

Primljen / Received: 16.9.2017.

Ispravljen / Corrected: 4.4.2018.

Prihvaćen / Accepted: 11.4.2018.

Dostupno online / Available online: 10.9.2018.

Proračunski postupak za određivanje djelovanja vjetra pri vrtložnom osciliranju uz provjeru otpornosti na zamor čeličnih konstrukcija

Autori:



Prof.dr.sc. **Marina Rakočević**, dipl.ing.građ.
Sveučilište Crne Gore
Građevinski fakultet
marinara@ac.me



Mr.sc. **Svetislav Popović**, dipl.ing.građ.
Eurocoles GmbH & Co. KG
Neumarkt in der Oberpfalz, Njemačka
svelepopovic@gmail.com,
svetislav.popovic@eurocoles.com

Pregledni rad

Marina Rakočević, Svetislav Popović

Proračunski postupak za određivanje djelovanja vjetra pri vrtložnom osciliranju uz provjeru otpornosti na zamor čeličnih konstrukcija

U radu se na primjeru konzolnog nosača za osvjjetljenje stadiona prikazuje primjenljiv proračunski postupak za koji je napisan objektno-orijentirani program koji izračunava amplitude osciliranja pri vrtložnom osciliranju. Za definirane S-N krivulje, dokaz pouzdanosti materijala na zamor se provodi prema metodi nominalnih naprezanja. Analiziraju se i dostupne metode proračuna iz Eurokoda i upućuje se na njihove prednosti i nedostatke.

Ključne riječi:

odvajanje vrtloga, zamor materijala, lock-in, spektralna i rezonantna metoda, konzola

Subject review

Marina Rakočević, Svetislav Popović

Calculation procedure for determining wind action from vortex-induced vibration with verification of fatigue strength of steel structures

An applicable calculation procedure, implemented with an object-oriented software that calculates amplitudes of oscillation due to vortex shedding, is presented in this paper using a stadium lighting pole as an example. The fatigue strength of material is proven, for the defined S-N curves, according to the nominal stress method. Available Eurocode-based calculation methods are also analysed and their advantages and disadvantages are presented.

Key words:

vortex shedding, fatigue of material, lock-in, spectral and resonant method, cantilever

Übersichtsarbeit

Marina Rakočević, Svetislav Popović

Berechnungsverfahren zur Bestimmung der Windeinwirkung bei wirbelerregten Querschwingungen mit Überprüfung der Betriebsfestigkeit von Stahlkonstruktionen

In der Abhandlung wird am Beispiel eines Kragarmträgers für die Stadionbeleuchtung das anwendbare Berechnungsverfahren dargestellt, für das ein objektorientiertes Programm geschrieben wurde, das die Amplitude der Schwingungen bei wirbelerregten Querschwingungen berechnet. Für die definierten S-N-Kurven wird der Nachweise der Betriebsfestigkeit des Stahls gemäß der Methode der Nennspannungen durchgeführt. Analysiert werden auch die zugänglichen Berechnungsmethoden aus dem Eurocode und es wird auf deren Vorteile und Nachteile hingewiesen.

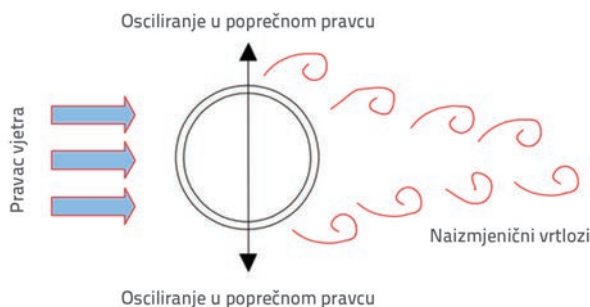
Schlüsselwörter:

Wirbelerregung, Materialermüdung, Lock-in, Spektral- und Resonanzmethode, Kragarm

1. Uvod

Utjecaj fenomena osciliranja u poprečnom pravcu kod slobodno stojećih konzolnih konstrukcija uslijed odvajanja vrtloga jest važna i aktualna tema za inženjere i znanstvenu javnost. Vitki konstrukcijski nosači kao što su dimnjaci, vertikalni nosači za osvjetljenje, dalekovodi, tornjevi i piloni predstavljaju posebno osjetljive objekte čija se sigurnost uslijed pojave toga fenomena mora analizirati s posebnom pažnjom.

Polazna pretpostavka oko koje su istraživači ovog fenomena suglasni glasi da problem rezonancije u lock-in stanju izaziva amplitude koje, iako iz aspekta nosivosti u najvećem broju slučajeva kratkotrajno ne mogu ugroziti nosač na globalnoj ili lokalnoj razini, potencijalno predstavljaju opasnost uslijed učinka zamora materijala, koji je direktna posljedica ciklične prirode osciliranja konstrukcije u rezonantnom stanju. Uobičajen prikaz von Karmanovih vrtloga pri spomenutom osciliranju nalazi se na slici 1. Iako postoji iscrpna literatura o granicama kritičnih brzina koje izazivaju rezonantne probleme, sveobuhvatan model koji s velikom sigurnošću procjenjuje učinke ovog fenomena na konstrukciju, pri proizvoljnom režimu toka koji je opisan Reynoldsovom brojem, do danas nije predstavljen. Stoga se i danas, desetljećima nakon usklađivanja osnovnih principa i vrijednosti koji opisuju ovaj fenomen, teorija dopunjuje i usklađuje s izmjerenim amplitudama i u praksi opaženim oštećenjima.



Slika 1. Von Karmanovi vrtlozi

Praksa je pokazala da je u najvećem broju slučajeva proračun već navedenih konstrukcija direktno diktiran dokazima zamora materijala pojedinih kritičnih detalja spojeva i nastavaka u kojima se javlja koncentracija naprezanja. Ova tvrdnja ima posebnu važnost kod pojednostavljenog proračuna koji je temeljen na primjeni metode nominalnih naprezanja. Tako se često može dogoditi da, iako ne postoji ugroženost konstrukcije iz aspekta utjecaja statičkog djelovanja vanjskih sila, potpuno suprotan zaključak se može izvesti za mjerodavnu proračunsku kontrolu - zamor materijala pri vrtložnom osciliranju.

Dokaz zamora primjenom kompliciranijih metoda kod kojih se uzimaju u obzir žarišna naprezanja (eng. *hot-spot stress method*) predstavlja alternativu, koja u najvećem broju slučajeva u svakodnevnoj inženjerskoj praksi ne opravdava uloženo vrijeme, iako vodi prema nešto povoljnijim zaključcima. Za objekte od

posebnog značenja iznimno je važno dokazati pouzdanost provođenjem detaljnih teorijskih, numeričkih i eksperimentalnih istraživanja.

Najpoznatiji proračunski modeli koji su našli primjenu u normama mogu se naći u Eurokodu [1] Metoda 1 - harmonijska/vrtložno-rezonantna i Metoda 2 - spektralna metoda, CICIND normi za čelične dimnjake - spektralna metoda [2], u kanadskoj normi NBC [3], danskoj normi [4] i u australijskoj / novozelandskoj normi [5]. Vrlo se često primjenjuje i neslužbena proračunska "Hibridna Metoda" - ESDU (Item Nr. 96030 i 96031) [6, 7] koja je u praksi pokazala dobru usklađenost s izmjerenim amplitudama čeličnih i betonskih dimnjaka, vidi [8].

Za ovdje zadnju metodu može se reći da istraživanja upućuju na to da ona na zadovoljavajući način prognozira amplitude osciliranja kod tri od četiri ispitivane konstrukcije. Stoga se ovakav proračunski pristup može predložiti kao alternativa u slučaju konstrukcija s velikim dimenzijama i visokim vrijednostima kritičnih brzina, kada pri maloj vrijednosti Scrutonovog broja, vrtložno-rezonantna metoda može podcijeniti, a spektralna metoda precijeniti amplitudu osciliranja uslijed odvajanja vrtloga.

U Eurokodu su, kao što je navedeno, u upotrebi dvije metode. Prednosti i nedostaci obje metoda predstavljeni su u dostupnoj literaturi [8-21]. Iz te literature može se izvesti zaključak o različitim pretpostavkama i adekvatnim posljedicama usvajanja ovih proračunskih modela kao mjerodavnih. U ovom radu se daju teorijske osnove za obje proračunske metode s odgovarajućim zapažanjima i prijedlozima.

Ovaj rad se ograničava na vrtložno osciliranje u poprečnom pravcu. Treba istaknuti da osciliranje paralelno s vjetrom može pridonijeti ukupnom oštećenju, što može biti predmet budućih istraživanja. Za pojedine specifične konstrukcije, kao što su kompaktni energetske stupovi tj. dalekovodi nove generacije, upozorava se na to da galopiranje visokonaponske mreže može znatno pridonijeti ukupnoj akumulaciji oštećenja, što treba uzeti u obzir na odgovarajući način.

2. Teorijske osnove

2.1. Spektralna metoda

Spektralna metoda, poznatija kao Hansenova metoda za proračun odvajanja vrtloga iz EN 1991-1-4 [1], ima korijene u radovima znanstvenika Vickerya i Clarka [22], a što su dodatno proširili Vickery i Basu [23-25]. Opći izraz odnosa amplitude osciliranja y_{max} na vrhu jednolikog konzolnog nosača i širine kritičnog presjeka b prema Vickery-Basuvom modelu, u prvom tonu osciliranja, izraz (1):

$$\frac{y_{max}}{b} = g \frac{[n_1 S_{cl}(n_1)]^{1/2} (\rho b^2 / m_e)}{16\pi^{3/2} \delta^{1/2} St^2} f(\phi) \quad (1)$$

gdje su:

- g - faktor maksimuma amplitude koji ovisi o rezonantnoj frekvenciji (ovaj parametar ima vrijednost između 3,5 i 4)
 n_1 - frekvencija osciliranja u prvom tonu
 $S_c(n)$ - spektralna gustoća koeficijenta popočne sile
 ρ - gustoća zraka u uvjetima odvajanja vrtloga
 m_e - efektivna masa po jedinici dužine, dana u F.4 [1]
 δ - kritični koeficijent prigušenja koji sadrži prigušenje konstrukcije i aerodinamičko prigušenje
 S_c - Strouhalov broj, E.1.6.2 [1]
 $f(\phi)$ - funkcija oblika osciliranja.

Navedeni izraz (1) predstavljen je u Eurokodu [1] u zatvorenom obliku za prvi oblik osciliranja kao spektralna metoda za proračun odvajanja vrtloga:

$$y_{\max} = \sigma_y k_p \left(\frac{\sigma_y}{b} \right)^2 = c_1 + \sqrt{c_1^2 + c_2}; \quad (2)$$

$$c_1 = \frac{a_L^2}{2} \left(1 - \frac{S_c}{4\pi K_a} \right); \quad c_2 = \frac{\rho b^2 a_L^2 C_c^2 b}{m_e K_a S t^4 h}$$

gdje su pored oznaka već definiranih u izrazu (1):

- k_p - udarni koeficijenti
 σ_y - standardna devijacija pomaka
 S_c - Scrutonov broj
 C_c - aerodinamička konstanta, ovisna o obliku poprečnog presjeka, a za kružni cilindar ovisna i o Reynoldsovom broju Re, kako je to definirano u E.1.3.4, [1]; dana je u tablici E.6, [1]
 K_a - aerodinamički parametar prigušenja, dan u E.1.5.3 (4), [1]
 α_L - normirana granična amplituda koja odgovara progibu konstrukcija s vrlo malim prigušenjem, dana u tablici E.6 iz [1]
 h, b - visina i širina konstrukcije; za konstrukcije s promjenjivom širinom uzima se širina u točki s najvećim pomacima.

