

Prof. dr. sc. Marko Pršić, dipl. ing. građ.

HIDROTEHNIČKE GRAĐEVINE

Poglavlja: Pomorske gradnje

22.04.2008.

Predmet: HIDROTEHNIČKE GRAĐEVINE

Studij: Diplomski

Smjer: Hidrotehnički

Semestar: VIII.

Fond sati: 30+0

Predavači: prof. Boris Beraković (građevine za korištenje voda) i
prof. Marko Pršić (pomorske gradnje)

Napisao: prof. Marko Pršić

Na uređenju sudjelovali demonstratori: Tomislav Šalamun, Damir Mujkanović

Sadržaj:

| | | |
|-------|---|----|
| 1 | DETALJNO PROJEKTIRANJE LUKOBRANA | 1 |
| 1.1 | NASIPNI LUKOBRAN | 1 |
| 1.1.1 | Stabilitet primarne obloge "A" | 1 |
| 1.1.2 | Optimalno projektiranje lukobrana..... | 6 |
| 1.1.3 | Zaštita nožice nasipnog lukobrana | 12 |
| 1.1.4 | Glava i koljeno nasipnog lukobrana | 14 |
| 1.1.5 | Slijeganje i nadvišenje nasipnog lukobrana..... | 14 |
| 1.1.6 | Analiza ukliještenosti školjere..... | 14 |
| 1.2 | VERTIKALNI LUKOBRAN..... | 15 |
| 2 | PODMORSKI CJEVOVODI..... | 17 |
| 2.1 | STABILNOST PODMORSKOG CJEVOVODA NA DNU | 17 |
| 2.1.1 | Klasifikacija hidrodinamičkih sila koje djeluju na vitki fiksni cjevovod | 17 |
| 2.1.2 | Opterećenje horizontalne vitke fiksne cijevi silama otpora i inercije od valova prema morisonovoj teoriji | 18 |
| 2.1.3 | Opterećenje horizontalne fiksne cijevi silom hidrodinamičkog uzgona od valova | 22 |
| 2.1.4 | Opterećenje horizontalnih fiksnih cijevi silom otpora od morske struje | 23 |
| 2.1.5 | Opterećenje horizontalnih fiksnih cijevi silom hidrodinamičkog uzgona od morske struje | 23 |
| 2.1.6 | Interakcija valova i morske struje | 23 |
| 2.1.7 | Pridnene brzine vodnih čestica | 23 |
| 2.1.8 | Koeficijenti sila (otpora, inercije, hidrodinamičkog uzgona)..... | 24 |
| 2.1.9 | Proračun stabilnost cijevi na morskom dnu | 26 |
| 2.2 | ČVRSTOĆA I DEFPRMACIJE KOD POLAGANJA..... | 32 |
| 3 | HIDRAULIČKI PRORAČUN BRODSKE PREVODNICE | 33 |
| 3.1 | VRIJEME PUNJENJA – PRAŽNENJA | 33 |
| 3.2 | SILE NA PRIVEZANU UŽAD | 36 |

1 DETALJNO PROJEKTIRANJE LUKOBRANA

1.1 NASIPNI LUKOBRAN

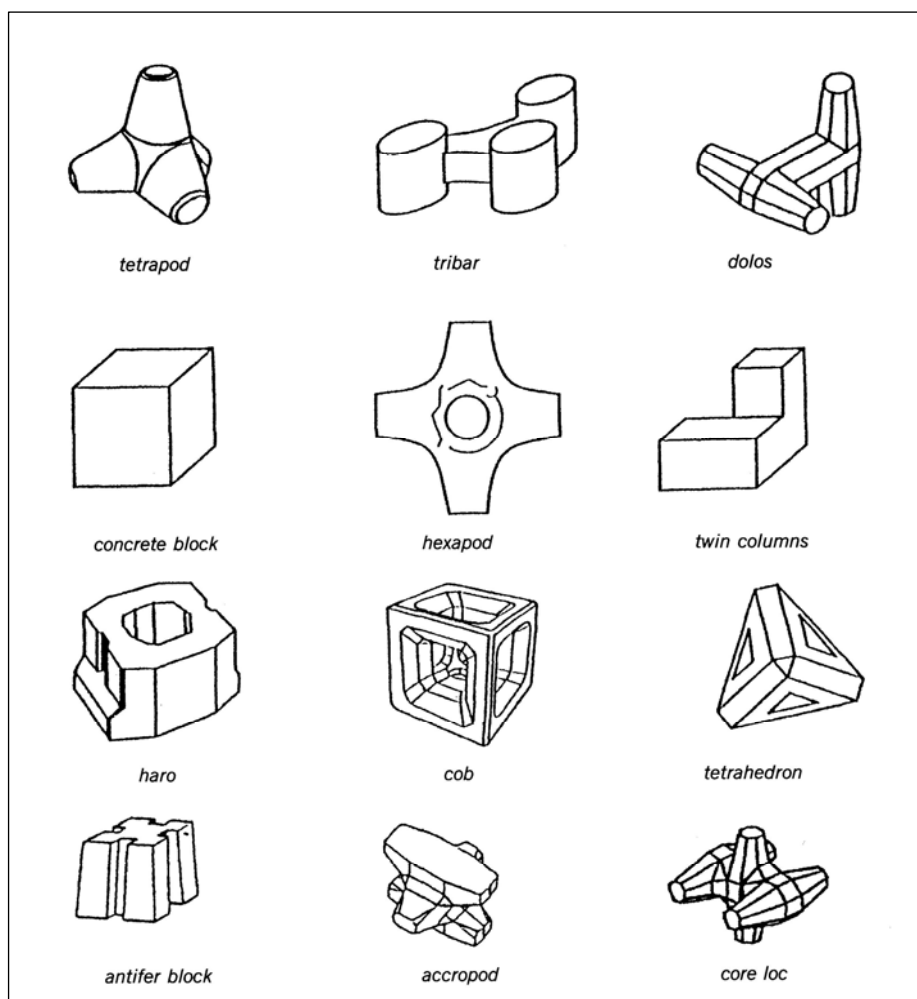
1.1.1 Stabilitet primarne obloge "A"

Težina stabilnih blokova primarne obloge "A" proračunava se prema donjoj Hudsonovoj formuli koja se kod uniformne obloge od umjetnih betonskih blokova označava s G_A . Kod kamene (kamenometne, jer se kamen ne nabacuje nego se "meće" s pažnjom) obloge koja ne može biti uniformna; t.j. može varirati u težini $\pm 25\%$, izračunava se težina 50%-tnog bloka $G_A^{50\%}$. To predstavlja težinu bloka 50%-tne zastupljenosti na granulometrijskoj krivulji ugrađenih blokova. Raspon mase ugrađenih kamenih blokova u odnosu na proračunatu veličinu $G_A^{50\%}$ je: $G_{A,\min} = 0,75 G_A^{50\%}$ i $G_{A,\max} = 1,25 G_A^{50\%}$. CERC7-205, CIRIA97,98

$$G_A = G_A^{50\%} = \frac{\rho_{obl} \cdot g \cdot H_{proj}^3}{K_D \left(\frac{\rho_{obl}}{\rho_m} - 1 \right)^3 \cdot ctg \alpha} \quad [N]$$

(1.1.1.:1)

- $G_A[N]$ težina bloka primarne obloge
- $\rho_m = 1026 [kg/m^3]$ gustoća mase mora
- $\rho_{obl} [kg/m^3]$ gustoća mase materijala obloge: kamen vapn. $2600 [kg/m^3]$, beton $2400 [kg/m^3]$
- $K_D \equiv K_{D=0}$ eksperimentalni koeficijent obloge za 0 do 5%-tno oštećenje ovisan o tipu obložnih blokova (Tab. 1.1.1.:1)
- $H_{proj} [m] = H_{1/10}^{100g} = 1,27H_S^{100g}$



Slika 1.1.1.:1 Tipovi umjetnih blokova "A" primarne obloge za lukobrane tipa nasip. Oblici su patentirani i korištenje patenta je na komercijalnoj osnovi.

Tipovi umjetnih betonskih blokova "A" dvoslojne primarne obloge dani su na Slici 1.1.1::1. Najčešći tipovi blokova dvoslojne primarne obloge su kameni blokovi i tetrapodi. Tu pripada i nešto moderniji "Antifer" blok.

U novu generaciju umjetnih betonskih blokova "A" jednoslojne primarne obloge pripadaju ACCROPODE (Francuski laboratorij Sogreah), CORE-LOC (US Arm. Corps of Engineers, Coastal Hydraulics Laboratory) i tribar.

Eksperimentalni koeficijenti obloge $K_D \equiv K_{D=0}$, iz gornje Hudsonove formule za proračun težine bloka G_A stabilne uniformne ili uskograduirane kamenometne primarne obloge na vanjskom pokosu nasipnog nepreljevnog lukobrana, uz 0 do 5%-tno oštećenje dani su u Tablici 1.1.1::I za blokove kamenometne obloge i za tipove umjetnih betonskih blokova.

| Type of outer covering elements | Number of layers | Type of placing | Breakwater side $K_D^{1)}$ | | Breakwater end K_D | | Slope |
|---------------------------------|------------------|--------------------------------|------------------------------|----------------------------------|----------------------|--------------------|---------------------|
| | | | Breaking waves ⁵⁾ | Non-breaking waves ⁵⁾ | Breaking waves | Non-breaking waves | |
| Smooth, rounded racks | 2 | random | 1.2 | 2.4 | 1.1 | 1.9 | 1 : 1.5 bis 1 : 3 |
| | 3 | random | 1.6 | 3.2 | 1.4 | 2.3 | 1 : 1.5 bis 1 : 3 |
| Angular rubble | 2 | random | 2.0 | 4.0 | 1.9 | 3.2 | 1 : 1.5 |
| | 3 | random | 2.2 | 4.5 | 1.6 | 2.8 | 1 : 2 |
| | 2 | carefully placed ²⁾ | 5.8 | 7.0 | 1.3 | 2.3 | 1 : 3 |
| | | | | | 2.1 | 4.2 | 1 : 1.5 bis 1 : 3 |
| Tetrapode | 2 | random | 7.0 | 8.0 | 5.3 | 6.4 | 1 : 1.5 bis 1 : 3 |
| | | | | | 5.0 | 6.0 | 1 : 1.5 |
| | | | | | 4.5 | 5.5 | 1 : 2 |
| Antifer Block | 2 | random | 8.0 | - | - | - | 1 : 2 |
| | | | | | 3.5 | 4.0 | 1 : 3 |
| Accropode | 1 | | 12.0 | 15.0 | 9.5 | 11.5 | bis 1 : 1.33 |
| Coreloc | 1 | | 16.0 | 16.0 | 13.0 | 13.0 | bis 1 : 1.33 |
| Tribar | 2 | random | 9.0 | 10.0 | 8.3 | 9.0 | 1 : 1.5 |
| | | | | | 7.8 | 8.5 | 1 : 2 |
| | | | | | 6.0 | 6.5 | 1 : 3 |
| Tribar | 1 | uniformly placed | 12.0 | 15.0 | 7.5 | 9.5 | 1 : 1.5 bis 1 : 3 |
| Dolos | 2 | random | 15.8 ³⁾ | 31.8 ³⁾ | 8.0 | 16.0 | 1 : 2 ⁴⁾ |
| | | | | | 7.0 | 14.0 | 1 : 3 |

1) For slope of 1 : 1.5 to 1 : 5.
2) Longitudinal axis of rocks perpendicular to the surface.
3) K_D values confirmed experimentally only for slope 1 : 2. If requirements are higher (destruction < 2%), the K_D values must be halved.
4) Slopes steeper than 1 : 2 are not recommended.
5) Breaking waves occur more often when still water depth in front of the breakwater decreases the wave height.

Tablica 1.1.1::I Eksperimentalni koeficijent obloge $K_D \equiv K_{D=0}$ za proračun težine bloka G_A stabilne uniformne ili uskograduirane primarne obloge prema Hudsonovoj formuli nepreljevnih nasipnih lukobrana po kriteriju da nema oštećenja. To praktično znači da 0-5% blokova kod projektnog stanja mora moći pasti s pokosa (CERC II 7-206)

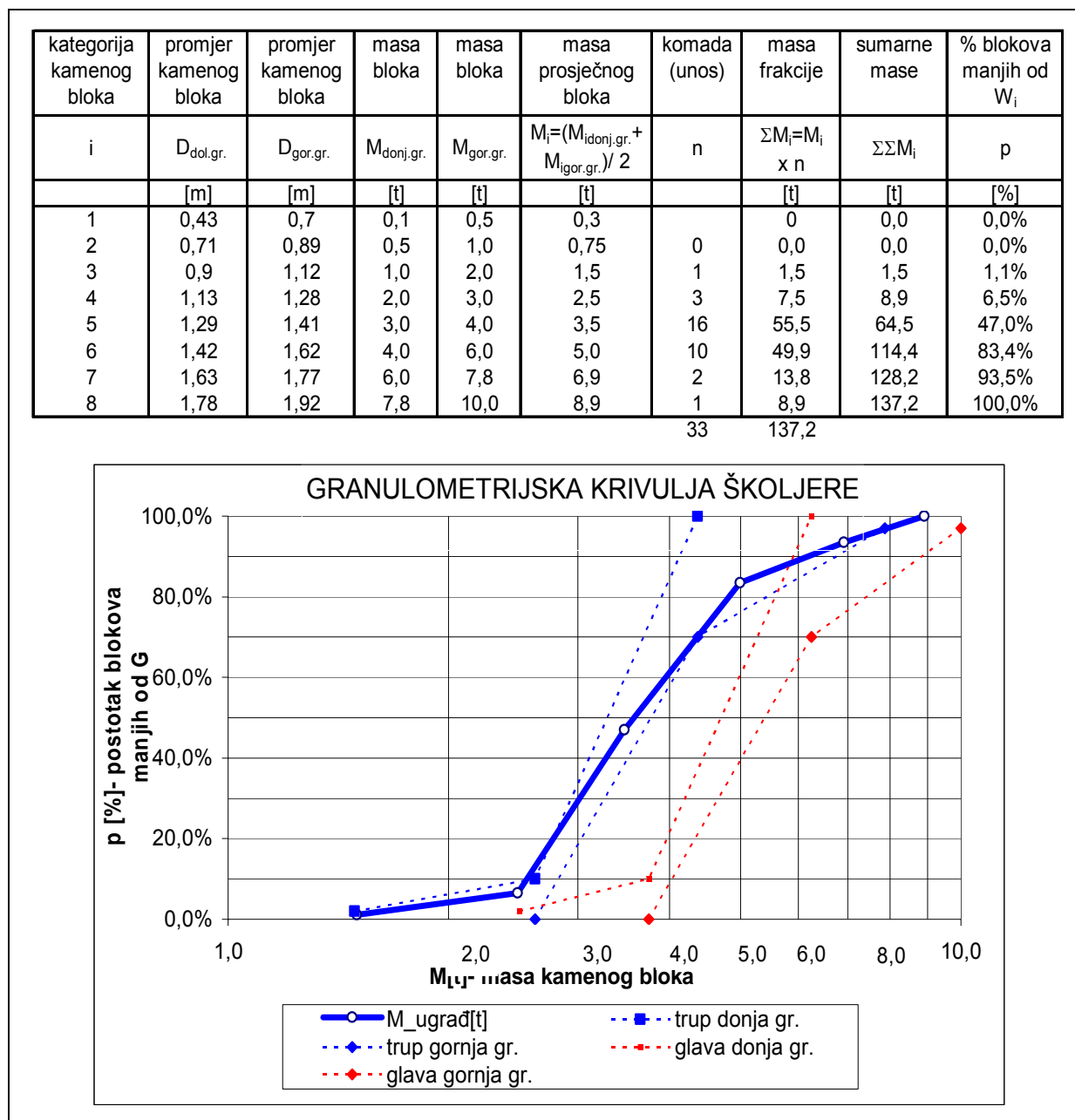
K_D služi za proračun težine bloka G_A primarne uniformne umjetne betonske obloge. Koristi se i za proračun težine bloka $G_A^{50\%}$ primarne uskograduirane kamenometne obloge – "školjere". Kako je već rečeno gradacija je tada od 0,75 $G_A^{50\%}$ do 1,25 $G_A^{50\%}$. Taj raspon gradacije vrijedi kako za trup, tako i za glavu lukobrana

Za proračun težine blokova primarne širokograduirane kamene obloge (primjenjuje se na branama akumulacijskih jezera) prema Hudsonovoj formuli umjesto koeficijenta K_D koristi

se eksperimentalni koeficijent K_{RR} (Tab. 1.1.1::II). Pomoću K_{RR} izračunava se $G_A^{50\%}$, a gradacija je od $0,125 G_A^{50\%}$ do $4 G_A^{50\%}$.

| TIP OBLOGE | SLAGANJE | K_{RR} ZATRUP | |
|---------------------------------------|----------|-----------------|-------------------|
| | | lomljeni valovi | nelomljeni valovi |
| kamenometna, širokograduirana, uglata | slučajno | 2,2 | 2,5 |

Tab. 1.1.1::II Eksperimentalni koeficijent obloge K_{RR} za Hudsonovu formulu proračuna težine bloka $G_A^{50\%}$ stabilne širokograduirane kamenometne primarne obloge po kriteriju da nema oštećenja (upotrebljava se umjesto K_D)



Slika 1.1.1::2 Primjer ugrađene uskograduirane primarne kamenometne obloge - školjere na trupu lukobrana s proračunatom težinom bloka $G_A=3,5[t]$ – puna crta. Crtkano su dane granice granulacije primarne obloge $G_A=3,5[t]$ za trup (plavo) i za glavu $G_A=5[t]$ (crveno).

Prema pravilu struke ugrađena primarna kamenometna obloga na lukobranu mora biti usko graduirana. CERC 7-II-205 Širina granulacije kamenometne obloge – školjere (ili širina njene granulometrijske krivulje) definira se "parametrom granulometrijske širine - PGŠ":

$$PG\dot{S} = \frac{D_{85\%}}{D_{15\%}} \quad (1.1.1::2)$$

gdje je:

PGŠ parametrom granulometrijske širine

$D_{15\%}$ promjer otvora sita kroz koji prođe 15% ukupne mase uzorka; t.j. promjer 15%-nog "zrna"

$D_{85\%}$ promjer otvora sita kroz koji prođe 85% ukupne mase uzorka; t.j. promjer 85%-nog "zrna". Pritom je $D_{x\%} = [(6 \times G_{x\%}) / (\rho_{kam} \times \pi)]^{1/3}$, a $G_{x\%}$ [N] se očitava s granulometrijske krivulje.

