



waterloopkundig laboratorium

Philipsdamsluizen

toetsing van het wandschuivenontwerp
in verband met trillingen

notitie

R 1517 – III

december 1980

Philipsdamsluizen

toetsing van het wandschuivenontwerp
in verband met trillingen

notitie

R 1517 - III

december 1980

INHOUD

Lijst van gebruikte symbolen

	blz.
<u>1</u> <u>Inleiding</u>	1
<u>2</u> <u>Korte beschrijving van de wandschuiven; doel van de studie ...</u>	3
<u>3</u> <u>Enkele aantekeningen betreffende badstoptrillingen</u>	5
<u>4</u> <u>Krachtspel bij een badstoptrilling</u>	6
<u>5</u> <u>Stabiliteitsvoorwaarden</u>	12
<u>6</u> <u>Het stabiliteitskriterium toegepast op de wandschuiven</u> <u>van de Philipsdamsluizen</u>	15
6.1 Vervangende veerstijfheid k van de wandschuiven	15
6.2 Hydrodynamische tegenstijfheid k_{hc}	16
6.3 Massa van de schuif en toegevoegde watermassa bovenstrooms ...	17
6.4 Representatieve watermassa in de koker	18
6.5 Het stabiliteitskriterium toegepast	23
6.6 Situatie waarbij de kerende beplating niet tegen het frame is aangetrokken (definitieve fase)	25
6.7 Mate van opslingering in geval van een badstoptrilling	27
<u>7</u> <u>Konklusies</u>	29

Referenties

Figuur 1

Bijlage I : Berekening vervangende veerstijfheid k van de wandschuiven

Lijst van gebruikte symbolen

a	= parameter	(m)
A	= doorsnede	(m ²)
A_k	= representatieve kokerdoorsnede	(m ²)
A_s	= effectieve spleetopening	(m ²)
A_{so}	= gemiddelde effectieve spleetopening gedurende de trilling	(m ²)
A_s'	= fluktuatie in A_s ten opzichte van de gemiddelde waarde A_{so}	(m ²)
$A(z)$	= kokerdoorsnede als functie van z	(m ²)
b	= parameter	(m)
c	= dempingskonstante	(kg s ⁻¹)
$c_{\text{reëel}}$	= reële mechanische dempingskonstante	(kg s ⁻¹)
c_k	= stijfheidscoëfficiënt	(-)
c_m	= massacoëfficiënt	(-)
E	= elasticiteitsmodulus	(kg m ⁻¹ s ⁻²)
f	= eigenfrequentie	(s ⁻¹)
F	= kracht	(kg m s ⁻²)
F'	= extra hydrodynamische kracht	(kg m s ⁻²)
g	= versnelling ten gevolge van de zwaartekracht	(m s ⁻²)
ΔH	= verval over de schuif	(m)
ΔH_o	= gemiddeld verval over de schuif gedurende de trilling	(m)
$\Delta H'$	= fluktuatie in ΔH ten opzichte van de gemiddelde waarde ΔH_o	(m)
I	= traagheidsmoment	(m ⁴)
k	= vervangende veerstijfheid van de tot éénmassaveersysteem geschematiseerde schuif	(kg s ⁻²)
k_{hc}	= hydrodynamische tegenstijfheid	(kg s ⁻²)
l_1	= lengtemaat schuif in horizontale richting	(m)
l_2	= lengtemaat schuif in verticale richting	(m)
L_k	= representatieve kokerlengte	(m)
L_s	= ontwikkelde spleetlengte	(m)
m	= massa schuif + toegevoegde watermassa bovenstrooms	(kg)
P	= gelijkmatig verdeelde belasting per m' schuif in de richting l_1	(kg s ⁻²)
p	= druk	(kg m ⁻¹ s ⁻²)
Δp	= verschillendruk	(kg m ⁻¹ s ⁻²)
$\Delta p'$	= fluktuatie in Δp	(kg m ⁻¹ s ⁻²)
Q	= debiet	(m ³ s ⁻¹)
Q_o	= gemiddeld debiet gedurende de trilling	(m ³ s ⁻¹)

Lijst van gebruikte symbolen (vervolg)

Q'	= fluktuatie in Q ten opzichte van de gemiddelde waarde Q_0	$(m^3 s^{-1})$
t	= tijd	(s)
T	= trillingsperiode ($= 1/f$)	(s)
\bar{v}_k	= stroomsnelheid in de koker (gemiddeld over het doorstroomprofiel A_k)	$(m s^{-1})$
\bar{v}_{ko}	= gemiddelde snelheid \bar{v}_k gedurende de trilling	$(m s^{-1})$
\bar{v}_k'	= fluktuatie in \bar{v}_k ten opzichte van de gemiddelde waarde \bar{v}_{ko}	$(m s^{-1})$
\bar{v}_s	= stroomsnelheid in de spleet (gemiddeld over het doorstroomprofiel A_s)	$(m s^{-1})$
\bar{v}_{so}	= gemiddelde snelheid \bar{v}_s gedurende de trilling	$(m s^{-1})$
\bar{v}_s'	= fluktuatie in \bar{v}_s ten opzichte van de gemiddelde waarde \bar{v}_{so}	$(m s^{-1})$
x	= translatievrijheidsgraad van de schuif, trillingsbeweging	(m)
\hat{x}	= amplitude van de trillingsbeweging	(m)
z	= coördinaat in lengterichting koker of schacht	(m)
δ	= nominale spleetbreedte; doorbuiging	(m)
ρ	= soortelijke massa water	$(kg m^{-3})$
μ	= afvoercoëfficiënt	$(-)$
ω	= hoekfrequentie ($\omega = 2\pi f$)	(s^{-1})

$a :: b$ betekent: als a toeneemt neemt ook b toe en omgekeerd

$a :: -b$ betekent: als a toeneemt neemt b af en omgekeerd

1 Inleiding

De bouw van de Philipsdam en de scheepvaartsluizen in deze dam is zodanig gepland, dat gedurende een zekere periode de scheepsvaart reeds van de sluizen gebruik moet maken, op het moment dat deze sluizen nog niet volledig operationeel zijn. (De bij de sluizen behorende zoute bufferbekkens zijn dan nog niet aangelegd).

