

PLOVNI PUTEVI I LUKE:

Poglavlje 2.4.5 VALNO OPTEREĆENJE FIKSNIH POMORSKIH KONSTRUKCIJA

2.4.5 VALNO OPTEREĆENJE FIKSNIH POMORSKIH KONSTRUKCIJA.....	1
2.4.5.1 SILA TLAKA VALA.....	1
2.4.5.1.1 Sile tlaka nelomljenih valova.....	6
2.4.5.1.1.1 Sila tlaka totalno reflektiranog stojnog vala - Sainflou	6
2.4.5.1.1.2 Sila tlaka totalno ili parcijalno reflektiranog, ili parcijalno lomljenog, vala na vertikalni nepropusni zid - Goda.....	10
2.4.5.1.1.3 Sila tlaka parcijalno reflektiranog vala na nagnuti nepropusni zid.....	12
2.4.5.1.1.4 Sila tlaka parcijalno reflektiranog vala na vertikalnu poluuronjenu dijafragmu	12
2.4.5.1.1.5 Sila tlaka parcijalno reflektiranog vala na vertikalni perforirani zid	15
2.4.5.1.1.6 Sila tlaka vala na kompozitni zid i vertikalni zid zaštićen školjerom i na AB „L“ kapu na kruni nasipnog lukobrana	15
2.4.5.1.2 Sile tlaka lomljenih valova.....	16
2.4.5.1.2.1 Sila tlaka vala lomljenog na licu vertikalnog nepropusnog zida, sa zarobljenim mjehurom zraka - Minikin	16
2.4.5.1.2.2 Sila tlaka vala lomljenog na licu vertikalnog nepropusnog zida, bez zarobljenog mjehura zraka - Takahaski	19
2.4.5.1.2.3 Sila tlaka vala lomljenog ispred lica vertikalnog nepropusnog zida	20
2.4.5.1.3 Detalji proračuna sila tlaka l valova.....	22
2.4.5.2 SILE OTPORA I SILE INERCIJE - MORISONOVA JEDNADŽBA	24
2.4.5.2.1 Sile otpora i sile inercije na vertikalni pilot u poju pravilnih valova	24

2.4.5 VALNO OPTEREĆENJE FIKSNIH POMORSKIH KONSTRUKCIJA

Veličina valnih sila ne ovisi samo o valnoj visini i periodu nego i o dimenzijama konstrukcije izložene valovima i hidrodinamičkom režimu koji se oko nje razvija. Veličina rečenih utjecaja jednostavno se može razlučiti omjerom promjera uronjenog dijela konstrukcije D i valne duljine L . BSI

FIKSNE POMORSKE KONSTRUKCIJE		
VOLUMSKE		VITKE
$D/L \geq 1$ sila tlaka vala (refleksija, lom transmisija)	$1 > D/L > 0,2$ sila difrakcije	$D/L \leq 0,2$ sila otpora i inercije (Morrisonova jednadžba)

Tablica 2.4.5.:l Dominantne valne sile u funkciji dimenzija konstrukcije, BS, Vuković

Za proračune sila općenito se može koristiti linearna valna teorija sve dok relativna dubina vode ne bude manja od 0,1 ($d/L_0 < 0,1$). Tada treba koristiti knoidalnu i soliternu teoriju, odnosno bilo koju drugu koja, po kriteriju greške rubnih uvjeta (Sl.2.4-1::3), odgovara bolje od linearne.

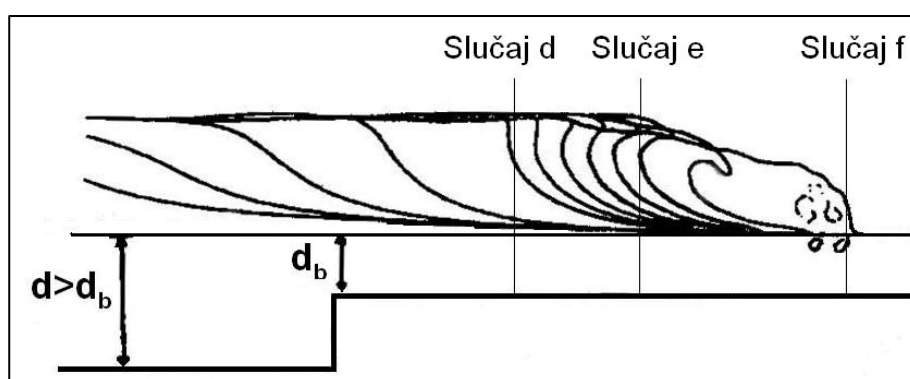
2.4.5.1 SILA TLAKA VALA

Valovi će na ravnu volumsku krutu prepreku tipa zid ($D/L \geq 1$) djelovati dinamičkim tlakom vode. Ponašanje tog tlaka, u ovom slučaju, prikladno je razmatrati preko sile tlaka vala oko mirne površine mora koja se dobije Integracijom tog tlaka vala na zid u granicama od krune zida do dola vala. Veličina i trajanja takve sile tlaka vala na razini morske površine ovise o tome dali se val na zidu totalno reflektira, parcijalno reflektira/lomi, ili se na njemu potpuno lomi. Najveća sila lomljenog vala na zidu nastaje kod jednog od 4 tipa loma vala; t.j. kod prebačenog loma (engl., plunging) sa zarobljenim mjehurom zraka. Kod ova tri hidrodinamička procesa ispred zida moguća su dva tipa režima sile tlaka vala: dinamički-pulsirajući ili dinamički-impulsni. No koji od tih režima će se u konkretnom slučaju desiti ovisi dolazećem valnom polju ispred zida (visina i strmost valva) i o geometriji zida (dubina morskog dna, visina i širina kamenog nasipa na zid razmotrit će se sila tlaka vala. Treba napomenuti da je ovisnost tlaka vala o dolazećem valnom polju i geometriji zida vrlo komplicirana i rješava se kombinacijom teorije i eksperimenata.

Djelovanje mora na zid sastoji se od hidrostatickog opterećenja (tlaka) mora svojom mirnom razinom i hidrodinamičkog opterećenja (tlaka) vala. Dinamičko valno opterećenje je pulsirajuće oko statickog. Hidrostaticki tlak se u slučaju grebena na licu zida se uvećava hidrodinamičkim, a u slučaju dola vala se njime umanjuje.

Dinamički-pulsirajući (kvazistatički) režim sile tlaka vala javlja se kod nelomljenog vala ispred zida. Takva je situacija kod stojnog vala, odnosno totalne refleksije vala na zidu (Sl. 2.4.5.1::1 a). Dinamičko valno opterećenje je pulsirajuće oko statičkog: slično kvadratnom signalu tipa: „0, +a, +a, 0, 0, -a, -a, 0, 0...”, i b). Sličan režim javlja se i kod parcijalne refleksije vala na zidu uslijed učinka manje duboko postavljenog temeljnog kamenog nasipa, hrapavosti morskog lica zida [CEM VI-5-134, 2002, b(1)] i transmisije. Osim toga sličan režim javlja se i kod parcijalno lomljenog vala na zidu (Sl. 2.4.5.1::1 c) kojeg će izazvati visok i širok temeljni kameni nasip ispod zida. Bitno je za dinamički-pulsirajući režim sile tlaka da nema zarobljenog mjehur zraka na morskom licu zida.

Dinamički-impulsni režim sile tlaka vala javlja se kod potpunog loma vala prebačenog tipa engl. plunging (Sl. 2.4.5.1::1 d, e i f). No kod tog potpunog loma promjena i veličina tlaka ovise još i o mjestu na kojem se dešava lom: d) - na zidu bez zarobljenog mjehura zraka, e) - na zidu sa zarobljenim mjehurom zraka i f) - ispred zida kada na zid djeluje već slomljeni val (Sl. 2.4.5.1::2). [ASCE: Wave Forces on Inclined and Vertical Wall Structures, p. 259, 284, CEM 1110-21100, (part VI), 2003, p. VI-5-133]. Kod dinamičkog-impulsnog režima javlja se nagli visoki skok tlaka vrlo kratkog trajanja. [ASCE Wave Forc 259].



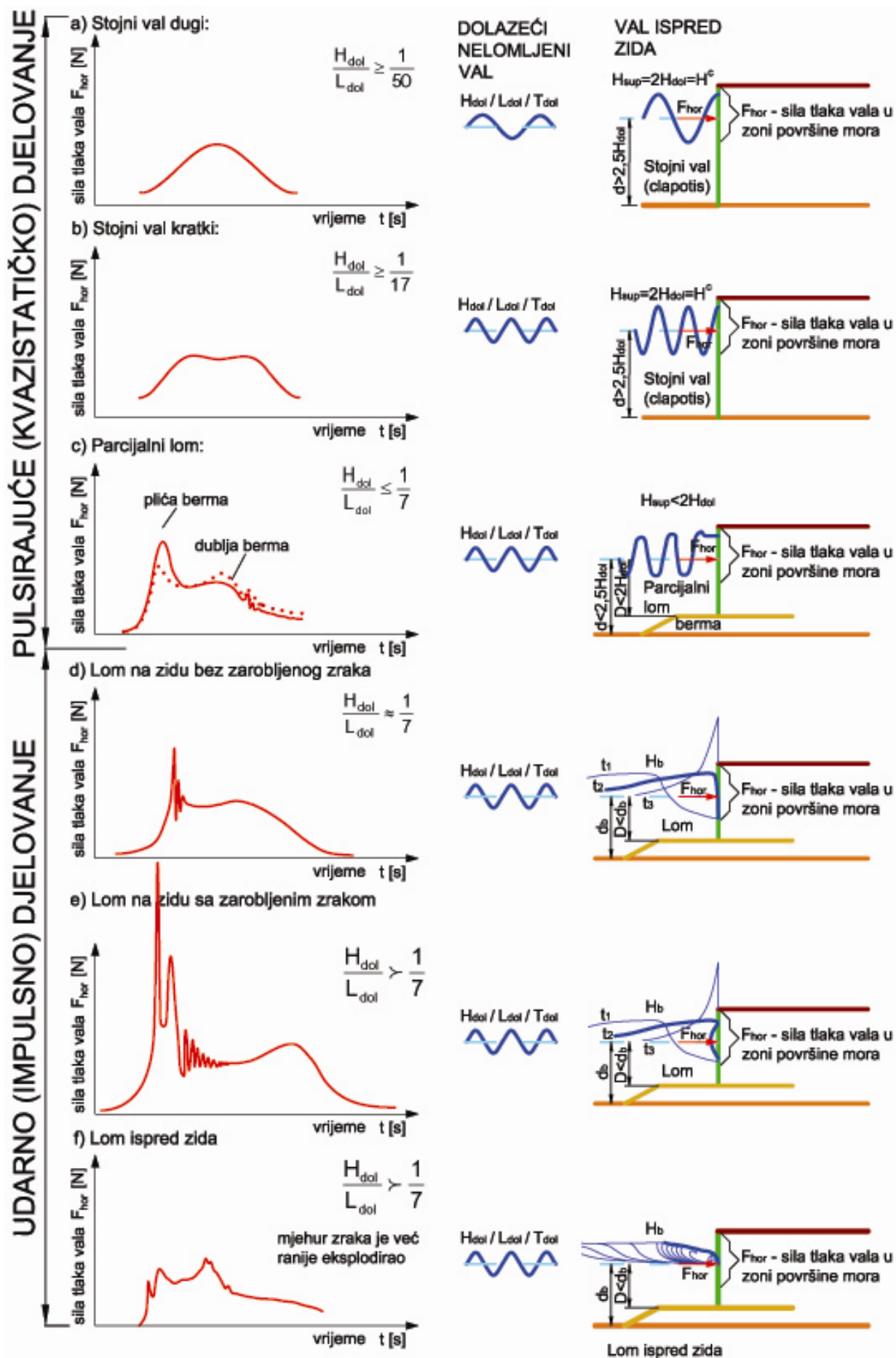
Sl. 2.4.5.1::2 Položaj loma vala u odnosu na zid: d - na zidu bez zarobljenog mjehura zraka, e-na zidu sa zarobljenim mjehurom zraka i f-ispred zida ASCE: Wave Forces on Inclined and Vertical Wall Structures, p. 285,

Prema Sl. 2.4.5.1::1 maksimalna se sila tlaka vala javlja kod potpunog loma na licu zida u vidu prebačenog loma sa zarobljenim mjehurom zraka koji eksplodira na licu vertikalnog zida. U tom trenutku javlja se impuls sile tlaka milisekundnog trajanja. Koji režim sile tlaka vala (od a do f sa Sl. 2.4.5.1::1) će se u nekoj konkretnoj kombinaciji valnih parametara, dubine mora i geometrije zida s temeljnim kamenim nasipom desiti prikazano je na Sl. 2.4.5.1::3.

Prema tako određenom režimu sile tlaka mogu se proračunati hidrodinamičke sile od valova na nepropusni vertikalni zid po relevantnim metodama iz Tab. 2.4.5.1::I. CEM VI-5-137, 2003 Postoje i metode za propusne, nagnute, kompozitne, zidove: vidi CEM VI-5-131 iz 2003.