Uska granulometrija definirana je s $PG\dot{S} < 1,35$, široka s $1,35 < PG\dot{S} < 2$, a vrlo široka s $PG\dot{S} > 2$ CIRIA-244.

Ako se školjera ugrađena u primarnu oblogu želi potpuno definirati onda se njena uska granulometrijska krivulja mora uklapati u područje granulacije omeđeno donjom i gornjom granicom kao na Sl.1.1.1::2. Na slici su dana granulometrijska područja za trup (plavo) i glavu (crveno) definirana Tablicom 1.1.1::III.

| lokacija blokova školjere | | G_{dop}^{min} | G^{min} | $G^{50\%}$ | G^{max} | G_{dop}^{max} |
|---------------------------|--------------------|------------------|-----------------|--------------|-----------------|-----------------|
| glava | težina blokova | $0,5 G^{50\%}$ | $0,75 G^{50\%}$ | $1 G^{50\%}$ | $1,25 G^{50\%}$ | $2 G^{50\%}$ |
| | donja granica (G) | 2% | 10% | | 100% | |
| | gornja granica (G) | | 0% | | 70% | 97% |
| trup | težina blokova | $0,425 G^{50\%}$ | $0,75 G^{50\%}$ | $1 G^{50\%}$ | $1,25 G^{50\%}$ | $2,25 G^{50\%}$ |
| | donja granica (G) | 2% | 10% | | 100% | 0% |
| | gornja granica (G) | | 0% | | 70% | 97% |

Tab. 1.1.1::III Granulometrijski raspon školjere po sekcijama CERC7- 205, CIRIA97,98

Projektni porozitet školjere treba biti 35% - 42% CERC7- 234&237, CIRIA105, a izgradnjom postignuti porozitet određuje se izrazom CERC7- 234:

$$p[\%] = 100 - \frac{Nr}{A \cdot n \cdot k_{\Delta} \cdot \left(\frac{\rho_{kam}}{M_A^{50\%}} \right)^{2/3}} \times 100 \quad (1.1.1::3)$$

gdje je:

p [%] porozitet školjere

A [m²] površina pokosa primarne obloge koji se ispituje

$n=1$ broj blokova u ispitnom sloju školjere. Sloj školjere u pravilu ima 2 bloka, ali ispituje se samo jedan blok (površinski) koji se vidi kad je školjera već ugrađena na lukobran

k_{Δ} koeficijent sloja Tab. 1.1.1::V CERC II 7- 234

$\rho_{kam}=2.600$ [kg/m³] gustoća mase kamena

$M^{50\%}_A$ [kg] masa 50 %-tnog zrna primarne obloge iz granulometrijske krivulje snimljene na izgrađenom lukobranu

Nr broj kamenih blokova izbrojen na površini pokosa primarne obloge.

Poroziteti 2-slojnih obloga od umjetnih betonskih blokova kreću se od 47 do 54%, a jednoslojnih: accropode 51,5% i coreloc 60%.

Projektna zapreminska težina ugrađene školjere treba biti $\gamma_{kam}^{zapr} = 17.000 - 15.000$ [N/m³] CIRIA540 (prosječno 16 ± 1 [kN/m³]), $\gamma_{kam}^{zapr \text{ uronj}} = 10.500 - 9.500$ [N/m³] (prosječno $10 \pm 0,5$ [kN/m³]), a izgradnjom postignuta odredit će se prema izrazu:

$$\gamma_{\text{školj}}^{zapr} = \left(1 - \frac{p}{100}\right) \cdot \rho_{\text{kam}} \cdot g = \left(1 - \frac{p}{100}\right) \cdot \gamma_{\text{kam}} \quad \gamma_{\text{školj}}^{zapr \text{ uronj}} = \left(1 - \frac{p}{100}\right) \cdot (\gamma_{\text{kam}} - \gamma_{\text{mora}}) \quad (1.1.1::4)$$

gdje je: $\gamma_{\text{školj}}^{zapr}$ [N/m³] zapreminska težina školjere
 p [%] porozitet školjere snimljen na izgrađenom lukobranu prema izrazu (1.1.1::3)
 ρ_{kam} [kg/m³] gustoća mase kamena
 γ_{kam} [N/m³] zapreminska težina školjere ($\gamma_{\text{kam}} = \rho_{\text{kam}} \times g$)
 γ_{mora} [N/m³] zapreminska težina mora, ($\gamma_{\text{m}} = \rho_{\text{m}} \times g = 1025 \times 9,81 = 10.055$ [N/m³])

Na isti način bi se dala proračunati i zapreminska težina ugrađene obloge od umjetnih betonakih blokova. Zapreminska težina ugrađenih 2-slojnih obloga od umjetnih betonskih blokova je $\gamma_{\text{bet.blok}}^{zapr} = 12.700 - 11.000$ [N/m³] (12,7 - 11 [kN/m³]), jednoslojnih accropode blokova 11,6 [kN/m³] i jednoslojnih coreloc blokova 9,5 [kN/m³].

Kako se kod analize ugrađene zapreminske težine školjere mase pojedinih kamenih blokova vizualno procjenjuju (u stvari se procjenjuje promjer zrna), i ne zna se ništa o podpovršinskom sloju zaštitne školjere, porozitet i zapreminska težina školjere neće biti precizno određena.

Za usporedbu daje se porozitet i zapreminska težina općeg kamenog nasipa:

| | |
|---|--------------|
| $\gamma_{\text{opći kam. nas}}^{zapr}$ [kN/m ³] | 17 do 19 |
| $\gamma_{\text{opći kam. nas}}^{zapr \text{ uronj}}$ [kN/m ³] | 10,5 do 11,5 |
| p [%] | 35 do 27 |

Tab. 1.1.1::IV Zapreminske težine i porozitrt općeg kamenog nasipa za $\rho = 2600$ [kg/m³].
EAU tab. param. tla

Debljina sloja primarne obloge izračunava se kao:

$$t = n \cdot k_{\Delta} \sqrt[3]{\frac{G_A}{\rho_{\text{obl}} \cdot g}} = n \cdot k_{\Delta} \sqrt[3]{\frac{G_A}{\gamma_{\text{obl}}}} \quad (1.1.1::5)$$

gdje je: t [m] debljina sloja primarne obloge
 n broj blokova u sloju primarne obloge (uglavnom $n=2$)
 k_{Δ} koeficijent sloja prema Tab. 1.1.1::V
 G_A [N] težina bloka primarne obloge
 ρ_{obl} [kg/m³] gustoća mase materijala obloge:
kamen vapnenec 2600 [kg/m³], beton 2400 [kg/m³]
 γ_{obl} [N/m³] zapreminska težina materijala obloge:
kamen vapnenec 26.000 [N/m³], beton 24.000 [N/m³]

Ovdje se ostali slojevi nasipnog lukobrana neće razmatrati, no kad je jednom poznata težina bloka stabilne primarne obloge G_A onda se sekundarna obloga B, filteri C i D te jezgra J određuju u odnosu na težinu 50 %-tnog bloka iz granulometrijske krivulje primarne obloge.

| Armor Unit | n | Placement | Layer Coefficient k_{Δ} | Porosity (P) % |
|--|--------|-----------|--------------------------------|----------------|
| Quarrrystone (smooth) ¹ | 2 | Random | 1.02 | 38 |
| Quarrrystone (rough) ² | 2 | Random | 1.00 | 37 |
| Quarrrystone (rough) ² | >3 | Random | 1.00 | 40 |
| Quarrrystone (parallepiped) ⁶ | 2 | Special | -- | 27 |
| Cube (modified) ¹ | 2 | Random | 1.10 | 47 |
| Tetrapod ¹ | 2 | Random | 1.04 | 50 |
| Quadripod ¹ | 2 | Random | 0.95 | 49 |
| Hexipod ¹ | 2 | Random | 1.15 | 47 |
| Tribar ¹ | 2 | Random | 1.02 | 54 |
| Dolos ⁴ | 2 | Random | 0.94 | 56 |
| Toskane ⁵ | 2 | Random | 1.03 | 52 |
| Tribar ¹ | 1 | Uniform | 1.13 | 47 |
| Quarrrystone ⁷ | Graded | Random | -- | 37 |

¹ Hudson (1974).
² Carver (1983).
³ Hudson, (1961a).
⁴ Carver and Davidson (1977).
⁵ Carver (1978).
⁶ Layer thickness is twice the average long dimension of the parallelepiped stones. Porosity is estimated from tests on one layer of uniformly placed modified cubes (Hudson, 1974).
⁷ The minimum layer thickness should be twice the cubic dimension of the W_{50} riprap. Check to determine that the graded layer thickness is ≥ 1.25 the cubic dimension of the W_{max} riprap (see eqs. 7-123 and 7-124 below).

Tab. 1.1.1.:V Koeficijenti sloja k_{Δ} i poroziteti p[%] raznih primarnih obloga CERC II, 7-234

1.1.2 Optimalno projektiranje lukobrana

Za optimalno projektiranje potrebno je poznavati postotak oštećenja primarne obloge D[%] kod premašenja projektne valne visine H_{proj} (gdje je simbol $H_{proj} \equiv H_{D=0}$) većim valom $H_{D>0}$ (gdje je $H_{D>0} > H_{D=0}$; t.j. $H_{D>0} > H_{proj}$). Razmatraju se 2 jednako teška bloka primarne obloge različitih oznaka $G_{D=0}$ i $G_{D>0}$ t.j. $G_{D=0} = G_{D>0}$. Od njih je $G_{D=0}$ podvrgnut projektnoj valnoj visini $H_{D=0}$ koja ne oštećuje oblogu (to se označava s $D=0$ što podrazumijeva malo oštećenje od $D=0\%$ do 5%), i u biti nema blokova koji u projektnoj valnoj klomi padnu s pokosa. Obložni blok $G_{D>0}$ podvrgnut je valnoj visini $H_{D>0}$ koja premašuje projektnu valnu visinu $H_{D=0}$ pa neki blokovi padnu s pokosa (to se označava s $D>0$, a u stvari moguće je oštećenje $D>5\%$).

Za proj. Val $H_{D=0}$ blok bez oštećenja ($D=0\%$) bit će:

$$G_{D=0} \sim \frac{H_{D=0}^3}{K_{D=0}} \quad (1.1.1.:6)$$

$K_{D=0}$ eksperimentalni koeficijent obloge bez oštećenja

Isti blokovi za veći val $H_{D>0} > H_{D=0}$ bit će oštećivani tj. srušeni s pokosa ($D>0\%$) i imati težinu u skladu s $K_{D>0}$:

$$G_{D>0} \sim \frac{H_{D>0}^3}{K_{D>0}} \quad (1.1.1::7)$$

$K_{D>0}$ eksperimentalni koeficijent obloge s oštećenjem

Ako su blokovi iste težine vrijedi:

$$\frac{H_{D=0}^3}{K_{D=0}} = \frac{H_{D>0}^3}{K_{D>0}} \quad \text{ili} \quad \frac{H_{D>0}^3}{H_{D=0}^3} = \frac{K_{D=0}}{K_{D>0}} \quad \text{ili} \quad (1.1.1::8)$$

$$K_{D>0} = K_{D=0} \left(\frac{H_{D>0}}{H_{D=0}} \right)^3 \quad (1.1.1::9)$$

Kako je $H_{D>0} > H_{D=0}$ onda vrijedi:

$$K_{D>0} > K_{D=0} \quad (1.1.1::10)$$

| Unit | | Damage (D) in Percent | | | | | | |
|---------------------------|-------------|-----------------------|---------|-------------------|-------------------|-------------------|-------------------|-------------------------|
| | | 0 to 5 | 5 to 10 | 10 to 15 | 15 to 20 | 20 to 30 | 30 to 40 | 40 to 50 |
| Quarrrystone (smooth) | $H/H_{D=0}$ | 1.00 | 1.08 | 1.14 | 1.20 | 1.29 | 1.41 | 1.54 |
| Quarrrystone (rough) | $H/H_{D=0}$ | 1.00 | 1.08 | 1.19 | 1.27 | 1.37 | 1.47 | <i>1.56²</i> |
| Tetrapods & Quadripods | $H/H_{D=0}$ | 1.00 | 1.09 | 1.17 ³ | 1.24 ³ | 1.32 ³ | 1.41 ³ | 1.50 ³ |
| Tribar | $H/H_{D=0}$ | 1.00 | 1.11 | 1.25 ³ | 1.36 ³ | 1.50 ³ | 1.59 ³ | 1.64 ³ |
| Dolos | $H/H_{D=0}$ | 1.00 | 1.10 | 1.14 ³ | 1.17 ³ | 1.20 ³ | 1.24 ³ | 1.27 ³ |

¹ Breakwater trunk, $n = 2$, random placed armor units, nonbreaking waves, and minor overtopping conditions.

² Values in *italics* are interpolated or extrapolated.

³ **CAUTION:** Tests did not include possible effects of unit breakage. Waves exceeding the design wave height conditions by more than 10 percent may result in considerably more damage than the values tabulated.

Tablica 1.1.2::I Postotci oštećenja primarne obloge $D[\%]$ za razne omjeri $H / H_{D=0}$ (što je identično oznaci $H_{D>0} / H_{D=0}$) CERC II, 7-211

Temeljem gornjeg razmatranja (jedn. 1.1.1::8) dani su u Tablici 1.1.2::I razni postotci oštećenja primarne obloge $D=0-5\%$ do $D=40-50\%$, po tipovima obloga, za razne omjere $H_{D>0} / H_{D=0}$. Iz toga se daje izračunati $K_{D>0}$ za razne postotke oštećenja pomoću izraza: $K_{D>0} = K_{D=0} \cdot (H_{D>0} / H_{D=0})^3$. Pritom se $K_{D=0}$ uzme iz Tablice 1.1.1::I (na pr. za $D=10-15\%$ -tno

oštećenje primarne hrapave (uglate) kamenometne obloge na trupu lukobrana nelomljenim valovima eksperimentalni koeficijent obloge je: $K_{D>0} = 4 \cdot (1,19)^3 = 6,74$.

Na temelju poznavanja veličine oštećenja može se odrediti optimalan poprečni presjek trupa lukobrana po kriteriju da trošak gradnje s troškom održavanja bude minimalan.

1. korak: Počinje se dugoročnom valnom prognozom kojom se (na temelju opažanja žestokih valnih situacija tokom $T_{reg}[\text{god}]$ i formiranja uzorka slučajne varijable $\hat{H}_{1/10}$ opsega "n") odredi niz od "k" ekstremnih desetinskih valnih visina :

$$H_{1/10,i}^{extr} \quad i=1\dots k \quad (1.1.1::11),$$

| | | |
|----------|---|--|
| gdje je: | $H_{1/10,i}^{extr}[\text{m}]$ $i=1\dots k$ | i-ta ekstremna desetinska valna visina indeks ekstremnih desetinskih valnih visina $H_{1/10,i}$ u nizu ekstremnih desetinskih valnih visina dobivenih dugoročnom prognozom |
| | k | broj valnih visina $H_{1/10,i}^{extr}$ u nizu ekstremnih desetinskih valnih visina dobivenih dugoročnom prognozom (na. pr. $k=7$) |
| | $T_{reg}[\text{god}]$ | broj godina opažanja žestokih valnih situacija na temelju kojih je izvršena dugoročna prognoza |
| | n | broj žestokih valnih situacija (tokom $T_{reg}[\text{god}]$) na temelju kojih je izvršena dugoročna prognoza; t.j. opseg uzorka slučajne varijable desetinske valne visine $\hat{H}_{1/10}$ za dugoročnu prognozu |
| | $\hat{H}_{1/10}$ | slučajna varijabla desetinska valna visina |
| | $H_{1/10,1}^{extr}=H_{1/10}^{1g}[\text{m}]$ | ekstremna desetinska valna visina povratnog razdoblja $PR=1[\text{god}]$ |
| | $H_{1/10,2}^{extr}=H_{1/10}^{2g}[\text{m}]$ | ekstremna desetinska valna visina povratnog razdoblja $PR=2[\text{god}]$ |
| | $H_{1/10,3}^{extr}=H_{1/10}^{5g}[\text{m}]$ | ekstremna desetinska valna visina povratnog razdoblja $PR=5[\text{god}]$ |
| | $H_{1/10,4}^{extr}=H_{1/10}^{10g}[\text{m}]$ | ekstremna desetinska valna visina povratnog razdoblja $PR=10[\text{god}]$ |
| | $H_{1/10,5}^{extr}=H_{1/10}^{20g}[\text{m}]$ | ekstremna desetinska valna visina povratnog razdoblja $PR=20[\text{god}]$ |
| | $H_{1/10,6}^{extr}=H_{1/10}^{50g}[\text{m}]$ | ekstremna desetinska valna visina povratnog razdoblja $PR=50[\text{god}]$ |
| | $H_{1/10,7}^{extr}=H_{1/10}^{100g}[\text{m}]$ | ekstremna desetinska valna visina povratnog razdoblja $PR=100[\text{god}]$. |

Nizu valnih visina odgovara niz vjerojatnosti njihovog premašenja:

$$P(H_{1/10,i}^{extr})=P(\hat{H}_{1/10} \geq H_{1/10,i}^{extr}) \quad i=1\dots k \quad (1.1.1::12),$$

gdje je: $P(H_{1/10,1}^{extr})=P(\hat{H}_{1/10} \geq H_{1/10}^{1g})$ vjerojatnost dostizanja ili premašenja
ekstremne desetinske valne visine
povratnog razdoblja $PR=1[\text{god}]$

$P(H_{1/10,2}^{\text{extr}}) = P(\hat{H}_{1/10} \geq H_{1/10}^{2g})$ vjerojatnost dostizanja ili premašenja ekstremne desetinske valne visine povratnog razdoblja PR=2[god]

$P(H_{1/10,3}^{\text{extr}}) = P(\hat{H}_{1/10} \geq H_{1/10}^{5g})$ vjerojatnost dostizanja ili premašenja ekstremne desetinske valne visine povratnog razdoblja PR=5[god]

$P(H_{1/10,4}^{\text{extr}}) = P(\hat{H}_{1/10} \geq H_{1/10}^{10g})$ vjerojatnost dostizanja ili premašenja ekstremne desetinske valne visine povratnog razdoblja PR=10[god]

