}$$

$$z_{\text{min}} \text{ (tablica 4.1): } 1,0 \text{ m}$$

Faktor terena:

$$k_r = 0,19 \left(\frac{z_0}{z_{0,II}} \right)^{0,07} = 0,19 \left(\frac{0,003}{0,05} \right)^{0,07} = 0,16$$

Proračunska visina dimnjaka:

U originalnom projektu dimnjaka navedeno je da je mali (unutarnji) dimnjak zglobno oslonjen na veliki na visini od 165 m. Stoga se za određivanje proračunske visine dimnjaka za postojeće stanje upotrebljava slika 4.6 c).

$$h_{\text{eff}} = h_1 + \frac{h_2}{3} = 175 + \frac{165}{3} = 230 \text{ m}$$

Promjer dimnjaka na proračunskoj visini (očitan sa nacrt):

$$b_{\text{eff}} = 11,29 \text{ m}$$

Vlastita frekvencija:

Modalnom analizom programom Sofistik određena je prva vlastita frekvencija. Dobivena prva vlastita frekvencija iznosi $n_1 = 0,194 \text{ Hz}$.

Eigenfrequencies						
Using Vectoriteration						
Iterationsvectors				12		
Iterations				24		
No.	LC	Eigenvalue [1/Sec2]	Relativ error	frequency [Hertz]	Period [sec]	modal damping
1	101	1.48546E+00	1.49E-16	0.194	5.155248	0.00000
2	102	1.48851E+00	4.48E-16	0.194	5.149964	0.00000
3	103	6.23809E+00	1.28E-15	0.398	2.515672	0.00000
4	104	1.68859E+01	2.10E-16	0.654	1.529038	0.00000
5	105	1.70915E+01	4.16E-16	0.658	1.519813	0.00000
6	106	8.82219E+01	1.79E-14	1.495	0.668947	0.00000
7	107	9.18123E+01	7.12E-15	1.525	0.655737	0.00000
8	108	1.93939E+02	4.00E-11	2.216	0.451178	0.00000
9	109	2.52751E+02	8.90E-07	2.530	0.395215	0.00000
10	110	2.76465E+02	3.68E-07	2.646	0.377885	0.00000
11		4.90000E+02	3.01E-04	3.523	0.283845	
12		7.03474E+02	1.55E-02	4.221	0.236895	

Slika 6.5 Vlastite frekvencije za postojeće stanje iz *Sofistika*

Poredbena visina dimnjaka:

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

Faktor α :

$$\alpha = 0,67 + 0,05 \ln(z_0) = 0,67 + 0,05 \ln(0,003) = 0,38$$

Duljina turbulencije:

$$L(z_s) = L_t \left(\frac{z_s}{z_t} \right)^\alpha = 300 \cdot \left(\frac{204}{200} \right)^{0,38} = 302,3 \text{ m}$$

Faktor podloge:

$$B^2 = \frac{1}{1 + 0,9 \left(\frac{b_{\text{eff}} + h_{\text{eff}}}{L(z_s)} \right)^{0,63}} = \frac{1}{1 + 0,9 \left(\frac{11,29 + 230}{302,3} \right)^{0,63}} = 0,56$$

Faktor hrapavosti:

$$c_r(z_s) = k_r \cdot \ln \left(\frac{z_s}{z_0} \right) = 0,16 \cdot \ln \left(\frac{204}{0,003} \right) = 1,74$$

Faktora vertikalne razvedenosti:

$$c_0(z_s) = 1,0 \quad \text{za} \quad \phi \leq 0,05 \text{ (ravan teren)}$$

Srednja brzina vjetra na poredbenoj visini:

$$v_m(z_s) = c_r(z_s) \cdot c_0 \cdot v_b = 43,41 \text{ m/s}$$

Bezdimenzijska frekvencija:

$$f_L(z_s, n_1) = \frac{n_1 L(z_s)}{v_m(z_s)} = \frac{0,194 \cdot 302,3}{43,41} = 1,351$$

Bezdimenzijska spektralna gustoća snage:

$$S_L(z_s, n_1) = \frac{6,8 f_L(z_s, n_1)}{(1 + 10,2 f_L(z_s, n_1))^{5/3}} = \frac{6,8 \cdot 1,351}{(1 + 10,2 \cdot 1,351)^{5/3}} = 0,103$$

Funkcije aerodinamičkog pristupa:

$$\eta_h = \frac{4,6 h_{\text{eff}}}{L(z_s)} f_L(z_s, n_1) = \frac{4,6 \cdot 230}{302,3} \cdot 1,351 = 4,729$$

$$R_h = \frac{1}{\eta_h} - \frac{1}{2\eta_h^2} (1 - e^{-2\eta_h}) = \frac{1}{4,729} - \frac{1}{2 \cdot 4,729^2} (1 - e^{-2 \cdot 4,729}) = 0,189$$

$$\eta_b = \frac{4,6 b_{\text{eff}}}{L(z_s)} f_L(z_s, n_1) = \frac{4,6 \cdot 11,29}{302,3} \cdot 1,351 = 0,232$$

$$R_b = \frac{1}{\eta_b} - \frac{1}{2\eta_b^2} (1 - e^{-2\eta_b}) = \frac{1}{0,232} - \frac{1}{2 \cdot 0,232^2} (1 - e^{-2 \cdot 0,232}) = 0,862$$

Ukupni logaritamski dekrement prigušenja:

$$\delta = 0,03$$

Faktor rezonantnog odziva:

$$R^2 = \frac{\pi^2}{2\delta} S_L(z_s, n_1) R_h(\eta_h) R_b(\eta_b) = \frac{\pi^2}{2 \cdot 0,03} \cdot 0,103 \cdot 0,189 \cdot 0,862 = 2,77$$

Frekvencija premašaja ν

$$\nu = n_1 \sqrt{\frac{R^2}{B^2 + R^2}} = 0,194 \sqrt{\frac{2,77}{0,56 + 2,77}} = 0,177 \text{ Hz} \geq 0,08 \text{ Hz}$$

Vršni faktor:

$$k_p = \max \left\{ \sqrt{2 \ln(\nu T)} + \frac{0,6}{\sqrt{2 \ln(\nu T)}} = \sqrt{2 \ln(0,177 \cdot 600)} + \frac{0,6}{\sqrt{2 \ln(0,177 \cdot 600)}} = 3,25 \right. \\ \left. 3,0 \right\}$$

$$k_p = 3,25$$

Intenzitet turbulencije na poredbenoj visini:

$$I_v(z_s) = \frac{k_t}{c_0(z_s) \ln\left(\frac{z_s}{z_0}\right)} = \frac{1,0}{1,0 \cdot \ln\left(\frac{204}{0,003}\right)} = 0,09$$

Konstruktivski faktor:

$$c_s c_d = \frac{1 + 2k_p I_v(z_s) \sqrt{B^2 + R^2}}{1 + 7I_v(z_s)} = \frac{1 + 2 \cdot 3,25 \cdot 0,09 \cdot \sqrt{0,56 + 2,77}}{1 + 7 \cdot 0,09} = 1,27$$

Proračun djelovanja vjetra po visini dimnjaka je napravljen u Excelu. U nastavku su dane formule prema kojima je izvršen proračun.

Faktor hrapavosti na visini z :

$$c_r(z) = k_r \cdot \ln\left(\frac{z}{z_0}\right) = 0,16 \cdot \ln\left(\frac{z}{0,003}\right)$$

Intenzitet turbulencije na visini z :

$$I_v(z) = \frac{k_t}{c_0(z) \ln\left(\frac{z}{z_0}\right)} = \frac{1,0}{1,0 \cdot \ln\left(\frac{z}{0,003}\right)}$$

Faktor izloženosti na visini z :

$$c_e(z) = \frac{q_p(z)}{q_b} = [1 + 7I_v(z)] \cdot c_r(z)^2 \cdot c_0(z)^2 = [1 + 7I_v(z)] \cdot c_r(z)^2 \cdot 10^2$$

Tlak pri vršnoj brzini na visini z :

$$q_p(z) = \left[1 + 7I_v(z)\right] \frac{1}{2} \rho v_m^2(z) = \frac{1}{2} \cdot \rho \cdot v_b^2 \cdot c_e(z) = \frac{1}{2} \cdot 0,00125 \cdot v_b^2 \cdot c_e(z)$$

Vršna brzina vjetra na visini z :

$$v(z) = \sqrt{\frac{2q_p(z)}{\rho}} = \sqrt{\frac{2q_p(z)}{0,00125}}$$

Vanjski promjer dimnjaka b je očitao sa nacrtu.

Reynoldsov broj:

$$Re = \frac{bv(z)}{\nu} = \frac{bv(z)}{15 \cdot 10^{-6}}$$

Koeficijent hrapavosti površine:

Dimnjak je modeliran da je na cijeloj visini betonski. U stvarnosti je zadnjih 5 m dimnjaka (od 335 m do 340 m) dimovodna cijev od opeke. Uz to pretpostavka je da je beton na vrhu dimnjaka više oštećen zbog djelovanja agresivnih tvari iz dima. Da bi se to uzelo u obzir na visini $z = 340$ m je korišten koeficijent hrapavosti $k = 1,0$ mm, a na ostatku dimnjaka $k = 0,2$ mm.

Omjer punoće:

$$\varphi = \frac{A}{A_c} = 1,0$$

Proračunska vitkost (tablica 4.3):

$$\lambda = \frac{2l}{b} \cdot \frac{2}{c_{f,0}} = \frac{2 \cdot 340}{9,4} \cdot \frac{2}{0,87} = 166,3$$

Faktor učinka kraja (slika 4.9):

$$\psi_\lambda \approx 1,0$$

Koeficijent sile:

$$c_f = c_{f,0} \cdot \psi_\lambda = c_{f,0} \cdot 1,0$$

$$c_{f,0} = 1,2 + \frac{0,18 \cdot \log(10 \cdot k / b)}{1 + 0,4 \cdot \log(\text{Re} / 10^6)}$$

Konstruktivski faktor:

$$c_s c_d = 1,27 \text{ (Proračun prikazan ranije.)}$$

Tlak vjetra po površini na visini z:

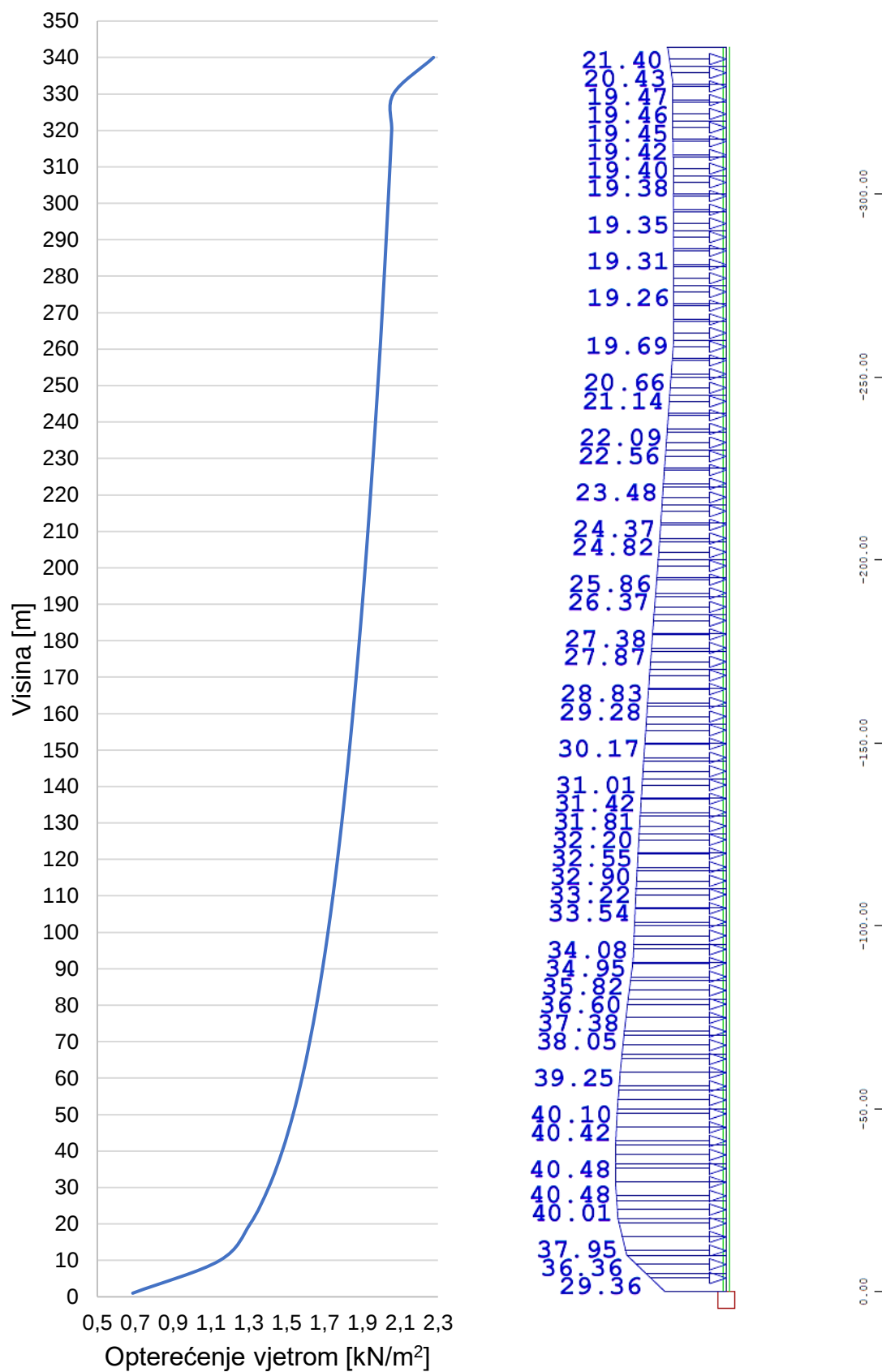
$$q_w \left[\text{kN/m}^2 \right] = q_p(z) \cdot c_{f,0} \cdot c_s c_d = q_p(z) \cdot c_{f,0} \cdot 1,27$$

Tlak vjetra po metru na visini z:

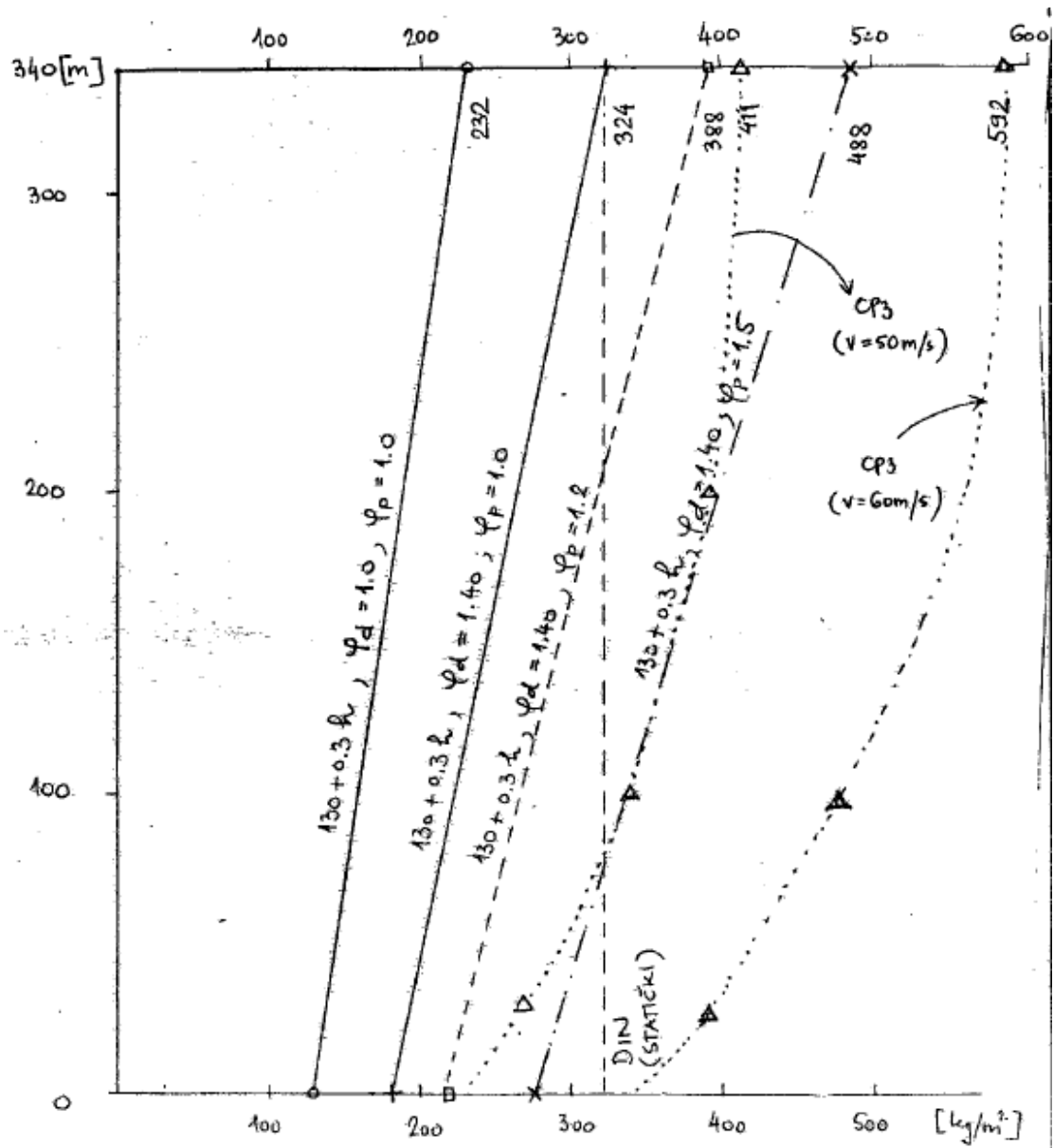
$$q_w \left[\text{kN / m} \right] = q_w \left[\text{kN / m}^2 \right] \cdot b$$

Tablica 6.2 Proračun tlaka vjetra po visini za postojeće stanje

z [m]	$c_r(z)$	$I_v(z)$	$c_e(z)$	$q_p(z)$ [kN/m ²]	$v(z)$ [m/s]	b [m]	Re	k/b	$c_{f,0}$	$c_{sc,d}$	q_w [kN/m ²]	q_w [kN/m ²]
340	1,82	0,09	5,28	2,06	57,45	9,4	3,60E+07	1,06E-04	0,87	1,27	2,28	21,40
330	1,81	0,09	5,26	2,05	57,33	9,43	3,60E+07	2,12E-05	0,79	1,27	2,06	19,47
320	1,81	0,09	5,24	2,05	57,21	9,46	3,61E+07	2,11E-05	0,79	1,27	2,06	19,45
310	1,80	0,09	5,21	2,04	57,08	9,48	3,61E+07	2,11E-05	0,79	1,27	2,05	19,40
300	1,80	0,09	5,19	2,03	56,95	9,51	3,61E+07	2,10E-05	0,79	1,27	2,04	19,37
290	1,79	0,09	5,16	2,02	56,81	9,54	3,61E+07	2,10E-05	0,79	1,27	2,03	19,33
280	1,79	0,09	5,14	2,01	56,67	9,57	3,62E+07	2,09E-05	0,79	1,27	2,02	19,29
270	1,78	0,09	5,11	2,00	56,53	9,59	3,61E+07	2,09E-05	0,79	1,27	2,01	19,23
260	1,77	0,09	5,09	1,99	56,38	9,62	3,62E+07	2,08E-05	0,79	1,27	1,99	19,19
250	1,77	0,09	5,06	1,98	56,22	10,18	3,82E+07	1,96E-05	0,79	1,27	1,98	20,18
240	1,76	0,09	5,03	1,96	56,05	10,73	4,01E+07	1,86E-05	0,79	1,27	1,97	21,14
230	1,75	0,09	5,00	1,95	55,88	11,29	4,21E+07	1,77E-05	0,79	1,27	1,96	22,09
220	1,75	0,09	4,96	1,94	55,71	11,85	4,40E+07	1,69E-05	0,79	1,27	1,94	23,03
210	1,74	0,09	4,93	1,93	55,52	12,4	4,59E+07	1,61E-05	0,79	1,27	1,93	23,93
200	1,73	0,09	4,90	1,91	55,32	12,96	4,78E+07	1,54E-05	0,79	1,27	1,92	24,82
190	1,73	0,09	4,86	1,90	55,12	13,61	5,00E+07	1,47E-05	0,79	1,27	1,90	25,86
180	1,72	0,09	4,82	1,88	54,90	14,27	5,22E+07	1,40E-05	0,79	1,27	1,88	26,89
170	1,71	0,09	4,78	1,87	54,67	14,92	5,44E+07	1,34E-05	0,79	1,27	1,87	27,87
160	1,70	0,09	4,74	1,85	54,43	15,58	5,65E+07	1,28E-05	0,79	1,27	1,85	28,83
150	1,69	0,09	4,69	1,83	54,17	16,23	5,86E+07	1,23E-05	0,79	1,27	1,83	29,73
140	1,68	0,09	4,65	1,81	53,89	16,89	6,07E+07	1,18E-05	0,79	1,27	1,81	30,61
130	1,67	0,09	4,59	1,79	53,59	17,54	6,27E+07	1,14E-05	0,79	1,27	1,79	31,42
120	1,65	0,09	4,54	1,77	53,27	18,2	6,46E+07	1,10E-05	0,79	1,27	1,77	32,20
110	1,64	0,10	4,48	1,75	52,92	18,85	6,65E+07	1,06E-05	0,79	1,27	1,75	32,90
100	1,63	0,10	4,42	1,72	52,53	19,51	6,83E+07	1,03E-05	0,79	1,27	1,72	33,54
90	1,61	0,10	4,34	1,70	52,11	20,16	7,00E+07	9,92E-06	0,79	1,27	1,69	34,08
80	1,59	0,10	4,27	1,67	51,63	21,6	7,44E+07	9,26E-06	0,78	1,27	1,66	35,82
70	1,57	0,10	4,18	1,63	51,09	23,04	7,85E+07	8,68E-06	0,78	1,27	1,62	37,38
60	1,55	0,10	4,08	1,59	50,47	24,48	8,24E+07	8,17E-06	0,78	1,27	1,58	38,72
50	1,52	0,10	3,96	1,55	49,73	25,92	8,59E+07	7,72E-06	0,78	1,27	1,53	39,77
40	1,48	0,11	3,82	1,49	48,83	27,36	8,91E+07	7,31E-06	0,78	1,27	1,48	40,42
30	1,44	0,11	3,64	1,42	47,66	28,8	9,15E+07	6,94E-06	0,78	1,27	1,41	40,48
20	1,37	0,11	3,39	1,32	46,02	30,24	9,28E+07	6,61E-06	0,78	1,27	1,31	39,54
10	1,27	0,12	2,98	1,17	43,19	31,68	9,12E+07	6,31E-06	0,78	1,27	1,15	36,36
1	0,91	0,17	1,81	0,71	33,65	32,54	7,30E+07	6,15E-06	0,77	1,27	0,69	22,36



Slika 6.6 Opterećenje vjetrom u kN/m² (lijevo) i zadano opterećenje vjetrom [kN/m] za postojeće stanje u Sofistiku (desno)



Slika 6.7 Opterećenje vjetrom [kg/m^2] iz izvornog projekta [49]

Vjetrovno opterećenje na koje je proračunat i dimensioniran dimnjak prikazano je na slici 6.7 iscrtkanom linijom za brzinu od 50 m/s. Ako se uspoređi dijagram sa slike 6.6 lijevo i navedeni dijagram sa slike 6.7 može se zaključiti da je opterećenje prema HRN EN 1991-1-4 duplo manje.

6.3.2. Analiza opterećenja za 2. fazu rekonstrukcije

6.3.2.1. Stalno opterećenje

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

6.3.2.2. Dodatno stalno opterećenje [20]

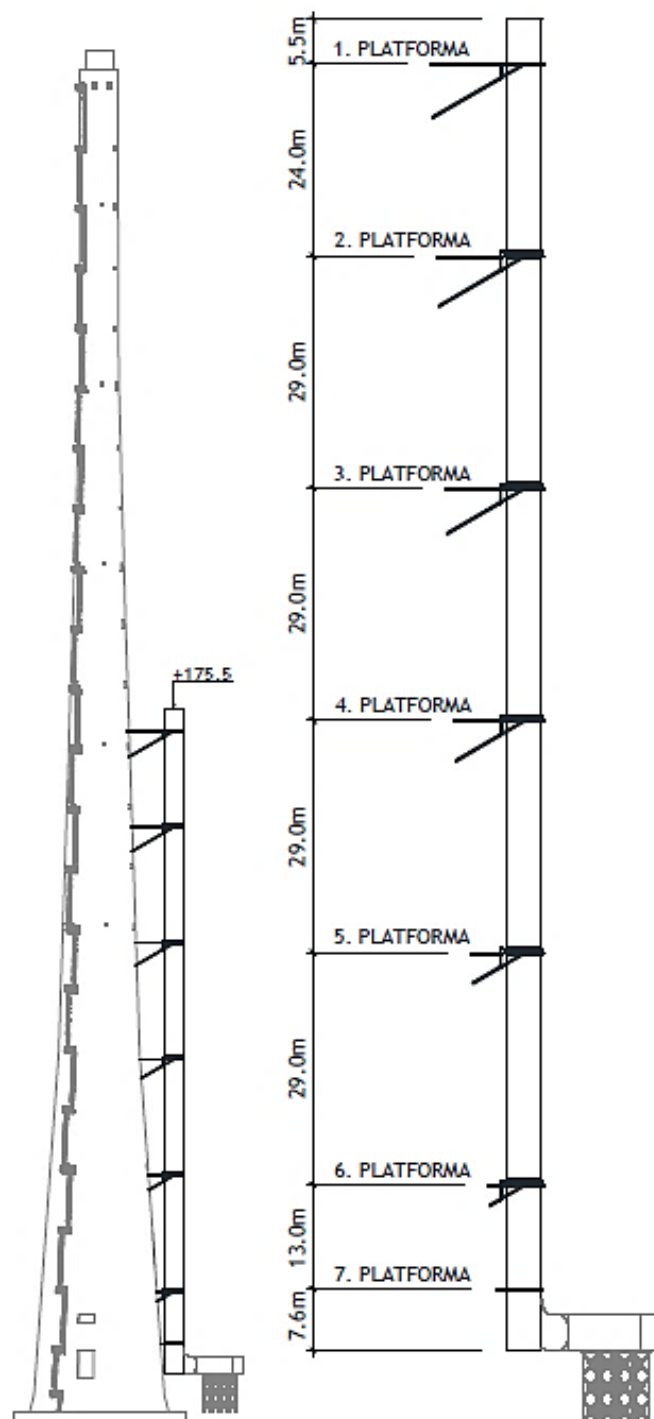
Tijekom druge faze uklanjaju se unutarnji dimnjak, obloga te prstenaste AB ploče. Privremeni dimnjak je i dalje spojen na vanjski plašt dimnjaka. Stoga je dodatno stalno opterećenje za ovu fazu samo od težine privremenog dimnjaka i platformi na koje je ovješeni i pridržan.

- vlastita težina privremenog dimnjaka.....= 1583 kN
 - vlastita težina dimnovodnog kanala.....=152 kN
 - vlastita težina platformi.....= 291 kN
- Ukupno = 2026 kN
- Visina privremenog dimnjaka.....= 166,1 m
- Opterećenje po metru dužnom.....= $2026/166,1 = 12,2$ kN/m

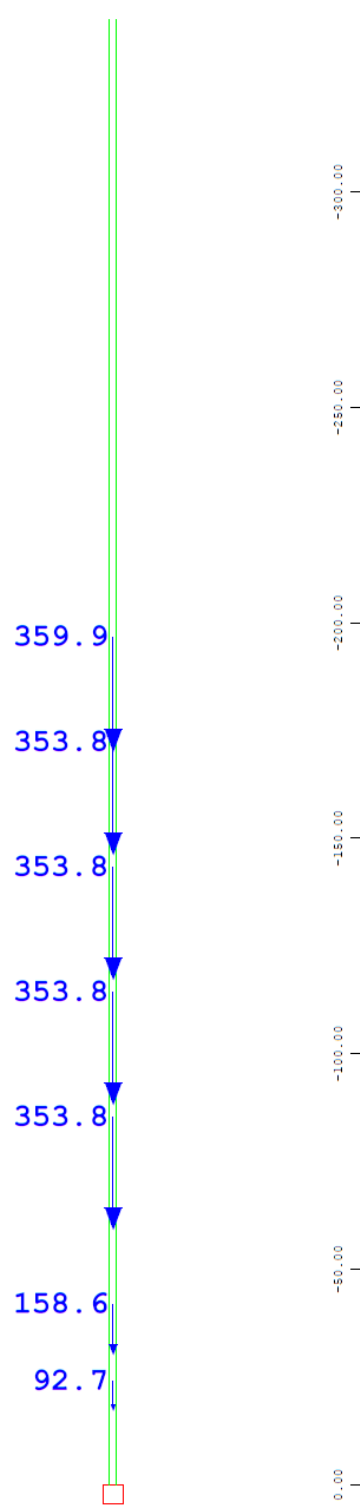
Segmenti dimnjaka su ovješeni na svoju gornju platformu dok su samo pridržani donjom platformom. To znači da se vertikalna sila od težine segmenta prenosi preko gornje platforme na plašt AB dimnjaka.

Tablica 6.3 Dodatno stalno opterećenje za 2. fazu rekonstrukcije

visina [m]	težina privremenog dimnjaka [kN]
170	$(24,0+5,5) \cdot 12,2 = 359,9$
146	$29,0 \cdot 12,2 = 353,8$
117	$29,0 \cdot 12,2 = 353,8$
88	$29,0 \cdot 12,2 = 353,8$
59	$29,0 \cdot 12,2 = 353,8$
30	$13,0 \cdot 12,2 = 158,6$
17	$7,6 \cdot 12,2 = 92,7$



Slika 6.8 Raspored i razmaci platformi za proračun dodatnog stalnog opterećenja od privremenog dimnjaka za 2.fazu rekonstrukcije



Slika 6.9 Prikaz dodatnog stalnog opterećenja [kN] za 2. fazu rekonstrukcije u Sofistiku

6.3.2.3. Vjetar

Lokacija: Plomin

Temeljna vrijednost osnovne brzine vjetra iz slike 4.1:

$$v_{b,0} = 25,0 \text{ m/s}$$

Osnovna brzina vjetra:

$$v_b = c_{dir} \cdot c_{season} \cdot v_{b,0} = 1,0 \cdot 1,0 \cdot 25,0 = 25,0 \text{ m/s}$$

Kategorija terena: 0

$$z_0 \text{ (tablica 4.1): } 0,003 \text{ m}$$

$$z_{min} \text{ (tablica 4.1): } 1,0 \text{ m}$$

Faktor terena:

$$k_r = 0,19 \left(\frac{z_0}{z_{0,II}} \right)^{0,07} = 0,19 \left(\frac{0,003}{0,05} \right)^{0,07} = 0,16$$

Proračunska visina dimnjaka:

U drugoj fazi rekonstrukcije mali arbiranobetonski dimnjak je uklonjen te više nema zglobne veze stoga se za određivanje proračunske visine dimnjaka za 2. fazu rekonstrukcije upotrebljava slika 4.6 b).

$$h_{eff} = h_1 + \frac{h_2}{3} = 250 + \frac{90}{3} = 280 \text{ m}$$

Promjer dimnjaka na proračunskoj visini (očitan sa nacrt):

$$b_{eff} = 9,57 \text{ m}$$

Vlastita frekvencija:

Modalnom analizom programom Sofistik određena je prva vlastita frekvencija.

Dobivena prva vlastita frekvencija iznosi $n_1 = 0,218 \text{ Hz}$.

Eigenfrequencies						
Using Vectoriteration						
Iterationsvectors				12		
Iterations				24		
No.	LC	Eigenvalue [1/Sec2]	Relativ error	frequency [Hertz]	Period [sec]	modal damping
1	101	1.86918E+00	5.94E-16	0.218	4.595727	0.00000
2	102	1.86920E+00	5.94E-16	0.218	4.595697	0.00000
3	103	7.08053E+00	2.51E-16	0.423	2.361278	0.00000
4	104	2.05388E+01	2.94E-15	0.721	1.386413	0.00000
5	105	2.05911E+01	5.18E-16	0.722	1.384650	0.00000
6	106	1.06178E+02	1.34E-16	1.640	0.609764	0.00000
7	107	1.07290E+02	0.00E+00	1.649	0.606596	0.00000
8	108	2.22812E+02	2.68E-15	2.376	0.420930	0.00000
9	109	3.31994E+02	9.29E-08	2.900	0.344838	0.00000
10	110	3.40099E+02	2.04E-07	2.935	0.340704	0.00000
11		7.50630E+02	2.75E-05	4.360	0.229333	
12		1.04985E+03	5.59E-03	5.157	0.193917	

Slika 6.10 Vlastite frekvencije za 2. fazu rekonstrukcije iz *Sofistika*

Poredbena visina dimnjaka:

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

Faktor α :

$$\alpha = 0,67 + 0,05 \ln(z_0) = 0,67 + 0,05 \ln(0,003) = 0,38$$

Duljina turbulencije:

$$L(z_s) = L_t \left(\frac{z_s}{z_t} \right)^\alpha = 300 \cdot \left(\frac{204}{200} \right)^{0,38} = 302,3 \text{ m}$$

Faktor podloge:

$$B^2 = \frac{1}{1 + 0,9 \left(\frac{b_{\text{eff}} + h_{\text{eff}}}{L(z_s)} \right)^{0,63}} = \frac{1}{1 + 0,9 \left(\frac{9,57 + 280}{302,3} \right)^{0,63}} = 0,53$$

Faktor hrapavosti:

$$c_r(z_s) = k_r \cdot \ln \left(\frac{z_s}{z_0} \right) = 0,16 \cdot \ln \left(\frac{204}{0,003} \right) = 1,74$$

Faktora vertikalne razvedenosti:

$$c_0(z_s) = 1,0 \quad \text{za} \quad \Phi \leq 0,05$$

Srednja brzina vjetra na poredbenoj visini:

$$v_m(z_s) = c_r(z_s) \cdot c_0 \cdot v_b = 43,41 \text{ m/s}$$

Bezdimenzijska frekvencija:

$$f_L(z_s, n_1) = \frac{n_1 L(z_s)}{v_m(z_s)} = \frac{0,218 \cdot 302,3}{43,41} = 1,518$$

Bezdimenzijska spektralna gustoća snage:

$$S_L(z_s, n_1) = \frac{6,8 f_L(z_s, n_1)}{(1 + 10,2 f_L(z_s, n_1))^{5/3}} = \frac{6,8 \cdot 1,518}{(1 + 10,2 \cdot 1,518)^{5/3}} = 0,097$$

Funkcije aerodinamičkog pristupa:

$$\eta_h = \frac{4,6 h_{\text{eff}}}{L(z_s)} f_L(z_s, n_1) = \frac{4,6 \cdot 280}{302,3} \cdot 1,518 = 6,469$$

$$R_h = \frac{1}{\eta_h} - \frac{1}{2\eta_h^2} (1 - e^{-2\eta_h}) = \frac{1}{6,469} - \frac{1}{2 \cdot 6,469^2} (1 - e^{-2 \cdot 6,469}) = 0,143$$

$$\eta_b = \frac{4,6 b_{\text{eff}}}{L(z_s)} f_L(z_s, n_1) = \frac{4,6 \cdot 9,57}{302,3} \cdot 1,518 = 0,221$$

$$R_b = \frac{1}{\eta_b} - \frac{1}{2\eta_b^2} (1 - e^{-2\eta_b}) = \frac{1}{0,221} - \frac{1}{2 \cdot 0,221^2} (1 - e^{-2 \cdot 0,221}) = 0,868$$

Ukupni logaritamski dekrement prigušenja:

$$\delta = 0,03$$

Faktor rezonantnog odziva:

$$R^2 = \frac{\pi^2}{2\delta} S_L(z_s, n_1) R_h(\eta_h) R_b(\eta_b) = \frac{\pi^2}{2 \cdot 0,03} \cdot 0,097 \cdot 0,143 \cdot 0,868 = 1,97$$

Frekvencija premašaja ν

$$\nu = n_1 \sqrt{\frac{R^2}{B^2 + R^2}} = 0,218 \sqrt{\frac{1,97}{0,53 + 1,97}} = 0,193 \text{ Hz} \geq 0,08 \text{ Hz}$$

Vršni faktor:

$$k_p = \max \left\{ \sqrt{2 \ln(\nu T)} + \frac{0,6}{\sqrt{2 \ln(\nu T)}} = \sqrt{2 \ln(0,193 \cdot 600)} + \frac{0,6}{\sqrt{2 \ln(0,193 \cdot 600)}} = 3,28 \right. \\ \left. 3,0 \right\}$$

$$k_p = 3,28$$

Intenzitet turbulencije na poredbenoj visini:

$$I_v(z_s) = \frac{k_l}{c_0(z_s) \ln\left(\frac{z_s}{z_0}\right)} = \frac{1,0}{1,0 \cdot \ln\left(\frac{204}{0,003}\right)} = 0,09$$

Konstruktivski faktor:

$$c_s c_d = \frac{1 + 2k_p I_v(z_s) \sqrt{B^2 + R^2}}{1 + 7I_v(z_s)} = \frac{1 + 2 \cdot 3,28 \cdot 0,09 \cdot \sqrt{0,53 + 1,97}}{1 + 7 \cdot 0,09} = 1,19$$

Proračun djelovanja vjetra po visini dimnjaka je napravljen u Excelu. U nastavku su dane formule prema kojima je izvršen proračun.

Faktor hrapavosti na visini z:

$$c_r(z) = k_r \cdot \ln\left(\frac{z}{z_0}\right) = 0,16 \cdot \ln\left(\frac{z}{0,003}\right)$$

Intenzitet turbulencije na visini z:

$$I_v(z) = \frac{k_l}{c_0(z) \ln\left(\frac{z}{z_0}\right)} = \frac{1,0}{1,0 \cdot \ln\left(\frac{z}{0,003}\right)}$$

Faktor izloženosti na visini z:

$$c_e(z) = \frac{q_p(z)}{q_b} = [1 + 7I_v(z)] \cdot c_r(z)^2 \cdot c_0(z)^2 = [1 + 7I_v(z)] \cdot c_r(z)^2 \cdot 1,0^2$$

Tlak pri vršnoj brzini na visini z:

$$q_p(z) = [1 + 7I_v(z)] \frac{1}{2} \rho v_m^2(z) = \frac{1}{2} \cdot \rho \cdot v_b^2 \cdot c_e(z) = \frac{1}{2} \cdot 0,00125 \cdot v_b^2 \cdot c_e(z)$$

Vršna brzina vjetra na visini z :

$$v(z) = \sqrt{\frac{2q_p(z)}{\rho}} = \sqrt{\frac{2q_p(z)}{0,00125}}$$

Vanjski promjer dimnjaka b je očitao sa nacrtu.

Reynoldsov broj:

$$Re = \frac{bv(z)}{\nu} = \frac{bv(z)}{15 \cdot 10^{-6}}$$

Koeficijent hrapavosti površine:

Dimnjak je modeliran da je na cijeloj visini betonski. Pretpostavka je da je beton na vrhu dimnjaka više oštećen zbog djelovanja agresivnih tvari iz dima. Da bi se to uzelo u obzir na visini $z = 340$ m je korišten koeficijent hrapavosti $k = 1,0$ mm, a na ostatku dimnjaka $k = 0,2$ mm.

Omjer punoće:

$$\varphi = \frac{A}{A_c} = 1,0$$

Proračunska vitkost (tablica 4.3):

$$\lambda = \frac{2l}{b} \cdot \frac{2}{c_{f,0}} = \frac{2 \cdot 340}{9,4} \cdot \frac{2}{0,87} = 166,3$$

Faktor učinka kraja (slika 4.9):

$$\psi_\lambda \approx 1,0$$

Koeficijent sile:

$$c_f = c_{f,0} \cdot \psi_\lambda = c_{f,0} \cdot 1,0$$

$$c_{f,0} = 1,2 + \frac{0,18 \cdot \log(10 \cdot k / b)}{1 + 0,4 \cdot \log(Re / 10^6)}$$

Konstruktivski faktor:

$$c_s c_d = 1,19 \text{ (Proračun prikazan ranije.)}$$

Tlak vjetra po površini na visini z:

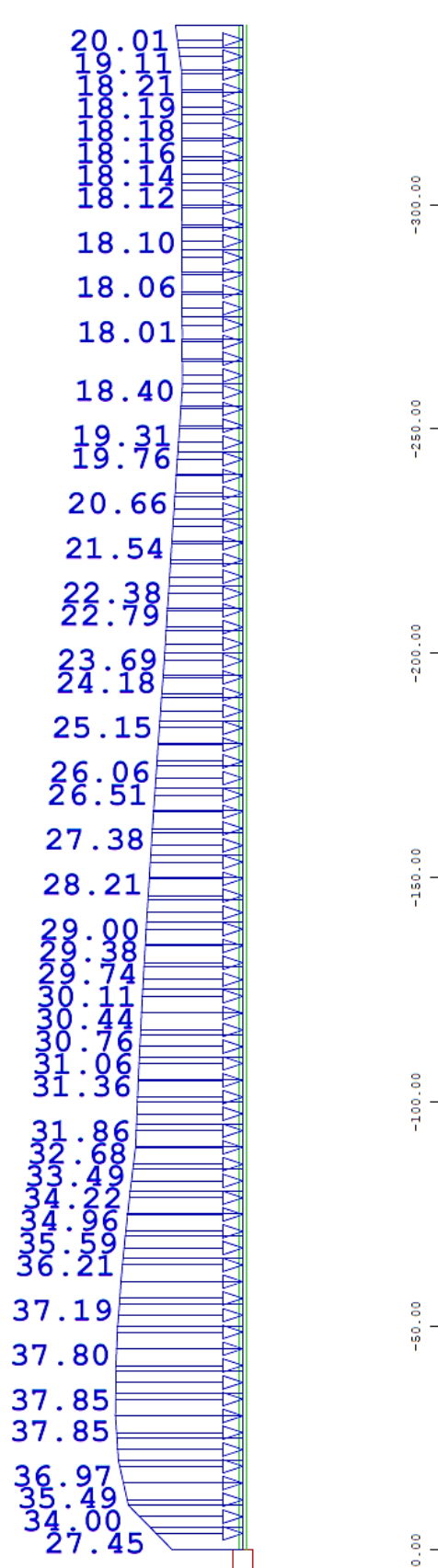
$$q_w \left[\text{kN/m}^2 \right] = q_p(z) \cdot c_{f,0} \cdot c_s c_d = q_p(z) \cdot c_{f,0} \cdot 1,19$$

Tlak vjetra po metru na visini z:

$$q_w \left[\text{kN / m} \right] = q_w \left[\text{kN / m}^2 \right] \cdot b$$

Tablica 6.4 Proračun tlaka vjetra po visini dimnjaka za 2. fazu rekonstrukcije

z [m]	$c_r(z)$	$I_v(z)$	$c_e(z)$	$q_p(z)$ [kN/m ²]	$v(z)$ [m/s]	b [m]	Re	k/b	$c_{t,0}$	c_{s,c_d}	q_w [kN/m ²]	q_w [kN/m ²]
340	1,82	0,09	5,28	2,06	57,45	9,4	3,60E+07	1,06E-04	0,87	1,19	2,13	20,01
330	1,81	0,09	5,26	2,05	57,33	9,43	3,60E+07	2,12E-05	0,79	1,19	1,93	18,21
320	1,81	0,09	5,24	2,05	57,21	9,46	3,61E+07	2,11E-05	0,79	1,19	1,92	18,18
310	1,80	0,09	5,21	2,04	57,08	9,48	3,61E+07	2,11E-05	0,79	1,19	1,91	18,14
300	1,80	0,09	5,19	2,03	56,95	9,51	3,61E+07	2,10E-05	0,79	1,19	1,90	18,11
290	1,79	0,09	5,16	2,02	56,81	9,54	3,61E+07	2,10E-05	0,79	1,19	1,89	18,08
280	1,79	0,09	5,14	2,01	56,67	9,57	3,62E+07	2,09E-05	0,79	1,19	1,89	18,04
270	1,78	0,09	5,11	2,00	56,53	9,59	3,61E+07	2,09E-05	0,79	1,19	1,88	17,98
260	1,77	0,09	5,09	1,99	56,38	9,62	3,62E+07	2,08E-05	0,79	1,19	1,86	17,94
250	1,77	0,09	5,06	1,98	56,22	10,18	3,82E+07	1,96E-05	0,79	1,19	1,85	18,87
240	1,76	0,09	5,03	1,96	56,05	10,73	4,01E+07	1,86E-05	0,79	1,19	1,84	19,76
230	1,75	0,09	5,00	1,95	55,88	11,29	4,21E+07	1,77E-05	0,79	1,19	1,83	20,66
220	1,75	0,09	4,96	1,94	55,71	11,85	4,40E+07	1,69E-05	0,79	1,19	1,82	21,54
210	1,74	0,09	4,93	1,93	55,52	12,4	4,59E+07	1,61E-05	0,79	1,19	1,80	22,38
200	1,73	0,09	4,90	1,91	55,32	12,96	4,78E+07	1,54E-05	0,79	1,19	1,79	23,21
190	1,73	0,09	4,86	1,90	55,12	13,61	5,00E+07	1,47E-05	0,79	1,19	1,78	24,18
180	1,72	0,09	4,82	1,88	54,90	14,27	5,22E+07	1,40E-05	0,79	1,19	1,76	25,15
170	1,71	0,09	4,78	1,87	54,67	14,92	5,44E+07	1,34E-05	0,79	1,19	1,75	26,06
160	1,70	0,09	4,74	1,85	54,43	15,58	5,65E+07	1,28E-05	0,79	1,19	1,73	26,96
150	1,69	0,09	4,69	1,83	54,17	16,23	5,86E+07	1,23E-05	0,79	1,19	1,71	27,80
140	1,68	0,09	4,65	1,81	53,89	16,89	6,07E+07	1,18E-05	0,79	1,19	1,69	28,62
130	1,67	0,09	4,59	1,79	53,59	17,54	6,27E+07	1,14E-05	0,79	1,19	1,68	29,38
120	1,65	0,09	4,54	1,77	53,27	18,2	6,46E+07	1,10E-05	0,79	1,19	1,65	30,11
110	1,64	0,10	4,48	1,75	52,92	18,85	6,65E+07	1,06E-05	0,79	1,19	1,63	30,76
100	1,63	0,10	4,42	1,72	52,53	19,51	6,83E+07	1,03E-05	0,79	1,19	1,61	31,36
90	1,61	0,10	4,34	1,70	52,11	20,16	7,00E+07	9,92E-06	0,79	1,19	1,58	31,86
80	1,59	0,10	4,27	1,67	51,63	21,6	7,44E+07	9,26E-06	0,78	1,19	1,55	33,49
70	1,57	0,10	4,18	1,63	51,09	23,04	7,85E+07	8,68E-06	0,78	1,19	1,52	34,96
60	1,55	0,10	4,08	1,59	50,47	24,48	8,24E+07	8,17E-06	0,78	1,19	1,48	36,21
50	1,52	0,10	3,96	1,55	49,73	25,92	8,59E+07	7,72E-06	0,78	1,19	1,43	37,19
40	1,48	0,11	3,82	1,49	48,83	27,36	8,91E+07	7,31E-06	0,78	1,19	1,38	37,80
30	1,44	0,11	3,64	1,42	47,66	28,8	9,15E+07	6,94E-06	0,78	1,19	1,31	37,85
20	1,37	0,11	3,39	1,32	46,02	30,24	9,28E+07	6,61E-06	0,78	1,19	1,22	36,97
10	1,27	0,12	2,98	1,17	43,19	31,68	9,12E+07	6,31E-06	0,78	1,19	1,07	34,00
1	0,91	0,17	1,81	0,71	33,65	32,54	7,30E+07	6,15E-06	0,77	1,19	0,64	20,91



Slika 6.11 Prikaz opterećenja vjetrom [kN/m] za 2. fazu rekonstrukcije u Sofistiku

6.3.3. Analiza opterećenja za 4. fazu rekonstrukcije

6.3.3.1. Stalno opterećenje

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

6.3.3.2. Dodatno stalno opterećenje [20]

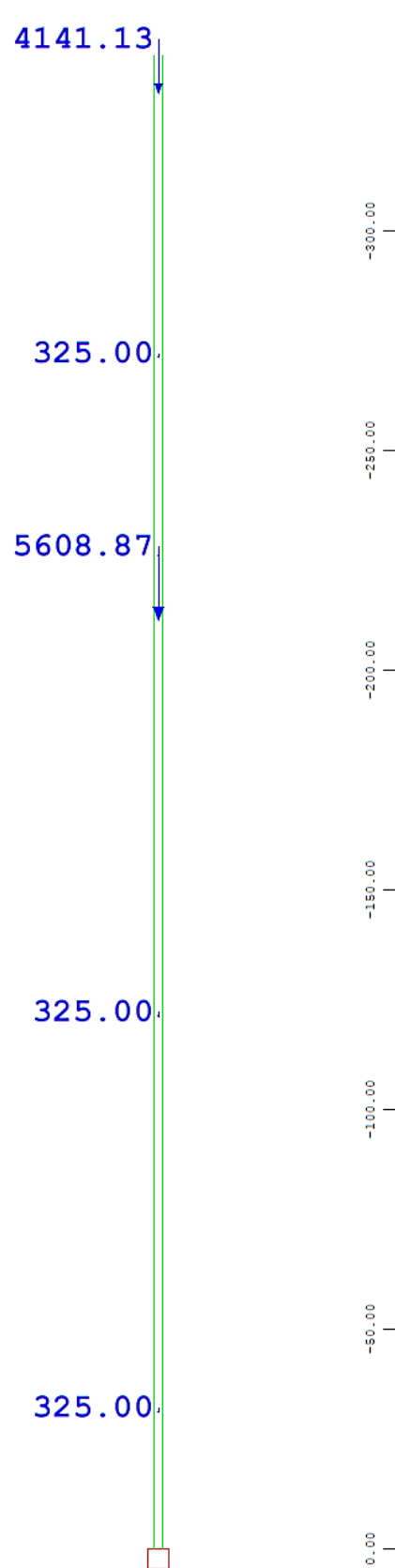
Tijekom zadnje (četvrte) faze rekonstrukcije privremeni čelični dimnjak se uklanja te se rekonstruirani dimnjak pušta u rad. Stoga je dodatno stalno opterećenje u ovoj fazi od novih cijevi i čeličnih platformi.