Gedurende deze periode zullen de vervallen tussen voorhavens en sluiskolk naar verwachting kunnen oplopen tot 2 m.

Wanneer de vervallen kleiner zijn dan 0,5 m, wordt - als onderdeel van het schutproces - het water in de kolk op gelijke hoogte gebracht met de buitenwaterstand, door één van de roldeuren van de sluiskolk te openen.

Bij vervallen groter dan 0,5 m is deze methode niet meer verantwoord. In dat geval wordt er bij een verval tussen sluiskolk en Slaak genivelleerd via het doorlaatwerk (dit doorlaatwerk vormt de verbinding tussen sluiskolk en Slaak) en bij een verval tussen sluiskolk en Zoommeer vindt nivellering plaats via de kolkwandriolen.

De in- c.q. uitstroomopeningen van deze riolen in de sluiskolk kunnen met behulp van vertikaal beweegbare, stalen glijdschuiven worden afgesloten. Alvorens de schuiven op en neer bewogen worden, wordt het waterkerende deel van de schuiven door middel van veren en pneumatische cylinders van de kolkwand vrij gemaakt.

Op de vergadering van de werkgroep Philipsdamsluizen d.d. 29 juli 1980, werd de vraag gesteld of er gevaar bestaat voor ernstige trillingen in deze kolkwandschuiven, wanneer deze schuiven als regelschuiven worden gebruikt in het nivelleringsproces. Ter vergadering werd door het WL beoordeeld, dat de situatie waarbij water via de kolkwandriolen naar de kolk stroomt geen problemen oplevert. De omgekeerde situatie, waarbij het water via de kolkwandriolen de kolk uitstroomt, werd wel problematisch gevonden, omdat op het moment dat de afsluitende schuif van de kolkwand wordt vrij gemaakt er een zodanige stroming door de spleten tussen schuif en kolkwand ontstaat, dat ernstige trillingen in de schuif (z.g. badstoptrillingen) het gevolg kunnen zijn.

Omdat zekerheid omtrent het al dan niet ontstaan van dergelijke trillingen is gewenst, opdat - indien nodig - maatregelen ter voorkoming van deze trillingen kunnen worden genomen, heeft de RWS aan het WL de opdracht verleend tot het verrichten van een bureaustudie gericht op het trillingsgedrag van de wand-

schuiven onder boven aangegeven omstandigheden.

De resultaten van deze studie worden in deze notitie, die werd geschreven door ir. Th.H.G. Jongeling, gegeven.

2 Korte beschrijving van de wandschuiven; doel van de studie

In de kolkwanden van de Philipsdamsluizen bevinden zich tussen 1,50 m - NAP en NAP de uitmondingen van de kolkwandriolen. Het plafond van de riolen verlaagt zich (het riool ingaande) van NAP tot 0,50 m - NAP.

De breedte van de riolen bedraagt 3,50 m bij de ingang in de kolk en vernauwt zich tot 1,60 m, zie figuur 1.

De uitmondingen van de riolen ($1,50 \times 3,50 \text{ m}^2$) in de kolk kunnen met behulp van stalen glijdschuiven worden afgesloten.

De glijdschuiven bestaan uit twee hoofdelementen, namelijk een frame dat is samengesteld uit stalen kokerbalken en een waterkerende beplating welke beweegbaar op het frame is bevestigd en zich bevindt tussen frame en kolkwand.

Het frame kan, glijdende over op de kolkwand gemonteerde kraanprofielen, op en neer worden bewogen. Om te voorkomen dat daarbij de rubber aanslagprofielen, welke zich rondom op de waterkerende beplating bevinden, langs de kolkwand schuren, wordt de waterkerende beplating tegen het frame aangetrokken. Hierdoor ontstaat er tussen rubber aanslagprofiel en kolkwand een speling van circa 5 mm.

Dit "afdrukken" vindt plaats terwijl er een verval over de schuif staat. Het afdrukken is mogelijk doordat er tussen frame en waterkerende beplating voorzieningen in de vorm van stalen veren en pneumatische cylinders zijn aangebracht.

De wandschuiven zullen in de fase, dat de sluizen nog niet volledig operationeel zijn, worden gebruikt als regelschuiven in het nivelleringsproces bij het schutten en wel in die gevallen waarbij een verval groter dan 0,5 m aanwezig is tussen schutkolk en Zoommeer. Bij vervallen kleiner dan 0,5 m worden de roldeuren van de schutsluis voor dit doel gebruikt. Verwacht wordt, dat het verval tussen schutkolk en Zoommeer maximaal 2 m zal bedragen in deze tijdelijke fase. Omdat de stalen veren tussen frame en waterkerende beplating niet toereikend zijn om de waterkerende beplating tegen een verval van 2 m in naar het frame toe te bewegen, zal in de tijdelijke fase de beplating tegen het frame aangetrokken blijven. De schuif sluit de toegang tot het kolkwandriool daardoor niet meer waterdicht af. Het lekdebiet dat daardoor ontstaat wordt evenwel in de tijdelijke fase geaksepteerd.

Doel van deze studie is nu om na te gaan of er zich bij gebruik van de

wandschuiven als regelschuiven (tijdelijke fase) ernstige trillingen kunnen voordoen in deze schuiven. De aandacht zal daarbij worden gericht op een type trilling dat bekend staat als "badstoptrilling".