$P(H_{1/10,5}^{\text{extr}}) = P(\hat{H}_{1/10} \geq H_{1/10}^{20g})$ vjerojatnost dostizanja ili premašenja ekstremne desetinske valne visine povratnog razdoblja PR=20[god]

$P(H_{1/10,6}^{\text{extr}}) = P(\hat{H}_{1/10} \geq H_{1/10}^{50g})$ vjerojatnost dostizanja ili premašenja ekstremne desetinske valne visine povratnog razdoblja PR=50[god]

$P(H_{1/10,7}^{\text{extr}}) = P(\hat{H}_{1/10} \geq H_{1/10}^{100g})$ vjerojatnost dostizanja ili premašenja ekstremne desetinske valne visine povratnog razdoblja PR=100[god]

Ti se nizovi podijele u "m" razreda tako da je svakom razredu pripada srednja ekstremna desetinska valna visina j-tog razreda:

$$H_{1/10,j}^{\text{extr}} = (H_{1/10,i=j}^{\text{extr}} + H_{1/10,i=j+1}^{\text{extr}}) / 2 ; \quad j=1 \dots m; \quad i=1 \dots k \quad (1.1.1::13)$$

gdje je:

| | |
|---------------------------|--|
| $H_{1/10,j}^{\text{ext}}$ | srednja ekstremna desetinska valna visina j-tog razreda dobivena podjelom ekstremnih desetinskih valnih visina $H_{1/10,i}^{\text{extr}}$ na "j" razreda |
| $j=1 \dots m$ | indeks razreda srednjih ekstremnih desetinskih valnih visina $H_{1/10,j}^{\text{extr}}$ |
| $m=k-1$ | broj razreda na koje je razdijeljen niz ekstremnih valnih visina $H_{1/10,i}^{\text{extr}}$, (na pr. $m=k-1=6$). |

Savakoj srednjoj ekstremnoj desetinskoj valnoj visini j-tog razreda $H_{1/10,j}^{\text{extr}}$ pridružena je vjerojatnost njenog nastupa:

$$\Delta P_j = P(H_{1/10,i=j}^{\text{extr}}) - P(H_{1/10,i=j+1}^{\text{extr}}) ; \quad j=1 \dots m; \quad i=1 \dots k \quad (1.1.1::14).$$

2. korak je projektiranje tipičnog poprečnog presjeka trupa lukobrana za najmanju srednju ekstremnu desetinsku valnu visinu ($j=1$) $H_{1/10,j=1}^{\text{extr}}$ koja je definirana u 1. koraku. To je otprilike desetinska valna visina povratnog razdoblja $PR \approx 1,5$ [god] koja će dati primarnu težinu bloka primarne obloge:

$$G_{j=1}^A = G_{A,j=1}^{50\%} = \frac{\rho_{obl} \cdot g \cdot (H_{1/10,j=1}^{extr})^3}{K_D \left(\frac{\rho_{obl}}{\rho_m} - 1 \right)^3 \cdot ctg \alpha} \equiv G_{j=1,D=0}^A \quad (1.1.1::15)$$

Na temelju težine bloka primarne obloge $G_{j=1}^A$ [N] može se izračunati debljina sloja primarne obloge $t_{j=1}^A$ [m] pomoću formule (1.1.1::5) i Tab. 1.1.1::V. Potom se izračunaju i pripadne težine sekundarne $G_{j=1}^B$ (ako se predviđa) i filterskih obloga $G_{j=1}^C$ i $G_{j=1}^D$ [N] (koje se od njih već predviđaju) s pripadajućim debljinama slojeva $t_{j=1}^B$, $t_{j=1}^C$ i $t_{j=1}^D$ [m] i nacrt se poprečni presjek trupa lukobrana. Na temelju takvog nacrtu izračunaju se troškovi gradnje negovih dijelova; primarne obloge $T_{j=1}^{A-obloge}$, sekundarne obloge $T_{j=1}^{B-obloge}$, svih filtera $T_{j=1}^{C-filt}$ $T_{j=1}^{D-filt}$ i jezgre.

3. korak je određivanje postotka oštećenja primarne obloge D_j [%]: Poprečni presjek trupa lukobrana; t.j. njegova primarna obloga, projektirana malom valnom visinom 1. razreda ($j=1$) $H_{1/10,j=1}^{extr}$ bit će oštećena tom istom valnom visinom sa standardnih $D_{j=1}=0$ do 5[%]. Zbog toga se ova projektna valna visina može označiti kao $H_{1/10,j=1}^{extr}=H_{D=0}$. No primarna obloga lukobrana će većim valnim visinama svih ostalih razreda $H_{1/10,j=2,3...m}^{extr} > H_{1/10,j=1}^{extr}$ biti jače oštećena. Drugim riječima bit će jače oštećena valovima većeg povratnog razdoblja od $PR \approx 1,5$ [god], pa se ti valovi indeksiraju s $D > 0$; kao na pr. $H_{1/10,j=2,3...m}^{extr}=H_{D>0}$. Konkretno veličine oštećenje primarne obloge $D_{j=1,2,3...m}$ [%] valnim visinama svih razreda $H_{1/10,j}^{extr}=H_{D>0}$; $j=1,2,3...m$ općenito se određuju se uz pomoć Tab. 1.1.2::I u postotku D_j [%]= $D_j(H_{1/10,j}^{extr}/H_{1/10,j=1}^{extr})$; $j=1,2,3...m$:

$$D_j$$
[%]= $f\left(\frac{H_{D>0} = H_{1/10,j}^{extr}}{H_{D=0} = H_{1/10,j=1}^{extr}}\right)$ $j = 1,2,3...m$; notacija u Tab. 1.1.2 :: I $\frac{H_{D>0}}{H_{D=0}} \equiv \frac{H}{H_{D=0}}$ (1.1.1::16)

gdje je: D_j [%] postotak oštećenje primarne obloge od srednje ekstremne desetinske valne visine j -tog razreda $H_{1/10,j}^{extr}$, $j=1,2,3...m$

Pritom je D_1 uvijek veličine od 0 do 5[%] jer je $D_1=D_1(H_{1/10,j=1}^{extr}/H_{1/10,j=1}^{extr})=D_1(1)$, a $D_{j=2,3...m}$ uvijek > od 5[%] jer je $D_j=D_j(H_{1/10,j}^{extr}/H_{1/10,j=1}^{extr})=D_j(>1)$, $j=2, 3...m$ kako pokazuje Tab. 1.1.2::I.

4. korak je određivanje godišnjeg troška održavanja za 1m' lukobrana. Radi se u stvari o trošku vjerojatnog oštećenja lukobrana u jednoj godini koji je projektiran valom $H_{1/10,j=1}=H_{D=0}$, a podvrgnut je oštećenjima većih valova $H_{1/10,j=1,2,3...m}^{extr}=H_{D>0}$.

Za to najprije treba izračunati koštanje oštećenja za 1m' lukobrana KO_j od veće oluje koja karakterizira svaki razred; t.j. od srednje ekstremne desetinske valne visine $H_{1/10,j}^{extr}=H_{D>0}$ svakog razreda $j=1,2,3...m$:

$$KO_j$$
[kn/m']= $D_j \times T_{j=1}^{obloge}$ $j=1,2...m$ (1.1.1::17),

gdje je: $T_{j=1}^{obloge}$ [kn/m'] koštanje izgradnje primarne (eventualno i ostalih) obloge projektirane za malu srednju ekstremnu desetinsku valnu visinu prvog razreda ($j=1$) $H_{1/10,j=1}^{extr}$. U gornjem izrazu oretpostavlja se malo oštećenje $D_j < 20$ [%]; t.j. da oštećenje neće ići dublje od primarne obloge. No kod srednjih

oštećenja primarne obloge $20[\%]<D_j<40[\%]$ oštećuju se primarna i sekundarna obloga, pa je TI trošak izgradnje primarne i sekundarne obloge lukobrana po m' lukobrana. Kod velikih oštećenja $D_j>40[\%]$ oštećuje se cijeli lukobran, pa je TI trošak izgradnje cijelog lukobrana po m'.

Potom se može izračunati godišnji trošak održavanja za 1m' lukobrana:

$$GO_i[\text{kn/m}'] = \sum_{j=1}^m KO_j \times p_j \quad \text{samo za predavanje} \quad GO_i[\text{kn/m}'] = \sum_{i=2}^k KO_i \times p_i \quad (1.1.1::18)$$

Samo za predavanje $H_{1/10, i}^{\text{extr}}$

gdje je p_j vjerojatnost oštećenja u jednoj godini od veće valne visine $H_{1/10, j}^{\text{extr}}$, $j=1,2,3\dots m$. Vjerojatnost p_j izračunava se sukladno režimu održavanja lukobrana koji može biti: popravak poslije svake oluje, popravak $1 \times$ godišnje i da se ne popravljiva nikad.

$$p_j = M \times \Delta P_j, \quad j=1,2,3\dots m \quad (\text{popravak poslije svake oluje}) \quad (1.1.1::19)$$

$$p_j = 1 - (1 - \Delta P_j)^M, \quad j=1,2,3\dots m \quad (\text{popravak } 1 \times \text{ godišnje}) \quad (1.1.1::20)$$

$$p_j = 1 - (1 - \Delta P_j)^{M \times LT}, \quad j=1,2,3\dots m \quad (\text{ne popravljiva se nikad}) \quad (1.1.1::21)$$

gdje je:

- p_j vjerojatnost oštećenja u jednoj godini od srednje ekstremne desetinske valne visine j -tog razreda $H_{1/10, j}^{\text{extr}}$,
- $M = n/T_{\text{reg}}$ prosječan broj oluja u jednoj godini na temelju kojih je izvršena dugoročna prognoza
- $P_{(H_{1/10, i}^{\text{extr}} - P_{(H_{1/10, i+1}^{\text{extr}} = \Delta P_j}$ vjerojatnost da se desi srednja ekstremna desetinska valna visina j -tog razreda $H_{1/10, j}^{\text{extr}}$ prema jednadžbi (1.1.1::14)
- LT $LT[\text{god}]$ životni vijek lukobrana (obično $LT=50[\text{god}]$)
- $GO[\text{kn}]$ trošak godišnjeg održavanja primarne obloge po m' lukobrana

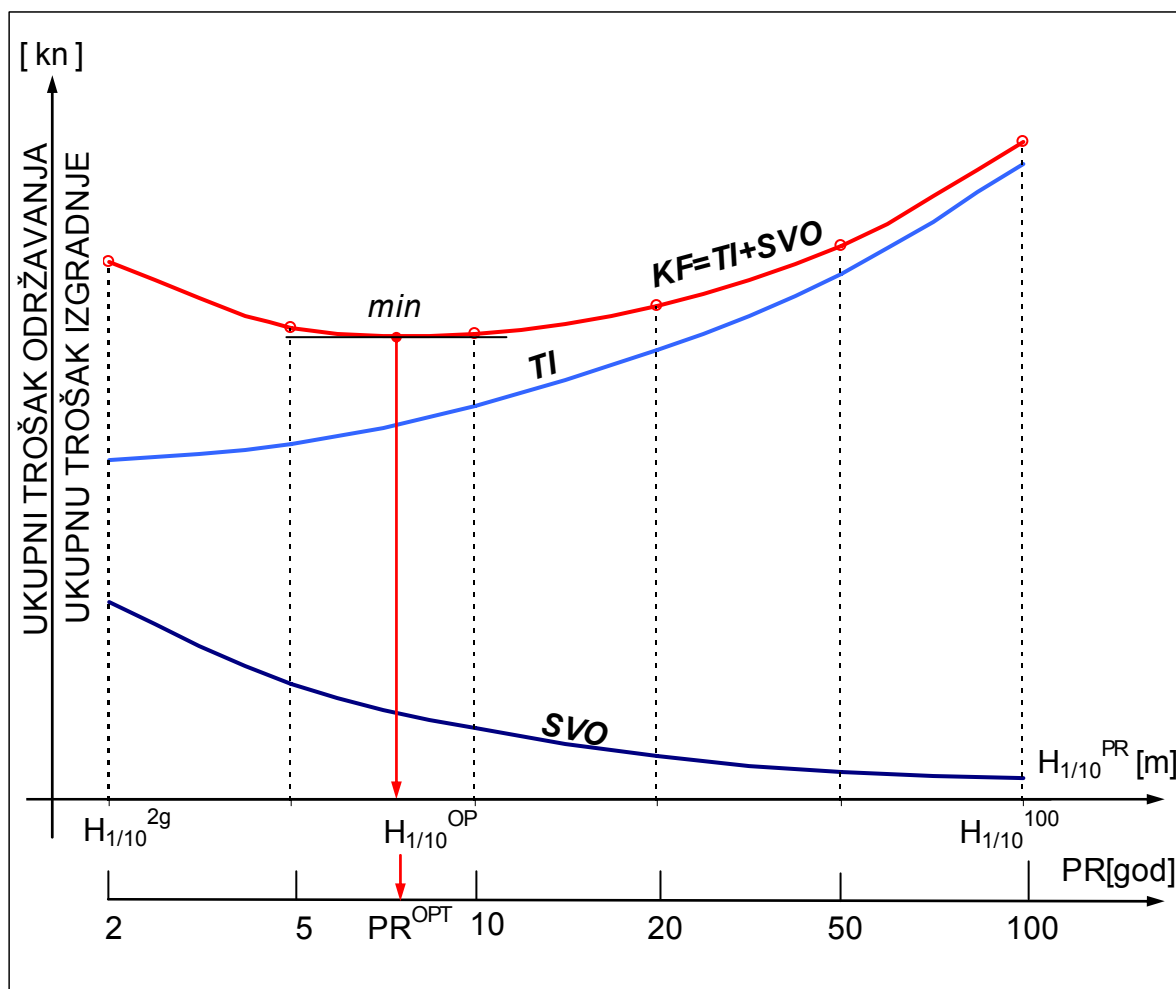
Kad se sva godišnja održavanja u uporabnom vijeku konstrukcije (obično 50 god) diskontiraju na početnu godinu eksploatacije objekta i zbroje dobije se sadašnja vrijednost održavanja $[SVO(H_{1/10}^{1.5g})]$ u cijelom uporabnom vijeku. Ta se procedura ponavlja za ostale valne visine $H_{D=0} \equiv H_{1/10}^5, H_{1/10}^{10}, H_{1/10}^{100g}$, te se dobije funkcija SVO ($H_{1/10}^{\text{PR}}$) koja je to manja što je povratno razdoblje PR veće (Sl. 1.1.2::1). Jasno je da je održavanje to manje što je projektno razdoblje na koje je lukobran dimenzioniran (Sl. 1.1.2::1) veće.

S druge strane za svaki $H_{1/10, i} = H_{1/10}^{\text{PR}}$ ($PR=2\dots 100g$) izračuna se ukupan trošak gradnje za 1 m' poprečnog presjeka lukobrana (obloga, filteri, jezgra) označen kao trošak izgradnje TI ($H_{1/10}^{\text{PR}}$). Dakle i ovdje se radi o sadašnjoj vrijednosti, tj. o vrijednosti u trenutku završetka gradnje odnosno početka eksploatacije. Ona raste s povratnim razdobljem.

Sada se može definirati kriterijska funkcija» kao trošak izgradnje i održavanja (Sl. 1.1.2::1):

$$KF (H_{1/10}^{\text{PR}}) = TI (H_{1/10}^{\text{PR}}) + SVD (H_{1/10}^{\text{PR}})$$

Poprečni presjek lukobrana je optimalan kad je trošak izgradnje i održavanja minimalan, tj. u minimumu kriterijske funkcije (Sl. 1.1.2::1).



Sl. 1.1.2.:1 Princip optimalizacije poprečnog presjeka lukobrana

1.1.3 Zaštita nožice nasipnog lukobrana

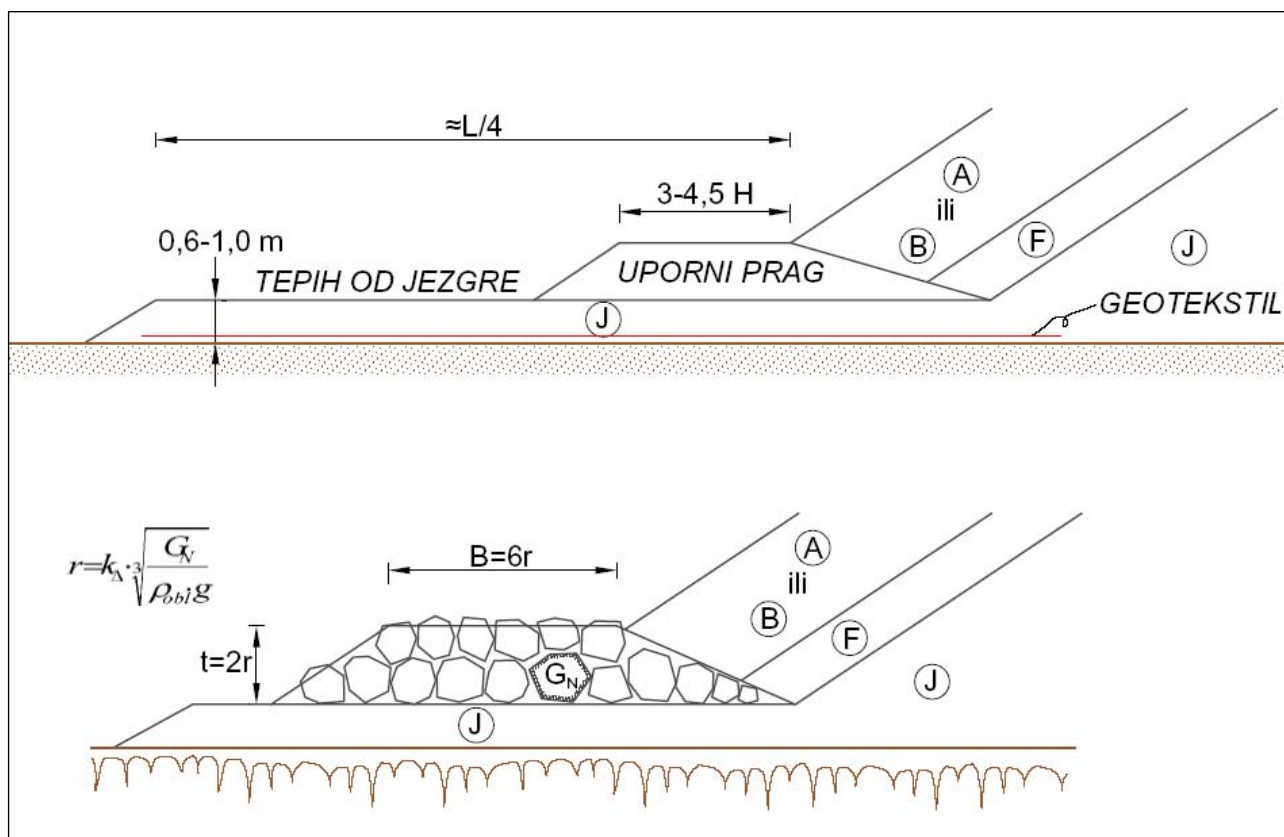
Nožica je kontakt konstrukcije i temeljnog tla na morskom dnu. Glede ponašanja nožice pod valnim djelovanjem razlikuju se 2 slučaja:

- temeljno tlo na morskom dnu je erodibilno (pijesak, prah, šljunak, pa i glina);
- temeljno tlo je srasla kamena stijena.