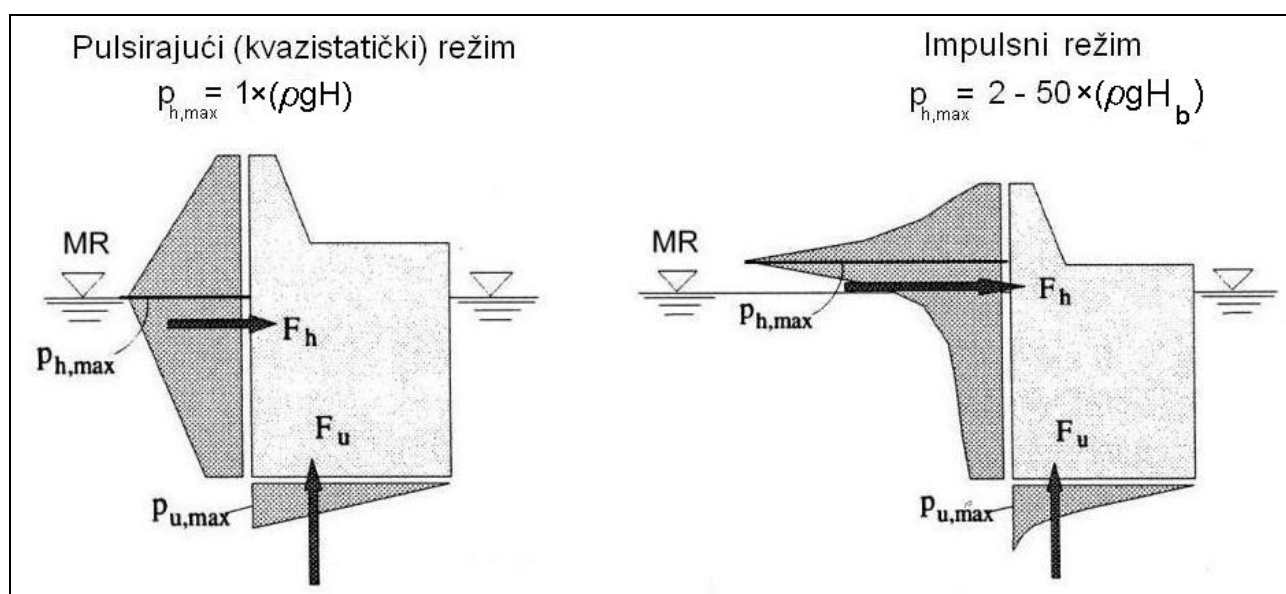
METODA	REŽIM SILE	VALOVI
Sainflou-a iz 1928.	pulsirajući (kvazistatički) režim	nelomljeni: stojni val
Goda-e za nepravilne valove iz 1974.	pulsirajući (kvazistatički) režim	nelomljeni: stojni, parcijalna refleksija i parcijalni lom
Goda-e modifikac. Takahashi-ja 1994	impulsni režim (redovan)	lomljeni val bez zarobljenog mjehura zraka
Minikin-a za vrlo rijetke impulsne sile 1955., 1963.	impulsni režim (izuzrtno rijedak)	lomljeni val

Tab. 2.4.5.1::I Najznačajnije metode proračuna sila tlaka vala na nepropusni vertikalni zid [CEM VI-5-137, i 131-141, 2003; Oumeraci 23]



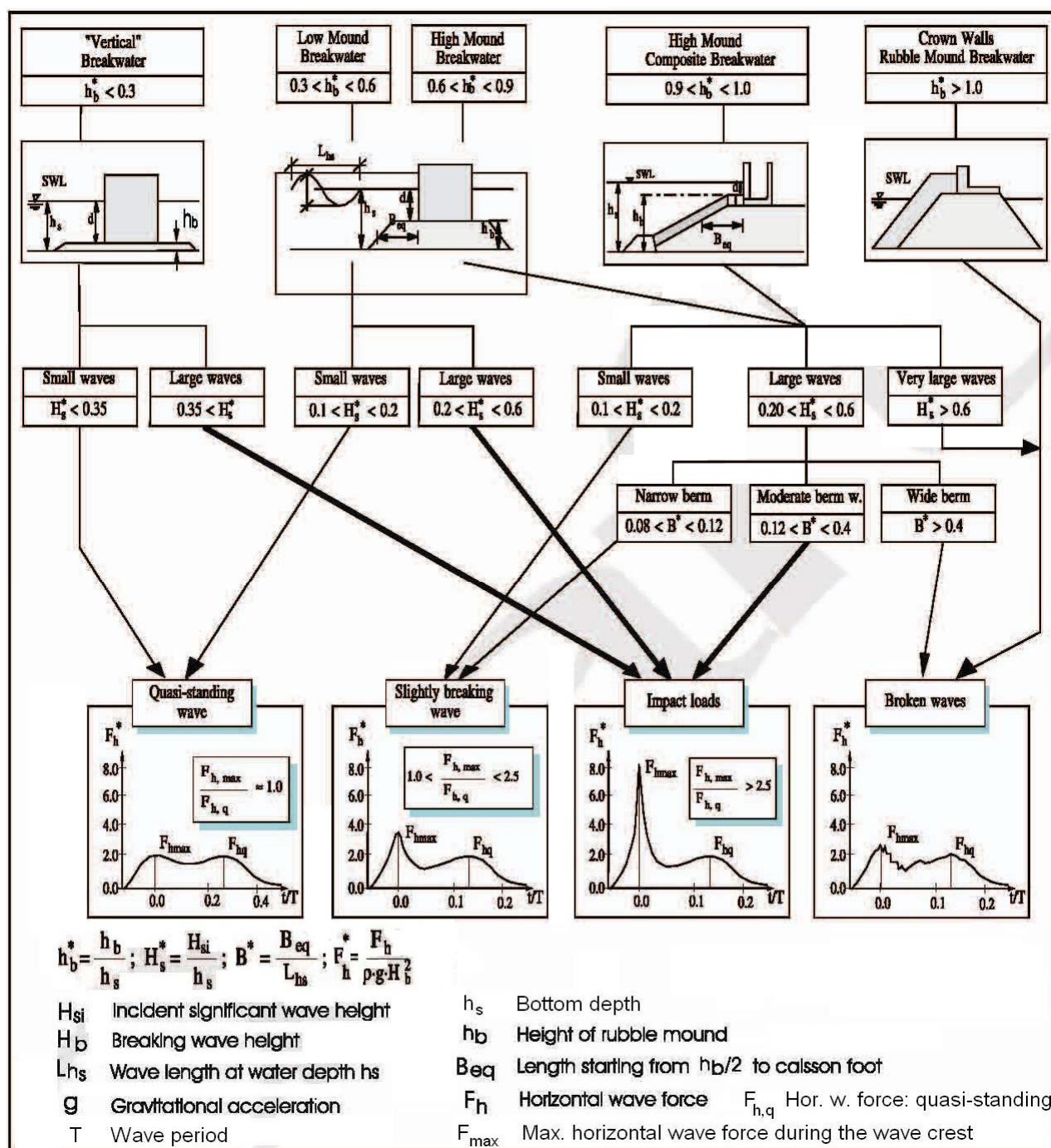
Sl. 2.4.5.1::1 Vremenske promjena veličine tlaka na vertikalnom zidu (na mirnoj razini mora) za: stojni val, parcijalni lom, potpuni lom na zidu i za slomljeni val ASCE: ad Wave Forces on Inclined and Vertical Wall Structures, p. 284, CEM-1110-21400, (part VI), 2003, p. VI-5-133, Oumeraci23

Od veličina sile tlaka koje se izračunaju po metodama iz Tab. 2.4.5.1::I Minikinova formula daje vrlo velike sile ($15-18 \times$ veće nego li za nelomljene valove CEM VI-5-137, 200, a po nekim autorima i $2-50 \times$ veće [OUMERACI 76]); t.j. prekonzervativne veličine i neisplative konstrukcije. S druge strane takove sile su registrirane, ali se javljaju u vrlo rijetkim situacijama. Zato je uputno vertikalne zidove koji imaju krucijalnu funkciju projektirati prema Minikin-ovoj sili tlaka. CEM VI-5-137, 200



Sl. 2.4.5.1::2a Tipične distribucije maksimalnog tlaka vala po dubini zida za pulsirajući (kvazistatički) i impulsni režim djelovanja vala [OUMERACI 76]

Iz gornjeg kvalitativnog prikaza se vidi da impulsivna sila može biti jako velika, pa treba izbjegavati takve situacije. Najpoznatiji je način izbjegavanja velike sile loma trasiranjem zidova u moru dubljem od zone loma. Osim toga neće se desiti lom na zidu ako je smjer nailaska vala prema lukobranu veći od 20° , ako je ispred zida blago nagnuto dno ($s < 1/50$), ako ispod zida zid nema temeljnog kamenog nasipnog trapeza koji inicira lom (okidač za lom), ako se morsko lice zida iznad vode izgradi nagnuto (kontraefekt je povećanje prelijevanja). CEM 1110-21100, (part VI), 2003, p. VI-5-134



Sl. 2.4.5.1.:3 Režimi horizontalnih ukupnih valnih sila na vertikalni nepropusni zid kod normalnog nailaska vala [CEM VI-5-135,2003 & Oumeraci 24]

2.4.5.1.1 Sile tlaka nelomljenih valova

Valovi koji se ne lome ispred, ili na morskom licu zida, mogu biti a) totalno reflektirani o i b) parcijalno reflektirani i parcijalno lomljeni. Slučaj b) je tranzicija iz jednog procesa u drugi pa se istovremeno dešavaju parcijalna refleksija i parcijalni lom. Dinamičke sile tlaka vala o obadva slučaja su pulsirajuće (s periodom dolazećeg vala). EAU; odnosno kvazistističke. [CEM VI-5-131]

2.4.5.1.1.1 Sila tlaka totalno reflektiranog stojnog vala - Sainflou

Totalno reflektirani ($K_{refl} = 1$) stojni val će se dogoditi kod normalnog prilaza vala na krutu, vertikalnu, glatku i nepropusnu prepreku (vertikalni lukobran ili obalni zid) koja se s dna uzdiže iznad morske površine, toliko da ju val ne preplavljuje, i ako se val na njoj ili ispred nje ne lomi ni parcijalno ni totalno. Gibanje vodnih čestica tada je oscilatorno po pravčastim putanjama različite orijentacije koje ne može izazvati zarobljeni mjehur zraka na morskom licu zida u moru. Dinamičko opterećenje stojnog vala je pulsirajuće s periodom dolazećeg vala. EAU; odnosno kvazistističko. [CEM VI-5-131] Za orijentaciju, gornji uvjet totalne refleksije valova može se izraziti na slijedeći način dubina mora ispred zida treba biti $d \geq 2,86 H_{s,dol}$ puta veća od značajne visine dolazećeg vala (praktično: $d \geq 2,5 \cdot H_{s,dol}$) a dubina berme j treba biti $D \geq 2 \cdot H_{s,dol}$ [CEM VI-5-135, 2003 i OUMERACI, p. 24]. Uslijed totalne refleksije nastati će ispred zida stojni val (clapotis), podvostručene valne visine ($H_{superponirano} = H_{dol} + H_{refl} = (1 + K_{refl}) \cdot H_{dol} = 2 H_{dol}$, za koji je dijagram hidrodinamičkog tlaka po dubini (Sl. 2.4.5.1.1.1::1) određen Sainflouovom teorijom stojnog vala izvedenoj iz Gerstnerove valne teorije. Taj dijagram kod morske površine ima veličinu:

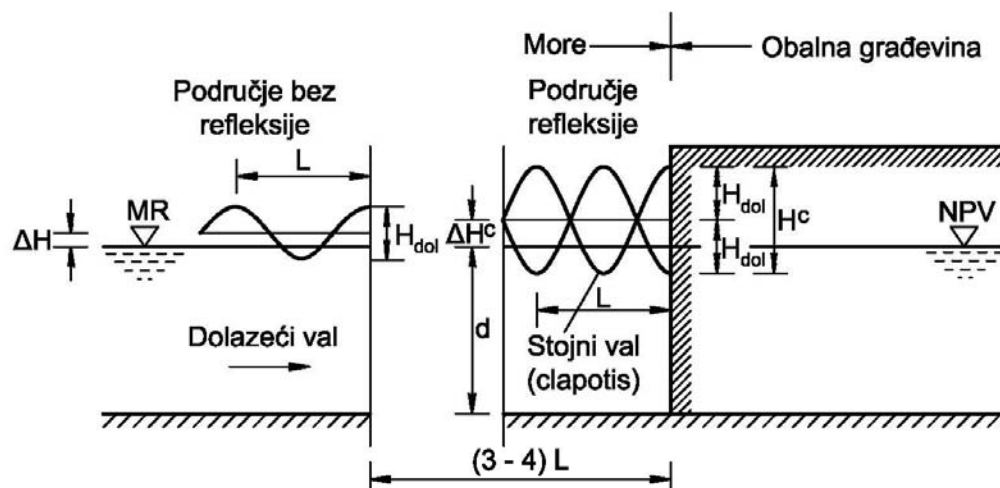
$$p_o = \rho_m \cdot g \cdot (H_{dol} \pm \Delta H^C) = \gamma_m \cdot (H_{dol} \pm \Delta H^C) \quad [N/m^2] \quad (2.4.5.1.1.1::1.1)$$

a na dubini $d[m]$ kod nožice konstrukcije:

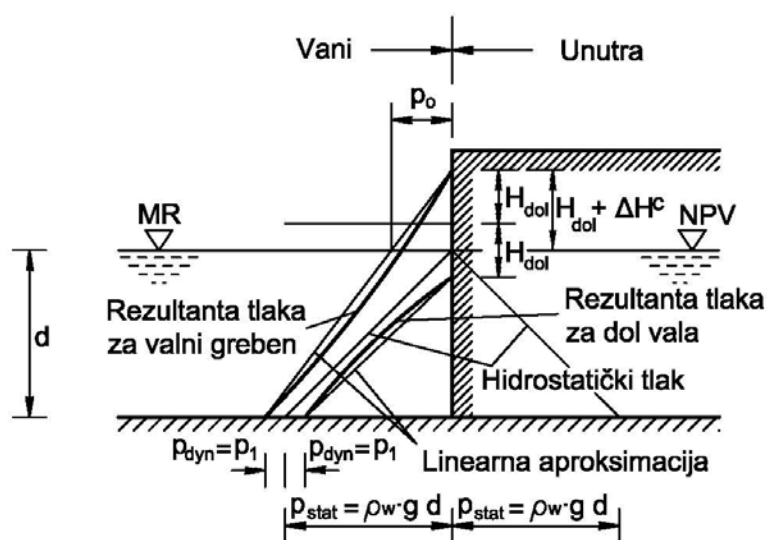
$$p_1 = \frac{\rho_w \cdot g \cdot H_{dol}}{\operatorname{ch}\left(\frac{2\pi d}{L_{dol}}\right)} = \frac{\gamma_w \cdot H_{dol}}{\operatorname{ch}\left(\frac{2\pi d}{L_{dol}}\right)} \quad [N/m^2] \quad (2.4.5.1.1.1::2)$$

gdje su:

$p_o[N/m^2]$	dinamički tlak vala na mirnoj razini mora
$\rho_m[kg/m^3]$	gustoća mase morske vode ($\rho_m=1025[kg/m^3]$)
$\gamma_m[kg/m^3]$	zapreminska težina m. vode ($\gamma_m=10.055[N/m^3]=10.055[kN/m^3]$)
$g[m/s^2]$	ubrzanje gravitacije
$H_{dol}[m]$	visina dolazećeg vala ispred zida prije interakcije sa zidom
$\Delta H^C[m]$	izdizanje srednjice stojnog vala na licu zida.
$L_{dol}[m]$	dužina dolazećeg vala ispred zida prije interakcije sa zidom
$d[m]$	dubina dna mora ako nema kamenog nasipa ispod zida, ili dubina berme ako postoji kameni nasip ispod zida



a) Prikaz valnih parametara reflektiranog vala

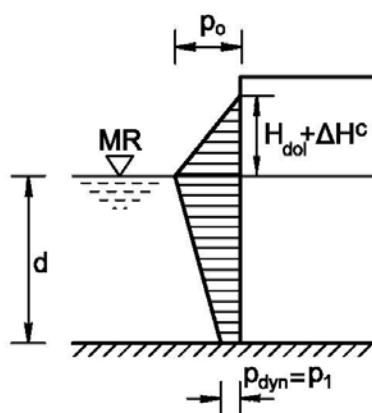


b) Raspodjela hidrostatskih i hidrodinamičkih tlakova

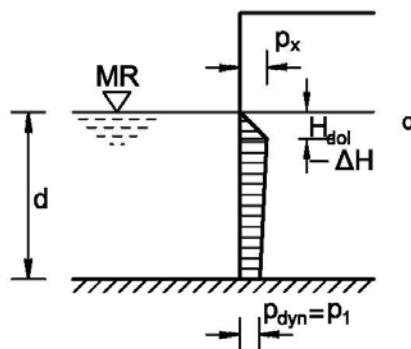
$$p_o = \rho g (H_{dol} \pm \Delta H^c)$$

$$p_x = \rho g (H_{dol} - \Delta H)$$

$$p_1 = \frac{\rho_w \cdot g \cdot H_{dol}}{\operatorname{ch}\left(\frac{2\pi \cdot d}{L_{dol}}\right)}$$



c) Maksimalni valni tlak - greben vala



d) Minimalni valni tlak - dol vala

Sl. 2.4.5.1.1.1::1 Tlak na vertikalni zid od totalno reflektiranog vala (Sainflou)

Na dubini $d[m]$ djeluje i hidrostatski tlak koji ima veličinu:

$$p_{st} = \rho_w \cdot g \cdot d = \gamma_w \cdot d \quad [N/m^2]. \quad (2.4.5.1.1.1::3)$$

PR.2.4.5.1.1.1::1 TLAK VALA NA VERTIKALNI ZID

Zadatak: Vertikalni betonski lukobran tipa gravitacijski zid ima temeljnu fugu na dubini – 7,9 m i visinu +5,1 m. Dubina trasiranja –11 m. Max. plima je 0,8 m, a dolazeći projektni valovi H_{dol} imaju visinu 3,5 m i dužinu 90 m. Pad dna je 1:5. Izdizanje srednjice 0,5 m. Treba nacrtati konstrukciju lukobrana i odrediti dinamički tlak vala na zid.

