

Analiza potresno otpornih konstrukcija metodom temeljenom na pomacima: Metoda postupnog guranja – Pushover Analysis

1. Uvod

1.1 Općenito

Metoda postupnog guranja (Pushover- Analysis) spada u skupinu nelinearne statičke analize. Metoda se temelji na pomacima.

Usporedbom deformabilne sposobnosti konstrukcije sa zahtjevanim stupnjem deformabilnosti pod utjecajem normiranog potresnog djelovanja moguće je odrediti sigurnost objekta u odnosu na potres.

Pri provođenju analize dopušteno je primijeniti nelinearni model pri čemu se za pojedinačne strukturne elemente pretpostavlja bilinearно: linearno elastično, idealno plastično ponašanje.

1.2 Primjena

Postupak se primjenjuje na deformabilne objekte s duktilnim nosivim elementima. Deformabilni konstrukcijski elementi su po definiciji oni elementi koji pod utjecajem cikličkog djelovanja imaju izraženo stabilno ponašanje u nelinearnom području. Krhki (neduktilni) mehanizmi sloma ne smiju nastupiti niti kod jednog od primarnih nosivih elemenata.

Iako se ova metoda proračuna može primijeniti na sve konstrukcije, najčešća joj je primjena provjera postojećih građevina na horizontalna potresna djelovanja.

Radi toga će rezultati dobiveni primjenom metode kapaciteta nosivosti (vidi prethodno poglavlje) biti korišteni kao polazni rezultati s kojima će rezultati dobiveni primjenom metode postupnoga guranja biti uspoređeni.

1.3 Postupak

Postupak proračuna odvija se u nekoliko faza:

- Prevođenje spektra odziva u formatu (S_{ae}, T) u ADRS- (Acceleration Displacement-Response Spectra) format (S_{ae}, S_{de}) .
- Određivanje zamjenjujućeg ekvivalentnog sustava s jednim stupnjem slobode (SDOF) afinog s prvim vlastitim tonom. Za prevođenje MDOF-modela u SDOF potrebno poznavanje ovih parametara: modalne mase m^* , faktor učešća (participacije) Γ , i vrijednosti vlastitog vektor $\bar{\phi}_1$. Vlastiti vektor se u pravilu na razini najviše mase normira na $\bar{\phi}_1 = 1$.
- Proračun krivulje ovisnosti sile guranja i pomaka $F_d - w_d$ određivanjem nelinearnog ponašanja pojedinačnih nosivih elemenata.
- Prevođenje krivulje kapaciteta nosivosti iz ovisnosti $F_d - w_d$ u ARDS- format, tako što se F_d podijeli s m^* , a w_d s Γ .
- Provjera posmičnih otpora poprečnih presjeka za stanje kada je konstrukcija dostigla maksimalno mogući horizontalni pomak (kapacitet deformabilnosti iscrpljen). Kako je otkazivanje usljed prekoračenja posmičnih naprezanja u pravilu krhko, treba ga po svaku cijenu izbjeći. Tako se pri provjeri otpora na

posmik, pripadajuća posmična sila svjesno uvećava, a otpor presjeka svjesno umanjuje odgovarajućim faktorima.

2. Proračun

Poračun konstrukcij temeljen na pomacima odvija se po točno određenoj proceduri. U nastavku će biti prikazano logičan slijed provođenja postupka.

2.1 Konstrukcija spektra odziva u ARDS formatu

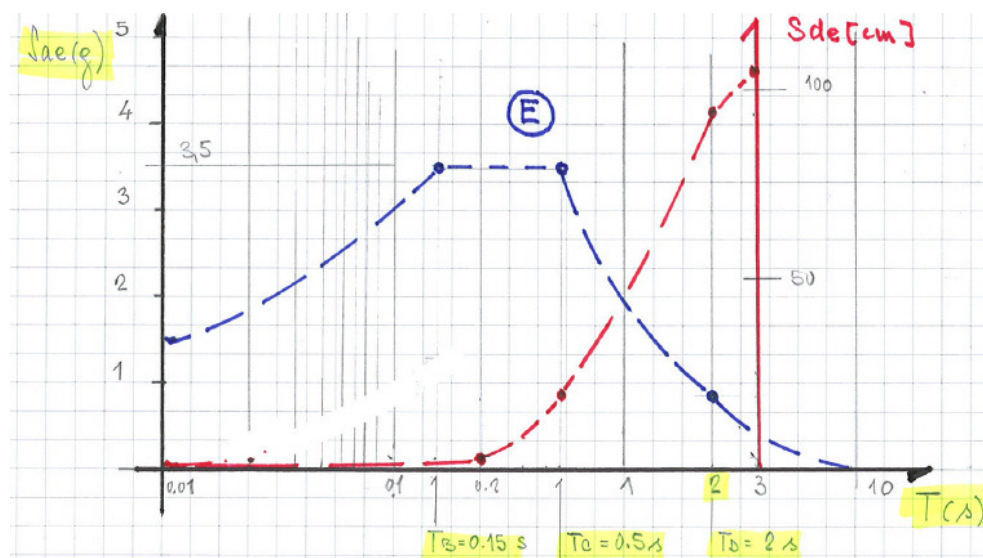
Za potrebe proračuna elastični spektar odziva bit će predstavljen u ARDS- formatu s koordinatama (S_{ae}, S_{de}) .

Spektar odziva apsolutnih pseudoubzranja S_{ae} i spektar realtivnih pseudopomaka S_{de} su veličine povezane jednostavnim odnosom: $S_{ae} = \omega^2 \cdot S_{de}$; $\omega = 2\pi \cdot f$;

$f = \frac{\omega}{2\pi}$; pa je $T = \frac{1}{f} = \frac{2\pi}{\omega} = 2\pi \sqrt{\frac{S_{de}}{S_{ae}}}$. Bitno je napomenuti da ovaj odnos ne vrijedi za neelastične, reducirane spektre odziva.

Za poznate vrijednosti S_{ae} koje se u pravilu očitavaju iz normiranih spektara odziva ili se proračunavaju iz danih analitičkih izraza (vidi sliku 2), lako je odrediti pripadajuće

vrijednosti spektralnih pomaka kako slijedi: $S_{de} = \frac{T^2}{4\pi^2} S_{ae}$



Slika 1 : Elastični spektar odziva za Zonu 3b i Tlo razreda E s pripadajućim pomacima S_{de} prema SIA 260

$$S_e = a_{gd} S \left[1 + \frac{(2,5\eta - 1) T}{T_B} \right] \quad (0 \leq T \leq T_B)$$

$$S_e = 2,5 a_{gd} S \eta \quad (T_B \leq T \leq T_C)$$

$$S_e = 2,5 a_{gd} S \eta \frac{T_C}{T} \quad (T_C \leq T \leq T_D)$$

$$S_e = 2,5 a_{gd} S \eta \frac{T_C T_D}{T^2} \quad (T_D \leq T)$$

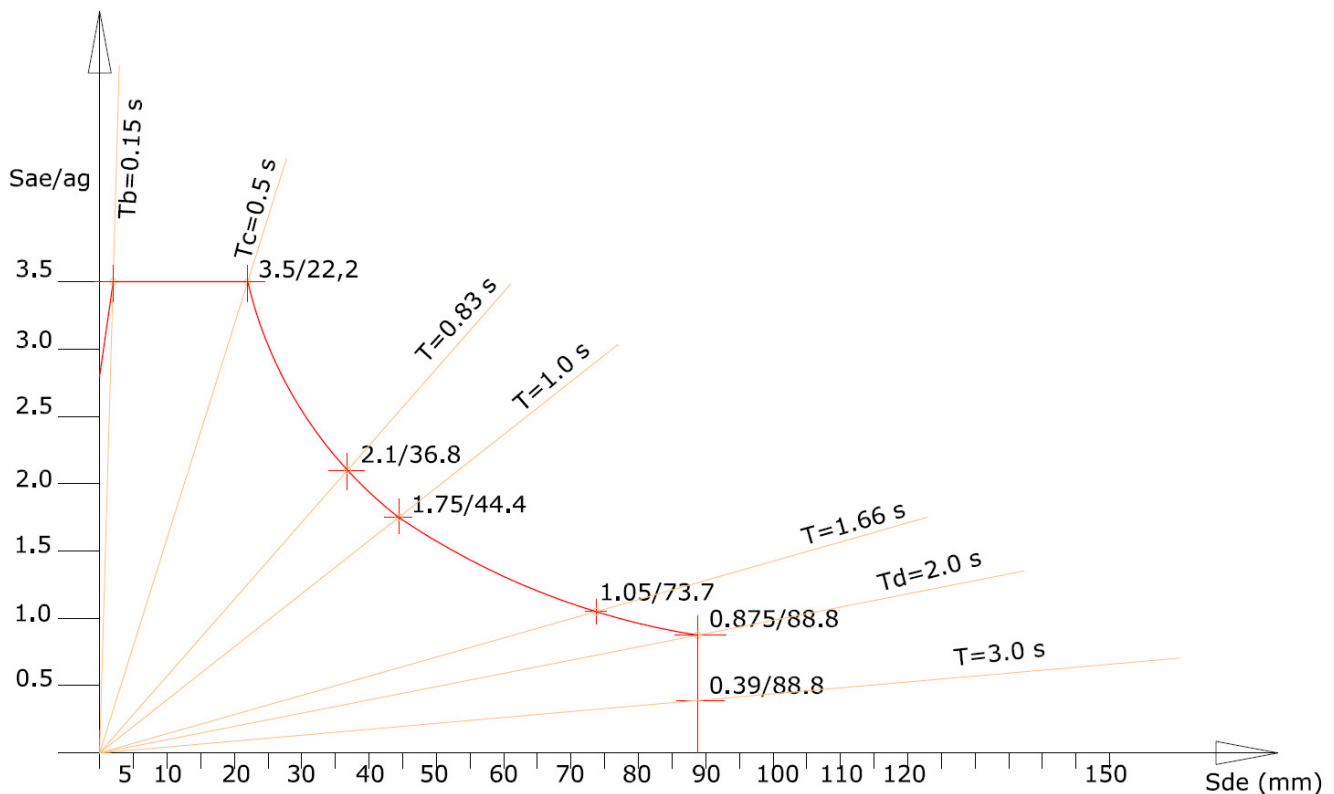
Vrijednosti parametara S i η su za razred tla E u Sia261 definirani sa $S = 1.4$; $\eta = 1.0$

$$S_{de} = \frac{S_{ae}}{\omega^2} = \frac{T^2}{4 \cdot \pi^2} \cdot \frac{S_{ae}}{a_{gd}}$$

Slika2: Vrijednosti spektara odziva za karakteristične periode [11]

Tako je za: $T = 1.66s$; $S_{de} = \frac{1.66^2}{39.438} \cdot 1.054 = 0.0733m = 73.3mm$, vidi ovdje također stranicu 11. Ostali parovi sračunatih vrijednosti dani su u nastavku.