Clobes, Willecke i Peil [10] su usporedbom izmjerenih amplituda s rezultatima ovog modela uočili kako ona za male vrijednosti Scrutonovog broja predviđa iznimno rijetke i ekstremne vrijednosti amplituda osciliranja, te nije pogodna za jednostavnu primjenu pri proračunu zamora materijala kod konstrukcija za koje se očekuje sigurnost u fazi uporabe (uglavnom 50 godina). Kombiniranje utjecaja uslijed rezonantnog osciliranja prema ovom modelu, s brojem ciklusa opterećenja koji su procijenjeni prema izrazu (E.10) iz [1], a neovisno o usvojenoj pojasnoj širini (eng. *bandwidth*), nije prikladno. Kalibracija ukupnog broja oscilacija za primjenu u kombinaciji s rijetkim amplitudama koje su izračunane na temelju spektralne metode nije za sada poznata u literaturi, i u velikoj mjeri ograničava upotrebu te metode. Paušalno određivanje ove vrijednosti u iznosu od $N > 200 \cdot T$ vodi prema minimalnom broju oscilacija u visini od 10^4 , što autori ovog rada smatraju previše pojednostavljenim i neprikladnim pristupom. Osim toga, pretpostavke proračunskih

modela navode na zaključak da su razlozi za isključivanje predmetne metode iz njemačkog nacionalnog dodatka [26]: neusklađenost u prognoziranim rezultatima, ograničenost primjene na osnovni ton osciliranja, ograničenost na primjenu kod konstrukcija s pravilnim rasporedom dimenzija duž glavne osi konstrukcije (što je u građevinskoj praksi isključivo karakteristično za dimnjake), nemogućnost primjene na elemente u grupnoj ili linijskoj dispoziciji, neprimjenjivost metode kod konstrukcija čiji se odgovor sustava mora izračunati primjenom modalne analize uzimanjem u obzir geometrijske nelinearnosti sustava (kao što su dalekovodi u fazi uporabe), kao i uslijed visokog stupnja ovisnosti modela od lokalnih učinaka koji utječu na parametar aerodinamičkog prigušenja. Spektralnu metodu u svom izvornom obliku, bez prikladnog proširivanja parametara aerodinamičkog prigušenja u funkciji intenziteta turbulencije, kako je to definirano primjerice u francuskom nacionalnom dodatku [27], autori smatraju konzervativnim i neekonomičnim pristupom. Onemogućio bi izgradnju objekata kakva je s sadašnjeg stanja tehnike uobičajena u središnjoj Europi. Ovu tvrdnju dokazuje i sam autor metode [12].

Za laminarne vjetrove u slučaju temperaturne inverzije, iskustvo autora temeljeno na izgradnji objekata za osvetljenje stadiona u Norveškoj daje prednost spektralnoj metodi, ali ne u smislu proračuna zamora materijala već u smislu uzimanja u obzir velikih amplituda u statičkom smislu, jer one mogu biti usporedive s progibima nosača koji su izazvani vjetrom s povratnim periodom od 50 godina.

U proračunskom postupku danom na oglednom primjeru, spektralna metoda neće biti primijenjena. Detaljnija analiza te metode i prijedlog za praksu primjenjive proračunske procedure koja bi mogla izbjeći barem neke od navedenih nedostataka bit će predmet budućih istraživanja.

2.2. Vrtložna - rezonantna metoda

Vrtložna-rezonantna metoda temeljena je na radovima Scrutona i dr. (sažeto u [28]), Rummana [29] i Ruscheweyha [13-18, 30]. Zasniva se na pretpostavci da fenomen odvajanja vrtloga stvara sinusoidne sile harmonijske prirode koje su okomite na smjer vjetra. Za razliku od spektralne metode determinističke je prirode i temelji se na jasno definiranoj mehanici. Polazna jednadžba Ruscheweyhova modela temelji se na modalnoj sili $Q(t)$ koja se za normirani ton osciliranja opisan s $\phi_{i,y}(z)$ može napisati u obliku danom u izrazu (3):

$$Q(t) = \int_0^h F(z,t) \phi_{i,y}(z) dz \quad (3)$$

Oznake u izrazu (3) su sljedeće:

- z - visinska koordinata nosača ukupne visine h ;
 $F(z,t)$ - poprečno opterećenje vjetra uslijed odvajanja vrtloga u vremenu t , po jedinici dužine za koje vrijedi

$$F(z,t) = q(z)b(z)c_f(z) \sin(2\pi n_{she} \cdot t + \gamma(z)\pi) \quad (4)$$

gdje su:

- $q(z)$ - dinamički tlak vjetra po dužini nosača
- $b(z)$ - dimenzija (promjer) presjeka u funkciji koordinate visine nosača
- $c_F(z)$ - bezdimenzijski faktor oblika koji opisuje amplitudu sile
- n_{she} - frekvencija osciliranja konstrukcije koja je izazvana vrtlozima
- $\gamma(z)$ - faktor predznaka koji upućuje na orijentaciju sile u smjeru predznaka tona osciliranja.

Pretpostavlja se da ove sile djeluju na određenoj dužini, koja je definirana kao "dužina korelacije" L . Sam termin dolazi iz područja stohastike kako bi se uzeli u obzir aeroelastički učinci. Prostorni koeficijent korelacije R_{12} za fluktuirajuće sile u dvije kritične točke duž poprečnog presjeka definiran je izrazom (5):

$$R_{12} = \frac{\overline{f_1(t)f_2(t)}}{\overline{f^2}} \tag{5}$$

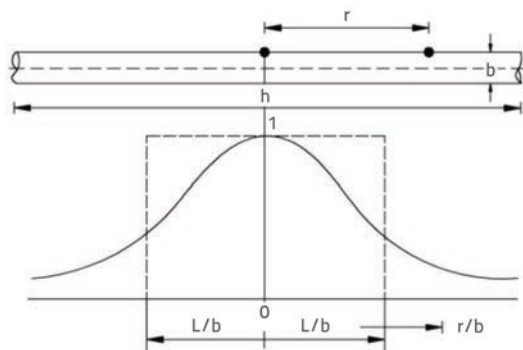
gdje su $f_1(t), f_2(t)$ fluktuirajuće sile po jedinici dužine cilindričnog tijela.

Pretpostavlja se da je srednja kvadratna fluktuirajuća sila $\overline{f^2}$ po jedinici dužine konstantna, tako da vrijedi $\overline{f_1^2} = \overline{f_2^2} = \overline{f^2}$.

Za dimenziju promjera cilindra b , u slučaju kada se razmak dviju kritičnih točaka smanjuje, $R_{12}(r)$ gdje je ($\bar{r} = r/b$), teži vrijednosti 1. U navedenom izrazu, \bar{r} predstavlja razmak dviju mjernih točaka, u funkciji promjera b . Pri razmicanju definiranih kritičnih točaka, $R_{12}(\bar{r})$ teži nuli. Izrazom (6):

$$\bar{L} = \int_0^{+\infty} R_{12}(\bar{r}) d\bar{r} \tag{6}$$

gdje je $\bar{L} = L/b$, definirana je prostorna granica statističkih događaja, kao što su male fluktacije kritične brzine, kratkotrajno turbuletno djelovanje vjetra ili sinkrono odvajanje vrtloga. Na taj je način djelovanje vrtložnih sila (3) ograničeno na "dužine korelacije" L koje predstavljaju empirijsku vrijednost temeljenu na mjerenjima, a gdje se $R_{12}(\bar{r})$ uglavnom usvaja u obliku opadajuće eksponencijalne funkcije. Grafički prikaz prostorne korelacije kod cilindričnog tijela predstavljen je na slici 2.



Slika 2. Prostorna korelacija bočnih sila kod cilindričnog tijela

Veća promjena brzine vjetra kojom se ometa dostignuto "sinkronostanje" nije uključena u ovaj empirijski parametar, i mora se posebno uzeti u obzir pri procjeni broja oscilacija kojima je konstrukcija podvrgnuta u projektom definiranom vremenu trajanja izgradnje i uporabe.

Kako je već rečeno da se radi o rezonantnom problemu, maksimalni odgovor nosača visine h se dobiva u slučaju "poklapanja" prirodne frekvencije $n_{i,y}$ i-tog tona osciliranja s frekvencijom uslijed vrtložnog djelovanja n_{she} pri čemu se za referentne vrijednosti presjeka b i odgovarajućeg dinamičkog tlaka vjetra ostvaruje amplituda $y_{F,max}$:

$$\frac{y_{F,max}}{b} = \phi_{i,y}(z)_{max} \frac{\int_0^h \frac{q(z)}{q_{ref,b}} \frac{b(z)}{b} c_F(z) \phi_{i,y}(z) dz}{4\pi \int_0^h \phi_{i,y}^2(z) dz} \frac{1}{Sc} \frac{1}{St^2} \tag{7}$$

gdje su uz već definirane oznake:

- $\phi_{i,y}(z)$ - maksimalna vrijednost normirane amplitude osciliranja
- $q_{ref,b}$ - dinamički tlak vjetra na kritičnoj visini s promjerom b , na kojoj odvajanje vrtloga nastaje.

Značenje vrijednosti Scrutonovog broja Sc i Strouhalovog broja St prepoznato je već u početnim modelima koji su opisali ovaj fenomen. Scrutonov broj opisuje osjetljivost oscilacija u funkciji prigušenja konstrukcije i odnosa mase konstrukcije i mase fluida (zraka) izrazom (8):

$$Sc = \frac{2\delta_s m_{i,e}}{\rho b^2} \tag{8}$$

gdje je δ_s prigušenje konstrukcije izraženo preko logaritamskog dekrementa, a $m_{i,e}$ ekvivalentna masa po jedinici dužine, za oblik tona i , prema [1].

Prigušenje ovog modela se sastoji samo od prigušenja konstrukcije koji je izražen u vidu logaritamskog dekrementa, dok se za razliku od spektralne metode, aerodinamičko prigušenje zanemaruje. Razlozi su za to brojni, a u teorijskim osnovama spektralne metode već je naglašeno kako intenzitet turbulencije u velikoj mjeri utječe na veličinu aerodinamičkog prigušenja. Ovaj parametar je teško odrediti i stoga njegova procjena u slučaju nedostatka prikladnog tretiranja u normama predstavlja za svakodnevnu inženjersku praksu izuzetno izazovan zadatak. Temeljni problem detaljnijeg proračuna u višim tonovima osciliranja u modalnoj analizi primjerice kod dalekovoda u fazi uporabe, odnosi se na činjenicu da logaritamski dekrement prigušenja definiran u [1], tablica F.2, daje smjernice samo za prvi, osnovni ton osciliranja. Osim toga, predložene vrijednosti nisu sveobuhvatne, tj. daju smjernice samo za pojedini tip konstrukcija, tako da često postoji potreba za određenim dopunskim pretpostavkama.

Analizom izmjerenih amplituda koje su predstavljene u [10], uočava se eksponencijalni rast amplitude osciliranja za vrijednosti $Sc < 5$. Ako je geometrija nosača odabrana na

ovako nepovoljan način, savjetuju se *posebne konzultacije* s stručnjacima iz područja dinamičkih utjecaja pri opterećenju vjetrom radi prikladnog tumačenja rezultata. Strouhalov broj St opisuje odnos kritične brzine vjetra $V_{crit,i}$ i vlastite frekvencije konstrukcije u i -tom tonu osciliranja $n_{i,y}$ izrazom (9):

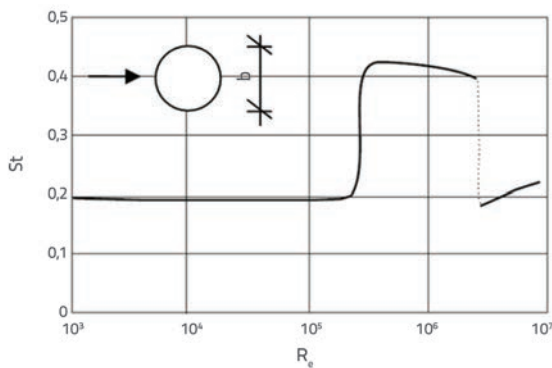
$$St = \frac{b \cdot n_{i,y}}{V_{crit,i}} \quad (9)$$

Takav izraz daje odgovor na pitanje o vrijednosti kritične brzine vjetra izražene u funkciji skalarne vrijednosti St_i frekvencijskih karakteristika konstrukcije. O vrijednosti St postoje iscrpni izvori u literaturi. Prijedlog usvajanja ove vrijednosti je prikazan na slici 3. U najvećem broju slučajeva ta se vrijednost za kružne cilindre definira u iznosu $St \approx 0,20$. Praksa je pokazala da je ovakav zaključak vrlo često neadekvatan, s obzirom na to da je priroda odvajanja vrtloga ovisna o režimu toka, koji je definiran Reynoldsovim brojem. Tako se za subkritično područje režima toka ($Re < 2 \times 10^5$) uglavnom pojednostavnjeno usvaja vrijednost od 0,20, a za superkritično područje ($Re > 5 \times 10^6$), St se uglavnom usvaja u granicama od 0,20 do 0,30. Uvođenjem EN 1991-1-4, ova vrijednost je definirana u iznosu od 0,18 za sve vrijednosti Reynoldsovog broja. Pojedina mjerena su pokazala da za malu vrijednost Reynoldsovih brojeva ta vrijednost može iznositi i 0,16 [10, 32]. Stoga se u proračunskoj metodi predlaže usvajanje vrijednosti Strouhalovog broja od 0,18 za sve vrijednosti Reynoldsovog broja, kako je to definirano u [1], a za objekte od posebnog značenja savjetuju se dopunska eksperimentalna i numerička istraživanja radi realistične procjene te vrijednosti. U smislu tzv. faktora maksimuma amplitude g koji se uočava i kod spektralnog modela (1), može se reći da je on uključen u Ruscheweyhov rezonantni model prikazan izrazom (10):

$$\int_0^h c_F(z) \phi_{i,y}(z) dz = g c_{lat} \int_L \phi_{i,y}(z) dz \quad (10)$$

$$g c_{lat} \int_L \phi_{i,y}(z) dz = c_{lat} \int_{L_j} \phi_{i,y}(z) dz$$

Značenje izraza (10) nije očigledno, i zahtijeva uvođenje novog parametra koji je nazvan "efektivna dužina korelacije" L_j kao i



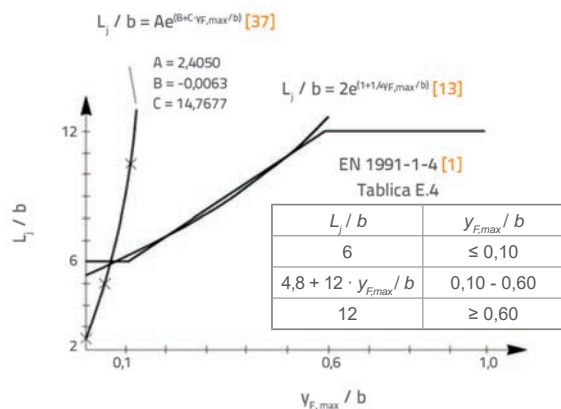
Slika 3. Strouhalov broj u funkciji Reynoldsovog broja - lijevo prema [8]; desno prema [33]

standardne devijacije opterećenja u obliku vrijednosti c_{lat} koja je u Eurokodu definirana kao 'koeficijent poprečne sile'. Na ovaj način, novodefinirana zamjenjujuća efektivna dužina korelacije doprinosi modelu na način da djelovanje poprečnih sila (4) uvećava faktorom amplitude g koji u praksi ima vrijednost između $\sqrt{2}$, koja vrijednost odgovara harmonijskoj pobudi sustava koja je opisana vrtložno-rezonantnim modelom, i $\max. \approx 4$ koja karakterizira spektralni model.