Rješenje:

- 1) Nacrt s pretpostavljenim dimenzijama

Sl. 2.4.5.1.1.1::3

- 2) Proračun uvjeta totalne refleksije

Prvo se provjerava jesu li ispred zida totalno reflektirani stojni valovi. Za to postoje 2 orijentacijska kriterija: $d \geq 2,5H_{dol}$ i $D \geq 2H_{dol}$.

$$d = 11 > 2,5 \times 3,5 = 8,75 \text{ m OK!}$$

$$D = 8,3 > 2 \times 3,5 = 7 \text{ m OK!}$$

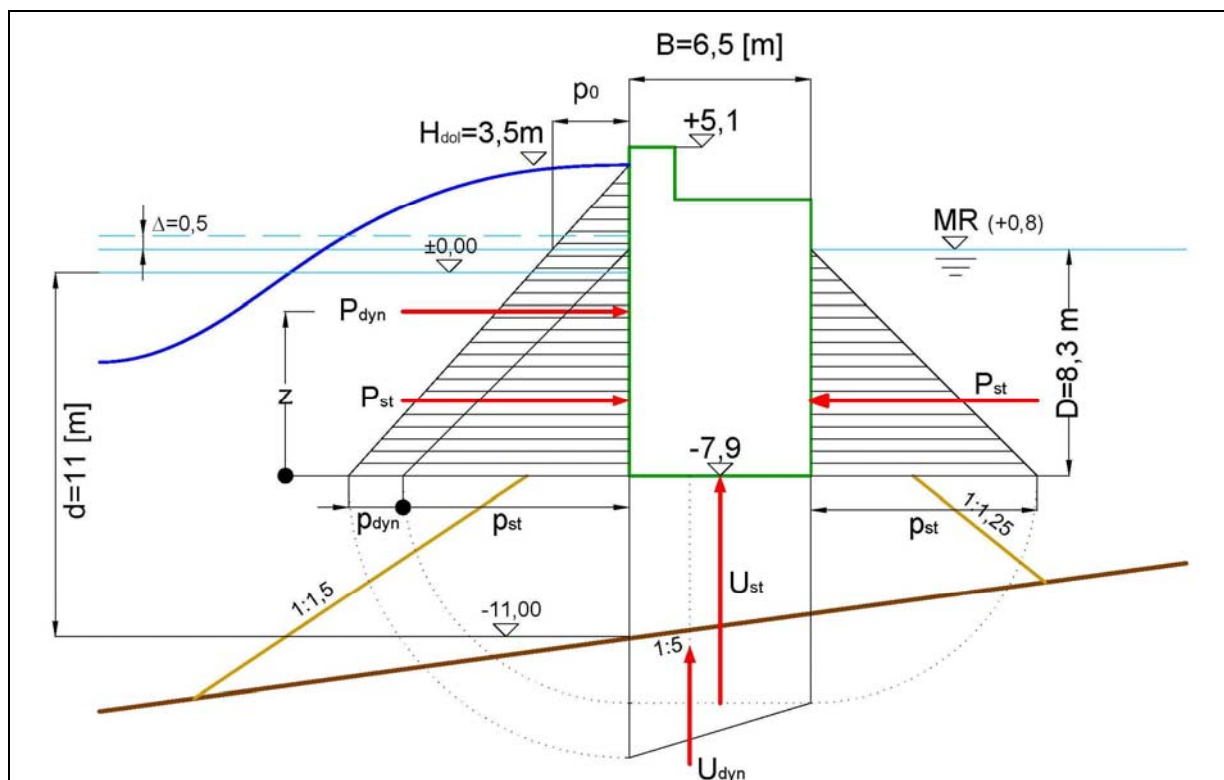
- 3) Proračun tlakova totalno reflektiranog stojnog vala na zid

Od horizontalnih tlakova dat će se samo dinamički tlak vala na vanjsko lice zida (hidrostatski pritisci ispred i iza zida se poništavaju), a od vertikalnih hidrostatski i hidrodinamički tlak uzgona. Pošto su uvjeti totalne refleksije zadovoljeni, na vertikalnom zidu ispred keja stvara se stojni val podvostručene visine ($2H_{dol}$) kojeg nazivamo *clapotis*. Njegov horizontalni dinamički tlak na morsko vertikalno lice zida je:

$$p_{dyn} = \frac{\rho g_M H}{ch \frac{2\pi D}{L}}$$

Sainflou-ova formula za tlak stojnog vala na donjoj

točki vertikalnog zida



Sl. 2.4.5.1.1.1::3 Tlak vode na zid

$$p_{\text{dyn}} = \frac{1026 \times 9,81 \times 3,5}{\text{ch} \frac{2\pi \times 8,3}{90}} = 30 \text{ [kN/m}^2\text{]}$$

$$p_o = \rho_w \cdot g \cdot (H_{\text{dol}} \pm \Delta H) = 1026 \times 9,81 \times (3,5 \pm 0,5) = 35 \pm 5 \text{ [kN/m}^2\text{]} \quad \text{tlak na MR}$$

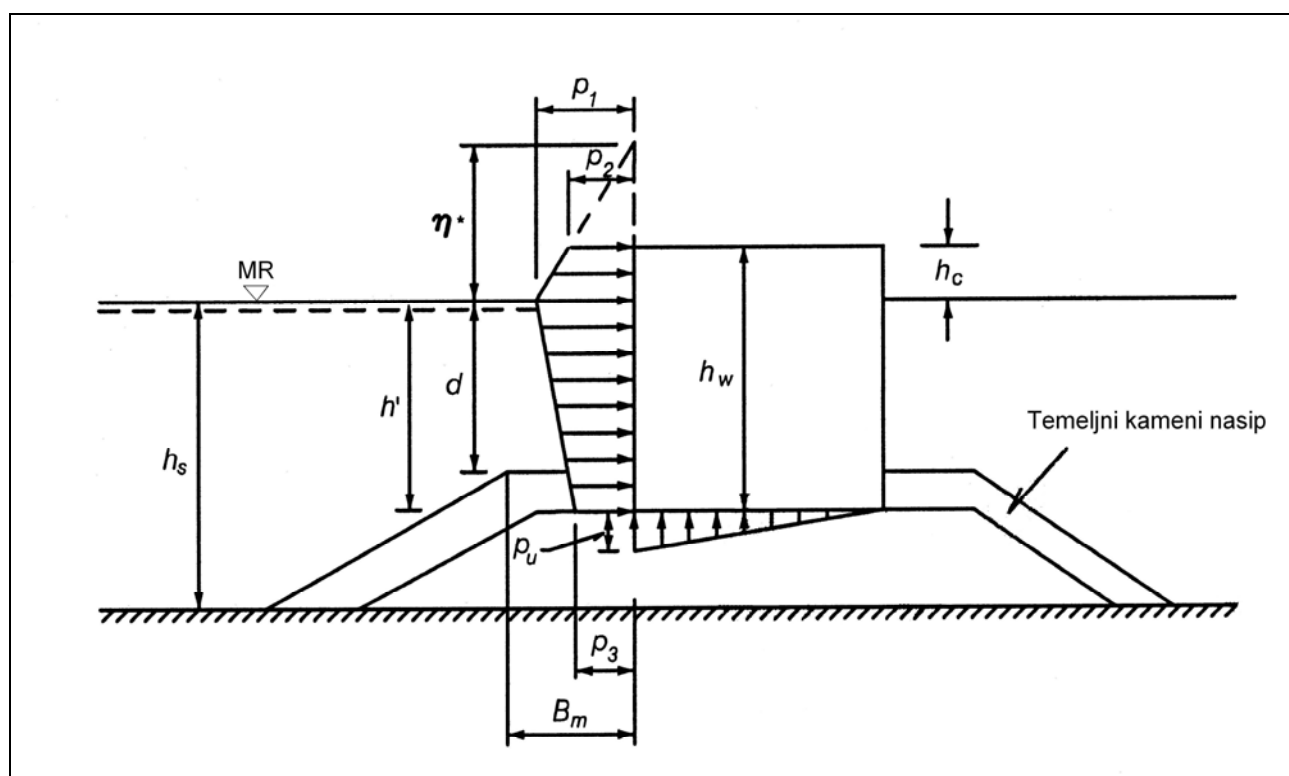
Sile hidrostatskog i hidrodinamičkog uzgona dane su sljedećim izrazima:

$$U_{\text{st}} = \rho g D B = 1026 \times 9,81 \times 8,3 \times 6,5 = 543 \text{ [kN]}$$

$$U_{\text{dyn}} = \frac{p_{\text{dyn}} B}{2} = \frac{30 \times 6,5}{2} = 60 \text{ [kN]}.$$

2.4.5.1.1.2 Sila tlaka totalno ili parcijalno reflektiranog, ili parcijalno lomljenog, vala na vertikalni nepropusni zid - Goda

Kada val nailazi na vertikalni zid trasiran na dubini mora $2,5H_{proj} > d > d_b$ temeljen na podmorskom kamenom nasipu čija je kruna na dubini $D < 2 H_{proj}$ i ima bermu širine B onda se može od njega totalno reflektirati, parcijalno reflektirati i na njemu parcijalno lomiti. Ta tri slučaja se ne daju čisto „matematički“ razdvojiti, jer ovise o valnim parametrima, dubini more te geometriji zida i nasipa. Stoga je problem riješen eksperimentalno na bazi laboratorijskih pokusa. Ipak zajedničko im je dinamičko pulsirajuće (s periodom dolazećeg vala). EAU; odnosno kvazistatičko valno opterećenje. Danas je u širokoj primjeni eksperimentalna Godina metoda iz 1974. [CEM VI-5-139, 2003] koja pokriva slučajeve totalne i parcijalne refleksije, kao i parcijalni lom na vertikalnom nepropusnom zidu.



Sl. 2.4.5.1.1.2::1 Definijska skica za proračun dinamičkog tlaka vala na vertikalni zid po Godi iz 1974.

Metoda se odnosi na realne valove. No proračun sile tlaka vala se provodi za pojedinačni, ali za ovaj problem reprezentativni, val čija je reprezentativna valna visina $H_{proj} = H_{1/250} = 1,8H_s$. Dakle projektna valna visina je:

$$H_{proj}[m] = H_{1/250} = 1,8H_s$$

Crtanje grafa dinamičkog tlaka vala definirano je vrijednosti prema Sl. 2.4.5.1.1.2::1

$$\eta^* = 0.75 (1 + \cos \alpha) H_{proj}$$

$\eta^*[\text{m}]$ doseg vala na zidu iznad mirne razine mora
 $\rho_m[\text{kg/m}^3]$ gustoća mese morske vode ($\rho_m = 1025[\text{kg/m}^3]$)
 $\alpha[^\circ]$ tlocrtni kut između smjera rasprostiranja valova i normale na trasu zida; ako je $\alpha \leq 15^\circ$ uzima se da je $\alpha = 0[^\circ]$

$$p_1 = \frac{1}{2} \cdot (1 + \cos \alpha) (\lambda_1 \alpha_1 + \lambda_2 \alpha_2 \cdot \cos^2 \alpha) \cdot \rho_m \cdot g \cdot H_{proj}$$

$p_1[\text{N/m}^2]$ dinamički tlak na mirnoj površini mora
 $\rho_m[\text{kg/m}^3]$ gustoća mese morske vode ($\rho_m = 1025[\text{kg/m}^3]$)

$$\alpha_1 = 0.6 + \frac{1}{2} \left[\frac{4\pi \frac{h_s}{L}}{\sinh 4\pi \frac{h_s}{L}} \right]^2$$

$$\alpha_2 < \text{od} \dots \left\{ \begin{array}{l} \alpha_2 = \frac{1}{3} \left(1 - \frac{d}{d_b} \right) \left(\frac{H_{proj}}{d} \right)^2 \\ \alpha_2 = \frac{2d}{H_{proj}} \end{array} \right\}$$

$h_s[\text{m}]$ dubina morskog dna ispred zida

$d[\text{m}]$ dubina berme

$T_s \approx 1,1 \overline{T_0}$ značajni valni period

$L[\text{m}]$ deformirana valna dužina na dubini d_b koja se izračuna iz dubokovodne značajne valne dužine pridružene značajnom valnom periodu T_s

$d_b[\text{m}]$ dubina mora na udaljenosti $5H_s$ ispred lica zida

λ_1, λ_2 i λ_3 faktori modifikacije ovisni o tipu konstrukcije. Za standardni vertikalni zid $\lambda_1 = \lambda_2 = \lambda_3 = 1$, a za druge tipove vidi original.

$$p_2 \left\{ \begin{array}{l} = \left(1 - \frac{h_c}{\eta^*} \right) \cdot p_1 \dots \text{za } \eta^* > h_c \\ = 0 \dots \text{za } \eta^* \leq h_c \end{array} \right\}$$

$p_2[\text{N/m}^2]$ dinamički tlak na razini krune zida

$h_c[\text{m}]$ visina krune zida iznada

$$p_3 = \alpha_3 p_1$$

$p_3[\text{N/m}^2]$ dinamički tlak na u razini nožice zida h'

$h'[\text{m}]$ dubina nožice zida

$$\alpha_3 = 1 - \frac{h'}{h_s} \left(1 - \frac{1}{\cosh 2\pi \frac{h_s}{L}} \right)$$

$$p_u = \frac{\lambda_3 \cdot \alpha_1 \cdot \alpha_3 \cdot (1 + \cos \beta)}{2} \cdot \rho_m \cdot g \cdot H_{proj}$$

$p_u[\text{N/m}^2]$ dinamički uzgon na vanjskoj nožici zida; na dubini h' [CEM VI-5-139, 2003]

Oprez koji se u literaturi citira kod ove metode je fizikalni modela sitnog mjerila na bazi kojeg je načinjena.