Nove cijevi unutar dimnjaka su na nosivi plašt spojene čeličnim platformama. Nosive čelične platforme, na koje su cijevi ovješene, se nalaze na visinama 210 m i 330 m. Čelične platforme koje preuzimaju samo horizontalne sile nalaze se na visinama 30, 120, 225 i 270 m.

- vlastita težina novih cijevi.....= 9100 kN
- visina novih cijevi.....= 340-30= 310 m
Opterećenje po metru dužnom: $9100/310= 29,35$ kN/m
- vlastita težina platforme.....= 325 kN
-

Tablica 6.5 Dodatno stalno opterećenje za 4. fazu rekonstrukcije

visina [m]	težina cijevi [kN]	težina platforme [kN]
330	$(340-210) \cdot 29,35 = 3816,13$	325
270		325
225		325
210	$(210-30) \cdot 29,35 = 5283,87$	325
120		325
30		325



Slika 6.12 Prikaz dodatnog stalnog opterećenja [kN] za 4. fazu rekonstrukcije u Sofistiku

6.3.3.3. Vjetar

Lokacija: Plomin

Temeljna vrijednost osnovne brzine vjetra iz slike 4.1:

$$v_{b,0} = 25,0 \text{ m/s}$$

Osnovna brzina vjetra:

$$v_b = c_{dir} \cdot c_{season} \cdot v_{b,0} = 1,0 \cdot 1,0 \cdot 25,0 = 25,0 \text{ m/s}$$

Kategorija terena: 0

$$z_0 \text{ (tablica 4.1): } 0,003 \text{ m}$$

$$z_{min} \text{ (tablica 4.1): } 1,0 \text{ m}$$

Faktor terena:

$$k_r = 0,19 \left(\frac{z_0}{z_{0,II}} \right)^{0,07} = 0,19 \left(\frac{0,003}{0,05} \right)^{0,07} = 0,16$$

Proračunska visina dimnjaka:

U zadnjoj fazi rekonstrukcije za određivanje proračunske visine upotrebljava se slika 4.6 b).

$$h_{eff} = h_1 + \frac{h_2}{3} = 250 + \frac{90}{3} = 280 \text{ m}$$

Promjer dimnjaka na proračunskoj visini (očitan sa nacрта):

$$b_{eff} = 9,57 \text{ m}$$

Vlastita frekvencija:

Modalnom analizom programom Sofistik određena je prva vlastita frekvencija.

Dobivena prva vlastita frekvencija iznosi $n_1 = 0,178 \text{ Hz}$.

Eigenfrequencies						
Using Vectoriteration						
Iterationsvectors				12		
Iterations				24		
No.	LC	Eigenvalue [1/Sec ²]	Relativ error	frequency [Hertz]	Period [sec]	modal damping
1	101	1.25346E+00	3.54E-16	0.178	5.612091	0.00000
2	102	1.53585E+00	5.78E-16	0.197	5.069969	0.00000
3	103	3.44052E+00	3.49E-15	0.295	3.387408	0.00000
4	104	7.92263E+00	1.12E-15	0.448	2.232262	0.00000
5	105	1.67765E+01	2.54E-15	0.652	1.534015	0.00000
6	106	2.84709E+01	1.37E-15	0.849	1.177550	0.00000
7	107	8.98091E+01	3.16E-16	1.508	0.663009	0.00000
8	108	1.36529E+02	2.53E-11	1.860	0.537734	0.00000
9	109	1.85090E+02	4.33E-09	2.165	0.461837	0.00000
10	110	2.71172E+02	1.76E-07	2.621	0.381555	0.00000
11		4.13209E+02	9.80E-03	3.235	0.309097	
12		4.90009E+02	2.17E-02	3.523	0.283843	

Slika 6.13 Vlastite frekvencije za 4. fazu rekonstrukcije iz *Sofistika*

Poredbena visina dimnjaka:

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

Faktor α :

$$\alpha = 0,67 + 0,05 \ln(z_0) = 0,67 + 0,05 \ln(0,003) = 0,38$$

Duljina turbulencije:

$$L(z_s) = L_t \left(\frac{z_s}{z_t} \right)^\alpha = 300 \cdot \left(\frac{204}{200} \right)^{0,38} = 302,3 \text{ m}$$

Faktor podloge:

$$B^2 = \frac{1}{1 + 0,9 \left(\frac{b_{\text{eff}} + h_{\text{eff}}}{L(z_s)} \right)^{0,63}} = \frac{1}{1 + 0,9 \left(\frac{9,57 + 280}{302,3} \right)^{0,63}} = 0,53$$

Faktor hrapavosti:

$$c_r(z_s) = k_r \cdot \ln \left(\frac{z_s}{z_0} \right) = 0,16 \cdot \ln \left(\frac{204}{0,003} \right) = 1,74$$

Faktora vertikalne razvedenosti:

$$c_0(z_s) = 1,0 \quad \text{za} \quad \phi \leq 0,05 \text{ (ravan teren)}$$

Srednja brzina vjetra na poredbenoj visini:

$$v_m(z_s) = c_r(z_s) \cdot c_0 \cdot v_b = 43,41 \text{ m/s}$$

Bezdimenzijska frekvencija:

$$f_L(z_s, n_1) = \frac{n_1 L(z_s)}{v_m(z_s)} = \frac{0,178 \cdot 302,3}{43,41} = 1,240$$

Bezdimenzijska spektralna gustoća snage:

$$S_L(z_s, n_1) = \frac{6,8 f_L(z_s, n_1)}{(1 + 10,2 f_L(z_s, n_1))^{5/3}} = \frac{6,8 \cdot 1,240}{(1 + 10,2 \cdot 1,240)^{5/3}} = 0,108$$

Funkcije aerodinamičkog pristupa:

$$\eta_h = \frac{4,6 h_{\text{eff}}}{L(z_s)} f_L(z_s, n_1) = \frac{4,6 \cdot 280}{302,3} \cdot 1,240 = 5,282$$

$$R_h = \frac{1}{\eta_h} - \frac{1}{2\eta_h^2} (1 - e^{-2\eta_h}) = \frac{1}{5,282} - \frac{1}{2 \cdot 5,282^2} (1 - e^{-2 \cdot 5,282}) = 0,171$$

$$\eta_b = \frac{4,6 b_{\text{eff}}}{L(z_s)} f_L(z_s, n_1) = \frac{4,6 \cdot 9,57}{302,3} \cdot 1,240 = 0,181$$

$$R_b = \frac{1}{\eta_b} - \frac{1}{2\eta_b^2} (1 - e^{-2\eta_b}) = \frac{1}{0,181} - \frac{1}{2 \cdot 0,181^2} (1 - e^{-2 \cdot 0,181}) = 0,890$$

Ukupni logaritamski dekrement prigušenja:

$$\delta = 0,03$$

Faktor rezonantnog odziva:

$$R^2 = \frac{\pi^2}{2\delta} S_L(z_s, n_1) R_h(\eta_h) R_b(\eta_b) = \frac{\pi^2}{2 \cdot 0,03} \cdot 0,108 \cdot 0,171 \cdot 0,890 = 2,72$$

Frekvencija premašaja ν

$$\nu = n_1 \sqrt{\frac{R^2}{B^2 + R^2}} = 0,178 \sqrt{\frac{2,72}{0,53 + 2,72}} = 0,163 \text{ Hz} \geq 0,08 \text{ Hz}$$

Vršni faktor:

$$k_p = \max \left\{ \sqrt{2 \ln(\nu T)} + \frac{0,6}{\sqrt{2 \ln(\nu T)}} = \sqrt{2 \ln(0,163 \cdot 600)} + \frac{0,6}{\sqrt{2 \ln(0,163 \cdot 600)}} = 3,23 \right. \\ \left. 3,0 \right\}$$

$$k_p = 3,23$$

Intenzitet turbulencije na poredbenoj visini:

$$I_v(z_s) = \frac{k_t}{c_0(z_s) \ln\left(\frac{z_s}{z_0}\right)} = \frac{1,0}{1,0 \cdot \ln\left(\frac{204}{0,003}\right)} = 0,09$$

Konstruktivski faktor:

$$c_s c_d = \frac{1 + 2 k_p I_v(z_s) \sqrt{B^2 + R^2}}{1 + 7 I_v(z_s)} = \frac{1 + 2 \cdot 3,23 \cdot 0,09 \cdot \sqrt{0,53 + 2,72}}{1 + 7 \cdot 0,09} = 1,26$$

Proračun djelovanja vjetra po visini dimnjaka je napravljen u Excelu. U nastavku su dane formule prema kojima je izvršen proračun.

Faktor hrapavosti na visini z :

$$c_r(z) = k_r \cdot \ln\left(\frac{z}{z_0}\right) = 0,16 \cdot \ln\left(\frac{z}{0,003}\right)$$

Intenzitet turbulencije na visini z :

$$I_v(z) = \frac{k_t}{c_0(z) \ln\left(\frac{z}{z_0}\right)} = \frac{1,0}{1,0 \cdot \ln\left(\frac{z}{0,003}\right)}$$

Faktor izloženosti na visini z :

$$c_e(z) = \frac{q_p(z)}{q_b} = [1 + 7 I_v(z)] \cdot c_r(z)^2 \cdot c_0(z)^2 = [1 + 7 I_v(z)] \cdot c_r(z)^2 \cdot 10^2$$

Tlak pri vršnoj brzini na visini z :

$$q_p(z) = \left[1 + 7I_v(z)\right] \frac{1}{2} \rho v_m^2(z) = \frac{1}{2} \cdot \rho \cdot v_b^2 \cdot c_e(z) = \frac{1}{2} \cdot 0,00125 \cdot v_b^2 \cdot c_e(z)$$

Vršna brzina vjetra na visini z :

$$v(z) = \sqrt{\frac{2q_p(z)}{\rho}} = \sqrt{\frac{2q_p(z)}{0,00125}}$$

Vanjski promjer dimnjaka b je očitao sa nacrtu.

Reynoldsov broj:

$$Re = \frac{bv(z)}{\nu} = \frac{bv(z)}{15 \cdot 10^{-6}}$$

Koeficijent hrapavosti površine:

Dimnjak je modeliran da je na cijeloj visini betonski. U stvarnosti su zadnjih 5 m dimnjaka (od 335 m do 340 m) nove dimovodne cijevi. Uz to pretpostavka je da je beton na vrhu dimnjaka više oštećen zbog djelovanja agresivnih tvari iz dima. Da bi se to uzelo u obzir na visini $z = 340$ m je korišten koeficijent hrapavosti $k = 1,0$ mm, a na ostatku dimnjaka $k = 0,2$ mm.

Omjer punoće:

$$\varphi = \frac{A}{A_c} = 1,0$$

Proračunska vitkost (tablica 4.3):

$$\lambda = \frac{2l}{b} \cdot \frac{2}{c_{f,0}} = \frac{2 \cdot 340}{9,4} \cdot \frac{2}{0,87} = 166,3$$

Faktor učinka kraja (slika 4.9):

$$\psi_\lambda \approx 1,0$$

Koeficijent sile:

$$c_f = c_{f,0} \cdot \psi_\lambda = c_{f,0} \cdot 1,0$$

$$c_{f,0} = 1,2 + \frac{0,18 \cdot \log(10 \cdot k / b)}{1 + 0,4 \cdot \log(\text{Re} / 10^6)}$$

Konstruktivski faktor:

$$c_s c_d = 1,26 \text{ (Proračun prikazan ranije.)}$$

Tlak vjetra po površini na visini z:

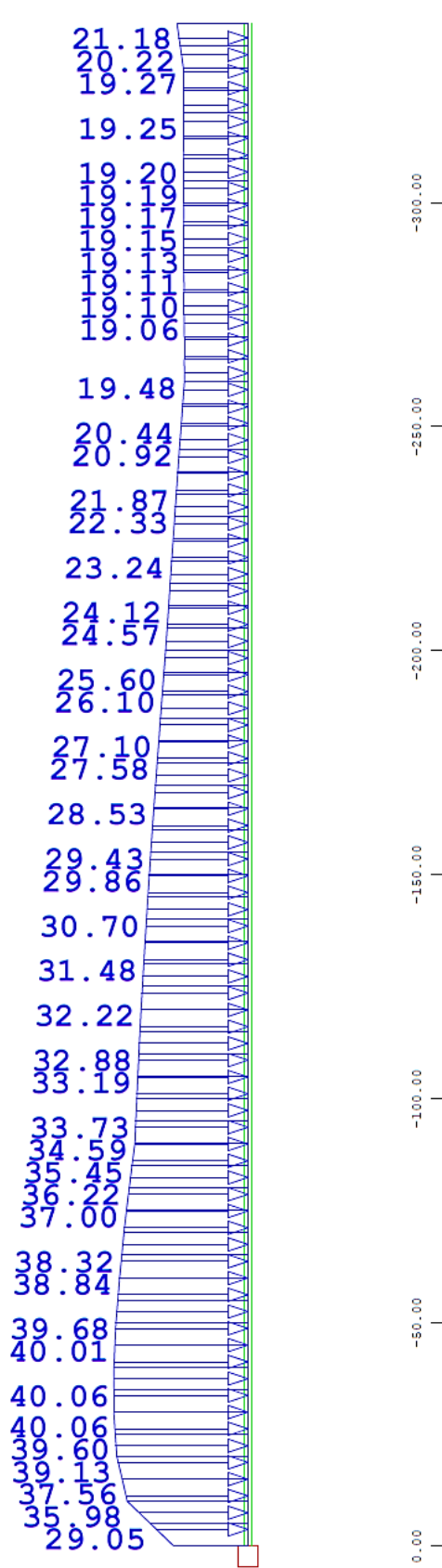
$$q_w \left[\text{kN/m}^2 \right] = q_p(z) \cdot c_{f,0} \cdot c_s c_d = q_p(z) \cdot c_{f,0} \cdot 1,26$$

Tlak vjetra po metru na visini z:

$$q_w \left[\text{kN / m} \right] = q_w \left[\text{kN / m}^2 \right] \cdot b$$

Tablica 6.6 Proračun tlaka vjetra po visini dimnjaka za 4. fazu rekonstrukcije

z [m]	c _r (z)	I _v (z)	c _e (z)	q _p (z) [kN/m ²]	v(z) [m/s]	b [m]	Re	k/b	c _{f,0}	c _{s c_d}	q _w [kN/m ²]	q _w [kN/m ²]
340	1.82	0.09	5.28	2.06	57.45	9.4	3.60E+07	1.06E-04	0.87	1.26	2.25	21.18
330	1.81	0.09	5.26	2.05	57.33	9.43	3.60E+07	2.12E-05	0.79	1.26	2.04	19.27
320	1.81	0.09	5.24	2.05	57.21	9.46	3.61E+07	2.11E-05	0.79	1.26	2.03	19.25
310	1.80	0.09	5.21	2.04	57.08	9.48	3.61E+07	2.11E-05	0.79	1.26	2.03	19.20
300	1.80	0.09	5.19	2.03	56.95	9.51	3.61E+07	2.10E-05	0.79	1.26	2.02	19.17
290	1.79	0.09	5.16	2.02	56.81	9.54	3.61E+07	2.10E-05	0.79	1.26	2.01	19.13
280	1.79	0.09	5.14	2.01	56.67	9.57	3.62E+07	2.09E-05	0.79	1.26	2.00	19.10
270	1.78	0.09	5.11	2.00	56.53	9.59	3.61E+07	2.09E-05	0.79	1.26	1.98	19.03
260	1.77	0.09	5.09	1.99	56.38	9.62	3.62E+07	2.08E-05	0.79	1.26	1.97	18.99
250	1.77	0.09	5.06	1.98	56.22	10.18	3.82E+07	1.96E-05	0.79	1.26	1.96	19.97
240	1.76	0.09	5.03	1.96	56.05	10.73	4.01E+07	1.86E-05	0.79	1.26	1.95	20.92
230	1.75	0.09	5.00	1.95	55.88	11.29	4.21E+07	1.77E-05	0.79	1.26	1.94	21.87
220	1.75	0.09	4.96	1.94	55.71	11.85	4.40E+07	1.69E-05	0.79	1.26	1.92	22.80
210	1.74	0.09	4.93	1.93	55.52	12.4	4.59E+07	1.61E-05	0.79	1.26	1.91	23.68
200	1.73	0.09	4.90	1.91	55.32	12.96	4.78E+07	1.54E-05	0.79	1.26	1.90	24.57
190	1.73	0.09	4.86	1.90	55.12	13.61	5.00E+07	1.47E-05	0.79	1.26	1.88	25.60
180	1.72	0.09	4.82	1.88	54.90	14.27	5.22E+07	1.40E-05	0.79	1.26	1.87	26.61
170	1.71	0.09	4.78	1.87	54.67	14.92	5.44E+07	1.34E-05	0.79	1.26	1.85	27.58
160	1.70	0.09	4.74	1.85	54.43	15.58	5.65E+07	1.28E-05	0.79	1.26	1.83	28.53
150	1.69	0.09	4.69	1.83	54.17	16.23	5.86E+07	1.23E-05	0.79	1.26	1.81	29.43
140	1.68	0.09	4.65	1.81	53.89	16.89	6.07E+07	1.18E-05	0.79	1.26	1.79	30.30
130	1.67	0.09	4.59	1.79	53.59	17.54	6.27E+07	1.14E-05	0.79	1.26	1.77	31.10
120	1.65	0.09	4.54	1.77	53.27	18.2	6.46E+07	1.10E-05	0.79	1.26	1.75	31.87
110	1.64	0.10	4.48	1.75	52.92	18.85	6.65E+07	1.06E-05	0.79	1.26	1.73	32.56
100	1.63	0.10	4.42	1.72	52.53	19.51	6.83E+07	1.03E-05	0.79	1.26	1.70	33.19
90	1.61	0.10	4.34	1.70	52.11	20.16	7.00E+07	9.92E-06	0.79	1.26	1.67	33.73
80	1.59	0.10	4.27	1.67	51.63	21.6	7.44E+07	9.26E-06	0.78	1.26	1.64	35.45
70	1.57	0.10	4.18	1.63	51.09	23.04	7.85E+07	8.68E-06	0.78	1.26	1.61	37.00
60	1.55	0.10	4.08	1.59	50.47	24.48	8.24E+07	8.17E-06	0.78	1.26	1.57	38.32
50	1.52	0.10	3.96	1.55	49.73	25.92	8.59E+07	7.72E-06	0.78	1.26	1.52	39.36
40	1.48	0.11	3.82	1.49	48.83	27.36	8.91E+07	7.31E-06	0.78	1.26	1.46	40.01
30	1.44	0.11	3.64	1.42	47.66	28.8	9.15E+07	6.94E-06	0.78	1.26	1.39	40.06
20	1.37	0.11	3.39	1.32	46.02	30.24	9.28E+07	6.61E-06	0.78	1.26	1.29	39.13
10	1.27	0.12	2.98	1.17	43.19	31.68	9.12E+07	6.31E-06	0.78	1.26	1.14	35.98
1	0.91	0.17	1.81	0.71	33.65	32.54	7.30E+07	6.15E-06	0.77	1.26	0.68	22.13



Slika 6.14 Prikaz opterećenja vjetrom [kN/m] za 4. fazu rekonstrukcije u Sofistiku

7. OCJENA GRANIČNOG STANJA NOSIVOSTI I UPORABLJIVOSTI DIMNJAKA TERMoeLEKTRANE PLOMIN PREMA NORMI HRN EN 1991-1-4:2012

7.1. Statički model dimnjaka

7.1.1. Opis načina modeliranja i elemenata modela

Za modeliranje i proračun, kao i za dimenzioniranje odnosno ocjenu stanja konstrukcije, korišten je programski paket Sofistik. Sve navedeno je provedeno u podprogramu Teddy. Teddy je podijeljen u module.

U modulu aqua su definirane karakteristike materijala i zadani poprečni presjeci. Za nelinearni proračun bilo je potrebno ručno zadati odnose deformacija i naprezanja za radne dijagrame betona i čelika kojima se uzima u obzir materijalna nelinearnost.

Nakon toga su u modulu sofimsha definirani čvorovi kojima je definirana vertikalna os dimnjaka. Zatim su čvorovi spajani štapnim elementima, a tim elementima su pridruženi presjeci definirani u prethodnom modulu. Nelinearnim proračunom se uzima u obzir u 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 $340/500=0,68\text{m}$. U modelu je unesen kontinuirani nagib od 2mm/m ($680/340=2\text{ mm/m}$).

Nakon što je model dimnjaka gotov, u modulu sofiload definiraju se opterećenja na dimnjak: vlastita težina, dodatno stalno opterećenje i vjetar te faktori djelovanja i kombinacija. Dodatno stalno opterećenje je zadavano kao koncentrirano opterećenje u odgovarajućim čvorovima. Djelovanje vjetra je zadavano kao linijsko opterećenje na štapne elemente.

Modul ase se koristio za provedbu statičkog proračuna (linearnog i nelinearnog). Nelinearni proračun je definiran tako da se kao rezultat dobije faktor sigurnosti γ samo za promjenjivo djelovanje odnosno djelovanje vjetra. Faktor sigurnosti predstavlja odnos otpornosti konstrukcije i djelovanja na konstrukciju ($\gamma = \frac{R}{E}$) odnosno rezervu nosivosti konstrukcije te je kao takav odličan za ocjenu stanja konstrukcije. Konstrukcija zadovoljava granična stanja ukoliko je $\gamma \geq 1,0$.

7.1.1.1. Karakteristike materijala za granično stanje nosivosti i uporabljivosti

Pri modeliranju dimnjaka korišten je beton razreda čvrstoće C35/45 i armatura B500B. Za nelinearnu analizu potrebno je zadati odnose deformacija i naprezanja (radne dijagrame) za pojedini materijal. Za radni dijagram betona HRN EN 1992-1-1 predlaže sljedeći odnos:

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

gdje je:

$$\eta = \frac{\varepsilon_c}{\varepsilon_{c1}}, \text{ pri čemu je } \varepsilon_{c1} \text{ iz tablice 6.7,}$$

$$k = 1,05E_{cm} \cdot \frac{|\varepsilon_{c1}|}{f_{cm}}, \text{ pri čemu je } f_{cm} \text{ iz tablice 6.7.}$$

Tablica 7.1 Značajke čvrstoće i deformacije betona [47]

	RAZREDI BETONA													
f_{ck} (MPa)	12	16	20	25	30	35	40	45	50	55	60	70	80	90
$f_{ck,cube}$ (MPa)	15	20	25	30	37	45	50	55	60	67	75	85	95	105
f_{cm} (MPa)	20	24	28	33	38	43	48	53	58	63	68	78	88	98
f_{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
$f_{ctk,0,05}$ (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
$f_{ctk,0,95}$ (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
ε_{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
ε_{cu1} (‰)	3,5									3,2	3,0	2,8	2,8	2,8
ε_{c2} (‰)	2,0									2,2	2,3	2,4	2,5	2,6
ε_{cu2} (‰)	3,5									3,1	2,9	2,7	2,6	2,6
n	2,0									1,75	1,6	1,45	1,4	1,4
ε_{c3} (‰)	1,75									1,8	1,9	2,0	2,2	2,3
ε_{cu3} (‰)	3,5									3,1	2,9	2,7	2,6	2,6

U software-u su radni dijagrami za nelinearni proračun zadani na sljedeći način:

```

CONC NO 1  TYPE C '35' TYPR      B
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 7.1 Zadavanje dijagrama naprezanje-deformacija betona za nelinearni proračun