Konačno, zamjenom jednadžbe (10) u (7) dobivamo prepoznatljivu formu amplitude osciliranja koja je prisutna u EN 1991-1-4, (E.7) [1]:

$$\frac{y_{F,max}}{b} = \frac{1}{St^2} \frac{1}{Sc} K \cdot K_w \cdot c_{lat} \quad (11)$$

U navedenoj jednadžbi K predstavlja "koeficijent oblika tona osciliranja". U literaturi [30, 31] navedeno je dataj parametar nema "fizičko značenje". S druge strane, koeficijent efektivne dužine korelacije K_w uključuje aeroelastičnu prirodu sila kroz fenomene opisane jednadžbama (5), (6) odnosno (10), na pojednostavljen način, tako da je proporcionalan nizu koeficijenata dinamičkog tlaka, kada su ortogonalna rješenja problema vlastite vrijednosti osciliranja konzolnog nosača zadana u obliku analognih funkcija. Ovu tvrdnju je iskoristio Dickel, koji je sva navedena zapažanja uključio u razvijenu proračunsku proceduru [31, 34-36].



Slika 4. L_j/b u funkciji bezdimenzijske amplitude $y_{F,max}/b$, prema [1, 13, 37]

Re	St
$10^5 \leq Re \leq 4 \cdot 10^5$	0,19
$4 \cdot 10^5 \leq Re \leq 10^6$	$-0,7674 + 0,1709 \log_{10}(Re)$
$10^6 \leq Re \leq 1,6 \cdot 10^6$	$1,3752 - 0,1862 \log_{10}(Re)$
$Re > 1,6 \cdot 10^6$	0,22

Kako odnos bezdimenzijske amplitude $y_{F,max}/b$ i pretpostavljene efektivne dužine korelacije L_r predstavlja konačan kriterij o konvergenciji rješenja (slika 4. prema [1, 13, 37]), to je u proračunu potrebno primijeniti iterativnu proceduru koja u slučaju velikih amplituda osciliranja neće podcijeniti doprinos aeroelastičnih sila. Kao kriterij konvergencije predlaže se konačan uvjet:

$$\varepsilon_{i,s} = |y_{F,max,i,s,k} / b_s - y_{F,max,i,s,k-1} / b_s| < 0,001 \quad (12)$$

Izraz (12) naglašava da se iterativni postupak provodi u svim točkama nosača (s) za sve razmatrane tonove osciliranja (l), pri čemu je potreban broj iterativnih koraka označen s k , sve do ispunjenja uvjeta koji je definiran izrazom (12), tj. do dostizanja razlike u dva iterativna koraka koja je manja od 1‰.

Izračunavanjem amplitude, osciliranje dobiva svoje kvantitativno značenje. Tako se amplituda osciliranja $y_{F,max,i,s}$ proizvoljne točke s u tonu osciliranja i može izraziti izrazom (13):

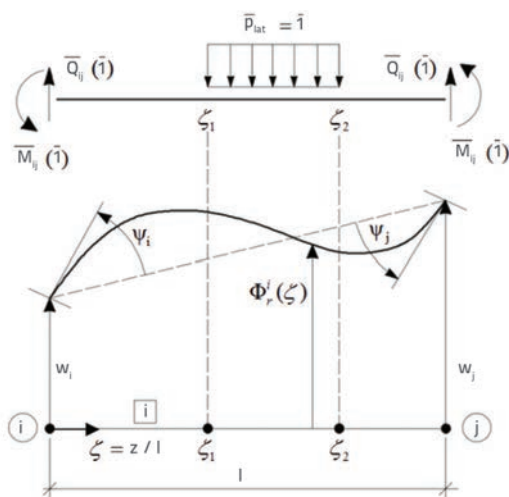
$$y_{F,max,i,s} = y_{F,max} \cdot \phi_{i,y}(s) \quad (13)$$

gdje je $\phi_{i,y}(s)$ normirana vrijednost tona osciliranja za oblik osciliranja i u točki s .

Kako je krajnji cilj izračunavanje nominalnih naprezanja radi kontrole zamora materijala, potrebno je odrediti unutarnje sile koje se javljaju po dužini nosača uslijed vrtložnog osciliranja. U Eurokodu [1] je prisutan izraz:

$$F_w(s) = m(s) \cdot (2\pi n_{r,y})^2 \phi_{i,y}(s) y_{F,max} \quad (14)$$

gdje je $m(s)$ masa konstrukcije koja oscilira po jedinici dužine, dok $F_w(s)$ predstavljaju inercijalne sile po jedinici dužine nosača. Uočava se da ovaj izraz vrijedi samo u slučaju cilindrične konstrukcije kod koje ne postoje diskontinuiteti u masama i krutosti.



Slika 5. Poopćene sile i pomaci poprečno opterećenog štapa, prema [31]

Ovaj nedostatak se vrlo lako može izbjeći postupkom koji je dan u literaturi [31], a koji je temeljen na metodi konačnih elemenata. Za štapni konačni element prikazan na slici 5., polazeći od normiranog oblika osciliranja ϕ_r koji zadovoljava poznatu formu problema vlastitih vrijednosti, izraz (15):

$$[K] \phi_r - \omega_r^2 [M] \phi_r = 0 \quad (15)$$

može se za ton osciliranja r s kružnom frekvencijom ω_r napisati rješenje X_r u sljedećem obliku, izraz (16):

$$X_r = \phi_r e^{i\omega_r t} \quad (16)$$

Usvaja se pretpostavka definiranog vektora sila u funkciji matrice krutosti K , matrice masa M i vektora pomaka štapa v u obliku:

$$Q = [K] \cdot v + [M] \frac{\partial^2 v}{\partial t^2} \quad (17)$$

gdje su: $Q^T = [Q_i(t) M_i(t) Q_j(t) M_j(t)]$ vektor sila, $v^T = [w_i(t) \psi_i(t) w_j(t) \psi_j(t)]$ vektor pomaka, a matrica krutosti i matrica masa izvedene su za interpolacijske funkcije u obliku Hermitovih polinoma za štap dužine l , krutosti EI i težine po $m' \mu$:

$$[K] = \frac{EI}{l^3} \begin{bmatrix} 12 & 6l & -12 & 6l \\ 6l & 4l^2 & -6l & 2l^2 \\ -12 & -6l & 12 & -6l \\ 6l & 2l^2 & -6l & 4l^2 \end{bmatrix} \quad [M] = \frac{\mu l}{420} \begin{bmatrix} 156 & 22l & 54 & -13l \\ 22l & 4l^2 & 13l & -3l^2 \\ 54 & 13l & 156 & -22l \\ -13l & -3l^2 & -22l & 4l^2 \end{bmatrix} \quad (18)$$

Primjenom izraza (16) može se izvesti zaključak da vrijedi $\ddot{v}_r = -\omega_r^2 v_r$ što uz primjenu (17) vodi prema lokalnim čvornim silama elementa Q_r u r -tom obliku tona osciliranja, vidi [31]:

$$Q_r = y_{F,max} [[K] - \omega_r^2 [M]] \phi_r^i \quad (19)$$

Za konusne, tj. elemente s nagibom strana (eng. tapered structures), moguće je izvršiti osrednjavanje vrijednosti momenta površine drugog stupnja na krajevima štapa uz diskretizaciju na male elemente, što je i primijenjeno u proračunskom postupku definiranom u ovom radu, na način da je $\bar{I}_{ij} = 1/((1/2I_i) + (1/2I_j))$, dok je zamjenjujuća vrijednost za μl u matrici masa usvojena kao razlika normalne sile na krajevima štapa prema teoriji prvog reda, vodeći računa o doprinosu koncentriranih masa.

3. Proračunski postupak

3.1. Izračunavanje utjecaja uslijed vrtložnog osciliranja

Sva teorijska zapažanja iz potpoglavlja 2.2. su implementirana u vlastiti objektno orijentirani programski paket koji daje rješenje kvantitativnog osciliranja uslijed odvajanja vrtloga i odgovarajuće unutarnje sile iz kojih se mogu izračunati nominalni naponi. Program se može koristiti i za proračun hibridnih nosača

ostvarenih kombinacijom nekih od materijala kao što su beton, čelik ili polimeri armirani staklenim vlaknima (GFRP).

Vlastiti program za određivanje utjecaja uslijed odvajanja vrtloga napisan je u objektno orijentiranom kodu zbog kompleksnosti samog proračunskog postupka. Primjenom metode nasljeđivanja, izvedeni su specijalizirani razredi, što ima posebnu pogodnost kod ponovne upotrebe, posebno u iterativnoj proračunskoj proceduri izračunavanja amplitude u funkciji pretpostavljene efektivne dužine korelacije.

Evaluacija izraza (19) se može provesti primjenom modalne analize, koja je putem veze s eksternim programom (COM-tehnologija) implementirana u proračunski postupak. COM (eng. *Component Object Model*) predstavlja industrijsko binarno sučelje koje omogućuje međuprocenu komunikaciju objekata u velikom rasponu programskih jezika. U sklopu razvoja programa, on je primijenjen radi povezivanja vlastitog programa koji koristi objektno orijentirani kod napisan u C++ programskom jeziku, s eksternim programom "RFEM-/RSTAB-Zusatzmodul RF-COM/RS-COM" [38]. Na raspolaganju stoje dvije mogućnosti koje pruža ovakvo proširenje programa, i oba su temeljena na modalnoj analizi.

U prvom redu, moguće je izvršiti dodatnu evaluaciju rješenja koje je izračunano primjenom izraza (13). Cilj je numeričke procedure taj da za pretpostavljene harmonijske sile, koje su proporcionalne proizvodu čvornih masa $m(s)$ i odgovarajućih pomaka svake točke odabranog tona osciliranja, izraz (20):

$$F_w(s) = \pm m(s) \cdot \phi_{i,y}(s) y_{F,\max} \sin(2\pi n_{i,y} \cdot t) \quad (20)$$

a koje djeluju na sintetičkim dužinama korelacije L_g koje su jednake razmacima nul točaka normiranog tona osciliranja, definira odgovor sustava u smislu pomaka točaka prema izrazima (11) odnosno (13). Ovaj model je uvjetovan usvajanjem odgovarajućeg modela prigušenja. Autori ovog rada predlažu primjenu Rayleighovog proporcionalnog prigušenja.

Diferencijalna jednadžba gibanja sustava pod vanjskim opterećenjem $F(t)$ koje je promjenljivo u vremenu može se izraziti pomoću izraza (21):

$$[M]\{\ddot{y}(x)\} + [C]\{\dot{y}(x)\} + [K]\{y(x)\} = \{F(t)\} \quad (21)$$

gdje su $y(x)$ pomaci točke, $\dot{y}(x)$ brzina i $\ddot{y}(x)$ ubrzanje.