2.4.5.1.1.3 Sila tlaka parcijalno reflektiranog vala na nagnuti nepropusni zid

Parcijalna refleksija ($K_{\text{refl}} < 1$) u dubokoj vodi dogoditi će se kod normalnog prilaza vala nazid koji ima nagib prema horizontali β manji od onoga koji izaziva totalnu refleksiju (pogl. 2.4.4.6, Sl.2.4-4.6.:6) i imat će strminu $(H_o/L_o)_r < (H_o/L_o)_{\text{max},r}$:

$$\beta \leq \arcsin \left[\sqrt[2]{\frac{1}{\pi} \cdot \left(\frac{H_o}{L_o} \right)_{\text{max},r}} \sqrt[4]{\frac{\beta^\circ}{90^\circ}} \right] \dots \dots \left(\frac{H_o}{L_o} \right)_{\text{max},r} \equiv \left(\frac{H_o^c}{L_o} \right)_{\text{max},r} = 0,22 \approx \frac{1}{4,5}$$

Visina superponiranog vala tada će biti manja od $2 H_{\text{dol}}$, [EAU] pa će se i hidrodinamički tlak smanjiti u odnosu na onaj kod totalno reflektiranog vala. Rundgren je eksperimentalno odredio jednadžbe za proračun tlaka parcijalno reflektiranog vala kod nagnutog ravnog zida u dubokom. [Ippen 377, Rundgree, L.: Water Wavv Forces, Bulletin No. 54, Hyd. Div., Ro. Inst. Techn. Stockholm, 1958.]

Parcijalna refleksija u prijelaznoj i plitkoj vodi neda se uniformno definirati, jer ovisi i o geometrijskim parametrima ziida i njegovog temeljnog kamenog nasipa. Takvo eksperimentalno rješenje dali su Taimoto i Kimura 1985. [CEM VI-5-142, 2003] gdje se dinamički tlak vala (p_1 – mirni raz, p_2 – kruna i p_3 – nožica zida) na vertikalni zid proračuna po Godi i stavi da djeluje okomito na koso lice zida. Dinamički uzgon je smanjen na

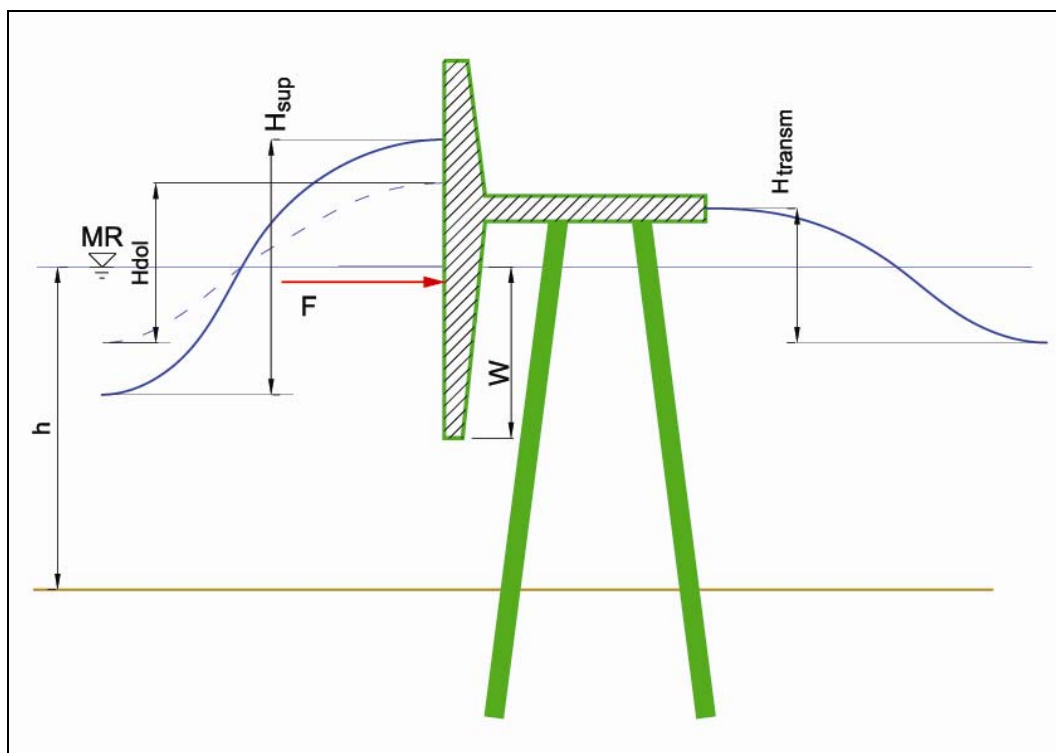
$$p_u = \lambda p_3 = \exp[-2,26(7,2l_d/L)]$$

gdje je: L [m] valna dužina
 β [°] Nagib morskog lica zida prema horizontali i
 h' [m] dubina berme kamenog temeljnog nasipa ispod zida mjerena od MR
 l_d [m] = $h' \cot \beta$

Metoda vrijedi za $\beta \geq 70^\circ$ i $l_d < 0,1L$. [CEM VI-5-142, 2003]

2.4.5.1.1.4 Sila tlaka parcijalno reflektiranog vala na vertikalnu poluuronjenu dijafragmu

Poluuronjene dijafragme koriste se kao lukobrani za djelomičnu zaštitu lučkog akvatorija od valova. Konstrukтивно su lakši od klasičnih vertikalnih lukobrana. Efikasnost zaštite lučkog akvatorija od valne agitacije opada im s dubinom morskog dna na kojoj su trasirani (pogl. 2.4.4.7). Kao takvi pogodni su za lokacije s blagom valnom klimom. I u tom slučaju primaju značajne dinamičke sile od valova, pa imaju problem prevrtanja i klizanja. Zbog efikasnosti zaštite lučkog akvatorija od valne agitacije i zbog problema stabilnosti nisu pogodni za dubine mora preko 5m.



2.4.5.1.1.4::1 Definiicijska skica za dinamički tlak vala na poluuronjenu dijafragmu

Silu tlaka vala na poluuronjenu nepreljevnu dijafragmu definirali su eksperimentalno na modelu velikog mjerila Kriebel, Sollit i Gerken 1998. Analizirani su pravilni i realni valovi. Dobivena sila tlaka izražena je u obliku:

$$F_s = F_o \cdot \left(\frac{w}{h} \right)^m$$

gdje je:

F_s [N/m']	značajna dinamička sila tlaka vala na 1m' dijafragme izračunata preko nultog spektralnog momenta spektra dinamičke sile tlaka vala $F_s = 0,5(4\sqrt{m_0})/l_{ekr}$; 0,5 dolazi od toga što spektar sile sadrži i silu iza dijafragme koja djeluje prema moru
F_o [N/m']	dinamička sila tlaka vala na 1m' zamišljenog vertikalnog zida koji bi se protezao od grebena superponiranog vala ispred dijafragme do morskog dna uron dijafragme
w [m]	dubina morskog dne ispod dijafragme
h [m]	dubina morskog dne ispod dijafragme
m	eksperimentalno definirani eksponent u funkciji relativne dubine mora

$$F_o = \frac{\sinh(k_p \cdot h)}{k_p \cdot \cosh(k_p \cdot h)} \rho_m \cdot g \cdot H_s$$

H_s [m]	značajna valna visina ispred zida
ρ_m [kg/m ³]	gustoća mase morske vode ($\rho_m = 1025$ [kg/m ³])
k_p [rad/m]	valni broj $k_p = L_p/2\pi$ od zamišljene valne dužine vrha spektra L_p
L_p [m]	deformirana zamišljena valna dužina vrha spektra ispred dijafragme pridružena periodu vrha valnog spektra T_p
T_p [m]	period vrha valnog spektra

$$m = 0,386 \left(\frac{h}{L_p} \right)^{-0,7}$$

Sada se značajna dinamička sila tlaka vala na 1m' dijafragme daje izračunati kao:

$$F_s = F_o \cdot \left(\frac{w}{h} \right)^m = \left[\frac{\sinh(k_p \cdot h)}{k_p \cdot \cosh(k_p \cdot h)} \cdot \left(\frac{w}{h} \right)^{0,386 \left(\frac{h}{L_p} \right)^{-0,7}} \right] \cdot \rho_m \cdot g \cdot H_s$$

Ako se za projektnu valnu realnog valnog polja ispred dijafragme visinu usvoji Godina preporuka za projektnu valnu visinu:

$$H_{proj}[m] = H_{1/250} = 1,8 H_s$$

onda je maksimalna vrijednost dinamičke sila tlaka vala na 1m' dijafragme

$$F = 1,8 F_s.$$

Česta je inženjerska praksa (na strani sigurnosti? napraviti komparaciju!!!) da se tlak parcijalno reflektiranog vala kod polupropusnog lukobrana izračuna po Sainflou ili Godi, s time da se u izrazima za proračun tlaka umjesto H_{dol} koristi veličina amplitude parcijalno reflektiranog vala na licu zida $a_{sup} = H_{sup}/2 = [(1 + K_{refl})H_{dol}]/2$; $K_{refl} < 1$ prema Sl. 2.4.4.7::3. Vidi PRIMJER 2.4.5.1.1.4::1

PRIMJER 2.4.5.1.1.4::1 TLAK PARCIJALNO REFLEKTIRANOG VALA KOD TRANSMISIJE ISPOD POLUURONJENE DIJAFRAGME

Zadatak: Odredi visinu parcijalno reflektiranog vala i njegov dinamički tlak na vertikalnu poluuronjenu AB dijafragmu temeljenu na AB pilotima!

Rješenje:

a) Visina parcijalno reflektiranog vala

Za slučaj polupropusnog lukobrana s $K_{transm} = 0,7$ dobije se:

$$H_{transm} = K_{transm} H_{dol} = 0,7 H_{dol},$$

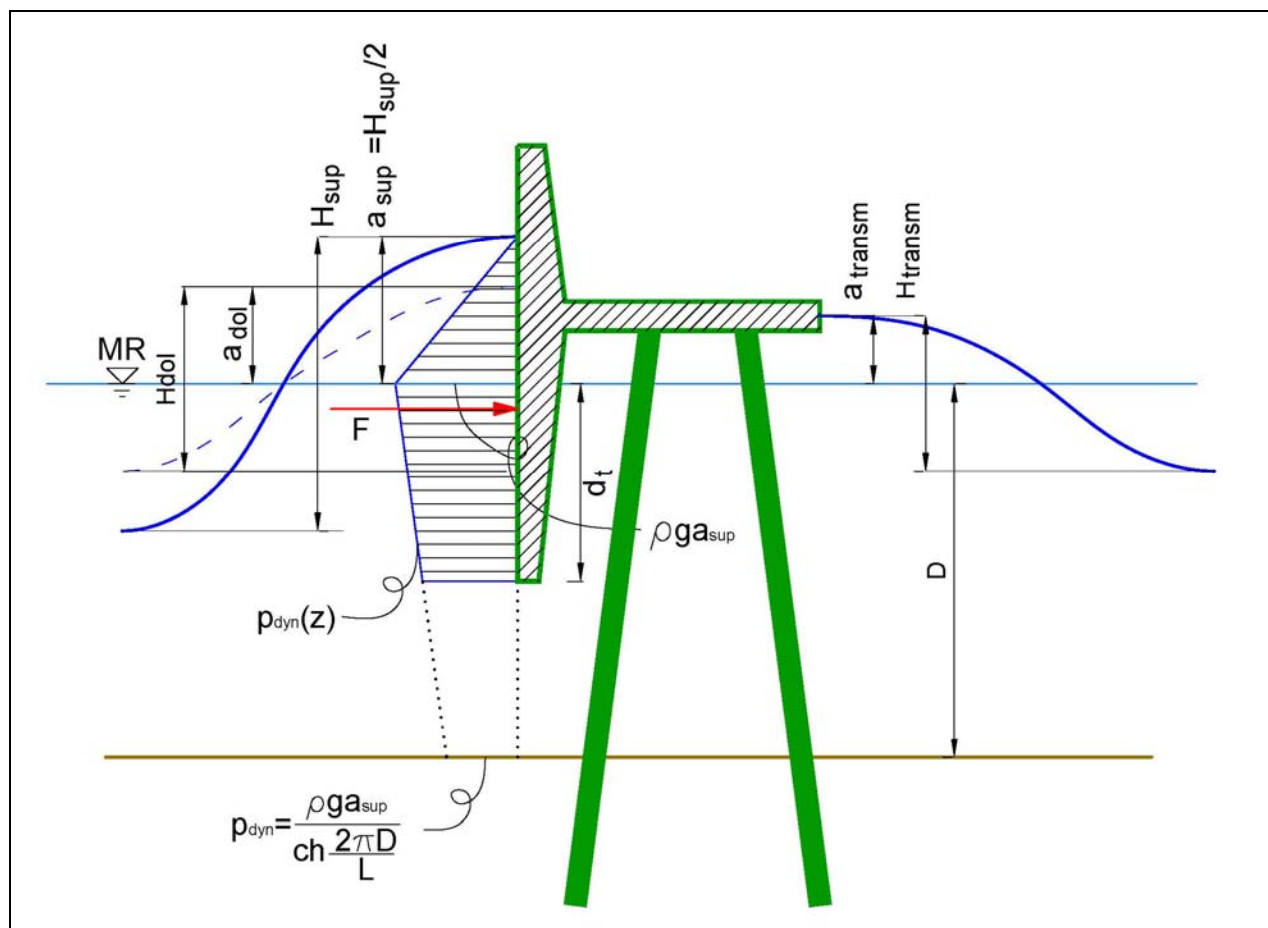
$$H_{sup} = (1 + K_{refl}) H_{dol} = [1 + \sqrt{1 - K_{transm}^2}] = 1,7 H_{dol}.$$

$$a_{sup} = H_{sup}/2 = 1,7/2 H_{dol} = 0,85 H_{dol}$$

b) Graf dinamičkog tlaka vala izgleda kao na Sl. 2.4.5.1.1.4::2, a sila dinamičkog tlaka vala iznosi:

$$F = \int_{-d_t}^{+a_{sup}} p(z) dz \text{ N / m}^2$$

$p(z)$ se odredi po Godi ili Sainflou.



Sl. 2.4.5.1.1.4::2 Graf. dinamičkog tlaka vala za parcijalno reflektirani val

2.4.5.1.1.5 Sila tlaka parcijalno reflektiranog vala na vertikalni perforirani zid

Vertikalni perforirani zid je konstruiran u vidu AB kesona koji na morskom licu ima prilično volumnoznu komoru za djelomično umirenje valova. Komora je prema moru AB zid cca 30% perforiran vertikalnim prizmatičnim, ili okruglim otvorima, a ostale vertikalne stranice su neperforirane AB ploče. Dolje i gore na komori je neperforirana AB ploča. Takva komora svojom disipacijom i rezonantnim mehanizmom smanjuje refleksiju vala. Ako nema gornje ploče (praktično moguće kod lukobrana, a nemoguće kod kejova) antirefleksijska svojstva su veća. Tlak na perforirani zid eksperimentalno su definirali: Tanimoto, Takahashi i Kitani 1981., Takahashi, Shimosako i Sakaki 1991. Preporuka CEMVI-5-145 do 146, iz 2003.. **DC: dopuniti s drugim autorima, 3D slikom kesona i 2D slikom s 3 dij. tlaka.**

2.4.5.1.1.6 Sila tlaka vala na kompozitni zid i vertikalni zid zaštićen školjjerom i na AB „L“ kapu na kruni nasipnog lukobrana

Tlak na kompozitni nepropusni zid (poligonalno lomljeno morsko lice zida) i tlak na vertikalni zid ispred kojeg je s morske strane po cijeloj visini kameni nasip eksperimentalno su definirali: Tanimoto i Kimura 1985., Takahashi i Hosoyamada 1994, te Takahashi, Tanimoto i Shimosako 1990. Preporuka CEMVI-5-142 do 144, iz 2003.