T=0.10	$S_{ae}/a_{gd} = 2.800$	Sde= 0.7 mm
T=0.15	$S_{ae}/a_{gd} = 3.500$	Sde= 2.0 mm
T=0.50	$S_{ae}/a_{gd} = 3.500$	Sde= 22.2 mm
T=0.83	$S_{ae}/a_{gd} = 2.100$	Sde= 36.8 mm
T=1.00	$S_{ae}/a_{gd} = 1.750$	Sde= 44.4 mm
T=1.66	$S_{ae}/a_{gd} = 1.054$	Sde= 73.3 mm
T=2.00	$S_{ae}/a_{gd} = 0.875$	Sde= 88.8 mm
T=3.00	$S_{ae}/a_{gd} = 0.380$	Sde= 88.8 mm



Slika 3 : Spektralni pomaci S_{de} i spektralna ubrzanja S_{ae} u ARDS- formatu

2.2 Konstrukcija neelastičnog spektra uporabom koeficijenata redukcije

Pushover analiza sastoji se od određivanja grafa nelinearne zavisnosti sile i pomaka. Ova zavisnost predstavlja ukupnu horizontalnu silu na mjestu upetosti u zavisnosti od pomaka kontrolne točke odabrane negdje na nosivom elementu. Najčešće se kontrolna točka bira na vrhu objekta. Za određivanje Pushover krivulje (krivulje kapaciteta nosivosti) koristi se ekvivalentni nelinearni sustav s jednim stupnjem slobode. Dijeljenjem ukupne sile, koja odgovara otporu elementa na mjestu upetosti, s ekvivalentnom modalnom masom sustava s jednim stupnjem slobode i dijeljenjem pripadajućih pomaka s faktorom učešća (Γ) za promatrani ton, moguće je krivulju kapaciteta nosivosti predstaviti u ARDS- formatu. Ova krivulja predstavlja stranu otpora konstrukcije.

S druge pak strane spektar odziva koji predstavlja potresno djelovanje (crvena ovojnica na slici 3) predstavljen je u „elastičnoj“ formi. Već je rečeno da se efekti disipacije energije stvaranjem plastičnih zglobova u nosivoj konstrukciji mogu uzeti u

obzir tako da se elastični spektar odziva reducira pripadajućim (za sve periode ne vrijede isti principi redukcije) faktorima redukcije.

Redukcija elastičnog spektra odziva temelji se na gotovo 40-godišnjem iskustvu u primjeni „pravila istih pomaka“ (equal displacement rule) čija je valjanost dokazana na velikom broju uzoraka [9], a primjenjuje se za periode veće od ca. $T_c = 0.5s$.

Neke norme, među kojima i švicarska dopuštaju primjenu pravila istih pomaka za periode veće od $T = 0.7s$

Vrijednost koeficijenta redukcije elastičnog spektra odziva iznosi:
za periode

$T < T_c$ vrijedi $\mu_{\Delta} = (R_y - 1) \frac{T_c}{T} + 1$, dok za

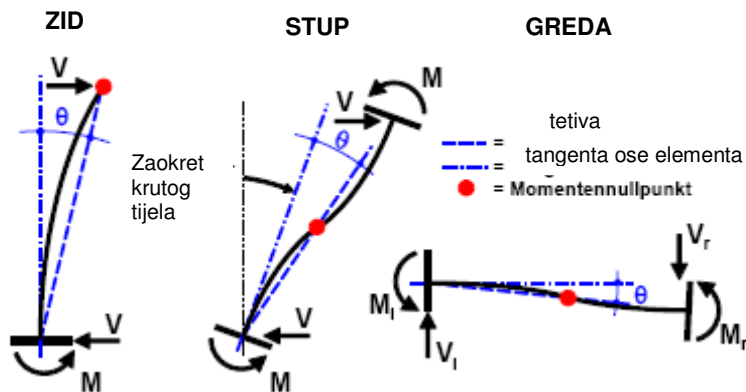
$T \geq T_c$; vrijedi $\mu_{\Delta} = R_y$;

pri čemu je $R_y = \frac{f_{el}}{f_y}$; a $\mu_{\Delta} = \frac{\Delta_u}{\Delta_y}$

2.3 Zaokret tetive nosivog elementa

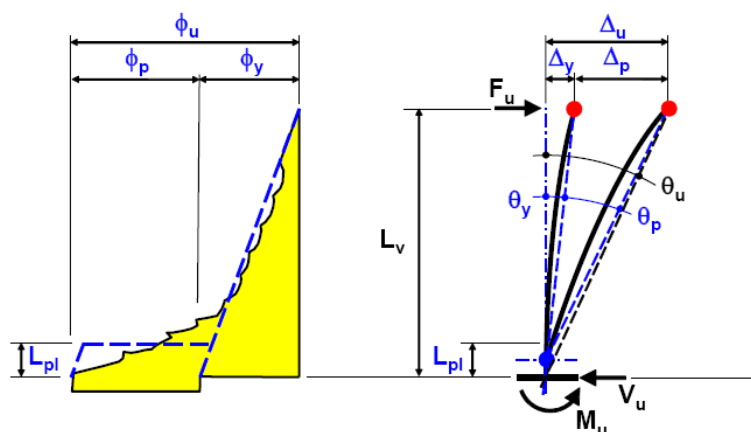
Sigurnost objekta glede potresnog djelovanja dokazuje se usporedbom zahtjevano deformacijske sposobnosti pod utjecajem normiranih potresnih djelovanja s kapacitetom deformabilne sposobnosti nosivog elementa. Kao mjera deformacijske sposobnosti služi zaokret tetive nosivog elementa.

Definicija: Zaokret tetive mjeri se kao kut između tangente na osu nosivog elementa na mjestu maksimalnog momenta savijanja i tetive koja spaja mjesto maksimalnog momenta i mjesto gdje moment savijanja poprima vrijednost 0 (vidi sl. 4.)



Slika 4: Definicija: zaokret tetive kao mjere deformabilne sposobnosti za različite nosive elemente

2.4 Definicija odnosa momenta savijanja i kuta krivljenja:



Slika 5: Zaokret tetive pri otkazivanju nosivog elementa

2.5 Elastično zakrivljenje tetive

Pretpostavlja se da se poprečni presjek s maksimalnim momentom nalazi u elastičnom stanju naprezanja sve dok nije dostignuta nominalna granica tečenja. U momentu dostizanja nominalnih napona tečenja zakrivljenost zamjenjujućeg štapa iznosi ϕ_y .

$$\theta_y = \frac{\Delta_y}{L_v} = \frac{F_y L^3}{3EI} = \frac{M_y}{EI} \cdot \frac{L_v}{3} = \phi_y \cdot \frac{L_v}{3}; \quad \text{za male kutove vrijedi } \Delta_y = \theta_y \cdot L_v$$

2.6 Neelastično zakrivljenje tetive

Δ_u - granični pomak vrha u momentu otkazivanja nosivog elementa može se odrediti iz slike 5.

$$\Delta_u = \theta_u \cdot L_v = \Delta_y + \Delta_p = \theta_y \cdot L_v + \theta_p \left(L_v - \frac{L_{pl}}{2} \right), \quad \text{odnosno}$$

$$\theta_u = \theta_y + (\phi_u - \phi_y) \cdot L_{pl} \cdot \left(1 - \frac{0.5L_{pl}}{L_v} \right)$$

Postoji više metoda za određivanje duljine plastičnog zgloba. Tako je u [5] EC8: dio 3- EN 1998-3:2005 (D) u dijelu Anhang A- stranica 38, u zavisnosti od stupnja oštećenja dano nekoliko izraza za proračun duljine plastičnog zgloba.

Ovdje će biti rabljen postupak koji su predložili Paulay & Priesley 1992 godine, a opisan je u [12]. Prema ovom prijedlogu duljina plastičnog zgloba L_{pl} iznosi:

$L_{pl} = a_{st} (0.08 \cdot L_v + 0.022 \cdot f_s \cdot d_{bl})$; Vrijednost L_{pl} zavisi od napona na granici velikih izduženja i promjeru šipaka primjenjenih u rubnom ojačanju promatranog zida. d_{bl} je prosječan promjer armature u rubnom ojačanju u području plastičnog zgloba.

Smanjena deformacijska sposobnost europskih betonskih čelika uzima se u obzir faktorom a_{st} koji poprma sljedeće vtijednosti:

$$a_{st} = 0.8 \quad \text{za betonske čelike s odnosom } \frac{f_t}{f_s} < 1.15, \quad \text{odnosno}$$

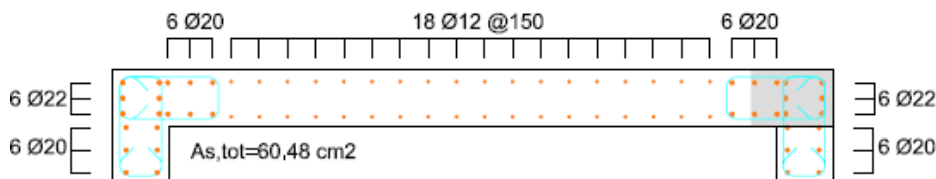
$$a_{st} = 1.0 \quad \text{za betonske čelike s odnosom } \frac{f_t}{f_s} \geq 1.15$$

2.7 Nelinearna zavisnost sile i pomaka

Točan opis nelinearne ovisnosti sile i pomaka je često komlicirano i nije uvijek potrebno. Za rješavanje inženjerskih zadataka dovoljna je bilinearna aproksimacija te zavisnosti.

Bilinearna zavisnost je karakterizirana s dvije točke i to točkom nominalniog tečenja karakteriziranom parom vrijednosti (F_y, Δ_y) i točkom otkazivanja presjeka

karakteriziranom parom vrijednosti (F_u, Δ_u) . Sile F_y i F_u sračunavaju se iz momenta otpora na mjestu upetosti. Pri tome će biti analiziran presjek armiran kako je to prikazano na slici 6.