Ook zal voor de definitieve fase het trillingsgedrag van de schuiven worden nagegaan.

3 Enkele aantekeningen betreffende badstoptrillingen

Wanneer in een badkuip gevuld met water de stop een klein stukje uit de afvoeropening getrokken wordt, ontstaat er een stroming die een grote neerwaartse kracht uitoefent op de badstop. Wanneer deze stop aan een veer met zekere stijfheid opgehangen is, wordt de stop in de afvoeropening gezogen. De stroming neemt daardoor af en de zuigkracht neemt aanvankelijk zeer fors toe, omdat het debiet in de afvoerpijp "afgeremd" moet worden. Vervolgens wordt de zuigkracht minder. De stop veert weer terug en het proces herhaalt zich. Er ontstaat een trilling.

Kenmerkend is dat de amplitude van de trillingsbeweging steeds groter wordt: er vindt opslingering plaats. Trillingen, waarbij de trillingsamplitude onder invloed van en in wisselwerking met de uitwendige belasting steeds groter wordt, worden zelfexciterende trillingen genoemd. Het mechanische en hydrodynamische systeem zijn hierbij zodanig gekoppeld, dat een vergroting van de uitwendige hydrodynamische kracht gepaard gaat met een vergroting van de trillingsamplitude en omgekeerd. In theorie neemt de trillingsamplitude (van een lineair systeem) daarbij tot een oneindige grote waarde toe. In de praktijk zal door a-lineaire effecten de amplitude van een dergelijke trilling vaak beperkt blijven. Het kan echter ook gebeuren dat de constructie bezwijkt, doordat de bezwijkspanning overschreden wordt.

Van belang voor het ontstaan van dergelijke trillingen zijn de stijfheid en massa van de constructie, de hoeveelheid water die door het trillen van de constructie in een versnelde beweging wordt gebracht (waarbij voor de badstoptrilling geldt, dat de traagheid van het water in de afvoerleiding een belangrijke rol speelt) en de demping van de constructie. Voorts is ook de grootte van het lekdebet, welke wordt bepaald door verval en doorstroomopening, van belang.

Bij een leiding, welke aan bovenstroomse zijde door een schuif wordt afgesloten, kunnen naar analogie met de badkuipstop eveneens zelf-exciterende trillingen ontstaan in de schuif (badstoptrillingen).

Of deze trillingen inderdaad zullen optreden kan aan de hand van de theorie [1] vooraf worden voorspeld.

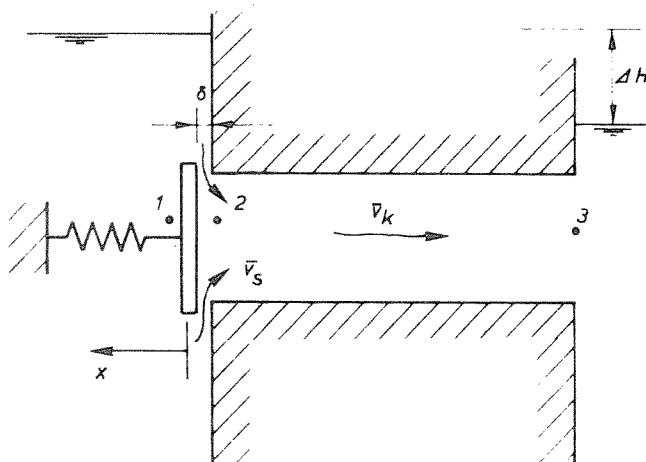
4 Krachtenspel bij een badstoptrilling

Zoals gezegd ontstaan er bij een badstoptrilling hydrodynamische krachten, die gekoppeld zijn aan de trillingsbeweging: de amplitude van de trilling neemt toe naarmate de uitwendige kracht groter wordt, maar ook geldt dat de uitwendige kracht groter wordt naarmate de trillingsamplitude toeneemt. Er wordt bij een dergelijke trilling bewegingsenergie toegevoerd aan de constructie. Uit de mechanica is bekend, dat aan een massaveersysteem alleen energie toegevoerd kan worden, wanneer de uitwendige belasting in fase is met de snelheid waarmee de massa heen en weer beweegt. Zie ook [2].

In het geval van de wandschuiven van de Philipsdamsluizen zullen we dus, wanneer we willen weten of badstoptrillingen mogelijk zijn, moeten nagaan of er zich, onder invloed van een initieel kleine uitwijking van de schuif, krachten kunnen ontwikkelen, welke in fase zijn met de snelheid van de schuif. Alleen dan zal de schuif in trilling geraken.

Als gedachtenexperiment gaan we uit van een schuif, die aan bovenstroomse zijde een riool afsluit (Zie figuur).

De schuif is geschematiseerd tot een éénmassaveersysteem. Over de schuif staat een verval ΔH . Hydraulische verliezen in het riool (wrijving) worden verwaarloosd. Er wordt uitgegaan van een lineair systeem.



Voorts wordt aangenomen dat het water niet samendrukbaar is.

Verondersteld wordt nu, dat de schuif een harmonische trillingsbeweging $x = \hat{x} \cdot \sin(\omega t)$ uitvoert.

De breedte van de spleet tussen schuif en rioolwand varieert daardoor. De spleetbreedte is: $(\delta+x)$.

De effectieve spleetopening bedraagt:

$$A_s = \mu \cdot (\delta + x) \cdot L_s$$

met

μ = afvoercoëfficiënt

L_s = ontwikkelde spleetlengte.

Aangenomen wordt, dat μ konstant is tijdens de trilling.