```

STEE NO 11 TYPE B '500B' TMAX 32
SSLA EPS SERV      SIG  1.0          $TYPE POL
SSLA EPS ULTI      SIG -1.15000 TYPE EXT
SSLA EPS CALC      SIG  1.0          TYPE EXT
SSLA EPS 1000      SIG  540*#fs      TYPE 'POL'
SSLA EPS  50       SIG  540*#fs      TYPE 'POL'
SSLA EPS  2.5      SIG  500*#fs      TYPE 'POL'
SSLA EPS  0        SIG  0*#fs        TYPE 'POL'
SSLA EPS -2.5      SIG -500*#fs      TYPE 'POL'
SSLA EPS -50       SIG -540*#fs      TYPE 'POL'
SSLA EPS -1000     SIG -540*#fs      TYPE 'POL'
HMAT 11 TYPE FOUR  NSP 0 A 1

```

Slika 7.2 Zadavanje dijagrama naprezanje-deformacija armaturnog čelika za nelinearni proračun

Na slici 7.1 $\#f_c$ označava faktor kojim se množi naprezanje u betonu. Ta varijabla je definirana zbog provjere razine sigurnosti za tlačna naprezanja u betonu. Naime, program u zadanim koracima povećava opterećenje dok u presjecima naprezanja ne dosegnu maksimalna naprezanja definirana radnim dijagramom materijala. Stoga će varijabla $\#f_c$ za provjeru razine sigurnosti kod graničnog stanja nosivosti i pomaka vrha dimnjaka iznositi 1,0. Za provjeru razine sigurnosti za tlačna naprezanja u betonu varijabla $\#f_c$ iznosi 0,6 čime se korigira radni dijagram betona i maksimalna naprezanja ograničavaju na $0,6 \cdot f_{ck} = 0,6 \cdot 35 = 21 \text{ MPa}$.

$\#f_s$ na slici 7.2 označava faktor kojim se množi naprezanje u čeliku (armaturi). Za provjeru razine sigurnosti za naprezanja u armaturi varijabla $\#f_s$ iznosi 0,8 čime se korigira radni dijagram čelika i maksimalna naprezanja ograničavaju na $0,8 \cdot f_{yk} = 0,8 \cdot 500 = 400 \text{ MPa}$. Pri provjeri naprezanja za širinu pukotina najveće naprezanje u armaturi je 160 MPa. Za tu potrebu varijabla $\#f_s$ iznosi 0,32 (160/500). Za ostale kombinacije varijabla $\#f_s$ iznosi 1,0.

U nastavku su dane karakteristike navedenih materijala i dijagrami naprezanje-deformacija iz Sofistika za linearni i nelinearni proračun.

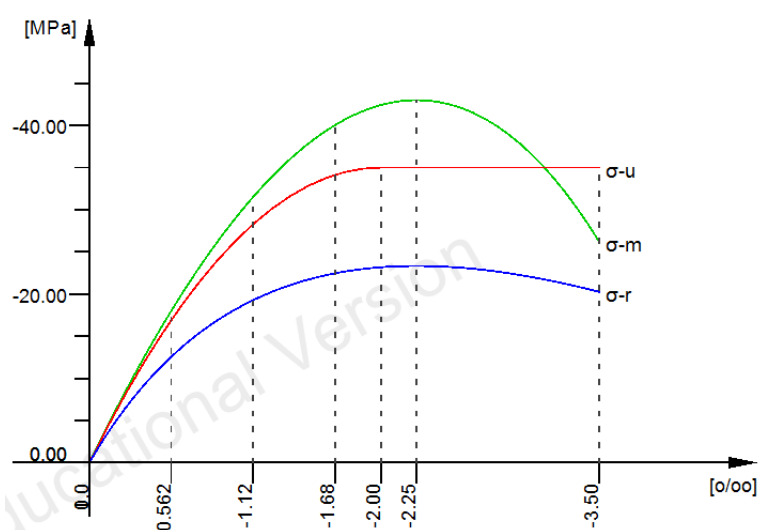
Mat 1 C 35/45 (EN 1992) (mod) BETON C

Young's modulus	E	34077	[MPa]	Safetyfactor		1.50	[-]
Poisson's ratio	μ	0.20	[-]	Strength	f_c	35.00	[MPa]
Shear modulus	G	14199	[MPa]	Nominal strength	f_{ck}	35.00	[MPa]
Compression modulus	K	18932	[MPa]	Tensile strength	f_{ctm}	3.21	[MPa]
Weight	γ	25.0	[kN/m ³]	Tensile strength	$f_{ctk,05}$	2.25	[MPa]
Density	ρ	2400.00	[kg/m ³]	Tensile strength	$f_{ctk,95}$	4.17	[MPa]
Elongation coefficient	α	1.00E-05	[1/K]	Bond strength	f_{bd}	3.37	[MPa]
				Service strength	f_{cm}	43.00	[MPa]
				Fatigue strength	$f_{cd, fat}$	20.07	[MPa]
				Tensile strength	f_{ctd}	1.50	[MPa]
				Tensile failure energy	Gf	0.14	[N/mm]

Stress-Strain for serviceability	ϵ [o/oo]	σ -m [MPa]	E-t [MPa]
Is only valid within the defined stress range	0.000	0.00	35781
	-0.562	-17.99	28179
	-1.123	-31.50	19765
	-1.685	-40.02	10420
	-2.246	-43.00	0
	-3.500	-26.18	-28065
Safetyfactor			1.50

Stress-Strain for ultimate load	ϵ [o/oo]	σ -u [MPa]	E-t [MPa]
Is only valid within the defined stress range	0.000	0.00	35000
	-2.000	-35.00	0
	-3.500	-35.00	0
Safetyfactor			1.50

Stress-Strain of calc. mean values	ϵ [o/oo]	σ -r [MPa]	E-t [MPa]
Is only valid within the defined stress range	0.000	0.00	29818
	-0.562	-12.55	16227
	-1.123	-19.27	8335
	-1.685	-22.45	3349
	-2.246	-23.33	0
	-3.500	-20.25	-4413
Safetyfactor			(1.50)

Slika 7.3 Karakteristike betona za GSN za linearni proračun

Slika 7.4 Dijagram naprežanje-deformacija betona za GSN za linearni proračun

Mat 11 B 500 B (EN 1992) (mod) ARMATURN

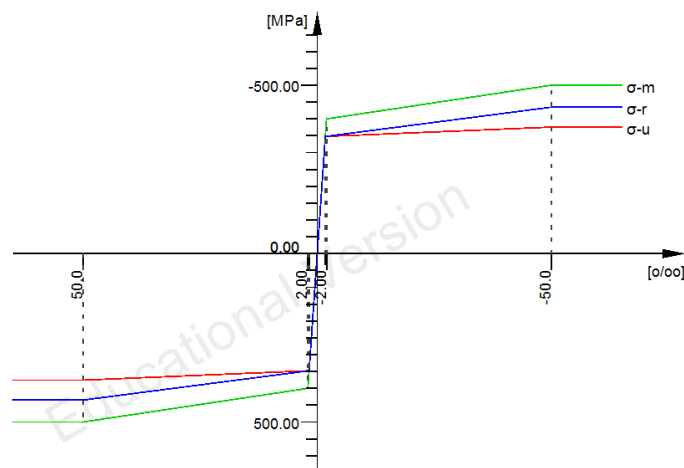
Young's modulus	E	200000	[MPa]	Safetyfactor		1.15	[-]
Poisson's ratio	μ	0.30	[-]	Yield stress	fy	400.00	[MPa]
Shear modulus	G	76923	[MPa]	Compressive yield	fyc	400.00	[MPa]
Compression modulus	K	166667	[MPa]	Tensile strength	ft	500.00	[MPa]
Weight	γ	78.5	[kN/m3]	Compressive strength	fc	500.00	[MPa]
Density	ρ	7850.00	[kg/m3]	Ultimate strain		50.00	[o/oo]
Elongation coefficient	α	1.20E-05	[1/K]	relative bond coeff.		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 for serviceability	ϵ [o/oo]	σ -m[MPa]	E-t[MPa]
Is also extended beyond the defined stress range	1000.000	500.00	0
	50.000	500.00	0
	2.000	400.00	2083
	0.000	0.00	200000
	-2.000	-400.00	2083
	-50.000	-500.00	0
	-1000.000	-500.00	0
Safetyfactor			1.15

Stress-Strain for ultimate load	ϵ [o/oo]	σ -u[MPa]	E-t[MPa]
Is also extended beyond the defined stress range	1000.000	375.65	0
	50.000	375.65	0
	1.739	347.83	577
	0.000	0.00	200000
	-1.739	-347.83	577
	-50.000	-375.65	0
	-1000.000	-375.65	0
Safetyfactor			(1.15)

Stress-Strain of calc. mean values	ϵ [o/oo]	σ -r[MPa]	E-t[MPa]
Is also extended beyond the defined stress range	1000.000	434.78	0
	50.000	434.78	0
	1.739	347.83	1802
	0.000	0.00	200000
	-1.739	-347.83	1802
	-50.000	-434.78	0
	-1000.000	-434.78	0
Safetyfactor			(1.15)

Slika 7.5 Karakteristike armaturnog čelika za GSN za linearni proračun



Slika 7.6 Dijagram naprezanje-deformacija armaturnog čelika za GSN za linearni proračun

Mat 1 C 35/45 (EN 1992)

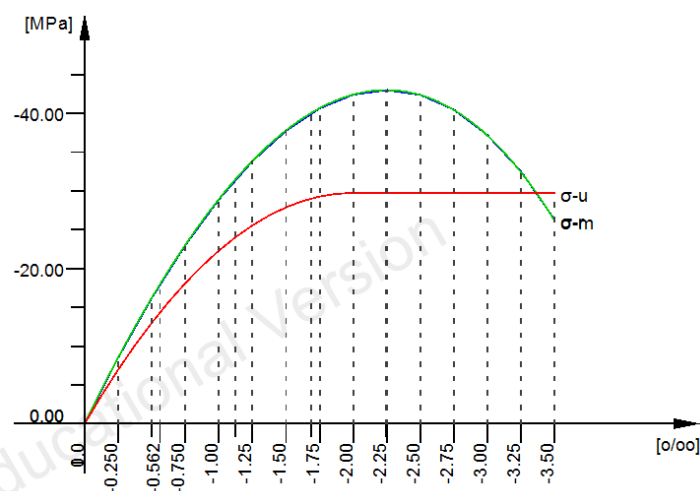
Young's modulus	E	34077 [MPa]	Safetyfactor		1.50 [-]
Poisson's ratio	μ	0.20 [-]	Strength	f_c	29.75 [MPa]
Shear modulus	G	14199 [MPa]	Nominal strength	f_{ck}	35.00 [MPa]
Compression modulus	K	18932 [MPa]	Tensile strength	f_{ctm}	3.21 [MPa]
Weight	γ	25.0 [kN/m ³]	Tensile strength	$f_{ctk,05}$	2.25 [MPa]
Density	ρ	2400.00 [kg/m ³]	Tensile strength	$f_{ctk,95}$	4.17 [MPa]
Elongation coefficient	α	1.00E-05 [1/K]	Bond strength	f_{bd}	3.37 [MPa]
			Service strength	f_{cm}	43.00 [MPa]
			Fatigue strength	$f_{cd,fat}$	17.06 [MPa]
			Tensile strength	f_{ctd}	1.50 [MPa]
			Tensile failure energy	G_f	0.14 [N/mm]

Stress-Strain of calc. mean values	$\epsilon[‰]$	$\sigma-r[MPa]$	$E-t[MPa]$
Is only valid within the defined stress range	0.000	0.00	34080
	-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	$\epsilon[‰]$	$\sigma-m[MPa]$	$E-t[MPa]$
Is only valid within the defined stress range	0.000	0.00	35781
	-0.562	-17.99	28179
	-1.123	-31.50	19765
	-1.685	-40.02	10420
	-2.246	-43.00	0
	-3.500	-26.18	-28065
Safetyfactor			1.00

Stress-Strain for ultimate load	$\epsilon[‰]$	$\sigma-u[MPa]$	$E-t[MPa]$
Is only valid within the defined stress range	0.000	0.00	29750
	-2.000	-29.75	0
	-3.500	-29.75	0
Safetyfactor			1.50

Slika 7.7 Karakteristike betona za GSN za nelinearni proračun



Slika 7.8 Dijagram naprežanje-deformacija betona za GSN za nelinearni proračun

Mat 11 B 500 B (EN 1992)

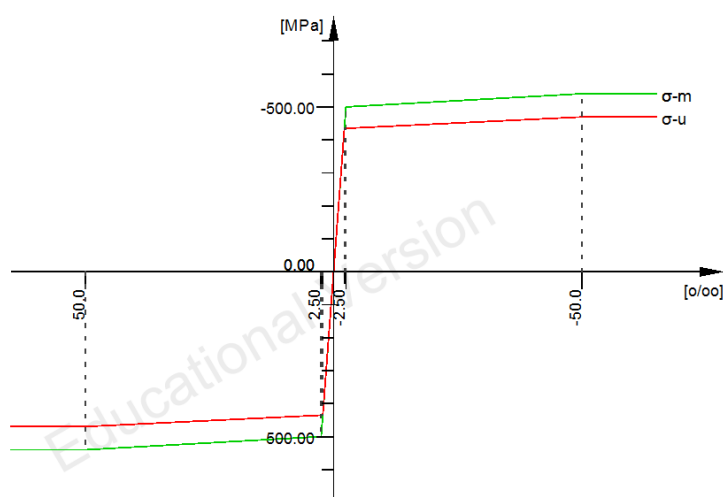
Young's modulus	E	200000	[MPa]	Safetyfactor		1.15	[-]
Poisson's ratio	μ	0.30	[-]	Yield stress	f_y	500.00	[MPa]
Shear modulus	G	76923	[MPa]	Compressive yield	f_{yc}	500.00	[MPa]
Compression modulus	K	166667	[MPa]	Tensile strength	f_t	540.00	[MPa]
Weight	γ	78.5	[kN/m3]	Compressive strength	f_c	540.00	[MPa]
Density	ρ	7850.00	[kg/m3]	Ultimate strain		50.00	[o/oo]
Elongation coefficient	α	1.20E-05	[1/K]	relative bond coeff.		1.00	[-]
max. thickness	t-max	32.00	[mm]	EN 1992 bond coeff.	k_1	0.80	[-]
				Hardening modulus	E_h	0.00	[MPa]
				Proportional limit	f_p	500.00	[MPa]
				Dynamic allowance	σ_{dyn}	152.17	[MPa]

Stress-Strain of calc. mean values	ϵ [o/oo]	$\sigma-r$ [MPa]	E-t [MPa]
Is also extended beyond the defined stress range	1000.000	540.00	0
	50.000	540.00	0
	2.500	500.00	842
	0.000	0.00	200000
	-2.500	-500.00	842
	-50.000	-540.00	0
	-1000.000	-540.00	0
Safetyfactor	(1.00)		

Stress-Strain for serviceability	ϵ [o/oo]	$\sigma-m$ [MPa]	E-t [MPa]
Is also extended beyond the defined stress range	1000.000	540.00	0
	50.000	540.00	0
	2.500	500.00	842
	0.000	0.00	200000
	-2.500	-500.00	842
	-50.000	-540.00	0
	-1000.000	-540.00	0
Safetyfactor	1.00		

Stress-Strain for ultimate load	ϵ [o/oo]	$\sigma-u$ [MPa]	E-t [MPa]
Is also extended beyond the defined stress range	1000.000	469.57	0
	50.000	469.57	0
	2.174	434.78	727
	0.000	0.00	200000
	-2.174	-434.78	727
	-50.000	-469.57	0
	-1000.000	-469.57	0
Safetyfactor	(1.15)		

Slika 7.9 Karakteristike armaturnog čelika za GSN za nelinearni proračun



Slika 7.10 Dijagram naprezanje-deformacija armaturnog čelika za GSN za nelinearni proračun

Mat 1 C 35/45 (EN 1992)

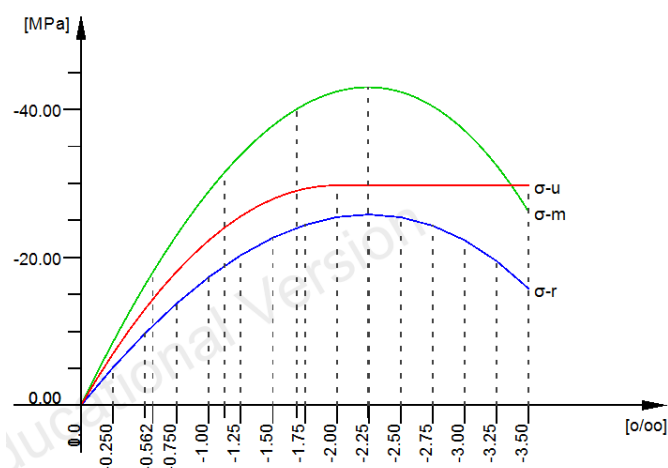
Young's modulus	E	34077 [MPa]	Safetyfactor		1.50 [-]
Poisson's ratio	μ	0.20 [-]	Strength	fc	29.75 [MPa]
Shear modulus	G	14199 [MPa]	Nominal strength	fck	35.00 [MPa]
Compression modulus	K	18932 [MPa]	Tensile strength	fctm	3.21 [MPa]
Weight	γ	25.0 [kN/m3]	Tensile strength	fctk,05	2.25 [MPa]
Density	ρ	2400.00 [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	fcsm	43.00 [MPa]
			Fatigue strength	fcd,fat	17.06 [MPa]
			Tensile strength	fctd	1.50 [MPa]
			Tensile failure energy	Gf	0.14 [N/mm]

Stress-Strain of calc. mean values	ϵ [o/oo]	σ -r[MPa]	E-t[MPa]
Is only valid within the defined stress range	0.000	0.00	20448
	-0.250	-5.11	18432
	-0.500	-9.72	16344
	-0.750	-13.81	14136
	-1.000	-17.34	11832
	-1.250	-20.30	9432
	-1.500	-22.66	6888
	-1.750	-24.38	4248
	-2.000	-25.44	1440
	-2.250	-25.80	-1488
	-2.500	-25.43	-4584
	-2.750	-24.28	-7848
	-3.000	-22.32	-11256
	-3.250	-19.51	-14904
	-3.500	-15.78	0
Safetyfactor			(1.50)

Stress-Strain for serviceability	ϵ [o/oo]	σ -m[MPa]	E-t[MPa]
Is only valid within the defined stress range	0.000	0.00	35781
	-0.562	-17.99	28179
	-1.123	-31.50	19765
	-1.685	-40.02	10420
	-2.246	-43.00	0
	-3.500	-26.18	-28065
Safetyfactor			1.00

Stress-Strain for ultimate load	ϵ [o/oo]	σ -u[MPa]	E-t[MPa]
Is only valid within the defined stress range	0.000	0.00	29750
	-2.000	-29.75	0
	-3.500	-29.75	0
Safetyfactor			1.50

Slika 7.11 Karakteristike betona za provjeru tlačnih naprezanja u betonu za nelinearni proračun



Slika 7.12 Dijagram naprezanje-deformacija betona za provjeru tlačnih naprezanja u betonu za nelinearni proračun

Mat 11 B 500 B (EN 1992)

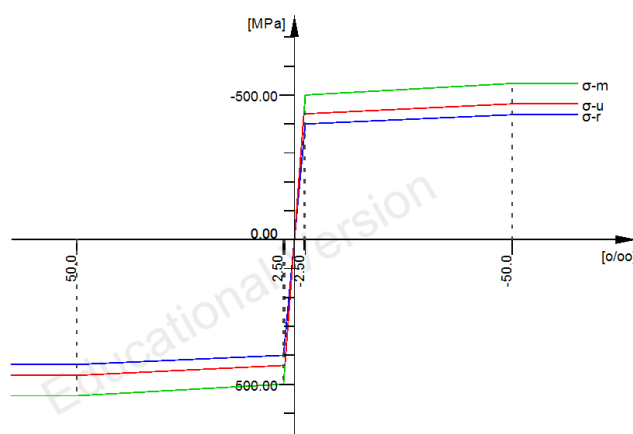
Young's modulus	E	200000	[MPa]	Safety factor		1.15	[-]
Poisson's ratio	μ	0.30	[-]	Yield stress	f_y	500.00	[MPa]
Shear modulus	G	76923	[MPa]	Compressive yield	f_{yc}	500.00	[MPa]
Compression modulus	K	166667	[MPa]	Tensile strength	f_t	540.00	[MPa]
Weight	γ	78.5	[kN/m3]	Compressive strength	f_c	540.00	[MPa]
Density	ρ	7850.00	[kg/m3]	Ultimate strain		50.00	[o/oo]
Elongation coefficient	α	1.20E-05	[1/K]	relative bond coeff.		1.00	[-]
max. thickness	t-max	32.00	[mm]	EN 1992 bond coeff.	k_1	0.80	[-]
				Hardening modulus	E_h	0.00	[MPa]
				Proportional limit	f_p	500.00	[MPa]
				Dynamic allowance	$\sigma\text{-dyn}$	152.17	[MPa]

Stress-Strain of calc. mean values	ϵ [o/oo]	$\sigma\text{-r}$ [MPa]	E-t [MPa]
Is also extended beyond the defined stress range	1000.000	432.00	0
	50.000	432.00	0
	2.500	400.00	674
	0.000	0.00	160000
	-2.500	-400.00	674
	-50.000	-432.00	0
	-1000.000	-432.00	0
Safety factor			(1.00)

Stress-Strain for serviceability	ϵ [o/oo]	$\sigma\text{-m}$ [MPa]	E-t [MPa]
Is also extended beyond the defined stress range	1000.000	540.00	0
	50.000	540.00	0
	2.500	500.00	842
	0.000	0.00	200000
	-2.500	-500.00	842
	-50.000	-540.00	0
	-1000.000	-540.00	0
Safety factor			1.00

Stress-Strain for ultimate load	ϵ [o/oo]	$\sigma\text{-u}$ [MPa]	E-t [MPa]
Is also extended beyond the defined stress range	1000.000	469.57	0
	50.000	469.57	0
	2.174	434.78	727
	0.000	0.00	200000
	-2.174	-434.78	727
	-50.000	-469.57	0
	-1000.000	-469.57	0
Safety factor			(1.15)

Slika 7.13 Karakteristike armaturnog čelika za provjeru naprezanja u armaturi za nelinearni proračun



Slika 7.14 Dijagram naprezanje-deformacija armaturnog čelika za provjeru naprezanja u armaturi za nelinearni proračun

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

Tablica 7.2 Najveći promjer šipke za kontrolu pukotina [47]

	Maksimalni promjer šipke armature [mm]		
Naprezanja [MPa]	$w_k = 0,4 \text{ mm}$	$w_k = 0,3 \text{ mm}$	$w_k = 0,2 \text{ mm}$
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 7.3 Najveći razmak šipki za kontrolu pukotina [47]

	Maksimalni promjer šipke armature [mm]		
Naprezanja [MPa]	$w_k = 0,4 \text{ mm}$	$w_k = 0,3 \text{ mm}$	$w_k = 0,2 \text{ mm}$
160	300	300	200
200	300	250	150
240	250	200	100
280	200	150	50
320	150	100	-
360	100	50	-

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

Mat 11 B 500 B (EN 1992)

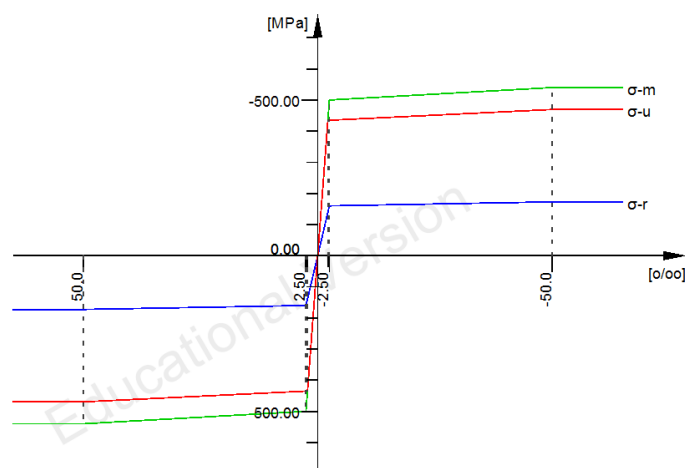
Young's modulus	E	200000	[MPa]	Safety factor	1.15	[-]
Poisson's ratio	μ	0.30	[-]	Yield stress	f_y	500.00 [MPa]
Shear modulus	G	76923	[MPa]	Compressive yield	f_{yc}	500.00 [MPa]
Compression modulus	K	166667	[MPa]	Tensile strength	f_t	540.00 [MPa]
Weight	γ	78.5	[kN/m ³]	Compressive strength	f_c	540.00 [MPa]
Density	ρ	7850.00	[kg/m ³]	Ultimate strain		50.00 [‰]
Elongation coefficient	α	1.20E-05	[1/K]	relative bond coeff.		1.00 [-]
max. thickness	t-max	32.00	[mm]	EN 1992 bond coeff.	k_1	0.80 [-]
				Hardening modulus	E_h	0.00 [MPa]
				Proportional limit	f_p	500.00 [MPa]
				Dynamic allowance	σ_{dyn}	152.17 [MPa]

Stress-Strain of calc. mean values	ϵ [‰]	$\sigma-r$ [MPa]	E-t [MPa]
Is also extended beyond the defined stress range	1000.000	172.80	0
	50.000	172.80	0
	2.500	160.00	269
	0.000	0.00	64000
	-2.500	-160.00	269
	-50.000	-172.80	0
	-1000.000	-172.80	0
Safety factor	(1.00)		

Stress-Strain for serviceability	ϵ [‰]	$\sigma-m$ [MPa]	E-t [MPa]
Is also extended beyond the defined stress range	1000.000	540.00	0
	50.000	540.00	0
	2.500	500.00	842
	0.000	0.00	200000
	-2.500	-500.00	842
	-50.000	-540.00	0
	-1000.000	-540.00	0
Safety factor	1.00		

Stress-Strain for ultimate load	ϵ [‰]	$\sigma-u$ [MPa]	E-t [MPa]
Is also extended beyond the defined stress range	1000.000	469.57	0
	50.000	469.57	0
	2.174	434.78	727
	0.000	0.00	200000
	-2.174	-434.78	727
	-50.000	-469.57	0
	-1000.000	-469.57	0
Safety factor	(1.15)		

Slika 7.15 Karakteristike armaturnog čelika za provjeru širine pukotina za nelinearni proračun



Slika 7.16 Dijagram naprezanje-deformacija armaturnog čelika za provjeru širine pukotina za nelinearni proračun

7.1.2. Poprečni presjeci

Presjeci su definirani na svakih 1 m visine. Pri dnu dimnjaka (0 m do 4 m) su presjeci sa jednim otvorom (vratima) širine 4 m, a na visinama 8 m do 15 m i 22 m do 24,25 m presjeci sa tri otvora (ulazi za cijevi) širine 4 m.

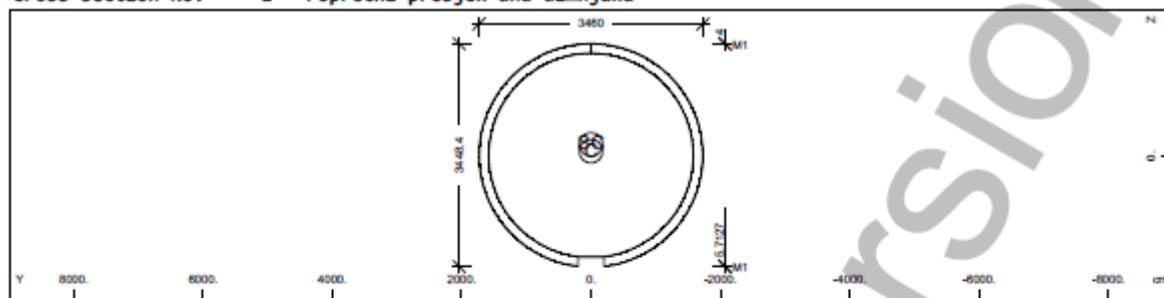
U poprečnim presjecima je zadavana samo vertikalna armatura (unutarnja i vanjska) preuzeta iz izvornog projekta (tablica).