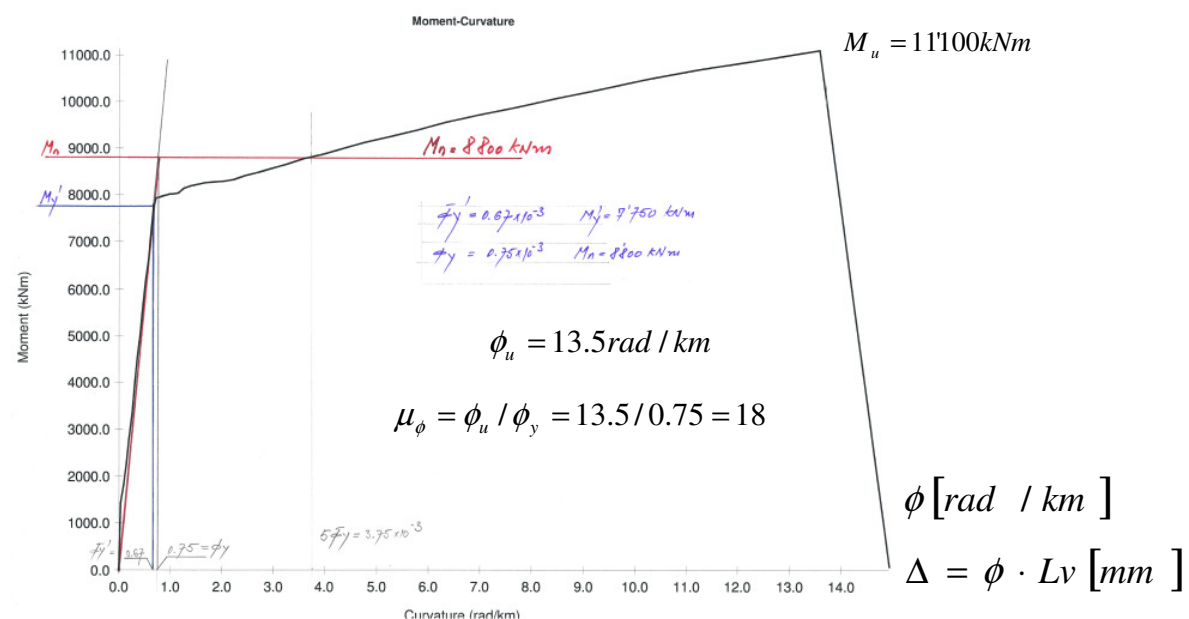


Slika 6: Poprečni presjek zida na mjestu upetosti

Za ovaj poprečni presjek bit će uz pomoć nekog od dostupnih programa (ovdje je rabljen program Response 2000 , dostupan na internetskoj mreži na adresi: <http://www.ecf.utoronto.ca/~bentz/r2k.htm>)

za analizu poprečnih presjeka određen stvarni dijagram zavisnosti momenta savijanja i krivljenja i u njemu ucrtan pripadajući bilinearni dijagram. Graf predstavlja parove momenata savijanja i pripadajuće kutove krivljenja izazvano djelovanjem monotono rastuće horizontalne sile.

Kako vrijednost pomaka odgovara produktu kuta krivljenja i duljine elementa, to su dijagrami pomaka i krivljenja afini.



Slika 6: Dijagram zavisnosti momenta savijanja i krivljenja

Ovdje sračunatu vrijednost lokalnog duktiliteta krivljenja možemo usporediti s vrijednošću sračunatom na stranici 11 (dio prvi- metoda kapaciteta nošenja).

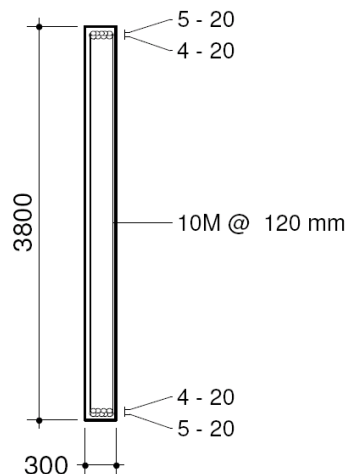
Tamo je računski dobijena vrijednost $\mu_\phi = 12.27 < \phi_u / \phi_y = 13.5 / 0.75 = 18$, što iznova dokazuje stupanj visoke duktilnosti promatranog elementa.

Po prijedlogu Priestley-Kowalski iz 1998 nominalna vrijednost otpora na savijanje poprečnog presjeka dostignuto je onda kada zakrivljenje poprečnog presjeka dosegne peterostruku vrijednost krivljenja na granici velikih izduženja. Ovu točku karakterizira par vrijednosti $(M_y, 5 \cdot \phi_y)$. Međutim ovaj prijedlog je vremenom modificiran. Danas je općeprihvaćen postupak koji će biti objašnjen u nastavku

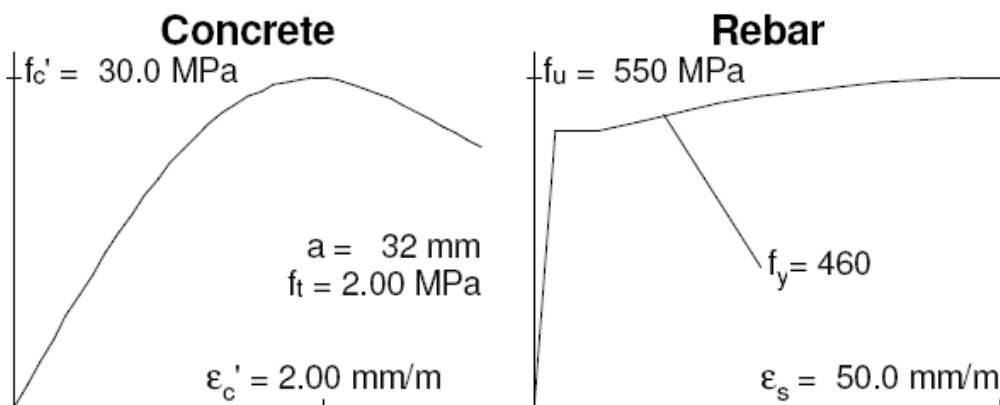
2.8 Nelinearna zavisnost momenta savijanja i krivljenja

U nastavku će biti opisana nelinearna zavisnost momenta savijanja i krivljenja pravokutnog armiranobetonskog poprečnog presjeka

Na slici 7 je predstavljen poprečni presjek koji će biti analiziran programom Response 2000. U svrhu analize uzet je pojednostavljen poprečni presjek debljine 30 cm i visine 380 cm. Ukupna armatura u rubnim zonama (zone ojačanja) iznosi $19\phi 20$ na svakoj strani i ima nešto nepovoljniji položaj od stvarnog. Vertikalna armatura postavljena obostrano u hrptu zida nije uzeta u obzir kod određivanja otpora na savijanje poprečnog presjeka. To je i razlogom zašto su ovako određeni otpori na savijanje nešto niži od onih određenih u prvom dijelu - dimenzioniranje metodom kapaciteta nošenja. Beton odgovara razredu C30/37 a radni dijagrami betona i betonskog čelika prikazani su an slici 8.



Slika 7: Pojednostavljeni računski poprečni presjek za analizu zavisnosti momenta savijanja i krivljenja



Slika 8: Radni dijagrami betona i betonskog čelika, odgovaraju razredu betona C30/37 i betonskom čeliku B500C

Bilinearna aproksimacija će biti konstruirana na temelju sljedećeg postupka:

- 1) Uzduž krivulje bit će određena točka koja odgovara prekoračenju momenta pri pojavi prvih pukotina i prijelazu presjeka iz stanja I u stanje II. Ovaj podatak ima informativni karakter i služi za proračun i usporedbu elastičnih perioda osciliranja koji su određeni u dijelu 1, a dobiveni su i analizom korištenjem MKE na računalnom programu.
- 2) Uzduž krivulje traži se ona točka koja odgovara dostizanju prvih napona tečenja (naponi na granici velikih izduženja). Podsjećamo da ovo stanje po konvenciji uvedenoj u tehničku praksu odgovara nepovratnim plastičnim dilatacijama betonskog čelika od 0.2% odnosno 2 promila. Ova točka je određena parom vrijednosti $(M_y'; \phi_y')$. Tako direktnim očitavanjem para vrijednosti s grafa ili uvidom u numeričke vrijednosti koji su dostupni nakon provedene analize, što je ipak nešto točnije, dolazimo do vrijednosti momenta i kuta krivljenja koji odgovaraju naponima u betonskom čeliku na razini velikih izduženja. Poznavanjem ovih vrijednosti lako je odrediti elastičnu krutost raspucalog betonskog presjeka kao:

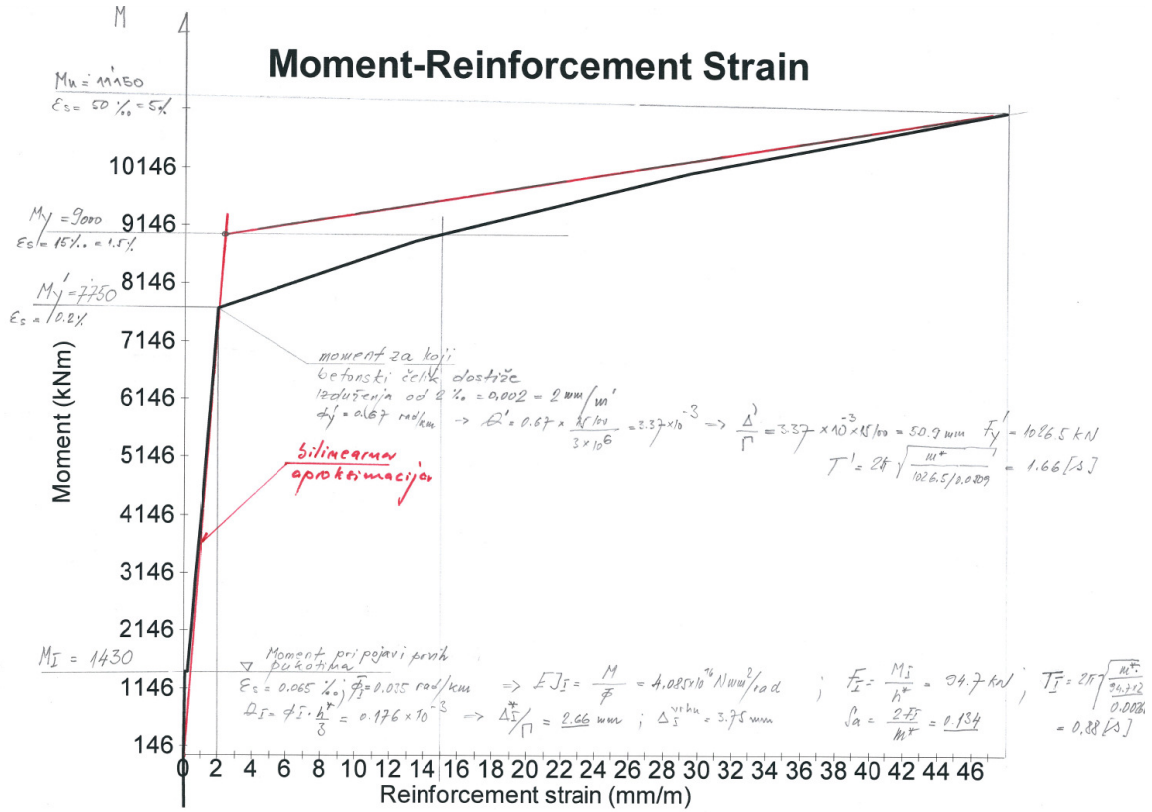
$$\phi_y' = \frac{M_y'}{EI_y'}, \text{ dakle } EI_y' = \frac{My'}{\phi_y'} = \frac{7750 \cdot 10^6}{0.67 \text{ rad / km}} = 1.157 \cdot 10^{16} \text{ Nmm}^2 / \text{rad}$$