Za sile tlaka vala na AB „L“ kapu na kruni nasipnog lukobrana preporuka CEMVI-5-158 do 165, iz 2003.

2.4.5.1.2 Sile tlaka lomljenih valova

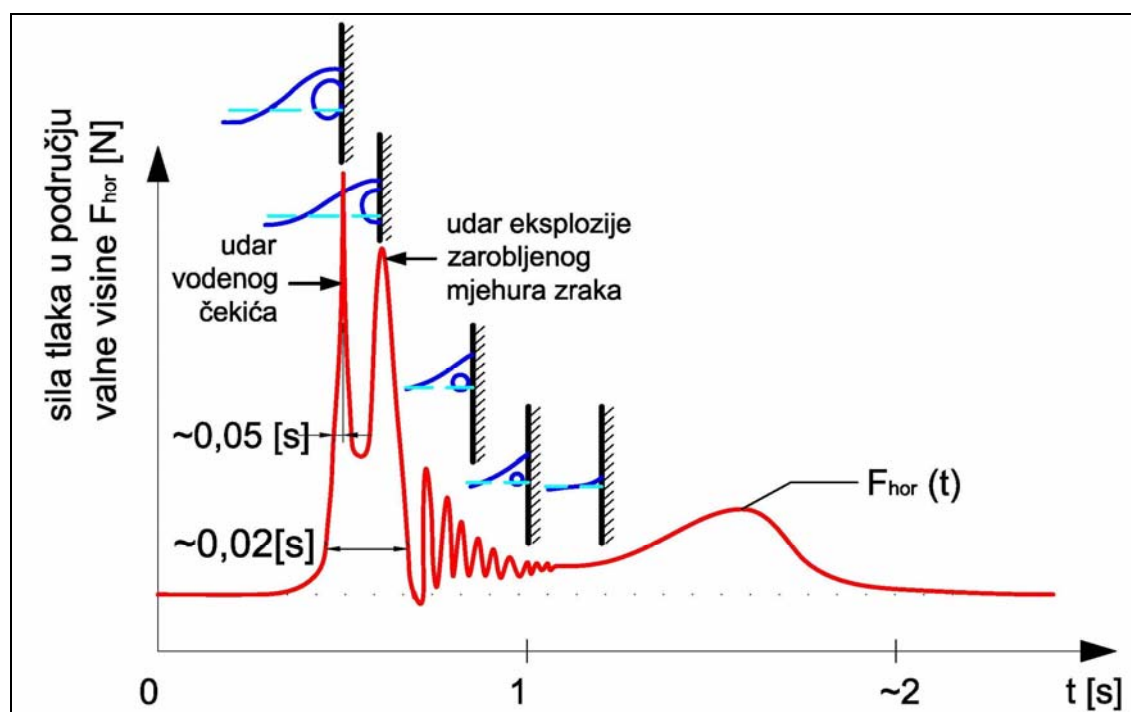
[PM, MB]

Princip pomorskog konstruiranja u zoni loma valova je izbjegavanje zidova, ali i svih drugih, građevina u toj zoni jer su hidrodinamičke sile lomljenog vala bitno veće od sile nelomljenih valova. Vrhunci tlaka su lokalno ograničeni, a djeluju kao impuls kroz period od $1/100$ do $1/1000$ [s] Wave Forces on Inclined and Vertical..297. Dinamičke sile tlaka vala tada su udarne; t. j. impulsne. [CEM VI-5-131] Razlikuju se četiri slučaja tlaka lomljenog vala na vertikalni zid:

- 1) upravo na licu zida bez zarobljenog mjehura zraka,
- 2) upravo na licu zida sa zarobljenim mjehurom zraka,
- 3) ispred lica.

Slučaj ad 1) se prema Minikinu, ad 2) prema Takahashiju, a ad 3) računa se prema CEM-u. Konačne veličine tlaka najbolje je odrediti na fizikalnom modelu krupnog mjerila. EAU

2.4.5.1.2.1 Sila tlaka vala lomljenog na licu vertikalnog nepropusnog zida, sa zarobljenim mjehurom zraka - Minikin

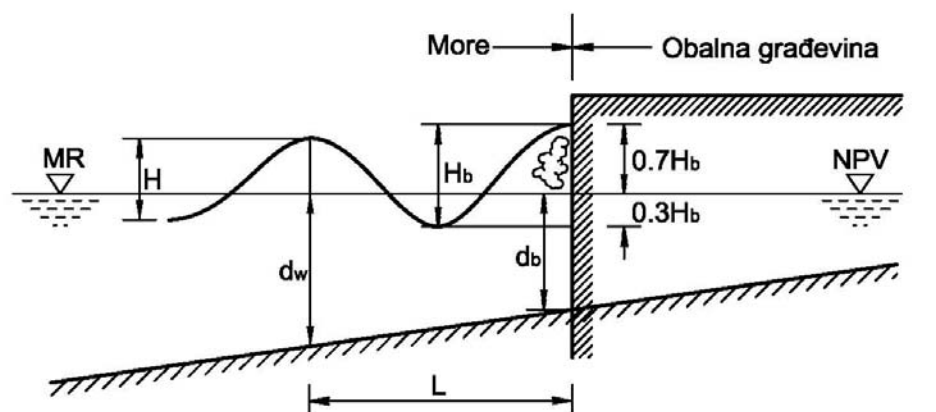


Sl. 2.4.5.1.2.:1 Vremenske promjena veličine tlaka na vertikalnom nepropusnom zidu (na mirnoj razini mora) potpuni lom vala Oumeraci & all: Probabilistic Design Tools for Vertical Breakwaters, A. A. Balkema Publishers, 2001, p. 114

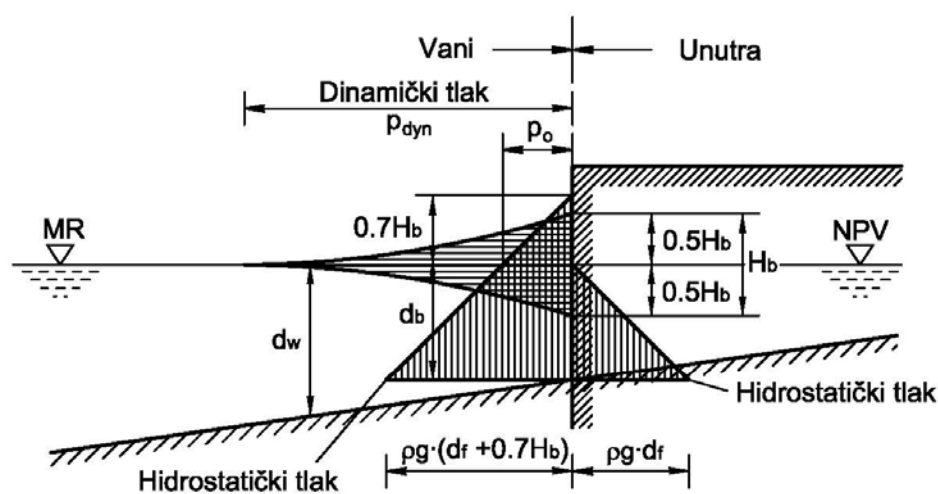
Iz kvantitativnog prikaza na Sl. 2.4.5.1.:1 vidi se da se maksimalna sila tlaka vala javlja kod potpunog loma na licu zida. To je slučaj kada kod prebačenog loma (plunging) zarobljeni mjehur zraka eksplodira na licu vertikalnog zida. U tom trenutku javlja se impuls tlaka trajanja nekoliko milisekundi, jer se promjena tlaka u zraku odvija brzinom zvuka (Sl. 2.4.5.1.2.:1). ASCE: Wave Forces on Inclined and Vertical Wall Structures, p. 259, 283, 284 Djelovanje potpuno lomljenog vala na vertikalni zid je impulsnog karaktera.

To se očituje u pojavi žestokog skoka tlaka u djeliću sekunde za vrijeme dok je greben vala na zidu. Pojava se odvija unutar, recimo, 1/2 sekunde, a ima 5 faza koje su teorijski obrađane na temelju siliterne valne teorije, te Froude-ve ili/i Mach-ove sličnosti i potvrđene mjerenima. Pritom je prosječna frekvencije promjene tlaka oko 40 [Hz]. Trajanje impulsa vrhunca tlaka je oko 0,02[s], a porast tog tlaka traje oko 0,005. Frekvencija promjene tlaka nakon vrhunca je oko 125 [Hz]. ~~ASCE: Wave Forces on Inclined and Vertical Wall Structures, p. 297~~

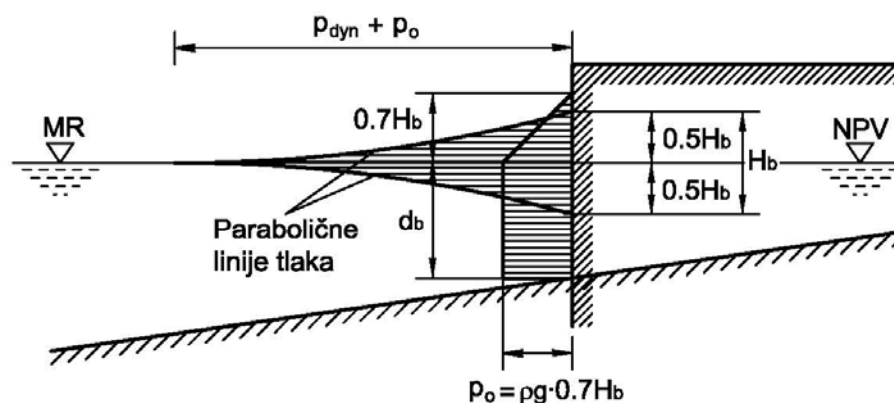
Sila tlaka potpuno lomljenog vala sa zarobljenim mjehurom zraka na vertikalni nepropusni zid je definirana je po Minikinu (Sl. 2.4.5.1.2.:2). To je eksperimentalna metoda izvedena na osnovu i rezultata Bagnoldovih eksperimenata i promatranja stvarnih lukobrana. Metoda Sila tlaka lomljenog vala je udarna; t. j. impulsna. Metoda daje najveću silu tlaka lomljenog vala koja se, u razmatranom dugotrajnijem valnom polju javlja izuzetno rijetko. Lom vala na licu zida sa zarobljenim mjehurom zraka (Sl. 2.4.5.1.1.2.:1) daje i 15-18 (50) puta veću silu od sile tlaka nelomljenih valova. CEM VI-5-137, 200, Oumeraci 76



a) Parametri lomljenog vala



b) Hidrostatički i hidrodinamički tlak na vertikalni zid



c) Rezultanta tlaka

$$p_{dyn} = 100 \left[\frac{1}{L} \frac{d_b}{d_w} (d_w + d_b) \right] \cdot \rho g H_b \quad [N/m^2]$$

[EAU 199x]

$$p_o = \rho g \cdot 0.7 H_b \quad [N/m^2]$$

Sl. 2.4.5.1.2.1::2 Sila tlaka vala lomljenog licu vertikalnog zida (Minikin) [EAU 1990?]

2.4.5.1.2.2 Sila tlaka vala lomljenog na licu vertikalnog nepropusnog zida, bez zarobljenog mjehura zraka - Takahaski

Slučaj je definiran po Takahashiju (nadogradnja Godinog modela na slučaj loma vala na konstrukciji) koji daje bitno manju silu tlaka lomljenog vala od metode Minikina. Lom na licu zida bez zarobljenog mjehura zraka dešava se u razmatranom dugotrajnijem valnom polju redovno, pa su i sile tlaka lomljenih valova redovnog reda veličine (nekoliko puta veće od sila nelomljenih valova Oumeraci 23). Izbor između dva spomenuta modela provodi se prema ocjeni o važnosti građevine i izvjesnosti nastupa loma na konstrukciji. Ako je građevina velike važnosti i ako je dubina dna ispred vertikalne konstrukcije takva da prema proračunima sigurno uzrokuje lom vala, treba računati po Minikinu. Nasuprot, ako je konstrukcija manje važnosti, a dubina dna ispred vertikalne konstrukcije nešto veća od one koja prema proračunima uzrokuje lom vala, tada je racionalno računati po Takahashiju.

Impulsnu silu tlaka lomljenog vala „redovne veličine“ (lom vala bez zarobljenog mjehura zraka) definirali su Takahashi, Tanimoto i Shimosako 1994. modificirajući izraz za dinamički tlak na mirnoj površini mora p_1 iz Godine formule 1974.

$$p_1 = \frac{1}{2} \cdot (1 + \cos \alpha) (\lambda_1 \alpha_1 + \lambda_2 \alpha^* \cdot \cos^2 \alpha) \cdot \rho_m \cdot g \cdot H_{proj}$$

$p_1 [N/m^2]$ dinamički tlak na mirnoj površini mora

Modifikacija se sastoji u definiranju koeficijenta α^* koji se bira kao veći između α_2 i α_1 :

$\alpha^* = \text{veći između } \alpha_2 \text{ i } \alpha_1$:

$$\alpha_2 < \text{od} \dots \left\{ \begin{array}{l} \alpha_2 = \frac{1}{3} \left(1 - \frac{d}{d_b} \right) \left(\frac{H_{proj}}{d} \right)^2 \\ \alpha_2 = \frac{2d}{H_{proj}} \end{array} \right.$$

$$\alpha_1 = \alpha_{l,0} \cdot \alpha_{l,1}$$

$$\alpha_{l,0} \left\{ \begin{array}{ll} = H_{proj} / d & \text{za } H_{proj} \leq d/2 \\ = 2 & \text{za } H_{proj} > d/2 \end{array} \right.$$

$$\alpha_{l,1} \left\{ \begin{array}{ll} = \frac{\cosh \delta_2}{\cosh \delta_1} & \text{za } \delta_2 \leq 0 \\ = \frac{1}{\cosh \delta_1 \cdot (\cosh \delta_2)^{1/2}} & \text{za } \delta_2 > 0 \end{array} \right.$$

$$\delta_1 \begin{cases} = 20 \delta_{1,1} & \text{za } \delta_{1,1} \leq 0 \\ = 15 \delta_{1,1} & \text{za } \delta_{1,1} > 0 \end{cases}$$

$$\delta_{1,1} = 0,93 \left(\frac{B_m}{L} - 0,12 \right) + 0,36 \left(\frac{h_s - d}{h_s} - 0,6 \right)$$

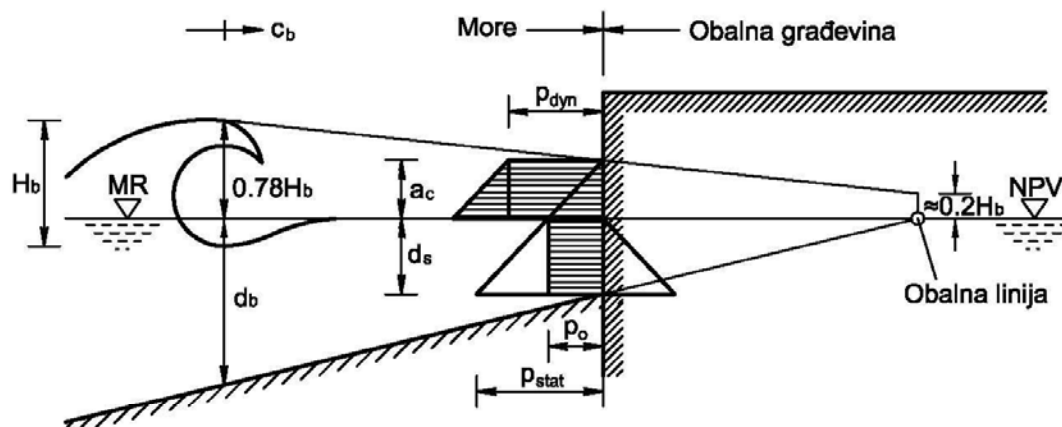
$$\delta_2 \begin{cases} = 4,9 \delta_{2,2} & \text{za } \delta_{2,2} \leq 0 \\ = 3 \delta_{2,2} & \text{za } \delta_{2,2} > 0 \end{cases}$$

$$\delta_{2,2} = 0,36 \left(\frac{B_m}{L} - 0,12 \right) + 0,93 \left(\frac{h_s - d}{h_s} - 0,6 \right)$$

Graf tlaka crta se istovjetno godinom (Sl. 2.4.5.1.1.2::1) s time da se nanese ovdje izračunati tlak p_1 , i tlakovi p_2 , p_3 izračunati po Godi iz poglavlja 2.4.5.1.1.2. Preporuka CEM VI-5-140, iz 2003.