Ovom klasičnom jednadžbom definira se sustav u kojem su vanjske sile dane u funkciji matrice mase $[M]$, prigušenja $[C]$ i krutosti $[K]$ sustava. Viskozno prigušenje je izraženo kao kombinacija mase i krutosti na sljedeći način pomoću izraza (22):

$$[C] = \alpha[M] + \beta[K] \quad (22)$$

Određivanje koeficijenta α i β bit će provedeno prema sljedećoj proračunskoj proceduri. Prigušenje konstrukcije se usvaja za frekvenciju koja odgovara osnovnom tonu u iznosu kako je to definirano prema [1], preračunavanjem logaritamskog

dekrementa δ_s u relativno prigušenje ζ . Fiksna vrijednost ζ u iznosu od 0,05 se definira za ton osciliranja m kojem odgovara frekvencija pri kojoj se ostvaruje značajan postotak udjela mase, veći od 90 %. Zbog toga vrijedi sljedeći izraz (23):

$$\omega_d = \omega\sqrt{1-\zeta^2} \approx \omega \quad (23)$$

gdje je ω_d kružna frekvencija prigušenog sustava, a ω kružna frekvencija neprigušenog sustava. Dakle, zbog male vrijednosti prigušenja, izraz (20) je moguće razmatrati u istom obliku za prigušen i neprigušen sustav.

Vrijednosti prigušenja u tonovima koji se nalaze u rasponu između osnovnog i tona m izračunavaju se linearnom interpolacijom prikazanom u izrazu (24):

$$\zeta_i = \frac{\zeta_m - \zeta_1}{\omega_m - \omega_1} (\omega_i - \omega_1) + \zeta_1 \quad (24)$$

Kako je jednostavna linearna interpolacija često nedovoljna, i potencijalno ne uzima u obzir mogući nelinearni pad prigušenja pri nižim frekvencijama uslijed malog doprinosa matrice krutosti ukupnom prigušenju, potrebno je proširiti skup podataka ekstrapolacijom rezultata do 2,5 m tonova osciliranja. Za opseg frekvencije iznad tona m primjenom izraza (25):

$$\zeta_i = \frac{\zeta_m - \zeta_1}{\omega_m - \omega_1} (\omega_{m+i} - \omega_m) + \zeta_m \quad (25)$$

moguće je izvršiti ekstrapolaciju. Konačno, rješavanjem izraza (26):

$$\beta_1 = \frac{2\zeta_1\omega_1 - 2\zeta_m\omega_m}{\omega_1^2 - \omega_m^2} \quad \alpha_1 = 2\zeta_1\omega_1 - \beta_1\omega_1^2 \quad (26)$$

$$\beta_{2,5m} = \frac{2\zeta_1\omega_1 - 2\zeta_{2,5m}\omega_{2,5m}}{\omega_1^2 - \omega_{2,5m}^2} \quad \alpha_{2,5m} = 2\zeta_1\omega_1 - \beta_{2,5m}\omega_{2,5m}^2$$

prigušenje sustava je za svaki skup podataka u potpunosti definirano. Indeksi 1, tj. 2,5 m u izrazima za α i β upućuju na skup podataka iz kojeg se izračunavaju koeficijenti. Osrednjavanjem vrijednosti rezultata dobivenih za skupove $(\zeta_1, \zeta_m, \omega_1, \omega_m)$ i $(\zeta_1, \zeta_{2,5m}, \omega_1, \omega_{2,5m})$ dobiva se novi skup podataka. Grafičkim iscrtavanjem relativnog prigušenja u funkciji kružne frekvencije za različite tonove osciliranja, uočava se koji skup daje najveći pad prigušenja u nižim tonovima. Za njega se primjenom izraza (26) usvajaju koeficijenti α i β .

Proračun primjenom vremenske integracije u frekvencijskom području je iterativnog karaktera i ponavlja se do dostizanja željenog harmonijskog odgovora. Najveći utjecaj na izgled oblika odgovora sustava imaju veličina vremenskog koraka Δt i konačna vrijednost primijenjenog prigušenja. Smanjenje veličine vremenskog koraka često pozitivno utječe na doseganje stabilnog, harmonijskog odgovora sustava.

Za iznimno malo prigušenje, posebno kod nosača s mješovitim materijalima, uočava se nestabilan i stohastički odgovor.

U tom slučaju se postavlja pitanje opravdanosti primjene ovakvog modela. Za inženjersku praksu je u većini slučajeva za preliminarne proračune dovoljno precizna procedura kojom se prigušenje uvećava određenim koeficijentom, a izračunane unutarnje sile se također multipliciraju istim usvojenim koeficijentom. Kako jednostavno množenje koeficijenata α i β može voditi prema rezultatima koji nisu na strani sigurnosti, autori za takve nestandardne slučajeve, a kod preliminarnih procjena, predlažu primjenu Lehrschovog relativnog prigušenja. Predloženi koeficijent množenja prigušenja i unutarnjih sila ima vrijednost 10. Tu vrijednost treba shvatiti približnom, što znači da inženjer koji provodi proračun treba s posebnom pažnjom pristupi odabiru faktora kojim će pomnožiti prigušenje i izračunane unutarnje sile. Primjena predloženog koeficijenta se iskustveno pokazala prikladnom na velikom broju preliminarnih procjena i studija izvodljivosti na prostoru Njemačke, kod betonskih telekomunikacijskih stupova. Za njih je planirana nadogradnja dodavanjem čeličnog nastavka ili polimere armirane staklenim vlaknima ili antene na vrhu nosača. Primjenom ovog principa, neusklađenost u rezultatima se svodi na razumnu mjeru. Za detaljnije analize i krajnje proračune ovakav pristup nije adekvatan, s obzirom na moguću neproporcionalnost odgovora sustava i usvojenog prigušenja.

Prednost takvog proračunskog pristupa se ogleda u informaciji o trenutku vremena kada konstrukcija dostiže rezonantni maksimum. Ako je to vrijeme previše kratko, tj. ako se integracijom diferencijalne jednadžbe gibanja (21) izračuna doseganje amplitude nekoliko sekundi nakon apliciranja sile, pogotovo u prva dva tona osciliranja, to upozorava na malu prigušenost sustava i veliku podložnost fenomenu vrtložnog osciliranja.

Uz ovu pogodnost, u kombinaciji s pravilnom interpretacijom vrijednosti Scrutonovog broja čija vrijednosti ne bi trebala biti manja od 6, iskustveno se pokazalo kao dobra inženjerska praksa na primjeru više stotina čeličnih, betonskih i hibridnih nosača, koje su izračunali i izgradili korisnici programa koji se temelji na navedenoj proračunskoj proceduri.

Druga pogodnost koju pruža modalna analiza odnosi se na granične i geometrijske uvjete koji nisu na očigledan način obuhvaćeni pretpostavkama vrtložno-rezonantnog modela,

prema algoritmu koji je prikazan na slici 6. Tako se za konusnu konstrukciju ne može s sigurnošću reći da položaj "anti-čvorova" s maksimalnom vrijednošću normiranog tona osciliranja predstavlja položaj kritičnog presjeka s obzirom na promjenu dimenzije nosača u točkama bliskim kritičnoj.

Vickery i Clark [22] su pokazali da za ove konstrukcije postoji velika vjerojatnost pojave kritičnog presjeka b na visini z , u tonu osciliranja j za koji vrijedi izraz (27):

$$\frac{d[b^4(z)\phi_j(z)]}{dz} = 0 \quad (27)$$

Kada bi došlo do inicijalnog odvajanja vrtloga u zoni blizu vrha konstrukcije, moglo bi se očekivati da bi se sa povećanjem brzine vjetera, vrtlog mogao potencijalno "spuššati" prema nižim presjecima, što je direktna posljedica promjenjivosti presjeka. Jasno je da u slučaju konusnih konstrukcija, prostorni koeficijent korelacije raste, a aerodinamički doprinos sila opada, ali kako to utječe na cjelokupni odgovor sustava ostaje na prvi pogled nejasno s obzirom na neproporcionalnost promjene tih vrijednosti. Zbog ovih nejasnoća koje iziskuju daljnja istraživanja ovog fenomena, autori ovog rada iskustveno predlažu posebne konzultacije s stručnjacima iz ovog područja u slučaju konstrukcija s konicitetima (čunjastost, nagib) većim od 25 mm/m. Nije neuobičajeno da se u tom slučaju uvećanjem efektivne dužine korelacije, ovakve nepoznanice uzimaju u obzir. Isto je moguće provesti primjenom modalne analize u frekventijskom području prema desnoj grani algoritma koji je prikazan na slici 6. Harmonijske sile koje djeluju na nosač u j efektivnih dužina korelacije L_j s kritičnim presjecima b_j se mogu napisati u obliku:

$$F_{i,j} = \pm F_{i,j,0} \sin(2\pi n_{i,y} \cdot t) \quad (28)$$

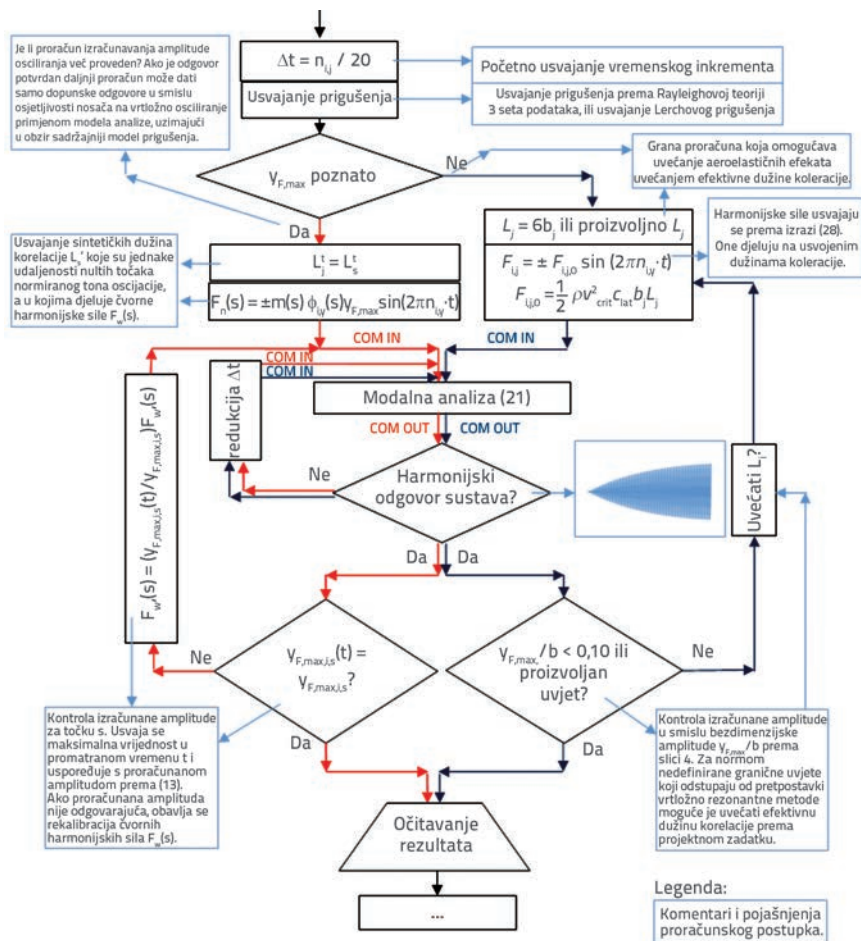
$$F_{i,j,0} = \frac{1}{2} \rho v_{crit}^2 c_{lat} b_j L_j$$

gdje indeks i označava razmatrani ton osciliranja.

Radi evaluacije u ovom radu prikazanog proračunskog modela, izvedena je usporedba, s u literaturi često analiziranom referentnom konstrukcijom, a to je čelični dimnjak grada Aahena

Tablica 1. Usporedba rezultata referentne konstrukcije ($b = 914$ mm)

n_{iy} [Hz]	δ	c_{lat}	St	v_{crit} [m/s]	M [t/m]	K	Sc	K_w	$y_{F,max}$ [mm]	Izvor
1,721	0,015	0,241	0,20	7,87	0,090	0,129	2,59	0,465	128	Ovo istraživanje
1,720	0,012	0,250	0,21	7,50	0,090	0,133	2,10	0,560	183	[16]
1,700	0,012	0,200	0,20	7,80	-	0,130	2,10	0,525	149	[39]
2,017	0,015	0,200	0,20	9,22	0,075	0,128	2,16	0,488	132	[35]
1,721	0,012	0,287	0,21	7,49	0,090	0,128	2,07	0,521	192	[35]
1,721	0,012	0,250	0,21	7,49	0,090	0,128	2,07	0,496	159	[35]
1,721	0,015	0,242	0,20	7,86	0,090	0,128	2,59	0,474	130	[35]
1,721	0,015	0,200	0,20	7,86	0,090	0,128	2,59	0,452	103	[35]



Slika 6. Algoritam proračuna za slučaj modalne analize u rezonantnom području primjenom tehnologije Component Object Model (COM)

u Njemačkoj. Ta je usporedba rezultata predstavljena u tablici 1. Uočava se dobro poklapanje rezultata u slučaju osciliranja u osnovnom tonu, i blago odstupanje od izmjerene amplitude. Amplituda osciliranja u iznosu od 140 mm je izmjerena pri često zabilježenoj frekvenciji od 1,72 Hz [16, 31]. Rezultati se odnose na pretpostavku upetog oslonca na dnu stupa, zbog čega ti rezultati odstupaju od pojedinih rezultata koji su temeljeni na pretpostavci elastičnog ukleštenja, $c_d = 5,85 \cdot 10^5$ [kNm/m]. Izračunano odstupanje od 8,6 % u odnosu na izmjerenu amplitudu može se objasniti pojednostavljenjima u proračunu i nesavršenošću proračunskog modela.