Tablica 7.4 Meridijalna (vertikalna) armatura

Visina (m)	Ugrađena armatura	
	vanjska	unutarnja
0-60	φ22/20	φ16/20
60-75	φ22/20	φ19/20
75-90	φ22/20	φ22/20
90-135	φ25/10	φ25/20
135-165	φ25/10	φ22/20
165-185	φ22/10	φ22/20
185-195	φ19/10	φ19/20
195-210	φ19/10	φ16/20
210-255	φ19/20	φ14/20
255-270	φ19/20	φ14/20
270-340	φ16/20	φ12/20

U nastavku su dani primjeri definiranih poprečnih presjeka sa i bez otvora.

Cross section No. 1 - Poprecni presjek dna dimnjaka



Cross section No. 1 - Poprecni presjek dna dimnjaka

Static properties of cross section

Mat	A[m ²]	Ay[m ²]	Iy[m ⁴]	yc[cm]	ysc[cm]	E[MPa]	g[kN/m]
MRf	It[m ⁴]	Az[m ²]	Iz[m ⁴]	zc[cm]	zsc[cm]	G[MPa]	
		Ayz[m ²]	Iyz[m ⁴]				
1	1.5000E+02	6.396E+00	1.971E+04	0.00	0.00	34077	3750.07
11	1.109E+02	7.795E+01	2.139E+04	-66.18	-170.94	14199	(BEAM)

Additional static properties of cross section

$\alpha \cdot T$ [1/K]	ymin[cm]	zmin[cm]	hymin[cm]	AK[m ²]	MRs	1/WT[1/m ³]	1/WVy[1/m ²]
	ymax[cm]	zmax[cm]	hzmin[cm]	AB[m ²]		1/WT2[1/m ³]	1/WVz[1/m ²]
1.0E-05	-1730.00	-1663.82		7.988E+02	11	1.406E-02	7.041E+00
	1730.00	1784.58		1.500E+02		2.216E-02	1.367E-02

Section values for warping

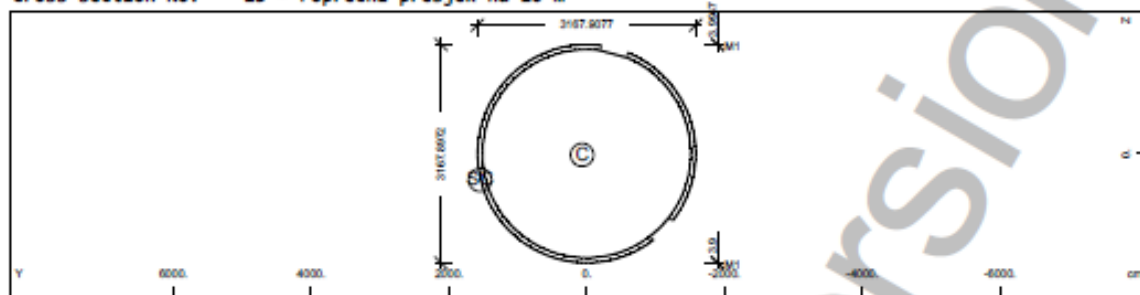
Wmin[m ²]	Wmax[m ²]	CM[m ⁶]	CMS[m ⁴]	ASwyy[m ⁶]	ASwzz[m ⁶]	ry[cm]	rz[cm]
-419.2060	419.2126	8.493E+06	28768.531	1.865E+00	-2.185E+00	0.00	341.89

Reinforcement global values

Layer	Mref	Mat	As[cm ²]	As-min[cm ²]	As-max[cm ²]	yr[cm]	zr[cm]	L-tors[cm]	N-p[kN]	My-p[kNm]	Mz-p[kNm]
M1	1	11	1976.00	1976.00		0.00	-66.69				
M2	1	11	956.76	956.76		0.00	-66.87				

Slika 7.17 Karakteristike poprečnog presjeka sa jednim otvorom

Cross section No. 13 - Poprečni presjek na 10 m



Cross section No. 13 - Poprečni presjek na 10 m

Static properties of cross section

Mat	A[m ²]	Ay[m ²]	Iy[m ⁴]	yc[cm]	ysc[cm]	E[MPa]	g[kN/m]
Mref	It[m ⁴]	Az[m ²]	Iz[m ⁴]	zc[cm]	zsc[cm]	G[MPa]	
		Ayz[m ²]	Iyz[m ⁴]				
1	6.6019E+01	2.785E+00	7.593E+03	66.16	1547.12	34077	1650.49
11	1.202E+01	1.139E+01	8.182E+03	18.15	383.15	14199	(BEAM)

Additional static properties of cross section

α -T[1/K]	ymin[cm]	zmin[cm]	hymin[cm]	AK[m ²]	MRs	1/WT[1/m ³]	1/WVy[1/m ²]
	ymax[cm]	zmax[cm]	hzmin[cm]	AB[m ²]		1/WT2[1/m ³]	1/WVz[1/m ²]
1.0E-05	-1650.07	-1602.15		7.214E+02	11	6.397E-02	5.745E+01
	1517.84	1565.75		6.602E+01		7.413E-02	1.640E+01

Section values for warping

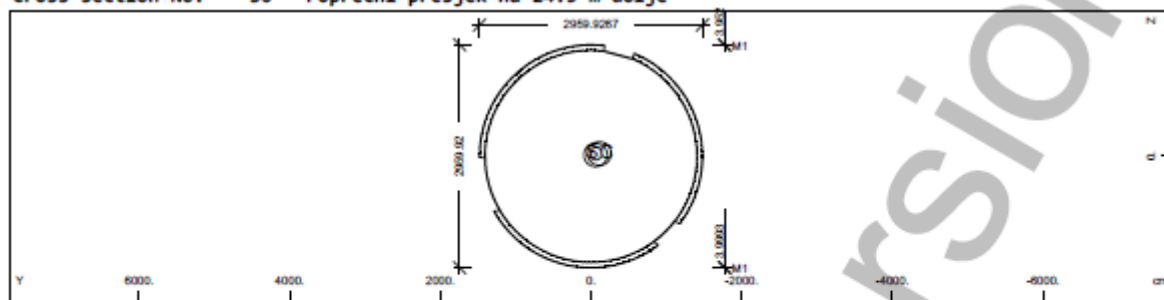
Wmin[m ²]	Wmax[m ²]	CM[m ⁶]	CMS[m ⁴]	ASwyy[m ⁶]	ASwzz[m ⁶]	ry[cm]	rz[cm]
-425.4854	629.0908	1.687E+06	13132.776	2.187E+05	-2.219E+05	-3094.9	-769.16

Reinforcement global values

Layer	Mref	Mat	As[cm ²]	As-min[cm ²]	As-max[cm ²]	yr[cm]	zr[cm]	L-tors[cm]	N-p[kN]	My-p[kNm]	Mz-p[kNm]
M1	1	11	1725.20	1725.20		66.52	17.77				
M2	1	11	872.34	872.34		66.35	18.62				

Slika 7.18 Karakteristike poprečnog presjeka sa dva otvora

Cross section No. 30 - Poprecni presjek na 24.5 m dolje



Cross section No. 30 - Poprecni presjek na 24.5 m dolje

Static properties of cross section

Mat	A[m2]	Ay[m2]	Iy[m4]	yc[cm]	ysc[cm]	E[MPa]	g[kN/m]
MRf	It[m4]	Az[m2]	Iz[m4]	zc[cm]	zsc[cm]	G[MPa]	
		Ayz[m2]	Iyz[m4]				
1	5.5727E+01	3.245E+01	6.003E+03	-61.96	-111.51	34077	1393.18
11	1.003E+01	2.438E+01	5.584E+03	-17.01	-36.05	14199	(BEAM)

Additional static properties of cross section

α -T[1/K]	ymin[cm]	zmin[cm]	hymin[cm]	AK[m2]	MRs	1/WT[1/m3]	1/WVy[1/m2]
	ymax[cm]	zmax[cm]	hzmin[cm]	AB[m2]		1/WT2[1/m3]	1/WVz[1/m2]
1.0E-05	-1418.03	-1462.91		6.089E+02	11	7.661E-02	4.404E+01
	1541.89	1497.01		5.573E+01		4.945E-02	4.473E+00

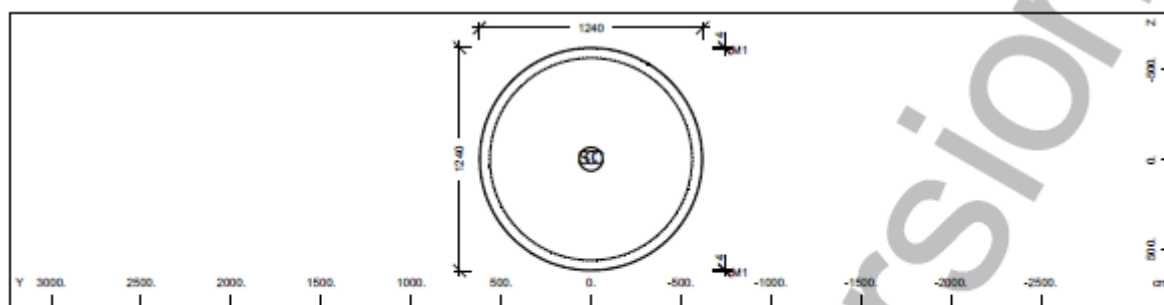
Section values for warping

wmin[m2]	wmax[m2]	CM[m6]	CMS[m4]	ASwyy[m6]	ASwzz[m6]	ry[cm]	rz[cm]
-186.6051	186.8685	6.049E+05	8805.498	-8.193E+03	8.269E+03	222.17	69.31

Reinforcement global values

Layer	Mref	Mat	As[cm2]	As-min[cm2]	As-max[cm2]	yr[cm]	zr[cm]	L-tors[cm]	N-p[kN]	My-p[kNm]	Mz-p[kNm]
M1	1	11	1459.20	1459.20		-62.88	-16.96				
M2	1	11	733.65	733.65		-59.55	-18.70				

Slika 7.19 Karakteristike poprečnog presjeka sa tri otvora



Cross section No. 226 - Poprečni presjek na 210 m dolje

Static properties of cross section

Mat	A[m2]	Ay[m2]	Iy[m4]	yc[cm]	ysc[cm]	E[MPa]	g[kN/m]
MRf	It[m4]	Az[m2]	Iz[m4]	zc[cm]	zsc[cm]	G[MPa]	
		Ayz[m2]	Iyz[m4]				
1	2.1882E+01	1.099E+01	3.823E+02	0.00	0.00	34077	547.05
11	7.646E+02	1.099E+01	3.823E+02	0.00	0.00	14199	(BEAM)

Additional static properties of cross section

α -T[1/K]	ymin[cm]	zmin[cm]	hymin[cm]	AK[m2]	MRs	1/WT[1/m3]	1/WVy[1/m2]
	ymax[cm]	zmax[cm]	hzmin[cm]	AB[m2]		1/WT2[1/m3]	1/WVz[1/m2]
1.0E-05	-620.00	-620.00		1.096E+02	11	8.109E-03	9.601E-02
	620.00	620.00		2.188E+01		1.536E+03	9.590E-02

Section values for warping

wmin[m2]	wmax[m2]	CM[m6]	CMS[m4]	ASwyy[m6]	ASwzz[m6]	ry[cm]	rz[cm]
-0.0008	0.0008	3.234E-07	0.000	-1.484E-03	1.484E-03	0.00	0.00

Reinforcement global values

Layer	Mref	Mat	As [cm2]	As-min [cm2]	As-max [cm2]	yr [cm]	zr [cm]	L-tors [cm]	N-p [kN]	My-p [kNm]	Mz-p [kNm]
M1	1	11	1099.08	1099.08		-0.01	-0.00				
M2	1	11	355.77	355.77		0.00	0.00				

Slika 7.20 Karakteristike poprečnog presjeka bez otvora



Slika 7.21 Prikaz modela dimnjaka

a) postojeće stanje i 2. faza rekonstrukcije, b) 4. faza rekonstrukcije

7.2. Rezultati proračuna za granično stanje nosivosti

Kako je već ranije navedeno, pri ocjenjivanju stanja dimnjaka, u graničnom stanju nosivosti, uspoređuje se potrebna armatura dobivena proračunom s onom koja je ugrađena ukoliko se koristi linearna analiza, a uz ograničenu maksimalnu ugrađenu armaturu nelinearnim proračunom mogu se otkriti razine sigurnosti postojeće konstrukcije.

Kao rezultat linearnog proračuna na slikama 7.22 do 7.41 prikazana je usporedba površine ugrađene armature i minimalno potrebna površina armature dok je rezultat nelinearnog proračuna vrijednost faktora sigurnosti za djelovanje vjetra γ .

Za provjeru graničnog stanja nosivosti proračun se proveo za dvije kombinacije:

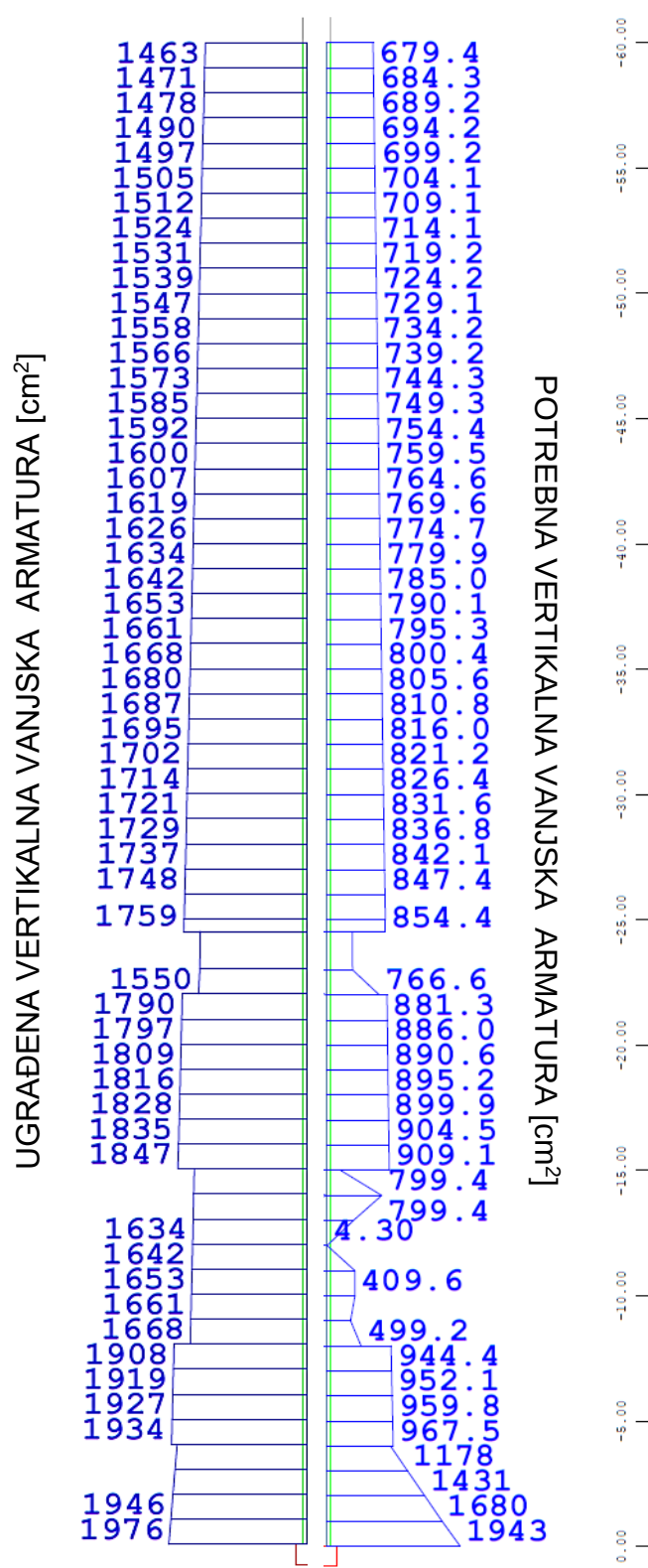
$$1. 1,35 \cdot (G + \Delta G) + 1,5 \cdot W$$

$$2. 1,0 \cdot (G + \Delta G) + 1,5 \cdot W$$

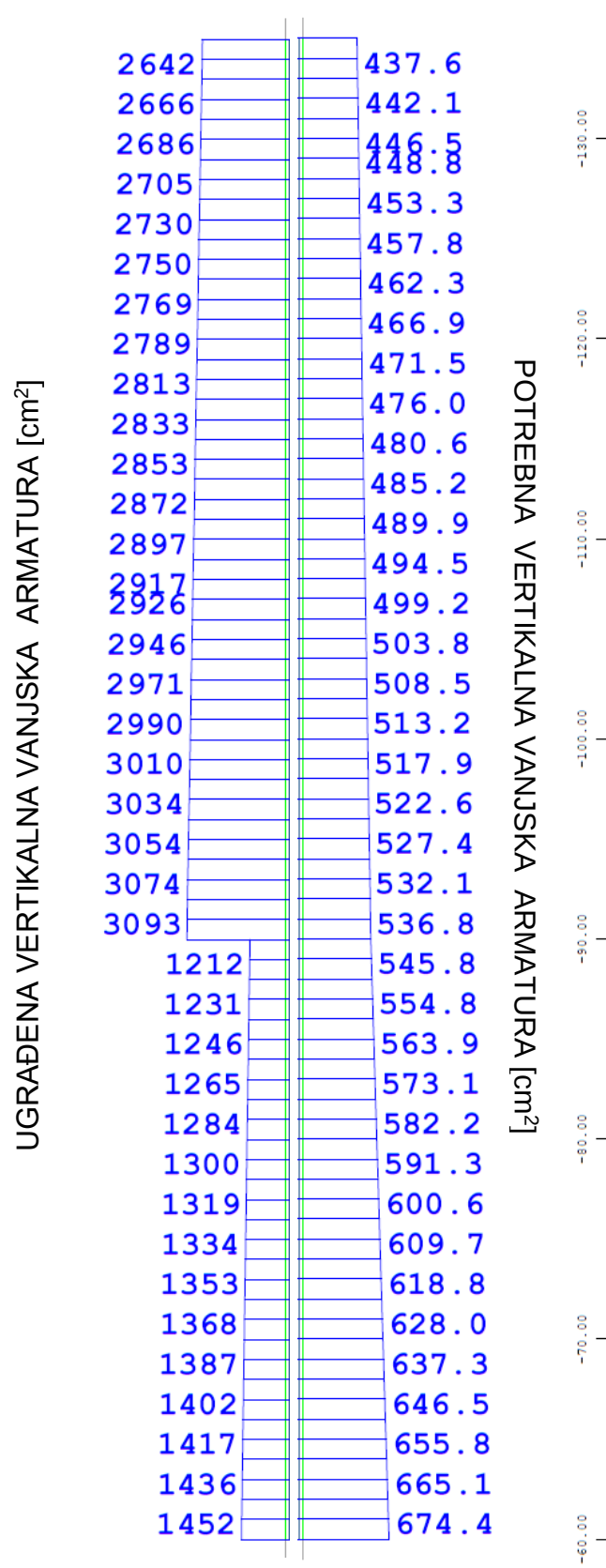
čime se pokriva nepovoljno i povoljno djelovanje stalnog opterećenja.

7.2.1. Linearni proračun

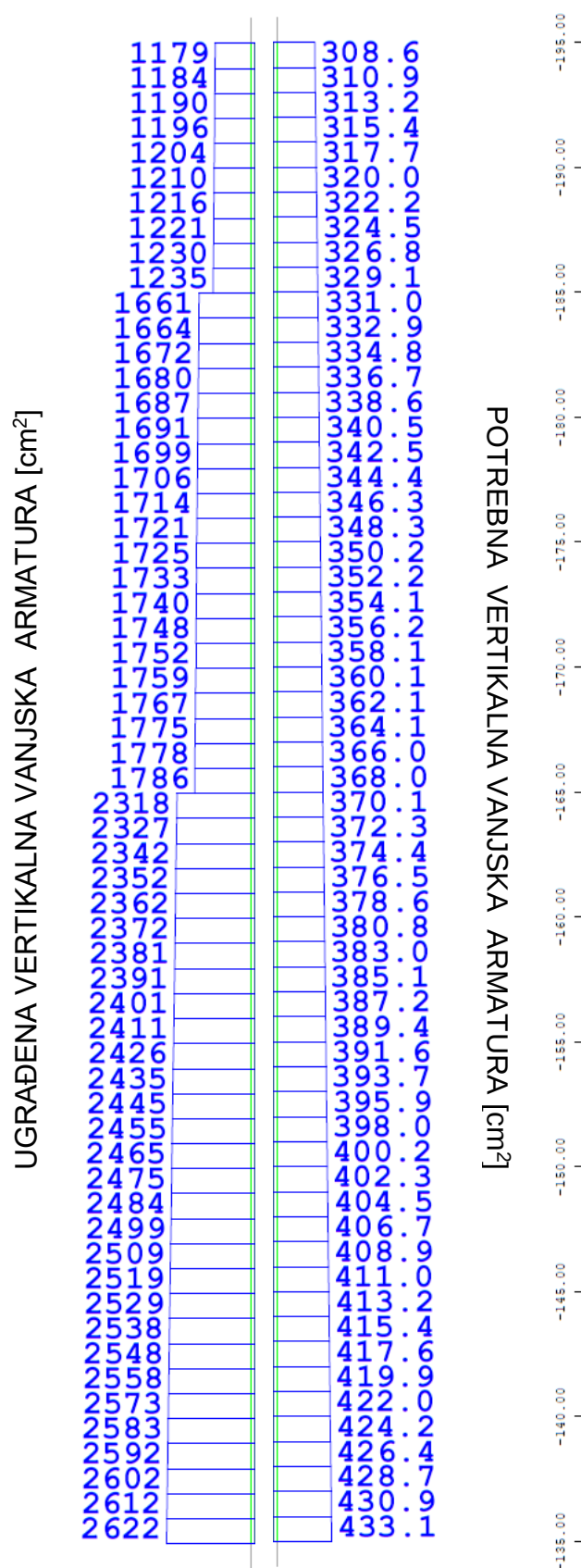
Linearni proračun je proveden na nedeformiranoj konstrukciji uz korištenje radnog dijagrama betona prikazanog na slici 7.4 (plavi dijagram) i radnog dijagrama čelika sa slike 7.6 (plavi dijagram). Pri modeliranju, u poprečne presjeke, je zadana površina armature koja odgovara ugrađenoj armaturi (tablica 7.4). Kao rezultat linearnog proračuna se dobije potrebna površina armature. Za sve faze rekonstrukcije potrebna armatura bila je jednaka ugrađenoj. Naime, Sofistik je program koji nema opciju prikaza potrebne armature ukoliko je ona manja od zadane nego kao rezultat daje površinu zadane armature. Da bi se dobila potrebna armatura potrebno je zadati manju površinu armature koju će Sofistik povećati do potrebne za zadana opterećenja. Stoga je u svim presjecima zadana armatura od 1 mm dok razmaci nisu mijenjani. Za postojeće stanje i 2. fazu rekonstrukcije dobivena je ista potrebna armatura. Potrebna armatura za 4. fazu rekonstrukcije se, u odnosu na postojeće stanje i 2. fazu, razlikuje samo do 60 mm visine jer je za ovu fazu raspored i veličina otvora drugačija. Nije bilo očekivano da će za sve faze biti potrebna ista armatura. Uzrok ovakog rezultata leži u činjenici da je za dana opterećenja u svim fazama rekonstrukcije potrebna minimalna armatura (dokaz u poglavlju 7.4.2.4). Na sljedećim slikama je prikazana usporedba ugrađene i potrebne armature (vanjske i unutarnje).



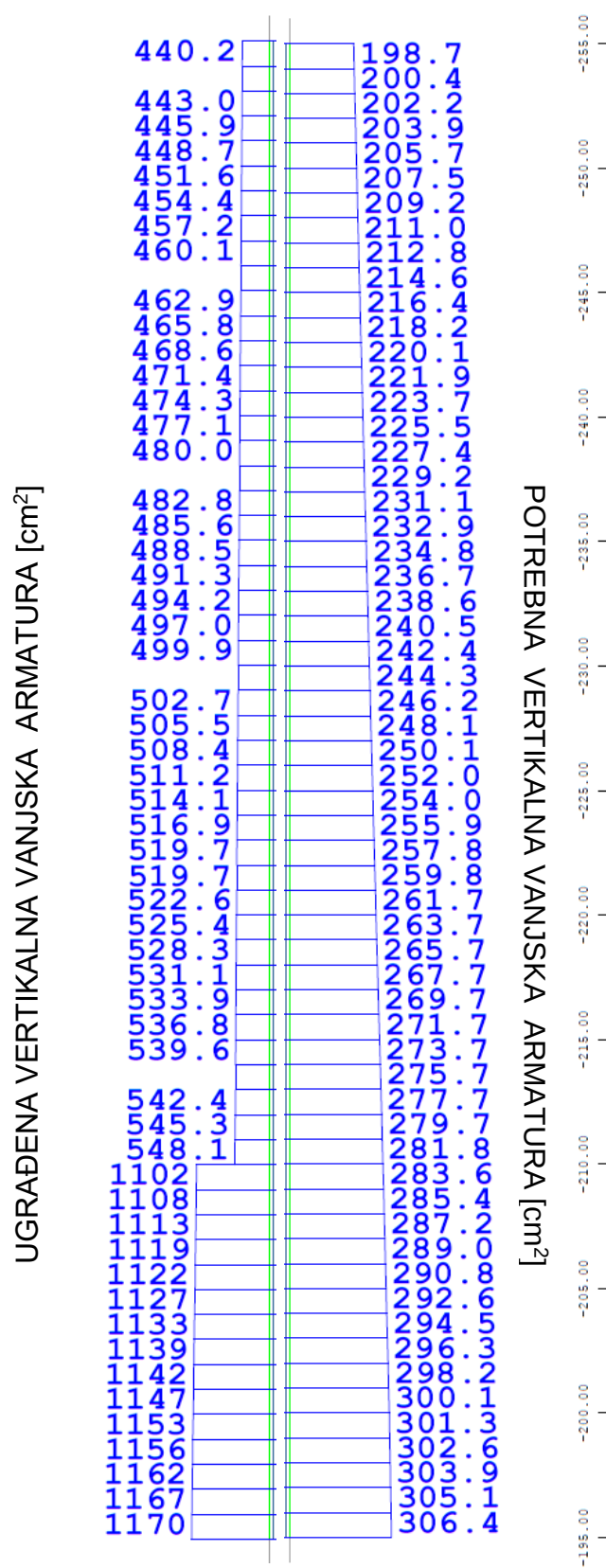
Slika 7.22 Usporedba ugrađene i potrebne vertikalne (uzdužne) vanjske armature na visini 0-60 m za postojeće stanje i 2. fazu rekonstrukcije



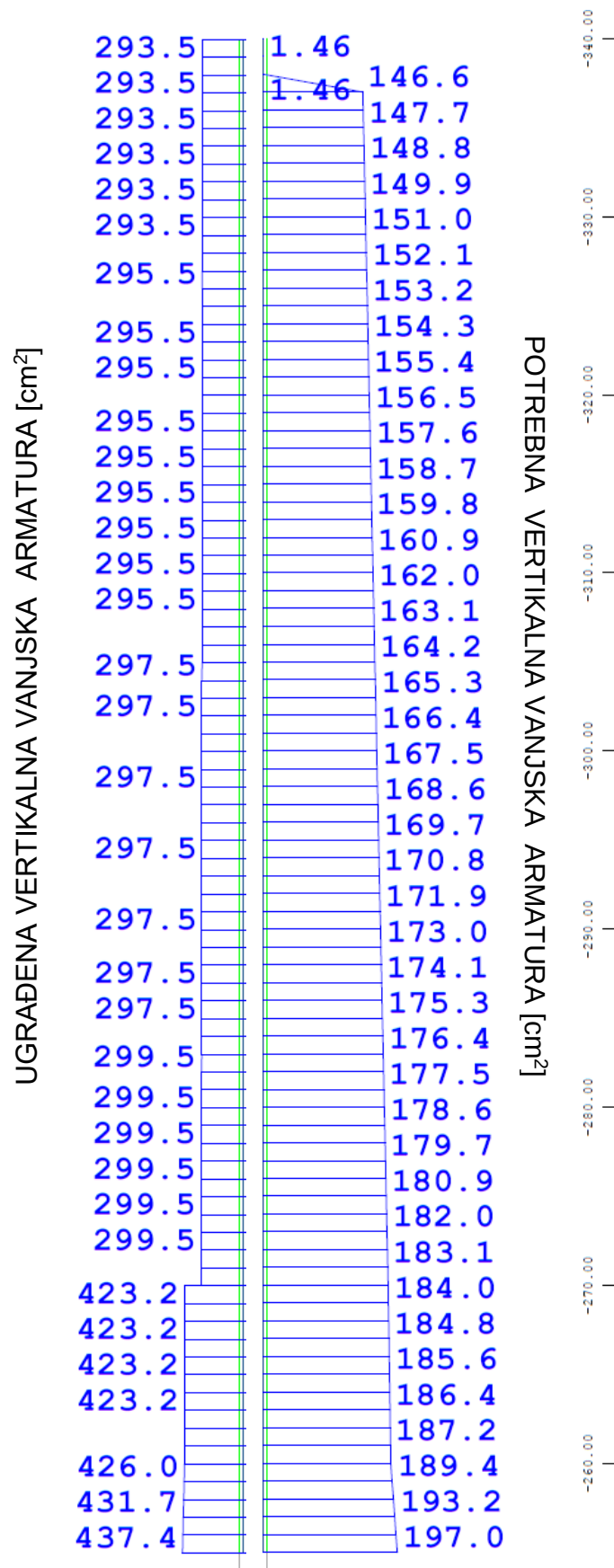
Slika 7.23 Usporedba ugrađene i potrebne vertikalne (uzdužne) vanjske armature na visini 60-135 m za postojeće stanje i 2. fazu rekonstrukcije



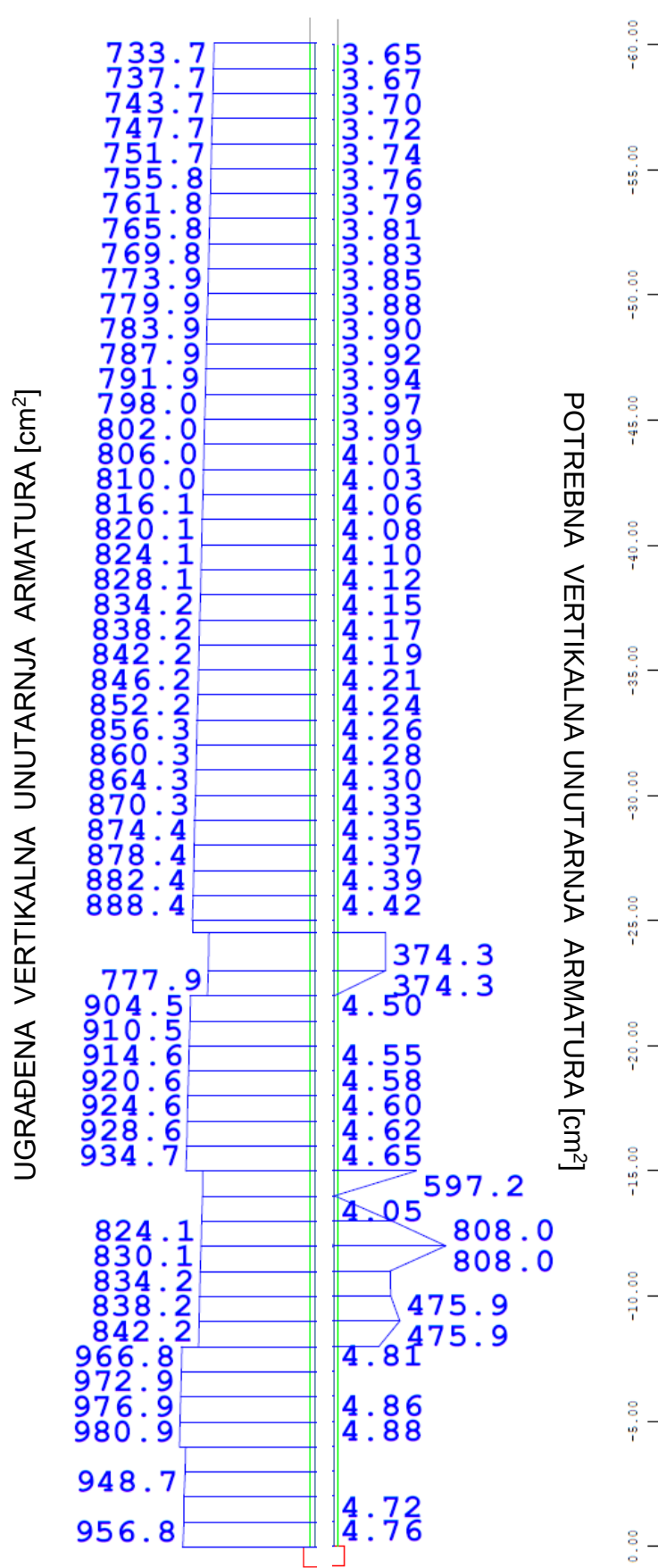
Slika 7.24 Usporedba ugrađene i potrebne vertikalne (uzdužne) vanjske armature na visini 135-195 m za postojeće stanje i 2. fazu rekonstrukcije



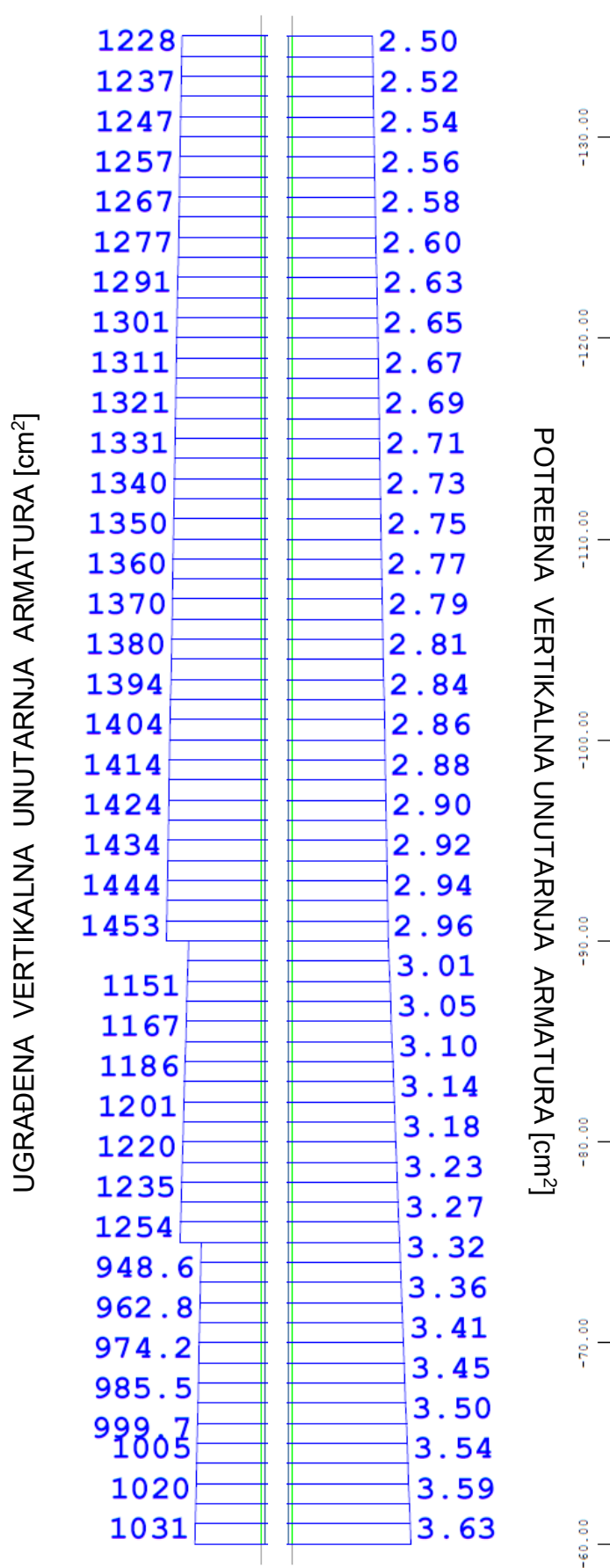
Slika 7.25 Usporedba ugrađene i potrebne vertikalne (uzdužne) vanjske armature na visini 195-255 m za postojeće stanje i 2. fazu rekonstrukcije



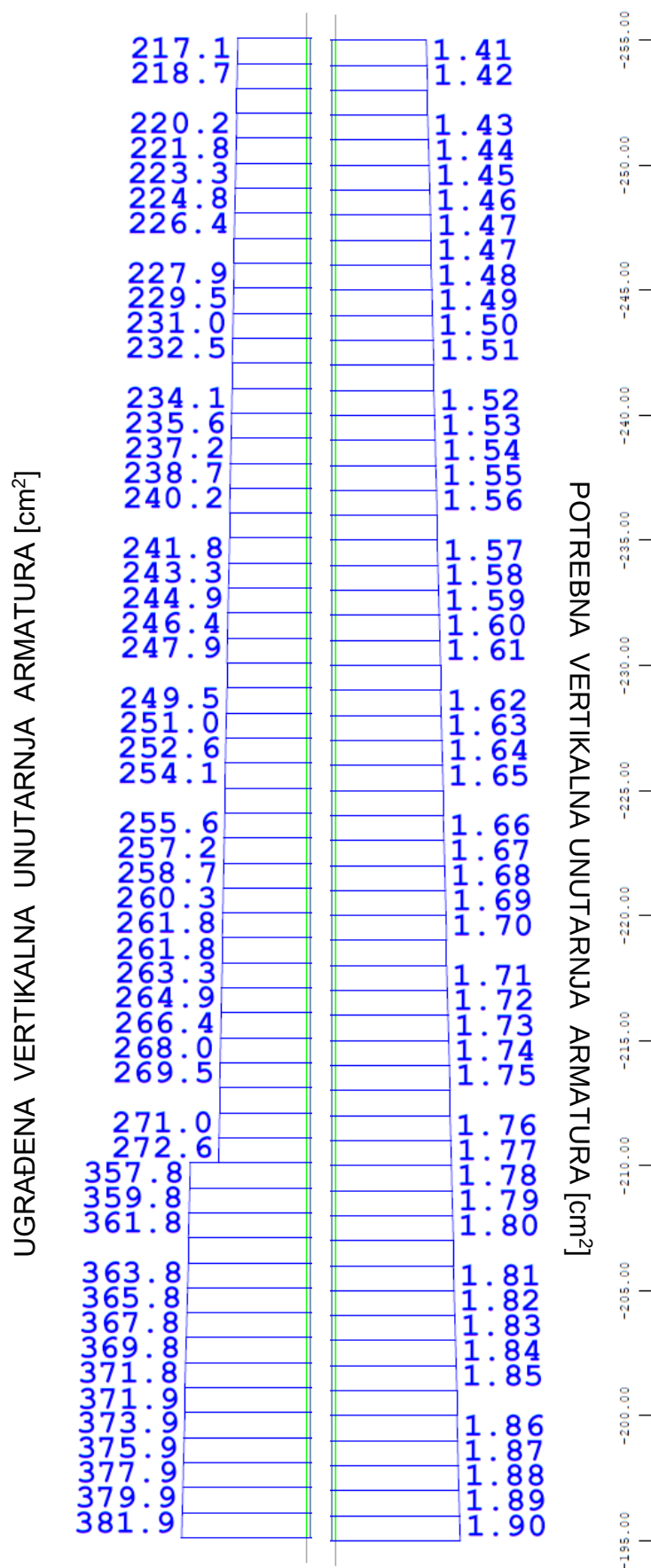
Slika 7.26 Usporedba ugrađene i potrebne vertikalne (uzdužne) vanjske armature na visini 255-340 m za postojeće stanje i 2. fazu rekonstrukcije



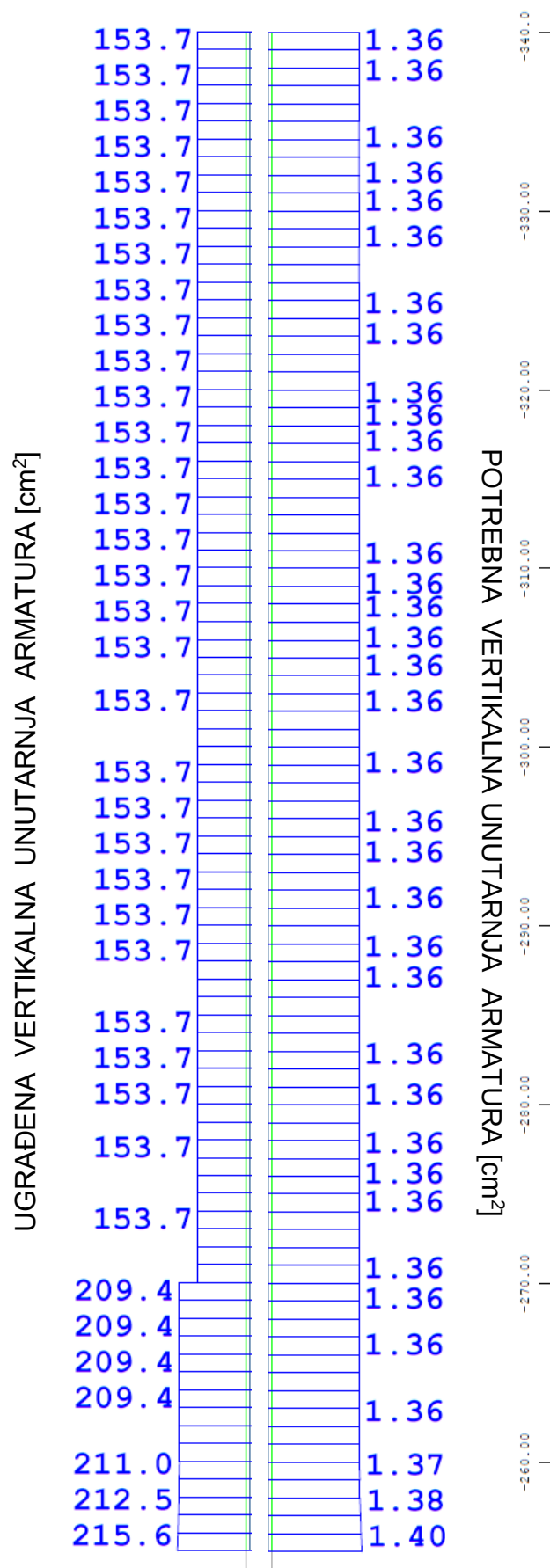
Slika 7.27 Usporedba ugrađene i potrebne vertikalne (uzdužne) unutarnje armature na visini 0-60 m za postojeće stanje i 2. fazu rekonstrukcije



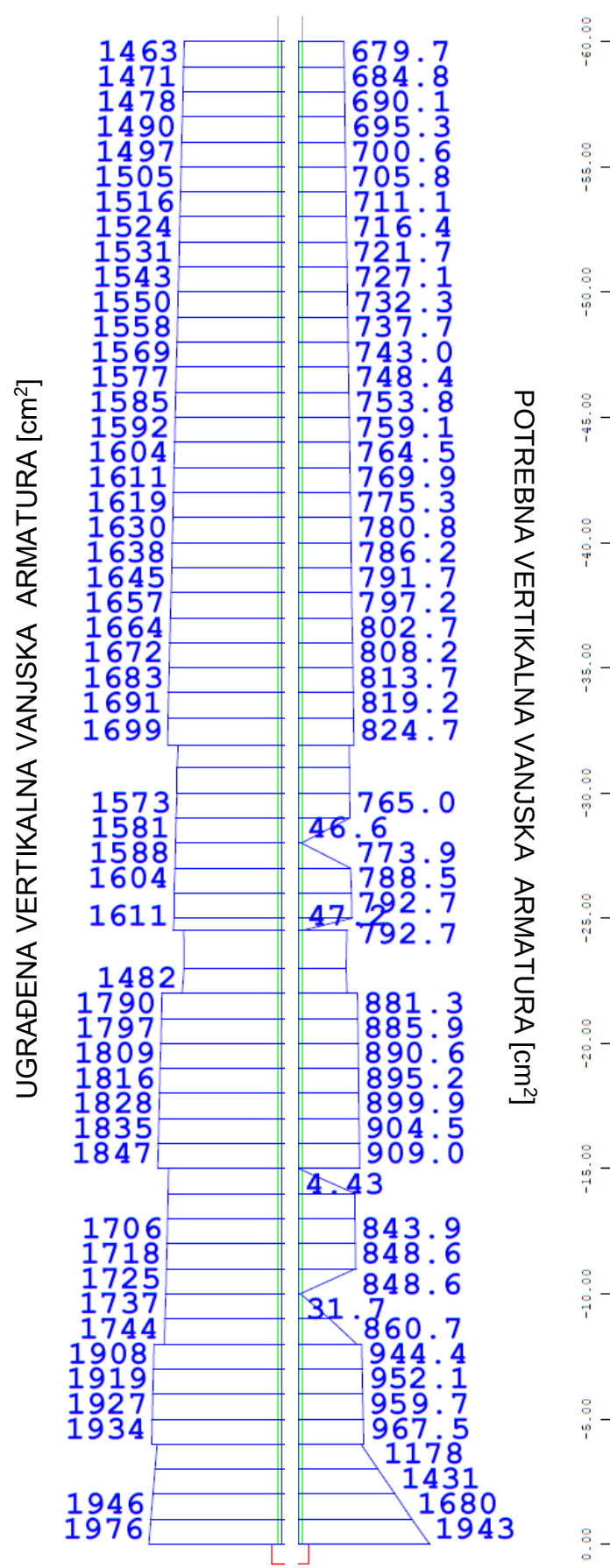
Slika 7.28 Usporedba ugrađene i potrebne vertikalne (uzdužne) unutarnje armature na visini 60-135 m za postojeće stanje i 2. fazu rekonstrukcije



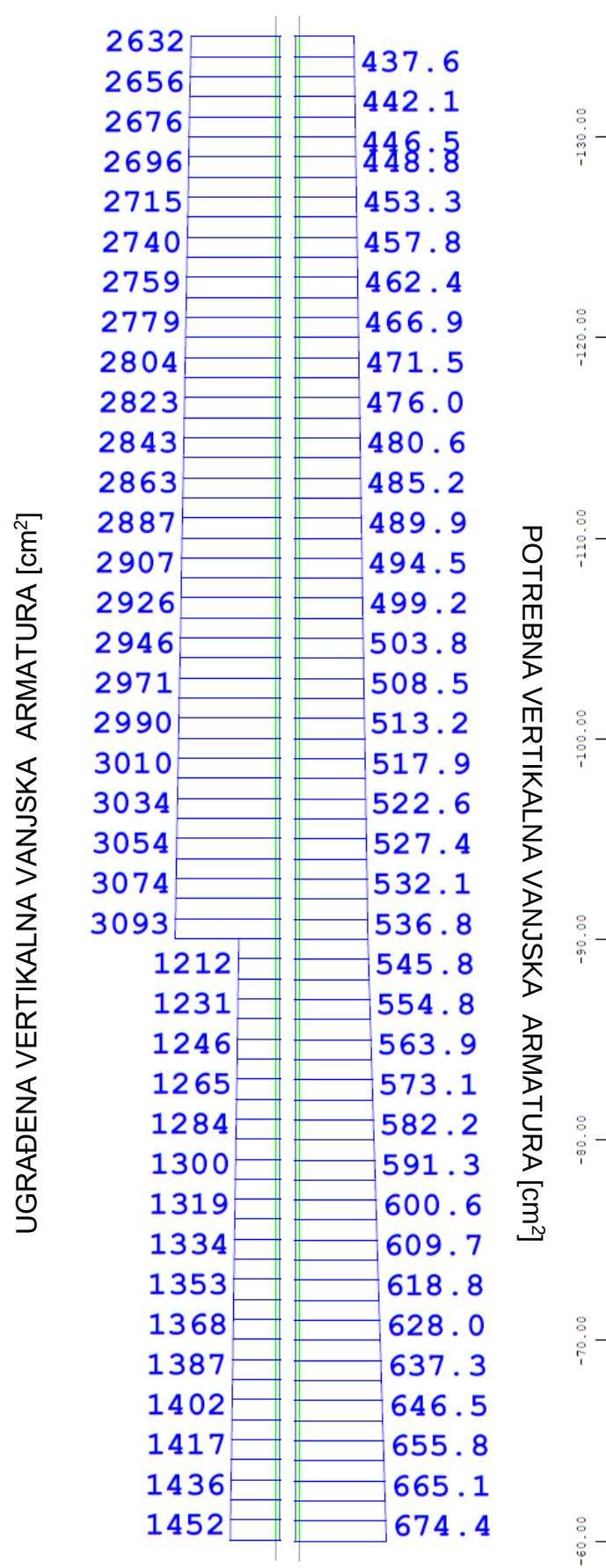
Slika 7.30 Usporedba ugrađene i potrebne vertikalne (uzdužne) unutarnje armature na visini 195-255 m za postojeće stanje i 2. fazu rekonstrukcije



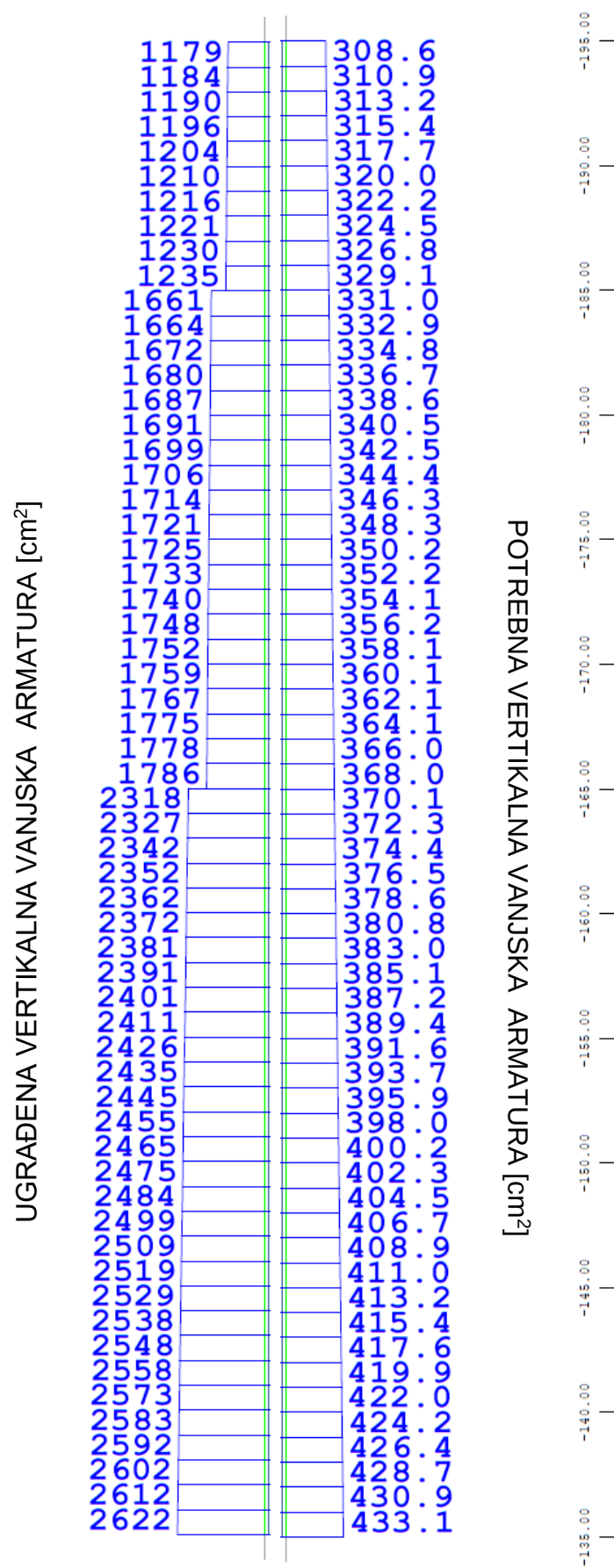
Slika 7.31 Usporedba ugrađene i potrebne vertikalne (uzdužne) unutarnje armature na visini 255-340 m za postojeće stanje i 2. fazu rekonstrukcije



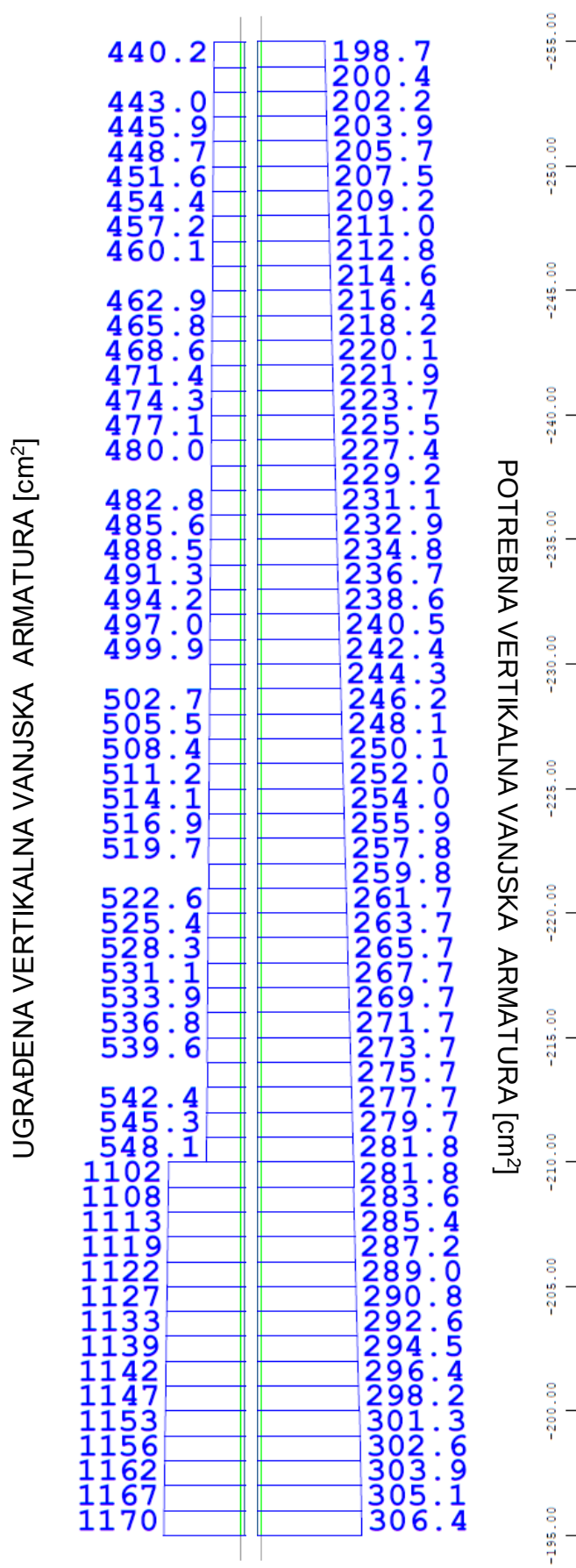
Slika 7.32 Usporedba ugrađene i potrebne vertikalne (uzdužne) vanjske armature na visini 0-60 m za 4. fazu rekonstrukcije



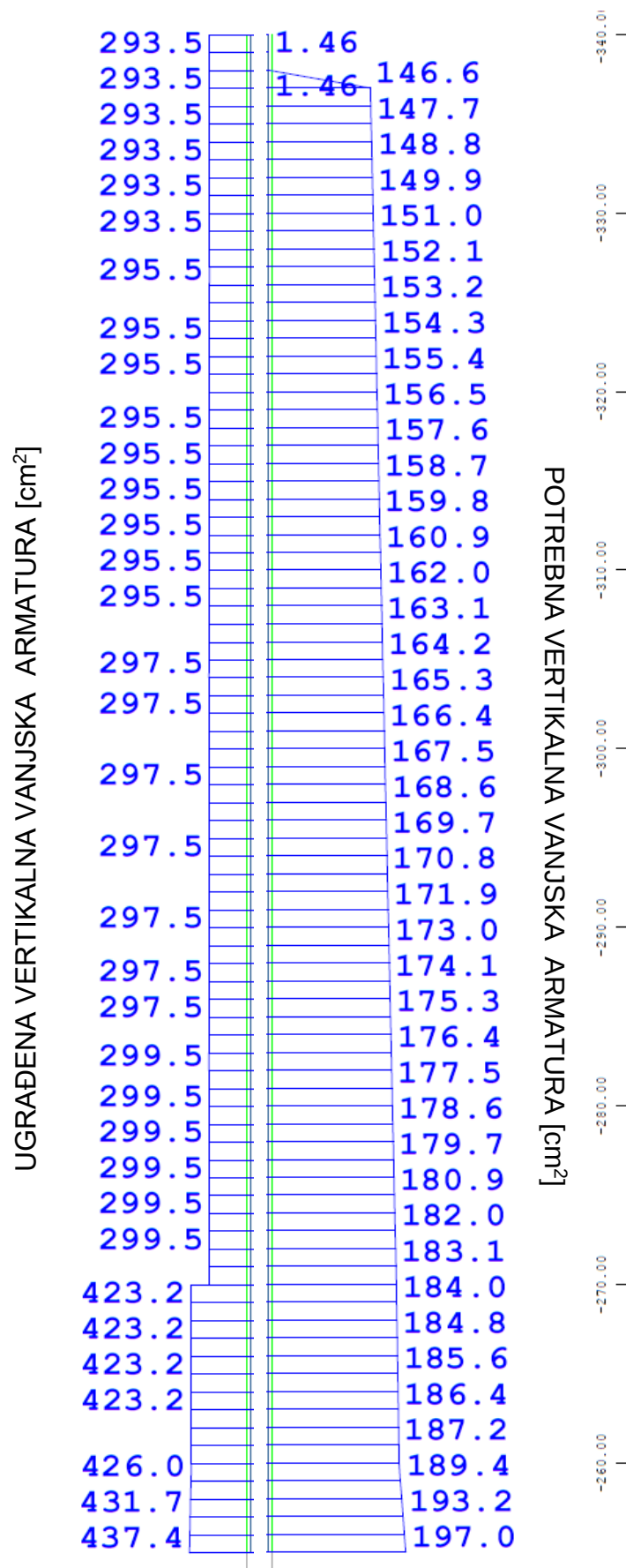
Slika 7.33 Usporedba ugrađene i potrebne vertikalne (uzdužne) vanjske armature na visini 60-135 m za 4. fazu rekonstrukcije



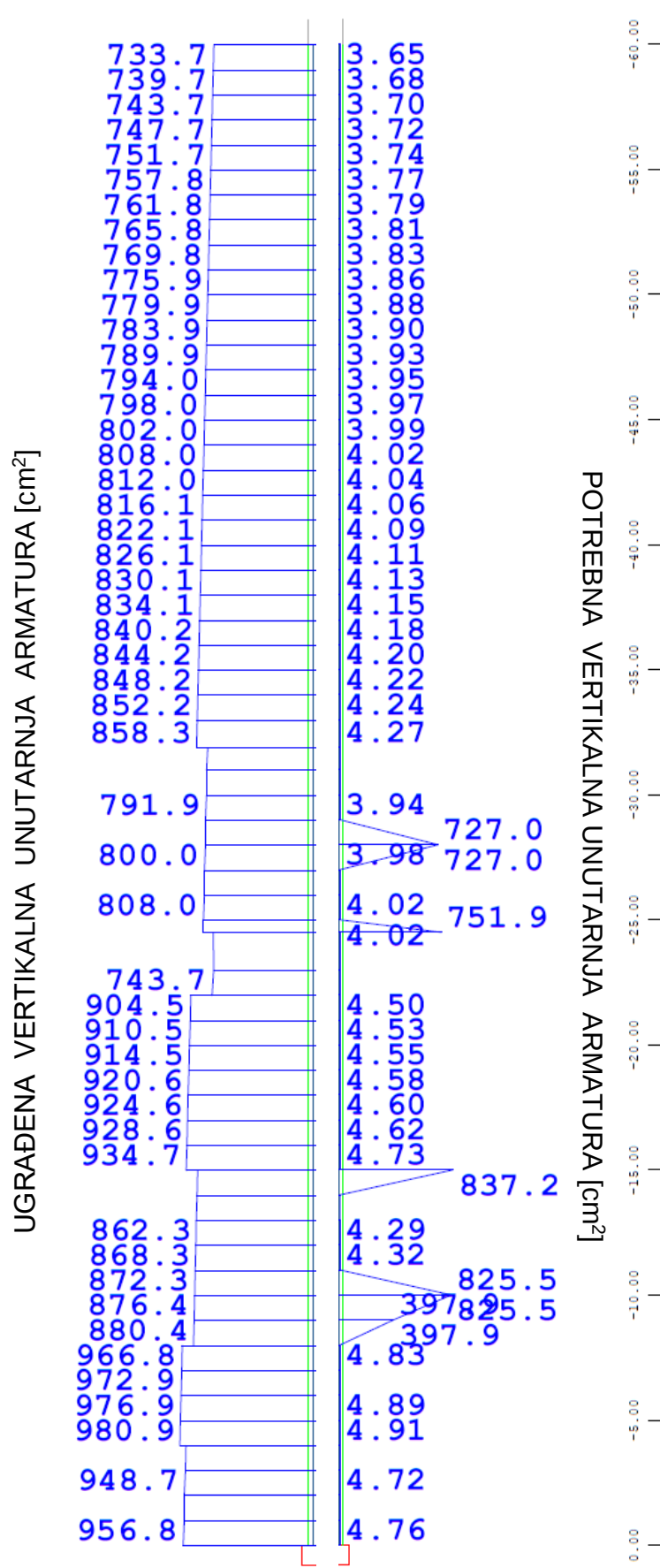
Slika 7.34 Usporedba ugrađene i potrebne vertikalne (uzdužne) vanjske armature na visini 135-195 m za 4. fazu rekonstrukcije



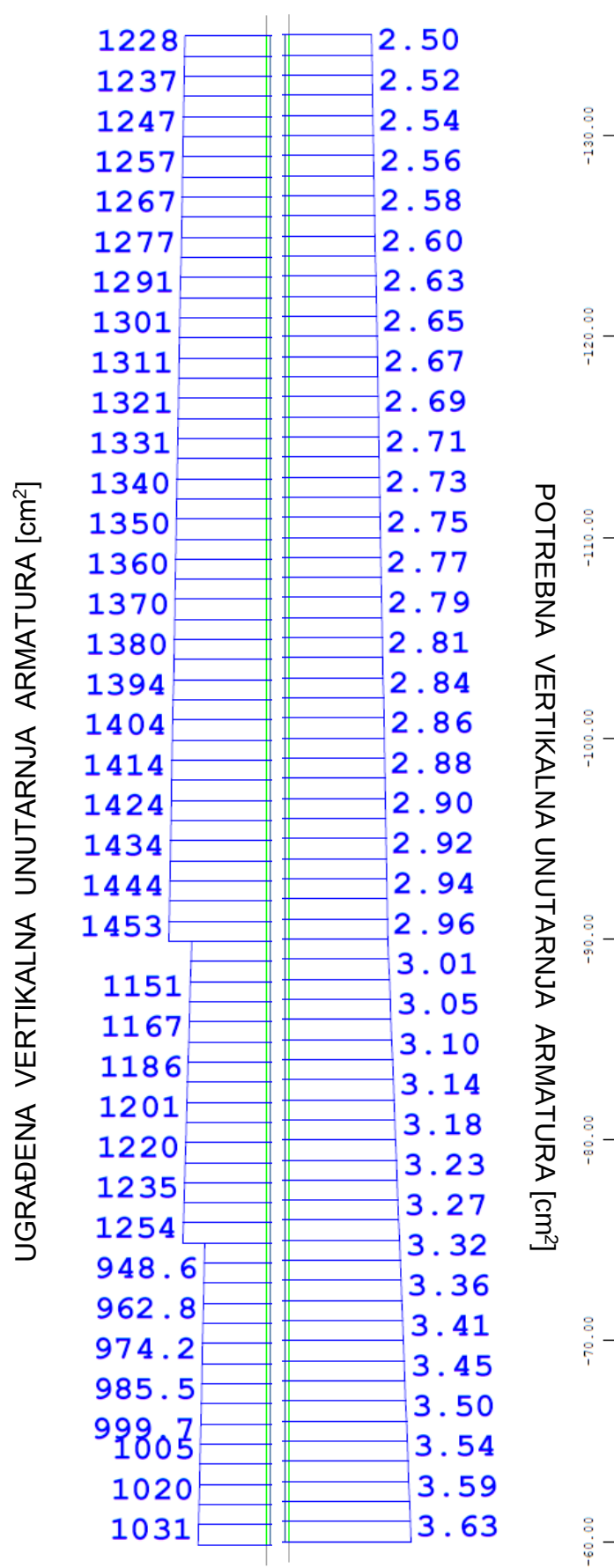
Slika 7.35 Usporedba ugrađene i potrebne vertikalne (uzdužne) vanjske armature na visini 195-255 m za 4. fazu rekonstrukcije



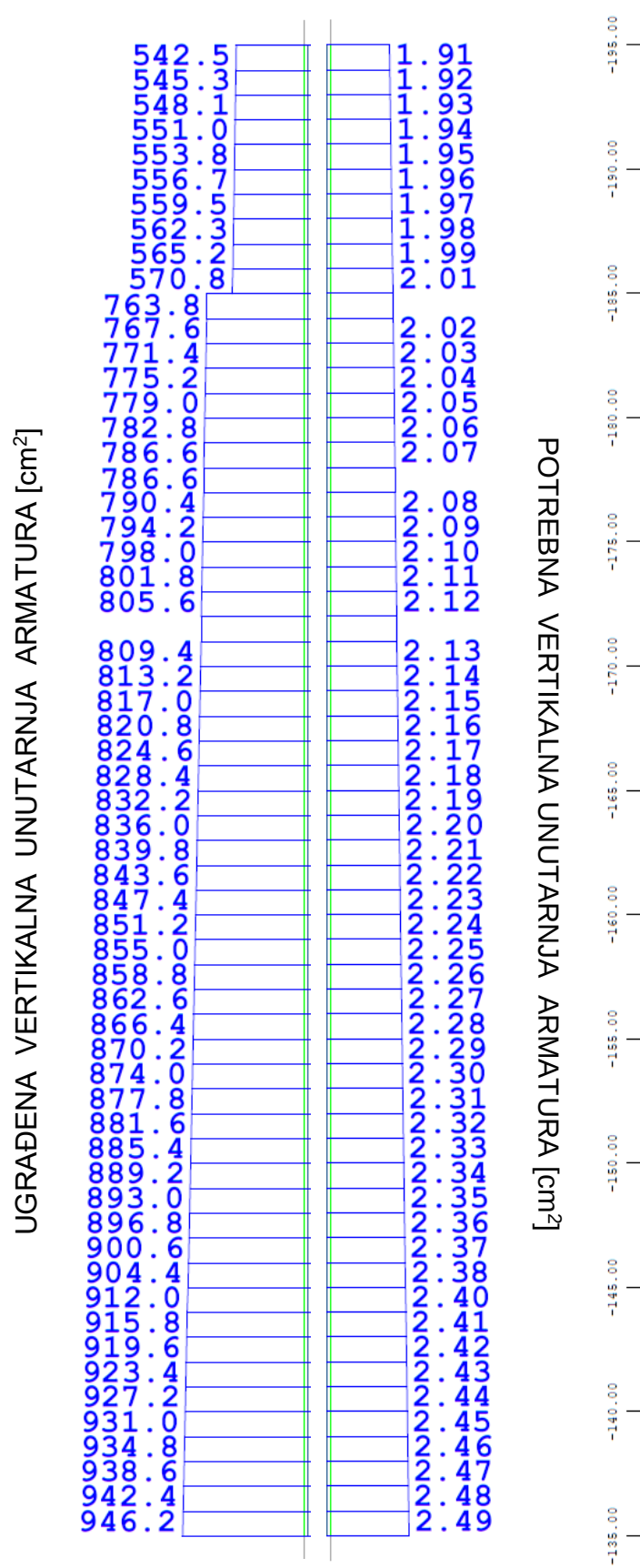
Slika 7.36 Usporedba ugrađene i potrebne vertikalne (uzdužne) vanjske armature na visini 255-340 m za 4. fazu rekonstrukcije



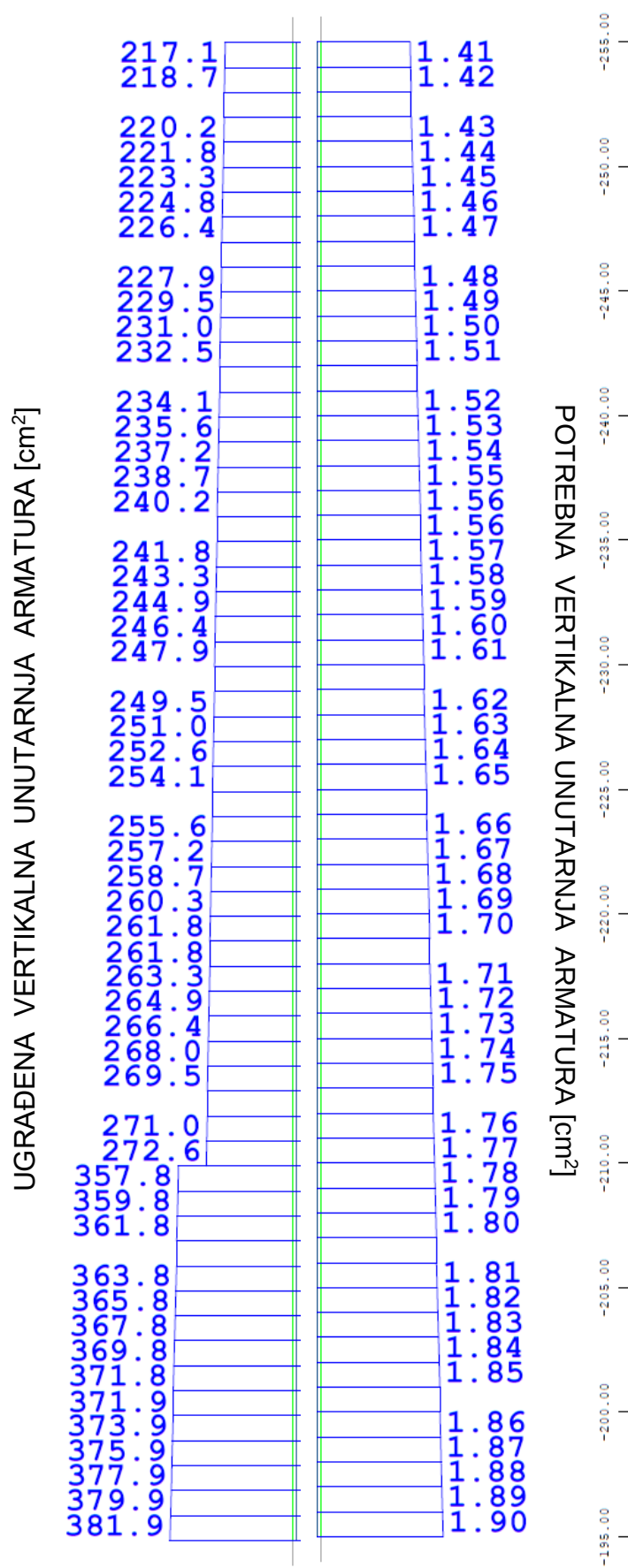
Slika 7.37 Usporedba ugrađene i potrebne vertikalne (uzdužne) unutarnje armature na visini 0-60 m za 4. fazu rekonstrukcije



Slika 7.38 Usporedba ugrađene i potrebne vertikalne (uzdužne) unutarnje armature na visini 60-135 m za 4. fazu rekonstrukcije



Slika 7.39 Usporedba ugrađene i potrebne vertikalne (uzdužne) unutarnje armature na visini 135-195 m za 4. fazu rekonstrukcije



Slika 7.40 Usporedba ugrađene i potrebne vertikalne (uzdužne) unutarnje armature na visini 195-255 m za 4. fazu rekonstrukcije

Tablica 7.5 Usporedba ugrađene i potrebne armature u cm^2/m po visini dimnjaka

	Ugrađena			Potrebna		
Visina [m]	Vanjska armatura [cm^2/m]	Unutarnja armatura [cm^2/m]	Ukupna armatura [cm^2/m]	Vanjska armatura [cm^2/m]	Unutarnja armatura [cm^2/m]	Ukupna armatura [cm^2/m]
0-60	19,0	10,1	29,1	18,6	8,5 (8,7 za 4.fazu rekonstrukcije)	27,1 (27,3)
60-75	19,0	14,2	33,2	8,8	0,0	8,8
75-90	19,0	19,0	38,0	8,7	0,0	8,7
90-135	49,1	24,5	73,9	8,5	0,0	8,5
135-165	49,1	19,0	68,1	8,1	0,0	8,1
165-185	38,0	19,0	57,0	7,8	0,0	7,8
185-195	28,4	14,2	42,6	7,6	0,0	7,6
195-210	28,4	10,1	38,5	7,4	0,0	7,4
210-255	14,2	7,7	21,9	7,3	0,0	7,3
255-270	14,2	7,7	21,9	6,4	0,0	6,4
270-340	10,1	5,7	15,8	6,1	0,0	6,1

Za proračun potrebne armature u cm^2/m uzimane su maksimalne vrijednosti iz intervala po visini (prvi stupac tablice 7.5) sa slika 7.22 do 7.41.

Na temelju tablice 7.5 može se zaključiti da je potrebna vanjska armatura mnogo manja od ugrađene vanjske osim na visini do 60 m gdje je razlika manja. Isto tako je proračunom dobiveno da je unutarnja armatura potrebna samo na području otvora koji se nalaze u intervalu do 60 m visine.

7.2.2. Nelinearni proračun

Nelinearni proračun je proveden prema teoriji trećeg reda što upućuje na materijalnu i geometrijsku nelinearnost. Materijalna nelinearnost je uzeta u obzir korištenjem radnog dijagrama betona sa slike 7.8 (zeleni dijagram) i čelika sa slike 7.10 (zeleni dijagram). 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 ($680/340=2$ mm/m) čime je uzeta u obzir geometrijska nelinearnost.

Nelinearni proračun je proveden tako da se opterećenje vjetrom povećavalo u koracima do sloma konstrukcije. Rezultat je faktor sigurnosti γ samo za djelovanje vjetra. Provjerene su dvije kombinacije djelovanja. U jednoj kombinaciji stalno opterećenje djeluje nepovoljno, dok u drugoj djeluje povoljno.

Iz izvornog projekta [49] utvrđeno je da je opterećenje vjetrom prema kojem je dimenzioniran dimnjak duplo veće od onog dobivenog proračunom prema HRN EN 1991-1-4 (slika 6.7). Kako je nelinearni proračun vremenski dugotrajan, uz prethodno navedenu činjenicu, pretpostavljeno je da će faktor sigurnosti biti 1,0 ili veći od 1,0 te je početni faktor zadan s 1,0.

U nekim kombinacijama početni faktor nije 1,0. Naime, prvotno su sve kombinacije provjerene tako da je početni faktor 1,0. Kako su u nekim kombinacijama dobiveni neočekivano mali faktori, pristupilo se provjeri postupka iteriranja. Uočeno je da neki loadcase-ovi nisu konvergirali iako nije došlo do sloma konstrukcije. Za te slučajeve su provjerena naprezanja te nije uočeno ništa neobično. No, iz nepoznatog razloga nije došlo do konvergencije faktora. Nakon toga je početni faktor zadan za korak veći od onoga koji nije konvergirao. Npr., za postojeće stanje, za nepovoljno djelovanje stalnog opterećenja, kada se krenulo od faktora 1,0 i korakom povećanja 0,1, faktor 1,5 nije konvergirao, ali nije ni došlo do sloma. Provjerena su naprezanja i nije bilo ništa sporno i čudno. Zatim je početni faktor zadan 1,6 i korak povećanja faktora 0,1 te je kod faktora 1,7 došlo do sloma konstrukcije. U nekim slučajevima je bilo potrebno i povećati korak povećanja faktora kako bi se „preskočili“ faktori koji ne konvergiraju, ali kod kojih ne dođe ni do sloma konstrukcije, a sve u cilju pronalaska najvećeg faktora sigurnosti za vjetar.

7.2.2.1. Postojeće stanje

Nepovoljno djelovanje stalnog opterećenja

Faktor sigurnosti γ je dobiven iterativnim postupkom. Način definiranja nelinearnog proračuna u Sofistiku je prikazan na sljedećoj slici.