2.4.5.1.2.3 Sila tlaka vala lomljenog ispred lica vertikalnog nepropusnog zida

Tu su moguća dva slučaja mjesta loma u odnosu na zid: a) val se lomi ispred lica zida u moru koji je je udohvat u propagacije lomljenog vala i b) val se lomi ispred lica zida koji je na kopnu ali u dohvat propagacije lomljenog vala. Metoda je dana na Sl. 2.4.5.1.2.3::1. Preporuka CEM VI-5-154, 2003.



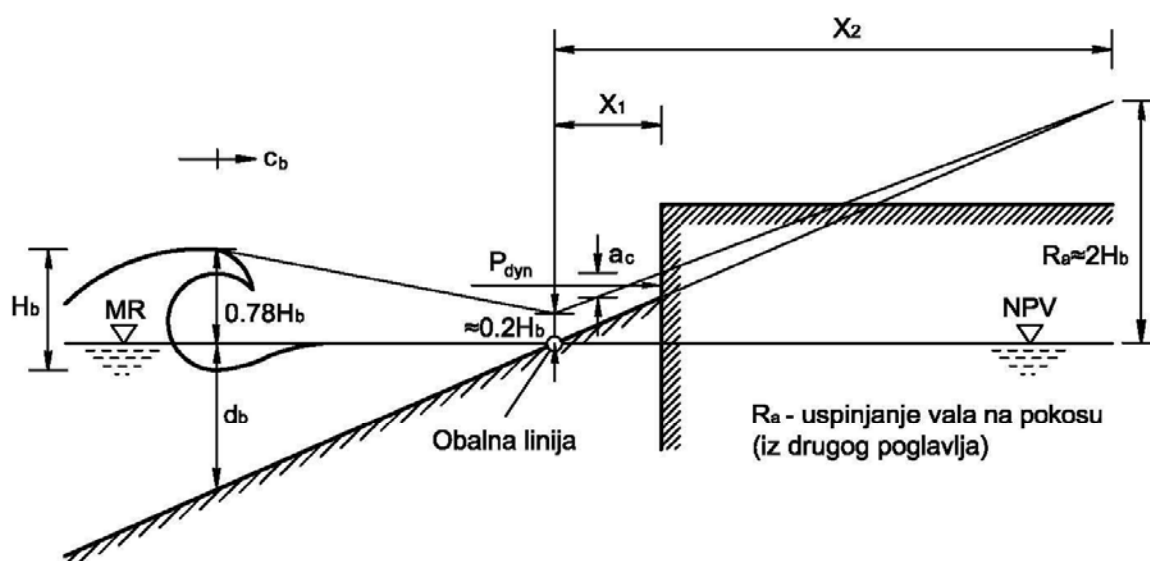
a) Obalna građevina ispred obalne linije

$$p_{\text{dyn}} = \frac{1}{2} \rho \cdot c_b^2 = \frac{1}{2} \rho \cdot g \cdot d_b = \frac{1}{2} \gamma_w \cdot d_b \quad [\text{N/m}^2]$$

$$p_{\text{stat}} = \gamma_w \cdot (d_s + a_c) \quad [\text{N/m}^2]$$

$$p_o = \gamma_w \cdot a_c \quad [\text{N/m}^2]$$

$$a_c = (0.2 + 0.58 \frac{d_s}{d_b}) \cdot H_b \quad [\text{m}]$$



b) Obalna građevina iza obalne linije

[CEM VI-5/2003, 158]

$$a_c = 0.2H_b \left(1 - \frac{X_1}{X_2}\right) = 0.2H_b \left(1 - \frac{X_1 \tan \beta}{R_a}\right) \quad [\text{m}]$$

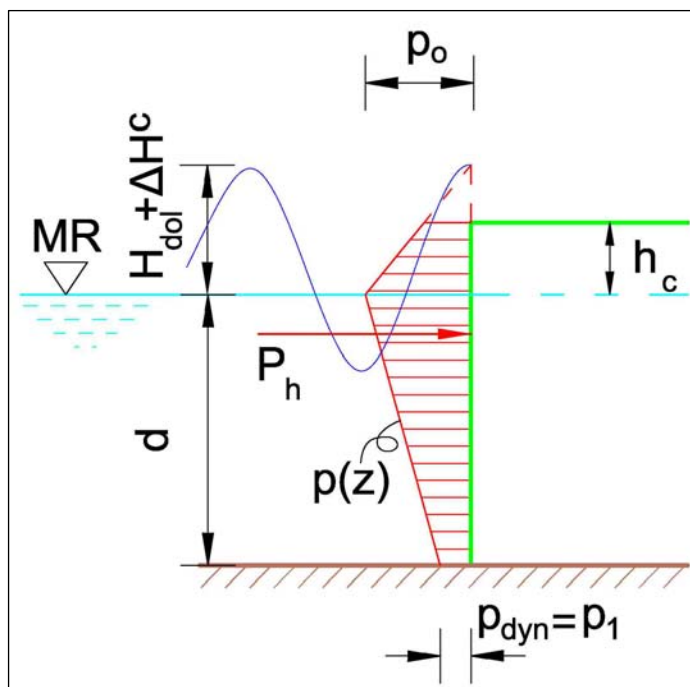
$$P_{\text{dyn}} - \text{silu udara} \quad P_{\text{dyn}} = 4.5 \cdot \gamma_w \cdot a_c^2 \quad [\text{N}]$$

Sl. 2.4.5.1.2.3::1

Sila tlaka od vala lomljenog ispred vertikalnog zida [CEM VI-5-154, 2003]

2.4.5.1.3 Detalji proračuna sila tlaka i valova

2.4.5.1.3.1 Sila tlaka vala koji prelijeva zid



Sl. 2.4.5.1.3.1::1 Tlak na prelijevani vertikalni zid na pr. od totalno reflektiranog vala

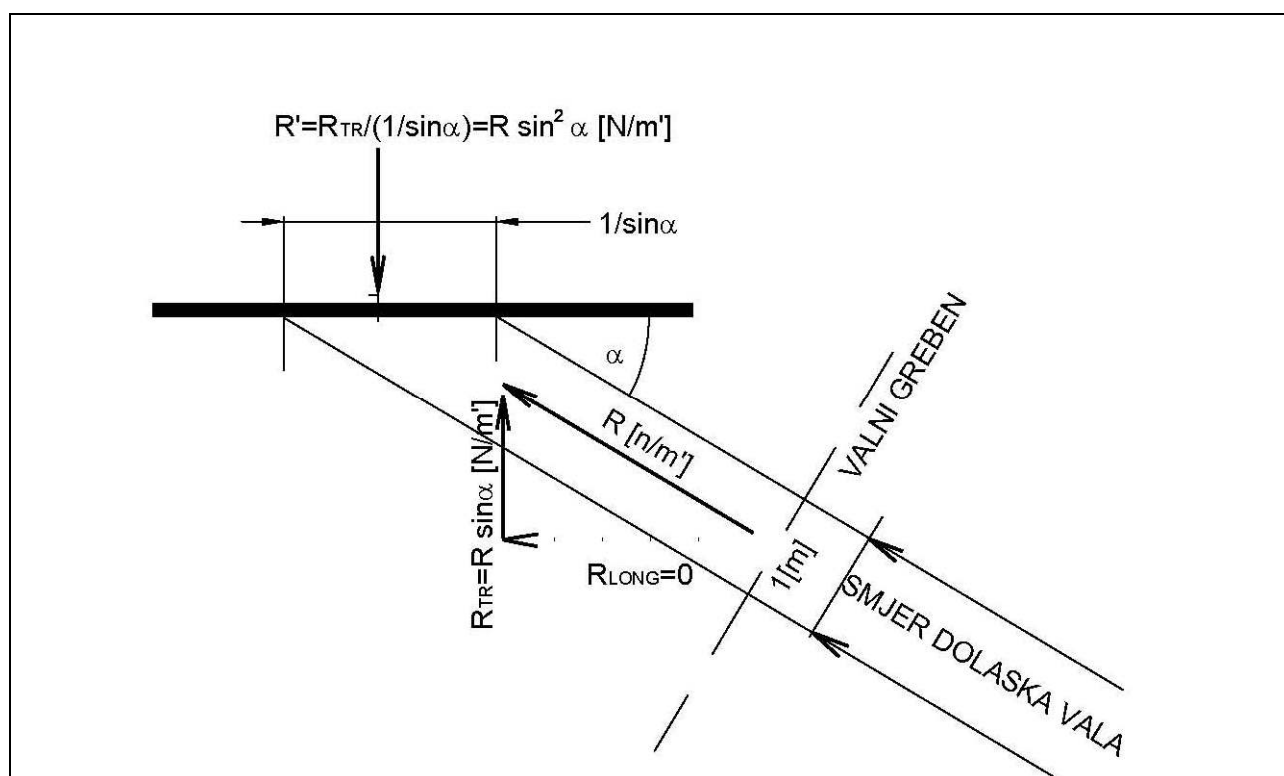
U slučaju prelijevanja krune zida dinamički tlak totalno reflektiranog vala proračunava se kao da nema prelijevanja, a sila tlaka računa se integracijom dijagrama tlaka bez njegovog dijela koji premašuje visinu krune (Sl. 2.4.5.1.3.1::1).

$$P_h = \int_{-d}^{h_c} p(z) dz$$

Ovo vrijedi i kod svih proračuna sile tlaka vala!

2.4.5.1.3.2 Sila tlaka vala kod kosog nailaska na zid

Ukoliko val nailazi na prepreku pod nekim kutem α (Sl.2.4.5.1.3.2::1), kod računanja sile tlaka lomljenog vala, treba uzeti redukciju sile tlaka vala (definirane na 1m' valnog grebena) na kosu površinu sa $\sin^2\alpha$.



SI.2.4.5.1.3::1

Skica za redukciju sile tlaka vala R (definirane za 1m' dužine valnog grebena) na vertikalnu prepreku ako val na prepreku prilazi koso

2.4.5.2 SILE OTPORA I SILE INERCIJE - MORISONOVA JEDNADŽBA

2.4.5.2.1 Sile otpora i sile inercije na vertikalni pilot u poju pravilnih valova

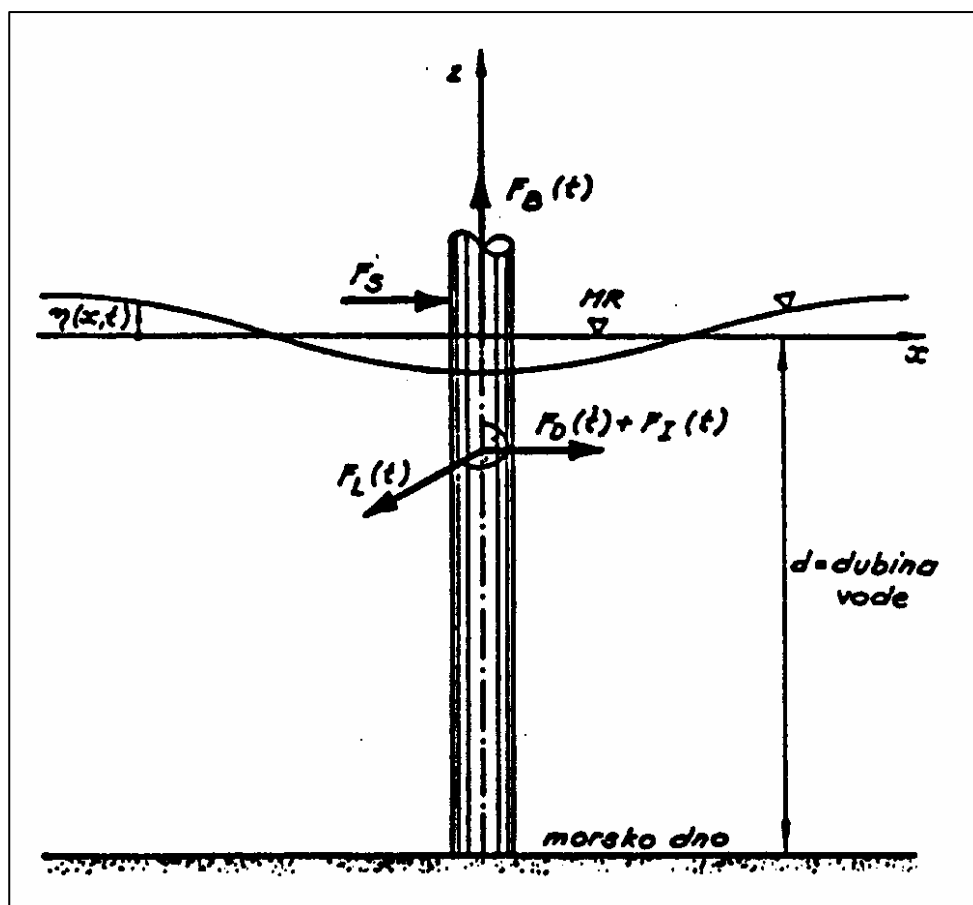
Glavne komponente valnog opterećenja (sile ili momenti) na uronjene vitke konstruktivne elemente fiksnih pomorskih konstrukcija (npr. pilot), Sl. 2.4.5.2.1::1, možemo svrstati u četiri grupe:

- 1) sile otpora $F_D(t)$ i sile inercije $F_I(t)$ hor.
- 2) sile dinamičkog uzgona $F_L(t)$ vert.
- 3) sile statičkog uzgona $F_B(t)$ vert.
- 4) sile od udara vala F_S hor.,

odnosno momenti kao posljedica spomenutih sila. S „ F “ se označavaju ukupne sile na cijeli pilot, a s „ $\bar{F}$ “ sile na m' pilota.

Fluktuirajuća sila statičkog uzgona $F_B(t)$ u vertikalnom smjeru rezultat je kontinuirane promjene uronjenog volumena elementa konstrukcije.