Verder is:

A_k = representatieve kokerdoorsnede

Q = debiet

\bar{v}_k = stroomsnelheid in de koker (gemiddeld over het doorstroomprofiel)

\bar{v}_s = stroomsnelheid in de spleet (gemiddeld over het doorstroomprofiel)

Als gevolg van de trillingsbeweging fluktuëren of kunnen fluktuëren:

$$\Delta H, Q, A_s, \bar{v}_s \text{ en } \bar{v}_k$$

Gesteld wordt:

$$Q = Q_0 + Q'$$

Q_0 = gemiddelde debiet gedurende de trillingsbeweging

Q' = fluktuatie in het debiet t.o.v. de gemiddelde waarde Q_0

Voor ΔH , A_s , \bar{v}_s en \bar{v}_k worden overeenkomstige vergelijkingen opgesteld.

Nagegaan zal nu worden welke hydrodynamische krachten zich ten gevolge van de trilling kunnen ontwikkelen.

Er kunnen zich 2 mogelijkheden voordoen:

- a) De trillingsbeweging is relatief traag. Het debiet Q door de koker fluktuëert in overeenstemming met de doorstroomopening A_s . (D.w.z. als de doorstroomopening A_s groter wordt neemt het debiet Q toe en omgekeerd. In deze notitie wordt dit aangegeven met: $Q' \propto A'_s$). Het water in de koker ondergaat daardoor een versnelling c.q. een vertraging.
- b) De trillingsbeweging is relatief snel. Het water in de koker kan de beweging van de schuif niet meer volgen (als gevolg van traagheidseffekten) en het debiet Q door de koker blijft bij benadering konstant.

ad a Laagfrequentie trilling

De doorstroomopening A_s is gelijk aan:

$$A_s = \mu \cdot (\delta + x) \cdot L_s = \mu \cdot \delta \cdot L_s + \mu \cdot x \cdot L_s = A_{s0} + A'_s$$

(Aangenomen wordt, dat de afvoercoëfficiënt μ konstant blijft tijdens de trilling).

Het debiet fluctueert in overeenstemming met de doorstroomopening A_s , dus er geldt:

$$Q' :: A'_s$$

ofwel

$$Q' :: \mu \cdot x \cdot L_s$$

ofwel

$$Q' :: x$$

Er geldt nu ook:

$$\frac{dQ'}{dt} :: \frac{dx}{dt}$$

Anders geschreven:

$$\dot{Q}' :: \dot{x}$$

Doordat het debiet door de koker fluctueert ontstaan er versnellings- c.q. vertragingskrachten. In overeenstemming hiermee fluctueert het drukverschil $(p_2 - p_3)$ tussen begin en eind van de koker. (Zie figuur op blz. 6). Wanneer het extra drukverschil $(p_2 - p_3)'$ positief is zal er een negatief extra drukverschil $(p_1 - p_2)'$ over de schuif ontstaan. Er kan nu de volgende bewegingsvergelijking worden opgesteld:

$$(p_2 - p_3)' \cdot A_k = + \rho \cdot L_k \cdot A_k \cdot \frac{d\bar{v}_k}{dt}$$

hierbij is:

A_k = representatieve doorsnede van de koker

L_k = representatieve lengte van de koker

ρ = soortelijke massa water

\bar{v}_k = snelheid van het water in de koker (gemiddeld over A_k)

Nu is:

$$A_k \cdot \frac{d\bar{v}_k}{dt} = \frac{dQ}{dt} = \frac{dQ'}{dt} = \dot{Q}'$$

De bewegingsvergelijking kan dus geschreven worden als:

$$(p_2 - p_3)' = \frac{\rho \cdot L_k \cdot \dot{Q}'}{A_k}$$

Er geldt:

$$(p_2 - p_3)' \quad :: \quad - (p_1 - p_2)'$$

(d.w.z. als $(p_2 - p_3)'$ groter wordt neemt $(p_1 - p_2)'$ af en omgekeerd)

Nu geldt ook:

$$(p_1 - p_2)' \quad :: \quad - \frac{\rho \cdot L_k \cdot \dot{Q}'}{A_k}$$

ofwel

$$(p_1 - p_2)' \quad :: \quad - \dot{Q}'$$

Omdat $\dot{Q}' \quad :: \quad \dot{x}$ kan deze relatie worden geschreven als:

$$(p_1 - p_2)' \quad :: \quad -\dot{x}$$

In woorden: het extra drukverschil over de schuif tengevolge van de trilling geeft een kracht op de schuif, die in fase is met de snelheid van de schuif. Er wordt daardoor bewegingsenergie toegevoegd aan de schuif. Een toevallige, kleine uitwijking van een in rust verkerende schuif is kennelijk voldoende om de schuif in trilling te brengen. (zelfexcitatie)

Het gedachtenexperiment geeft aan, dat wanneer de eigenfrequentie van de schuif (onder water) relatief laag is (ofwel wanneer de stijfheid voldoende laag is) er omstandigheden mogelijk zijn, waarbij zelf-exciterende trillingen zullen optreden.

ad b Hoogfrequentie trilling

In dit geval kan het debiet Q in de koker als gevolg van de traagheid van het water bij benadering konstant worden verondersteld.

Omdat de doorstroomopening A_s tengevolge van de trilling fluktueert ($\mu \cdot L_s$

wordt konstant verondersteld, dus $A'_s \propto x$) zal de snelheid \bar{v}_s , waarmee het water door de spleet stroomt, eveneens fluktuaties vertonen.