- 3) Uzduž krivulje traži se nadalje ona točka na kojoj je dilatacija u betonskom čeliku dosegla vrijednost od 15 promila ili dilatacija u betonu na pritisnutom rubu presjeka dosegla vrijednost od 4 promila. Vrijedi ona vrijednost koja se prva dostigne. Uvidom u numeričke vrijednosti dolazimo do vrijednosti nominalnog otpora poprečnoga presjeka koji karakterizira par vrijednosti (M_y, ϕ_y) vidi sliku 9, a odatle

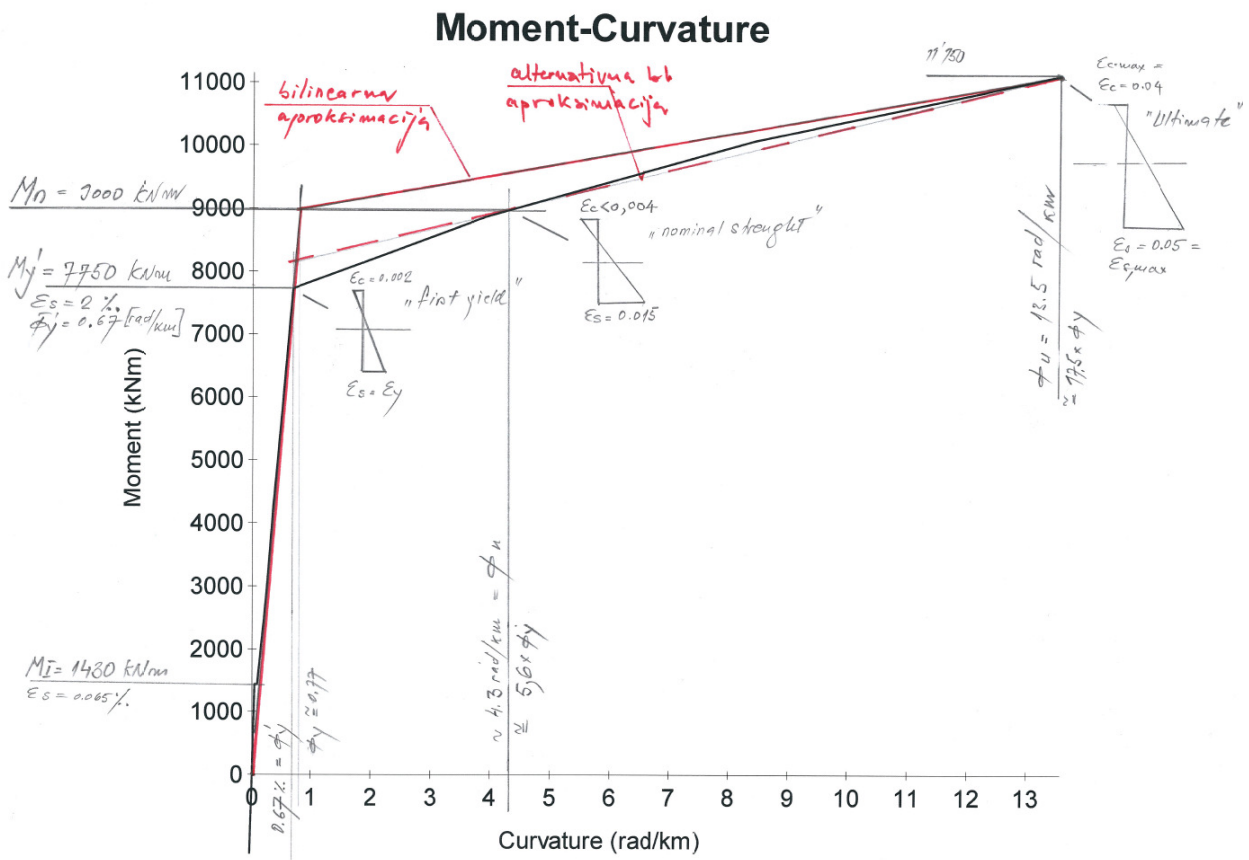
$$\phi_y = \phi_y' \cdot \frac{M_n}{M_y'} = \frac{M_n}{EI_y'}$$

- 4) Točka s koordinatama nominalnog tečenja karakterizirana vrijednostima (M_y, ϕ_y) ne leži na stvarnoj krivulji zavisnosti momenta savijanja i kuta krivljenja poprečnog presjeka. Ove je i vrijednost računskog nominalnog otpora (M_n, ϕ_y) , a određena je na slici 10.
- 5) Na kraju se uzduž stvarne krivulje traži vrijednost pri kojoj je dilatacija betonskog čelika dosegla vrijednost ultimnih dilatacija. One su u ovom slučaju limitirane na 50 promila. Druga kontrolna vrijednost su ultimne dilatacije u betonu koje su limitirane na 4 Promila. Na ovom mjestu treba dodati da je za betonske presjeke koji nisu ovijeni vilicama ultimna dilatacija od 4 promila vrijednost koja se redovito postiže, a da ne dođe do razaranja betonskog presjeka. Ovijeni betoni mogu postići i veće vrijednosti tlačnih dilatacija od 4 promila. Ovdje se išlo svjesno na prekoračenja rubnih dilatacija u betonu koje su u klasičnom slučaju dimenzioniranja limitirane na 3 promila. Točka s parom vrijednosti (M_u, ϕ_u) karakterizira kolaps („ultimate limit state“) analiziranog elementa.

Procedura koja je predstavljena u ovih pet koraka je općenito priznata i nalazi primjenu u svim novijim propisima na području europske unije. Graf zavisnosti momenta savijanja i kuta krivljenja poprečnog presjeka s pripadajućim grafom dilatacija u betonskom čeliku dan su na slikama 9 i 10.



Slika 9: Zavisnost momenta savijanja i dilatacija u betonskom čeliku



Slika 10: Zavisnost momenta savijanja i krivljenja pravokutnog betonskog presjeka

Pripadajuće vrijednosti krutosti betonskog elementa u analiziranim stadijima:

$$\phi_l = \frac{M_l}{EI_l} = 0.035 \text{ rad / km}; \quad EI_l = \frac{1430 \cdot 10^6}{0.035 \text{ rad / km}} = 4.086 \cdot 10^{16} \text{ Nmm}^2 / \text{rad}$$

$$\phi_y' = \frac{M_y'}{EI_y'} = 0.67 \text{ rad / km}; \quad EI_y' = \frac{7750 \cdot 10^6}{0.67 \text{ rad / km}} = 1.157 \cdot 10^{16} \text{ Nmm}^2 / \text{rad}$$

$$\phi_y = 0.77 \text{ rad / km}; \quad EI_y = \frac{9000 \cdot 10^6}{0.77 \text{ rad / km}} = 1.1688 \cdot 10^{16} \text{ Nmm}^2 / \text{rad}$$

$$\phi_n = 4.3 \text{ rad / km}; \quad EI_{y,n} = \frac{9000 \cdot 10^6}{4.3 \text{ rad / km}} = 2.093 \cdot 10^{15} \text{ Nmm}^2 / \text{rad}$$

$$\phi_u = 13.5 \text{ rad / km}; \quad EI_u = \frac{11150 \cdot 10^6}{13.5 \text{ rad / km}} = 8.26 \cdot 10^{14} \text{ Nmm}^2 / \text{rad}$$

2.9 Dinamički model

Za prevođenje jednog realnog (pravilnog) sustava sa šest stupnjeva slobode (MDOF) u ekvivalentni modalni sustav s jednim stupnjem slobode (SDOF) potrebno je poznavanje sljedećih parametara: α_m^* , α_h^* , α_k^* i Γ . Vrijednost ovih parametara zavisna je od svojstava multimodalnog sustava. U prilogu 1, preuzeto iz [1], bit će dan pregled parametara kojima se regularni multimodalni sustavi do 10 stupnjeva slobode prevode u ekvivalentne zamjenjujuće sustave s jednim stupnjem slobode.

Definicija:

Ekvivalentni dinamički sustav s jednim stupnjem slobode je onaj sustav kod kojega su utjecaji na mjestu upetosti za promatrani ton identični utjecajima dobivenima na realnom multimodalnom sustavu.

Veza između pojedinih dinamičkih veličina za pomake, sile i momente savijanja dana je u Tablici 1.

	Sustav s više stupnjeva slobode MDOF	Sustav s jednim stupnjem slobode SDOF	Odnos
Pomak	$w_d = \Gamma \cdot S_{de}$	$w^* = S_{de}$	$w^* = w / \Gamma$
Sila	$F_d = \Gamma^2 m_n \cdot S_{ae}$	$F^* = F_d = m^* S_{ae}$	$m^* = \Gamma^2 m_n$
Moment savijanja	$M_d = \Gamma \cdot S_{ae} \sum_i z_i \phi_i m_i$	$M^* = M_d = h^* m^* S_{ae}$	$h^* = \frac{\sum_i z_i \phi_i m_i}{\Gamma m_n}$

Tablica 1: Veza između sila i pomaka sustava s više stupnjeva slobode i ekvivalentnih sustava s jednim stupnjem slobode

Očitavanjem vrijednosti iz Priloga 1 dolazimo do sljedećih vrijednosti dinamičkih parametara za promatrani sustav sa šest stupnjeva slobode:

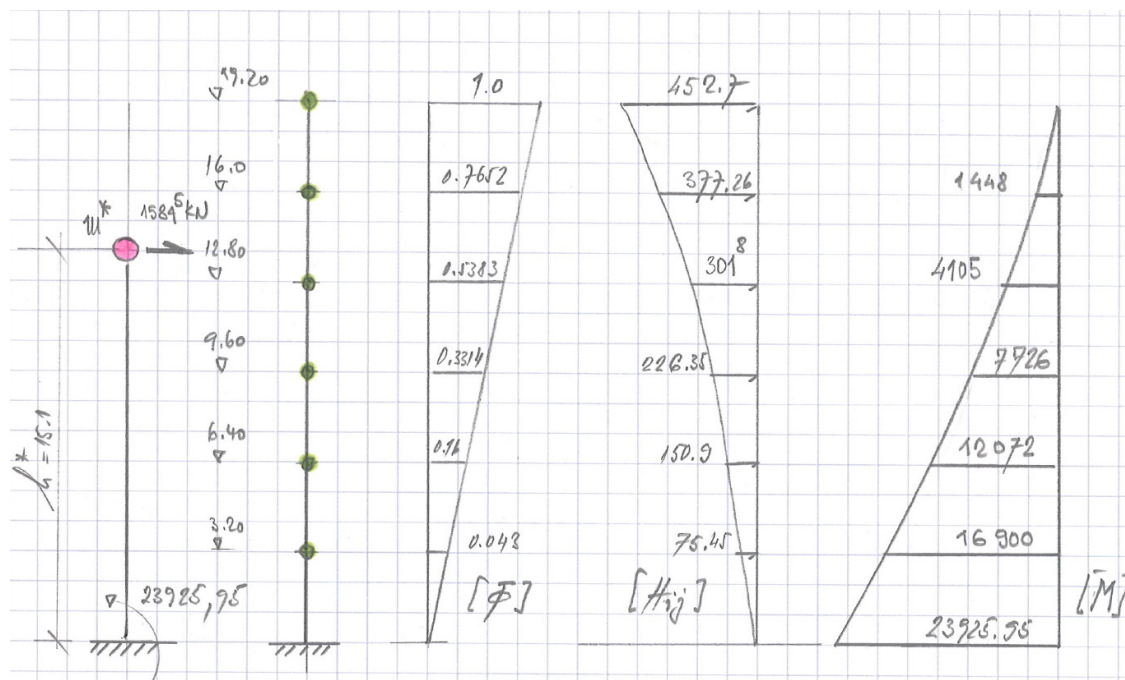
Koeficijent modalne mase $\alpha_m^* = 0.667$, $m^* = 0.667 \cdot 2112 = 1409 \text{ to}$