3.2. Kontrola zamora materijala

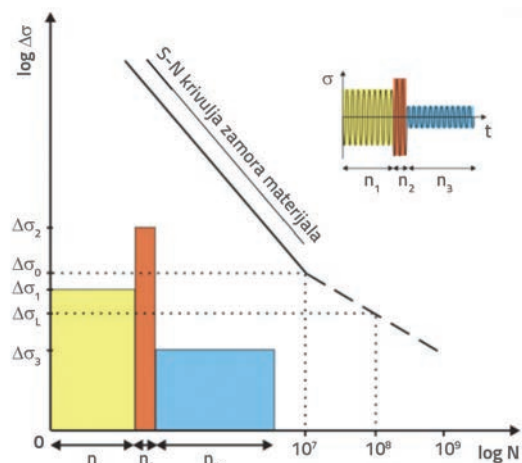
Iz teorije koja je predstavljena, jasno je da postoji mogućnost osciliranja nosača s različitim frekvencijama, a dodatno s mogućnošću odvajanja vrtloga na različitim visinama u istom frekvencijskom tonu. Ovo vodi prema različitim amplitudama osciliranja, tj. različitim naponskim stanjima tijekom definiranog trajanja konstrukcije. Dakle, konstrukcija je tijekom izgradnje i uporabe podvrgnuta spektru harmonijskih sila za koji je potrebno dokazati pouzdanost konstrukcije na zamor materijala. Eurokod

[40] u tom smislu daje dvije mogućnosti. Prvi postupak proračuna se temelji na poznatom Palmgren-Minerovom pravilu. Ono je primijenjeno u EN 1993-1-9 [40] i može se napisati u obliku:

$$D = \sum_i \left[\frac{n_i(\Delta\sigma)}{N_i(\Delta\sigma)} \right] \quad (29)$$

gdje je $n_i(\Delta\sigma)$ broj ciklusa naponskog opterećenja za određenu naponsku razliku $\Delta\sigma = \sigma_{max} - \sigma_{min}$, za koje $N_i(\Delta\sigma)$ ciklusa opterećenja se očekuje da konstrukcija doživi oštećenja. D predstavlja ukupno oštećenje (eng. *Damage*).

Za odabrani detalj priključka otpornost na zamor definirana je krivuljom zamora materijala (S-N krivulja), slika 7. Primjenom te metode spektar naprezanja se pojednostavljeno tretira kao skup n blokova opterećenja s konstantnom naponskom razlikom $\Delta\sigma = \sigma_{max} - \sigma_{min}$. Procjena otpornosti na zamor se matematički predviđa pomoću akumulacije pojedinačnih oštećenja uzrokovanih individualnim naponskim blokovima svakog naponskog kolektiva. Broj naponskih kolektiva je definiran u smislu broja analiziranih frekvencijskih tonova i broja kritičnih pozicija u kojima odvajanje vrtloga nastaje.



Slika 7. Princip proračuna primjenom metode kumulativnog oštećenja

Dokaz otpornosti na zamor prema teoriji kumulativnog oštećenja je u općem slučaju za inženjersku praksu veoma složen zadatak. Da bi se uspješno izračunao dokaz zamora, tj. realizirala suma oštećenja, potrebni su modeli opterećenja. Broj utjecaja uslijed

odvajanja vrtloga, iz kojih se mogu odrediti profili naponskih blokova u vremenu, za razmatrane detalje priključaka je međutim ograničen, i ova metoda u slučaju vrtložnog osciliranja nije proračunski previše zahtjevana.

Alternativa ovom pristupu predstavlja primjena koncepta ekvivalentnih faktora oštećenja. Za ovakav proračunski pristup, definiran u EN 1993-1-9 [40], ekvivalentna naponska razlike $\Delta\sigma_{E,2}$ može se odrediti prema izrazu (30):

$$\gamma_{Ff} \cdot \Delta\sigma_{E,2} = \lambda \cdot \Delta\sigma(\gamma_{Ff} \cdot Q_k) \quad (30)$$

gdje su:

- γ_{Ff} - parcijalni faktor za djelovanja kod zamora
- $\Delta\sigma_{E,2}$ - ekvivalentna konstantna amplituda naponskih razlika za 2 milijuna ciklusa
- Q_k - karakteristična vrijednost jednog promjenljivog opterećenja.

Dokaz otpornosti na zamor može se izraziti pomoću izraza (31):

$$\gamma_{Ff} \cdot \Delta\sigma_{E,2} \leq \Delta\sigma_c / \gamma_{Mf} \quad (31)$$

gdje su:

- $\Delta\sigma_c$ - referentna vrijednost otpornosti na zamor za 2 milijuna ciklusa
- γ_{Mf} - parcijalni faktor otpornosti na zamor.

Za pojedinačne tipove konstrukcije, faktor ekvivalentnog oštećenja se može naći u pojedinim dijelovima Eurokoda EN 1993. Za primjenu kod vertikalnih nosećih elemenata kao u ovom radu, adekvatna je primjena ovog faktora prema EN 1993-3-1 [41] i EN 1993-3-2 [42]. Za proizvoljan spektar moguće je prema Eurokodu odrediti ekvivalentnu naponsku razliku koji odgovara broju oscilacija od 2 milijuna ciklusa, ali uz određena ograničenja. Naime, krivulje zamora materijala iz EN 1993-1-9 definiraju dvostruki nagib, $m = 3$ ili $m = 5$. Kako je u [41] izrazom (9.3) definiran samo jedan nagib S-N krivulje, uočava se ograničenje koje se ne može izbjeći bez usvajanja pretpostavki koje nisu obuhvaćene normom. U općem slučaju, za jednostruki nagib S-N krivulje, izraz (9.3) iz [41] može se referentna naponska razlika za odabrani referentni broj ciklusa napisati pomoću izraza (32):

$$\Delta\sigma_{E,ref} = \left(\sum_i \frac{n_i \Delta\sigma_i^m}{N_{ref}} \right)^{\frac{1}{m}} \quad (32)$$

gdje su:

- $\Delta\sigma_{E,ref}$ - referentna naponska razlika za odabrani referentni broj ciklusa N_{ref} ;
- n_i - broj naponskih ciklusa u bloku spektra i;
- $\Delta\sigma_i$ - naponska razlika bloka spektra i;
- m - nagib krivulje zamora, tj. naponski eksponent krivulje zamora.

Primjena metode ekvivalentnih faktora oštećenja s konstantnom ekvivalentnom naponskom razlikom ima veliku primjenu kod čeličnih konstrukcija cilindričnog tipa, kao što su čelični dimnjaci. Za iste je uobičajeno osciliranje u osnovnom tonu, koji se uglavnom i uzima u obzir pri dokazu zamora materijala. Tada je moguće relativno jednostavno primjenom (9.3) iz [41] ili (32) odrediti ekvivalentni faktor oštećenja, tj. ekvivalentnu naponsku razliku. Za konusne elemente uglavnom je karakteristično osciliranje u drugom tonu, tako da je primjena ove metode previše složena i s stajališta autora za svakodnevnu praksu neadekvatna, jer iziskuje usvajanje proračunskih principa koji nisu definirani Eurokodom. Stoga ta metoda neće biti primijenjena u proračunskom primjeru u ovom radu.

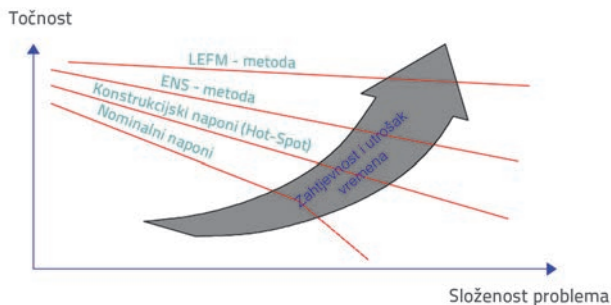
Treba istaknuti kako Eurokod definira vrijednost parcijalnog koeficijenta za kontrolu otpornosti na zamor γ_{Mf} u iznosu od 1,0 do 1,35, a ovisno o toleranciji na oštećenja (eng. *damage tolerant* i *safe life concept*) i posljedicama pri mogućem otkazivanju. Nije neuobičajeno da se ovaj parametar usvaja u iznosu od 1,0 za slučaj konstrukcija kod kojih je definirana redovna obveza održavanja i kontrola spojeva i detalja priključaka. Međutim, kako je za konstrukcije koje su podložne odvajanju vrtloga karakteristično da se često nalaze u urbanim sredinama, to se može reći da u slučaju otkazivanja postoji objektivna opasnost za okolinu, kada prema mišljenju autora i u slučaju *damage tolerant* koncepta treba usvojiti parcijalni koeficijent $\gamma_{Mf} = 1,15$ za velike posljedice u slučaju otkazivanja. Izračunani napon u zatvorenom obliku za presjek u kojemu se javlja potreba za proračunskim dokazom pouzdanosti na zamor materijala može se na temelju izložene teorije napisati pomoću izraza (33):

$$\sigma_{ij,max}(t) = \frac{M_{ij}(t)}{W_{ij}} \quad (33)$$

gdje je W_{ij} moment otpora kritičnog presjeka, a $M_{ij}(t)$ se može izračunati navedenim proračunskim postupkom koji je temeljen na metodi konačnih elemenata prema izrazu (17), ili na osnovi vremenske integracije u rezonantnom području, tj. primjenom modalne analize (slika 6.). Izračunani naponi predstavljaju nominalne napone, temeljene na neto površini poprečnog presjeka osnovnog materijala.

Klasifikacija proračunskih pristupa procjene zamora materijala nije predmet ovog rada, ali treba naglasiti kako je metoda nominalnih napreznja konzervativan globalni pristup koji zahtijeva najmanji utrošak vremena. Na slici 8. su prikazani najpoznatiji proračunski pristupi. Uočava se da za veću kompleksnost analiziranog detalja opada točnost rezultata koji se dobiva primjenom metode nominalnih napreznja. Osim toga, često se u praksi događa da za analizirani detalj nije dostupna S-N krivulja, što znatno otežava proračun. Tada je potrebno primijeniti metodu žarišnih napreznja (eng. *Hot-Spot-Stress Method*). Proračuni su samo površno obrađeni u [40], tako da vrlo često postoji potreba za primjenom dopunskih navoda iz literature, i to u prvom redu IIW prijedloga [43], i DNV norma

[44], posebno u smislu pravila vezanih za usvajanje veličine i tipa konačnih elemenata i pravila ekstrapolacije naprezanja. ENS (eng. *Effective Notch Stress Method*) predstavlja još sveobuhvatniju metodu, a najkompleksniji pristup pretpostavlja primjenu mehanike loma (eng. LEM - *Linear Elastic Fracture Mechanics*)



Slika 8. Usporedba često korištenih metoda proračuna zamora materijala

3.3. Procjena broja ciklusa napona i *lock-in*

Za izračunane nazivne napone nadalje se može iskoristiti teorija autora Repetto i Solari, koji su predstavili zatvoreno rješenje za proračun zamora materijala uslijed osciliranja vitkih konzolnih nosača u smjeru i poprečno na smjer vjetra [45-47]. U osnovi se navedeni proračunski pristup predstavljen u [45, 47] usvaja, uz dopunsko poopćenje prema pretpostavkama vrtložnorezonantnog modela i prema [48]:

- rezonantna metoda pretpostavlja harmonijski odgovor sustava u *lock-in* stanju
- za sve referentne kritične brzine u rasponu rezonantne frekvencije, izračunani rezonantni odgovor se smatra maksimalnim u tom kritičnom području, $\Delta\sigma = \sigma_{\max} - \sigma_{\min} = 2\sigma_{\max}$.