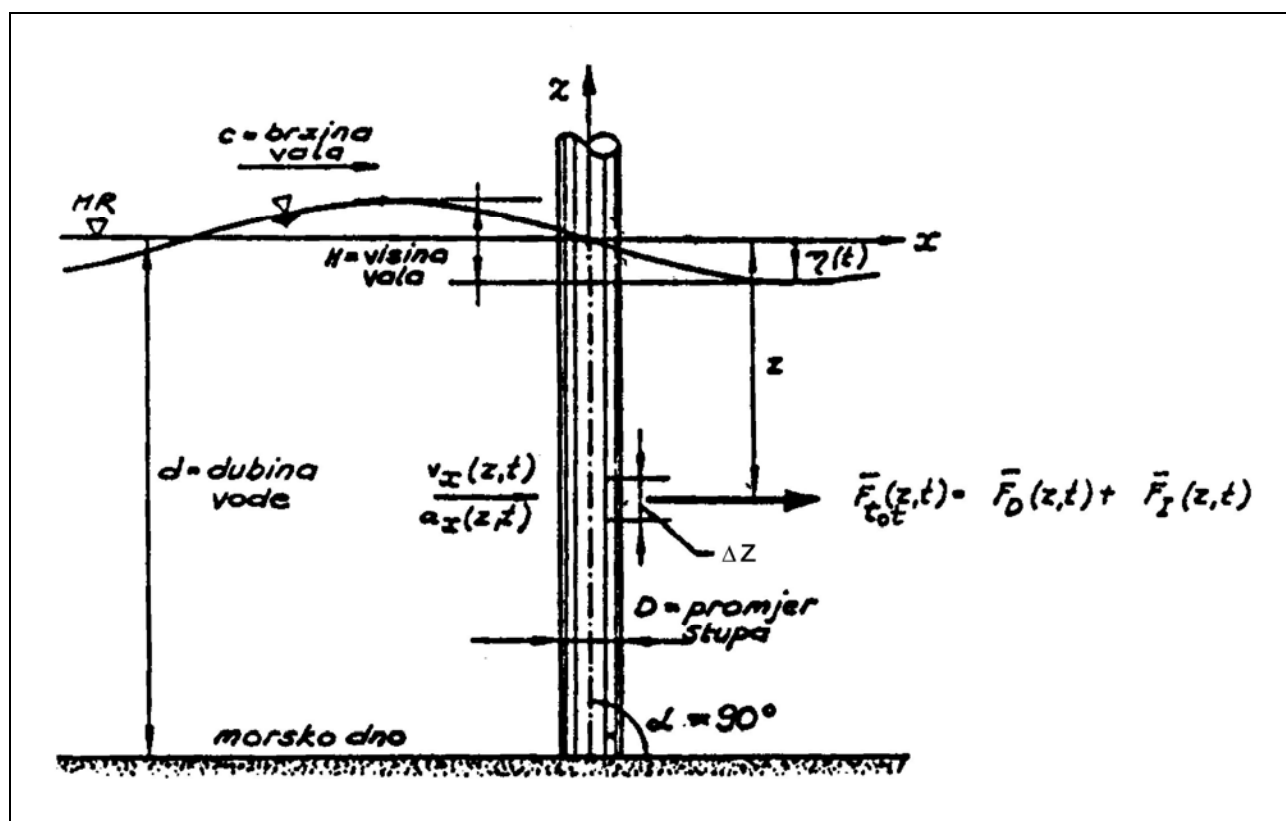
Sila dinamičkog uzgona $F_L(t)$ nastaje uslijed separacije graničnog sloja, odnosno ritmičkog odvajanja vrtloga i okomita je na smjer strujanja.



Sl. 2.4.5.2.1::1
Glavne komponente valnog opterećenja na vitke elemente fiksnih pomorskih konstrukcija (Vuković)

Najviše pažnje istraživača zaokupljala je komponenta valnog opterećenja uslijed sile otpora i sile inercije, iz logičnog razloga što se spomenute sile redovito javljaju, dok se preostale komponente mogu praktički zanemariti.

U narednim će se analizama razmatrati stup: 1) vertikalni, 2) kružnog poprečnog presjeka, 3) krut, 4) upet u dno (fiksni), 5) vitak (u smislu da mu je karakteristična dimenzija – promjer relativno mala u odnosu na valnu duljinu) i 6) smješten u $x = 0$ (Sl. 2.4.5.2.1::2), opterećen linearnim valom. Ukupna horizontalna valna sila F_{tot} na stup može se izraziti kao superpozicija sile otpora F_D i inercije F_I u obliku:



SL. 2.4.5.2.1::2 Definijska skica za silu vala na kružni stup po Morisonu (Vuković)

$$F_{\text{tot}} = F_D + F_I$$

gdje je:

$$F_D = F_{\text{tr}} + F_{\text{OB}} = \rho C_{\text{tr}} A \frac{v_x^2}{2} + \rho C_{\text{OB}} A \frac{v_x^2}{2} = \rho (C_{\text{tr}} + C_{\text{OB}}) A \frac{v_x^2}{2} = \rho C_D A \frac{v_x^2}{2} \text{ [N]}$$

$$F_I = m \times a_x = \rho \frac{D^2 \pi}{4} L C_I a_x \text{ [N]}$$

D – promjer stupa (vanjski)

ρ – gustoća mase morske vode

C_{tr} – koef trenja

C_{OB} – koef oblika

C_D – koef otpora (trenja + oblika) [1] SI 2.4.5.2.1::4

C_I – koef inercije - pridružene mase [1] SI 2.4.5.2.1::4

$v_x = v_x(x, z, t)$ – horizontalna komponenta brzine vodene čestice

$a_x = a_x(x, z, t)$ – horizontalna komponenta ubrzanja vodene čestice

Ukupna horizontalna valna sila $\bar{F}_{tot}(x, z, t)$ na jedinicu dužine stupa može se izraziti kao superpozicija sile otpora $\bar{F}_D(x, z, t)$ i inercije $\bar{F}_I(x, z, t)$ u obliku

$$\bar{F}_{tot}(x, z, t) = \bar{F}_D(x, z, t) + \bar{F}_I(x, z, t).$$

Ako se promatra stup na mjestu valnog grebena ($x=0$) dobije se

$$\bar{F}_{tot}(z, t) = \bar{F}_D(z, t) + \bar{F}_I(z, t)$$

gdje je:

$$\bar{F}_D = \rho C_D \times D \times 1 \times \frac{v_x^2(z, t)}{2} \left[\frac{N}{m} \right] \text{ na } 1m' \text{ pilota}$$

$$\bar{F}_I = \rho \frac{D^2 \pi}{4} \times 1 \times C_I a_x(z, t) \text{ na } 1m' \text{ pilota}$$

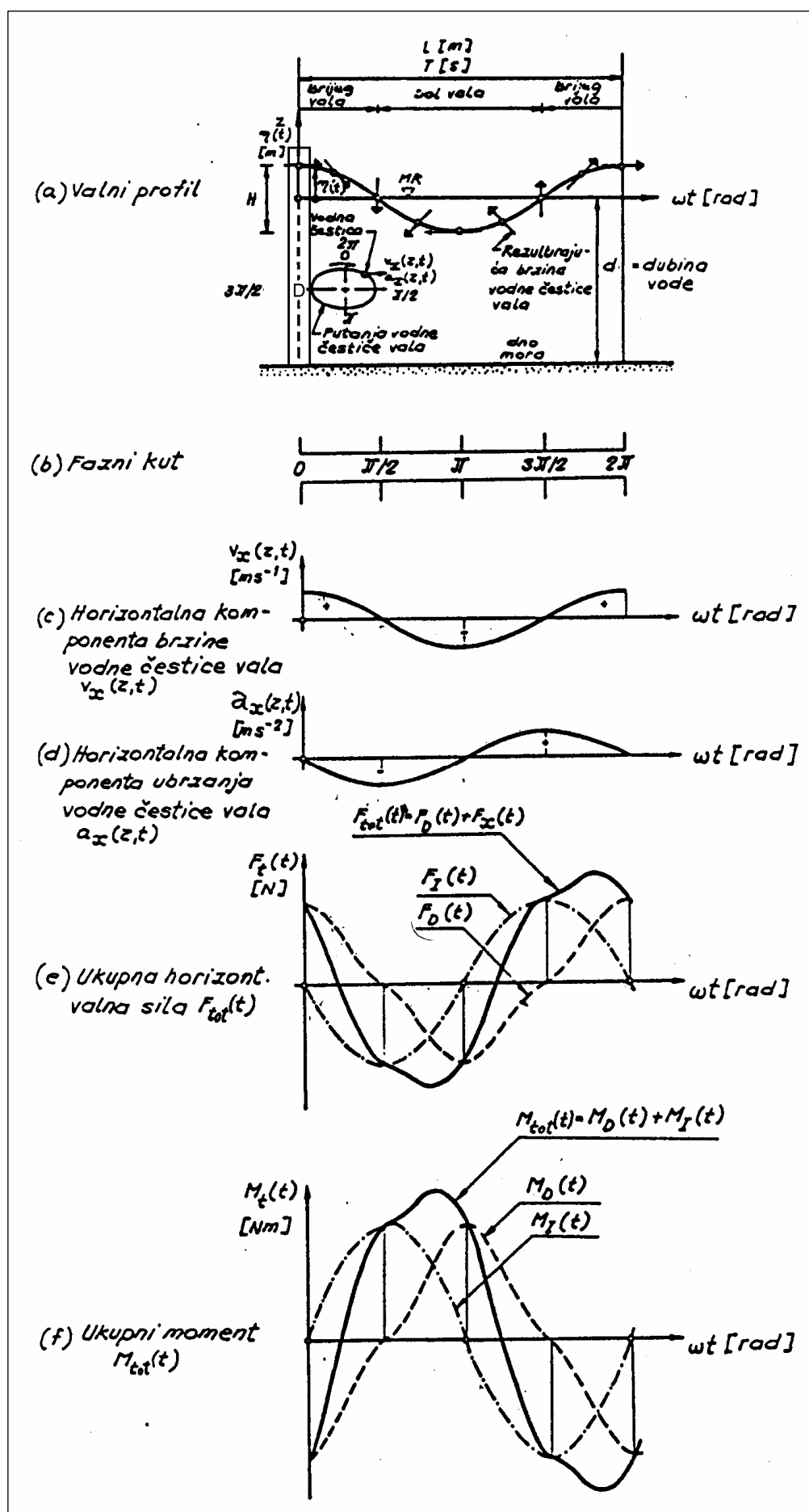
$v_x(x=0, z, t) \equiv u$ – horizontalna komponenta brzine vodne čestice na mjestu $x=0$ (kod nagnutog stupa treba uzeti u obzir i vertikalnu komponentu), SI 2.4.5.2.1::3

$$v_x = \frac{agk}{\omega} \left[\frac{\text{ch}[k \cdot (z + d)]}{\text{ch}(kd)} \right] \cos(-\omega t) = \frac{\pi H}{T} \left[\frac{\text{ch}[k \cdot (z + d)]}{\text{sh}(kd)} \right] \cos(-\omega t)$$

$a_x(x=0, z, t)$ – horizontalna komponenta ubrzanja vodne čestice na mjestu $x=0$ (kod nagnutog stupa treba uzeti u obzir i vertikalnu komponentu), SI 2.4.5.2.1::3

$$a_x = \frac{dv_x}{dt} = agk \left[\frac{\text{ch}[k \cdot (z + d)]}{\text{ch}(kd)} \right] \sin(-\omega t) = \frac{2\pi^2 H}{T^2} \left[\frac{\text{ch}[k \cdot (z + d)]}{\text{sh}(kd)} \right] \sin(-\omega t)$$

$$\bar{F}_{tot}(z, t) = \frac{1}{2} \rho C_D D v_x(z, t) |v_x(z, t)| + \frac{\pi}{4} \rho C_I D^2 a_x(z, t)$$



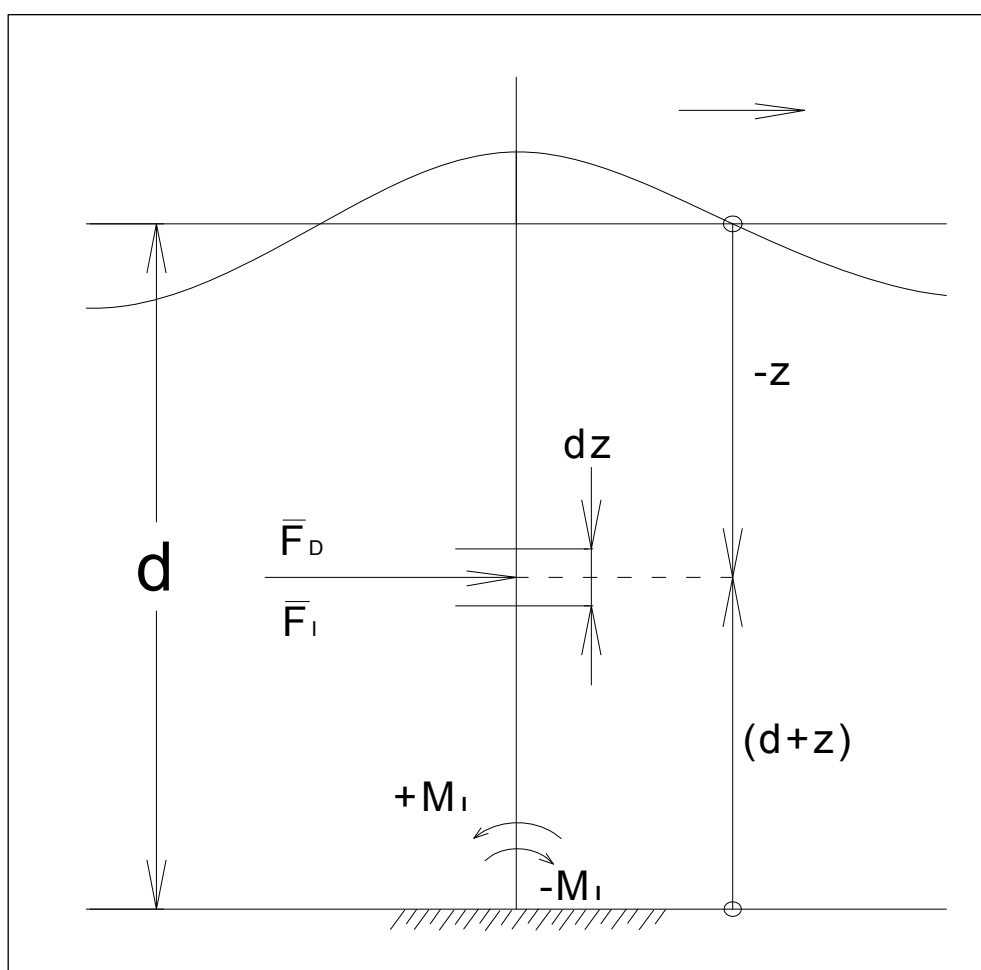
SI 2.4.5.2.1::3

Varijacija horizontalne brzine v_x i ubrzanja a_x vodnih čestica, ukupne horizontalne sile $F_{tot}(t)$ i njenih sastavnica, ukupnog momenta $M_{tot}(t)$ i njegovih sastavnica po linearnoj teoriji u ovisnosti o faznom kutu ωt i na mjestu valnog grebena $x=0$ (Vuković)

Gornja jednačba za određivanje valnog opterećenja fiksnih pomorskih konstrukcija često se naziva Morisonova jednačba, prema Morisonu i ost. (1950.), koji su je prvi upotrijebili u studiji valnog opterećenja na vertikalni kružni stup. F_D i F_I nemaju istovremeni maksimum, jer ga v_x i a_x također nemaju. Stoga se maksimalna vrijednost sile F_{tot} određuje sekvencijalnim računanjem F_{tot} za razne trenutke "t" unutar valnog perioda "T" (Sl. 2.4.5.2.1::3). $F_D \approx F_I$ kod dubokovodnih valova, a $F_D \gg F_I$ kod plitkokovodnih valova.