Er geldt nu:

$$\bar{v}'_s \propto -A'_s$$

(want het debiet $Q = \bar{v}_s \cdot A_s = \text{konstant}$)

dus

$$\bar{v}'_s \propto -x$$

De snelheid \bar{v}_s kan alleen toenemen wanneer het drukverschil over de schuif ($p_1 - p_2$) toeneemt en omgekeerd:

$$\bar{v}'_s \propto (p_1 - p_2)'$$

Nu geldt ook:

$$(p_1 - p_2)' \propto -x$$

In woorden: het extra drukverschil over de schuif ten gevolge van de trilling geeft een kracht op de schuif, die in fase is met de beweging x .

Deze kracht voert geen energie toe.

Een schuif die in rust verkeert zal daardoor niet in trilling kunnen geraken onder deze omstandigheden.

Het gedachtenexperiment laat zien hoe belangrijk de stijfheid van de schuif is. Bij een laag frekwente trilling (relatief lage stijfheid) is de extra kracht, die ontstaat ten gevolge van de trilling, in fase met de snelheid \dot{x} ; bij een hoog frekwente trilling (relatief hoge stijfheid) heeft er een 90° -fasedraaiing plaats gevonden, want de extra kracht is dan in fase met de beweging x .

Dit gegeven nu is van belang bij gebruik van de zogenaamde instabiliteits-indicator [1]. Deze instabiliteits-indicator zegt: wanneer een plotselinge initiële beweging van de schuif een extra hydrodynamische kracht ten gevolge heeft die in de richting van de beweging werkt (aangenomen dat de stroom gedurende een korte tijdsduur konstant blijft voordat deze reageert op de schuifbeweging) dan bestaat er gevaar voor zelf-exciterende trillingen.

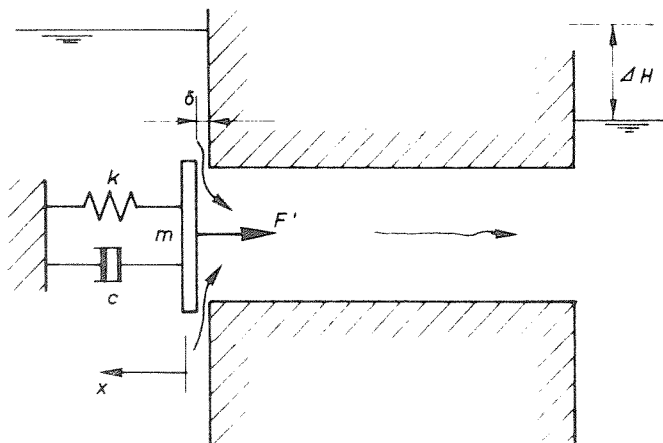
Anders geformuleerd: Wanneer er tengevolge van een hoogfrequent trilling (fysisch gezien vergelijkbaar met een plotselinge initiële beweging) een hydrodynamische kracht ontstaat die in de richting van de verplaatsing werkt ('negatieve hydrodynamische stijfheid'), dan zal er tengevolge van een laagfrequent trilling een hydrodynamische kracht in fase met de snelheid van bewegen ontstaan. (zelfexcitatie). Bij de laagfrequent trilling ontstaat dus opslinging, bij de hoogfrequentie niet of nauwelijks. Omdat de trillingsfrequentie samenhangt met de stijfheid van de constructie zal een hogere stijfheid grotere veiligheid geven.

5 Stabiliteitsvoorwaarden

Omdat het mechanisme, dat oorzaak is van badstoptrillingen, goed bekend is, kunnen voor een schuif, die aan bovenstroomse zijde een koker afsluit, de voorwaarden worden afgeleid waarbij geen trillingen kunnen optreden.

Van de konstruktie moeten stijfheid en massa van de schuif, geometrie van de koker, alsmede grootte van de spleetopening en het verval bekend zijn.

Er kan dan het volgende gedachtenexperiment worden gedaan. Allereerst wordt de schuif geschematiseerd tot een éénmassaveersysteem. (Aanname: lineair systeem).



De buigstijfheid en/of de oplegstijfheid van de schuif worden daartoe terugerekend tot een lineaire veerstijfheid k .

De mechanische demping van de schuif wordt verwaarloosd.

Als massa m wordt ingevoerd de schuifmassa vermeerderd met de zogenaamde toegevoegde watermassa aan bovenstroomse zijde van de schuif.

(Opmerking: Bij bewegen van de schuif in het water ontstaat er aan bovenstroomse zijde een kracht op de schuif die in tegenfase is met de versnelling van de schuif. Deze kracht kan worden vertaald in een hoeveelheid watermassa, die in een versnelde beweging moet worden gebracht: de zogenaamde toegevoegde watermassa of hydrodynamische massa. Aan benedenstroomse zijde ontstaat eveneens een kracht op de schuif die een komponent bevat, welke in tegenfase is met de versnelling \ddot{x} van de schuif, maar bovendien een komponent bevat, die - zoals we in par. 4 zagen - $\delta \dot{f}$ in fase is met de snelheid van de schuif $\delta \dot{f}$ in fase is met de beweging van de schuif (resp. bij een laagfrequentie en bij een hoogfrequentie trilling). Omdat dit de kracht is die we willen leren kennen wordt deze ingevoerd als de hydrodynamische kracht F' .)

Verondersteld wordt nu dat de schuif een zuiver harmonische trillingsbewe-
ging maakt. Dit kan alleen als de hydrodynamische kracht F' per trillings-
periode evenveel energie toevoert als er door een denkbeeldige demper c aan
het systeem wordt onttrokken (c positief). Wanneer dus een positieve c -waarde
wordt berekend, is het systeem instabiel.

Wanneer de kracht F' geen energie toevoert aan het systeem, zal alleen een
trilling kunnen ontstaan wanneer de imaginaire demper c energie toevoert
(c negatief). Het systeem is dus stabiel als er een negatieve c -waarde wordt
berekend.