Kao posljedica tih pretpostavki, definirana vjerojatnost amplitude naprezanja se može tretirati kao jedinstvena, $P(\Delta\sigma_r) = 1$, uslijed čega se ukupan broj oscilacija konstrukcije u i -tom tonu osciliranja $n_i(\Delta\sigma_r)$ tijekom vremenskog intervala T koji je izražen u godinama, može dati izrazom (34):

$$n_i(\Delta\sigma_r) = n_{i,y} \cdot T \cdot P_U(U_i^*) \quad (34)$$

gdje je s $P_U(U_i^*)$ definirana vjerojatnost pojave kritične brzine koja može izazvati rezonantno stanje u kritičnom presjeku na visini $z = z_i^*$, u tonu i . U slučaju uzimanja u obzir pravca vjetra, kada je prisutna značajna varijacija lokalne hrapavosti terena u određenim pravcima, broj oscilacija konstrukcije $n_i(\Delta\sigma_r)$ (34) postaje

$$n_{ir}(\Delta\sigma_{ir}) = n_{i,y} \cdot T \cdot P_U(U_{ir}^*) \cdot P_\theta(\theta_{ir}) \quad (35)$$

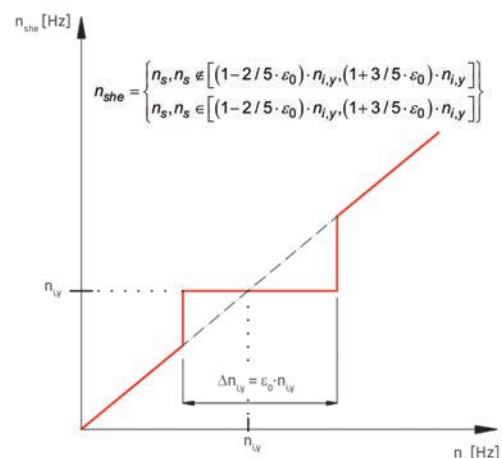
gdje je sa $P_\theta(\theta_{ir})$ definirana vjerojatnost pojave srednje kritične brzine vjetra u smjeru r .

Ostaje nejasno u kojim granicama se raspon kritičnih brzina treba usvojiti u proračunu. Već prije je navedeno da veće odstupanje brzine vjetra od one koja izaziva *lock-in* nije uključena u empirijski parametar efektivne dužine korelacije, i to se mora posebno uzeti u obzir pri procjeni broja oscilacija kojima je konstrukcija podvrgnuta u pobuđenom stanju.

Granice raspona kritičnih brzina su u stručnoj javnosti opširno istraživane. Uočavaju se dva granična slučaja. Ruscheweyh [13, 30] ističe kako se može uočiti nesimetričnost frekvencijskog raspona, što su iskoristili Clobes i dr. [49] definirajući ekcentričnost u iznosu 2/5 prema 3/5 ukupnog rezonantnog područja. Alternativni pristup predložili su Simiu i Scanlan (sažeto u [50]) na način da je referentna kritična brzina definirana kao donja granica kritičnog područja, ($u_{crit,low} = v_{crit}$) s maksimalnom širinom opsega u iznosu od $\approx 0,30$ ($u_{crit,high} \approx 1,30 u_{crit,low}$).

U ovom radu se usvaja srednja vrijednost širine opsega prema [1] u iznosu od $\epsilon_0 = 0,20$, uz definiranje već spomenute ekcentričnosti, prema [49], (slika 9.). Rezultati se izračunavaju za statistički model temeljen na Weibullovoj raspodjeli s parametrima oblika i mjerila koji su usvojeni za lokaciju na kojoj se objekt nalazi. Usporedba se izvodi s dokazom zamora materijala koji je izračunan na temelju broja ciklusa prema EN 1991-1-4 (E.10) [1], za standardnu funkciju rasporeda gustoće s faktorima oblika i mjerila koji su usvojeni u iznosu $k = 2$ i $u_0 = 1/5 u_{m,L}$ gdje je $u_{m,L}$ referentna srednja brzina vjetra na visini kritičnog presjeka u kojem odvajanje vrtloga nastaje.

Buduće istraživanje može se nastaviti u smjeru primjene numeričkih metoda temeljenih na dinamici fluida (eng. *Computational Fluid Dynamics* - CFD), kao u [51], i eksperimentalnim istraživanjima, kao u [52]. Ovi pristupi omogućavaju istraživanje primjene sustava za smanjenje rezonantnog osciliranja, kao što su TMD sustavi (eng. *Tuned Mass Dampers* - TMD) ili spiralni aerodinamički prigušivači (eng. *Helical strakes*). Treba istaknuti kako prijenosna zona pri pojavi *lock-in* predstavlja i dalje neistraženo područje. Stoga primjenom CFD programa autori planiraju nova istraživanja utjecaja područja *lock-in* na pojavu dopunskih harmonijskih komponenti koje uvećavaju amplitudu osciliranja.



Slika 9. *Lock-in* model

4. Numerički primjer

Razmatra se čelični stup visine 37,9 m, promjenljivog poprečnog presjeka, koji je namijenjen za osvjetljenje stadiona.

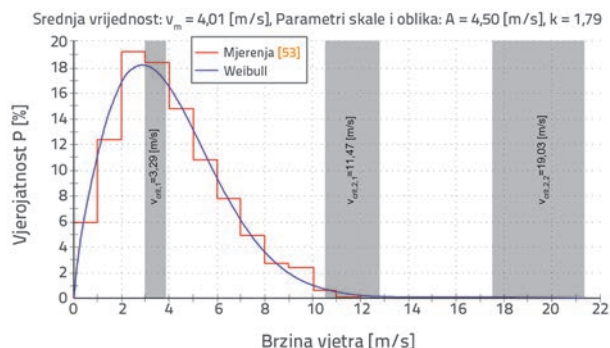
Za konstrukciju stupa primjenom prethodno definiranog proračunskog postupka potrebno je izračunati amplitudu osciliranja uslijed odvajanja vrtloga i provesti proračunske kontrole dokaza na zamor materijala za sve nastavke nosača primjenom Palmgren-Minerove teorije kumulativnog oštećenja. Vezano za profil srednje brzine vjetra, proračunski parametri odgovaraju zoni vjetra 2, kategorija terena II-III prema [1, 26]. Pretpostavlja se da je objekt lociran u Hannoveru (52° 27' 00" N 09° 42' 00" E), s srednjim koeficijentima Weibullove raspodjele u iznosu od $A = 4,50$, $k = 1,79$ prema [53], slika 10.

Konstrukcija na vrhu ima promjer u iznosu od 500 mm, suženje konstrukcije iznosi 25 mm/m, a dužina i debljina zida čeličnih šesnaesterokutnih presjeka iznose: 9700 mm / 5 mm; 1200 mm / 6 mm, 1200 mm / 8 mm, 9300 mm / 12,5 mm - redom, od vrha prema dnu.

Usvaja se kritičan položaj odvajanja vrtloga na mjestima antičvorova, tj. lokalnih amplituda tonova osciliranja, iako se s slike 11 uočava da je u tim presjecima formiranje vrtloga malo vjerojatno zbog učinka aerodinamičkog ometanja toka fluida platformom i planiranom nosećom konstrukcijom za reflektore koji služe za osvjetljenje stadiona. Frekvencijske karakteristike konstrukcije su ispitivane za slučaj 1D i 3D nosača, uz konačno usvajanje nepovoljnijih proračunskih rezultata kao relevantnih, koji su prikazani na slici 11. Čvrne mase su u tabličnom obliku prikazane na slici 11., radi bolje preglednosti.

Usvojeni proračunski parametri prikazani su u tablici 2. Izračunane vrijednosti za odvajanje vrtloga u prva dva tona

osciliranja za $H_{crit} = 36,36$ m i $H_{crit} = 21,73$ m dane su u tablici 3., a vrijednosti momenata savijanja za presjeka u kojima se kontrolira otpornost na zamor materijala prikazane su u tablici 4.



Slika 10. Weibullova raspodjela, prema [53] - za mjerni uređaj na visini od 10 m, Hannover

Na slici 12. su prikazani detalji priključaka za koje je izvršena kontrola zamora materijala. Za presjek na dnu stupa (slika 12. dolje) usvojena je kategorija 80, prema tablici 8.4 [40]. U ovom slučaju, analizirani kritični detalj predstavlja kutni var na spoju prstenastog horizontalnog ukrčenja i čeličnog stupa. Detalj u gornjem dijelu slike 12. predstavlja podužni automatski var koji je potrebno kontrolirati na zamor na mjestu nastavka nosača gdje se javlja lokalni skok krutosti zbog promjene debljine nosača. Nastavak se ostvaruje preklomom, kao na slici 11. Za navedeni nastavak je usvojena kategorija 140, slika 12. Radi pojednostavljenja numeričkog primjera, proračunske kontrole ostalih detalja neće biti prikazane.

Tablica 2. Proračunski parametri

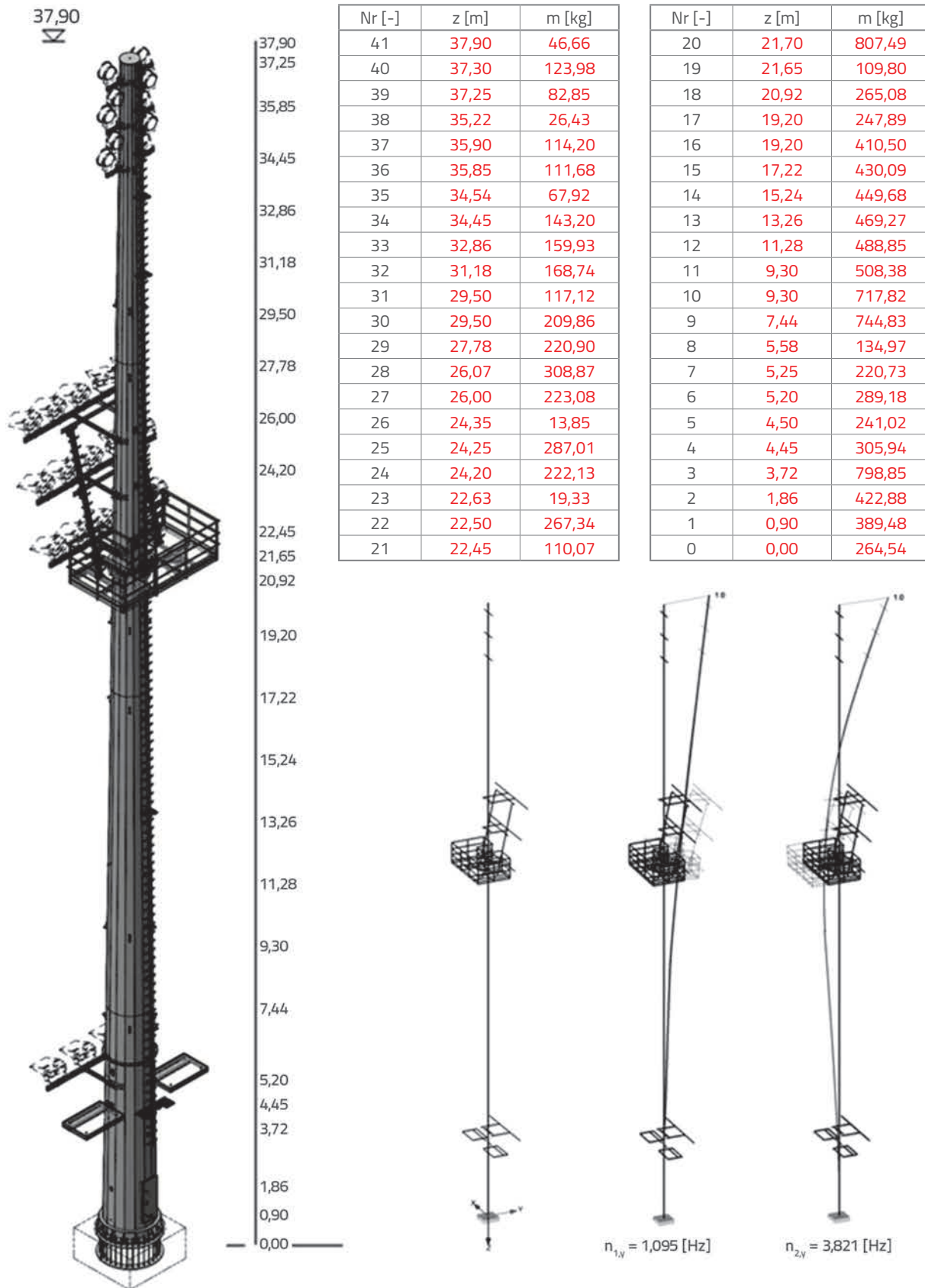
n_{iy} [Hz]	m_e [kg/m]	St [-]	δ_s [-]	ρ [kg/m ³]	ν [m ² /s]
1,095	170,213	0,18	0,015	1,250	$1,5 \cdot 10^{-5}$
3,821	230,468	0,18	0,015	1,250	$1,5 \cdot 10^{-5}$

Tablica 3. Izračunane vrijednosti za odvajanje vrtloga u prva dva tona osciliranja

n_{iy} [Hz]	H_{crit} [m]	v_{crit} [m/s]	c_{lat} [-]	Sc [-]	Re [-]	K [-]	K_w [-]	$v_{F,max}$ [mm]
1,095	36,36	3,29	0,700	13,98	118477	0,131	0,245	26,8
3,821	36,36	11,47	0,386	18,93	413491	0,184	0,463	28,9
3,821	21,73	19,03	0,200	6,89	1136788	0,184	0,463	68,3

Tablica 4. Momenti savijanja [kNm]

n_{iy} [Hz]	$z = 0$ [m]	$z = 9,3$ [m]	$z = 19,2$ [m]	$z = 29,5$ [m]
1,095	78,0	50,8	23,8	5,6
3,821	272,6	75,5	73,1	54,5
3,821	643,9	178,3	172,8	128,8



Slika 11. Prostorni model konstrukcije, čvorna raspodjela masa za slučaj 1D nosača i izračunani tonovi osciliranja za slučaj 3D nosača

Uočava se da moment savijanja na dnu stupa ima maksimalnu vrijednost za osciliranje u drugom tonu pri odvajanju vrtloga na visini od 21,73 m, tablica 4. Maksimalna amplituda osciliranja u iznosu od 68,3 mm također se ostvaruje pri osciliranju u II tonu uz odvajanje vrtloga na visini od 21,73 m - tablica 3. Bezdimenzijska amplituda $y_{F,max}/b$ iznosi 0,076, tako da ne postoji potreba za iterativnim uvećanjem efektivnih dužina korelacije, koje u drugom tonu iznose: $L_1 = 3,24$ m i $L_2 = 5,38$ m.