Ad a) Promjene u tlaku vala i time izazvano strujanje u tlu mogu u zoni nožice uzrokovati kratkotrajno podizanje čestica tla na morskom dnu i stvaranje «oblaka» suspendiranog tla u pridnenom sloju morske vode. U pravilu je uzduž lukobrana prisutna morska struja (plimna i od valova) pa će ona suspendirani oblak polako premještati prema glavi, ili korijenu lukobrana. Dakle na nožici trupa lukobrana dešavat će se erozija, a na glavi ili korijenu taloženje.

Ako je erozija plitka (mala) to može izazvati izmicanje oslonca zaštitnoj oblozi na dnu i slom lica pokosa pri dnu, a ako je duboka (velika) desit će se znatno povećanje strmine pokosa i kao posljedica toga slom temeljnog tla te na koncu klizanje cijelog pokosa. Na ovako oštećenjem «načet» lukobran još dalje «nasrnu» valovi i lukobran se značajno ošteti. No nikad se potpuno ne sruši, jer dođe do ublažavanja njegovih pokosa i sniženja krune na što su valne akcije puno slabije, odnosno kod nekih nagiba i nekog sniženja krune oni se uravnoteže s valnom akcijom pa proces rušenja ne ide dalje. Radi navedenog potrebno je tlo na morskom dnu osigurati od erozije.

Za najgore uvjete (pješčano dno, mala dubina i lomljeni valovi) kao kod obaloutvrda, CERC II 2-247 i 248, ali i kod plitkih lukobrana eroziju treba spriječiti geotekstilom i materijalom jezgre iznad njega (Sl. 1.1.3::1). Još je bolje za ovako teške uvjete nožicu ukopati ili načiniti tepih od gabiona ili fašinskog madraca. Kod dubljih nožica gdje se valovi ne lome može se odustati od geotekstila.



Slika 1.1.3::1 Zaštita nožice nasipnog lukobrana od erozije

Ad b) Nožicu na neerodibilnom dnu ne treba štititi od erozije tla pa otpada geotekstil i dugački tepisi od materijala jezgre no potreban je uporni prag. Tepih je tada tek nešto duži od uspornog praga (Sl. 1.1.3::1).

I u slučaju (a) i u (b) treba izgraditi uporni prag koji podupire primarnu oblogu. Njegovi blokovi moraju biti stabilni na valnu akciju.

Ako je prag u dubini većoj od dubine loma težina blokova G_N mu se izračunava kao kod propusne nožice ispod vertikalnog lukobrana (vidi 1.2.1), i to za nelomljeni val s $H_{proj} = H_{max}^{100g} = 2 H_S^{100}$ i $d_s = H_{proj}$. Širina praga je 6 zrna, a debljina 2 zrna (Sl. 1.1.3::1).

U slučaju lomljenih valova max blokovi za prag su:

$$G_N^{max} \leq G_B = \frac{G_A}{2} \quad (\text{prema CERC II 7- 246})$$

G_N^{max} primjenjuje se za plitke pragove, ali koji su kod valnog djelovanja još uvijek pod vodom. Ako je prag izložen žljebu vala, tj. ako se ozračuje u procesu loma vala iznad njega, težina njegovih blokova mora biti kao kod prim. obloge:

$$G_N = G_A$$

No tada debljina praga može biti ekvivalentna jednom «zrnu». (prema CERC II 7- 246)

Ako istovremeno djeluju valovi i struje, težinu blokova praga treba povećati 1,5 puta. (prema CERC II 7- 24)

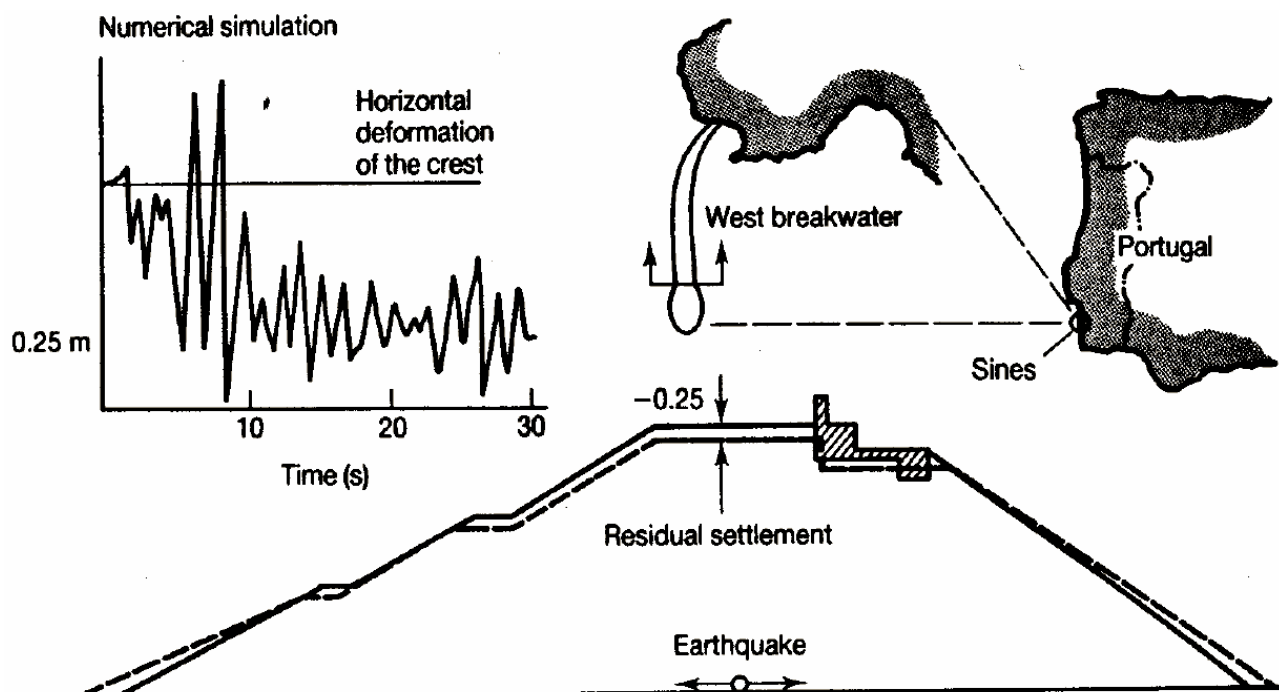
1.1.4 Glava i koljeno nasipnog lukobrana

Glava se u tlocrtu izvodi u vidu polukružnog nasipa (Sl. 1.1.1::2), a koljeno u vidu pokosa u zavoju. Zbog kružnog pokosa blokovi primarne obloge su slabije uklješteni i stoga moraju biti teži nego li na trupu. To se postiže primjenom manjeg K_D , tj. K_D -a za glavu.

Ako se žele zadržati isti blokovi na glavi i koljenu kao na trupu, onda na glavi i koljenu treba ublažiti pokos.

1.1.5 Slijegavanje i nadvišenje nasipnog lukobrana

Prirodno slijegavanja kamenog nasipa, uzrokovano gravitacijom, vibracijama od valova i potresima. Kod kamenih brana zbog toga se obično dodaje nadvišenje cca 0,2% do 0,5%. Za usporedbu rahli šljunak na suhom može se mehanizacijom zbiti 10 do 15%, a kameni nasip veličine 10/60kg do 15%. Podmorski nasip može se uspješno zbijati miniranjem s malim punjenjima eksploziva u bušotinama izvedenim u nasipu. Ako se uzme da su ubrzanja mehanizacije 5× veća od ubrzanja potresa (10g : 2g) onda se može očekivati zbijanje nasipnog lukobrana uslijed potresa od 2 do 4%. Valno zbijanje može biti reda veličine 1%. CIRIA338 Dakle prosječno prirodno zbijanje je oko 3% volumena što daje cca 4%-tno smanjenje visine, ili potrebu istog tolikog nadvišenja.



Sl. 1.1.5::1 Skica slijegavanja lukobrana uslijed djelovanja potresa (numerička simulacija) CIRIA338

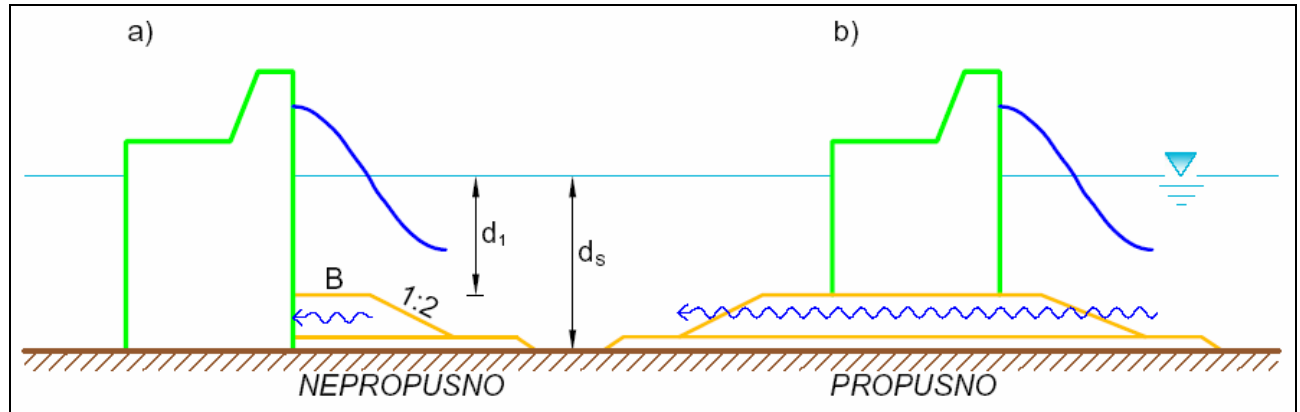
1.1.6 Analiza uklještenosti školjere U radu.

1.2 VERTIKALNI LUKOBRAN

Stabilnost nožice (prema CERC II 7- 242)

Moguća su dva slučaja (Sl. 1.2.1::1):

- zaštita tla na morskom dnu kod nožice (nepropustan nasip nožice) i
- zaštita temeljnog kamenog nasipa (propustan temeljni nasip).



Slika 1.2.1::1 Definijska skica za stabilnost nožice

Projektna valna visina za stabilnost nožice kod lukobrana izloženih otvorenom moru je:

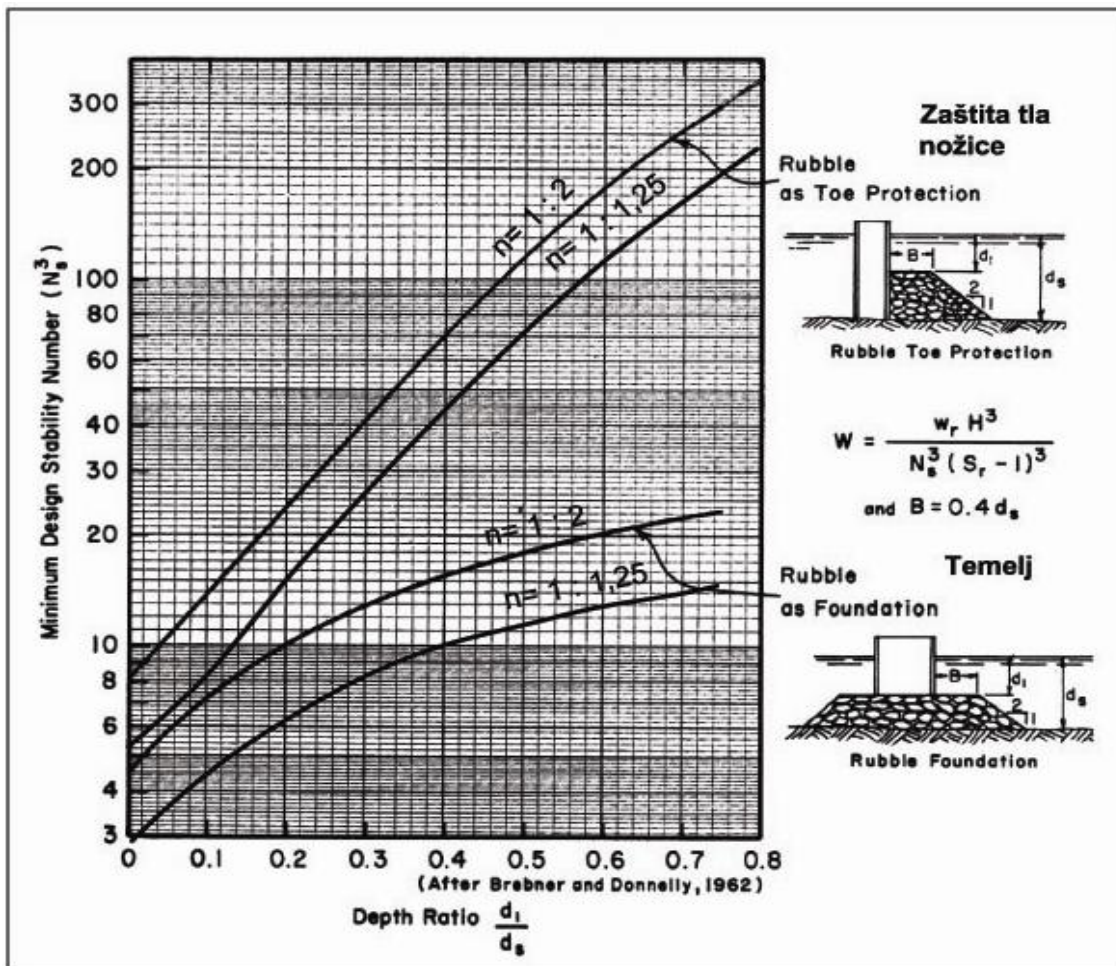
$$H_{\text{proj}} = H_{1\%}^{100\text{god}} = 1,67H_S^{100\text{god}},$$

a za manje rizične konstrukcije može biti i $H_{1/10}^{100\text{god}}$. Težina obložnog bloka je:

$$G_N = \frac{\rho_{\text{obl}} \times g \times H_{\text{proj}}^3}{N_S^3 \left(\frac{\rho_{\text{obl}}}{\rho_m} - 1 \right)^3}$$

gdje je:

$N_S = f(d_1/d_s)$ broj stabilnosti prema Sl. 1.2.1::2
ostalo kao u Hudsonovom izrazu iz poglavlja 1.1.1



Slika 1.2.1::2 Broj stabilnosti N_s za proračun stabilnosti nožice vertikalnog lukobrana (prema CERC II 7- 244)

2 PODMORSKI CJEVOVODI

2.1 STABILNOST PODMORSKOG CJEVOVODA NA DNU

2.1.1 Klasifikacija hidrodinamičkih sila koje djeluju na vitki fiksni cjevovod

Hidrodinamičko opterećenje podmorskih cjevovoda uzrokovano je djelovanjem morskih valova i struja, i ovdje se prikazuje kao linearan vektorski zbroj niza komponenti opterećenja od kojih svaka ima druge fizikalne uzroke. Za prikaz fizike hidrodinamičkog opterećenja razmatrat će se 2D slučaj uronjenog valjka okomitog na vertikalnu ravninu X,Z na koji djeluju gibanja vodnih čestica u toj ravnini, te od njih nastale sile (Sl. 2.1.1::1). Značajke valjka su da je: horizontalan, konstantnog promjera, krut (nedeformabilan), nepomičan, vitak (malog promjera i velike dužine) i smješten u ishodištu koordinatnog sustava ($x=0$). Na valjak djeluje dvodimenzionalno strujanje uzrokovano pravilnim valovima, te stacionarna morska struja. Sile koje na takav valjak djeluju su:

- a) statičke sile:
 - vlastita težina $G[N]$ vertikalna
 - hidrostatički uzgon $U[N]$ vertikalna.
- b) hidrodinamičke sile od valova; t.j. valno opterećenje:
 - sile otpora $F_{D,x}(z,t)[N]$ i $F_{D,z}(z,t)[N]$ horizontalna i vertikalna
 - sile inercije $F_{I,x}(z,t)[N]$ i $F_{I,z}(z,t)[N]$ horizontalna i vertikalna
 - sile dinamičkog uzgona $F_{L,x}(z,t)[N]$ i $F_{L,z}(z,t)[N]$ horizontalna i vertikalna, te
- c) hidrodinamičke sile od stacionarne morske struje:
 - sila otpora $F_{D,S,x}[N]$ horizontalna
 - sila dinamičkog uzgona $F_{L,S,z}[N]$ vertikalna.