Koeficijent modalne ekvivalentne visine $\alpha_h^* = 0.783$, $h^* = 0.783 \cdot 6 \cdot 3.2 = 15.1 \text{ m}$

Faktor ekvivalentne krutosti i faktor učešća: $\alpha_k^* = 6.05$ i $\Gamma = 1.41$

Prvi vektor vlastitih vrijednosti:

$$\Phi_1 = [0.0434 \quad 0.1603 \quad 0.3314 \quad 0.5383 \quad 0.7652 \quad 1.0]$$



Slika 11: Grafički prikaz ekvivalentnog sustava i stvarnog sustava sa 6 stupnjeva slobode (vidi također prvi dio stranica 8)

2.10 Proračun pripadajućih sila i pomaka na ekvivalentnom sustavu s jednim stupnjem slobode (SDF)

Iz proračunatih vrijednosti momenata na različitim razinama iskorištenosti poprečnog presjeka moguće je na temelju zamjenjujućeg sustava s jednim stupnjem slobode odrediti pripadajuće sile koje u pojedinačnim fazama elementa na mjestu upetosti (base shear forces) prihvaća.

Tako za $h^* = 15.1m$ pripadajuće sile određujemo kako slijedi:

a) prijelaz iz stanja I u stanje II

$$F_1 = \frac{M_1}{h^*} = \frac{1430}{15.1} = 94.7 \text{ kN / zidu} \Rightarrow \text{za oba zida } F_{1, \text{TOT}} = 2 \cdot 94.7 = 189.4 \text{ kN}$$

$$\theta_1 = \phi_1 \frac{h^*}{3} = 0.035 \cdot 10^{-6} \frac{15100}{3} = 0.176 \cdot 10^{-3}$$

$$\Delta_1 / \Gamma = \theta_1 \cdot h^* = 0.176 \cdot 10^{-3} \cdot 15100 = 2.658 \text{ mm}$$

Oдавде slijedi period osiliranja za osnovni ton elastičnog neraspucalog nosivog sustava.

$$T = 2\pi \sqrt{\frac{m^*}{F_1 / (\Delta_1 / \Gamma)}} = 2\pi \sqrt{\frac{1409}{189.4 / 0.002658}} = 0.883 \text{ s};$$

Usporedba perioda osnovnog tona dobiven računanim programom: $T_{el} = 0.83s$ (vidi stranicu 9) s ovdje sračunatim periodom od $T = 0.883s$ daje odstupanje od samo ca. 6.4%

b) stadij dostizanja prvih napona velikih izduženja

$$F_y' = \frac{M_y'}{h^*} = \frac{7750}{15.1} = 513.24kN / zidu \Rightarrow \text{za oba zida } {}_{TOT} F_y' = 2 \cdot 513.24 = 1026.5kN$$

$$\theta_y' = \phi_y' \cdot \frac{h^*}{3} = 0.67 \cdot 10^{-6} \frac{15100}{3} = 3.37 \cdot 10^{-3}$$

$$\Delta_y' / \Gamma = \theta_y' \cdot h^* = 3.37 \cdot 10^{-3} \cdot 15100 = 50.887mm$$

Period osiliranja za osnovni ton elastičnog raspucalog elementa u memontu prvog dostizanja napona velikih izduženja:

$$T = 2\pi \sqrt{\frac{m^*}{F_y' / (\Delta_y' / \Gamma)}} = 2\pi \sqrt{\frac{1409}{1026.5 / 0.050887}} = 1.66s ;$$

c) stadij dostizanja nominalne vrijednosti otpora na savijanje

$$F_y = \frac{M_y}{h^*} = \frac{9000}{15.1} = 596.027kN / zidu \Rightarrow \text{za oba zida}$$

$${}_{TOT} F_y = 2 \cdot 596.027 = 1192.05kN$$

$$\theta_y = \phi_y \cdot \frac{h^*}{3} = 0.77 \cdot 10^{-6} \frac{15100}{3} = 3.876 \cdot 10^{-3}$$

$$\Delta_y / \Gamma = \theta_y \cdot h^* = 3.876 \cdot 10^{-3} \cdot 15100 = 58.52mm$$

Period osiliranja za osnovni ton u memontu dostizanja nominalnog otpora:

$$T = 2\pi \sqrt{\frac{m^*}{F_y / (\Delta_y / \Gamma)}} = 2\pi \sqrt{\frac{1409}{1192.05 / 0.05852}} = 1.65s ;$$

Deformacije na razini ekvivalentne mase koje odgovaraju nominalnom momentu savijanja i kutu krivljenja od $\phi_n = 4.3rad / km$

$$\theta_n = \theta_y + (\phi_n - \phi_y) \cdot L_{pl} \cdot \left(1 - \frac{0.5 \cdot L_{pl}}{h^*}\right) = 3.876 \cdot 10^{-3} + (4.3 - 0.77) \cdot 10^{-3} \cdot 1410 \cdot \left(1 - \frac{705}{15100}\right) = 7.41 \cdot 10^{-3}$$

$$\Delta_n / \Gamma = \theta_n \cdot h^* = 7.41 \cdot 15.1 = 112mm$$

Pomak na vrhu objekta (na razini krova odnosno zadnje ploče)

$$\Delta_{u,vrh} = 112 \cdot \Gamma = 112 \cdot 1.41 = 157.8mm$$

d) stadij dostizanja momenta sloma

$$F_u = \frac{11150}{15.1} = 738.4kN \Rightarrow \text{za oba zida } F_{u,TOT} = 2 \cdot 738.4 = 1476.82kN$$

$$\theta_u = \theta_y + (\phi_u - \phi_y) \cdot L_{pl} \cdot \left(1 - \frac{0.5 \cdot L_{pl}}{h^*}\right) = 3.876 \cdot 10^{-3} + (13.5 - 0.77) \cdot 10^{-3} \cdot 1410 \cdot \left(1 - \frac{705}{15100}\right) = 20.98 \cdot 10^{-3}$$

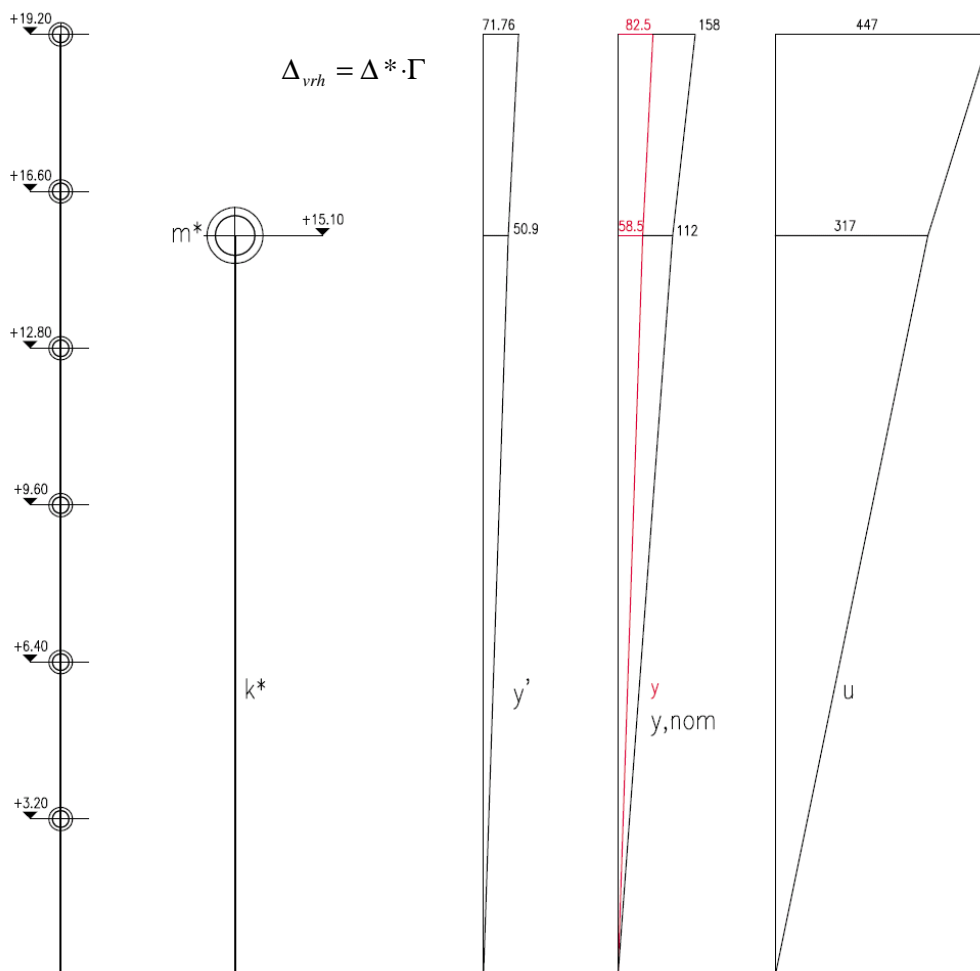
Duljina plastičnog zgloba $L_{pl} = a_{st} (0.08 \cdot L_v + 0.022 \cdot f_s \cdot d_{bl})$;

$$L_{pl} = 1.0(0.08 \cdot L_v + 0.022 \cdot f_s \cdot d_{bl}) = 0.08 \cdot 15100 + 0.022 \cdot 460 \cdot 20 = 1410 \text{ mm}$$

$$\Delta_u / \Gamma = \theta_u \cdot h^* = 20.98 \cdot 15.1 = 317 \text{ mm}$$

$$\Delta_{u,vrh} = \Delta_u \cdot \Gamma = 311.5 \cdot 1.41 = 447 \text{ mm}$$

Vrijednosti sračunatih pomaka za različite stupnje iskorištenosti poprečnog presjeka prikazane su na slici 12.



Slika 12: Pomaci na različitim razinama iskorištenosti poprečnog presjeka

2.11 Konstrukcija pushover krivulje

Ako dobivene sile (pri prelasku u stadij II, sile na granici tečenja i na granici sloma podijelimo s masom ($F/m = a$), dobijamo vrijednosti koje po svome fizikalnom značenju odgovaraju ubrzanju i biti će nanešene na ordinatu grafa $S_{ae}; S_{de}$ u ADRS-formatu.