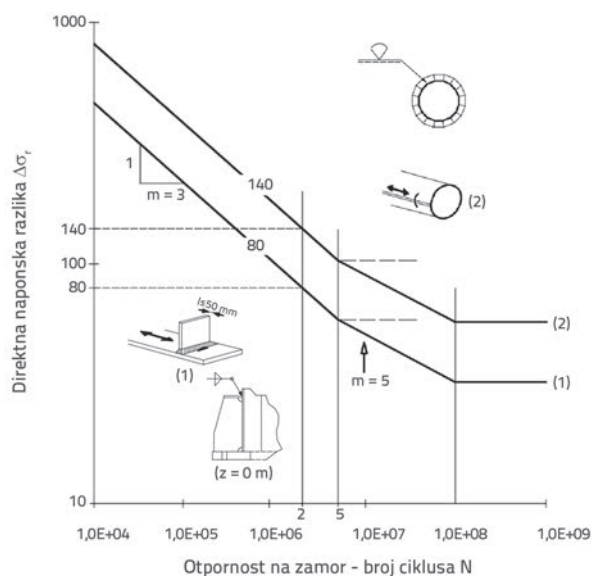
Tablica 5. Rezultati kontrole otpornosti na zamor materijala za presjeke na mjestima nastavaka nosača primjenom koncepta kumulativnog oštećenja, za Weibullovu raspodjelu prema [53]

z = 29,50 [m], $\gamma_{MF} = 1,15, \gamma_{FF} = 1,00, \Delta\sigma_c = 140$ [N/mm ²]			
A = 4,50, k = 1,79, prema [53]			
	Prvi ton osciliranja	Drugi ton osciliranja, $H_{crit} = 36,36$ m	Drugi ton osciliranja, $H_{crit} = 21,73$ m
$\Delta\sigma$	5,69	55,90	132,07
n	$1,98 \times 10^8$	$5,19 \times 10^7$	$6,82 \times 10^4$
N	Neograničeno	$5,32 \times 10^7$	$5,32 \times 10^6$
D	0,000	0,976	0,013
z = 19,20 [m], $\gamma_{MF} = 1,15, \gamma_{FF} = 1,00, \Delta\sigma_c = 140$ [N/mm ²]			
A = 4,50, k = 1,79, prema [53]			
	Prvi ton osciliranja	Drugi ton osciliranja, $H_{crit} = 36,36$ m	Drugi ton osciliranja, $H_{crit} = 21,73$ m
$\Delta\sigma$	11,2	34,30	80,97
n	$1,98 \times 10^8$	$5,19 \times 10^7$	$6,82 \times 10^4$
N	Neograničeno	Neograničeno	$8,34 \times 10^6$
D	0,000	0,000	0,008
z = 9,30 [m], $\gamma_{MF} = 1,15, \gamma_{FF} = 1,00, \Delta\sigma_c = 140$ [N/mm ²]			
A = 4,50, k = 1,79, prema [53]			
	Prvi ton osciliranja	Drugi ton osciliranja, $H_{crit} = 36,36$ m	Drugi ton osciliranja, $H_{crit} = 21,73$ m
$\Delta\sigma$	11,50	17,10	40,41
n	$1,98 \times 10^8$	$5,19 \times 10^7$	$6,82 \times 10^4$
N	Neograničeno	Neograničeno	Neograničeno
D	0,000	0,000	0,000
z = 0,00 [m], $\gamma_{MF} = 1,15, \gamma_{FF} = 1,00, \Delta\sigma_c = 80$ [N/mm ²]			
A = 4,50, k = 1,79, prema [53]			
	Prvi ton osciliranja	Drugi ton osciliranja, $H_{crit} = 36,36$ m	Drugi ton osciliranja, $H_{crit} = 21,73$ m
$\Delta\sigma$	8,20	28,50	67,37
n	$1,98 \times 10^8$	$5,19 \times 10^7$	$6,82 \times 10^4$
N	Neograničeno	$9,38 \times 10^7$	$2,20 \times 10^6$
D	0,000	0,553	0,031

Rezultati proračuna otpornosti na zamor materijala primjenom izraza (29) za statističke podatke Weibullove raspodjele prema [53] prikazani su u tablicama 5. i 6.

Tablica 6. Rezultati kontrole otpornosti na zamor materijala za presjeke na mjestima nastavaka nosača primjenom koncepta kumulativnog oštećenja za Weibullovu raspodjelu prema [53] - ukupno oštećenje

z [m]	ΣD [-]
29,5	0,989
19,22	0,008
9,3	0,000
0	0,584



Slika 12. Detalji priključaka s odabranim kategorijama i Wöhlerovim linijama (S-N krivulje)

Analizom izračunanih vrijednosti iz tablice 6., može se zaključiti da je konstrukcija sigurna i da je dokaz otpornosti na zamor materijala primjenom teorije kumulativnog oštećenja uspješno sproveden za srednji profil vjetra prema Weibullovoj raspodjeli, koja je usvojena prema [53]. Radi usporedbe, provjera otpornosti na zamor se provodi i za broj ciklusa opterećenja koji je definiran prema (E.10) [1], a s faktorima oblika i mjerila usvojenim s iznosima $k = 2$ i $u_0 = 1/5 u_{m,Lj}$, gdje je $u_{m,Lj}$ referentna srednja brzina vjetra na visini kritičnog presjeka u kojem odvajanje vrtloga nastaje. Rezultati su prikazani u tablicama 7. i 8.

Analizom vrijednosti iz tablice 8. može se zaključiti da konstrukcija nije sigurna i da dokaz otpornosti na zamor materijala primjenom Palmgren-Minerove teorije upozorava na opasnost od pojave oštećenja tijekom planiranog trajanja konstrukcije od 50 godina. Za presjek na visini 29,5 m, kao i za presjek na dnu stupa, uočava se velika razlika u izračunanom

kumulativnom oštećenju kada se usporede rezultati iz tablice 6. i iz tablice 8. Razlika u izračunanim oštećenjima se može opisati faktorima 4,10 za nastavak na visini 29,5 m, tj. 3,95, za nastavak na dnu stupa.

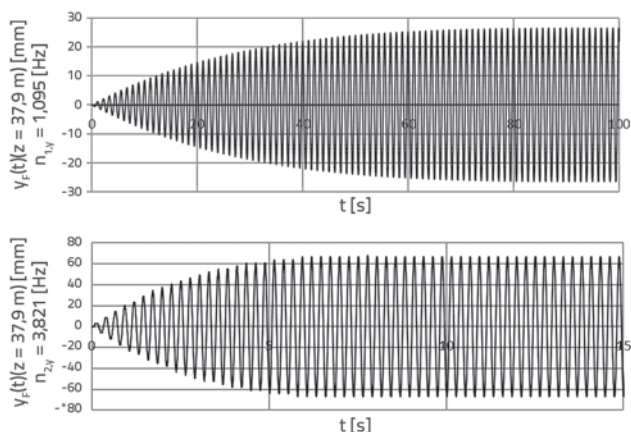
Tablica 7. Rezultati kontrole otpornosti na zamor materijala za presjeke na mjestima nastavaka nosača primjenom koncepta kumulativnog oštećenja za procjenu broja ciklusa prema (E.10) [1], $k = 2$, $v_0 = v_{m,lj}/5$

$z = 29,50$ [m], $\gamma_{Mf} = 1,15$, $\gamma_{Ff} = 1,00$, $\Delta\sigma_c = 140$ [N/mm ²]			
EN 1991-1-4, $k = 2$, $v_0 = v_{m,lj}/5$, $\epsilon_0 = 0,20$			
	Prvi ton osciliranja	Drugi ton osciliranja, $H_{crit} = 36,36$ m	Drugi ton osciliranja, $H_{crit} = 21,73$ m
$\Delta\sigma$	5,69	55,90	132,07
n	$1,56 \times 10^8$	$2,14 \times 10^8$	$5,34 \times 10^4$
N	Neograničeno	$5,32 \times 10^7$	$1,57 \times 10^6$
D	0,000	4,023	0,034
$z = 19,20$ [m], $\gamma_{Mf} = 1,15$, $\gamma_{Ff} = 1,00$, $\Delta\sigma_c = 140$ [N/mm ²]			
EN 1991-1-4, $k = 2$, $v_0 = v_{m,lj}/5$, $\epsilon_0 = 0,20$			
	Prvi ton osciliranja	Drugi ton osciliranja, $H_{crit} = 36,36$ m	Drugi ton osciliranja, $H_{crit} = 21,73$ m
$\Delta\sigma$	11,2	34,30	80,97
n	$1,56 \times 10^8$	$2,14 \times 10^8$	$5,34 \times 10^4$
N	Neograničeno	Neograničeno	$8,34 \times 10^6$
D	0,000	0,000	0,006
$z = 9,30$ [m], $\gamma_{Mf} = 1,15$, $\gamma_{Ff} = 1,00$, $\Delta\sigma_c = 140$ [N/mm ²]			
EN 1991-1-4, $k = 2$, $v_0 = v_{m,lj}/5$, $\epsilon_0 = 0,20$			
	Prvi ton osciliranja	Drugi ton osciliranja, $H_{crit} = 36,36$ m	Drugi ton osciliranja, $H_{crit} = 21,73$ m
$\Delta\sigma$	11,50	17,10	40,41
n	$1,56 \times 10^8$	$2,14 \times 10^8$	$5,34 \times 10^4$
N	Neograničeno	Neograničeno	Neograničeno
D	0,000	0,000	0,000
$z = 0,00$ [m], $\gamma_{Mf} = 1,15$, $\gamma_{Ff} = 1,00$, $\Delta\sigma_c = 80$ [N/mm ²]			
EN 1991-1-4, $k = 2$, $v_0 = v_{m,lj}/5$, $\epsilon_0 = 0,20$			
	Prvi ton osciliranja	Drugi ton osciliranja, $H_{crit} = 36,36$ m	Drugi ton osciliranja, $H_{crit} = 21,73$ m
	8,20	28,50	67,37
n	$1,56 \times 10^8$	$2,14 \times 10^8$	$5,34 \times 10^4$
N	Neograničeno	$9,38 \times 10^7$	$2,20 \times 10^6$
D	0,000	2,281	0,026

Tablica 8. Rezultati kontrole otpornosti na zamor materijala za presjeke na mjestima nastavaka nosača primjenom koncepta kumulativnog oštećenja za broj ciklusa opterećenja prema (E.10) [1], $k = 2$, $v_0 = v_{m,lj}/5$ - ukupno oštećenje

z [m]	ΣD [-]
29,5	4,057
19,22	0,006
9,3	0,000
0	2,307

Pomaci točke na vrhu konstrukcije u vremenu, a pri odvajanju vrtloga u kritičnom presjeku na visini $H_{crit} = 36,36$ m za slučaj rezonantnog osciliranja u prvom tonu, odnosno $H_{crit} = 21,73$ m za slučaj rezonantnog osciliranja u drugom tonu, grafički su prikazani na slici 13. Uočava se veća osjetljivost nosača na rezonantno osciliranje u drugom tonu za koji amplituda osciliranja dostiže 7 sekundi nakon početka apliciranja harmonijskih sila (20). Ovaj podatak u kombinaciji s izračunanim Scrutonovim brojem u iznosu od 6,89 (tablica 3.) navodi na zaključak da se radi o graničnom slučaju, i da bi daljnje povećanje vitkosti stupa ili optimizacija u obliku smanjenja mase ili krutosti potencijalno vodilo prema značajnim rezonantnim problemima.