Wanneer de schuif een reële mechanische demping $c_{\text{reëel}}$ heeft geldt als sta-
bilitetsvoorwaarde:

$$c + c_{\text{reëel}} < 0 \qquad (c_{\text{reëel}} > 0)$$

Wanneer de reële mechanische demping wordt verwaarloosd in de berekening,
wordt een extra veiligheid ingebouwd.

Er kunnen nu de volgende 3 vergelijkingen worden opgesteld voor de gesche-
matiseerde schuifkonstruktie:

$$\textcircled{1} \quad F' = \rho g \Delta H' \cdot A_k = -m \ddot{x} - c \dot{x} - k \cdot x \qquad (\text{bewegingsvergelijking voor de schuif})$$

met $\Delta H'$ = fluktuatie in het verval ΔH

A_k = representatieve doorsnede van de koker

$$\textcircled{2} \quad Q = A_s \cdot \sqrt{2g\Delta H} - A_k \cdot \dot{x} \qquad (\text{afvoer vergelijking inkl. pistoneffekt})$$

met A_s = effectieve spleetdoorsnede

$$\textcircled{3} \quad -\rho g \Delta H' = \rho L_k \cdot \frac{d\bar{v}_k}{dt} \qquad (\text{bewegingsvergelijking voor het water in de koker; wrijving verwaar-}$$

loosd)
met L_k = representatieve lengte van de koker.

Wanneer de vergelijkingen $\textcircled{1}$, $\textcircled{2}$ en $\textcircled{3}$ worden gekombineerd, ontstaat er
tenslotte een 2^e graadsvergelijking met de imaginaire demping c als onbe-
kende grootte (zie lit. [1]).

Voorwaarde voor een stabiel systeem is dat beide wortels c van de 2^e graads-
vergelijking < 0 zijn.

Dit is het geval wanneer de stijfheid k van de schuif hoog genoeg is ofwel wanneer de zogenaamde stijfheidscoëfficiënt c_k voldoet aan:

$$c_k > c_m + 1$$

of

$$c_k < 0$$

Voor een volledige afleiding zie [1], hoofdstuk 2

Hierbij is

$$c_k = \frac{k}{k_{hc}} = \frac{\text{veerstijfheid schuif}}{\text{hydrodynamische tegenstijfheid}}$$

en

$$c_m = \frac{m}{\rho \cdot A_k \cdot L_k} = \frac{\text{massa schuif} + \text{toegevoegde watermassa bovenstrooms}}{\text{representatieve watermassa in de koker}}$$

De zogenaamde hydrodynamische tegenstijfheid is gedefinieerd als

$$k_{hc} = - \frac{dF'}{dx} = - \rho \cdot g \cdot A_k \cdot \frac{d(\Delta H')}{dx}$$

ofwel

$$k_{hc} = \frac{\rho \cdot A_k \cdot 2g\Delta H_o}{A_{so}} \cdot \frac{dA_s}{dx}$$

met ΔH_o = gemiddeld verval gedurende de trillingsperiode

A_{so} = gemiddelde effectieve spleetopening gedurende de trillingsperiode.

De hydrodynamische tegenstijfheid k_{hc} is positief als deze "waterveer" een tegengestelde werking heeft als de veer k . Bij een schuif aan de benedenstroomse zijde van de koker is dit niet het geval. De stijfheidscoëfficiënt $c_k = \frac{k}{k_{hc}}$ is daar dus negatief waarmee voldaan wordt aan de voorwaarde voor een stabiel systeem. Badstoptrillingen zullen bij een benedenstroomse schuif als regel dan ook niet voorkomen, tenzij een bijzondere vorm van afdichtende konstruktie wordt gekozen.

Voor een schuifkonstruktie met stijfheid k welke aan bovenstroomse zijde een koker afsluit, geldt dus als stabiliteitskriterium:

$$c_k > c_m + 1.$$

6 Het stabiliteitskriterium toegepast op de wandschuiven van de Philipsdam- sluizen

6.1 Vervangende veerstijfheid k van de wandschuiven

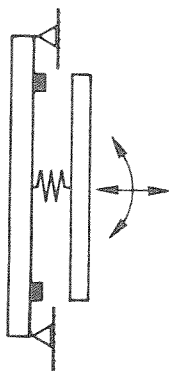
Een wandschuif bestaat uit een stalen frame waarop een afdichtende beplating is bevestigd.

Door middel van een samenspel van stalen veren en pneumatische cylinders kan de afdichtende beplating van het frame worden afgedrukt (waardoor de schuif zich tegen de kolkwand vastzet) of kan de afdichtende beplating tegen het frame worden aangetrokken.

Het is niet gemakkelijk om voor deze tamelijk complexe konstruktie een vervangende veerstijfheid k te bepalen.

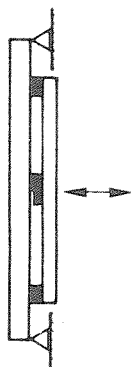
Het lijkt evenwel akseptabel - in geval dat de kerende beplating tegen het frame is aangetrokken - om de buigstijfheid van beide delen bij elkaar op te tellen en om te rekenen naar een lineaire veerstijfheid k .

In geval dat de kerende beplating niet tegen het frame is aangetrokken is de veerstijfheid van cylinders en veren eveneens van belang. Omdat de lengte van de luchtkolom in de cylinders varieert tijdens het afdrukken, hebben de pneumatische cylinders een variabele veerstijfheid. Cylinders en veren liggen in één lijn. In niet-aangetrokken positie heeft de kerende beplating dus een rotatievrijheidsgraad om deze lijn.



Schematische verticale doorsnede over de schuif met beplating in niet-aangetrokken positie.

2 vrijheidsgraden.