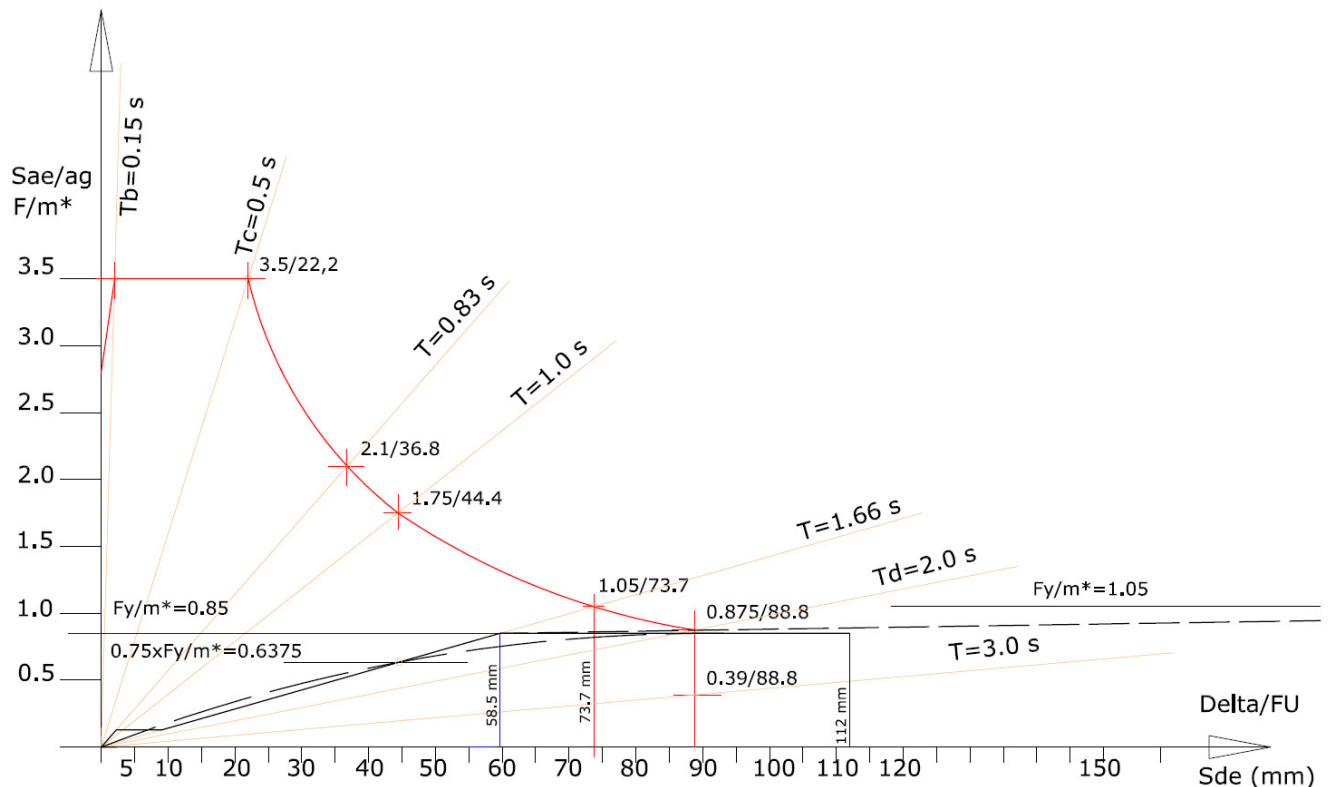
$$F_l / m^* = 189.4 / 1409 = 0.134 = S_{ae}$$

$$F_y' / m^* = 1026 / 1409 = 0.72 = S_{ae}$$

$$F_y / m^* = 1192 / 1409 = 0.85 = S_{ae}$$

$$F_u / m^* = 1477 / 1409 = 1.05 = S_{ae}$$

Pripadajući pomaci podijeljene s faktorom učešća odgovaraju pomaku na visini ekvivalentne mase sustava s jednim stupnje slobode h^* i bit će nanoseni na apscisi istog grafa. Konstrukcija je prikazana na slici 13.



Slika 13: Konstrukcija krivulje kapoviteta nosivosti (pushover krivulja) u ADRS formatu

2.12 Prevođenje elastičnog spektra odziva u neelastični spektra

Kako je već na početku ovog priloga pod točkom 2.2 rečeno, neelastični spektra odziva dobiva se direktno iz elastičnoga primjenom sljedećih faktora redukcije:

za $T < T_c$ faktor redukcije iznosi $\mu_\Delta = (R_y - 1) \frac{T_c}{T} + 1$

dok je za $T \geq T_c$; $\mu_\Delta = R_y$; pri čemu je $R_y = \frac{f_{el}}{f_y}$;

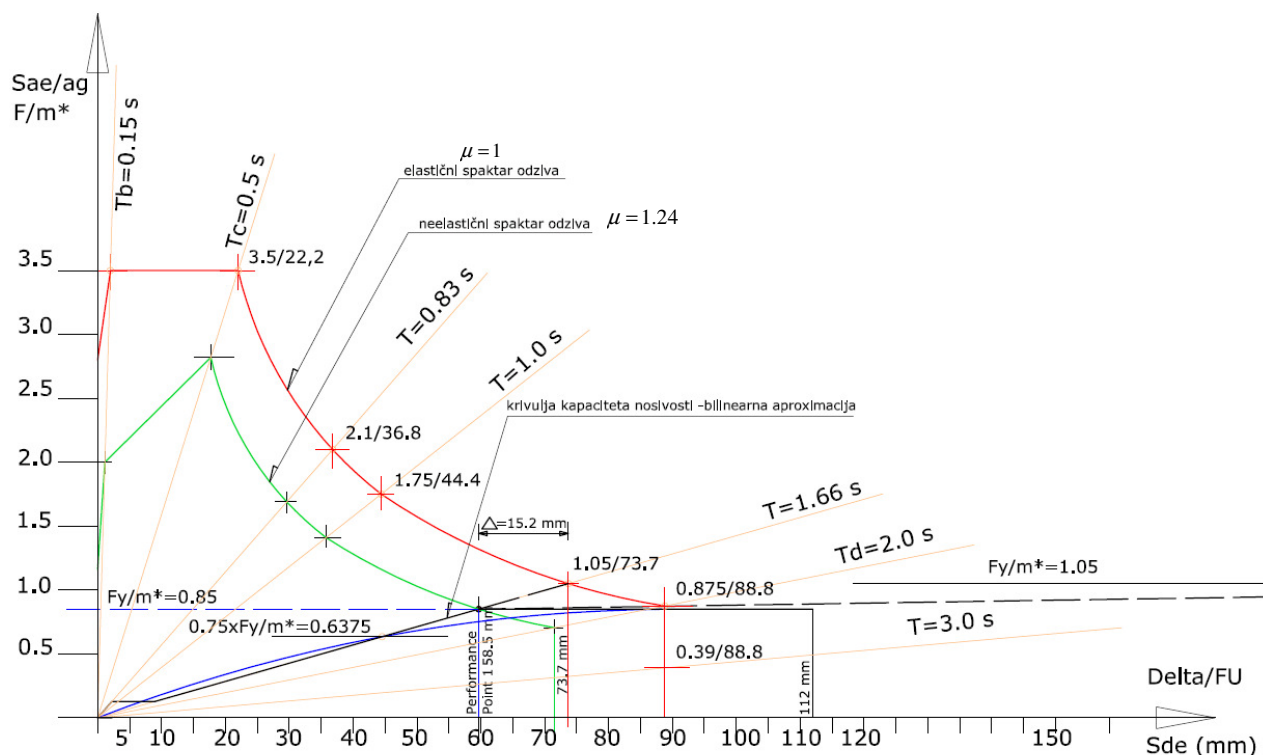
$$R_y = \frac{f_{el}}{f_y} = \frac{S_{ae}(T^*)}{S_{ay}} = \frac{1.05 \cdot 1409t}{1192} = 1.2411$$

Tako vrijedi za:

$$T = 0.1s; \mu_\Delta = (R_y - 1) \frac{T_c}{T} + 1 = (1.2411 - 1) \frac{0.5}{0.1} + 1 = 2.2$$

$$T = 0.15s; \mu_\Delta = (R_y - 1) \frac{T_c}{T} + 1 = (1.2411 - 1) \frac{0.5}{0.15} + 1 = 1.8$$

A za sve ostale periode $T \geq T_c = 0.5s$ vrijedi $\mu_\Delta = R_y = 1.2411$



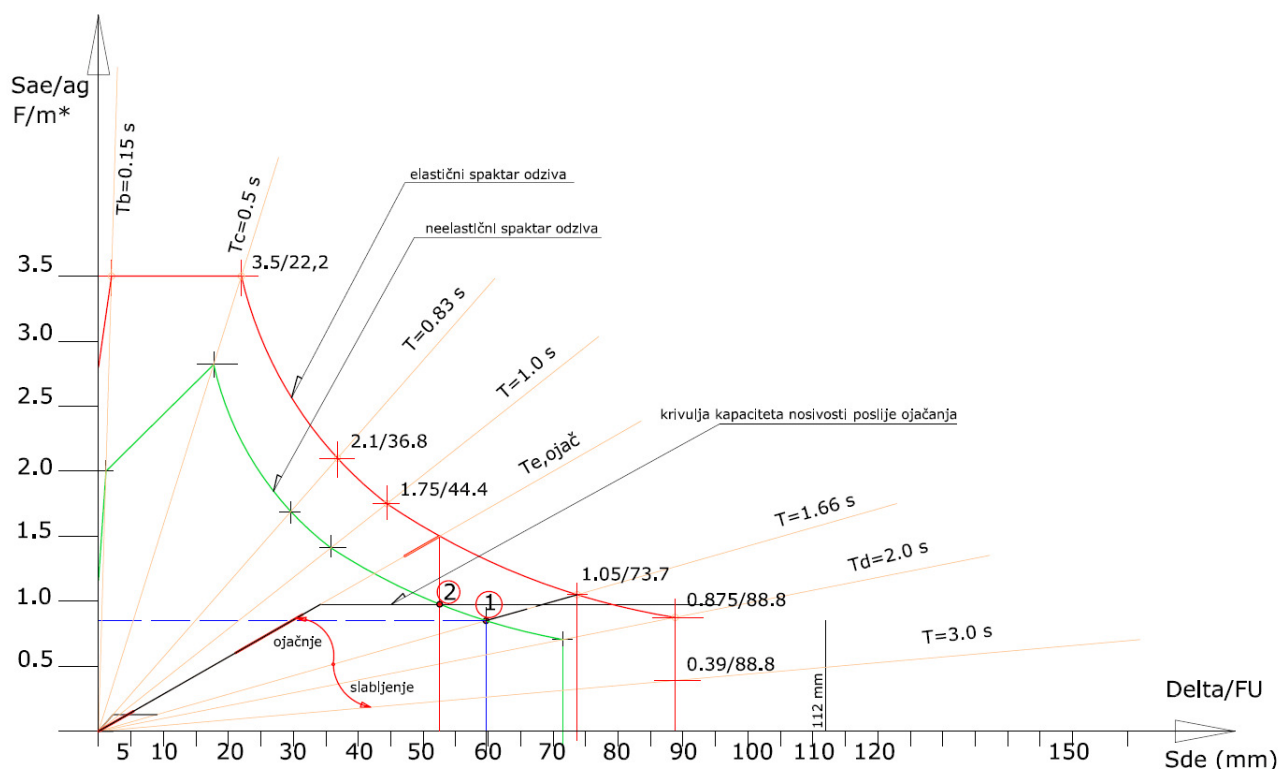
Slika 14: Dijagram kapaciteta nosivosti u prostoru S_{ae} i S_{de} s prikazanom konstrukcijom točke snošljivosti (performance point) kao pres