```
+PROG ASE urs:9
HEAD GSN-stalna ili prolazna kombinacija-nepovoljnja
ECHO FULL EXTR $ REGULIRANJE ISPISA
ULTI 50 FAK1 1.6 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
LC NO 401 DLZ 1.35 FACT 1.0
LCC 2 FACT 1.35 ULTI off
LCC 5 FACT 1.5
END
```

Slika 7.42 Primjer definiranja nelinearnog proračuna u Sofistiku

Iz gornje slike je vidljivo da je u loadcase-u 401 sadržana vlastita težina s koeficijentom 1,35 (DLZ 1,35) koja se ne povećava (DL NO), dodatno stalno opterećenje množeno koeficijentom 1,35 (LCC 2 FACT 1,35) koje se također ne povećava (ULTI OFF) te nepovoljno djelovanje vjetra koje se povećava do sloma konstrukcije (LCC 5 FACT 1,5). Naredbom FAK1 zadani su početni faktor, a korak povećanja naredbom DFAK.

Load Case	401 3rd Order Theory (UPD.LAGRANGIAN)	Iteration	fact	1.60
Factor forces and moments		1.600		
Factor dead weight	DL-XX	0.000		
Factor dead weight	DL-YY	0.000		
Factor dead weight	DL-ZZ	1.350		

Slika 7.43 Prikaz sadržaja loadcase iz Sofistika

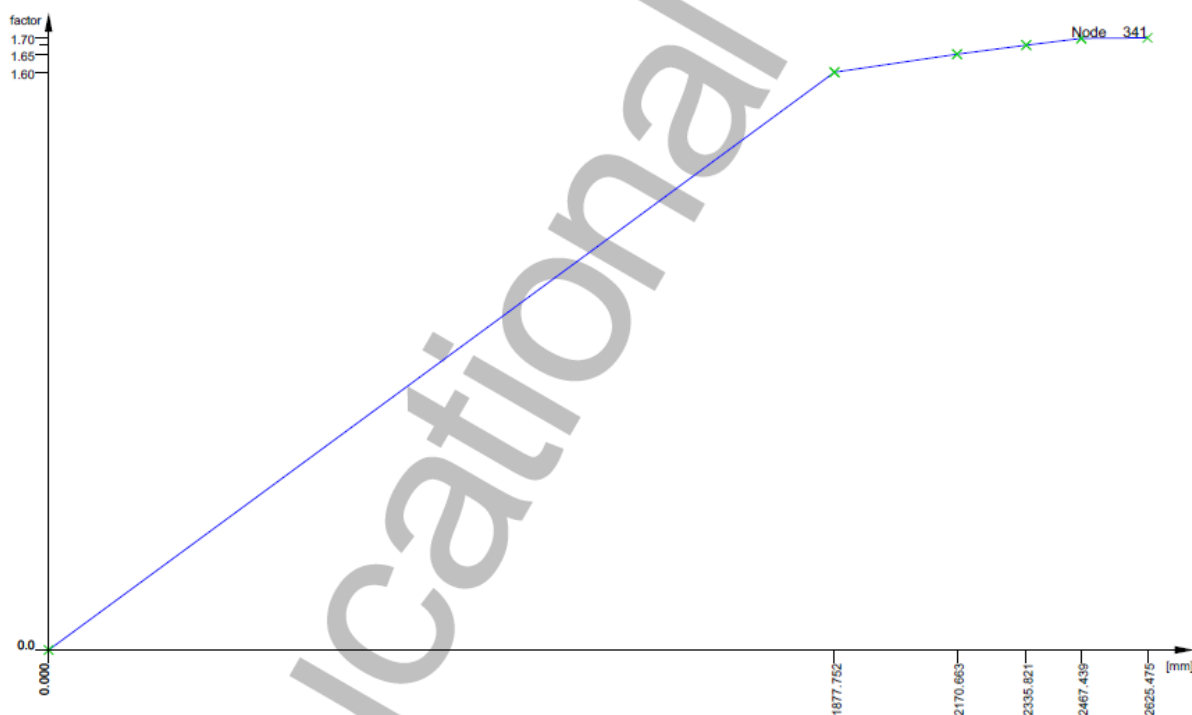
Na ovaj način su definirani svi loadcase-ovi. Ovisno o promatranoj kombinaciji mijenjaju se koeficijenti definirani naredbom DLZ i FACT.

Nelinearnim proračunom se faktor γ za vjetar, za nepovoljno djelovanje stalnog opterećenja, određivao prema kombinaciji $1,35 \cdot (G + \Delta G) + 1,5 \cdot \gamma \cdot W$. Dobiven je faktor 1,694. Ukupni faktor kojim je moguće povećati opterećenje vjetrom, a da ne dođe do sloma je $1,5 \cdot 1,694 = 2,541$. Koraci iteracije odnosno povećanja opterećenja vjetra faktorom γ su prikazani na sljedećoj slici.

Summary of the load step iterationen:

ULS-iteration	1	loadcase 401 with loadfactor	1.600	was convergent.
ULS-iteration	2	loadcase 402 with loadfactor	1.700	was not convergent.
ULS-iteration	3	loadcase 402 with loadfactor	1.650	was convergent.
ULS-iteration	4	loadcase 403 with loadfactor	1.675	was convergent.
ULS-iteration	5	loadcase 404 with loadfactor	1.713	was not convergent.
ULS-iteration	6	loadcase 404 with loadfactor	1.694	was convergent.
ULS-iteration	7	loadcase 405 with loadfactor	1.703	was not convergent.
ULS-iteration	8	loadcase 405 with loadfactor	1.698	was not convergent.
ULS-iteration	9	loadcase 405 with loadfactor	1.696	was not convergent.
ULS-iteration	10	loadcase 405 with loadfactor	1.695	was not convergent.

Slika 7.44 Koraci iteracije do konvergencije faktora γ za postojeće stanje



Slika 7.45 Dijagram faktor γ – pomak za postojeće stanje

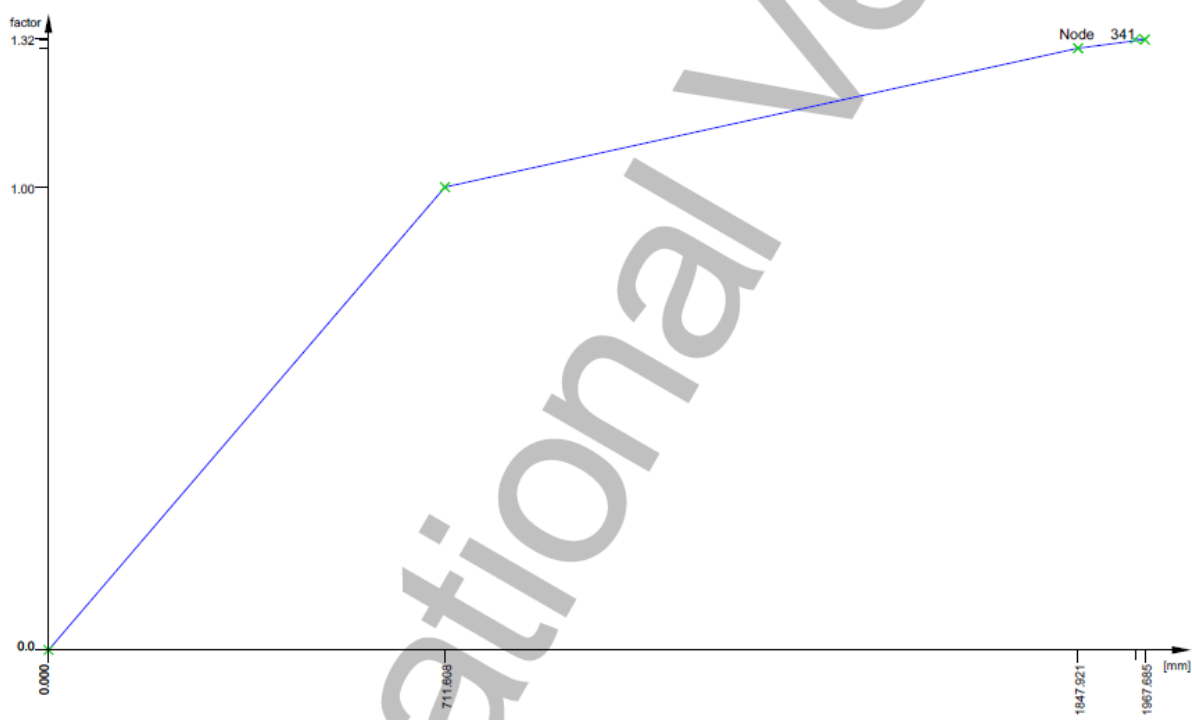
Povoljno djelovanje stalnog opterećenja

Nelinearnim proračunom se faktor γ za vjetar, za povoljno djelovanje stalnog opterećenja, određivao prema kombinaciji $1,0 \cdot (G + \Delta G) + 1,5 \cdot \gamma \cdot W$. Dobiveni faktor iznosi 1,319. Ukupni faktor kojim je moguće povećati opterećenje vjetrom, a da ne dođe do sloma je $1,5 \cdot 1,319 = 1,979$. Koraci iteracije odnosno povećanja opterećenja vjetra faktorom γ su prikazani na sljedećoj slici.

Summary of the load step iterationen:

ULS-iteration	1	loadcase 501 with loadfactor	1.000	was convergent.
ULS-iteration	2	loadcase 502 with loadfactor	1.300	was convergent.
ULS-iteration	3	loadcase 503 with loadfactor	1.600	was not convergent.
ULS-iteration	4	loadcase 503 with loadfactor	1.450	was not convergent.
ULS-iteration	5	loadcase 503 with loadfactor	1.375	was not convergent.
ULS-iteration	6	loadcase 503 with loadfactor	1.338	was not convergent.
ULS-iteration	7	loadcase 503 with loadfactor	1.319	was convergent.
ULS-iteration	8	loadcase 504 with loadfactor	1.328	was not convergent.
ULS-iteration	9	loadcase 504 with loadfactor	1.323	was not convergent.
ULS-iteration	10	loadcase 504 with loadfactor	1.321	was not convergent.
ULS-iteration	11	loadcase 504 with loadfactor	1.320	was not convergent.

Slika 7.46 Koraci iteracije do konvergencije faktora γ za postojeće stanje



Slika 7.47 Dijagram faktor γ – pomak za postojeće stanje

7.2.2.2. Druga faza rekonstrukcije

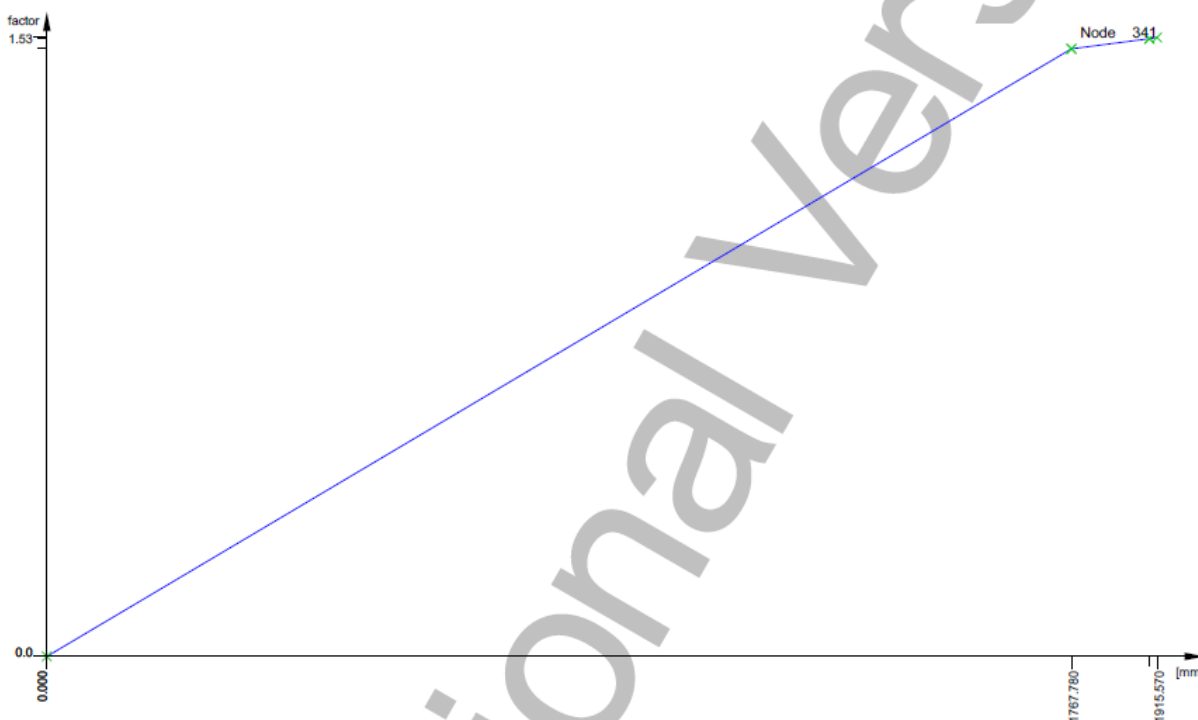
Nepovoljno djelovanje stalnog opterećenja

Nelinearnim proračunom se faktor γ za vjetar, za nepovoljno djelovanje stalnog opterećenja, određivao prema kombinaciji $1,35 \cdot (G + \Delta G) + 1,5 \cdot \gamma \cdot W$. Dobiven je faktor 1,528. Ukupni faktor kojim je moguće povećati opterećenje vjetrom, a da ne dođe do sloma je $1,5 \cdot 1,528 = 2,292$. Koraci iteracije odnosno povećanja opterećenja vjetra faktorom γ su prikazani na sljedećoj slici.

Summary of the load step iterationen:

ULS-iteration	1	loadcase 401 with loadfactor	1.500	was convergent.
ULS-iteration	2	loadcase 402 with loadfactor	1.600	was not convergent.
ULS-iteration	3	loadcase 402 with loadfactor	1.550	was not convergent.
ULS-iteration	4	loadcase 402 with loadfactor	1.525	was convergent.
ULS-iteration	5	loadcase 403 with loadfactor	1.537	was not convergent.
ULS-iteration	6	loadcase 403 with loadfactor	1.531	was not convergent.
ULS-iteration	7	loadcase 403 with loadfactor	1.528	was convergent.

Slika 7.48 Koraci iteracije do konvergencije faktora γ za 2. fazu rekonstrukcije



Slika 7.49 Dijagram faktor γ – pomak za 2. fazu rekonstrukcije

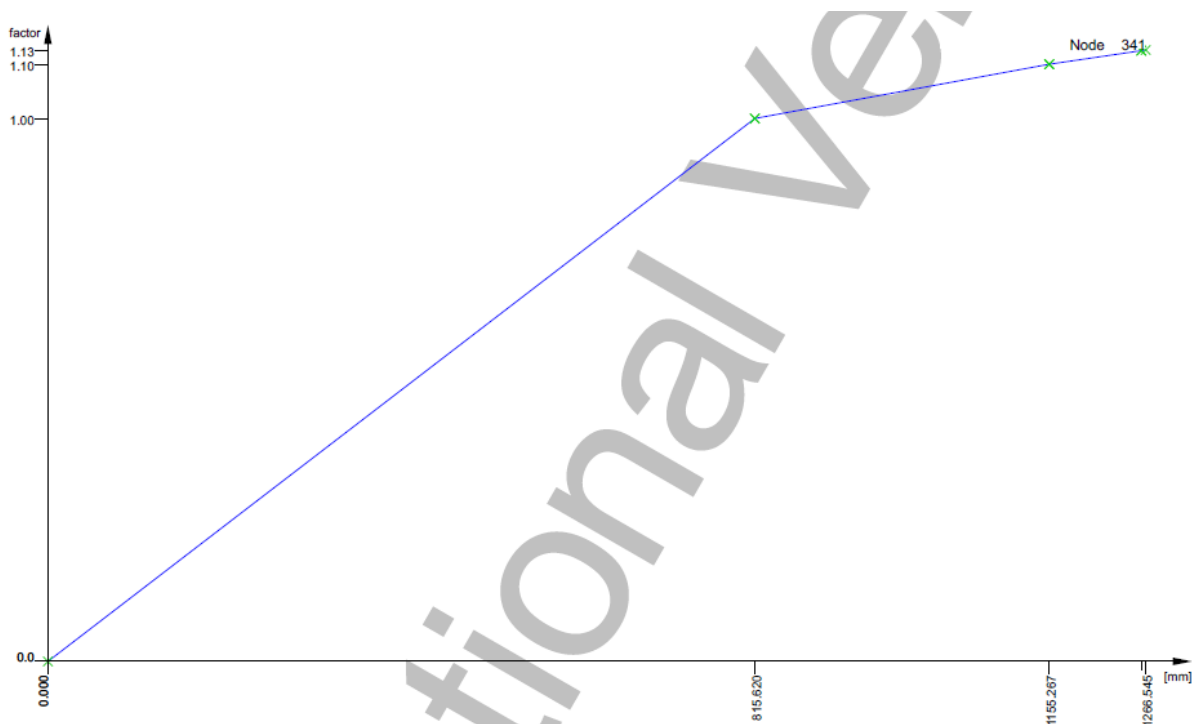
Povoljno djelovanje stalnog opterećenja

Nelinearnim proračunom se faktor γ za vjetar, za povoljno djelovanje stalnog opterećenja, određivao prema kombinaciji $1,0 \cdot (G + \Delta G) + 1,5 \cdot \gamma \cdot W$. Dobiveni faktor iznosi 1,126. Ukupni faktor kojim je moguće povećati opterećenje vjetrom, a da ne dođe do sloma je $1,5 \cdot 1,126 = 1,689$. Koraci iteracije odnosno povećanja opterećenja vjetra faktorom γ su prikazani na sljedećoj slici.

Summary of the load step iterationen:

ULS-iteration	1	loadcase 501 with loadfactor	1.000	was convergent.
ULS-iteration	2	loadcase 502 with loadfactor	1.100	was convergent.
ULS-iteration	3	loadcase 503 with loadfactor	1.200	was not convergent.
ULS-iteration	4	loadcase 503 with loadfactor	1.150	was not convergent.
ULS-iteration	5	loadcase 503 with loadfactor	1.125	was convergent.
ULS-iteration	6	loadcase 504 with loadfactor	1.138	was not convergent.
ULS-iteration	7	loadcase 504 with loadfactor	1.131	was not convergent.
ULS-iteration	8	loadcase 504 with loadfactor	1.128	was not convergent.
ULS-iteration	9	loadcase 504 with loadfactor	1.127	was not convergent.
ULS-iteration	10	loadcase 504 with loadfactor	1.126	was convergent.

Slika 7.50 Koraci iteracije do konvergencije faktora γ za 2. fazu rekonstrukcije



Slika 7.51 Dijagram faktor γ – pomak za 2. fazu rekonstrukcije

7.2.2.3. Četvrta faza rekonstrukcije

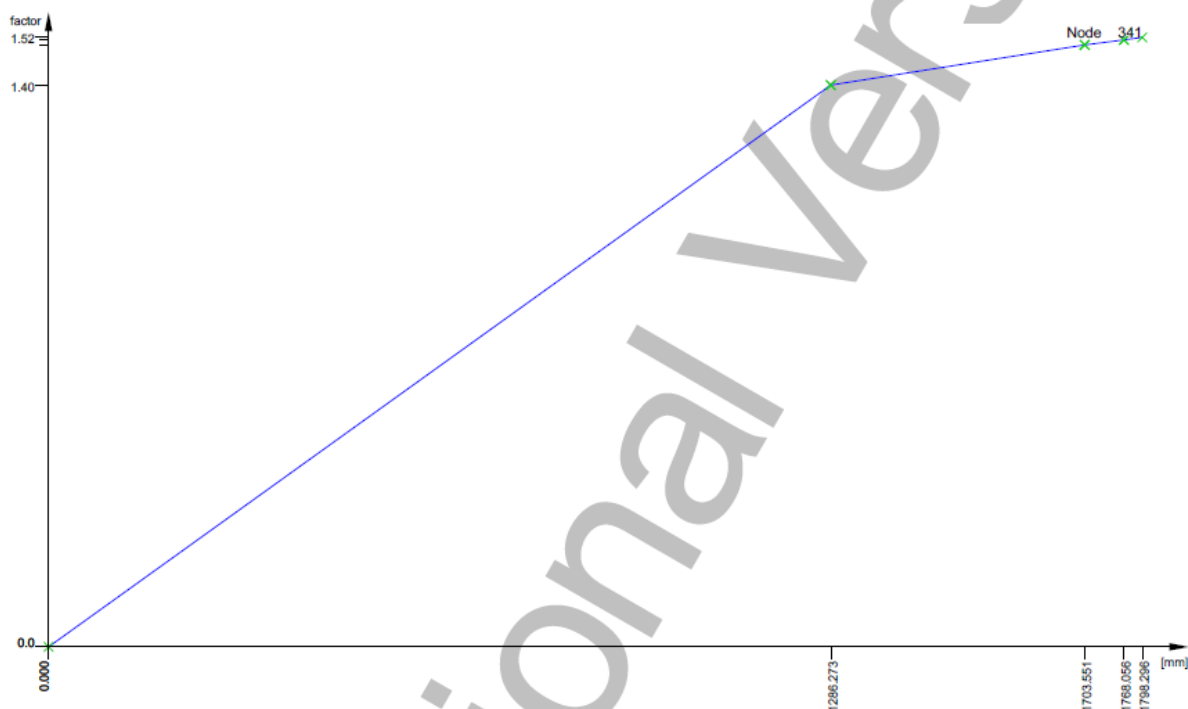
Nepovoljno djelovanje stalnog opterećenja

Nelinearnim proračunom se faktor γ za vjetar, za nepovoljno djelovanje stalnog opterećenja, određivao prema kombinaciji $1,35 \cdot (G + \Delta G) + 1,5 \cdot \gamma \cdot W$. Dobiven je faktor 1,519. Ukupni faktor kojim je moguće povećati opterećenje vjetrom, a da ne dođe do sloma je $1,5 \cdot 1,519 = 2,279$. Koraci iteracije odnosno povećanja opterećenja vjetra faktorom γ su prikazani na sljedećoj slici.

Summary of the load step iterationen:

ULS-iteration	1	loadcase 401 with loadfactor	1.400	was convergent.
ULS-iteration	2	loadcase 402 with loadfactor	1.500	was convergent.
ULS-iteration	3	loadcase 403 with loadfactor	1.600	was not convergent.
ULS-iteration	4	loadcase 403 with loadfactor	1.550	was not convergent.
ULS-iteration	5	loadcase 403 with loadfactor	1.525	was not convergent.
ULS-iteration	6	loadcase 403 with loadfactor	1.512	was convergent.
ULS-iteration	7	loadcase 404 with loadfactor	1.519	was convergent.

Slika 7.52 Koraci iteracije do konvergencije faktora γ za 4. fazu rekonstrukcije



Slika 7.53 Dijagram faktor γ – pomak za 4. fazu rekonstrukcije

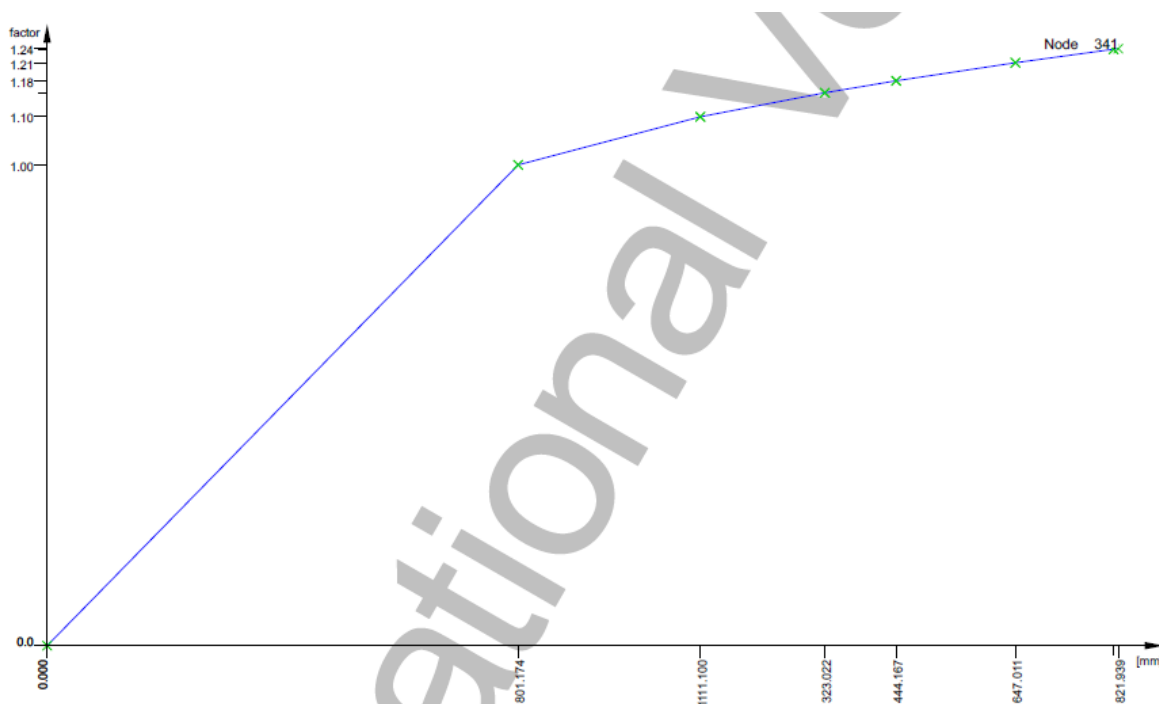
Povoljno djelovanje stalnog opterećenja

Nelinearnim proračunom se faktor γ za vjetar, za povoljno djelovanje stalnog opterećenja, određivao prema kombinaciji $1,0 \cdot (G + \Delta G) + 1,5 \cdot \gamma \cdot W$. Dobiveni faktor iznosi 1,242. Ukupni faktor kojim je moguće povećati opterećenje vjetrom, a da ne dođe do sloma je $1,5 \cdot 1,242 = 1,863$. Koraci iteracije odnosno povećanja opterećenja vjetra faktorom γ su prikazani na sljedećoj slici.

Summary of the load step iterationen:

ULS-iteration	1	loadcase 501	with loadfactor	1.000	was convergent.
ULS-iteration	2	loadcase 502	with loadfactor	1.100	was convergent.
ULS-iteration	3	loadcase 503	with loadfactor	1.200	was not convergent.
ULS-iteration	4	loadcase 503	with loadfactor	1.150	was convergent.
ULS-iteration	5	loadcase 504	with loadfactor	1.175	was convergent.
ULS-iteration	6	loadcase 505	with loadfactor	1.213	was convergent.
ULS-iteration	7	loadcase 506	with loadfactor	1.269	was not convergent.
ULS-iteration	8	loadcase 506	with loadfactor	1.241	was convergent.
ULS-iteration	9	loadcase 507	with loadfactor	1.255	was not convergent.
ULS-iteration	10	loadcase 507	with loadfactor	1.248	was not convergent.
ULS-iteration	11	loadcase 507	with loadfactor	1.244	was not convergent.
ULS-iteration	12	loadcase 507	with loadfactor	1.242	was not convergent.
ULS-iteration	13	loadcase 507	with loadfactor	1.242	was convergent.

Slika 7.54 Koraci iteracije do konvergencije faktora γ za 4. fazu rekonstrukcije



Slika 7.55 Dijagram faktor γ – pomak za 4. fazu rekonstrukcije

7.3. Rezultati proračuna za granično stanje uporabljivosti

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

Pomak vrha dimnjaka se provjerio za karakterističnu vrijednost opterećenja $(1,0 \cdot (G + \Delta G) + 1,0 \cdot W)$ prema normi ACI 307-98.

Naprezanja u betonu i armaturi su provjeravana za karakterističnu kombinaciju djelovanja. Potrebno je dokazati da su tlačna naprezanja u betonu manja od $0,6f_{ck}$ i naprezanja u armaturi manja od $0,8f_{yk}$.

Maksimalna širina pukotina bi se trebala (prema tablici 5.3) 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 prema DIN-u bila mjerodavna [53]. 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.

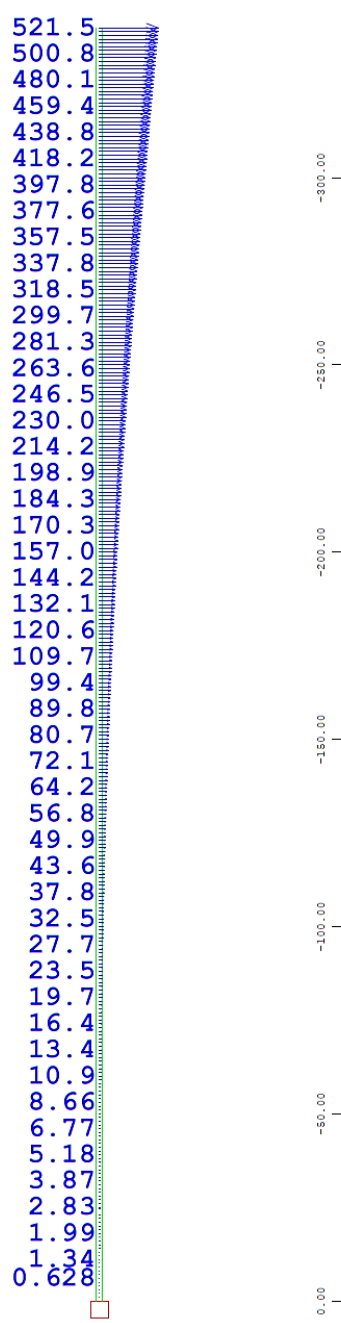
Pri linearnom proračunu nisu ograničavana naprezanja nego su dobivene vrijednosti naknadno provjerene zadovoljavaju li zadane uvjete. Nelinearnim proračunom dobiveni su faktori sigurnosti γ za djelovanje vjetra.

7.3.1. Linearni proračun

7.3.1.1. Postojeće stanje

7.3.1.1.1. Pomak vrha dimnjaka

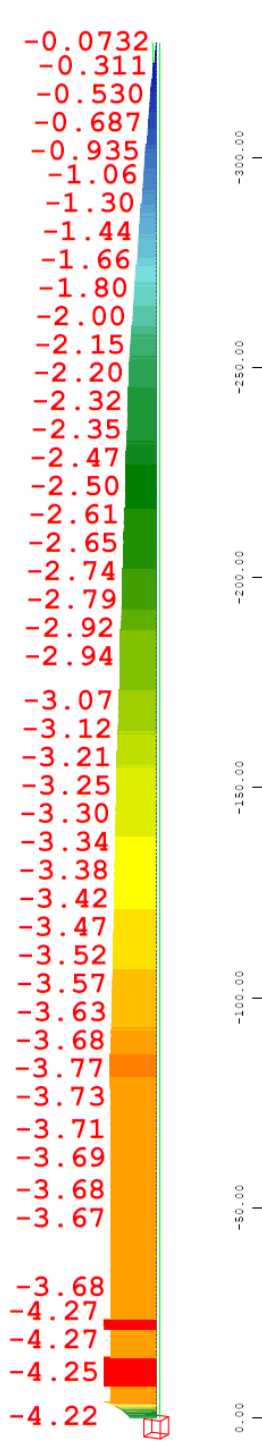
Linearnim proračunom za karakterističnu kombinaciju djelovanja $(1,0 \cdot (G + \Delta G) + 1,0 \cdot W)$ dobiven je pomak vrha od 521,5 mm što je manje od granične vrijednosti prema normi ACI 307-98 koja iznosi $3,33 \cdot h = 3,33 \cdot 340 = 1132,2$ mm.



Slika 7.56 Pomak vrha dimnjaka [mm] za postojeće stanje – linearni proračun

7.3.1.1.2. Naprezanja u betonu

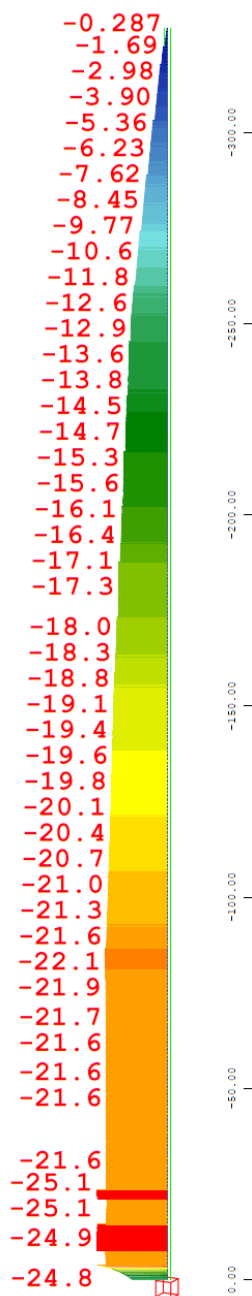
Linearnim proračunom za karakterističnu kombinaciju djelovanja $(1,0 \cdot (G + \Delta G) + 1,0 \cdot W)$ provjereno je premašuje li tlačno naprezanje u betonu graničnu vrijednost od $0,6 \cdot f_{ck} = 0,6 \cdot 35 = 21 \text{ MPa}$. Najveće naprezanje, dobiveno proračunom, je na području otvora i iznosi 4,27.



Slika 7.57 Tlačna naprezanja u betonu [MPa] za postojeće stanje – linearni proračun

7.3.1.1.3. Naprezanja u armaturi

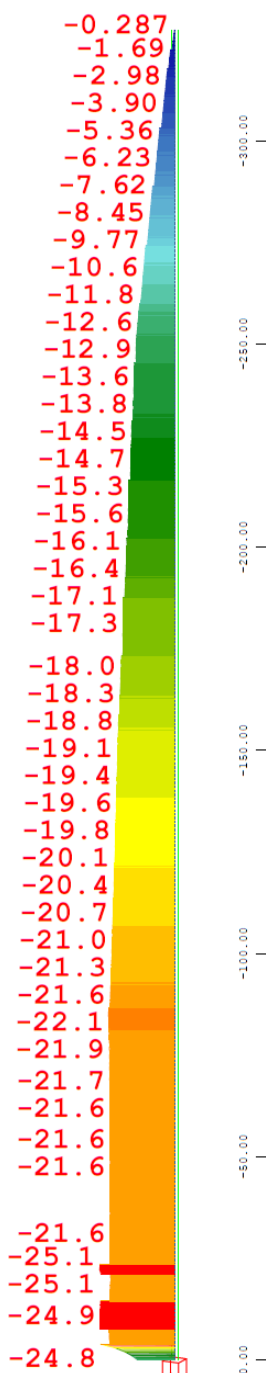
Linearnim proračunom za karakterističnu kombinaciju djelovanja $(1,0 \cdot (G + \Delta G) + 1,0 \cdot W)$ provjereno je zadovoljavaju li naprezanja u armaturi uvjet $0,8 \cdot f_{yk} = 0,8 \cdot 500 = 400 \text{ MPa}$. Najveće naprezanje dobiveno proračunom iznosi 25,1 MPa.



Slika 7.58 Naprezanja u armaturi [MPa] za postojeće stanje – linearni proračun

7.3.1.1.4. Naprezanja za širinu pukotina

Linearnim proračunom za čestu kombinaciju djelovanja $(1,0 \cdot (G + \Delta G) + 0,2 \cdot W)$ provjereno je jesu li naprezanja u armaturi manja od 160 MPa koliko je najveće naprezanje u armaturi prije raspucavanja (poglavlje 7.1.1.1.) Najveće naprezanje dobiveno proračunom iznosi 25,1 MPa te je jednako kao i za karakterističnu kombinaciju (slika 7.56). Objašnjenje i dokaz zašto je to tako dano je u poglavlju 7.4.2.4

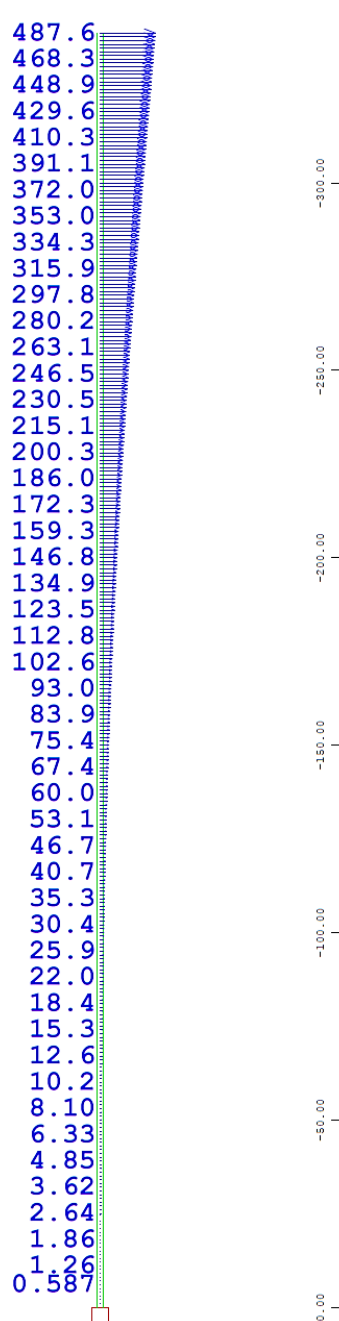


Slika 7.59 Naprezanja za širinu pukotina [MPa] za postojeće stanje – linearni proračun

7.3.1.2. Druga faza rekonstrukcije

7.3.1.2.1. Pomak vrha dimnjaka

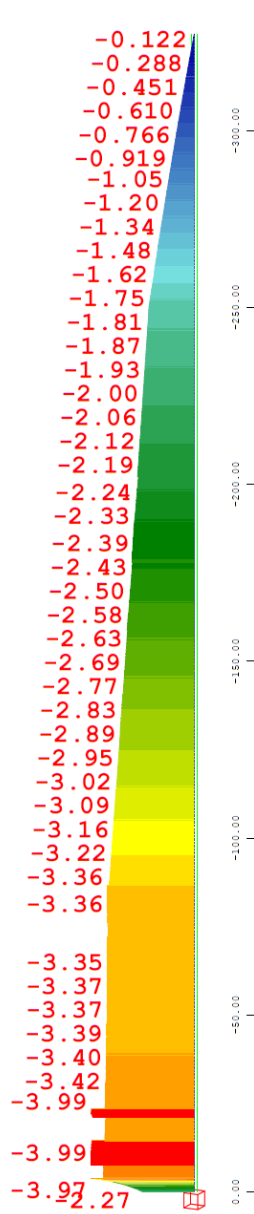
Linearnim proračunom za karakterističnu kombinaciju djelovanja $(1,0 \cdot (G + \Delta G) + 1,0 \cdot W)$ dobiven je pomak vrha od 487,6 mm što je manje od granične vrijednosti prema normi ACI 307-98 koja iznosi $3,33 \cdot h = 3,33 \cdot 340 = 1132,2 \text{ mm}$.



Slika 7.60 Pomak vrha dimnjaka [mm] za drugu fazu rekonstrukcije – linearni proračun

7.3.1.2.2. Naprezanja u betonu

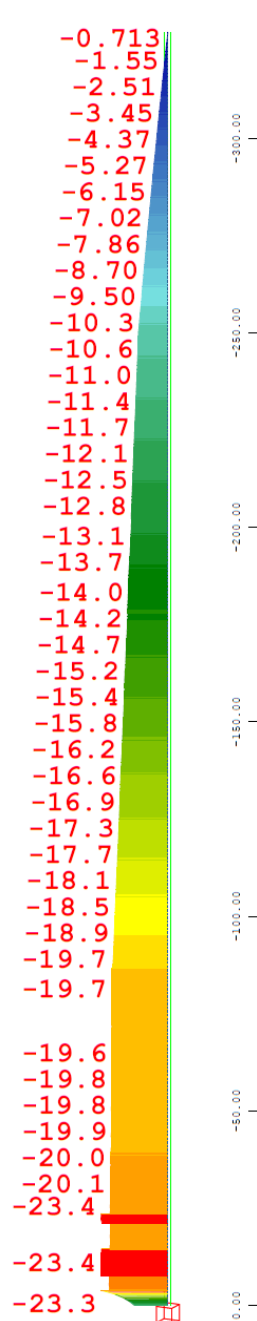
Linearnim proračunom za karakterističnu kombinaciju djelovanja $(1,0 \cdot (G + \Delta G) + 1,0 \cdot W)$ provjereno je premašuje li tlačno naprezanje u betonu graničnu vrijednost od $0,6 \cdot f_{ck} = 0,6 \cdot 35 = 21 \text{ MPa}$. Najveće naprezanje, dobiveno proračunom, je na području otvora i iznosi 3,99 MPa.



Slika 7.61 Tlačna naprezanja u betonu [MPa] za drugu fazu rekonstrukcije – linearni proračun

7.3.1.2.3. Naprezanja u armaturi

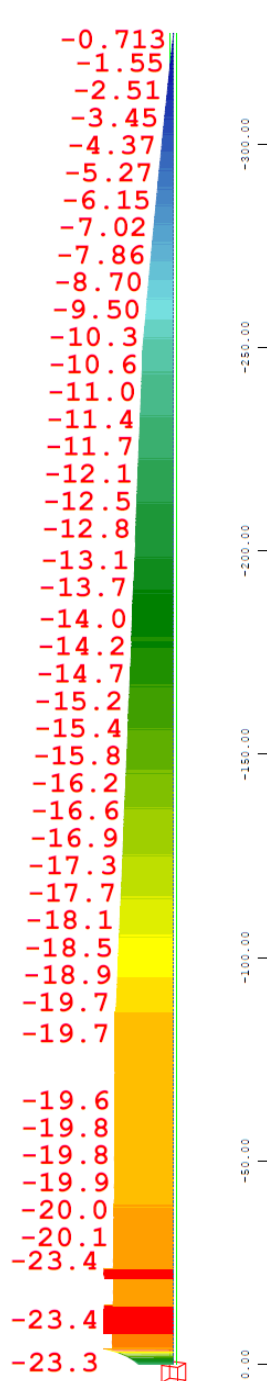
Linearnim proračunom za karakterističnu kombinaciju djelovanja $(1,0 \cdot (G + \Delta G) + 1,0 \cdot W)$ provjereno je zadovoljavaju li naprezanja u armaturi uvjet $0,8 \cdot f_{yk} = 0,8 \cdot 500 = 400 \text{ MPa}$. Najveće naprezanje dobiveno proračunom iznosi 23,4 MPa.



Slika 7.62 Naprezanja u armaturi [MPa] za drugu fazu rekonstrukcije – linearni proračun

7.3.1.2.4. Naprezanja za širinu pukotina

Linearnim proračunom za čestu kombinaciju djelovanja $(1,0 \cdot (G + \Delta G) + 0,2 \cdot W)$ provjereno je jesu li naprezanja u armaturi manja od 160 MPa koliko je najveće naprezanje u armaturi prije raspucavanja (poglavlje 7.1.1.1.) Najveće naprezanje dobiveno proračunom iznosi 23,4 MPa te je jednako kao i za karakterističnu kombinaciju (slika 7.60). Objašnjenje i dokaz zašto je to tako dano je u poglavlju 7.4.2.4.

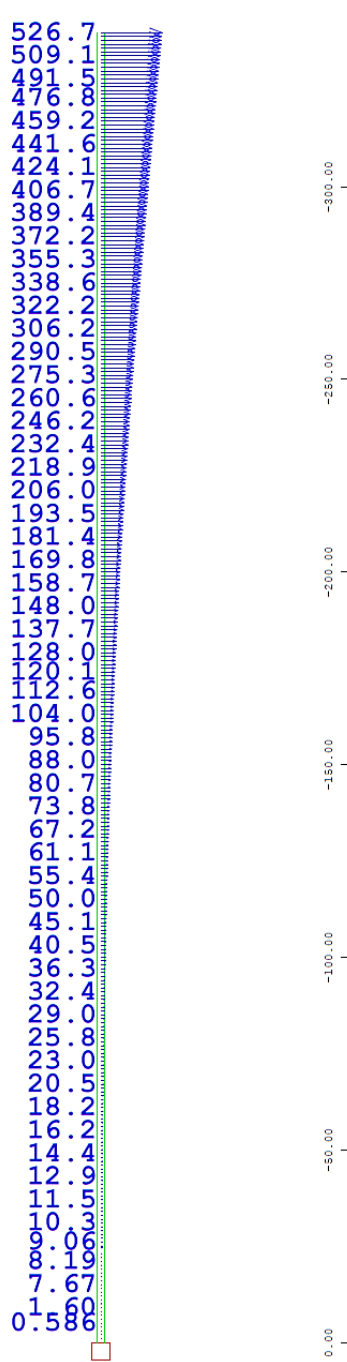


Slika 7.63 Naprezanja za širinu pukotina [MPa] za drugu fazu rekonstrukcije – linearni proračun

7.3.1.3. Četvrta faza rekonstrukcije

7.3.1.3.1. Pomak vrha dimnjaka

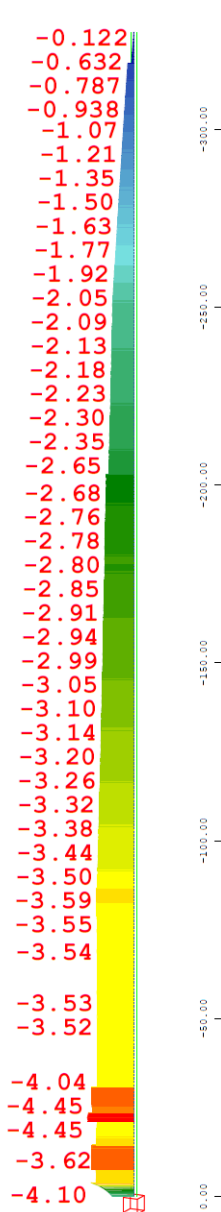
Linearnim proračunom za karakterističnu kombinaciju djelovanja $(1,0 \cdot (G + \Delta G) + 1,0 \cdot W)$ dobiven je pomak vrha od 526,7 mm što je manje od granične vrijednosti prema normi ACI 307-98 koja iznosi $3,33 \cdot h = 3,33 \cdot 340 = 1132,2 \text{ mm}$.



Slika 7.64 Pomak vrha dimnjaka [mm] za četvrtu fazu rekonstrukcije – linearni proračun

7.3.1.3.2. Naprezanja u betonu

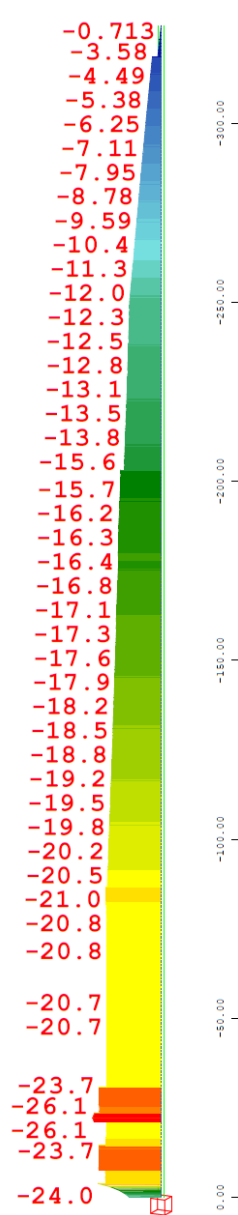
Linearnim proračunom za karakterističnu kombinaciju djelovanja $(1,0 \cdot (G + \Delta G) + 1,0 \cdot W)$ provjereno je premašuje li tlačno naprezanje u betonu graničnu vrijednost od $0,6 \cdot f_{ck} = 0,6 \cdot 35 = 21 \text{ MPa}$. Najveće naprezanje, dobiveno proračunom, je na području otvora i iznosi 4,45 MPa.



Slika 7.65 Tlačna naprezanja u betonu [MPa] za četvrtu fazu rekonstrukcije – linearni proračun

7.3.1.3.3. Naprezanja u armaturi

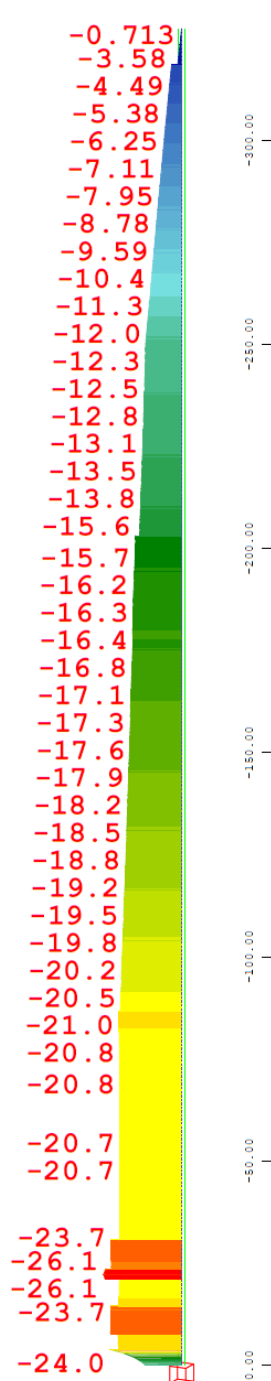
Linearnim proračunom za karakterističnu kombinaciju djelovanja $(1,0 \cdot (G + \Delta G) + 1,0 \cdot W)$ provjereno je zadovoljavaju li naprezanja u armaturi uvjet $0,8 \cdot f_{yk} = 0,8 \cdot 500 = 400 \text{ MPa}$. Najveće naprezanje dobiveno proračunom iznosi 58,3 MPa.



Slika 7.66 Naprezanja u armaturi [MPa] za četvrtu fazu rekonstrukcije – linearni proračun

7.3.1.3.4. Naprezanja za širinu pukotina

Linearnim proračunom za čestu kombinaciju djelovanja $(1,0 \cdot (G + \Delta G) + 0,2 \cdot W)$ provjereno je jesu li naprezanja u armaturi manja od 160 MPa koliko je najveće naprezanje u armaturi prije raspucavanja (poglavlje 7.1.1.1.) Najveće naprezanje dobiveno proračunom iznosi 26,1 MPa te je jednako kao i za karakterističnu kombinaciju (slika 7.64). Objašnjenje i dokaz zašto je to tako dano je u poglavlju 7.4.2.4.



Slika 7.67 Naprezanja za širinu pukotina [MPa] za četvrtu fazu rekonstrukcije – linearni proračun

7.3.2. Nelinearni proračun

Nelinearni proračun je proveden prema teoriji trećeg reda što upućuje na materijalnu i geometrijsku nelinearnost. Kako je već navedeno geometrijska nelinearnost je uzeta u obzir zadavanjem kontinuiranog nagiba od 2 mm/m da bi pomak vrha iznosio 0,68 m. Materijalna nelinearnost je uzeta u obzir korištenjem odgovarajućih radnih dijagrama betona i čelika ovisno o provjeri koja se provodila.

Za određivanje razine sigurnosti za pomak vrha za karakterističnu kombinaciju djelovanja korišten je radni dijagram betona prikazan na slici 7.8 (zeleni dijagram) i čelika sa slike 7.10 (zeleni dijagram).

Korigirani radni dijagram betona sa slike 7.12 (plavi dijagram) je korišten kod određivanja razine sigurnosti za tlačna naprezanja u betonu za karakterističnu kombinaciju djelovanja.

Za određivanje razine sigurnosti za naprezanja u armaturi za karakterističnu kombinaciju djelovanja korišten je korigirani radni dijagram čelika sa slike 7.14 (plavi dijagram).

Pri određivanju razine sigurnosti za naprezanja za širinu pukotina za čestu kombinaciju djelovanja korišten je korigirani radni dijagram čelika prikazan na slici 7.16 (plavi dijagram).

Za granično stanje uporabljivosti nelinearnim proračunom su 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 vjetrom povećavalo u koracima do sloma konstrukcije. Rezultat je faktor sigurnosti γ samo za djelovanje vjetra.

7.3.2.1. Postojeće stanje

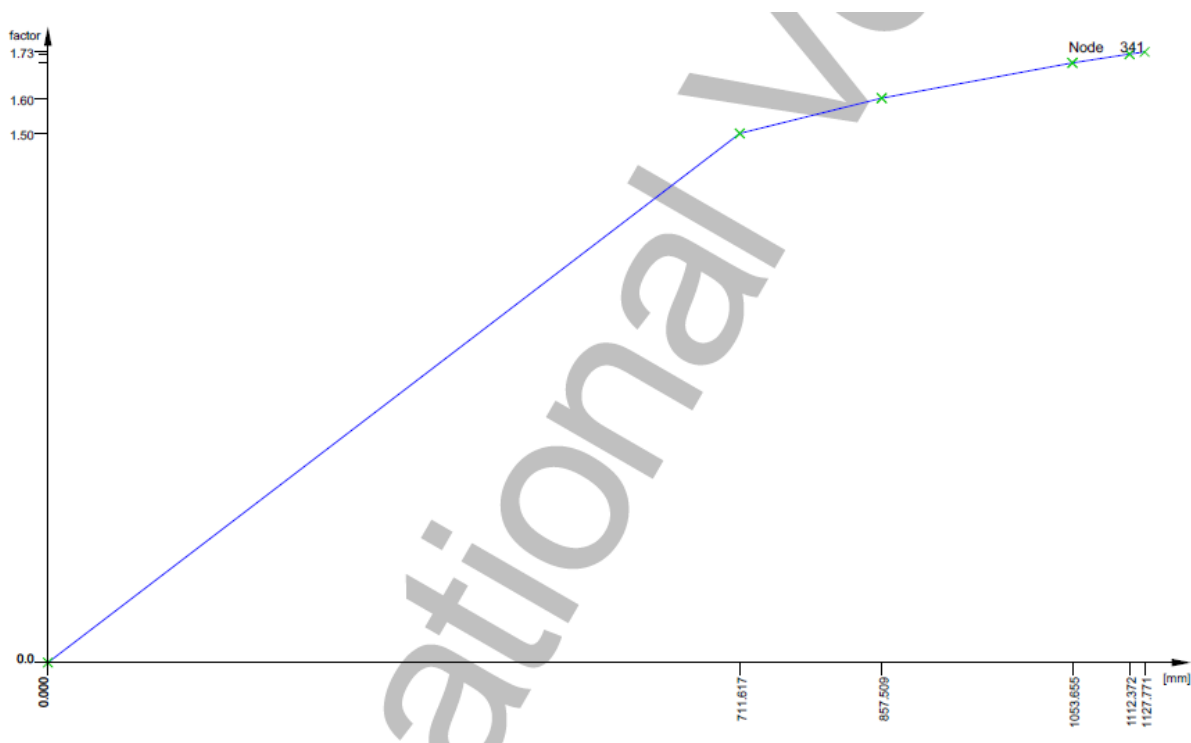
7.3.2.1.1. Pomak vrha dimnjaka

Nelinearnim proračunom se faktor γ za vjetar određivao prema karakterističnoj kombinaciji djelovanja $(1,0 \cdot (G + \Delta G) + 1,0 \cdot \gamma \cdot W)$. Za maksimalni dopušteni pomak prema normi ACI 307-98, od 1132,2 mm, iz slike 7.67 očitano je faktor γ u iznosu od 1,731. Koraci iteracije povećanja opterećenja vjetra faktorom γ su prikazani na sljedećoj slici.

Summary of the load step iterationen:

ULS-iteration	1	loadcase	601	with loadfactor	1.500	was convergent.
ULS-iteration	2	loadcase	602	with loadfactor	1.600	was convergent.
ULS-iteration	3	loadcase	603	with loadfactor	1.700	was convergent.
ULS-iteration	4	loadcase	604	with loadfactor	1.800	was not convergent.
ULS-iteration	5	loadcase	604	with loadfactor	1.750	was not convergent.
ULS-iteration	6	loadcase	604	with loadfactor	1.725	was convergent.
ULS-iteration	7	loadcase	605	with loadfactor	1.737	was not convergent.
ULS-iteration	8	loadcase	605	with loadfactor	1.731	was convergent.

Slika 7.68 Koraci iteracije do konvergencije faktora γ za pomak vrha za postojeće stanje



Slika 7.69 Dijagram faktor γ – pomak za pomak vrha za postojeće stanje

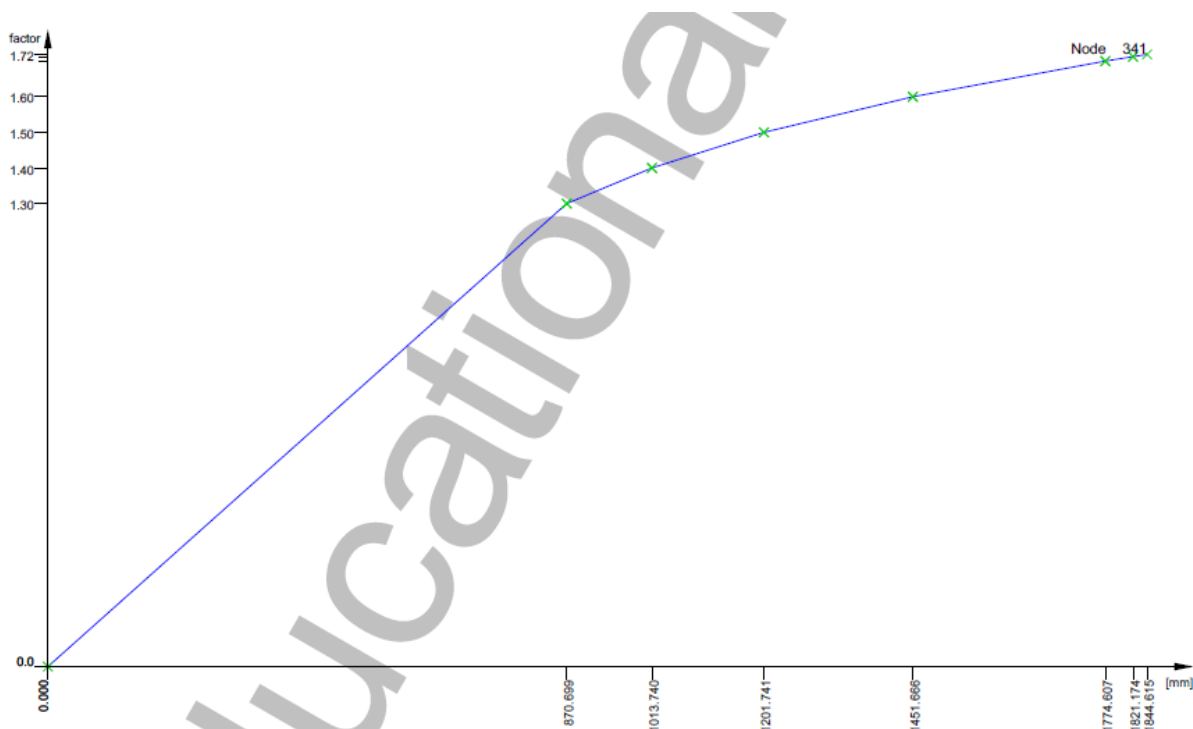
7.3.2.1.2. Naprezanja u betonu

Za karakterističnu kombinaciju djelovanja $(1,0 \cdot (G + \Delta G) + 1,0 \cdot \gamma \cdot W)$ i korigirani radni dijagram betona (slika 7.12, plavi dijagram) nelinearnim proračunom određen je faktor γ za vjetar koji iznosi 1,719. Koraci iteracije odnosno povećanja opterećenja vjetra faktorom γ su prikazani na sljedećoj slici.

Summary of the load step iterationen:

ULS-iteration	1	loadcase 701 with loadfactor	1.300	was convergent.
ULS-iteration	2	loadcase 702 with loadfactor	1.400	was convergent.
ULS-iteration	3	loadcase 703 with loadfactor	1.500	was convergent.
ULS-iteration	4	loadcase 704 with loadfactor	1.600	was convergent.
ULS-iteration	5	loadcase 705 with loadfactor	1.700	was convergent.
ULS-iteration	6	loadcase 706 with loadfactor	1.800	was not convergent.
ULS-iteration	7	loadcase 706 with loadfactor	1.750	was not convergent.
ULS-iteration	8	loadcase 706 with loadfactor	1.725	was not convergent.
ULS-iteration	9	loadcase 706 with loadfactor	1.712	was convergent.
ULS-iteration	10	loadcase 707 with loadfactor	1.719	was convergent.

Slika 7.70 Koraci iteracije do konvergencije faktora γ za naprezanja u betonu za postojeće stanje



Slika 7.71 Dijagram faktor γ – pomak za naprezanja u betonu za postojeće stanje