Schematische verticale doorsnede over de schuif met beplating in aangetrokken positie.

1 vrijheidsgraad.

Bovenstaande figuren geven een schematische verticale doorsnede over de schuif met de kerende beplating respectievelijk in niet-aangetrokken en aangetrokken positie. In het eerste geval zijn er twee vrijheidsgraden, in het tweede geval is er één vrijheidsgraad.

Voor het geval dat de kerende beplating tegen het frame is aangetrokken is in bijlage I-A1 een vervangende veerstijfheid k uitgerekend voor de schuif. Deze bedraagt:

$$k = 240 \cdot 10^6 \text{ N/m}$$

In paragraaf 6.6 zal worden ingegaan op de situatie, waarbij de kerende beplating niet tegen het frame is aangetrokken. (Situatie die alleen in de definitieve fase voorkomt!)

6.2 Hydrodynamische tegenstijfheid k_{hc}

De hydrodynamische tegenstijfheid is gedefinieerd als:

$$k_{hc} = \frac{\rho \cdot A_k \cdot (2g \cdot \Delta H_o)}{A_{so}} \cdot \frac{d A_s}{dx}$$

In deze formule is:

ρ = soortelijke massa water

A_k = representatieve doorsnede van de koker

ΔH_o = gemiddeld verval gedurende de trillingsperiode

A_{so} = gemiddelde effectieve spleetopening gedurende de trillingsperiode

A_s = actuele effectieve spleetopening

x = verplaatsing ten gevolge van een denkbeeldige harmonische trilling.

Representatieve doorsnede A_k : dit is de doorsnede van de koker juist achter de schuif. Dus $A_k = 3,5 \times 1,5 \text{ m}^2$.

Verder geldt:

$$\rho = 1000 \text{ kg/m}^3$$

$$\Delta H_o = 2 \text{ m} \quad (\text{maximale verval over de wandschuiven in de tijdelijke fase})$$

$$A_{so} = \mu \cdot \delta \cdot L_s$$

$$L_s = \text{ontwikkelde spleetlengte} = 2 \cdot 3,50 \text{ m} = 7 \text{ m}$$

(in de tijdelijke fase alleen een spleet aan boven- en onderzijde)

$$\delta = 5 \text{ mm.}$$

Dus:

$$A_{so} = \mu \cdot 0,005 \text{ m} \cdot 7 \text{ m} = \mu \cdot 0,035 \text{ m}^2.$$

$$A_s = \mu \cdot (\delta + x) \cdot L_s$$

$$\text{dus } \frac{d A_s}{dx} = \mu \cdot L_s = \mu \cdot 7 \text{ m.}$$

De hydrodynamische tegenstijfheid k_{hc} bedraagt nu voor een nominale spleetbreedte $\delta = 5 \text{ mm}$:

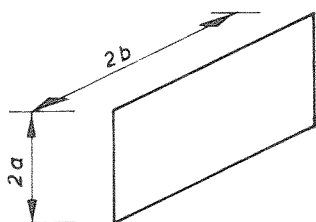
$$k_{hc} = \frac{\rho \cdot A_k \cdot 2g \cdot \Delta H_o}{A_{so}} \cdot \frac{d A_s}{dx} = \frac{1000 \text{ kg/m}^3 \cdot 5,25 \text{ m}^2 \cdot 2 \cdot 10 \text{ m/s}^2 \cdot 2 \text{ m}}{\mu \cdot 0,035 \text{ m}^2} \mu \cdot 7 \text{ m} = 42 \cdot 10^6 \text{ N/m}$$

6.3 Massa van de schuif en toegevoegde watermassa bovenstrooms

De massa van de schuif bedraagt ca. 2500 kg.

De toegevoegde watermassa bovenstrooms van een plaat met zijden $2a$ en $2b$ kan als volgt worden afgeschat (ruwe schatting):

$$m_w \approx \frac{1}{2} \cdot \rho \cdot \pi \cdot (1,5a)^2 \cdot 2b$$



Voor de wandschuif met zijden $2a = 1,90 \text{ m}$ en $2b = 3,60 \text{ m}$ is de toegevoegde watermassa derhalve:

$$m_w = \frac{1}{2} \cdot 1000 \text{ kg/m}^3 \cdot \pi \cdot (1,5 \cdot 0,95 \text{ m})^2 \cdot 3,60 \text{ m} = 11.500 \text{ kg}$$