CERC, 7-120

Ukupna horizontalna sila $F_{tot}(t)$ uslijed valnog opterećenja fiksnog vertikalnog kružnog stupa dobije se onda integriranjem tog izraza uzduž stupa u granicama $z = -d$ do $z = \eta(t)$ (Sl. 2.4.5.2.1::4).



Sl. 2.4.5.2.1::4 Sila i moment na vertikalni uronjeni stup

$$F_{tot}(t) = F_D(t) + F_I(t) = \int_{-d}^{\eta(t)} \bar{F}_D(z, t) dz + \int_{-d}^{\eta(t)} \bar{F}_I(z, t) dz$$

odnosno:

$$F_{\text{tot}}(t) = \int_{z=-d}^{z=\eta(t)} \frac{1}{2} \rho D C_D v_x(z, t) |v_x(z, t)| dz + \int_{z=-d}^{z=\eta(t)} \frac{\pi}{4} \rho D^2 C_I a_x(z, t) dz$$

Brzinu vodne čestice v i njeno ubrzanje a treba uzeti prema odgovarajućoj valnoj teoriji BSI. U slučaju linearne (Airyeve) valne teorije ukupna horizontalna valna sila $F_{\text{tot}}(t)$ je:

$$\begin{aligned} F_{\text{tot}}(t) &= \int_{z=-d}^{z=\eta(t)} \frac{1}{2} \rho D C_D v_x(z, t) |v_x(z, t)| dz + \int_{z=-d}^{z=\eta(t)} \frac{\pi}{4} \rho D^2 C_I a_x(z, t) dz = \\ &= \int_{z=-d}^{z=\eta(t)} \frac{1}{2} \rho D C_D \left\{ \frac{\pi H}{T} \frac{\cosh[k(z+d)]}{\sinh(kd)} \right\}^2 \cos(-\omega t) \cos(-\omega t) dz + \\ &+ \int_{z=-d}^{z=\eta(t)} \frac{\pi}{4} \rho D^2 C_I \left\{ \frac{2\pi^2 H}{T^2} \frac{\cosh[k(z+d)]}{\sinh(kd)} \sin(-\omega t) \right\} dz = \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} F_{\text{tot}}(t) &= \frac{\pi \rho D H^2 L C_D}{16 T^2} \frac{\{2k[\eta(t)+d]\} + \sinh\{2k[\eta(t)+d]\}}{\sinh^2(kd)} [\cos(\omega t) \cos(\omega t)] - \\ &- \frac{\pi^2 \rho D^2 H L C_I}{4 T^2} \frac{\sinh\{k[\eta(t)+d]\}}{\sinh(kd)} \sin(\omega t) \end{aligned}$$

Ukupni moment $M_{\text{tot}}(t)$, uslijed sile otpora $F_D(t)$ i inercije $F_I(t)$ na vertikalni kružni stup upet na dnu mora, dobije se integracijom produkta ukupne horizontalne valne sile $F_{\text{tot}}(z, t)$ na jedinicu dužine i njene udaljenosti $(d+z)$ od dna mora preko cijele uronjene dužine stupa, odnosno:

$$\begin{aligned} M_{\text{tot}}(t) &= M_D(t) + M_I(t) = - \int_{-d}^{\eta(t)} \bar{F}_D(z, t) \times (d+z) dz + \int_{-d}^{\eta(t)} \bar{F}_I(z, t) \times (d+z) dz \\ &= - \int_{z=-d}^{z=\eta(t)} \left[\frac{1}{2} \rho D C_D v_x(z, t) |v_x(z, t)| \right] (d+z) dz + \int_{z=-d}^{z=\eta(t)} \left[\frac{\pi}{4} \rho D^2 C_I a_x(z, t) \right] (d+z) dz \\ M_{\text{tot}}(t) &= \left\{ - \frac{\rho D H^2 L^2 C_D}{64 T^2} \frac{2k^2[\eta(t)+d]^2 + 2k[\eta(t)+d] \sinh\{2k[\eta(t)+d]\} - \cosh\{2k[\eta(t)+d]\} + 1}{\sinh^2(kd)} \right\} \times \\ &\times [\cos(\omega t) \cos(\omega t)] + \left\{ \frac{\pi \rho D^2 H L^2 C_I}{8 T^2} \times \frac{k[\eta(t)+d] \sinh\{k[\eta(t)+d]\} - \cosh\{k[\eta(t)+d]\} + 1}{\sinh(kd)} \right\} \sin(\omega t) \end{aligned}$$

gdje je:

- $M_D(t)$ – moment uslijed sile otpora,
- $M_I(t)$ – moment uslijed sile inercije.

Na Sl. 2.4.5.2.1::3 prikazana je promjena horizontalne komponente brzine $v_x(z, t)$ i ubrzanja $a_x(z, t)$ vodne čestice vala, te promjena ukupne horizontalne valne sile $F_{\text{tot}}(t)$, odnosno njenih komponenti: sile otpora $F_D(t)$ i inercije $F_I(t)$, kao i promjena ukupnog momenta $M_{\text{tot}}(t)$ na vertikalni kružni stup s obzirom na njegovu bazu (dno mora), odnosno njegovih

komponenti $M_D(t)$ – uslijed sile otpora $F_D(t)$ i $M_I(t)$ – uslijed sile inercije $F_I(t)$, po linearnoj valnoj teoriji u ovisnosti o faznom kutu za $x = 0$.

Pretpostavljeno je da su vrijednosti koeficijenata otpora C_D i inercije C_I konstantne, te da su jednake maksimalne vrijednosti sile otpora $F_D(t)$ i inercije $F_I(t)$, a time i komponente ukupnog momenta $M_{tot}(t)$. Vidimo da su maksimalne vrijednosti horizontalne komponente brzine i ubrzanja vodne čestice vala, a time i sile i momenta, u međusobnom faznom pomaku $\varepsilon = \pi/2$, a što se može sasvim jednostavno zaključiti analizirajući izraze za horizontalnu komponentu brzine i ubrzanja vodne čestice vala.

KOEFICIJENTI OTPORA C_D I INERCIJE C_I

Općenito, vrijednost koeficijenta otpora C_D i inercije C_I može se izraziti kao:

$$C_D = f_1\left(\frac{2\pi t}{T}, \frac{v_{x\max} T}{D}, \frac{v_{x\max} D}{\nu}, \frac{\varepsilon_1}{D}\right) = (\omega t, KC, Re, \dots)$$

$$C_I = f_2\left(\frac{2\pi t}{T}, \frac{v_{x\max} T}{D}, \frac{v_{x\max} D}{\nu}, \frac{\varepsilon_1}{D}\right) = (\omega t, KC, Re, \dots)$$

Drugi član u gornjim izrazima predstavlja Keulegan-Carpenterov (1956.) broj KC, a treći član Reynoldsov broj Re.

gdje je:

$$Re = \text{Reynoldsov broj} = \frac{v_{x\max} \cdot D}{\nu}; \frac{v_{z\max} \cdot D}{\nu}$$

$v_{x\max}$ – maksimum horizontalne komponente brzine vodene čestice [m/s]

$v_{z\max}$ – maksimum vertikalne komponente brzine vodene čestice [m/s]

D – promjer stupa (vanjski) [m]

ν = kinematički koeficijent viskoznosti tekućine [m²/s]

$$KC = \text{Keulegan-Carpenterov broj (1956.) } KC = \frac{A}{D} = \frac{v_{x\max} \cdot T}{D}; \frac{v_{z\max} \cdot T}{D}$$

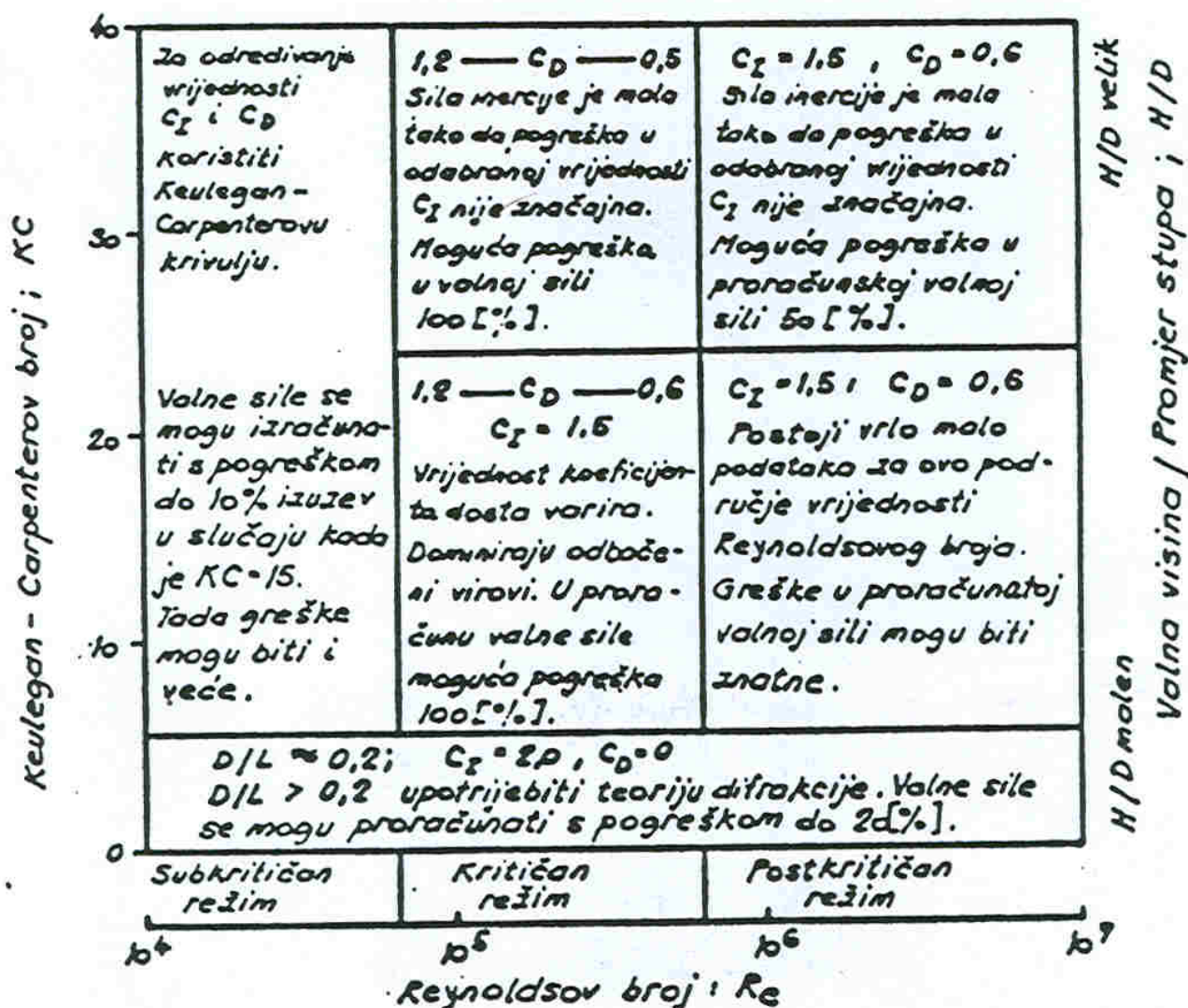
A – horizontalna os putanje vodne čestice kod oscilatornog vala [m]

B – vertikalna os putanje vodne čestice kod oscilatornog vala [m/s]

T = valni period [s]

Napisana parametarska zavisnost koeficijenata C_D i C_I u Morisonovoj jednadžbi prihvatljiva je za jednostavno harmonijsko strujanje. Za kompleksnije slučajeve strujanja fluida potrebno je u razmatranje uvesti i druge parametre.

Vrijednost koeficijenata C_D i C_I određuje se eksperimentalnim putem bilo u prirodi ili u laboratorijskim uvjetima na modelu. Tako su npr. Hogben (1977.) i suradnici, obradom rezultata mnogih projekata, laboratorijskih istraživanja i mjerenja na prototipovima valnog opterećenja, proračunali projektne vrijednosti koeficijenata C_D i C_I u funkciji Reynoldsovog broja Re i Keulegan-Carpenterovog broja KC, Sl. 2.4.5.2.1::5.



Sl. 2.4.5.2.1::5 Vrijednosti koeficijenata otpora C_D i inercije C_I za gladak vertikalni stup u funkciji Reynoldsovog broja Re i Keulegan-Carpenterovog broja KC , Hogben (1977.), Vuković

Vrijednost koeficijenta otpora za vertikalni valjak C_D CERC,7-113 bitno je ovisna o Reynoldsovom broju Re i varira između područja podkritičnog Reynoldsovog broja s laminarnim graničnim slojem EAU2005,147 ($Re < 10^5$), područja prijelaznog Reynoldsovog broja s laminarnim graničnim slojem EAU2005,147 ($10^5 < Re < 4 \times 10^5$) CERC,7-113 i područja nadkritičnog Reynoldsovog broja s turbulentnim graničnim slojem EAU2005,147 ($Re > 4 \times 10^5$) CERC,7-113 od $C_D \approx 1,2$ do $C_D \approx 0,7$. CERC,7-113 U prevladavajućim realnim uvjetima (glatki pilot i turbulentni uvjeti strujanja) $C_D = 0,7$. EAU2005,147 Za slučaj nadkritičnog Reynoldsovog broja kod hrapavih valjaka (pijesak u bitumenu ili obraštenost školjkama), koeficijenta otpora naraste na $C_D = 0,78$ do $0,9$. CERC,7-114

Teoretsku vrijednost koeficijenta inercije za vertikalni valjak $C_I = 2$ izveli su MacCamy i Fuchs 1954. na bazi teorije potencijalnog strujanja koja se najčešće i koristi. CERC,7-119 EAU2005,147 CERC preporuča eksperimentalne vrijednosti:

$C_I = 2$	za	$Re < 2,5 \times 10^5$
$C_I = 2,5 - \frac{Re}{5 \times 10^5}$	za	$2,5 \times 10^5 < Re < 5 \times 10^5$
$C_I = 1,5$	za	$Re > 5 \times 10^5$ CERC,7-120

Grupu pilota može se izračunati prema gornjim izrazima stavljajući za svaki pilot udaljen od ishodišta $x=0$ za dužinu $x_i=\Delta L=L/n$, $n>0$ u smjeru rasprostiranja vala: $t=t+\Delta T$. $\Delta T=T/n$.

Sl. 2.4.5.2.1::4 Shema za proračun grupe pilota prema gornjim formulama. Slika iz Quatra za pelješki most.

Za kose pilote vidi CERC.... EAU citirati stranice