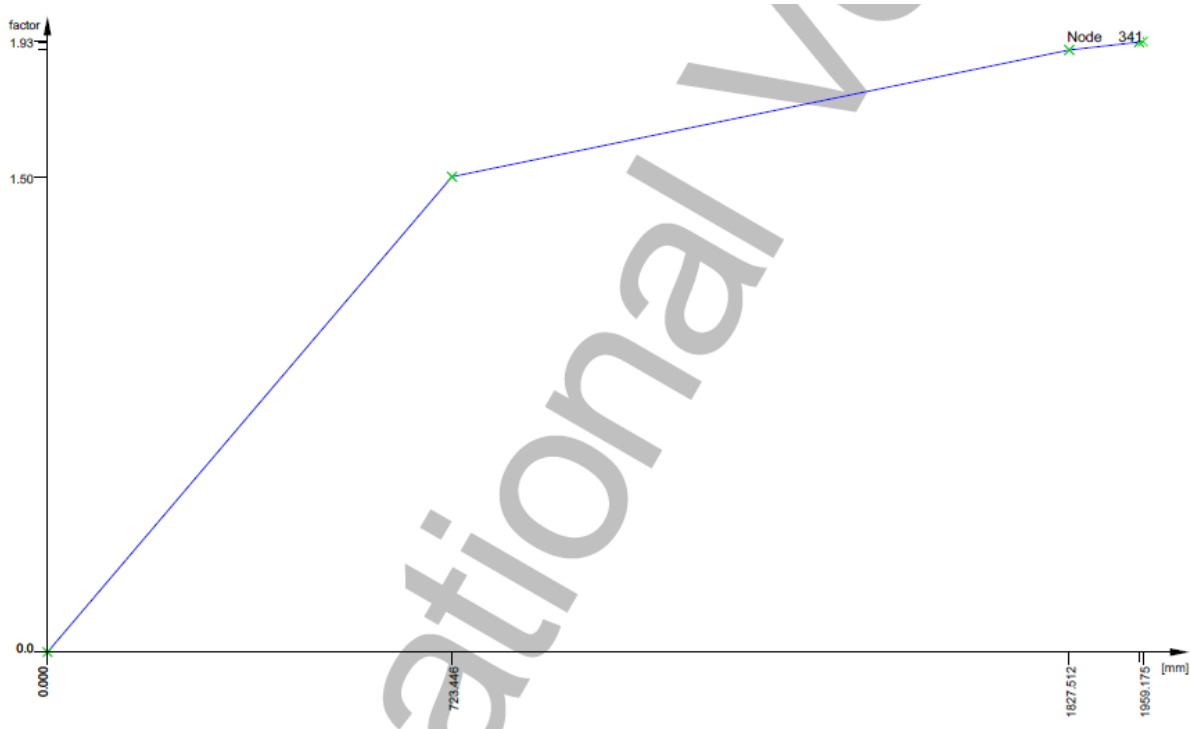
7.3.2.1.3. Naprezanja u armaturi

Za karakterističnu kombinaciju djelovanja $(1,0 \cdot (G + \Delta G) + 1,0 \cdot \gamma \cdot W)$ i korigirani radni dijagram čelika (slika 7.14, plavi dijagram) nelinearnim proračunom određen je faktor γ za vjetar koji iznosi 1,925. Koraci iteracije odnosno povećanja opterećenja vjetra faktorom γ su prikazani na sljedećoj slici.

Summary of the load step iterationen:

ULS-iteration	1	loadcase 701 with loadfactor	1.500	was convergent.
ULS-iteration	2	loadcase 702 with loadfactor	1.900	was convergent.
ULS-iteration	3	loadcase 703 with loadfactor	2.300	was not convergent.
ULS-iteration	4	loadcase 703 with loadfactor	2.100	was not convergent.
ULS-iteration	5	loadcase 703 with loadfactor	2.000	was not convergent.
ULS-iteration	6	loadcase 703 with loadfactor	1.950	was not convergent.
ULS-iteration	7	loadcase 703 with loadfactor	1.925	was convergent.
ULS-iteration	8	loadcase 704 with loadfactor	1.937	was not convergent.
ULS-iteration	9	loadcase 704 with loadfactor	1.931	was not convergent.
ULS-iteration	10	loadcase 704 with loadfactor	1.928	was not convergent.
ULS-iteration	11	loadcase 704 with loadfactor	1.927	was not convergent.

Slika 7.72 Koraci iteracije do konvergencije faktora γ za naprezanja u armaturi za postojeće stanje



Slika 7.73 Dijagram faktor γ – pomak za naprezanja u armaturi za postojeće stanje

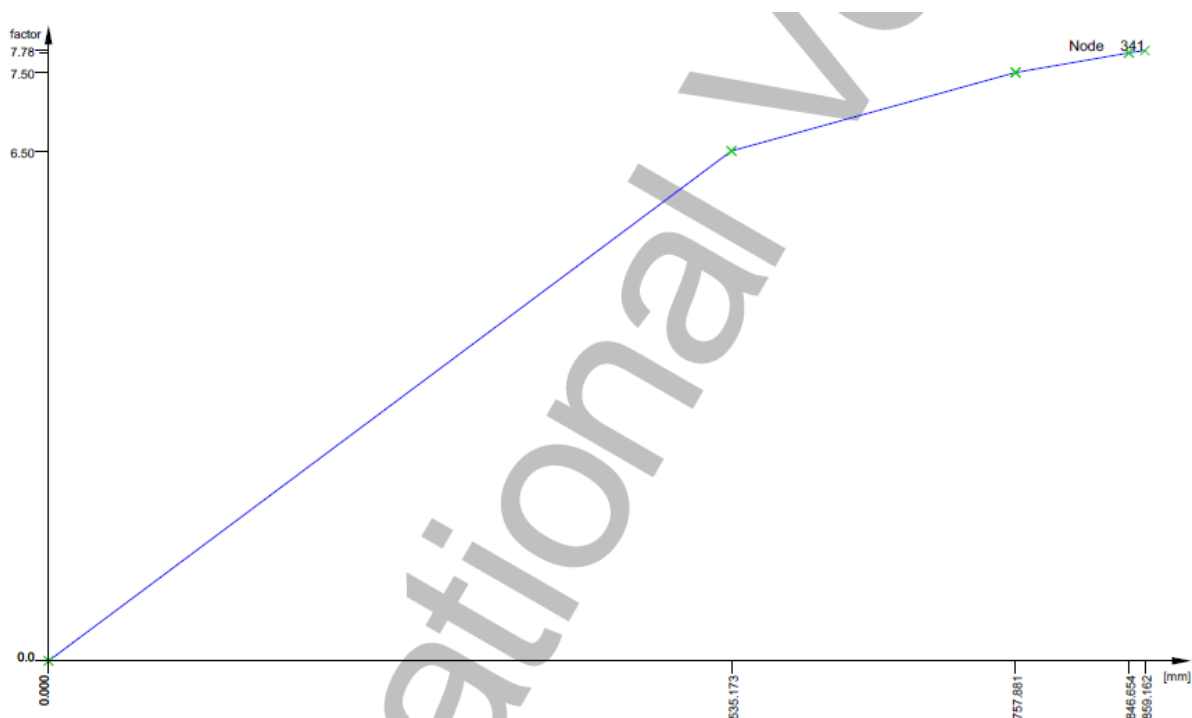
7.3.2.1.4. Naprezanja za širinu pukotina

Za čestu kombinaciju djelovanja $(1,0 \cdot (G + \Delta G) + 0,2 \cdot \gamma \cdot W)$ i korigirani radni dijagram čelika (slika 7.16, plavi dijagram) nelinearnim proračunom određen je faktor γ za vjetar koji iznosi 7,781. Koraci iteracije odnosno povećanja opterećenja vjetra faktorom γ su prikazani na sljedećoj slici.

Summary of the load step iterationen:

ULS-iteration	1	loadcase 801 with loadfactor	6.500	was convergent.
ULS-iteration	2	loadcase 802 with loadfactor	8.500	was not convergent.
ULS-iteration	3	loadcase 802 with loadfactor	7.500	was convergent.
ULS-iteration	4	loadcase 803 with loadfactor	8.000	was not convergent.
ULS-iteration	5	loadcase 803 with loadfactor	7.750	was convergent.
ULS-iteration	6	loadcase 804 with loadfactor	7.875	was not convergent.
ULS-iteration	7	loadcase 804 with loadfactor	7.812	was not convergent.
ULS-iteration	8	loadcase 804 with loadfactor	7.781	was convergent.

Slika 7.74 Koraci iteracije do konvergencije faktora γ za naprezanja za širinu pukotina za postojeće stanje



Slika 7.75 Dijagram faktor γ – pomak za naprezanja za širinu pukotina za postojeće stanje

7.3.2.2. Druga faza rekonstrukcije

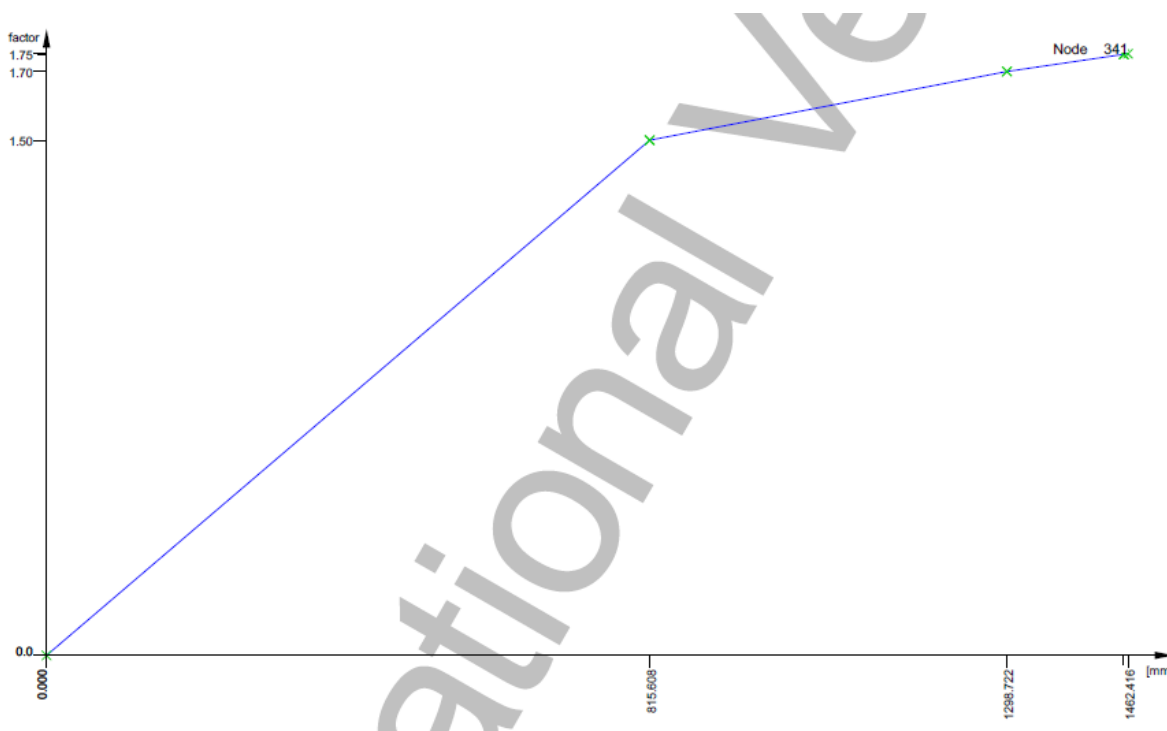
7.3.2.2.1. Pomak vrha dimnjaka

Nelinearnim proračunom se faktor γ za vjetar određivao prema karakterističnoj kombinaciji djelovanja $(1,0 \cdot (G + \Delta G) + 1,0 \cdot \gamma \cdot W)$. Za maksimalni dopušteni pomak prema normi ACI 307-98, od 1132,2 mm, iz slike 7.75 očitano je faktor γ u iznosu od 1,631. Koraci iteracije povećanja opterećenja vjetra faktorom γ su prikazani na sljedećoj slici.

Summary of the load step iterationen:

ULS-iteration	1	loadcase	601	with loadfactor	1.500	was convergent.
ULS-iteration	2	loadcase	602	with loadfactor	1.700	was convergent.
ULS-iteration	3	loadcase	603	with loadfactor	1.900	was not convergent.
ULS-iteration	4	loadcase	603	with loadfactor	1.800	was not convergent.
ULS-iteration	5	loadcase	603	with loadfactor	1.750	was convergent.
ULS-iteration	6	loadcase	604	with loadfactor	1.775	was not convergent.
ULS-iteration	7	loadcase	604	with loadfactor	1.763	was not convergent.
ULS-iteration	8	loadcase	604	with loadfactor	1.756	was not convergent.
ULS-iteration	9	loadcase	604	with loadfactor	1.753	was not convergent.
ULS-iteration	10	loadcase	604	with loadfactor	1.752	was not convergent.

Slika 7.76 Koraci iteracije do konvergencije faktora γ za pomak vrha za drugu fazu rekonstrukcije



Slika 7.77 Dijagram faktor γ – pomak za pomak vrha za drugu fazu rekonstrukcije

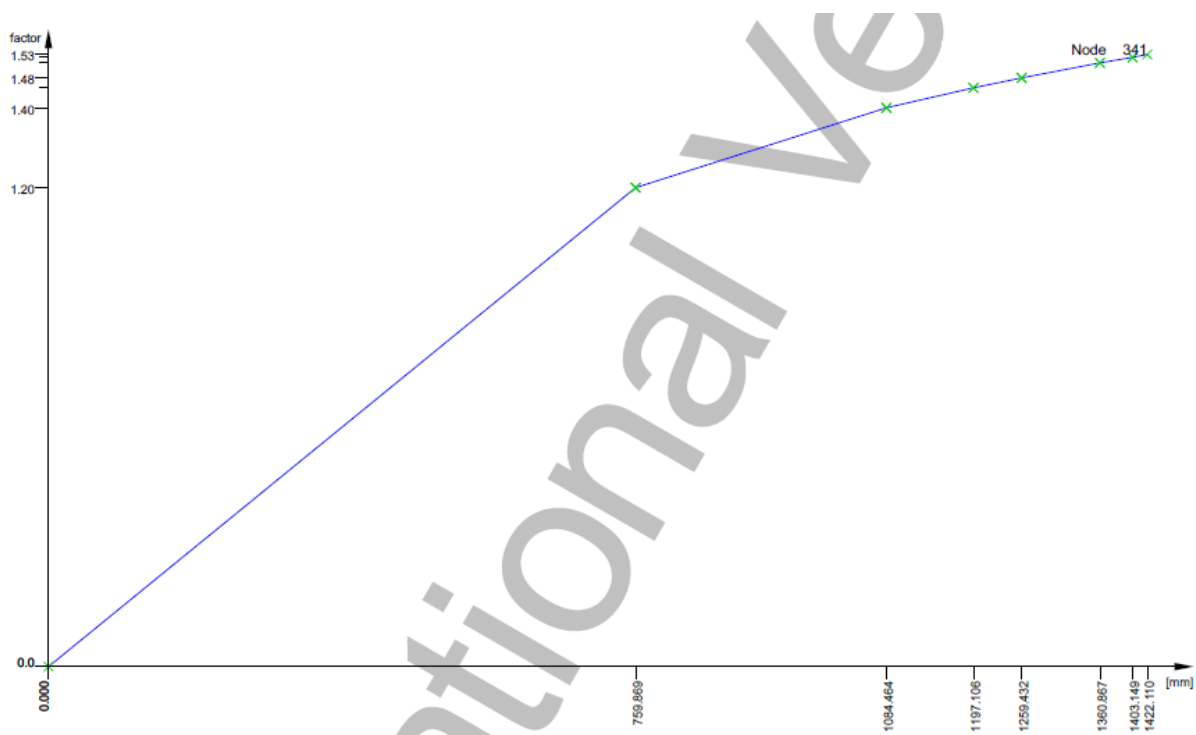
7.3.2.2.2. Naprezanja u betonu

Za karakterističnu kombinaciju djelovanja $(1,0 \cdot (G + \Delta G) + 1,0 \cdot \gamma \cdot W)$ i korigirani radni dijagram betona (slika 7.12, plavi dijagram) nelinearnim proračunom određen je faktor γ za vjetar koji iznosi 1,534. Koraci iteracije odnosno povećanja opterećenja vjetra faktorom γ su prikazani na sljedećoj slici.

Summary of the load step iterationen:

ULS-iteration	1	loadcase 701 with loadfactor	1.200	was convergent.
ULS-iteration	2	loadcase 702 with loadfactor	1.400	was convergent.
ULS-iteration	3	loadcase 703 with loadfactor	1.600	was not convergent.
ULS-iteration	4	loadcase 703 with loadfactor	1.500	was not convergent.
ULS-iteration	5	loadcase 703 with loadfactor	1.450	was convergent.
ULS-iteration	6	loadcase 704 with loadfactor	1.475	was convergent.
ULS-iteration	7	loadcase 705 with loadfactor	1.513	was convergent.
ULS-iteration	8	loadcase 706 with loadfactor	1.569	was not convergent.
ULS-iteration	9	loadcase 706 with loadfactor	1.541	was not convergent.
ULS-iteration	10	loadcase 706 with loadfactor	1.527	was convergent.
ULS-iteration	11	loadcase 707 with loadfactor	1.534	was convergent.

Slika 7.78 Koraci iteracije do konvergencije faktora γ za naprezanja u betonu za drugu fazu rekonstrukcije



Slika 7.79 Dijagram faktor γ – pomak γ za naprezanja u betonu za drugu fazu rekonstrukcije

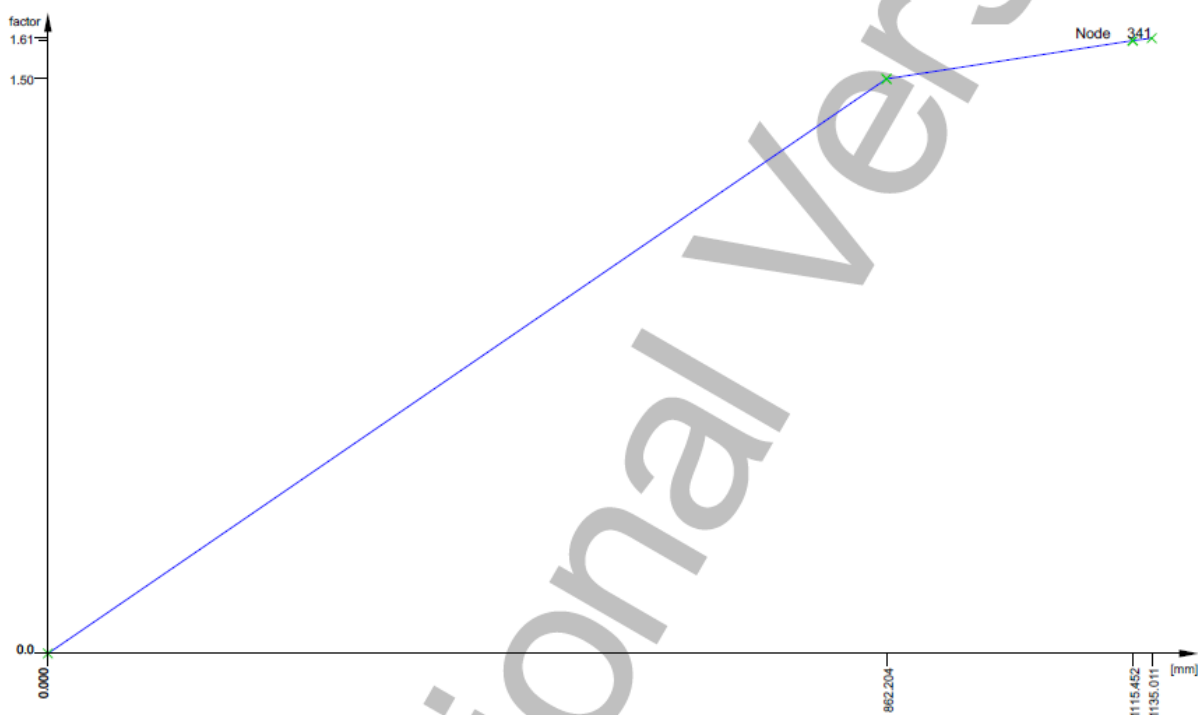
7.3.2.2.3. Naprezanja u armaturi

Za karakterističnu kombinaciju djelovanja $(1,0 \cdot (G + \Delta G) + 1,0 \cdot \gamma \cdot W)$ i korigirani radni dijagram čelika (slika 7.14, plavi dijagram) nelinearnim proračunom određen je faktor γ za vjetar koji iznosi 1,606. Koraci iteracije odnosno povećanja opterećenja vjetra faktorom γ su prikazani na sljedećoj slici.

Summary of the load step iterationen:

ULS-iteration	1	loadcase 701 with loadfactor	1.500	was convergent.
ULS-iteration	2	loadcase 702 with loadfactor	1.600	was convergent.
ULS-iteration	3	loadcase 703 with loadfactor	1.700	was not convergent.
ULS-iteration	4	loadcase 703 with loadfactor	1.650	was not convergent.
ULS-iteration	5	loadcase 703 with loadfactor	1.625	was not convergent.
ULS-iteration	6	loadcase 703 with loadfactor	1.613	was not convergent.
ULS-iteration	7	loadcase 703 with loadfactor	1.606	was convergent.

Slika 7.80 Koraci iteracije do konvergencije faktora γ za naprezanja u armaturi za drugu fazu rekonstrukcije



Slika 7.81 Dijagram faktor γ – pomak za naprezanja u armaturi za drugu fazu rekonstrukcije

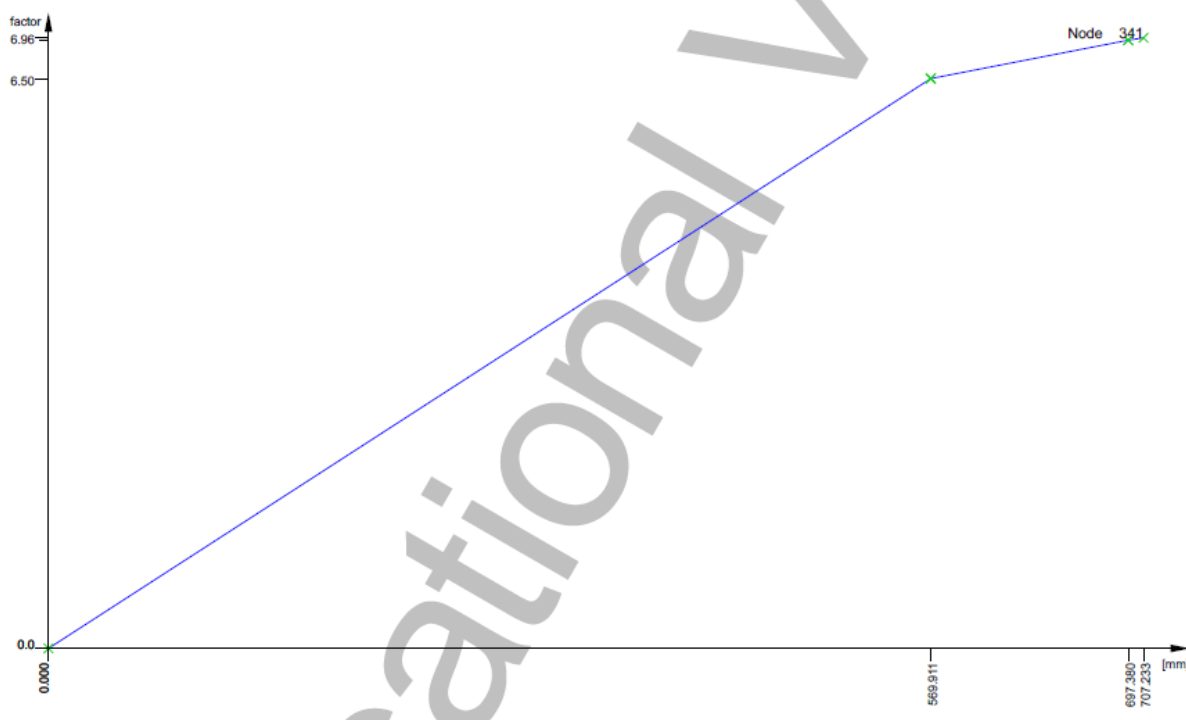
7.3.2.2.4. Naprezanja za širinu pukotina

Za čestu kombinaciju djelovanja $(1,0 \cdot (G + \Delta G) + 0,2 \cdot \gamma \cdot W)$ i korigirani radni dijagram čelika (slika 7.16, plavi dijagram) nelinearnim proračunom određen je faktor γ za vjetar koji iznosi 6,965. Koraci iteracije odnosno povećanja opterećenja vjetra faktorom γ su prikazani na sljedećoj slici.

Summary of the load step iterationen:

ULS-iteration	1	loadcase 801 with loadfactor	6.500	was convergent.
ULS-iteration	2	loadcase 802 with loadfactor	10.000	was not convergent.
ULS-iteration	3	loadcase 802 with loadfactor	8.250	was not convergent.
ULS-iteration	4	loadcase 802 with loadfactor	7.375	was not convergent.
ULS-iteration	5	loadcase 802 with loadfactor	6.938	was convergent.
ULS-iteration	6	loadcase 803 with loadfactor	7.156	was not convergent.
ULS-iteration	7	loadcase 803 with loadfactor	7.047	was not convergent.
ULS-iteration	8	loadcase 803 with loadfactor	6.992	was not convergent.
ULS-iteration	9	loadcase 803 with loadfactor	6.965	was convergent.

Slika 7.82 Koraci iteracije do konvergencije faktora γ za naprezanja za širinu pukotina za drugu fazu rekonstrukcije



Slika 7.83 Dijagram faktor γ – pomak za naprezanja za širinu pukotina za drugu fazu rekonstrukcije

7.3.2.3. Četvrta faza rekonstrukcije

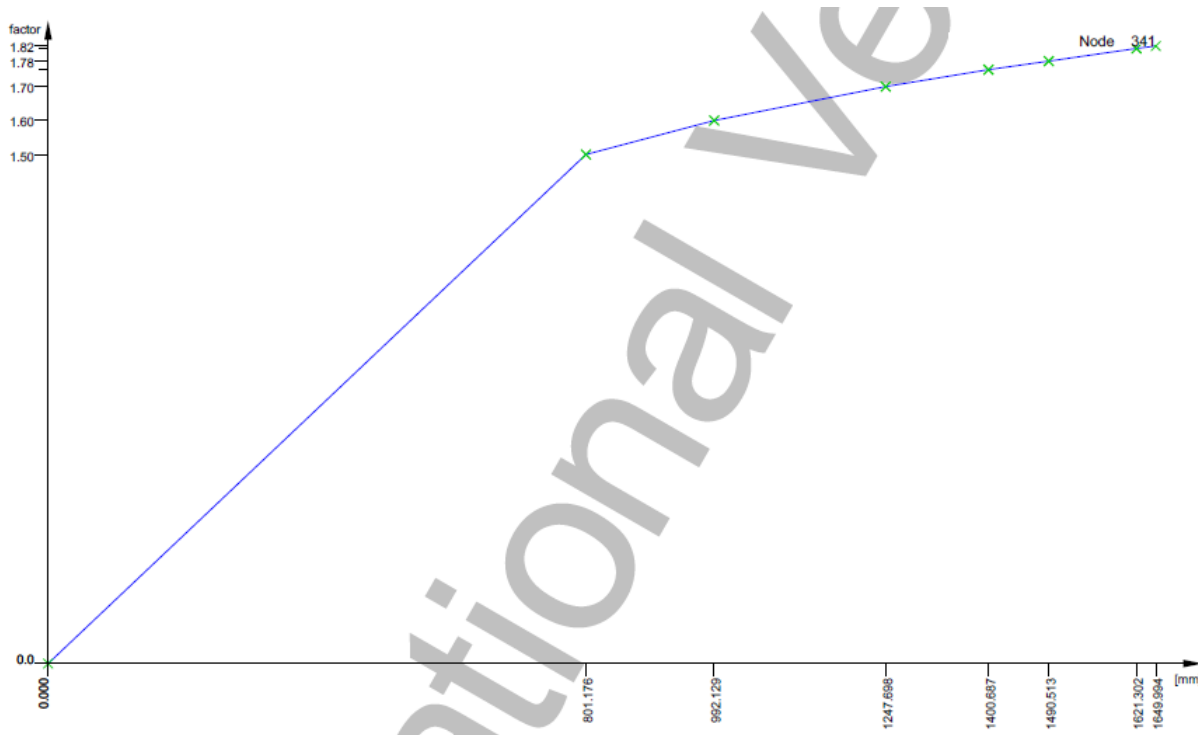
7.3.2.3.1. Pomak vrha dimnjaka

Nelinearnim proračunom se faktor γ za vjetar određivao prema karakterističnoj kombinaciji djelovanja $(1,0 \cdot (G + \Delta G) + 1,0 \cdot \gamma \cdot W)$. Za maksimalni dopušteni pomak prema normi ACI 307-98, od 1132,2 mm, iz slike 7.83 očitano je faktor γ u iznosu od 1,655. Koraci iteracije odnosno povećanja opterećenja vjetra faktorom γ su prikazani na sljedećoj slici.

Summary of the load step iterationen:

ULS-iteration	1 loadcase 601 with loadfactor	1.500 was convergent.
ULS-iteration	2 loadcase 602 with loadfactor	1.600 was convergent.
ULS-iteration	3 loadcase 603 with loadfactor	1.700 was convergent.
ULS-iteration	4 loadcase 604 with loadfactor	1.800 was not convergent.
ULS-iteration	5 loadcase 604 with loadfactor	1.750 was convergent.
ULS-iteration	6 loadcase 605 with loadfactor	1.775 was convergent.
ULS-iteration	7 loadcase 606 with loadfactor	1.813 was convergent.
ULS-iteration	8 loadcase 607 with loadfactor	1.869 was not convergent.
ULS-iteration	9 loadcase 607 with loadfactor	1.841 was not convergent.
ULS-iteration	10 loadcase 607 with loadfactor	1.827 was not convergent.
ULS-iteration	11 loadcase 607 with loadfactor	1.820 was convergent.

Slika 7.84 Koraci iteracije do konvergencije faktora γ za pomak vrha za četvrtu fazu rekonstrukcije



Slika 7.85 Dijagram faktor γ – pomak za pomak vrha za četvrtu fazu rekonstrukcije

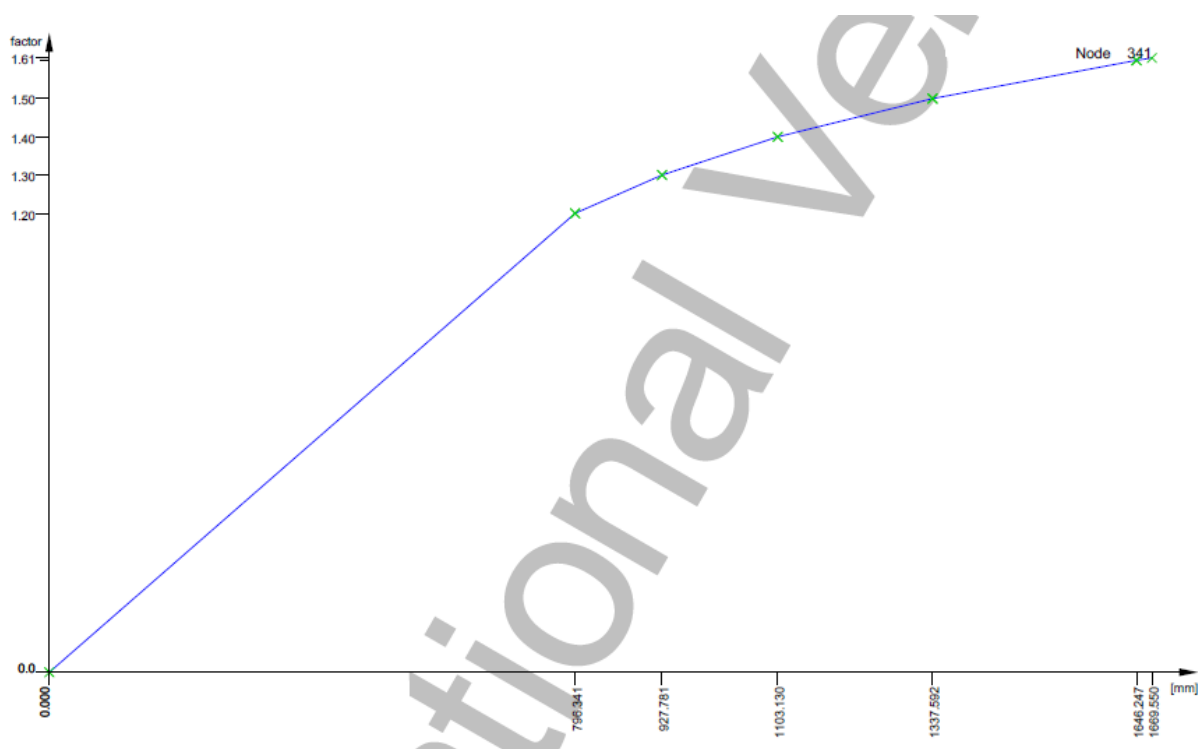
7.3.2.3.2. Naprezanja u betonu

Za karakterističnu kombinaciju djelovanja $(1,0 \cdot (G + \Delta G) + 1,0 \cdot \gamma \cdot W)$ i korigirani radni dijagram betona (slika 7.12, plavi dijagram) nelinearnim proračunom određen je faktor γ za vjetar koji iznosi 1,606. Koraci iteracije odnosno povećanja opterećenja vjetra faktorom γ su prikazani na sljedećoj slici.

Summary of the load step iterationen:

ULS-iteration	1	loadcase 701 with loadfactor	1.200	was convergent.
ULS-iteration	2	loadcase 702 with loadfactor	1.300	was convergent.
ULS-iteration	3	loadcase 703 with loadfactor	1.400	was convergent.
ULS-iteration	4	loadcase 704 with loadfactor	1.500	was convergent.
ULS-iteration	5	loadcase 705 with loadfactor	1.600	was convergent.
ULS-iteration	6	loadcase 706 with loadfactor	1.700	was not convergent.
ULS-iteration	7	loadcase 706 with loadfactor	1.650	was not convergent.
ULS-iteration	8	loadcase 706 with loadfactor	1.625	was not convergent.
ULS-iteration	9	loadcase 706 with loadfactor	1.612	was not convergent.
ULS-iteration	10	loadcase 706 with loadfactor	1.606	was convergent.

Slika 7.86 Koraci iteracije do konvergencije faktora γ za naprezanja u betonu za četvrtu fazu rekonstrukcije



Slika 7.87 Dijagram faktor γ – pomak za naprezanja u betonu za četvrtu fazu rekonstrukcije

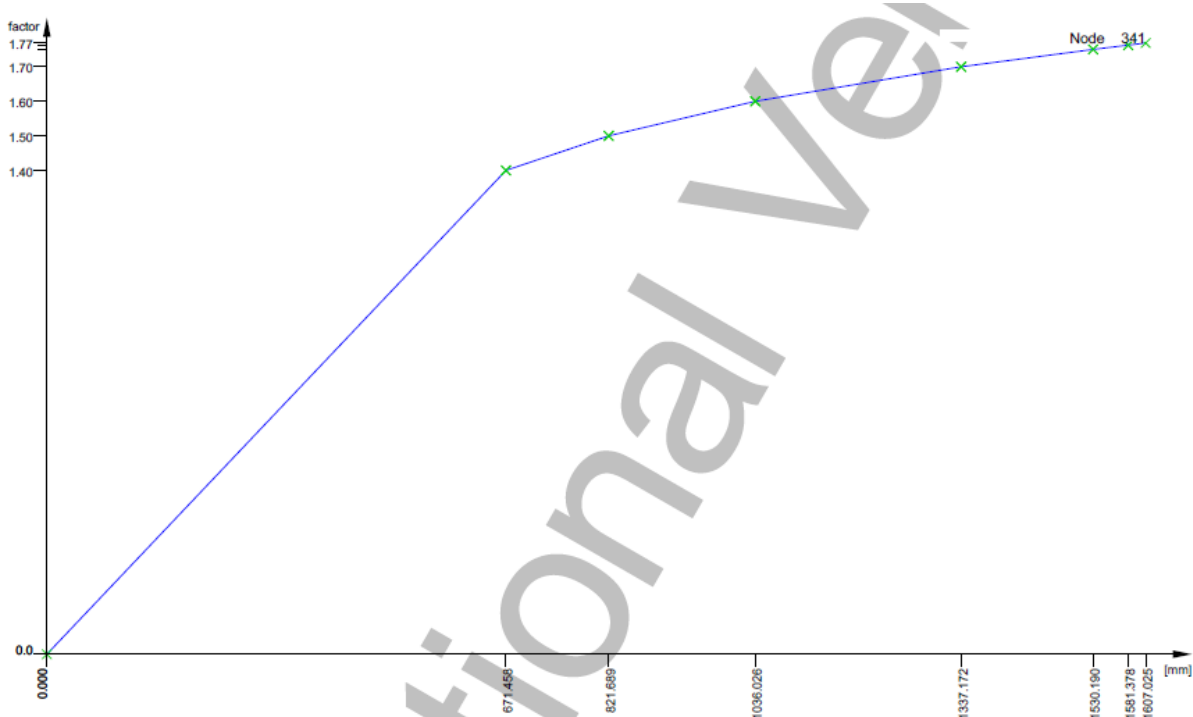
7.3.2.3.3. Naprezanja u armaturi

Za karakterističnu kombinaciju djelovanja $(1,0 \cdot (G + \Delta G) + 1,0 \cdot \gamma \cdot W)$ i korigirani radni dijagram čelika (slika 7.14, plavi dijagram) nelinearnim proračunom određen je faktor γ za vjetar koji iznosi 1,769. Koraci iteracije odnosno povećanja opterećenja vjetra faktorom γ su prikazani na sljedećoj slici.

Summary of the load step iterationen:

ULS-iteration	1	loadcase 701 with loadfactor	1.400	was convergent.
ULS-iteration	2	loadcase 702 with loadfactor	1.500	was convergent.
ULS-iteration	3	loadcase 703 with loadfactor	1.600	was convergent.
ULS-iteration	4	loadcase 704 with loadfactor	1.700	was convergent.
ULS-iteration	5	loadcase 705 with loadfactor	1.800	was not convergent.
ULS-iteration	6	loadcase 705 with loadfactor	1.750	was convergent.
ULS-iteration	7	loadcase 706 with loadfactor	1.775	was not convergent.
ULS-iteration	8	loadcase 706 with loadfactor	1.763	was convergent.
ULS-iteration	9	loadcase 707 with loadfactor	1.769	was convergent.

Slika 7.88 Koraci iteracije do konvergencije faktora γ za naprezanja u armaturi za četvrtu fazu rekonstrukcije



Slika 7.89 Dijagram faktor γ – pomak za naprezanja u armaturi za četvrtu fazu rekonstrukcije

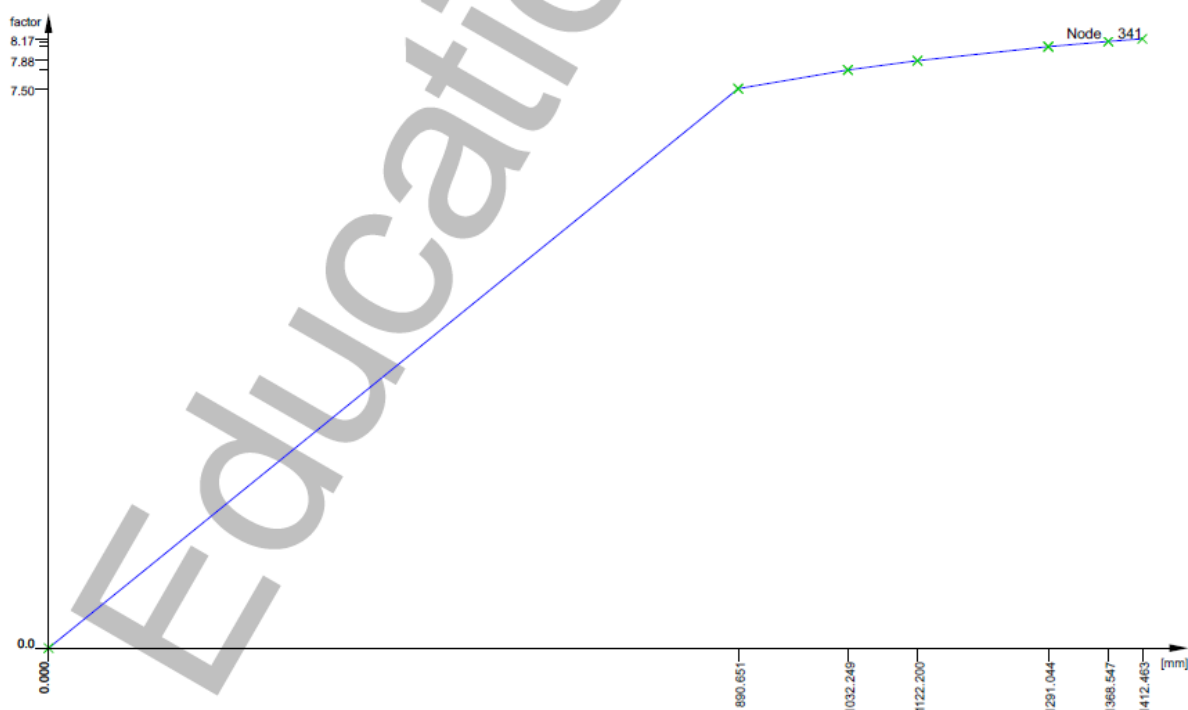
7.3.2.3.4. Naprezanja za širinu pukotina

Za čestu kombinaciju djelovanja $(1,0 \cdot (G + \Delta G) + 0,2 \cdot \gamma \cdot W)$ i korigirani radni dijagram čelika (slika 7.16, plavi dijagram) nelinearnim proračunom određen je faktor γ za vjetar koji iznosi 8,168. Koraci iteracije odnosno povećanja opterećenja vjetra faktorom γ su prikazani na sljedećoj slici.

Summary of the load step iterationen:

ULS-iteration	1	loadcase 801 with loadfactor	7.500	was convergent.
ULS-iteration	2	loadcase 802 with loadfactor	8.000	was not convergent.
ULS-iteration	3	loadcase 802 with loadfactor	7.750	was convergent.
ULS-iteration	4	loadcase 803 with loadfactor	7.875	was convergent.
ULS-iteration	5	loadcase 804 with loadfactor	8.062	was convergent.
ULS-iteration	6	loadcase 805 with loadfactor	8.344	was not convergent.
ULS-iteration	7	loadcase 805 with loadfactor	8.203	was not convergent.
ULS-iteration	8	loadcase 805 with loadfactor	8.133	was convergent.
ULS-iteration	9	loadcase 806 with loadfactor	8.168	was convergent.

Slika 7.90 Koraci iteracije do konvergencije faktora γ za naprezanje za širinu pukotina za četvrtu fazu rekonstrukcije



Slika 7.91 Dijagram faktor γ – pomak za naprezanja za širinu pukotina za četvrtu fazu rekonstrukcije

7.4. Analiza rezultata

7.4.1. Granično stanje nosivosti

Tablica 7.6 Usporedba rezultata linearnog i nelinearnog proračuna za GSN

	Linearni proračun	Nelinearni proračun	
		Faktor sigurnosti za vjetar γ	
Faza rekonstrukcije	Potrebna armatura $\leq$ ugrađena armatura	Nepovoljno djelovanje stalnog opterećenja	Povoljno djelovanje stalnog opterećenja
Postojeće stanje	DA	1,694 (1,5·1,694=2,541)	1,319 (1,5·1,319=1,979)
2. faza	DA	1,528 (1,5·1,528=2,292)	1,126 (1,5·1,126=1,689)
4. faza	DA	1,519 (1,5·1,519=2,279)	1,242 (1,5·1,242=1,863)

Za sve faze rekonstrukcije je, linearnim proračunom, dokazano da je potrebna armatura manja od ugrađene. Također, kako će biti dokazano u poglavlju 7.4.2.4., linearnim proračunom dobivena potrebna armatura predstavlja minimalnu armaturu.

U poglavljima 7.2.2.1. do 7.2.2.3. je prikazano da se povećavala nepovoljna vrijednost vjetra ($1,5W$). Stoga su u tablici 7.6 faktori dobiveni u navedenim poglavljima pomnoženi s 1,5 da se stekne dojam koliko je moguće povećati djelovanje vjetra (dobiveno prema HRN EN 1994), a da ne dođe do sloma. Nelinearnim proračunom su otkrivene rezerve nosivosti za promatrane faze rekonstrukcije. Kao mjerodavna kombinacija, za sve faze, je kada stalno opterećenje djeluje povoljno. $1,0 \cdot (G + \Delta G) + 1,5 \cdot \gamma \cdot W$.

Kritična faza je 2. faza rekonstrukcije. Za tu fazu je dobiven konačni faktor 1,689 ($1,5 \cdot 1,126$). Za postojeće stanje je dobiven najveći faktor, 1,979 ($1,5 \cdot 1,319$), dok je za 4. fazu faktor nešto manji i iznosi 1,863 ($1,5 \cdot 1,242$). Bilo je očekivano da će se za 2. fazu dobiti najmanji faktor jer je dodatno stalno opterećenje najmanje (2026 kN), odnosno ukupna uzdužna sila (vlastita težina+dodatno stalno) je najmanja. Obzirom na veličinu dodatnog stalnog opterećenja u 2. fazi može se reći da se djelovanju vjetra

opire samo vlastita težina. Za postojeće stanje dodatno stalno opterećenje je najveće (18751,8 kN) te mu i teoretski odgovara najveći faktor sigurnosti. U 4. fazi rekonstrukcije se jedan otvor (4x7 m) zatvara i gradi novi (7,4x7,4 m) te je vlastita težina nešto manja u usporedbi s postojećim stanjem i 2. fazom. Uz to dodatno stalno opterećenje iznosi 11050 kN te je očekivano da će faktor sigurnosti biti manji nego za postojeće stanje, a veći od onog za 2. fazu. Stoga, faktor sigurnosti od 1,863 za 4. fazu odgovara očekivanjima i pretpostavki o utjecaju veličine uzdužne tlačne sile na djelovanje vjetra.

7.4.2. Granično stanje uporabljivosti

7.4.2.1. Usporedba rezultata linearnog i nelinearnog proračuna za pomaka vrha dimnjaka

Tablica 7.7 Usporedba rezultata linearnog i nelinearnog proračuna za pomak vrha dimnjaka s dopuštenim vrijednostima

Faza rekonstrukcije	Linearni proračun			Nelinearni proračun
	Pomak dobiven proračunom u [mm]	Dopušteni pomak u_{dop} [mm] prema ACI 307-98	$u < u_{dop}$	Faktor sigurnosti za vjetar γ
Postojeće stanje	521,5	1132,2	ZADOVOLJENO	1,731
2. faza	487,6	1132,2	ZADOVOLJENO	1,631
4. faza	526,7	1132,2	ZADOVOLJENO	1,655

7.4.2.2. Usporedba rezultata linearnog i nelinearnog proračuna za naprezanja u betonu

Tablica 7.8 Usporedba rezultata linearnog i nelinearnog proračuna za tlačna naprezanja u betonu s dopuštenim vrijednostima

Faza rekonstrukcije	Linearni proračun			Nelinearni proračun
	Naprezanje dobiveno proračunom σ_c [MPa]	Dopušteno naprezanje $0,6f_{ck}$ [MPa]	$\sigma_c < 0,6f_{ck}$	Faktor sigurnosti za vjetar γ
Postojeće stanje	- 4,27	21	ZADOVOLJENO	1,719
2. faza	- 3,99	21	ZADOVOLJENO	1,534
4. faza	- 4,45	21	ZADOVOLJENO	1,606

Kako je vidljivo u tablici 7.8 proračunska tlačna naprezanja u betonu dobivena linearnim proračunom su jako mala. Jednako tako je uočeno da u cijeloj konstrukciji nema vlačnog naprezanja u betonu. U poglavlju 7.4.2.4 dokazano je da je moment savijanja od vjetra mali u odnosu na uzdužnu tlačnu silu odnosno da nema utjecaja djelovanja vjetra na naprezanja. Stoga su dobivena tlačna naprezanja ustvari od stalnog opterećenja.

7.4.2.3. Usporedba rezultata linearnog i nelinearnog proračuna za naprezanja u armaturi

Tablica 7.9 Usporedba rezultata linearnog i nelinearnog proračuna za naprezanja u armaturi s dopuštenim vrijednostima

Faza rekonstrukcije	Linearni proračun			Nelinearni proračun
	Naprezanje dobiveno proračunom σ_s [MPa]	Dopušteno naprezanje $0,8f_{yk}$ [MPa]	$\sigma_s < 0,8f_{yk}$	Faktor sigurnosti za vjetar γ
Postojeće stanje	- 25,1	400	ZADOVOLJENO	1,925
2. faza	- 23,4	400	ZADOVOLJENO	1,606
4. faza	- 26,1	400	ZADOVOLJENO	1,769

7.4.2.4. Usporedba rezultata linearnog i nelinearnog proračuna za naprezanja za širinu pukotina

Tablica 7.10 Usporedba rezultata linearnog i nelinearnog proračuna za naprezanja za širinu pukotina s dopuštenim vrijednostima

Faza rekonstrukcije	Linearni proračun			Nelinearni proračun
	Naprezanje dobiveno proračunom $\sigma_{s,crack}$ [MPa]	Dopušteno naprezanje $\sigma_{dop,crack}$ [MPa]	$\sigma_{s,crack} < \sigma_{dop,crack}$	Faktor sigurnosti za vjetar γ
Postojeće stanje	- 25,1	160	ZADOVOLJENO	7,781 (0,2·7,781=1,556)
2. faza	- 23,4	160	ZADOVOLJENO	6,965 (0,2·6,965=1,393)
4. faza	- 26,1	160	ZADOVOLJENO	8,168 (0,2·8,168=1,634)

Ranije je navedeno (poglavlja 7.3.1.1.4, 7.3.1.2.4 i 7.3.1.3.4) kako su za naprezanja u armaturi, za karakterističnu i čestu kombinaciju, prema linearnom proračunu dobiveni jednaki iznosi. Na prvu to nije bilo logično jer je u karakterističnoj kombinaciji vjetar množen koeficijentom 1,0 dok je za čestu kombinaciju koeficijent kombinacije za vjetar 0,2 te se očekivalo da će za čestu kombinaciju biti manja naprezanja zbog manjih sila vjetra. Pregledom naprezanja u armaturi je utvrđeno da su sve šipke u tlaku.

Pretpostavka je da je uzdužna tlačna sila od stalnog opterećenja toliko velika da moment od vjetra nema nikakav utjecaj pa je potrebna armatura ustvari minimalna armatura odnosno da su naprezanja u armaturi samo od stalnog opterećenja što odgovara činjenici da nema vlačnih naprezanja u armaturi.

Da bi se dokazala ova pretpostavka ručno je dimenzioniran prvi presjek za sve faze rekonstrukcije (za karakterističnu i čestu kombinaciju) gdje je najveći moment od vjetra i najveća uzdužna sila od stalnog opterećenja.

Potrebna armatura se računa prema izrazu:

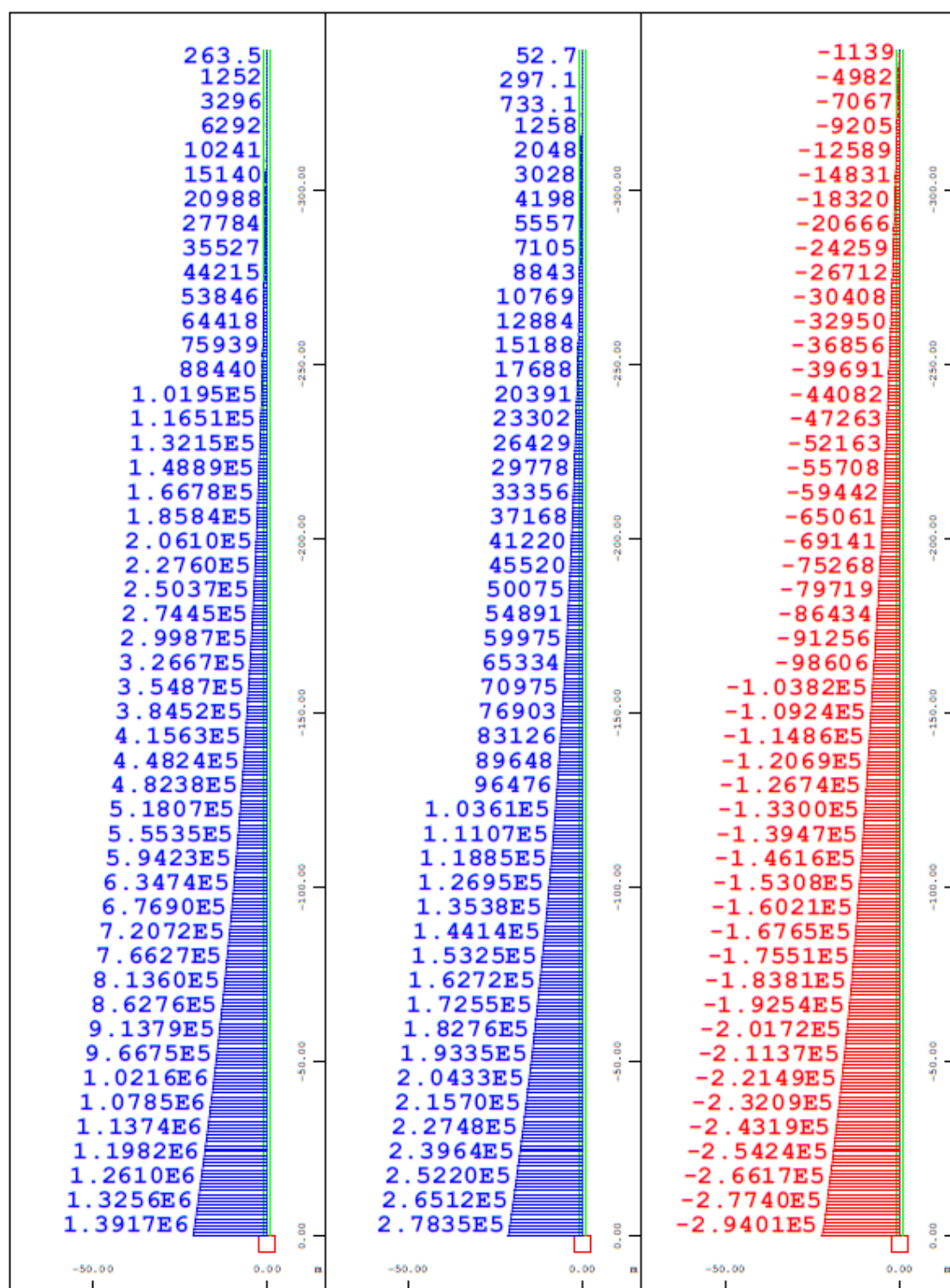
$$A_s = \omega \cdot A_c \cdot \frac{f_{cd}}{f_{yd}}$$

Za određivanje mehaničkog koeficijenta armiranja potrebno je odrediti bezdimenzijski koeficijent uzdužne sile, $\nu_{Ed} = \frac{N_{Ed}}{A_c \cdot f_{cd}}$, i bezdimenzijski koeficijent momenta savijanja

$$\mu_{Ed} = \frac{M_{Ed}}{A_c \cdot h \cdot f_{cd}} \quad (A_c - \text{površina betonskog presjeka, } h - \text{promjer presjeka}).$$

Mehanički koeficijent armiranja se očita iz dijagrama interakcije za kružne poprečne presjeke (slika 7.93). Ako je pretpostavka točna onda će mehanički koeficijent armiranja biti 0 odnosno potrebna je minimalna armatura.