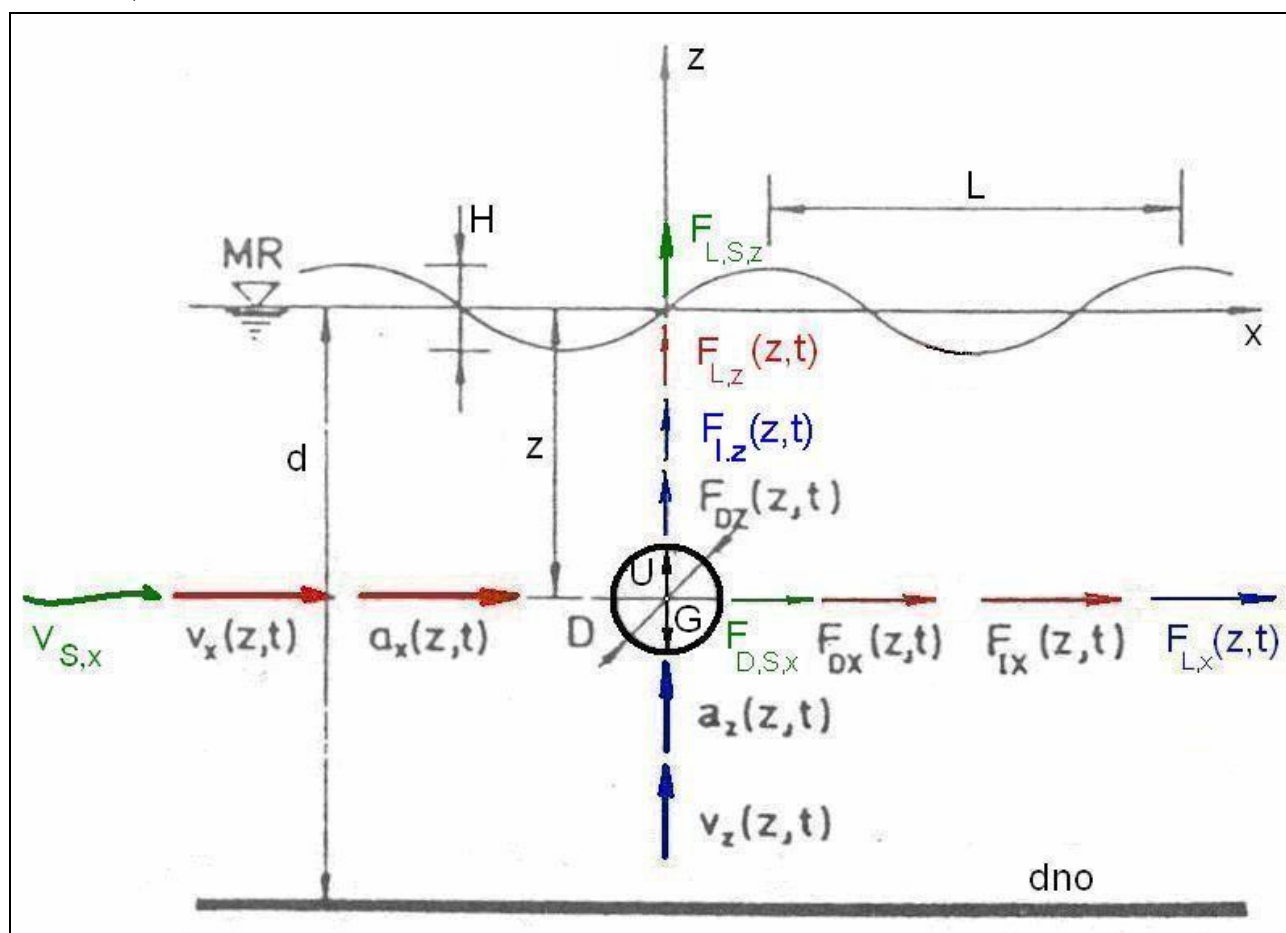
Pretpostavke u analizama ovog opterećenja jednake su kao za vertikalni valjak, samo što je uzdužna os horizontalnog valjka okomita na smjer valova i struja.

Vlastitu težinu G čini težina cijevi i težina vode u njoj. **Hidrostatički uzgon U** odgovara vanjskom volumenu cijevi.

Hidrodinamičke sile od valova, obzirom na nestacionarne značajke orbitalnog (rotacijskog ili irotacijskog) gibanja vodnih čestica pobuđenih valovima, mogu se razložiti u tri vrste sila. Prvu vrstu čini **sila otpora $F_D(z,t)$** koja je posljedica brzine kod valnog gibanja vodnih čestica i njome uzrokovanog otpora oblika i trenja. Kako brzina orbitalnog gibanja ima komponente $v_x(z,t)$ i $v_z(z,t)$ to će i sila otpora imati komponente $F_{D,x}(z,t)$ i $F_{D,z}(z,t)$. Drugu vrstu čini **sila inercije $F_I(z,t)$** koja potječe od ubrzanja što se javlja kod orbitalnog

gibanja vodnih čestica pobuđenog valovima. Kako ubrzanje orbitalnog gibanja ima komponente $a_x(z,t)$ i $a_z(z,t)$ to će i sila inercije imati komponente $F_{I,x}(z,t)$ i $F_{I,z}(z,t)$. Treću vrstu čini **sila hidrodinamičkog uzgona $F_L(z,t)$** . Ona je posljedica brzine vodnih čestica prilikom valnog gibanja. Kako brzina ima komponente: horizontalnu $v_x(z,t)$ i vertikalnu $v_z(z,t)$ to će i sila hidrodinamičkog uzgona imati horizontalnu i vertikalnu komponentu: $F_{L,x}(z,t)$ i $F_{L,z}(z,t)$. Obzirom da je dinamički uzgon okomit na smjer strujanja to će $v_x(z,t)$ izazvati $F_{L,z}(z,t)$, a $v_z(z,t)$ $F_{L,x}(z,t)$.

Hidrodinamičke sile od morske struje mogu se razložiti u dvije vrste sila. **Silu otpora od morske struje $F_{D,S,x}$** , koja je zbroj sile otpora oblika i sile trenja, uzrokuju opstrujavanje cjevovoda stacionarnom horizontalnom morskom strujom čija brzina je $v_{s,x}$. Morska struja svojom brzinom $v_{s,x}$ uzrokuje i **silu hidrodinamičkog uzgona od morske struje $F_{L,S,z}$** također uzrokuje opstrujavanje cjevovoda stacionarnom horizontalnom morskom strujom brzine $v_{s,x}$.



Sl. 2.1.1.:1 Definicijska skica za opstrujavanje i sile na horizontalni uronjeni valjak

2.1.2 Opterećenje horizontalne vitke fiksne cijevi silama otpora i inercije od valova prema morisonovoj teoriji

Ako je uronjeni horizontalni cjevovod vitak ($D/L \leq 0,2$; D -promjer cjevovoda, L -valna dužina) **sila otpora i sila inercije** od valnog gibanja vodnih čestica mogu se odrediti prema

Morrisonovoj jednadžbi (1950.). Horizontalni valjak smješten okomito na smjer gibanja, odnosno propagacije vala, izložen je utjecaju orbitalnog gibanja vodnih čestica u vertikalnoj ravnini okomitoj na os cjevovoda. Prema tome, u analizama se mora uzeti u obzir i horizontalna i vertikalna komponenta strujanja vodne čestice, što u odnosu na vertikalni valjak komplicira problem, jer obje komponente uzrokuju hidrodinamičke sile od valova na valjak.

Za slučaj djelovanja morskih valova ukupna horizontalna hidrodinamička sila $\bar{F}_{\text{tot},x}(z, t)$ [N/m'] na jedinicu dužine uronjenog horizontalnog valjka na nekoj dubini "z" ispod mirnog raza MR, u nekom trenutku "t" i na mjestu $x=0$ izračunava se kao suma horizontalnih komponenti sile otpora $\bar{F}_{Dx}(z, t)$ [N/m'] i sile inercije $\bar{F}_{Ix}(z, t)$ [N/m']. Isto vrijedi i za vertikalnu hidrodinamičku silu $\bar{F}_{\text{tot},z}(z, t)$ [N/m'] čije su komponente prikazane shematski na Sl. 2.1.1.:1.

Ukupne horizontalne i vertikalne sile na metar dužni uronjenog valjka mogu se izraziti kao:

$$\bar{F}_{\text{tot},x}(z, t) = \bar{F}_{Dx}(z, t) + \bar{F}_{Ix}(z, t) = \frac{1}{2}\rho C_D D v_x(z, t) |v_x(z, t)| + \frac{1}{4}\rho \pi C_I D^2 a_x(z, t) \text{ [N/m']} \dots\dots\dots (1)$$

$$\bar{F}_{\text{tot},z}(z, t) = \bar{F}_{Dz}(z, t) + \bar{F}_{Iz}(z, t) = \frac{1}{2}\rho C_D D v_z(z, t) |v_z(z, t)| + \frac{1}{4}\rho \pi C_I D^2 a_z(z, t) \text{ [N/m']} \dots\dots\dots (2)$$

$$\bar{F}_{Dx}(z, t) = \frac{1}{2} \rho C_D D v_x(z, t) |v_x(z, t)| \text{ [N/m']} \dots\dots\dots (3)$$

$$\bar{F}_{Ix}(z, t) = \frac{1}{4} \pi \rho C_I D^2 a_x(z, t) \text{ [N/m']} \dots\dots\dots (4)$$

$$\bar{F}_{Dz}(z, t) = \frac{1}{2} \rho C_D D v_z(z, t) |v_z(z, t)| \text{ [N/m']} \dots\dots\dots (5)$$

$$\bar{F}_{Iz}(z, t) = \frac{1}{4} \pi \rho C_I D^2 a_z(z, t) \text{ [N/m']} \dots\dots\dots (6)$$

gdje je:

| | |
|---------------------------------------|---|
| $\bar{F}_{\text{tot},x}(z, t)$ [N/m'] | ukupna horizontalna hidrodinamička sila |
| $\bar{F}_{\text{tot},z}(z, t)$ [N/m'] | ukupna vertikalna hidrodinamička sila |
| $\bar{F}_{Dx}(z, t)$ [N/m'] | horizontalna komponenta sile otpora |
| $\bar{F}_{Dz}(z, t)$ [N/m'] | vertikalna komponenta sile otpora |
| $\bar{F}_{Ix}(z, t)$ [N/m'] | horizontalna komponenta sile inercije |
| $\bar{F}_{Iz}(z, t)$ [N/m'] | vertikalna komponenta sile inercije |
| ρ [kg/m ³] | gustoća mase morske vode |
| D [m] | vanjski promjer valjka |
| C_D | koeficijent otpora |
| C_I | koeficijent inercije |

$$v_x(z,t) = \frac{\pi \cdot H}{T} \cdot \frac{\cosh[k \cdot (z+d)]}{\sinh(k \cdot d)} \cdot \cos(-\omega \cdot t) \text{ [m/s] } \text{ horizont. komponenta brzine}$$

$$v_z(z,t) = \frac{\pi \cdot H}{T} \cdot \frac{\sinh[k \cdot (z+d)]}{\sinh(k \cdot d)} \cdot \sin(-\omega \cdot t) \text{ [m/s] } \text{ vertikalna komponenta brzine}$$

$$a_x(z,t) = \frac{2\pi^2 \cdot H}{T^2} \cdot \frac{\cosh[k \cdot (z+d)]}{\sinh(k \cdot d)} \cdot \sin(-\omega \cdot t) \text{ [m/s}^2\text{] } \text{ horizont. komp. ubrzanja}$$

$$a_z(z,t) = \frac{2\pi^2 \cdot H}{T^2} \cdot \frac{\sinh[k \cdot (z+d)]}{\sinh(k \cdot d)} \cdot \cos(-\omega \cdot t) \text{ [m/s}^2\text{] } \text{ vert. komp. ubrzanja}$$

H [m] valna visina

T [s] valni period

d [m] dubina vode ispod mirnog raza

$$L = \frac{2 \cdot \pi}{L} \text{ [rad/m] } \text{ valni broj}$$

$$\omega = \frac{2 \cdot \pi}{T} \text{ [rad/m] } \text{ valna frekvencija (kutna)}$$

$$L = L_0 \operatorname{tgh}(kd) \text{ [m] } \text{ valna duljina}$$

$$L_0 \text{ [m] } \text{ duljina dubokovodnog vala}$$

Gore navedeni izrazi za brzinu, ubrzanje i ostale valne parametre definirani su prema linarnoj valnoj teoriji za koju se većina autora slaže da se za izračun sila od valova na horizontalni cilindar može koristiti s dovoljnom točnošću. Naravno da je teorijski korektnije koristiti neku drugu valnu teoriju adekvatniju kod male dubine mora i veće strmosti vala.

Izrazi (1) do (6) općenito su prihvaćeni za proračun hidrodinamičkog opterećenja horizontalnih cilindričnih elemenata pomorskih konstrukcija. Dakle, smatra se da vrijedi potpuna analogija proračuna opterećenja za vertikalni i horizontalni valjak, što drugim riječima znači da su za određivanje horizontalne ili vertikalne komponente opterećenja horizontalnog cilindra mjerodavne jedino horizontalna, odnosno vertikalna komponenta strujanja vodne čestice. No kako je ta pretpostavka u ovoj analizi uzeta kao netočna, odnosno za komponente hidrodinamičkog opterećenja horizontalnog cilindra značajna je i komponenta okomito na smjer strujanja, to je Morisonovu jednadžbu potrebno prikazati modificirano u vektorskoj formi, tj. kao vektorsku sumu sile otpora i sile inercije na jedinicu dužine cjevovoda:

$$\vec{F}(z,t) = \vec{F}_D(z,t) + \vec{F}_I(z,t) = \frac{1}{2} \rho D C_D \cdot \vec{v}(z,t) \cdot |\vec{v}(z,t)| + \frac{1}{4} \rho D^2 C_I \cdot \vec{a}(z,t) \text{ [N/m]} \dots\dots\dots (7)$$

gdje su $\vec{v}(z,t)$; $\vec{a}(z,t)$ vektori brzine i ubrzanja vodne čestice vala. Gornja jednadžba može se prikazati i pomoću horizontalne i vertikalne komponente kao:

$$\vec{F}(z,t) = F_x(z,t) \cdot \vec{i} + F_z(z,t) \cdot \vec{k} = \frac{1}{2} \rho D C_D \cdot [v_x \cdot (z,t) \cdot \vec{i} + v_z \cdot (z,t) \cdot \vec{k}] \cdot |\vec{v} \cdot (z,t)| + \frac{1}{4} \rho D^2 C_I \cdot [a_x \cdot (z,t) \cdot \vec{i} + a_z \cdot (z,t) \cdot \vec{k}] \cdot (8)$$

$$\vec{F}(z,t) = \left[\frac{1}{2} \rho DC_D \cdot v_x \cdot (z,t) \cdot |\vec{v} \cdot (z,t)| + U_l \cdot a_x \cdot (z,t) \right] \cdot \vec{i} + \left[\frac{1}{2} \rho DC_D \cdot v_z \cdot (z,t) \cdot |\vec{v} \cdot (z,t)| + \frac{1}{4} \rho D^2 C_l \cdot a_z \cdot (z,t) \right] \cdot \vec{k}$$

$$= \left[\frac{1}{2} \rho DC_D \cdot v_x \cdot (z,t) \cdot \sqrt{v_x^2(z,t) + v_z^2(z,t)} + \frac{1}{4} \rho D^2 C_l \cdot a_x \cdot (z,t) \right] \cdot \vec{i} + \left[\frac{1}{2} \rho DC_D \cdot v_z \cdot (z,t) \cdot \sqrt{v_x^2(z,t) + v_z^2(z,t)} + \frac{1}{4} \rho D^2 C_l \cdot a_z \cdot (z,t) \right] \cdot \vec{k}$$

gdje su:

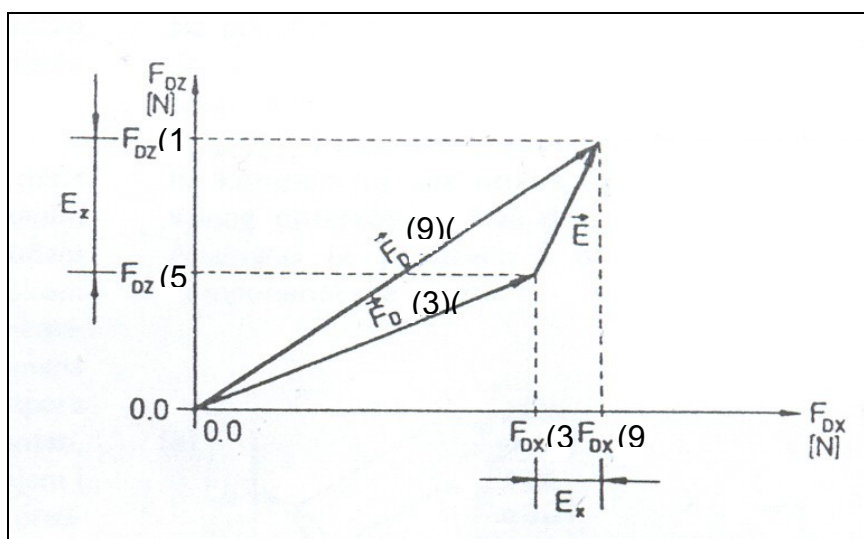
$$F_{Dx}(z,t) = \frac{1}{2} \rho DC_D v_x(z,t) \cdot |\vec{v}(z,t)| = \frac{1}{2} \rho DC_D v_x(z,t) \cdot [v_x^2(z,t) + v_z^2(z,t)]^{1/2} \text{ [N/m]} \dots\dots\dots (9)$$

$$F_{ix}(z,t) = \frac{1}{4} \rho \pi C_l D^2 a_x(z,t) \text{ [N/m]} \dots\dots\dots (10)$$

$$F_{Dz}(z,t) = \frac{1}{2} \rho DC_D v_z(z,t) \cdot |\vec{v}(z,t)| = \frac{1}{2} \rho DC_D v_z(z,t) \cdot [v_x^2(z,t) + v_z^2(z,t)]^{1/2} \text{ [N/m]} \dots\dots\dots (11)$$

$$F_{iz}(z,t) = \frac{1}{4} \rho \pi C_l D^2 a_z(z,t) \text{ [N/m]} \quad (12)$$

\vec{i} , \vec{k} jedinični vektori u sjeru osi x, odnosno z



Sl. 2.1.2::1 Vektorski prikaz pogreške kod proračuna sile otpora

Vidljivo je da do promjena u proračunu opterećenja u odnosu na izraze (1) do (6) jedino dolazi kod izraza za komponente sile otpora, dok izrazi za komponente sile inercije ostaju nepromjenjeni. Dakle, očito je da jednadžbe (7) do (9) i jednadžba (11) u odnosu na izraze (3) i (5) matematički ispravnije opisuju fiziku fenomena pošto je, izraženo matematičkim rječnikom, vrijednost kvadrata n-te komponente nekog vektora \vec{v}_x različita od produkta n-te komponente v_x istog vektora \vec{v} , odnosno:

$$v_x \cdot |\vec{v}_x| \neq v_x \cdot |\vec{v}|; \quad \text{odnosno} \quad v_x^2 \neq v_x \cdot |\vec{v}|$$

gdje je \vec{v} općenito neki dvodimenzionalni vektor. Pojašnjenje ovoga dano je na slici 2.1.2::1 na kojoj su prikazane sile otpora \vec{F}_D izračunate na temelju izraza (3) i (5), te sile \vec{F}_D izračunate na temelju izraza (9) i (11), u određenom vremenu t i dubini z.