Iz dijagrama na slici 14 slijedi:

- Početna krutost elementa u nerspucalom stadiju ne utječe na ponašanje elementa nakon pojave plastičnih deformacija pa prijelaz iz stadija I u stadij II (prijelaz krivulje kapaciteta nosivosti s periode 0,83 s na periodu 1,66 s na razini $F/m^* = 0.134$ i u buduću je niti ne treba razmatrati.
- S elastičnog spektra odziva očitava se vrijednost maksimalnog mogućeg elastičnog pomaka konstrukcije u slučaju djelovanja normiranog potresnog opterećenja. Ova vrijednost iznosi $S_{de} = 73.7\text{ mm}$ i u literaturi je često nazivana **ciljnim pomakom** i odgovara **zahtjevanom** kapacitetu deformabilnosti. Ciljni pomak je vrijednost koja leži na presjecištu elastičnog spektra odziva i elastičnog perioda osnovnog tona osciliranja.
- Maksimalni pomak koji konstrukcija može razviti u stanju dostizanja napona tečenja (točka M_y, ϕ_y) odnosno nominalnog otpora (točka M_y, ϕ_n) na visini h^* iznosi $\Delta_y / \Gamma = 58.5\text{ mm}$ odnosno $\Delta_n / \Gamma = 112\text{ mm}$. Odgovarajući pomaci na vrhu objekta za vrijednost koeficijenta učešća $\Gamma = 1.41$ su prema tome 82.5 mm odnosno 158 mm .
- Pomak pri kome dolazi do sloma poprečnog presjeka je još i veći i dostiže vrijednost od 317 mm na visini h^* odnosno 447 mm na vrhu objekta.
- Dokaz provodimo za vrijednost nominalnih veličina u formatu: $\Delta_n / \Gamma \geq S_{el}$ odnosno $112\text{ mm} \geq 73.7\text{ mm}$, čime je dokaz izveden.

2.13 Performance point (točka snošljivosti)

Ovdje prikazana metoda postupnog guranja je metoda potresnog inženjerstva i može se rabiti za analizu postojećih ili dimenzioniranje novih objekata. U slučaju dimenzioniranja postojećih objekata, kako je to učinjeno u ovom primjeru, cilj je usporediti deformacijski kapacitet s maksimalno mogućim elastičnim pomacima. Takozvani performance point ili točka snošljivosti imaju karakter vizualiziranja mjerodavnih veličina i bez obzira na prikladnost njihovog prikaza nisu esencijalni za provođenje dokaza temeljnog na pomacima. No ovdje prikazana metoda nije jedina. Povjesno se radovima Freeman at all 1975 najprije razvila metoda razrađena u dokumentima FEMA 273 odnosno ATC40. U ovim dokumentima se umjesto principa maksimalnih pomaka koriste ekvivalentni periodi i ekvivalentna prigušenja, dok inicijalna krutost oscilirajućeg elementa odgovara sekantnoj krutosti s iznosom ω^2 [11]. Za postupke predložene ovim dokumentima je prikaz u ADRS- Formatu kao i točna konstrukcija performance pointa esencijalna [10]. Presječna točka push over krivulje i neelastičnog spektra odziva naziva se performance point. Ova točka predstavlja maksimalni spektralni pomak za analizirani element. Iz slike 9 je očito da presječna točka neelastičnog spektra odziva s push over krivuljom (točka 1) daje vrijednost od 58,5 mm i da se ova vrijednost razlikuje od 73,7 mm dobivenih primjenom principa istih pomaka. Odstupanje iznosi ca. 20%, a dopuštena su odstupanja prema gore citiranim dokumentima na razini od $\pm 5\%$.



Slika 15: Moguće strategije kod iznalaženja prihvatljive točke snošljivosti (performance point 2)

Na slici 15 su prikazane moguće strategije iterativnog iznalaženja novog poformance pointa. Na raspolaganju nam stoji ojačanje ili oslabljenje nosivog elementa.

Ojačanjem nosivog elementa povećava se krutost elementa i smanjuje osnovni period. Ojačanje ima utjecaja na kapacitet nosivosti pa je potrebno izraditi novu push over

krivulju. Za tako modificirane elemente potrebno je još izvršiti korekciju elastičnog spektra odziva novim faktorom redukcije i konstruirati novu točku snošljivosti koja je na slici 10 obilježena kao točka (2). Ukoliko je odstupanje još uvijek veće od $\pm 5\%$ čitavi postupak treba ponoviti dok se odstupanje ne svede na prihvatljivu mjeru.

2.14 Kontrola nosivosti elementa na posmik

Pripadajuće horizontalne sile djeluju na mjestu upetosti zidova u temelje. Kontrola nosivosti zidova bit će provedena za sile koje odgovaraju ultimnoj nosivosti poprečnog presjeka na mjestu upetosti, dakle za vrijednost momenta savijanja od $M_u = 11150kNm$. Pripadajuća horizontalna sila za jedan zid je $F_u = 738kN$.

Ovau silu treba uvećati za vrijednost χ . Tako slijedi:

$$V_d^+ = \chi \cdot F_d = \left(0.9 + \frac{n}{10}\right) \cdot F_u ; \text{ pri čemu je } n - \text{ broj katova}$$

$$V_d^+ = 0.9 + \frac{6}{10} F_u = 1.6 \cdot F_u = 1.6 \cdot 738 = 1180kN$$

- Otpor poprečnog presjeka armiranog obostrano horizontalnim šipkama s $\phi 10 @ 120mm$ prema Sia 262 Ziffer 4.3.3.4.3 je:

$$V_{Rd,s} = \frac{A_{sw}}{s} z \cdot f_{sd} \cdot ctg \alpha = \frac{2 \cdot 78.5}{120} 0.9 \cdot 3680 \cdot 390 \cdot ctg 45 = 1690kN > 1180kN \Rightarrow \text{OK!}$$

- Otpor tlačne dijagonale prema Sia 262 Ziffer 4.3.3.4.5 je:

$$V_{Rd,c} = b_w \cdot z \cdot k_c \cdot f_{cd} \cdot \sin \alpha \cos \alpha = 300 \cdot (0.9 \cdot 3680) \cdot 0.4 \cdot 20 \cdot \sin 45 \cos 45 = 3553kN > 1180kN \Rightarrow \text{OK!}$$

3. Zaključak

Priakazan je postupak proračuna nosivih armiranobetonskih konstrukcija temeljen na pomacima. Radi se o statičkom postupku a za opis dinamičkog ponašanje realne građevine koristi se analogija s zamjenjujućim ekvivalentnim sustavom s jednim stupnjem slobode.

Sljedeće bitno pojednostavljenje je bilinearna aproksimacija kapaciteta nosivosti analiziranog elementa. Postupak je limitiran na periode za koje vrijedi princip istih pomaka, što u zavisnosti od nacionalnih dokumenata i literature znači da ovaj princip ne vrijedi za periode manje od ca. 0,7 s.

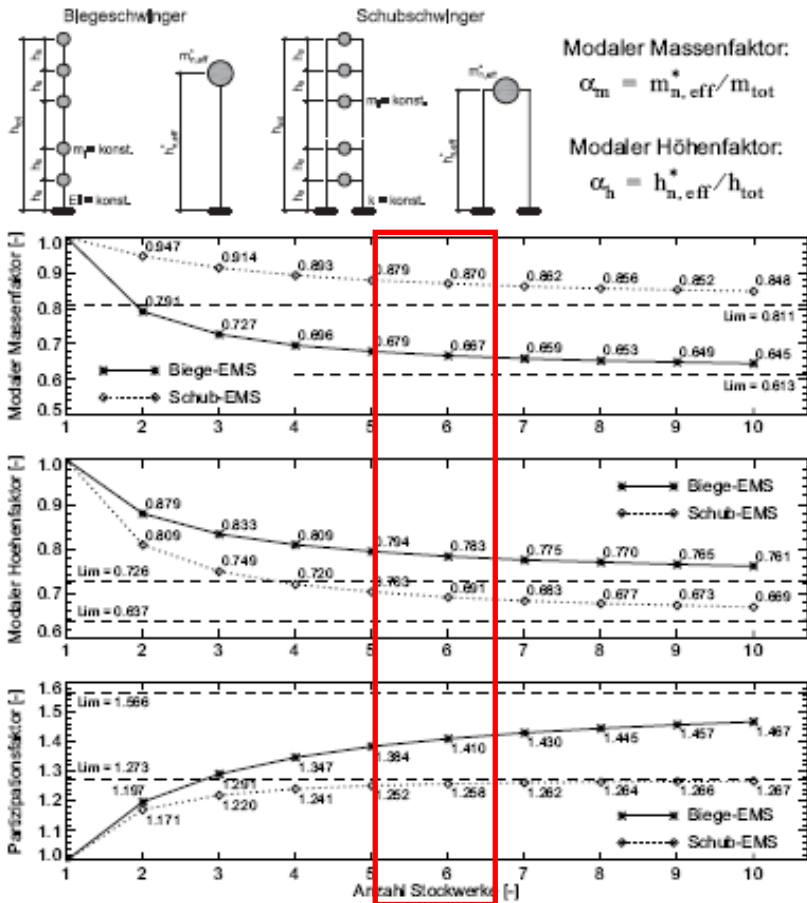
Postupak nudi zoran prikaz svih relevantnih elemenata potresne analize u jednom jedinom grafu.