U nastavku su dani momenti savijanja za karakterističnu i čestu kombinaciju te uzdužna sila za promatrane faze rekonstrukcije koji su korišteni pri ručnom proračunu



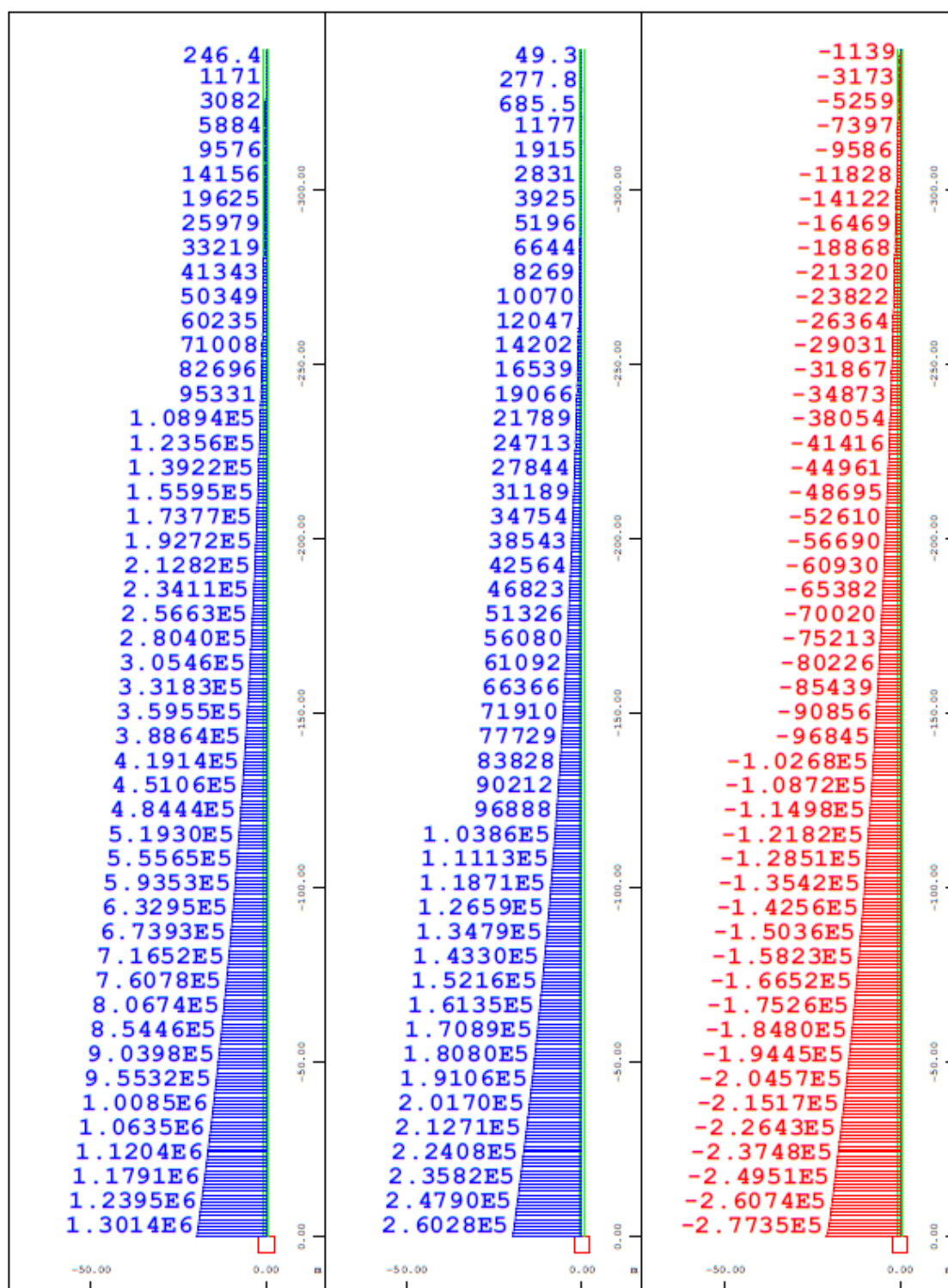
a)

b)

c)

Slika 7.92 Postojeće stanje

a) moment savijanja od vjetro iz karakteristične kombinacije [kNm], b) moment savijanja od vjetro iz česte kombinacije [kNm], c) uzdužna sila [kN]



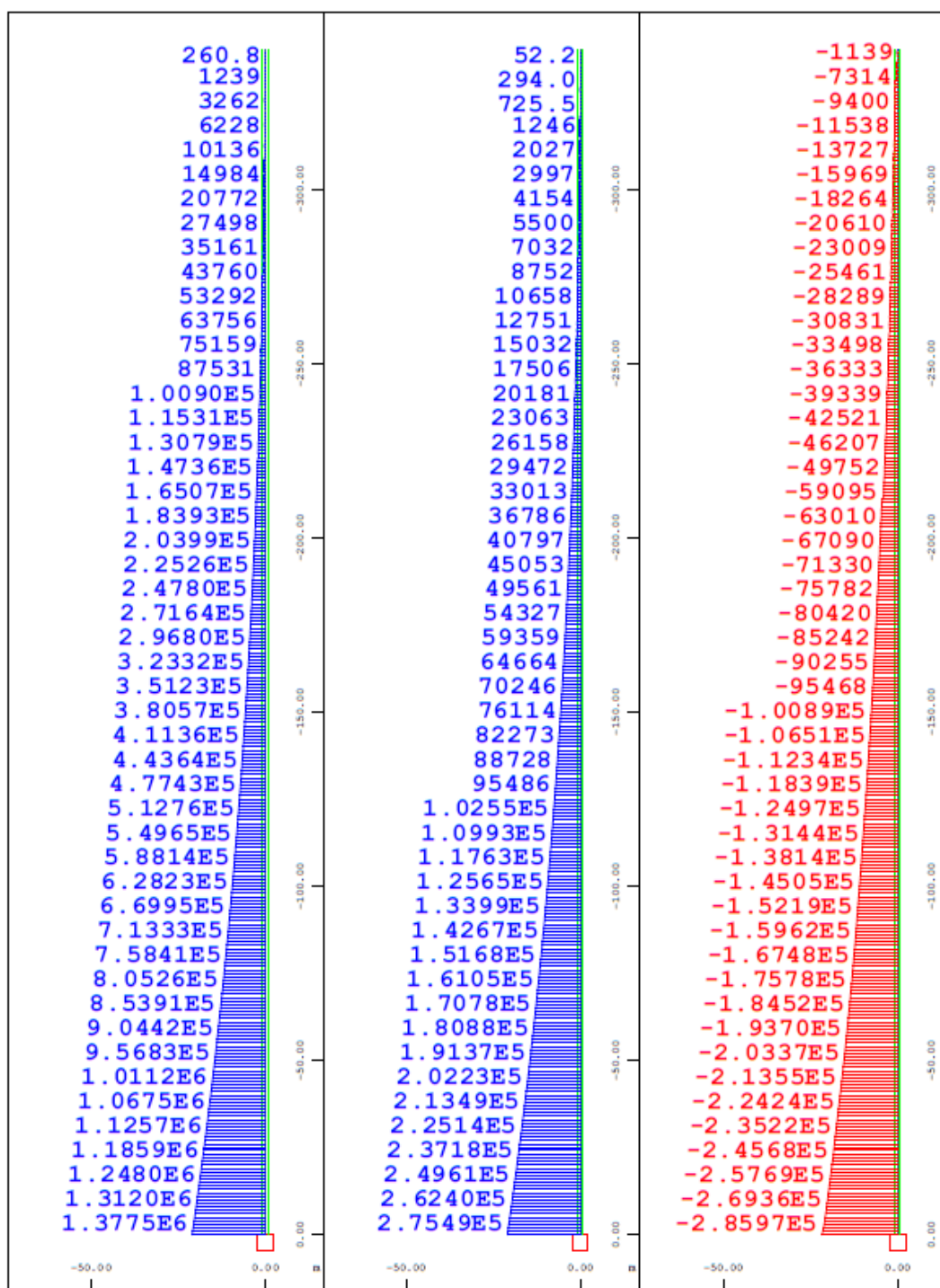
a)

b)

c)

Slika 7.93 Druga faza rekonstrukcije

a) moment savijanja od vjetro iz karakteristične kombinacije [kNm], b) moment savijanja od vjetro iz česte kombinacije [kNm], c) uzdužna sila [kN]



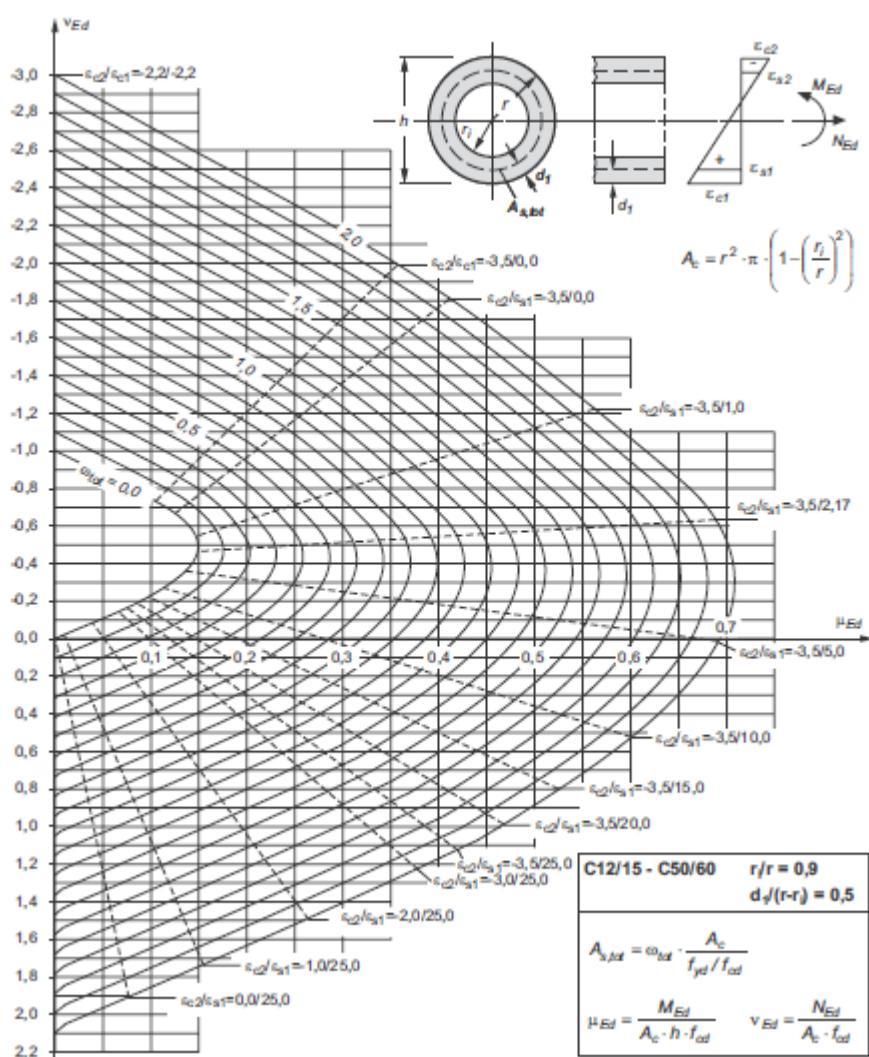
a)

b)

c)

Slika 7.94 Četvrta faza rekonstrukcije

a) moment savijanja od vjetra iz karakteristične kombinacije [kNm], b) moment savijanja od vjetra iz česte kombinacije [kNm], c) uzdužna sila [kN]



Slika 7.95 Dijagram interakcije za kružni poprečni presjek [54]

Postojeće stanje – karakteristična kombinacija djelovanja

Bezdimenzijski koeficijent uzdužne sile:

$$\nu_{Ed} = \frac{N_{Ed}}{A_C \cdot f_{cd}} = \frac{-294010 \text{ kN}}{1500000 \text{ cm}^2 \cdot \frac{3,5 \text{ kN/cm}^2}{1,5}} = -0,084$$

Bezdimenzijski koeficijent momenta savijanja:

$$\mu_{Ed} = \frac{M_{Ed}}{A_C \cdot h \cdot f_{cd}} = \frac{139170000 \text{ kNcm}}{1500000 \text{ cm}^2 \cdot 3460 \text{ m} \cdot \frac{3,5 \text{ kN/cm}^2}{1,5}} = 0,011$$

Mehanički koeficijent armiranja očitano sa slike 7.93 iznosi $\omega = 0$ iz čega slijedi da je potrebna minimalna armatura.

Postojeće stanje – česta kombinacija djelovanja

Bezdimenzijski koeficijent uzdužne sile:

$$\nu_{Ed} = \frac{N_{Ed}}{A_C \cdot f_{cd}} = \frac{-294010 \text{ kN}}{1500000 \text{ cm}^2 \cdot \frac{3,5 \text{ kN/cm}^2}{1,5}} = -0,084$$

Bezdimenzijski koeficijent momenta savijanja:

$$\mu_{Ed} = \frac{M_{Ed}}{A_C \cdot h \cdot f_{cd}} = \frac{27835000 \text{ kNcm}}{1500000 \text{ cm}^2 \cdot 3460 \text{ m} \cdot \frac{3,5 \text{ kN/cm}^2}{1,5}} = 0,003$$

Mehanički koeficijent armiranja očitano sa slike 7.93 iznosi $\omega = 0$ iz čega slijedi da je potrebna minimalna armatura.

Druga faza rekonstrukcije – karakteristična kombinacija djelovanja

Bezdimenzijski koeficijent uzdužne sile:

$$\nu_{Ed} = \frac{N_{Ed}}{A_C \cdot f_{cd}} = \frac{-277350 \text{ kN}}{1500000 \text{ cm}^2 \cdot \frac{3,5 \text{ kN/cm}^2}{1,5}} = -0,079$$

Bezdimenzijski koeficijent momenta savijanja:

$$\mu_{Ed} = \frac{M_{Ed}}{A_C \cdot h \cdot f_{cd}} = \frac{130140000 \text{ kNcm}}{1500000 \text{ cm}^2 \cdot 3460 \text{ cm} \cdot \frac{3,5 \text{ kN/cm}^2}{1,5}} = 0,011$$

Mehanički koeficijent armiranja očitano sa slike 7.93 iznosi $\omega = 0$ iz čega slijedi da je potrebna minimalna armatura.

Druga faza rekonstrukcije – česta kombinacija djelovanja

Bezdimenzijski koeficijent uzdužne sile:

$$\nu_{Ed} = \frac{N_{Ed}}{A_C \cdot f_{cd}} = \frac{-277350 \text{ kN}}{1500000 \text{ cm}^2 \cdot \frac{3,5 \text{ kN/cm}^2}{1,5}} = -0,079$$

Bezdimenzijski koeficijent momenta savijanja:

$$\mu_{Ed} = \frac{M_{Ed}}{A_C \cdot h \cdot f_{cd}} = \frac{26028000 \text{ kNcm}}{1500000 \text{ cm}^2 \cdot 3460 \text{ cm} \cdot \frac{3,5 \text{ kN/cm}^2}{1,5}} = 0,002$$

Mehanički koeficijent armiranja očitano sa slike 7.93 iznosi $\omega = 0$ iz čega slijedi da je potrebna minimalna armatura.

Četvrta faza rekonstrukcije – karakteristična kombinacija djelovanja

Bezdimenzijski koeficijent uzdužne sile:

$$\nu_{Ed} = \frac{N_{Ed}}{A_C \cdot f_{cd}} = \frac{-285970 \text{ kN}}{1500000 \text{ cm}^2 \cdot \frac{3,5 \text{ kN/cm}^2}{1,5}} = -0,081$$

Bezdimenzijski koeficijent momenta savijanja:

$$\mu_{Ed} = \frac{M_{Ed}}{A_C \cdot h \cdot f_{cd}} = \frac{137750000 \text{ kNcm}}{1500000 \text{ cm}^2 \cdot 3460 \text{ cm} \cdot \frac{3,5 \text{ kN/cm}^2}{1,5}} = 0,011$$

Mehanički koeficijent armiranja očitao sa slike 7.93 iznosi $\omega = 0$ iz čega slijedi da je potrebna minimalna armatura.

Četvrta faza rekonstrukcije – česta kombinacija djelovanja

Bezdimenzijski koeficijent uzdužne sile:

$$\nu_{Ed} = \frac{N_{Ed}}{A_C \cdot f_{cd}} = \frac{-285970 \text{ kN}}{1500000 \text{ cm}^2 \cdot \frac{3,5 \text{ kN/cm}^2}{1,5}} = -0,081$$

Bezdimenzijski koeficijent momenta savijanja:

$$\mu_{Ed} = \frac{M_{Ed}}{A_C \cdot h \cdot f_{cd}} = \frac{27549000 \text{ kNcm}}{1500000 \text{ cm}^2 \cdot 3460 \text{ cm} \cdot \frac{3,5 \text{ kN/cm}^2}{1,5}} = 0,002$$

Mehanički koeficijent armiranja očitao sa slike 7.93 iznosi $\omega = 0$ iz čega slijedi da je potrebna minimalna armatura.

Pretpostavka da moment savijanja od djelovanja vjetra u obje kombinacije i za sve faze nema utjecaja je dokazana. Odnosno dokazano je da je, za obje kombinacije djelovanja, potrebna minimalna armatura te su zato kao rezultat dobivana jednaka naprezanja u armaturi. Jednako tako su u modelu s zadanom armaturom od 1 mm provjerena naprezanja u armaturi za obje kombinacije te je utvrđeno da su identična onima iz modela s zadanom stvarnom (ugrađenom) armaturom. To dovodi do zaključka da je dobivena potrebna armatura ustvari minimalna armatura.

8. ZAKLJUČAK

Dimnjaci su sastavni dio svakog industrijskih postrojenja. Služe za odvođenje štetnih dimova i plinova u atmosferu gdje se miješaju i raspršuju na veće područje kako bi koncentracija opasnih tvari koja dođe do tla bila u propisanim granicama. Upravo su zbog toga to vrlo visoke građevine i često drže nacionalne rekorde. Kroz povijest su građeni od različitih materijala. Prvi dimnjaci su bili od kamena kojeg je kasnije zamijenila opeka, a opeku beton i čelik. Čelični dimnjaci zbog male vlastite težine imaju problem s pomacima i vibracijama uslijed djelovanja vjetra pa se za visoke dimnjake koristi armirani beton.

Pri proračunu betonskog dimnjaka, osim vlastite težine i dodatnog stalnog opterećenja, treba razmotriti i djelovanje temperature, potresa i vjetra. Prilikom analize temperaturnog djelovanja valja uzeti u obzir temperature zraka od klimatskih učinaka prema normi HRN EN 1991-1-5:2012 i radnih procesa iz norme HRN EN 13084-1:2008. Za potresno djelovanje mjerodavna je norma HRN EN 1998-6:2011. Za visoke građevine kritično djelovanje je ono od vjetra. Dokazano je da je moment prevrtanja od vjetra reda veličine kvadrata visine dok je onaj od potresa visina na 1,25. Stoga, ako se dimnjak pravilno proračuna na djelovanje vjetra potrebne su male prilagodbe (vezane uz pravila armiranja u potresnim područjima) da budu zadovoljeni i uvjeti za potres ukoliko se dimnjak nalazi u potresnom području. Analiza djelovanja vjetra se treba provesti prema normi HRN EN 1991-1-4:2012. Ako visina dimnjaka prelazi vrijednosti do kojih vrijedi proračun opisan u normi, potrebno je provesti ispitivanja u vjetrovnom tunelu.

Kao primjer ocjene betonskog dimnjaka na djelovanje vjetra korišten je dimnjak termoelektrane Plomin. Postojeće stanje dimnjaka ne zadovoljava potrebe planiranog novog bloka termoelektrane te je napravljen plan rekonstrukcije u 4 faze. Ocjenjivano je postojeće stanje, druga i četvrta faza rekonstrukcije. Za promatrane faze je napravljena analiza opterećenja prema važećim normama. Za postojeće stanje dodatno stalno opterećenje je od dimovodne cijevi od opeke, betonskih kružnih ploča i prstenastih greda. Težinom privremenog čeličnog dimnjaka i čeličnih platformi, pomoću kojih je priključen na betonski dimnjak, je definirano dodatno stalno opterećenje za drugu fazu rekonstrukcije. Četvrta faza je krajnje stanje u kojem su izgrađene dvije nove čelične cijevi (unutar betonskog dimnjaka) povezane sa

dimnjakom novim čeličnim platformama. Težina novih cijevi i platformi su dodatno stalno opterećenje za ovu fazu.

Predmetni dimnjak je visine 340 metara i kao takav izlazi iz okvira primjene norme HRN EN 1991-1-4. Usporedbom brzina vjetra izmjerenih na lokaciji Plomin i brzina vjetra prema normi utvrđeno je da su izmjerene brzine manje te je moguće koristiti navedenu normu jer daje veća opterećenja od stvarnih.

Nakon analize opterećenja, dimnjak je modeliran u programu Sofistik. Napravljen je štapni model s otvorima. Od materijala je korišten beton C 35/45 i armatura B500B što odgovara stvarno korištenim materijalima. Armatura zadana u modelu je preuzeta iz izvornog nacrt armature. Proveden je linearni i nelinearni proračun za granično stanje nosivosti i uporabljivosti.

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.

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.

Nakon provedenih proračuna zaključeno je da dimnjak zadovoljava kako granično stanje nosivosti tako i granično stanje uporabljivosti za sve promatrane faze rekonstrukcije (tablice 7.6 do 7.10). Linearnim proračunom je utvrđeno da je potrebna minimalna armatura odnosno da je ugrađena veća površina armature nego što je potrebna. Ta činjenica i korištenje nelinearnih radnih dijagrama betona i čelika otkrivaju razine sigurnosti. Nelinearnim proračunom se za navedene provjere i kombinacije opterećenja odredio faktor sigurnosti γ za vjetar kojim je moguće povećati opterećenje vjetrom, a da ne dođe do sloma. Analizom rezultata je utvrđeno da se najmanji faktor sigurnosti za vjetar, za sve kombinacije, dobio u drugoj fazi rekonstrukcije. U toj fazi se može reći da se, zbog malog dodatnog stalnog opterećenja, djelovanju vjetra opire samo vlastita težina dimnjaka. U drugim dvjema promatranim fazama su faktori sigurnosti približnih vrijednosti jer je i razlika između dodatnog stalnog opterećenja manja.

9. DODATAK

9.1. Provjera promjena debljina stijenke prema uvjetima iz poglavlja 2.4

Najmanja debljina armiranobetonske stijenke dimnjaka termoelektrane Plomin je 40 cm što je veće od minimalno zahtijevane debljine od 20 cm. U sljedećoj tablici je provjereno zadovoljavanje uvjeta promjene debljine stijenke oko otvora.

Tablica 9.1 Provjera promjena debljina stijenke oko otvora

Kote otvora	Visina otvora h [m]	Potrebna debljina stijenke $d_{\text{potrebno}} = 1/24 \cdot h$ [cm]	Stvarna debljina stijenke d_{stvarno} [cm]		$d_{\text{stvarno}} > d_{\text{potrebno}}$	d_{potrebno} na duljini 0,5h iznad i ispod otvora
0 m - 4 m	4	16,67	na 0 m	150	DA	DA
			na 4 m	75	DA	DA
8 m - 15 m	7	29,17	na 8 m	74	DA	DA
			na 15 m	74	DA	DA
22 m - 24,25 m	2,25	9,38	na 22 m	73	DA	DA
			na 24,25 m	73	DA	DA
121,2 m - 121,8 m	0,6	2,5	na 121,2 m	66	DA	DA
			na 121,8 m	66	DA	DA
166,2 m - 166,8 m	0,6	2,5	na 166,2 m	63	DA	DA
			na 166,8 m	63	DA	DA
211,2 m - 211,8 m	0,6	2,5	na 211,2 m	59	DA	DA
			na 211,8 m	59	DA	DA
256,2 m - 256,8 m	0,6	2,5	na 256,2 m	52	DA	DA
			na 256,8 m	52	DA	DA
301,2 m - 301,8 m	0,6	2,5	na 301,2 m	45	DA	DA
			na 301,8 m	45	DA	DA
330,5 m – 332,5 m	2,0	8,33	na 330,5 m	40	DA	DA
			na 335 m	40	DA	DA

9.2. Provjera zahtjeva armiranja betonske stijenske prema poglavlju 5.6.1

9.2.1. Minimalna vertikalna armatura

Najmanji promjer ugrađene vertikalne armature u dimnjaku termoelektrane Plomin je 12 mm što i jest najmanji zahtjevani promjer. Najveći dozvoljeni razmak vertikalne armature je 25 cm dok je najveći razmak ugrađene vertikalne armature 20 cm.

U tablici 9.2 dan je pregled uvjeta i njihovih (ne)zadovoljenja.

Značenje oznaka u tablici 9.2:

A_{betona} – površina horizontalnog betonskog presjeka

$A_{arm,v}$ – površina ugrađene vanjske vertikalne armature

$A_{arm,u}$ – površina ugrađene unutarnje vertikalne armature

$A_{arm,uk}$ – površina ukupne ugrađene vertikalne armature

$A_{min,ver}$ – površina minimalne vertikalne armature

U tablici 9.2 neke vrijednosti ugrađene vanjske vertikalne armature ne zadovoljavaju zadane uvjete. Vanjska vertikalna armatura bi trebala biti veća od polovine i manja od 2/3 ukupne vertikalne armature. U svim slučajema gdje ovaj uvjet nije zadovoljen, ugrađena vanjska vertikalna armatura je veća od 2/3 ukupne vertikalne armature. Linearnim proračunom pokazano je da je vanjska vertikalna armatura ta koja preuzima opterećenja (unutarnja se pokazala potrebnom samo na mjestima otvora). Stoga, to što je vanjska vertikalna armatura veća od zadanog uvjeta nije problem.

Tablica 9.2 Provjera zahtjeva za minimalnu vertikalnu armaturu

Visina [m]	$A_{\text{beton}} [\text{m}^2]$	$A_{\text{arm.v}} [\text{cm}^2]$	$A_{\text{arm.u}} [\text{cm}^2]$	$A_{\text{arm.uk}} [\text{cm}^2]$	$A_{\text{min,vert}} = 0,3\% A_{\text{beton}} [\text{cm}^2]$	$A_{\text{arm.uk}} \geq A_{\text{min,vert}}$	$1/2 \cdot A_{\text{arm.uk}} [\text{cm}^2]$	$2/3 \cdot A_{\text{arm.uk}} [\text{cm}^2]$	$1/2 \cdot A_{\text{arm.uk}} < A_{\text{arm.v}} < 2/3 \cdot A_{\text{arm.uk}}$
0 m	149,97	1976,00	956,76	2932,76	4499,10	NE	1466,38	1955,17	NE
60 m dolje	52,24	1451,60	729,63	2181,23	1567,34	DA	1090,62	1454,15	DA
60 m gore	52,24	1451,60	1030,92	2482,52	1567,34	DA	1241,26	1655,01	DA
75 m dolje	46,89	1326,20	937,20	2263,40	1406,64	DA	1131,70	1508,93	DA
75 m gore	46,89	1326,20	1254,00	2580,20	1406,64	DA	1290,10	1720,13	DA
90 m dolje	41,42	3083,48	1448,45	4531,93	1242,72	DA	2265,97	3021,29	NE
90 m gore	41,42	3073,66	1443,54	4517,20	1242,72	DA	2258,60	3011,47	NE
135 m dolje	35,59	2621,94	1222,59	3844,53	1067,64	DA	1922,27	2563,02	NE
135 m gore	35,59	2621,94	946,20	3568,14	1067,64	DA	1784,07	2378,76	NE
165 m dolje	28,54	2307,70	828,40	3136,10	856,32	DA	1568,05	2090,73	NE
165 m gore	28,54	1786,00	828,40	2614,40	856,32	DA	1307,20	1742,93	NE
185 m dolje	25,54	1653,00	763,80	2416,80	766,34	DA	1208,40	1611,20	NE
185 m gore	25,54	1235,40	578,40	1813,80	766,34	DA	906,90	1209,20	NE
195 m dolje	23,79	1170,08	539,60	1709,68	713,62	DA	854,84	1139,79	NE
195 m gore	23,79	1170,08	381,90	1551,98	713,62	DA	775,99	1034,65	NE
210 m dolje	21,88	548,12	355,77	903,89	656,46	DA	451,95	602,59	DA
210 m gore	21,88	548,12	272,58	820,70	656,46	DA	410,35	547,13	NE
270 m dolje	14,29	423,16	209,44	632,60	428,75	DA	316,30	421,73	NE
270 m gore	14,29	299,49	153,68	453,17	428,75	DA	226,59	302,11	DA
340 m	11,31	293,46	153,68	447,14	339,18	DA	223,57	298,09	DA

9.2.2. Minimalna horizontalna armatura

U predmetnom betonskom dimnjaku najmanji promjer horizontalne armature je 19 mm što je veće od zahtjevanog promjera od 8 mm. Razmak ugrađene horizontalne armature od 20 cm odgovara najvećem dozvoljenom razmaku.

U tablici 9.3 dan je pregled uvjeta i njihovih (ne)zadovoljenja.

Značenje oznaka u tablici 9.3:

A_{betona} – površina vertikalnog betonskog presjeka

$A_{\text{arm},v}$ – površina ugrađene vanjske horizontalne armature

$A_{\text{arm},u}$ – površina ugrađene unutarnje horizontalne armature

$A_{\text{arm},uk}$ – površina ukupne ugrađene horizontalne armature

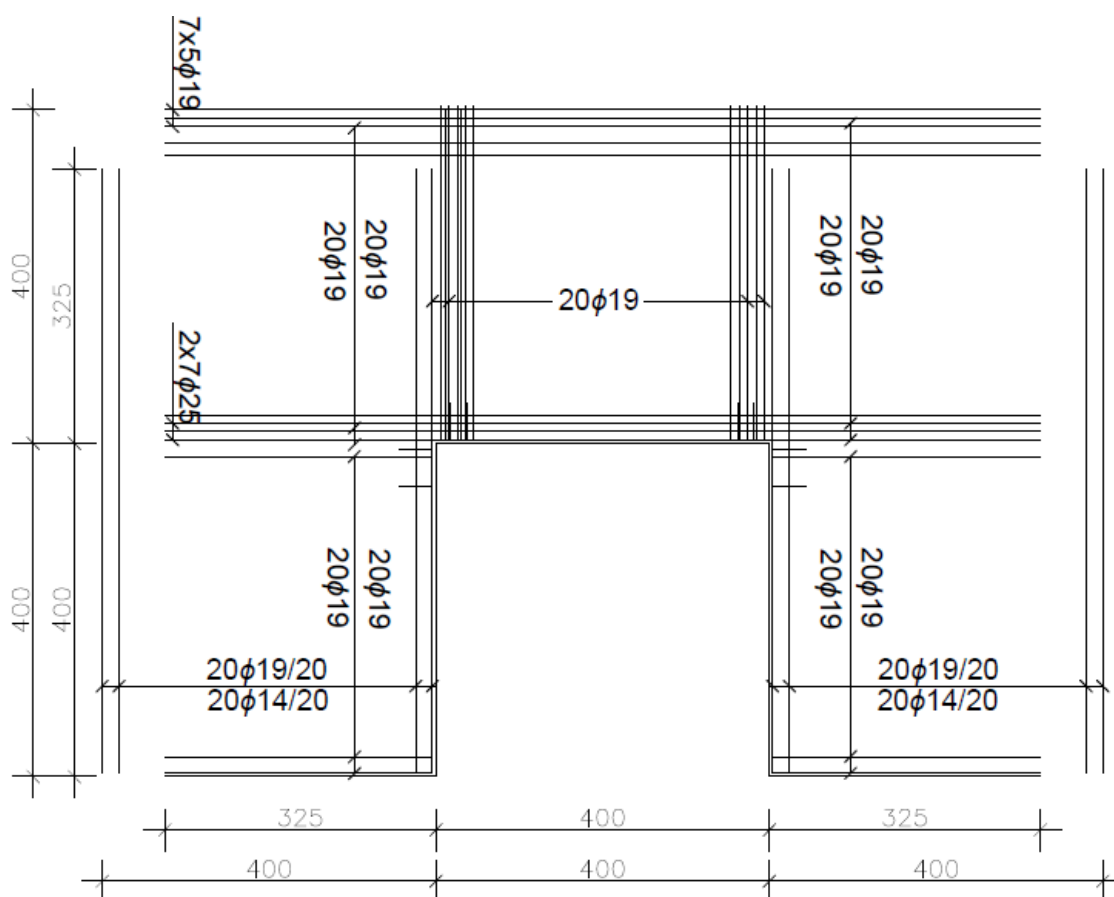
Tablica 9.3 Provjera zahtjeva za minimalnu horizontalnu armaturu

Visina [m]	A_{beton} [m ²]	$A_{\text{arm},v}$ [cm ²]	$A_{\text{arm},u}$ [cm ²]	$0,15\% A_{\text{beton}}$ [cm ²]	$A_{\text{arm},v} \geq 0,15\% A_{\text{beton}}$	$A_{\text{arm},u} \geq 0,15\% A_{\text{beton}}$	$1/3 \cdot A_{\text{arm},uk}$ [cm ²]	$A_{\text{arm},u} > 1/3 \cdot A_{\text{arm},uk}$ [cm ²]
0 m - 90 m	65,87	2209,50	2209,50	987,98	DA	DA	1473,00	DA
90 m - 270 m	56,21	3421,20	3421,20	843,14	DA	DA	2280,79	DA
270 m - 340 m	36,62	992,35	992,35	549,28	DA	DA	661,57	DA

9.3. Provjera zahtjeva armiranja oko otvora prema poglavlju 5.6.2.3

Svi otvori na predmetnom dimnjaku su dodatno armirani vertikalnom i horizontalnom armaturom. Dijagonalna armatura na uglovima otvora ne postoji.

Duljine (visine) na kojima je potrebno postaviti dodatnu armaturu su veće od zahtjevanih $3/4$ širine svijetlog otvora za vertikalnu armaturu i $1/3$ svijetle širine otvora za horizontalnu armaturu. Ugrađena dodatna armatura, vertikalna i horizontalna, postavljena je na duljini jednakoj širini svijetlog otvora.



Slika 9.1 Primjer armature oko otvora

9.3.1. Dodatna vertikalna armatura oko otvora

Tablica 9.4 Provjera zahtjeva za dodatnu vertikalnu armaturu oko otvora

Kota otvora	Armatura okolnog područja A_{okolna} [cm ²]		50% armature okolnog područja $A_{okolana, 50\%}$ [cm ²]		Ugrađena dodatna vertikalna armatura $A_{dod, vert}$ [cm ²]		$A_{dod, vert} \geq A_{okolana, 50\%}$	
	unutarnja	vanjska	unutarnja	vanjska	unutarnja	vanjska	unutarnja	vanjska
0 m -4 m	40,21	76,03	20,105	38,015	30,79	56,71	DA	DA
8 m- 15 m	40,21	76,03	20,105	38,015	30,79	56,71	DA	DA
22 m - 24,25 m	40,21	76,03	20,105	38,015	30,79	56,71	DA	DA
121,2 m -121,8 m	14,73	29,45	7,365	14,725	17,01	34,02	DA	DA
166,2 m -166,8 m	11,4	22,8	5,7	11,4	10,3	24,13	DA	DA
211,2 m -211,8 m	4,62	8,51	2,31	4,255	6,19	9,24	DA	DA
256,2 m -256,8 m	4,62	8,51	2,31	4,255	4,52	4,52	DA	DA
301,2 m - 301,8 m	3,39	6,03	1,695	3,015	4,52	4,52	DA	DA
330,5 m – 332,5 m	3,39	6,03	1,695	3,015	5,65	5,65	DA	DA

9.3.2. Dodatna horizontalna armatura oko otvora

Tablica 9.5 Provjera zahtjeva za dodatnu horizontalnu armaturu oko otvora

Kota otvora	Armatura okolnog područja A_{okolna} [cm ²]		1/3 armature okolnog područja $A_{okolana,1/3}$ [cm ²]		Ugrađena dodatna horizontalna armatura $A_{dod,horiz}$ [cm ²]		$A_{dod,horiz} \geq A_{okolana,1/3}$	
	unutarnja	vanjska	unutarnja	vanjska	unutarnja	vanjska	unutarnja	vanjska
0 m -4 m	19,63	19,63	6,54	6,54	56,71	56,71	DA	DA
8 m- 15 m	19,63	19,63	6,54	6,54	56,71	56,71	DA	DA
22 m - 24,5 m	19,63	19,63	6,54	6,54	56,71	56,71	DA	DA
121,2 m -121,8 m	11,4	11,4	3,80	3,80	8,04	16,08	DA	DA
166,2 m -166,8 m	11,4	11,4	3,80	3,80	8,04	16,08	DA	DA
211,2 m -211,8 m	11,4	11,4	3,80	3,80	8,04	16,08	DA	DA
256,2 m -256,8 m	11,4	11,4	3,80	3,80	4,62	4,62	DA	DA
301,2 m - 301,8 m	14,18	14,18	4,73	4,73	4,62	4,62	NE	NE
330,5 m – 332,5 m	14,18	14,18	4,73	4,73	7,7	7,7	DA	DA

10. POPIS SLIKA

Slika 2.1 Granične visine dimnjaka s jednim cijevnim odvodom

Slika 2.2 Granične visine dimnjaka s više cijevnih odvoda

Slika 2.3 Poprečni presjek dimnjaka s jednim i dva cijevna odvoda

Slika 2.4 Osnovni dijelovi dimnjaka

Slika 2.5 Nomogram za određivanje visine dimnjaka [7]

Slika 2.6 Utjecaj okolnih građevina i prepreka na visinu dimnjaka [9]

Slika 2.7 Debljina stijenke dimnjaka

Slika 2.8 Vertikalni trokutasti zidovi kao stabilizatori (TE Sisak) [14]

Slika 2.9 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 [7]

Slika 3.1 Pogled na model dimnjaka za ispitivanje u vjetrovnom tunelu [27]

Slika 3.2 Rezultati ispitivanja u vjetrovnom tunelu [27]

Slika 3.3 Karta najviših temperatura zraka [30]

Slika 3.4 Karta najnižih temperatura zraka [30]

Slika 3.5 Komponenta jednolične temperature

Slika 3.6 Komponenta linearno promjenjive temperature

Slika 3.7 Komponenta stupnjevite temperature po opsegu

Slika 3.8 Toplinski profil dvoslojnog elementa

Slika 3.9 Karta potresnih područja Republike Hrvatske [35]

Slika 3.10 Elastični i projektni spektar ubrzanja

Slika 4.1 Karta osnovne brzine vjetra [37]

Slika 4.2 Grafički prikaz faktora izloženosti $c_e(z)$ za $c_0 = 1,0$ i $k_1 = 1,0$

Slika 4.3 Opći oblik konstrukcije

Slika 4.4 Faktor s za litice i strmine

Slika 4.5 Faktor s za brda i prijevoje

Slika 4.6 Geometrijski parametri za proračunsku visinu dimnjaka

Slika 4.7 Koeficijent sile $c_{f,0}$ za kružne valjke bez toka preko slobodnog kraja i za različite istovrijedne hrapavosti k/b

Slika 4.8 Definicija omjera punoće φ

Slika 4.9 Orijentacijske vrijednosti faktora učinka kraja ψ_λ kao funkcije omjera punoće φ i λ

Slika 4.10 Raspodjela tlaka za kružne valjke za različite vrijednosti Reynoldsovih brojeva i bez učinka kraja

Slika 4.11 Visina prepreke i razmak u smjeru uz vjetar

Slika 4.12 Osnovna vrijednost koeficijenta poprečne sile $c_{lat,0}$ u ovisnosti o Reynoldsovu broju $Re(v_{crit,i})$ za kružne valjke

Slika 5.1 Meridijalna naprezanja n_{22} [41]

Slika 5.2 Razlika u raspodjeli naprezanja u štapnom modelu (lijevo) i ljuskastom modelu [42] (desno)

Slika 5.3 Vertikalna armatura u armiranobetonskoj stijenki dimnjaka

Slika 5.4 Horizontalna armatura u armiranobetonskoj stijenki dimnjaka

Slika 5.5 a) Raspodjela naprezanja oko otvora, b) trajektorije naprezanja oko otvora [45]

Slika 5.6 Odnosi između stvarnog otvora (puna linija) i virtualnog otvora (isprekidana linija) [43]

Slika 5.7 Dodatna armatura oko otvora

Slika 5.8 Dodatna vertikalna armatura oko otvora

Slika 5.9 Dodatna horizontalna armatura oko otvora