Prema gornjoj slici 2.1.2::1, vidljivo je da se primjenom izraza (3) i (5) za određivanje sile otpora čini određena pogreška:

$$\bar{E} = \bar{F}_{D(9)(11)} - \bar{F}_{D(3)(5)}$$

čije komponente su jednake:

$$E_x = F_{Dx(9)} - F_{Dx(3)}$$

$$E_z = F_{Dz(11)} - F_{Dz(5)}$$

Može se dakle zaključiti da ukoliko je doprinos sile otpora ukupnom hidrodinamičkom opterećenju značajan ili dominantan, potrebno je za analizu spomenutog opterećenja koristiti predloženi vektorski oblik Morisonove jednažbe.

2.1.3 Opterećenje horizontalne fiksne cijevi silom hidrodinamičkog uzgona od valova

Sila hidrodinamičkog uzgona $F_L(z, t)$ **Naziv teorije, reference???** javlja se pri opstrujavanju cjevovoda vodnim česticama pobuđenim valnim gibanjem kad dolazi do ritmičkog odvajanja virova (t.j. separacije graničnog sloja), ili asimetričnog strujanja zbog smještaja cjevovoda blizu morskog dna. Po tipu pripada u sile otpora. Općenito je sila dinamičkog uzgona zbog separacije graničnog sloja različita od sile uslijed asimetričnog strujanja, no nemoguće ih je eksperimentalno odvojiti pa koeficijenti sile uključuju obadva fizikalna procesa. Funkcija je brzine gibanja vodnih čestica pobuđenih valnim gibanjem. Pošto je gibanje vodnih čestica orbitalno brzina mu ima vertikalnu i horizontalnu komponentu, pa se sila hidrodinamičkog uzgona javlja u oba horizontalna (\pm) i vertikalna (\pm) smjera. No za stabilnost cjevovoda bitna je vertikalna komponenta s donje strane cjevovoda, te horizontalna u smjeru rasprostiranja vala i struje. Te komponente na 1m' valjka (cijevi) iznose:

$$\bar{F}_{Lx}(z, t) = \frac{1}{2}\rho C_L D v_z^2(z, t) \text{ [N/m']}$$

$$\bar{F}_{Lz}(z, t) = \frac{1}{2}\rho C_L D v_x^2(z, t) \text{ [N/m']}$$

gdje je:

$$\bar{F}_{Lx}(z, t) = \bar{F}_{Lx}(v_z) \text{ [N/m']} \quad \text{horizontalna komponenta sile hidrodinamičkog uzgona}$$

$$\bar{F}_{Lz}(z, t) = \bar{F}_{Lz}(v_x) \text{ [N/m']} \quad \text{vertikalna komponenta sile hidrodinam. uzgona}$$

$$\pm C_L \quad \text{koeficijent hidrodinamičkog uzgona.}$$

Ovu silu od valova uobičajeno je zbog njene kompleksnosti analizirati odvojeno od sile otpora i sile inercije. Naime, asimetrija strujanja, nastala zbog smještaja cjevovoda blizu morskoga dna, uvjetuje nastajanje sile dinamičkog uzgona okomito na smjer strujanja, veličine ovisne o brzini strujanja, koja može poprimiti relativno velike vrijednosti ako je malen razmak između morskog dna i cjevovoda. Ova sila dinamičkog uzgona, koja je usmjerena od morskog dna, općenito je različita od sile dinamičkog uzgona uslijed

odvajanja graničnog sloja. U slučaju kontakta cjevovoda i morskog dna sila dinamičkog uzgona uvijek je usmjerena od dna. Međutim, ako postoji i najmanji razmak, tada trenutna sila dinamičkog uzgona djeluje i prema dnu. Dakle, cjevovod koji se nalazi na morskom dnu ili se nalazi iznad njega u slobodnom strujanju, može biti izdizan (pozitivna vrijednost koeficijenta C_L) ili potiskivan (negativna vrijednost koeficijenta C_L) zbog sile dinamičkog uzgona.

2.1.4 Opterećenje horizontalnih fiksnih cijevi silom otpora od morske struje

Sila otpora od morske struje $F_{D,S,x}$ na horizontalni valjak (cijev) od stacionarne horizontalne morske struje po tipu je sila otpora u funkciji brzine struje $v_{s,x}$. Kao i kod valova izražava se:

$$\bar{F}_{D,S,x} = \frac{1}{2}\rho C_D D v_{s,x}^2 \text{ [N/m']}$$

2.1.5 Opterećenje horizontalnih fiksnih cijevi silom hidrodinamičkog uzgona od morske struje

Sila hidrodinamičkog uzgona od stacionarne horizontalne morske struje $F_{L,S,z}$ na horizontalni valjak (cijev) po tipu je također sila otpora u funkciji brzine struje $v_{s,x}$. Djeluje okomito na smjer gibanja morske struje; dakle u vertikalnom smjeru, alternativno gore-dolje. Kao i kod valova izražava se s:

$$\bar{F}_{L,S,z} = \pm \frac{1}{2}\rho C_L D v_{s,x}^2 \text{ [N/m']}$$

2.1.6 Interakcija valova i morske struje

Interakcija valova i morske struje dešava se kod horizontalne komponente brzine; t.j. stacionarna horizontalna brzina morske struje $v_{s,x}$ superponira se s alternativnom horizontalnom komponentom brzine vodnih čestica $\pm v_x(z,t)$ pobuđenom valnim gibanjem dajući ukupnu horizontalnu brzinu opstrujavanja horizontalnog valjka:

$v_{x,uk}(z,t) = v_{s,x} + v_x(z,t)$. Ta brzina uzrokuje silu otpora:

$$\bar{F}_{D,x,uk}(z,t) = \frac{1}{2}\rho C_D D [v_{s,x} + v_x(z,t)] |v_{s,x} + v_x(z,t)| \text{ [N/m']}$$

i silu hidrodinamičkog uzgona:

$$\bar{F}_{L,z,uk}(z,t) = \frac{1}{2}\rho C_L D [v_{s,x} + v_x(z,t)]^2 \text{ [N/m']}$$

2.1.7 Pridnene brzine vodnih čestica

Brzine čestica vode uz morsko dno jedan su od osnovnih čimbenika za proračun stabilnosti podmorskih cjevovoda, odnosno potrebne težine cjevovoda koja će osigurati sigurnost konstrukcije. Morisonovom jednadžbom se koristimo da izračunamo silu otpora i silu inercije kako je pokazano u prethodnim poglavljima, ali efektivna brzina potrebna za proračun određuje se obzirom na profil brzine blizu morskog dna uzrokovan graničnim slojem uz samo dno. Efektivna brzina se računa po izrazu:

$$\frac{v_x}{v_{x_0}} = \left(\frac{z}{z_0} \right)^{\frac{1}{7}}$$

gdje je v_{x_0} mjerena ili teoretski određena horizontalna komponenta brzine na visini z_0 iznad morskog dna. Efektivna brzina određuje se integriranjem po vertikali jednako promjeru cjevi D:

$$v_{x,ef}^2 = \frac{1}{D} \int_0^D v_x^2 \cdot (z) \cdot dz$$

$$v_{x,ef}^2 = 0,778 \cdot v_{x,0}^2 \cdot \left(\frac{D}{z_0} \right)^{0,286}$$

$$v_{x,ef} = \sqrt{0,778 \cdot v_{x,0}^2 \cdot \left(\frac{D}{y_0} \right)^{0,286}} \quad [m/sG]$$

Efektivna sila je potrebna i da se izračuna hidrodinamički uzgon po jedinici dužine cjevovoda:

$$F_L = \frac{C_L}{2} \cdot \rho \cdot D \cdot |v_e| \cdot v_e \quad [N/m']$$

2.1.8 Koeficijenti sila (otpora, inercije, hidrodinamičkog uzgona)

U izrazima danim u prethodnom poglavlju prikazani su koeficijenti pojedinih sila, potrebni da bi se moglo točno izračunati hidrodinamičko opterećenje na uronjeni podmorski cjevovod. Za slučaj dvodimenzionalnog valnog strujanja koeficijenti sila se mogu izraziti u funkciji sljedećih bezdimenzionalnih parametara:

$$C_D, C_I, C_L = f(\text{Re}; KC; \frac{c}{D}; \beta; \frac{\varepsilon}{D}; \alpha; \frac{\delta}{D}; \Omega; \frac{t}{T})$$

gdje je:

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

ν = kinematički koeficijent viskoznosti tekućine

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

T = valni period

c = udaljenost od najniže točke cjevovoda do dna mora

$$\beta = \text{parametar frekvencije} = \frac{\text{Re}}{KC}$$

ε = apsolutna hrapavost vanjske stjenke cjevovoda

α = kut između valne fronte i trase cjevovoda

δ = debljina graničnog sloja

Ω = odnos maksimalnih vrijednosti orbitalnih brzina = $\frac{V_{zmax}}{V_{xmax}}$

t = parametar vremena

U danjašnoj literaturi koja se bavi ovom problematikom, postoji niz eksperimentalnih podataka o koeficijentima sila, dobivenih na temelju obrade vlastitih ili publiciranih rezultata eksperimenata raznih autora. U tablici 2.1.8::l prikazane su maksimalne vrijednosti koeficijenata C_{Dmax} , $C_{I max}$, $\pm C_{L max}$ u funkciji pripadnih vrijednosti baznih parametara prema raznim autorima.

| AUTOR | MAX. VRIJEDNOSTI KOEFIKIJENTA | | PARAMETAR | | | | | α |
|-------------|-------------------------------------|------------|-----------------|-----------------|-----------|---------------|--------------|----------|
| | | | $Re \cdot 10^5$ | KC | c/D | β | ϵ/D | |
| T. Sarpkaya | C_{Dmax} | 2,0 | $\leq 0,10$ | 40,00 | 0,100 | ≤ 250 | 0,000 | 90° |
| | | 0,85 | 2,00 | | | 5000 | | |
| | $C_{I max}$ | 1,20 | 0,15 | | | 375 | | |
| | | 2,00 | 2,00 | | | 5000 | | |
| | $C_{L max}$ | $\pm 4,29$ | $< 0,10$ | | | < 250 | | |
| | | 1,00 | $> 5,00$ | | | > 1250 | | |
| -0,30 | | 0 | | | | | | |
| C.C.Teng | C_{Dmax} | 1,20 | 0,50 | $< 5,00$ | 3,500 | > 1000 | 0,000 | |
| | | 0,60 | 1,20 | 13,00- 25,00 | | 0 | | |
| | | 0,80 | | | | 4800- 8000 | 0,020 | |
| | $C_{I max}$ | 1,60 | 0,55 | 2200- 3700 | | 0,000 | | |
| | $C_{L max}$ | - | - | - | | - | - | |
| J.C. Wright | C_{Dmax} | 2,00 | 1,00- 1,58 | $< 12,50$ | 0,042 | > 8000 | 0,000 | |
| | $C_{I max}$ | 3,47 | 0,60- 1,78 | $< 15,50$ | 0,000 | > 3870 | | |
| | $C_{L max}$ | -5,26 | 0,30- 1,82 | $< 17,00$ | 0,042 | > 2940 | | |
| | | 2,56 | 0,30- 1,81 | $< 13,30$ | | > 1935 | | |
| D.S.Graham | C_{Dmax} | 2,00 | $< 0,10$ | - | $> 1,000$ | - | 0,000 | |
| | | 0,62 | $> 7,00$ | | | | | |
| | $C_{I max}$ | 2,00 | $< 0,10$ | | | | | - |

| | | | | | | | | |
|-------------|---------------|--------------------|----------------|-----------------|----------|------------------------|--------------|--|
| | C_{Lmax} | 3,20 $\pm 1,50$ | 0,20 | 15,00 126,00 | | 1330 160 | | |
| M.B.Bryndum | C_{Dmax} | 2,40 | 1,00- 10,00 | 12,00 | $>1,000$ | >8350 | $\leq 0,005$ | |
| | $C_{I_{max}}$ | 5,00 | | $>50,00$ | | <2000 | | |
| | C_{Lmax} | 4,00 | | $<8,00$ | | 0 ≤ 1250 00 | | |

Tablica 2.1.8.:! Maksimalne vrijednosti koeficijenta dinamičkih sila u funkciji pripadnih vrijednosti baznih parametara

Treba napomenuti da su koeficijenti sila za horizontalni valjak manji nego za vertikalni valjak, što je posljedica određenog utjecaja vertikalne komponente brzine vodne čestice vala. Uglavnom primjenjivane vrijednosti koeficijenata su $C_D=0,7 - 1,5$ CERC II 7-116 (0,7 za glatke, a $>0,7$ za hrapave) EAU-2004,147; $C_I=2$ CERC II 7-120 EAU-2004,147 i $C_L=4$?.

2.1.9 Proračun stabilnost cijevi na morskom dnu

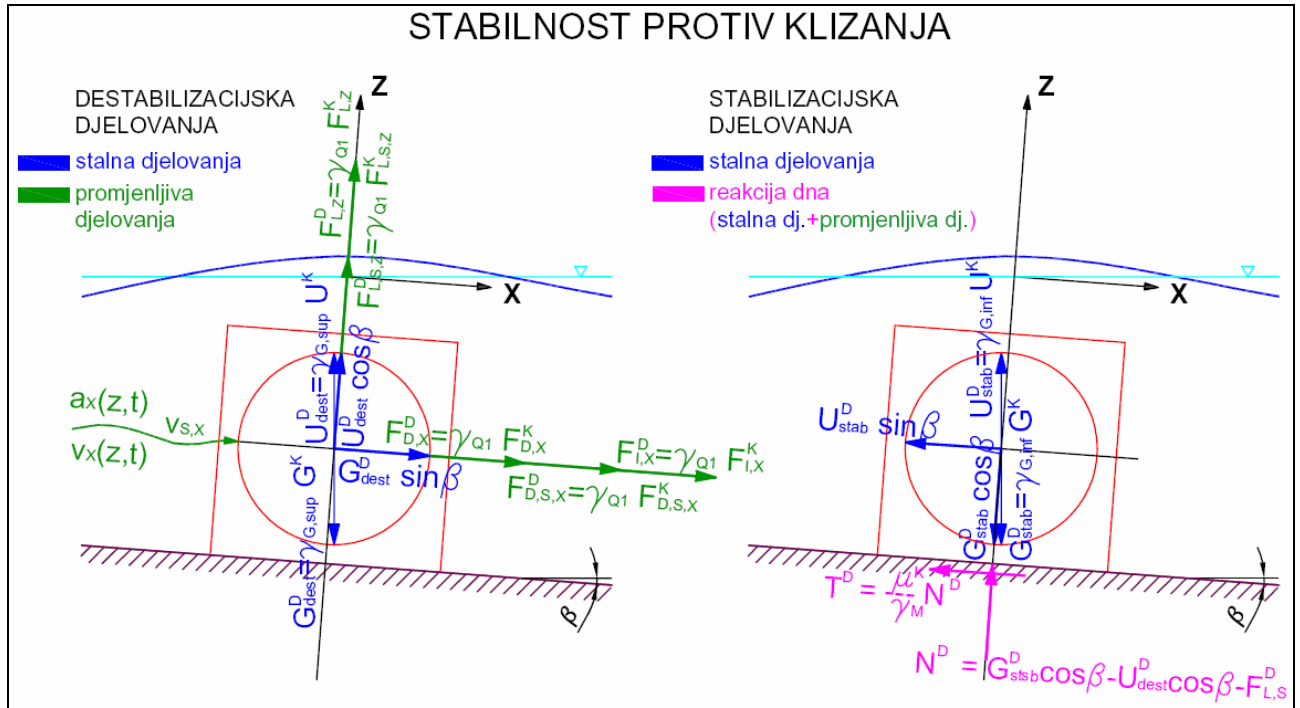
Analiza stabilnosti razmotrit će se na shematskim prikazima, Sl. 2.1.9.1::1 i slijedeće, na kojima se vide komponente brzina i ubrzanja vodnih čestica i sve sile koje djeluju na cjevovod. Vertikalna brzina i vertikalno ubrzanje na dnu su zanemarivo male, pa se i sile koje one uzrokuju ispuštaju.

Stabilnost cjevovoda na dnu mora bit će zagarantirana ako se on *ne može horizontalno pomaknuti, ako se ne može vertikalno podignuti s dna (isplivati) i ako se ne može prevrnuti.*

Kod izračunavanja karakterističnih hidrodinamičkih sila od valova $F_{D,x}^K(d,t)$ $F_{L,z}^K(d,t)$ i $F_{I,x}^K(d,t)$, uzrokovanih brziom i ubrzanjem vodnih čestica $v_x(z,t)$ i $a_x(z,t)$ u smjeru osi "X" od valova (vidi Sl. 2.1.9.1::1), u praksi se umjesto njihovih "X" komponenti može uzeti njihova horizontalna komponenta zbog obično malog nagiba morskog dna β . To ne čini gotovo nikakvu grešku, a pojednostavljuje proračun hidrodinamičkih sila $F_{D,x}^K(d,t)$ $F_{L,z}^K(d,t)$ i $F_{I,x}^K(d,t)$.