Literatura:

- [1] Dazio, Alessandro: Erdbeebensicherung von Bauwerken II
- [2] Paulay,Thomas; Bachman, Hugo; Moser, Konrad:
Erdbebenbemessung von Stahlbetonhochbauten, Birkhäuser,
1989
- [3] SIA D 0171, Bachman, Dazio, Bruchez, Mittaz, Peruzzi,
Tissieres,;Erdbeebngerechter Entwurf und
Kapazitätsbemessung eines Gebäudes mit
Stahlbetontragwänden, Sia Zürich, 2002
- [4] SIA D 0191, Lestuzzi at all, Grundlagen der Projektierung von
Tragwerken, Einwirkung auf Tragwerke Sia Zürich, 2004
- [5] Eurocode 8: Design of structures for erthquake resistance,
Part 1- Part 6
- [6] Paulay T., Priestley .M.J.N: Seismic Design of Reinforced
Concrete and Masonry Buildings. J.Wiley&Sons, New York
1992
- [7] Dazio, Alessandro, Stahlbeton, IBK ETHZ Publikation
- [8] Dazio, Alessandro, Antwortspektren, IBK ETHZ Publikation
- [9] Fajfar, Peter; M. Eeri, A nonlinear analysis Method for
performance based seismic design; Earthquake Spectra,
Vol.16, No.3, pp.573-592, August 2000
- [10] Weber, Benedikt, Verformungsbasierte und kraftbasierte
Tragwerksanalyse, Berner FH Burgdorf, 2007
- [11] SIA 161 Einwirkungen auf Tragwerke, Sia Zürich, 2003
- [12] SIA D 0211 Überprüfung bestehender Gebäude bezüglich
Erdbeben, Einführung in das Merkblatt SIA2018; Sia Zürich,
2005
- [13] Response -2000 User Manual, Copyright Evan Bentz, Version
1 March 2001 and Version 1.1 September 2001

PRIOLOG 1

DINAMIČKI PARAMETRI EKVIVALENTNIH SUSTAVA S JEDNIM STUPNJEM SLOBODE



Treba razlikovati fleksibilne sustave koji „rade“ na savijanje (Biegeschwinger) i one koji „rade“ na posmik (Schubschwinger)

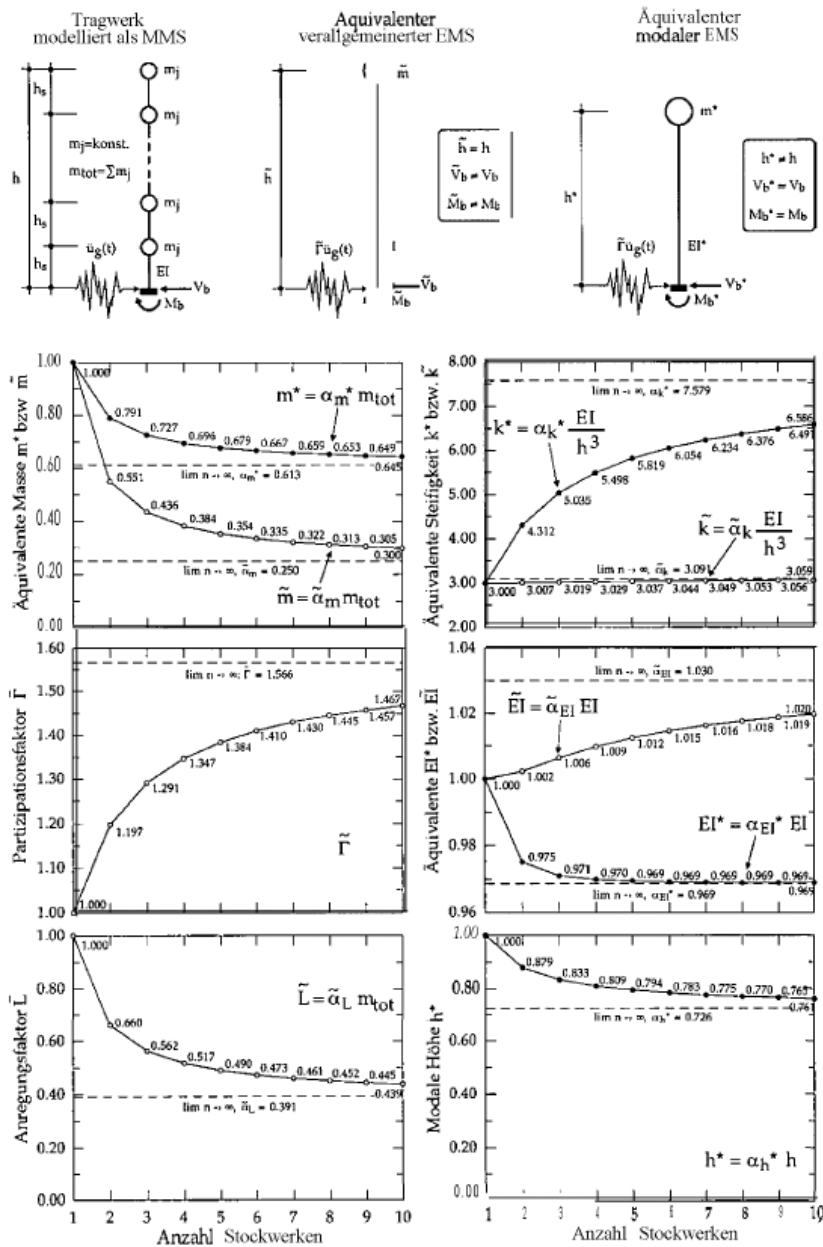
• Elemente des ersten Eigenvektors eines regelmässigen Biege-EMS

Φ_i	EMS	2-MS	3-MS	4-MS	5-MS	6-MS	7-MS	8-MS	9-MS	10-MS
$\Phi_{10,1}$										1
$\Phi_{9,1}$									1	0.8601
$\Phi_{8,1}$								1	0.8443	0.7213
$\Phi_{7,1}$							1	0.8246	0.6903	0.5856
$\Phi_{6,1}$						1	0.7991	0.6518	0.5409	0.4555
$\Phi_{5,1}$					1	0.7652	0.6027	0.4861	0.3998	0.3343
$\Phi_{4,1}$				1	0.7177	0.5383	0.4177	0.3332	0.2717	0.2257
$\Phi_{3,1}$			1	0.6470	0.4503	0.3314	0.2535	0.2001	0.1619	0.1336
$\Phi_{2,1}$		1	0.5316	0.3281	0.2222	0.1603	0.1211	0.0946	0.0760	0.0624
$\Phi_{1,1}$	1	0.3205	0.1564	0.0925	0.0610	0.0434	0.0324	0.0251	0.0200	0.0163
$\sum \Phi_{i,1}$	1	1.3025	1.6880	2.0676	2.4513	2.8386	3.2265	3.6155	4.0049	4.3948

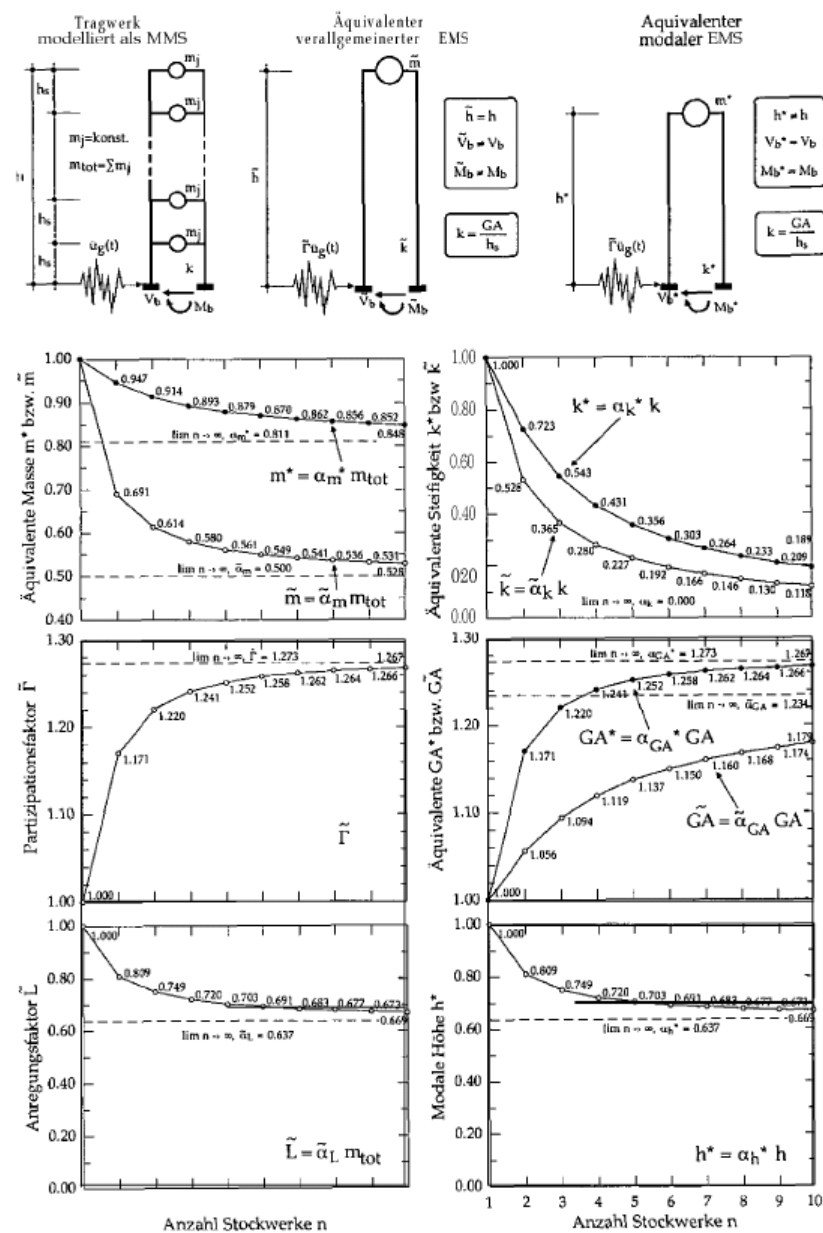
• Elemente des ersten Eigenvektors eines regelmässigen Schub-EMS

Φ_i	EMS	2-MS	3-MS	4-MS	5-MS	6-MS	7-MS	8-MS	9-MS	10-MS
$\Phi_{10,1}$										1
$\Phi_{9,1}$									1	0.9777
$\Phi_{8,1}$								1	0.9727	0.9335
$\Phi_{7,1}$							1	0.9659	0.9189	0.8685
$\Phi_{6,1}$						1	0.9563	0.8990	0.8400	0.7840
$\Phi_{5,1}$					1	0.9419	0.8708	0.8014	0.7382	0.6821
$\Phi_{4,1}$				1	0.9190	0.8290	0.7472	0.6766	0.6163	0.5649
$\Phi_{3,1}$			1	0.8794	0.7635	0.6680	0.5910	0.5287	0.4776	0.4351
$\Phi_{2,1}$		1	0.8019	0.6527	0.5462	0.4681	0.4090	0.3628	0.3258	0.2956
$\Phi_{1,1}$	1	0.6180	0.4450	0.3473	0.2846	0.2411	0.2091	0.1845	0.1652	0.1495
$\sum \Phi_{i,1}$	1	1.6180	2.2469	2.8794	3.5133	4.1481	4.7834	5.4189	6.0547	6.6909

Numerische vrijednosti vlastitih vektora za sustave koji „rade“ na savijanje (Biege-EMS) i one koji „rade“ na posmik (Schub-EMS)



Slika16: Parametri za prevođenje jednog multimodalnog sustava koji radi na savijanje u jedan ekvivalentni sustav s jednim stupnjem slobode



Slika17: Parametri za prevođenje jednog multimodalnog sustava koji radi na posmik u jedan ekvivalentni sustav s jednim stupnjem slobode