Slika 5.10 Detalj vrha dimnjaka [9]

Slika 5.11 Detalj povezivanja nosive konstrukcije s oblogom [7]

Slika 5.12 Detalj priključka aerodinamičkih naprava na nosivu konstrukciju [9]

Slika 6.1 Faze rekonstrukcije dimnjaka [52]

Slika 6.2 Skica za proračun dodatnog stalnog opterećenja

Slika 6.3 Prikaz dodatnog stalnog opterećenja [kN] za postojeće stanje u Sofistiku

Slika 6.4 Usporedba brzine vjetra po visini prema DHMZ-u i HRN EN 1991-1-4

Slika 6.5 Vlastite frekvencije za postojeće stanje iz Sofistika

Slika 6.6 Opterećenje vjetrom u kN/m^2 (lijevo) i zadano opterećenje vjetrom [kN/m] za postojeće stanje u Sofistiku (desno)

Slika 6.7 Opterećenje vjetrom [kg/m^2] iz izvornog projekta [49]

Slika 6.8 Raspored i razmaci platformi za proračun dodatnog stalnog opterećenja od privremenog dimnjaka za 2.fazu rekonstrukcije

Slika 6.9 Prikaz dodatnog stalnog opterećenja [kN] za 2. fazu rekonstrukcije u Sofistiku

Slika 6.10 Vlastite frekvencije za 2. fazu rekonstrukcije iz Sofistika

Slika 6.11 Prikaz opterećenja vjetrom [kN/m] za 2. fazu rekonstrukcije u Sofistiku

Slika 6.12 Prikaz dodatnog stalnog opterećenja [kN] za 4. fazu rekonstrukcije u Sofistiku

Slika 6.13 Vlastite frekvencije za 4. fazu rekonstrukcije iz Sofistika

Slika 6.14 Prikaz opterećenja vjetrom [kN/m] za 4. fazu rekonstrukcije u Sofistiku

Slika 7.1 Zadavanje dijagrama naprezanje-deformacija betona za nelinearni proračun

Slika 7.2 Zadavanje dijagrama naprezanje-deformacija armaturnog čelika za nelinearni proračun

Slika 7.3 Karakteristike betona za GSN za linearni proračun

Slika 7.4 Dijagram naprezanje-deformacija betona za GSN za linearni proračun

Slika 7.5 Karakteristike armaturnog čelika za GSN za linearni proračun

Slika 7.6 Dijagram naprezanje-deformacija armaturnog čelika za GSN za linearni proračun

Slika 7.7 Karakteristike betona za GSN za nelinearni proračun

Slika 7.8 Dijagram naprezanje-deformacija betona za GSN za nelinearni proračun

Slika 7.9 Karakteristike armaturnog čelika za GSN za nelinearni proračun

Slika 7.10 Dijagram naprezanje-deformacija armaturnog čelika za GSN za nelinearni proračun

Slika 7.11 Karakteristike betona za provjeru tlačnih naprezanja u betonu za nelinearni proračun

Slika 7.12 Dijagram naprezanje-deformacija betona za provjeru tlačnih naprezanja u betonu za nelinearni proračun

Slika 7.13 Karakteristike armaturnog čelika za provjeru naprezanja u armaturi za nelinearni proračun

Slika 7.14 Dijagram naprezanje-deformacija armaturnog čelika za provjeru naprezanja u armaturi za nelinearni proračun

Slika 7.15 Karakteristike armaturnog čelika za provjeru širine pukotina za nelinearni proračun

Slika 7.16 Dijagram naprezanje-deformacija armaturnog čelika za provjeru širine pukotina za nelinearni proračun

Slika 7.17 Karakteristike poprečnog presjeka sa jednim otvorom

Slika 7.18 Karakteristike poprečnog presjeka sa dva otvora

Slika 7.19 Karakteristike poprečnog presjeka sa tri otvora

Slika 7.20 Karakteristike poprečnog presjeka bez otvora

Slika 7.21 Prikaz modela dimnjaka

Slika 7.22 Usporedba ugrađene i potrebne vertikalne (uzdužne) vanjske armature na visini 0-60 m za postojeće stanje i 2. fazu rekonstrukcije

Slika 7.23 Usporedba ugrađene i potrebne vertikalne (uzdužne) vanjske armature na visini 60-135 m za postojeće stanje i 2. fazu rekonstrukcije

Slika 7.24 Usporedba ugrađene i potrebne vertikalne (uzdužne) vanjske armature na visini 135-195 m za postojeće stanje i 2. fazu rekonstrukcije

Slika 7.25 Usporedba ugrađene i potrebne vertikalne (uzdužne) vanjske armature na visini 195-255 m za postojeće stanje i 2. fazu rekonstrukcije

Slika 7.26 Usporedba ugrađene i potrebne vertikalne (uzdužne) vanjske armature na visini 255-340 m za postojeće stanje i 2. fazu rekonstrukcije

Slika 7.27 Usporedba ugrađene i potrebne vertikalne (uzdužne) unutarnje armature na visini 0-60 m za postojeće stanje i 2. fazu rekonstrukcije

Slika 7.28 Usporedba ugrađene i potrebne vertikalne (uzdužne) unutarnje armature na visini 60-135 m za postojeće stanje i 2. fazu rekonstrukcije

Slika 7.29 Usporedba ugrađene i potrebne vertikalne (uzdužne) unutarnje armature na visini 135-195 m za postojeće stanje i 2. fazu rekonstrukcije

Slika 7.30 Usporedba ugrađene i potrebne vertikalne (uzdužne) unutarnje armature na visini 195-255 m za postojeće stanje i 2. fazu rekonstrukcije

Slika 7.31 Usporedba ugrađene i potrebne vertikalne (uzdužne) unutarnje armature na visini 255-340 m za postojeće stanje i 2. fazu rekonstrukcije

Slika 7.32 Usporedba ugrađene i potrebne vertikalne (uzdužne) vanjske armature na visini 0-60 m za 4. fazu rekonstrukcije

Slika 7.33 Usporedba ugrađene i potrebne vertikalne (uzdužne) vanjske armature na visini 60-135 m za 4. fazu rekonstrukcije

Slika 7.34 Usporedba ugrađene i potrebne vertikalne (uzdužne) vanjske armature na visini 135-195 m za 4. fazu rekonstrukcije

Slika 7.35 Usporedba ugrađene i potrebne vertikalne (uzdužne) vanjske armature na visini 195-255 m za 4. fazu rekonstrukcije

Slika 7.36 Usporedba ugrađene i potrebne vertikalne (uzdužne) vanjske armature na visini 255-340 m za 4. fazu rekonstrukcije

Slika 7.37 Usporedba ugrađene i potrebne vertikalne (uzdužne) unutarnje armature na visini 0-60 m za 4. fazu rekonstrukcije

Slika 7.38 Usporedba ugrađene i potrebne vertikalne (uzdužne) unutarnje armature na visini 60-135 m za 4. fazu rekonstrukcije

Slika 7.39 Usporedba ugrađene i potrebne vertikalne (uzdužne) unutarnje armature na visini 135-195 m za 4. fazu rekonstrukcije

Slika 7.40 Usporedba ugrađene i potrebne vertikalne (uzdužne) unutarnje armature na visini 195-255 m za 4. fazu rekonstrukcije

Slika 7.41 Usporedba ugrađene i potrebne vertikalne (uzdužne) unutarnje armature na visini 255-340 m za 4. fazu rekonstrukcije

Slika 7.42 Primjer definiranja nelinearnog proračuna u Sofistiku

Slika 7.43 Prikaz sadržaja loadcase iz Sofistika

Slika 7.44 Koraci iteracije do konvergencije faktora γ za postojeće stanje

Slika 7.45 Dijagram faktor γ – pomak za postojeće stanje

Slika 7.46 Koraci iteracije do konvergencije faktora γ za postojeće stanje

Slika 7.47 Dijagram faktor γ – pomak za postojeće stanje

Slika 7.48 Koraci iteracije do konvergencije faktora γ za 2. fazu rekonstrukcije

Slika 7.49 Dijagram faktor γ – pomak za 2. fazu rekonstrukcije

Slika 7.50 Koraci iteracije do konvergencije faktora γ za 2. fazu rekonstrukcije

Slika 7.51 Dijagram faktor γ – pomak za 2. fazu rekonstrukcije

Slika 7.52 Koraci iteracije do konvergencije faktora γ za 4. fazu rekonstrukcije

Slika 7.53 Dijagram faktor γ – pomak za 4. fazu rekonstrukcije

Slika 7.54 Koraci iteracije do konvergencije faktora γ za 4. fazu rekonstrukcije

Slika 7.55 Dijagram faktor γ – pomak za 4. fazu rekonstrukcije

Slika 7.56 Pomak vrha dimnjaka [mm] za postojeće stanje – linearni proračun

Slika 7.57 Tlačna naprezanja u betonu [MPa] za postojeće stanje – linearni proračun

Slika 7.58 Naprezanja u armaturi [MPa] za postojeće stanje – linearni proračun

Slika 7.59 Naprezanja za širinu pukotina [MPa] za postojeće stanje – linearni proračun

Slika 7.60 Pomak vrha dimnjaka [mm] za drugu fazu rekonstrukcije – linearni proračun

Slika 7.61 Tlačna naprezanja u betonu [MPa] za drugu fazu rekonstrukcije – linearni proračun

Slika 7.62 Naprezanja u armaturi [MPa] za drugu fazu rekonstrukcije – linearni proračun

Slika 7.63 Naprezanja za širinu pukotina [MPa] za drugu fazu rekonstrukcije – linearni proračun

Slika 7.64 Pomak vrha dimnjaka [mm] za četvrtu fazu rekonstrukcije – linearni proračun

Slika 7.65 Tlačna naprezanja u betonu [MPa] za četvrtu fazu rekonstrukcije – linearni proračun

Slika 7.66 Naprezanja u armaturi [MPa] za četvrtu fazu rekonstrukcije – linearni proračun

Slika 7.67 Naprezanja za širinu pukotina [MPa] za četvrtu fazu rekonstrukcije – linearni proračun

Slika 7.68 Koraci iteracije do konvergencije faktora γ za pomak vrha za postojeće stanje

Slika 7.69 Dijagram faktor γ – pomak za pomak vrha za postojeće stanje

Slika 7.70 Koraci iteracije do konvergencije faktora γ za naprezanja u betonu za postojeće stanje

Slika 7.71 Dijagram faktor γ – pomak za naprezanja u betonu za postojeće stanje

Slika 7.72 Koraci iteracije do konvergencije faktora γ za naprezanja u armaturi za postojeće stanje

Slika 7.73 Dijagram faktor γ – pomak za naprezanja u armaturi za postojeće stanje

Slika 7.74 Koraci iteracije do konvergencije faktora γ za naprezanja za širinu pukotina za postojeće stanje

Slika 7.75 Dijagram faktor γ – pomak za naprezanja za širinu pukotina za postojeće stanje

Slika 7.76 Koraci iteracije do konvergencije faktora γ za pomak vrha za drugu fazu rekonstrukcije

Slika 7.77 Dijagram faktor γ – pomak za pomak vrha za drugu fazu rekonstrukcije

Slika 7.78 Koraci iteracije do konvergencije faktora γ za naprezanja u betonu za drugu fazu rekonstrukcije

Slika 7.79 Dijagram faktor γ – pomak γ za naprezanja u betonu za drugu fazu rekonstrukcije

Slika 7.80 Koraci iteracije do konvergencije faktora γ za naprezanja u armaturi za drugu fazu rekonstrukcije

Slika 7.81 Dijagram faktor γ – pomak za naprezanja u armaturi za drugu fazu rekonstrukcije

Slika 7.82 Koraci iteracije do konvergencije faktora γ za naprezanja za širinu pukotina za drugu fazu rekonstrukcije

Slika 7.83 Dijagram faktor γ – pomak za naprezanja za širinu pukotina za drugu fazu rekonstrukcije

Slika 7.84 Koraci iteracije do konvergencije faktora γ za pomak vrha za četvrtu fazu rekonstrukcije

Slika 7.85 Dijagram faktor γ – pomak za pomak vrha za četvrtu fazu rekonstrukcije

Slika 7.86 Koraci iteracije do konvergencije faktora γ za naprezanja u betonu za četvrtu fazu rekonstrukcije

Slika 7.87 Dijagram faktor γ – pomak za naprezanja u betonu za četvrtu fazu rekonstrukcije

Slika 7.88 Koraci iteracije do konvergencije faktora γ za naprezanja u armaturi za četvrtu fazu rekonstrukcije

Slika 7.89 Dijagram faktor γ – pomak za naprezanja u armaturi za četvrtu fazu rekonstrukcije

Slika 7.90 Koraci iteracije do konvergencije faktora γ za naprezanje za širinu pukotina za četvrtu fazu rekonstrukcije

Slika 7.91 Dijagram faktor γ – pomak za naprezanja za širinu pukotina za četvrtu fazu rekonstrukcije

Slika 7.92 Postojeće stanje

Slika 7.93 Druga faza rekonstrukcije

Slika 7.94 Četvrta faza rekonstrukcije

Slika 7.95 Dijagram interakcije za kružni poprečni presjek [54]

Slika 9.1 Primjer armature oko otvora

11. POPIS TABLICA

Tablica 2.1 Podjela industrijskih dimnjaka [3]

Tablica 2.2 Primjeri dimnjaka iz svijeta i Hrvatske

Tablica 3.1 Orijentacijske vrijednosti temperature T_{out}

Tablica 3.2 Orijentacijske vrijednosti temperature T_{in}

Tablica 3.3 Faktor važnosti [34]

Tablica 3.4 Tipovi temeljnog tla [33]

Tablica 3.5 Vrijednosti parametara koje opisuju elastični spektar odziva tipa 1 [33]

Tablica 3.6 Uobičajene vrijednosti brzine poprečnog vala

Tablica 4.1 Kategorije terena i parametri terena

Tablica 4.2 Proračunske duljine L_e

Tablica 4.3 Preporučene vrijednosti za proračunsku vitkost λ za valjke [37]

Tablica 4.4 Faktor κ za dimnjake razmještene u niz

Tablica 4.5 Tipične vrijednosti za raspodjelu tlaka za kružne valjke, za različite vrijednosti Reynoldsovih brojeva i bez učinka kraja

Tablica 4.6 Faktor korelacijske duljine K_w i faktor oblika vibriranja K za konzolu

Tablica 5.1 Parcijalni koeficijenti za djelovanja

Tablica 5.2 Koeficijenti kombinacije [38]

Tablica 5.3 Maksimalna širina pukotina [43]

Tablica 5.4 Dozvoljeni bočni pomaci dimnjaka

Tablica 6.1 Dodatno stalno opterećenje za postojeće stanje

Tablica 6.2 Proračun tlaka vjetra po visini za postojeće stanje

Tablica 6.3 Dodatno stalno opterećenje za 2. fazu rekonstrukcije

Tablica 6.4 Proračun tlaka vjetra po visini dimnjaka za 2. fazu rekonstrukcije

Tablica 6.5 Dodatno stalno opterećenje za 4. fazu rekonstrukcije

Tablica 6.6 Proračun tlaka vjetra po visini dimnjaka za 4. fazu rekonstrukcije

Tablica 7.1 Značajke čvrstoće i deformacije betona [47]

Tablica 7.2 Najveći promjer šipke za kontrolu pukotina [47]

Tablica 7.3 Najveći razmak šipki za kontrolu pukotina [47]

Tablica 7.4 Meridijalna (vertikalna) armatura

Tablica 7.5 Usporedba ugrađene i potrebne armature u cm^2/m po visini dimnjaka

Tablica 7.6 Usporedba rezultata linearnog i nelinearnog proračuna za GSN

Tablica 7.7 Usporedba rezultata linearnog i nelinearnog proračuna za pomak vrha dimnjaka s dopuštenim vrijednostima

Tablica 7.8 Usporedba rezultata linearnog i nelinearnog proračuna za tlačna naprezanja u betonu s dopuštenim vrijednostima

Tablica 7.9 Usporedba rezultata linearnog i nelinearnog proračuna za naprezanja u armaturi s dopuštenim vrijednostima

Tablica 7.10 Usporedba rezultata linearnog i nelinearnog proračuna za naprezanja za širinu pukotina s dopuštenim vrijednostima

Tablica 9.1 Provjera promjena debljina stijenke oko otvora

Tablica 9.2 Provjera zahtjeva za minimalnu vertikalnu armaturu

Tablica 9.3 Provjera zahtjeva za minimalnu horizontalnu armaturu

Tablica 9.4 Provjera zahtjeva za dodatnu vertikalnu armaturu oko otvora

Tablica 9.5 Provjera zahtjeva za dodatnu horizontalnu armaturu oko otvora

12. LITERATURA

- [1] <http://encyclopedia.chen.engin.umich.edu/Pages/HeatTransfer/Chimneys/Chimneys.html>
[Pristupljeno 26. 8. 2017.]
- [2] Lalwani, S., Nathani, V.: Analytical study on reinforced concrete chimney with manhole effect, *International journal of advance research in engineering*, str. 565-569, 2016.
- [3] Manohar, S.: Tall chimneys: Design and construction, New Delhi: Tata McGraw-Hill publishing company, 1985.
- [4] Babu, A., Ravindraraj, B. J., Kumar, R. R., Saranya, R.: Dynamic behaviour of tall chimneys, «*International journal of research in engineering and technology*, 2016., str. 287-294
- [5] *Specijalne inženjerske konstrukcije, 2.predavanje: Tornjevi (općenito, tipovi, funkcija, primjeri)*, 2017.
- [6] Foster, J., Harington, R., Greeno, R.: Mitchell's structure and fabric Part 2, sedmo izdanje, London: Routledge, 2007, str. 218.
- [7] CINCID: The CINCID chimney book: Industrial chimneys of concrete or steel, Zurich, 2005.
- [8] *Pravilnik o aerodromima*, Zagreb: Narodne novine, 2010, str. 64-70.
- [9] Prabhakar, B.: Tall chimneys-the present trend, *ING/IABSE Seminar on Tall Structures and use of prestressed Concrete in Hydraulic Structures*, Srinagar, 1984.
- [10] *HRN EN 13084-1:2008 Samostojeći dimnjaci-1.dio. Opći zahtjevi*, Zagreb: Hrvatski zavod za norme, 2008.
- [11] Mie, M. S., Khan, H.: Governing loads for design of a tall RCC Chimney, *Journal of mechanical and civil engineering*, str. 12-19.
- [12] *Commentary on design and construction of reinforced concrete chimneys (ACI 307-98)*, 1998.

- [13] ACI 307-98, *Design and construction of reinforced concrete chimneys*.
- [14] Tvrdeić, A :*Sanacija dimnjaka Termoelekrane Sisak*, 2004, str. 215-221.
- [15] IS 4998 (Part 1):1992, *Criteria for design of reinforced concrete chimneys*, New Delhi: Bureau of indian standards, 1992.
- [16] <http://www.rumblerum.com/ten-tallest-structures/> [Pristupljeno 17. 8. 2017.].
- [17] <http://skyscraperpage.com/cities/?buildingID=1511>. [Pristupljeno 7. 7. 2017.].
- [18] https://en.wikipedia.org/wiki/Berezovskaya_GRES, [Pristupljeno 7. 7. 2017.].
- [19] https://sl.wikipedia.org/wiki/Trboveljski_dimnik, [Pristupljeno 7. 7. 2017.].
- [20] Izvještaj o kontroli mehaničke otpornosti i stabilnosti postojećeg armiranobetonskog dimnjaka, Zagreb, 2016.
- [21] https://en.wikipedia.org/wiki/Secunda_CTL, [Pristupljeno 8. 7. 2017.].
- [22] Zahtjev za utvrđivanje objedinjenih uvjeta zaštite okoliša za postojeće postrojenje Te Rijeka, Zagreb, 2013.
- [23] Zahtjev za utvrđivanje objedinjenih uvjeta zaštite okoliša za postojeće postrojenje TE Sisak, Zagreb, 2013.
- [24] Zahtjev za utvrđivanje objedinjenih uvjeta zaštite okoliša za postojeće postrojenje TE-TO Osijek, Zagreb, 2013.
- [25] *Visoke građevine, 5. predavanje: Potresno djelovanje*, 2017.
- [26] Dryden, H., Hill, G.: Wind pressure on circular cylinders and chimneys, *The bureau of standards journal of research*, 1930., str. 653-693
- [27] John, A., Gairola, A., Ganju, E., Gupta, A.: Design wind loads on reinforced concrete chimney-an experimental case study, *Procedia engineering*, 2011. , str. 1252-1257
- [28] Tamura, Y., Nishimura, I. :Elastic model of reinforced concrete chimney for wind tunnel testing, *Journal of wind engineering and industrial aerodynamics*, 1990., str. 231-236

- [29] *HRN EN 1991-1-5:2012, Eurokod 1: Djelovanja na konstrukcije- Dio 1-5: Opća djelovanja-Toplinska djelovanja*, Zagreb: Hrvatski zavod za norme, 2012.
- [30] *HRN EN 1991-1-5:2012/NA, Eurokod 1: Djelovanja na konstrukcije-Dio 1-5: Opća djelovanja- Toplinska djelovanja*, Zagreb: Hrvatski zavod za norme, 2012.
- [31] *HRN EN ISO 6946:2008 Građevni dijelovi i građevni dijelovi zgrade- Toplinski otpor i koeficijent prolaska topline- Metoda proračuna*, Zagreb: Hrvatski zavod za norme, 2008.
- [32] *HRN EN 1998-6:2011, Eurokod 8: Projektiranje potresne otpornosti konstrukcija - 6. dio: Tornjevi, jarboli i dimnjaci*, Zagreb: Hrvatski zavod za norme, 2011.
- [33] *HRN EN 1998-1:2011, Eurokod 8: Projektiranje potresne otpornosti konstrukcija - 1. dio: Opća pravila, potresna djelovanja i pravila za zgrade*, Zagreb: Hrvatski zavod za norme, 2011.
- [34] *HRN EN 1998-6:2011/NA:2011, Eurokod 8: Projektiranje potresne otpornosti konstrukcija - 6. dio: Tornjevi, jarboli i dimnjaci - Nacionalni dodatak*, Zagreb: Hrvatski zavod za norme, 2011.
- [35] *HRN EN 1998-1:2011/NA:2011, Eurokod 8: Projektiranje potresne otpornosti konstrukcija - 1.dio: Opća pravila, potresna djelovanja i pravila za zgrade - Nacionalni dodatak*, Zagreb: Hrvatski zavod za norme, 2011.
- [36] *HRN EN 1991-1-4:2012, Eurokod 1: Djelovanja na konstrukcije - Dio 1-4: Opća djelovanja - Djelovanja vjetra*, Zagreb: Hrvatski zavod za norme, 2012.
- [37] *HRN EN 1991-1-4:2012/NA:2012, Euroko1: Djelovanja na konstrukcije - Dio 1-4: Opća djelovanja - Djelovanja vjetra - Nacionalni dodatak*, Zagreb: Hrvatski zavod za norme, 2012.
- [38] *HRN EN 1990:2011, Eurokod: Osnove projektiranja konstrukcija*, Zagreb: Hrvatski zavod za norme, 2011.
- [39] *Kontrola glavnog projekta TE Plomin C*, Zagreb, 2017.
- [40] Matsagar, V.: *Advances in structural engineering: Dynamics*, New Delhi: Springer, 2014, str. 1018.

- [41] Niemann, H., Lupi, F.,. Hoeffler, R : Vibrations of chimneys under the action of the wind, u *Proceedings of the 9th international conference on structural dynamics*, Portugal, 30. June-2.July.
- [42] *Dodatak 1: Proračun mehaničke otpornosti i stabilnosti postojećeg armiranobetonskog dimnjaka*, Zagreb, 2016.
- [43] *HRN EN 13084-2:2007 Samostojeći dimnjaci - 2. dio: Betonski dimnjaci*, Zagreb: Hrvatski zavod za norme, 2007.
- [44] *Model code for concrete chimneys, Part A: The shell*, 3. izdanje, CINCID, 2011.
- [45] Savin, G.: Stress distribution around holes, Kiev: Naukova Dumka, 1968, str. 79-81.
- [46] *Concrete chimney model code - commentaries*, CINCID.
- [47] *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.
- [48] *Design engineers support for reinforced concrete chimneys and cooling towers: Concrete repair and protection*, Švicarska: Sika, 2008.
- [49] *Građevinski projekt: Dimnjak termoelektrane Plomin 2-210 MW*, Zagreb: Elektroprojekt , 1987..
- [50] *Studija utjecaja na okoliš zahvata rekonstrukcije TE Plomin - zamjena postojeće TE Plomin 1 u cilju modernizacije i povećanja kapaciteta*, Zagreb, 2011, str. 216-217.
- [51] https://hr.wikipedia.org/wiki/Termoelektrana_Plomin [Pristupljeno 7. 9. 2017.].
- [52] *Rekonstrukcija dimnjaka TE Plomin 2, Dodatak 3: Grafički prilozi*, Zagreb, 2015.
- [53] *Specijalne inženjerske konstrukcije, 3.predavanje: Betonski tornjevi - temeljenje, dimenzioniranje*, 2017.
- [54] Zilch, K., Zehetmaier, G.: Bemessung im konstruktiven betonbau nach DIN 1045-1 (Fassung 2008) und EN 1992-1-1 (Eurocode 2), Berlin:Springer, 2.izdanje, 2009., str. 607

13. PRILOZI

Prilog 1. Rekonstrukcija armaturnog nacrt

Prilog 2. Dispozicija promatranih faza rekonstrukcije (postojeće stanje, 2. faza, 4. faza rekonstrukcije)