Slika 13. Pomaci v_f točke na vrhu konstrukcije u funkciji vremena t , za $\alpha = 0,00376$, $\beta = 0,00123$

5. Zaključak

Slobodno stojeće konstrukcije su često podložne cikličnim vrtložnim osciliranjima. Primjenom odgovarajuće proračunske metode moguće je odrediti utjecaje i provesti odgovarajuće proračunske kontrole u kritičnim točkama nosača. U ovom radu je prikazan proračunski postupak za određivanje otpornosti na zamor materijala uslijed odvajanja vrtloga, primjenom dokaza na zamor prema Palmgren-Minerovoj metodi kumulativnog oštećenja.

U radu je pokazano kako profil vjetra utječe na zaključak o broju ciklusa opterećenja i konačno na procjenu ukupnog akumuliranog oštećenja. Iskustvo je autora da rezultati

procjene kumulativnog oštećenja ne moraju uvijek biti povoljniji i ekonomičniji kada se koristi profil vjetra na lokaciji izgradnje objekta. Autori su na temelju primjene navedenog proračunskog postupka iz ovog rada na više od 1000 betonskih i hibridnih telekomunikacijskih stupova, uočili da model iz Eurokoda u smislu procjene amplitude i broja ciklusa opterećenja pokazuje adekvatne rezultate pri proračunu konstrukcija koje se nalaze na području središnje Europe. Velika neusklađenost u procjenama je uočena pri projektiranju čeličnih konstrukcija u sjevernoj Europi, u primorskim područjima i u zonama male lokalne hrapavosti terena i laminarnog vjetra, kao što su zone aerodroma. To navodi na potrebu za dodatnim istraživanjima ovog fenomena. Trebalo bi, naime, s proračunskog aspekta prijeći na eksperimentalni, odnosno opažanjem odgovora izvedenih konstrukcija korigirati proračunske modele.

Pravilan proračunski pristup moguć je samo ako se primijeni specijalizirani program koji implementira predstavljenju teoriju. Predstavljeni proračunski postupak temeljen na vrtložnarezonantnom modelu iz EN 1991-1-4, na odgovarajući način uzima u obzir sve značajne parametre koji utječu na prognozu rezultata. U radu je upozoreno na nedosljednosti i nepoznanice u primjeni Eurokoda, a koje se odnose na odabir parametara i proračunskih metoda. Posebno se naglašava važnost predstavljenog iterativnog proračunskog postupka u slučaju konstrukcija kod kojih geometrijski uvjeti odstupaju od pretpostavki rezonantnog modela. Tada je potrebno učinke aeroelastičnih sila uvesti u proračun na odgovarajući način, uvećanjem efektivne dužine korelacije. Kako na ukupno oštećenje utječe i osciliranje u pravcu vjetra, istraživanje treba usmjeriti na analizu utjecaja pri otakvom osciliranju konstrukcije.

LITERATURA

- [1] EN 1991-1-4:2005 - Eurocode 1. Action on structures. General actions. Wind actions.
- [2] Model Code for Steel Chimneys - the CICIND Chimney Standard, ISBN 1-902998-16-2, Revision 2010, Zürich, Switzerland.
- [3] NRCC 48192, National Research Council Canada, User's Guide - NBC 2005 Structural Commentaries (Part 4 of Division B), ISBN 0-660-19506-2, 1993.
- [4] DS410 E:2004, Code of Practice for Loads for the Design of Structures, Danish Standard Association, 2004.
- [5] AS/NZS 1170.2:2002, Australian/New Zealand Standard, Structural design actions, Part 2: Wind Actions, 2005.
- [6] ESDU 96030. 1996. Response of structures to vortex shedding: Structures of circular or polygonal cross-section. Engineering Sciences Data Unit (ESDU International, London, UK), ESDU Data Item 96030.
- [7] ESDU 96031- Computer programs for response of structures to vortex shedding. Structures of circular or polygonal cross section. Part 1. Microsoft Excel module, Engineering Sciences Data Unit (ESDU International, London, UK), ESDU Data Item 96031.
- [8] Holmes, D.J.: Wind Loading of Structures, 3rd Edition, CRC Press, 2014.
- [9] Ruscheweyh, H.: Vergleich der zwei Berechnungsverfahren für Querschwingungen, Deutsches Ingenieurblatt - Forschung + Technik, DIB 4, 2015.
- [10] Clobes, M., Willecke, A., Peil, U.: Wirbelerregung von Stahlschornsteinen-zwei Grenzzustände der Tragfähigkeit und Vorschlag für die Bemessung, FT Windtechnologie, Band 87, Mai 2012.
- [11] Dyrbye, C., Hansen, O.S.: Wind Loads on Structures, Wiley, January 1997.
- [12] Hansen, S.O.: Vortex-induced vibrations of structures, Structural Engineers World Congress 2007, November 2-7, 2007. Bangalore, India.
- [13] Ruscheweyh, H.: Ein verfeinertes praxisnahes Berechnungsverfahren wirbelerregter Schwingungen von schlanken Baukonstruktionen im Wind, Aufl. Inst.für Mech., Heft 20, 1987.
- [14] Ruscheweyh, H.: Practical experiences with wind-induced vibrations, Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 33 (1990), pp. 211-218.
- [15] Ruscheweyh, H., Sedlacek, G.: Cross-wind vibrations of steel stacks - Critical comparisons between some recently proposed codes, Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 33 (1988), pp. 173-183.
- [16] Galemann, T., Ruscheweyh, H.: Untersuchung winderregter Schwingungen an Stahlschornsteinen. Forschungsbericht Projekt 163 - Lehrstuhl für Stahlbau, RWTH Aachen, 1992.
- [17] Galemann, T., Ruscheweyh, H.: Untersuchung Winderregter Schwingungen an Stahlschornsteinen - Stahlschornsteinbau fortschrittliche Lösungen, Essen : Vulkan - Verlag, 1992.
- [18] Ruscheweyh, H.: Interferenzwirkung zwischen Schornstein und Gebäude auf die wirbelerregte Schwingung; WTG-Mitt, Nr. 5, Baukonstruktion unter Windeinwirkung, 1992.
- [19] Niemann, H.J., et. all: Vibrations of Chimneys under the Action of the Wind - Proceedings of the 9th International Conference on Structural Dynamics, EURO DYN 2014 Porto, Portugal, 30 June - 2 July 2014 A. Cunha, E. Caetano, P. Ribeiro, G. Müller (eds.) ISSN: 2311-9020; ISBN: 978-972-752-165-4.
- [20] Holmes, J.D.: Response of cylindrical structures to vortex shedding in the natural wind - 13th Australian Fluid Mechanics Conference Monash University, Melbourne, Australia, 13-18 December 1998.
- [21] Verboom, V.K., van Koten, H.: Vortex excitation: Three design rules tested on 13 industrial chimneys - Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 98 (2010), pp. 145-154.
- [22] Vickery, B.J., Clark, A.W.: Lift or across-wind response of tapered stacks, Journal of Structural Division, ASCE, 98 (1972), pp. 1-20.

- [23] Vickery, B.J., Basu, R.I.: Across-wind vibrations of structures of circular cross-section. Part I - Development of a mathematical model for two-dimensional conditions. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 12 (1983), pp. 49-73.
- [24] Vickery, B.J., Basu, R.I.: Across-wind vibrations of structures of circular cross-section. Part II - Development of a mathematical model for full-scale application. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 12 (1983), pp. 75-97.
- [25] Vickery, B.J., Basu, R.I.: The response of reinforced concrete chimneys to vortex shedding. - *Engineering structures*, 6 (1984), pp. 324-333.
- [26] DIN EN 1991-1-4/NA:2010-12 - Nationaler Anhang - National festgelegte Parameter - Eurocode 1: Einwirkungen auf Tragwerke - Teil 1-4: Allgemeine Einwirkungen - Windlasten
- [27] NF EN 1991-1-4/NA:2005 - Eurocode 1 : Actions sur les structures — Partie 1-4 : Actions générales — Actions du vent Annexe nationale à la NF EN 1991-1-4, Actions générales — Actions du vent
- [28] Scruton, C.: *An Introduction to Wind Effects on Structures* - Oxford University Press, Oxford, UK, 1981
- [29] Rumman, W.S.: Basic structural design of concrete chimneys. *ASCE, Journal of the Power Division*, 96 (1970), pp. 309-318.
- [30] Ruscheweyh, H.: *Dynamische Windwirkung an Bauwerken, Band 2 - Praktische Anwendungen*. Bauverlag GmbH, Wiesbaden und Berlin, 1982
- [31] Dickel, T., Rothert, H.: Anmerkungen und computerorientierte Berechnungshilfen zum Querschwingungsnachweis nach DIN 4131 und DIN 4133. *Bauingenieur*, 69 (1994), pp. 403-408.
- [32] Verwiebe, C.: *Fatigue Problems of Steel Chimneys due to Vortex Excited Vibrations in the Second Mode - IDN - CICIND REPORT*, 20 (2004) 2.
- [33] *Guide for the assessment of wind actions and effects on structures*, National Research Council of Italy, June 2010.
- [34] Dickel, T., Rothert, H.: *Berechnungshilfen für einfache Fälle des Querschwingungsnachweises nach DIN 4131 und DIN 4133*, *Bauingenieur*, 69 (1994), pp. 239-246.
- [35] Dickel, T.: *PC-Programm EASYKAM: Nachweis der Querschwingungen DIN 4133/4131*, Schwabach 1988.
- [36] Dickel, T.: *Zur Verwendung von Eigenformen in DIN 4131 und DIN 4149*, *Tipp des Monats 10/04*, Prüfamf für Baustatik, Nürnberg, 2004.
- [37] Novak, M., Tanaka, H.: *Pressure Correlations On a Vibrating Cylinder*. Proc. 4th International Conference Wind Effects on Building and Structures, London 1975. Cambridge: University Press 1977.
- [38] <https://www.dlubal.com/de/produkte/rfem-und-rstab-zusatzmodule/sonstige/rf-com, pristupljeno 21.01.2018>.
- [39] Ruscheweyh, H.: *Windlastannahmen für turmartige Bauwerke*. In: Referatensammlung. Türme, Maste, Schornsteine in Stahl. Fürth, pp. 3-1 do 3-20, Berlin, Köln: Beuth 1992.
- [40] EN 1993-1-9:2005 - Eurocode 3: Design of steel structures - Part 1-9: Fatigue.
- [41] EN 1993-3-1: 2009 - Eurocode 3: Design of steel structures - Part 3:1 - Towers, masts and chimneys - Towers and masts.
- [42] EN 1993-3-2: 2009 - Eurocode 3: Design of steel structures - Part 3:1 - Towers, masts and chimneys - Chimneys.
- [43] IIW Document IIW-1823-07, ex XIII-2151r4-07/XV-1254r4-07: *Recommendations for fatigue design of welded joints and components* - International Institute of Welding, December 2008.
- [44] DNV-GL Recommended Practice - *Fatigue design of offshore steel structures*; DET-Norske-Veritas AS Germanischer Lloyd SE (DNV GL AS), April 2016;.
- [45] Repetto, M.P., Solari, G.: *Dynamic along-wind fatigue of slender vertical structures*, *Engineering Structures*, 23 (2001) 12, pp. 1622-1633.
- [46] Repetto, M.P., Solari, G.: *Diagnosis of Fatigue Collapses of Slender Structures due to Aerodynamic Wind Actions*; BBAA VI International Colloquium on: Bluff Bodies Aerodynamics & Applications, Milano, Italy, 2008.
- [47] Repetto, M.P., Solari, G.: *Crosswind Response Induced Fatigue of Slender Structures*, 8th ASCE Specialty Conference on Probabilistic Mechanics and Structural Reliability, University of Notre Dame, Indiana, 2000.
- [48] Pasto, S.: *Fatigue-Induced Risk Assessment of Slender Structures with Circular Cross-Section at Lock-In*; Dissertation, Department of Civil Engineering of the TU Carolo-Wilhelmina at Braunschweig, 2005.
- [49] Clobes, M., Willecke, A., Peil, U.: *Vortex-induced vibrations of slender structures considering long-term wind profile statistics*, *Proceedings of the 8th International Conference on Structural Dynamics, EURODYN 2011 Leuven, Belgium, 4-6 July 2011*, ISBN 978-90-760-1931-4.
- [50] Simiu, E., Scanlan, R.H.: *Wind effects on structures*. Wiley, New York, 1986.
- [51] Vegard, H., Tahsin, T., Elif, O.: *Full-scale CFD investigations of helical strakes as a means of reducing the vortex induced forces on a semi-submersible*, *Ocean Engineering*, 137 (2017) C, pp. 338-351, <https://doi.org/10.1016/j.oceaneng.2017.04.014>
- [52] Juan, S., Jiasong, W., Shengping, L., Qilong, T.: *VIV suppression for a large mass-damping cylinder attached with helical strakes*, *Journal of Fluids and Structures*, 62 (2016) C, pp. 125-146, <https://doi.org/10.1016/j.jfluidstructs.2016.01.005>
- [53] Troen, I., Lundtang Petersen, E.: *European Wind Atlas*. Roskilde: Risø National Laboratory, Denmark, 1989.