2.1.9.1 Provjera sigurnosti protiv klizanja

Obavlja se provjerom kriterija horizontalne stabilnosti sila koje djeluju na cjevovod koji leži na dnu bez ikakvog ukopavanja prema slici 2.1.9.1::1, a koji glasi: sile koje djeluju na horizontalni pomak moraju biti manje od sila koje se tome odupiru! To se izražava matematički kao:



Sl. 2.1.9.1::1 Shematski prikaz brzina vodenih čestica isila koje djeluju na cjevovod kod analize klizanja

$$\sum X \rightarrow E_{X,dest}^D \leq E_{X,stab}^D \dots\dots\dots (1)$$

$$G_{dest}^D \sin \beta + F_{D,S,X}^D + F_{D,X}^D(d,t) + F_{I,X}^D(d,t) \leq U_{stab}^D \sin \beta + T^D$$

gdje su:

| | |
|---|---|
| $E_{X,dest}^D$ [Nm'] | proračunske vrijednosti učinka destabilizacijskih djelovanja |
| $E_{X,stab}^D$ [Nm'] | proračunske vrijednosti učinka stabilizacijskih djelovanja |
| $G_{dest}^D = \gamma_{G,sup} G^K$ [Nm'] | proračunska vrijednost destabilizacijskog učinka vlastite težina cijevi |
| G^K [Nm'] | karakteristična vrijednost vlastite težina cijevi koju čini težina cijevi i opteživača, te težina vode u cijevi |
| $F_{D,S,X}^D = \gamma_{Q1} F_{D,S,X}^K$ [Nm'] | proračunska vrijednost destabilizacijskog učinka sile otpora od m. struje |
| $F_{D,S,X}^K$ [Nm'] | karakteristična vrijednost sile otpora uslijed strujanja vodnih čestica od m. struje |
| $F_{DX}^D(d,t) = \gamma_{Q1} F_{DX}^K(d,t)$ [Nm'] | proračunska vrijednost destabilizacijskog učinka sile otpora od vala |
| $F_{DX}^K(d,t)$ [Nm'] | karakteristična vrijednost sile otpora uslijed strujanja vodnih čestica od vala |
| $F_{IX}^D(d,t) = \gamma_{Q1} F_{IX}^K(d,t)$ [Nm'] | proračunska vrijednost destabilizacijskog učinka sile inercije od vala |
| $F_{IX}^K(d,t)$ [Nm'] | karakteristična vrijednost sile inercije uslijed strujanja vodnih čestica od vala |
| $U_{stab}^D = \gamma_{G,inf} U^K$ [Nm'] | proračunska vrijednost stabilizacijskog učinka hidrostatičkog uzgona |
| U^K [Nm'] | karakteristična vrijednost hidrostatičkog uzgona dgovara sili uzgona vanjskog volumena cijevi i opteživača |
| T^D [Nm'] | proračunska vrijednost učinka sile trenja cijevi s opteživačima na dnu |
| β [°] | nagib morskoga dna |

$$\text{uz } T^D = \frac{\mu^K}{\gamma_M} N^D$$

$$\mu^K = \text{tg}(\frac{1}{3} \text{ do } \frac{2}{3} \varphi)$$

karakteristična vrijednost trenja između cijevi s opteživačima i tla na morskom dnu

$$\varphi [^\circ]$$

kut unutarnjeg trenja tla morskog dnu

$$\gamma_M = 1,1$$

za tg φ kod stab HRN ENV 1997-1,15

$$N^D [\text{Nm}']$$

proračunska vrijednost učinka normalne reakcija dna na na cijev s opteživačima

$$G_{\text{dest}}^D \sin \beta + F_{D,S,X}^D + F_{D,X}^D(d,t) + F_{L,X}^D(d,t) \leq U_{\text{stab}}^D \sin \beta + \frac{\mu^K}{\gamma_M} N^D \quad \dots \quad (1)$$

Radi proračuna sile trenja T^D , koja ovisi o normalnoj reakciji dna N^D postavlja se jednadžba ravnoteže sila normalno na liniju dna:

$$\sum Z \rightarrow N^D = G_{\text{stab}}^D \cos \beta - U_{\text{dest}}^D \cos \beta - F_{L,S,Z}^D - F_{L,Z}^D(d,t) \quad \dots \quad (2)$$

gdje je:

$$G_{\text{stab}}^D = \gamma_{G,\text{inf}} G^K [\text{Nm}']$$

proračunska vrijednost stabilizacijskog učinka vlastite težine cijevi i opteživača

$$U_{\text{dest}}^D = \gamma_{G,\text{sup}} U^K [\text{Nm}']$$

proračunska vrijednost destabilizacijskog učinka hidrostatičkog uzgona

$$F_{L,S,Z}^D = \gamma_{Q1} F_{L,S,Z}^K [\text{Nm}']$$

proračunska vrijednost učinka hidrodinamičkog uzgona od morske struje

$$F_{L,S,Z}^K [\text{Nm}']$$

karakteristična vrijednost sile hidrodinamičkog uzgona od morske struje na cijev

$$F_{L,Z}^D(d,t) = \gamma_{Q1} F_{L,Z}^K(d,t) [\text{Nm}']$$

proračunska vrijednost učinka hidrodinamičkog uzgona od vala

$$F_{L,Z}^K(d,t) [\text{Nm}']$$

karakteristična vrijednost sile hidrodinamičkog uzgona od vala na cijev

Iz (1) i (2)

$$\frac{\mu^K}{\gamma_M} \left[G_{\text{stab}}^D \cos \beta - U_{\text{dest}}^D \cos \beta - F_{L,S,Z}^D - F_{L,Z}^D(d,t) \right] - G_{\text{dest}}^D \sin \beta \geq F_{D,S,X}^D + F_{D,X}^D(d,t) + F_{L,X}^D(d,t) - U_{\text{stab}}^D \sin \beta$$

$$\frac{\mu^K}{\gamma_M} G_{\text{stab}}^D \cos \beta - G_{\text{dest}}^D \sin \beta \geq \frac{\mu^K}{\gamma_M} U_{\text{dest}}^D \cos \beta - U_{\text{stab}}^D \sin \beta + F_{D,S,X}^D + F_{D,X}^D(d,t) + F_{L,X}^D(d,t) + \frac{\mu^K}{\gamma_M} F_{L,S,Z}^D + \frac{\mu^K}{\gamma_M} F_{L,Z}^D(d,t)$$

$$\text{uz } G_{\text{stab}}^D = \gamma_{G,\text{inf}} G^K$$

$$G_{\text{dest}}^D = \gamma_{G,\text{sup}} G^K$$

gdje je:

$$\gamma_{G,\text{sup}} = 1,1$$

parcijalni koeficijent sigurnosti za destabilizacijska djelovanja

$$\gamma_{G,\text{inf}} = 0,9$$

parcijalni koeficijent sigurnosti za stabilizacijska djelovanja

dobije se težina cijevi, uključivo njeno ispunjenje vodom, s opteživačima koja leži na dnu bez ikakvog ukopavanja:

$$G^K(d,t) \geq \frac{\frac{\mu^K}{\gamma_M} U_{\text{dest}}^D \cos \beta - U_{\text{stab}}^D \sin \beta + F_{D,S,X}^D + F_{D,X}^D(d,t) + F_{L,X}^D(d,t) + \frac{\mu^K}{\gamma_M} F_{L,S,Z}^D + \frac{\mu^K}{\gamma_M} F_{L,Z}^D(d,t)}{\frac{\mu^K}{\gamma_M} \gamma_{G,\text{inf}} \cos \beta - \gamma_{G,\text{sup}} \sin \beta},$$

što nakon uvrštenja proračunskih vrijednosti učinka djelovanja daje:

$$G^K(d,t) \geq \frac{\left(\frac{\mu^K}{\gamma_M} \gamma_{G,\text{sup}} \cos \beta - \gamma_{G,\text{inf}} \sin \beta \right) U^K + \gamma_{Q1} \left[F_{D,S,X}^K + F_{D,X}^K(d,t) + F_{L,X}^K(d,t) + \frac{\mu^K}{\gamma_M} F_{L,S,Z}^K + \frac{\mu^K}{\gamma_M} F_{L,Z}^K(d,t) \right]_{\text{max}}}{\frac{\mu^K}{\gamma_M} \gamma_{G,\text{inf}} \cos \beta - \gamma_{G,\text{sup}} \sin \beta} \quad [\text{Nm}'].$$

Pritom je $\gamma_{Q1}=1,5$ parcijalni koeficijent sigurnosti za glavno promjenljivo djelovanje.

Ako se želi dobiti samo težina cijevi s opteživačima bez vode koja ju ispunjava onda od gornje vrijednosti G^K treba oduzeti težinu vode koja stane u cijev.

Iz gornjeg izraza vidi se da je vrijednost u uglatoj zagradi funkcija od vremena "t", jer je sila otpora $F_{D,X}^K(d,t)$ i sila hidrodinamičkog uzgona od vala $F_{L,Z}^K(d,t)$ funkcija od horizontalne komponente brzine vodne čestice $v_x(d,t)$ valnog gibana, a sila inercije $F_{L,X}^K(d,t)$ funkcija od horizontalne komponente ubrzanja vodne čestice $a_x(d,t)$. Dakle vrijednost u uglatoj zagradi mijenja se od minimalne do maksimalne, i stoga gornji kriterij stabilnosti mora vrijediti i za maksimalnu vrijednost uglate zgrade. Maksimum uglate zgrade određuje se numerički - izračunom njegovih vrijednosti za sve trenutke od $t=0$ do $t=T[s]$! Naime; brzina $v_x(d,t)$ se mijenja kao cos funkcija od vremena $v_x = f[\cos(-\omega t)]$, a hidrodinamičke sile $F_{D,X}^K(d,t)$ i $F_{L,Z}^K(d,t)$ su $\sim \cos(-\omega t)$ što znači da one mogu poprimiti vrijednosti od 0 - 100%. S druge strane ubrzanje $a_x(d,t)$ se mijenja kao sin funkcija od vremena $a_x = f[\sin(-\omega t)]$, a hidrodinamička sila $F_{L,X}^K(d,t) \sim \sin(-\omega t)$ što znači da će poprimiti vrijednosti od 0 - 100%. Za ovu ravnotežu interesantan je najveći utjecaj od sve tri hidrodinamičke sile; t.j. od $F_{D,X}^K(d,t)$, $F_{L,Z}^K(d,t)$ i $F_{L,X}^K(d,t)$, a taj će se desiti kad je zbroj cos i sin funkcije maksimalan.

2.1.9.2 Provjera sigurnosti protiv isplivanja

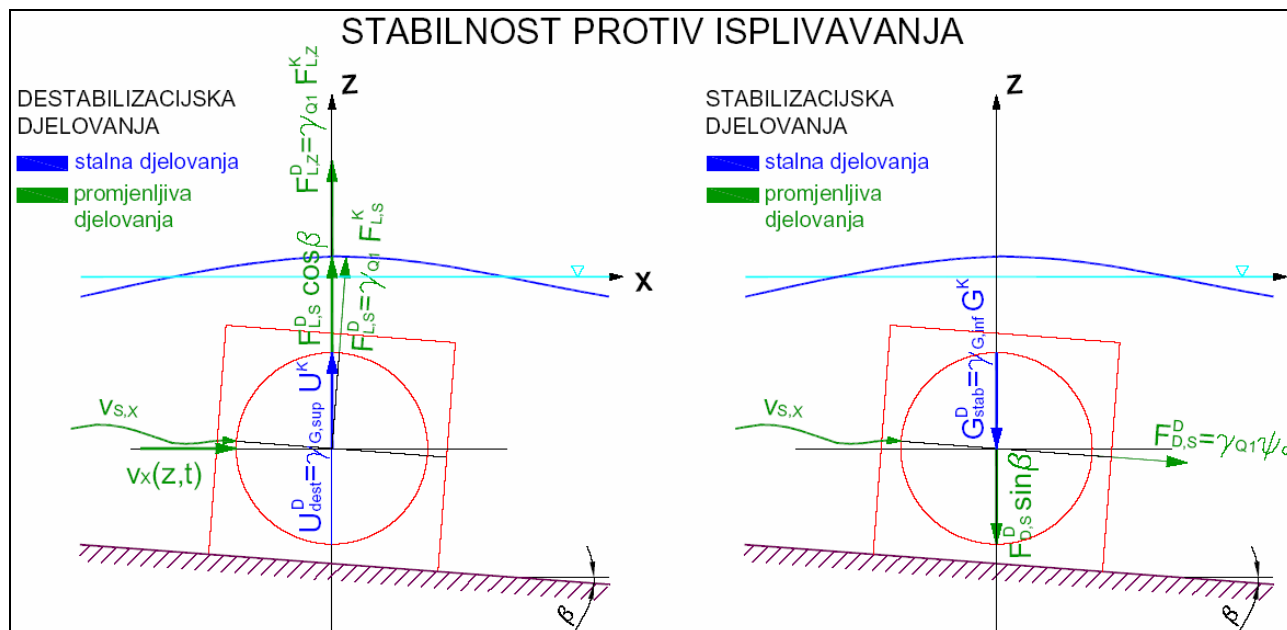
Obavlja se provjerom kriterija vertikalne stabilnosti sila koje djeluju na cjevovod koji leži na dnu bez ukopavanja prema slici 2.1.9.2.:1, a koji glasi: sile koje djeluju na vertikalni pomak moraju biti manje od sila koje se tome odupiru! To se izražava matematički kao:

$$\sum V \rightarrow E_{V,\text{destab}}^D \leq E_{V,\text{stab}}^D$$

$$F_{L,S}^D \cos \beta + F_{L,Z}^D(d,t) + U_{\text{dest}}^D \leq G_{\text{stab}}^D + F_{D,S}^D \sin \beta$$

$$G_{\text{stab}}^D \leq U_{\text{dest}}^D + F_{L,S}^D \cos \beta + F_{L,Z}^D(d,t) - F_{D,S}^D \sin \beta$$

$$G^K(d,t) \leq \frac{1}{\gamma_{G,\text{inf}}} \left[\gamma_{G,\text{sup}} U^K + \gamma_{Q1} \left(F_{L,S}^K \cos \beta + F_{L,Z}^K(d,t) - \psi_o F_{D,S}^K \sin \beta \right) \right]_{\text{max}}$$



Sl. 2.1.9.2.:1 Shematski prikaz brzina vodenih čestica isila koje djeluju na cjevovod kod analize isplivavanja

Iz gornjeg izraza vidi se da je vrijednost u uglatoj zagradi funkcija od vremena "t", jer je sila hidrodinamičkog uzgona od vala $F_{L,Z}^K(d,t)$ funkcija od horizontalne komponente brzine vodne čestice $v_x(d,t)$ kod valnog gibana. Dakle vrijednost u uglatoj zagradi mijenja se od minimalne do maksimalne, i stoga gornji kriterij stabilnosti mora vrijediti i za maksimalnu vrijednost uglate zagrade. Kako se $v_x(d,t)$ mijenja kao cos funkcija od vremena $v_x = f[\cos(-\omega t)]$, a $F_{L,Z}^K(d,t) \sim \cos(-\omega t)$ što znači da može poprimiti vrijednosti od 0 - 100%. Za ovu ravnotežu interesantna je najveća; t.j. 100%-tna vrijednost $F_{L,Z}^K(d,t)$, a ta će se desiti za $t=0$, pa se gornji kriterij dade napisati:

$$G_{\max}^K \leq \frac{1}{\gamma_{G,\text{inf}}} \left[\gamma_{G,\text{sup}} U^K + \gamma_{Q1} \left(F_{L,S}^K \cos \beta + F_{L,Z}^K(d,t=0) - \psi_0 F_{D,S}^K \sin \beta \right) \right] \text{ [N/m]}$$

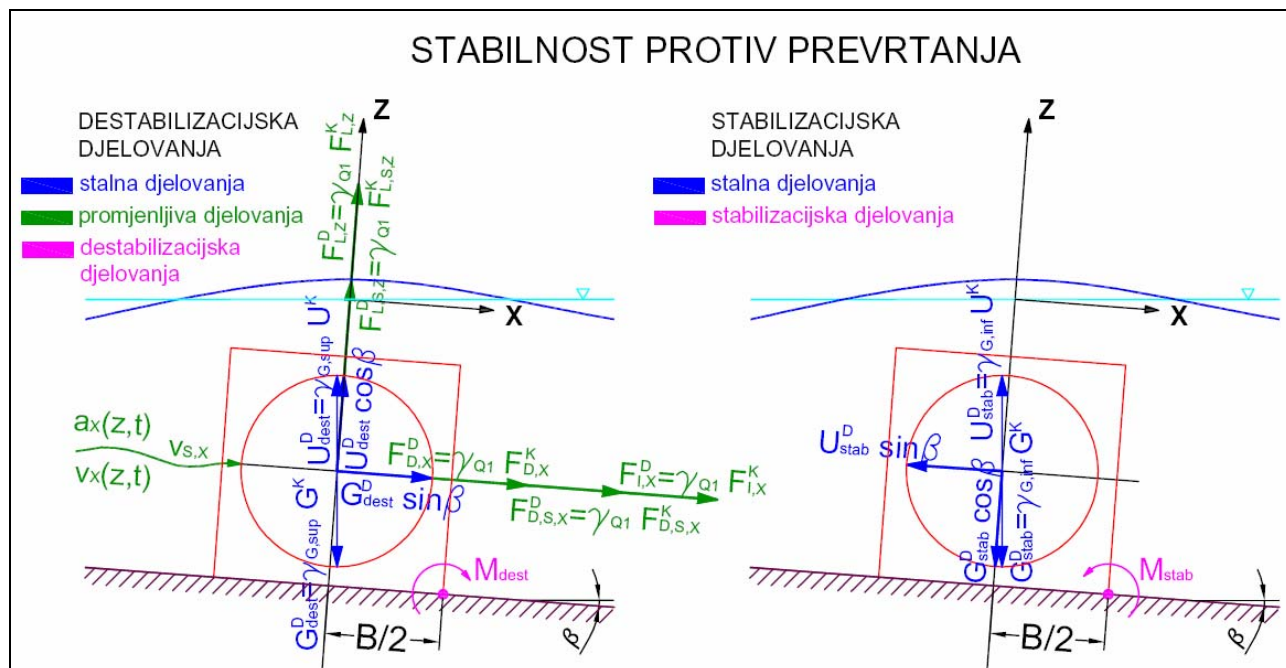
$\gamma_{Q1}=1,5$ za nepovoljno HRN ENV 1991-1,25 i $\gamma_{Q1}=1$ za povoljno PM
 $\psi_0=0,6$ (za m. struju i valove kao za vjetar PM & HRN ENV 1991-1,26)

Ako se želi dobiti samo težina cijevi s opteživačima bez vode koja ju ispunjava onda od gornje vrijednosti G^K treba oduzeti težinu vode koja stane u cijev.

2.1.9.3 Provjera sigurnosti protiv prevrtanja

Obavlja se provjerom kriterija stabilnosti momenata koji djeluju na cjevovod koji leži na dnu bez ukopavanja prema slici 2.1.9.3.:1, a koji glasi: destabilizacijski momenti koji djeluju na prevrtanje oko rubna točke opteživača moraju biti manji od momenata koji se tome odupiru! To se izražava matematički kao:

$$\sum M \rightarrow M_{\text{destab}}^D \leq M_{\text{stab}}^D$$



Sl. 2.1.9.3::1 Shematski prikaz brzina vodenih čestica isila koje djeluju na cjevovod kod analize prevrtanja

$$\begin{aligned}
 & \left[U_{\text{dest}}^D \cos \beta + F_{L,S,Z}^D + F_{L,Z}^D(d,t) \right] \times \frac{B}{2} + \left[G_{\text{dest}}^D \sin \beta + F_{D,X}^D(d,t) + F_{D,S,X}^D + F_{I,X}^D(d,t) \right] \times \frac{B}{2} \\
 & \leq \left[U_{\text{stab}}^D \sin \beta + G_{\text{stab}}^D \cos \beta \right] \times \frac{B}{2} \\
 & G_{\text{stab}}^D \cos \beta - G_{\text{dest}}^D \sin \beta \geq U_{\text{dest}}^D \cos \beta - U_{\text{stab}}^D \sin \beta + F_{D,S,X}^D + F_{D,X}^D(d,t) + F_{I,X}^D(d,t) + F_{L,S,Z}^D + F_{L,Z}^D(d,t) \\
 & \gamma_{G,\text{inf}} G^K \cos \beta - \gamma_{G,\text{sup}} G^K \sin \beta \\
 & \geq \gamma_{G,\text{sup}} U^K \cos \beta - \gamma_{G,\text{inf}} U^K \sin \beta + \gamma_{Q1} F_{D,S,X}^K + \gamma_{Q1} F_{D,X}^K(d,t) + \gamma_{Q1} F_{I,X}^K(d,t) + \gamma_{Q1} F_{L,S,Z}^K + \gamma_{Q1} F_{L,Z}^K(d,t) \\
 & G^K \geq \frac{(\gamma_{G,\text{sup}} \cos \beta - \gamma_{G,\text{inf}} \sin \beta) U^K + \gamma_{Q1} [F_{D,S,X}^K + F_{D,X}^K(d,t) + F_{I,X}^K(d,t) + F_{L,S,Z}^K + F_{L,Z}^K(d,t)]_{\text{max}}}{(\gamma_{G,\text{inf}} \cos \beta - \gamma_{G,\text{sup}} \sin \beta)}
 \end{aligned}$$

Ako se želi dobiti samo težina cijevi s opteživačima bez vode koja ju ispunjava onda od gornje vrijednosti G^K treba oduzeti težinu vode koja stane u cijev.

Iz gornjeg izraza vidi se da je vrijednost u uglatoj zagradi funkcija od vremena "t", jer su sile $F_{D,X}^K(d,t)$, $F_{L,Z}^K(d,t)$ i $F_{I,X}^K(d,t)$ sin i cos funkcije od vremena. Dakle vrijednost u uglatoj zagradi mijenja se od minimalne do maksimalne, i stoga gornji kriterij stabilnosti mora vrijediti i za maksimalnu vrijednost uglate zagrade. Maksimum uglate zagrade određuje se numerički (vidi komentar pod 2.1.9.1)!

ZAKLJUČAK

Hidrodinamičke sile na podmorski cjevovod vrlo su kompleksan fenomen, naročito kada analiziramo realno strujanje uz utjecaj valova i struja na dnu morskoga dna. Vrlo je teško odrediti rezultantu sila u svakom danom trenutku. Prisustvo morske struje povećava komponentu sile otpora hidrodinamičkih sila u odnosu prema komponenti sile inercije, tako da ako je brzina struje dovoljno velika, komponenta sile inercije od vala

može biti zanemarena. Pri određivanju komponenata gibanja vodne čestice vala, s dovoljnom točnošću se može koristiti linearna valna teorija i princip superpozicije valova i struja, pogotovo u slučajevima kada primjena nelinearnih valnih teorija nije evidentna.

Za točno određivanje komponenata gibanja vodne čestice vala određene lokacije, potrebno je izvršiti analizu deformacija valnih parametara za tu lokaciju. Treba napomenuti da su vrijednosti koeficijenta sila za slučaj istodobnog djelovanja valova i struja manji u odnosu na slučaj djelovanja samo valova. Najbitniji parametri o kojima ovise koeficijenti sila, a time i hidrodinamičke sile su Reynoldsov broj, Keulegan-Carpenterov broj KC, relativna udaljenost cjevovod od morskoga dna c/D , relativna vanjska hrapavost cjevovoda ϵ/D i kut nailaska valova. Koeficijenti sila za horizontalni valjak manji su nego li za vertikalni valjak, što je posljedica određenog utjecaja vertikalne komponente brzine vodne čestice vala.

2.2 ČVRSTOĆA I DEFORMACIJE KOD POLAGANJA

U radu.

Literatura:

Ocean wave kinematics, dynamics and loads on structures, Jun Zhang, Huston, Texas 1998.,

Analiza hidrodinamičkog opterećenja podmorskih cjevovoda, prof.dr. Živko Vuković dipl. ing. građ., Građevinar br. 41, Zagreb 1989.

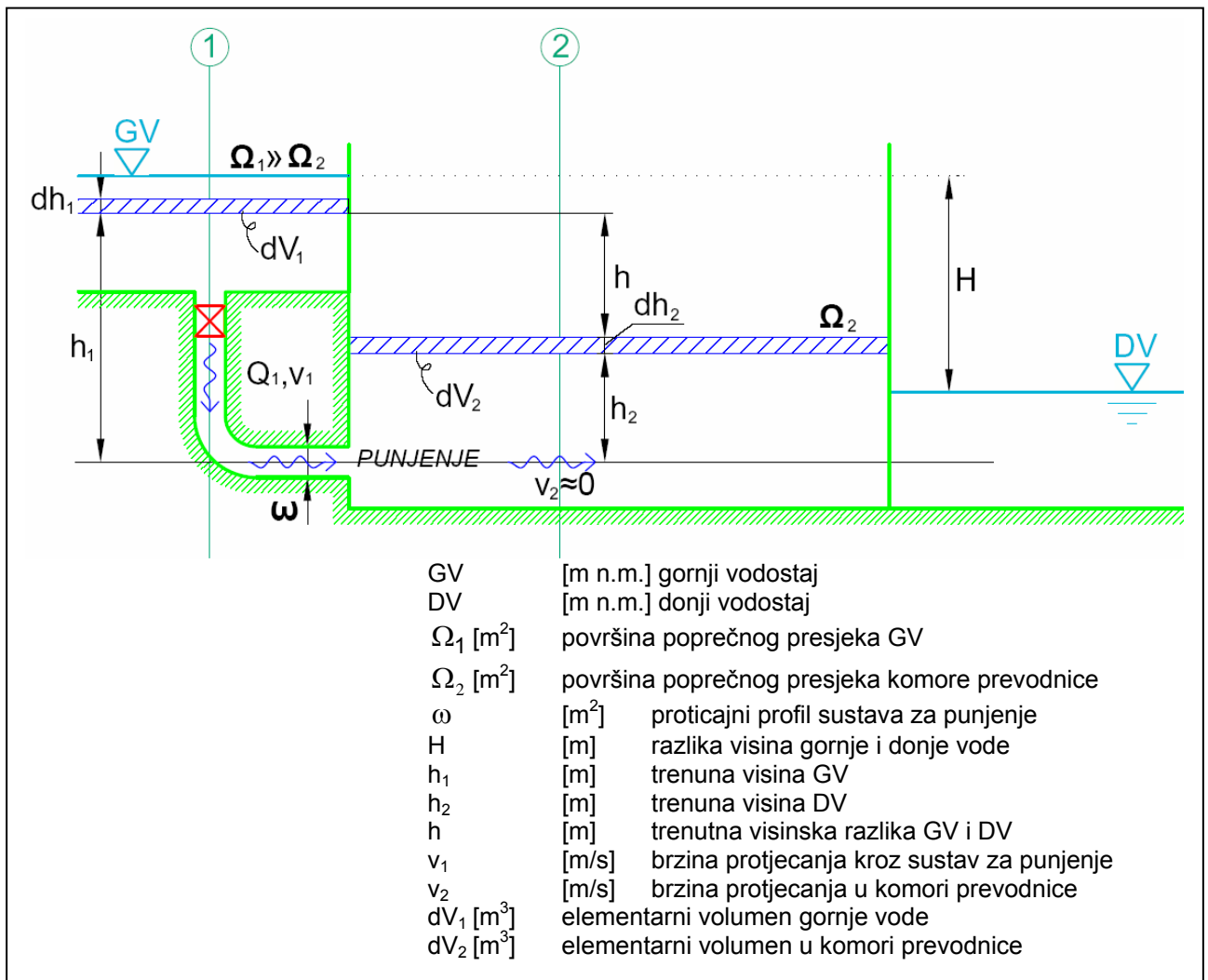
Hidrodinamičko opterećenje horizontalnih cilindričnih elemenata pomorskih konstrukcija, prof.dr. Živko Vuković dipl.ing.građ., Stručni rad, Vodoprivreda br. 21 1989.,

Wave forces on cylinders near plane boundary, Harbour and coastal division vol. 100, New York 1974.

Opterećenje podmorskih cjevovoda nepravilnim valovima i morskom strujom, prof.dr. Živko Vuković dipl. ing. građ, prof.dr. Neven Kuspilić dipl. ing. građ., Građevinar 49, Zagreb 1997.

3 HIDRAULIČKI PRORAČUN BRODSKE PREVODNICE

3.1 VRIJEME PUNJENJA – PRAŽNJENJA



Slika 3.1::1 Definicijska skica za punjenje brodske prevodnice

Razmotrit će se punjenje komore prevodnice, a pražnjenje je hidraulički gledano istovjetno samo su hidraulički koeficijenti različiti. Pod pretpostavkom trenutnog otvaranja zatvarača protok kroz galeriju za punjenje je funkcija samo od trenutne denivelacije h , tj. $Q=f(h)$. Dinamička Bernoullijeva jednadžba nastacionarnog strujanja u integralnoj formi u nekom trenutku „t“ tada je:

$$(h_1 - h_2) + \frac{v_1^2 - v_2^2}{2g} + \frac{1}{g_0} \int \frac{\partial v}{\partial t} dl = \Delta H$$

gdje su:

$$h_1 - h_2 = h; \quad h=h(t)$$

$$v_2 \approx 0 \quad \text{zbog velikog proticajnog presjeka}$$

$$v_1 - \text{mala veličina zbog velikog presjeka } \omega$$

$v_1 = v_2$ u daljnjem proračunu

$$\frac{v_1^2 - v_2^2}{2g} \approx 0 \quad \text{posljedica toga što su } v_1 \approx 0 \text{ i } v_2 \approx 0$$

$$\frac{1}{g_0} \int_0^L \frac{\partial v}{\partial t} dl \approx 0 \quad \text{posljedica toga što je } L \text{ kratko}$$

$$\Delta H = \sum \xi \frac{v^2}{2g} = \sum \xi \frac{v^2}{2g} \quad \text{energetski gubici}$$

ξ – koeficijenti lokalnih hidrauličkih gubitaka

Uvrštavanjem navedenih veličinja u gornju Bernoullijevu jednadžbu dobije se brzina u galeriji (obično pravokutna cijev velikog presjeka) za punjenje:

$$v = \frac{1}{\sqrt{\sum \xi}} \sqrt{2gh} = \mu_s \sqrt{2gh} \quad \dots \dots \dots (1)$$

gdje je:

μ_s koeficijent protoka sustava za punjenje ($\mu_s = 0,65 - 0,75 \approx \text{konst.}$ kod potpuno otvorenog zatvarača).

Iz jednadžbe kontinuiteta volumena u gornjoj vodi i komori prevodnice proizlazi:

$$dV_1 = dV_2$$

$$\Omega_1 dh_1 = \Omega_2 dh_2$$

$$dh = dh_1 + dh_2, \quad dh_1 = dh - dh_2$$

$$dh_2 = \frac{\Omega_1}{\Omega_1 + \Omega_2} dh.$$

Za jednadžbu kontinuiteta protoka kroz sustav za punjenje tokom inkrementa vremena dt i posljedične promjene volumena u komori dobiva se:

$$Q \cdot dt = dV_2 \quad \dots \dots \dots (2)$$

$$\omega \cdot v \cdot dt = \Omega_2 \cdot dh_2$$

$$dt = \frac{\Omega_1 \cdot \Omega_2}{\Omega_1 + \Omega_2} \cdot \frac{1}{\omega v} dh \quad \dots \dots \dots (3)$$

Iz jednadžbi (1) i (3) dobije se:

$$dt = \frac{\Omega_1 \cdot \Omega_2}{\Omega_1 + \Omega_2} \cdot \frac{1}{\omega \mu_s \sqrt{2gh}} dh$$

$$dt = \frac{\Omega_1 \cdot \Omega_2}{\Omega_1 + \Omega_2} \cdot \frac{1}{\omega \mu_s \sqrt{2g}} h^{-1/2} dh \Big|_0^J$$

$$\int_0^T dt = \frac{\Omega_1 \cdot \Omega_2}{\Omega_1 + \Omega_2} \cdot \frac{1}{\omega \mu_s \sqrt{2g}} \int_0^T h^{-1/2} dh$$

$$T = \frac{\Omega_1 \cdot \Omega_2}{\Omega_1 + \Omega_2} \cdot \frac{1}{\omega \mu_s \sqrt{2g}} \cdot 2\sqrt{H}$$

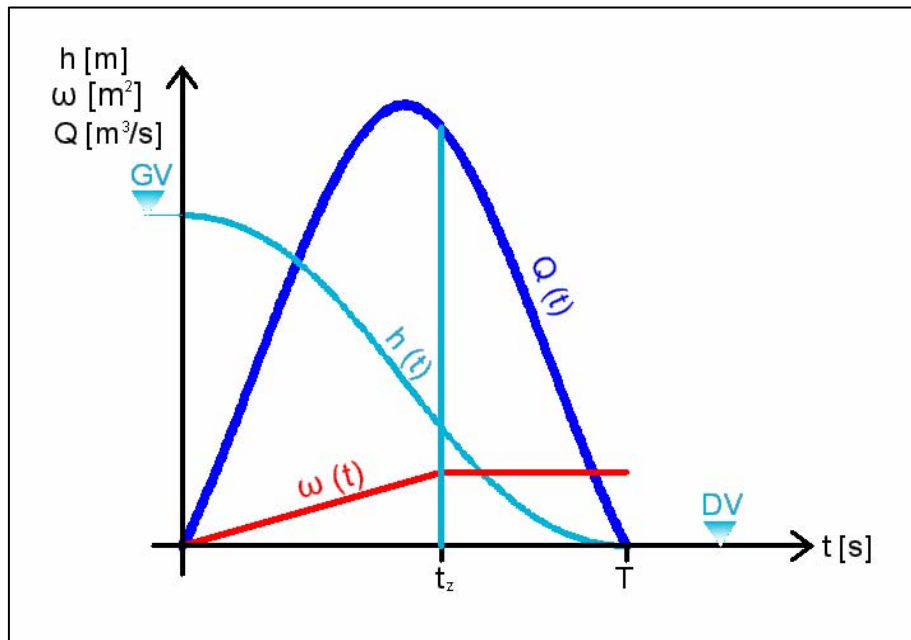
Kako je $\Omega_1 \gg \Omega_2$, vrijedi: $\Omega_1 + \Omega_2 \approx \Omega_1$

$$T = \frac{\Omega_2}{\omega} \cdot \frac{2\sqrt{H}}{\mu_s \sqrt{2g}} = \frac{\Omega_2}{\omega} \cdot \frac{1}{\mu_s g} \sqrt{2gH} \text{ [s]}$$

Za realan slučaj nestacionarnog strujanja, pri pražnjenju komore prevodnice uz postepeno otvaranje zatvarača na sustavu za pražnjenje po zakonu $\omega = \omega(t)$, protok kroz sustav pražnjenja je:

$$Q(t) = \mu_s(t) \cdot \omega(t) \cdot \sqrt{2gh}$$

Uvrštavanjem $Q(t)$ u jednadžbu (2) dobije se sustav diferencijalnih jednadžbi koji se daje riješiti jedino numerički - iteriranjem. Princip je da se za prvi inkrement vremena Δt odredi površina otvora zatvarača $\omega(t=\Delta t)$ i koeficijent protoka sustava za pražnjenje $\mu_s(t=\Delta t)$, te pretpostavi sniženje razine vode u komori $h(t=\Delta h)$ pomoću inkrementa sniženja Δh kroz inkrement vremena Δt . Za tu denivelaciju gornjeg vodostaja i vodostaja u komori $h(t=\Delta h)$ izračuna se pomoću $\omega(t=\Delta t)$ i $\mu_s(t=\Delta t)$ trenutni prosječan protok $Q(t=\Delta t)$ kroz sustav za pražnjenje. Potom se provjeri kontinuitet volumena istekle vode kroz kroz sustav za pražnjenje tokom vremenskog inkrementa Δt ; t.j. $Q \times \Delta t$ sa smanjenjem volumena u komori $\Delta V_2 = \Omega_2 \times \Delta h$. Ako je $Q \times \Delta t \neq \Omega_2 \times \Delta h$ onda se pretpostavi novi Δh i ponavlja postupak dok nije ispunjen uvjet kontinuiteta volumena $Q \times \Delta t = \Omega_2 \times \Delta h$. U tom slučaju je Δh dobro pretpostavljen, i ide se na novi inkrement vremena Δt i novu pretpostavku sniženja razine vode u komori Δh . Iteracije se ponavljaju dok sniženje vode u komori ne dostigne donji vodostaj. Suma svih inkremenata vremena tada je vrijeme pražnjenja komore. Ista procedura vrijedi i za punjenje komore. Ovaj iterativni postupak daje se zorno prikazati grafom kao na Sl. 3.1::2.



Sl. 3.1.:2 Gafički prikaz rezultata nestacionarnog proračuna pražnjenja komore brodske prevodnice gdje su: $\omega(t)$ [m²] – zakon zatvarača, $h(t)$ [m] – promjena razine vode u komori po vremenu i $Q(t)$ [m³/s] - promjena protoka vode kroz sustav za pražnjenje po vremenu

3.2 SILE NA PRIVEZANU UŽAD