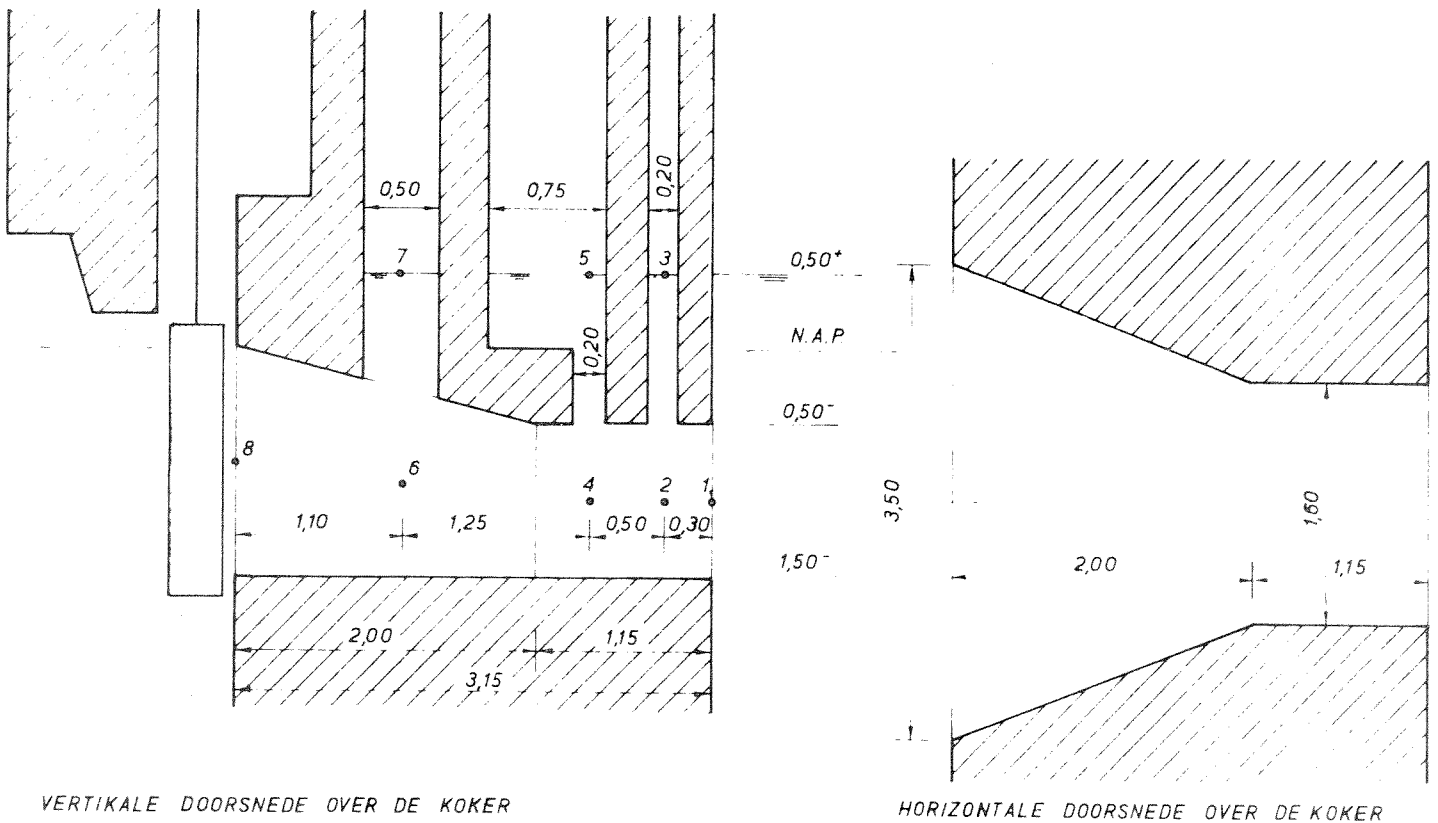
Een zelfde waarde voor m_w wordt verkregen wanneer fig. II-17 in [1] wordt gebruikt.

De massa van schuif en water bedraagt dus:

$$m = 2.500 \text{ kg} + 11.500 \text{ kg} = 14.000 \text{ kg}.$$

6.4 Representatieve watermassa in de koker

Onderstaande figuren geven een horizontale en verticale doorsnede over de koker. De noodshuif is niet getekend en wordt in onderstaande berekening verwaarloosd.



De representatieve watermassa in de koker is gelijk aan:

$$\rho \cdot A_k \cdot L_k$$

A_k is de doorsnede van de koker juist achter de schuif (3,5 m x 1,5 m).

De lengte L_k wordt als volgt bepaald:

Ten gevolge van de trillingsbeweging van de schuif ontstaat er een extra drukverschil $\Delta p'$ tussen begin en eind van de koker. Het extra debiet dat hiermee samengaat, is Q' . Omdat de koker in lengterichting een variërende doorsnede heeft zal de snelheid niet overal gelijk zijn. Het water in het vernauwde gedeelte van de koker zal een grotere versnelling ondergaan (ten

gevolge van het extra drukverschil $\Delta p'$) dan het water in het begin van de koker met doorsnede A_k .

Wanneer nu een denkbeeldige koker met konstant blijvende doorsnede A_k en lengte L_k wordt ingevoerd, mag deze de werkelijke koker vervangen mits ten gevolge van een extra drukverschil $\Delta p'$ tussen begin en eind van de koker een extra debiet Q' ontstaat. Het zal duidelijk zijn, dat in dit geval de lengte L_k van de denkbeeldige koker groter is dan de werkelijke kokerlengte.

Voor het water in deze denkbeeldige koker kan de volgende bewegingsvergelijking worden opgesteld:

$$\Delta p' \cdot A_k = \rho \cdot L_k \cdot A_k \cdot \frac{d\bar{v}_k}{dt}$$

Nu is:

$$A_k \cdot \frac{d\bar{v}_k}{dt} = \frac{dQ'}{dt}$$

Dus er geldt:

$$\Delta p' = \frac{\rho \cdot L_k}{A_k} \cdot \frac{dQ'}{dt} \quad (a)$$

Voor het verloop van het extra drukverschil $\Delta p'$ in de as van de werkelijke koker geldt:

$$\frac{d(\Delta p')}{dz} = \rho \cdot \frac{d\bar{v}(z)}{dt} = \frac{\rho}{A(z)} \cdot \frac{dQ'}{dt}$$

hierin is:

z = koördinaat langs de as van de koker

$A(z)$ = doorsnede koker als functie van z

$\bar{v}(z)$ = stroomsnelheid water als functie van z
(gemiddeld over $A(z)$).

Na integratie langs de as van de koker volgt:

$$\Delta p' = \rho \cdot \frac{dQ'}{dt} \cdot \int \frac{1}{A(z)} dz \quad (b)$$

Eliminatie van $\Delta p'$ in vergelijking (a) en (b) geeft:

$$L_k = A_k \cdot \int \frac{1}{A(z)} dz \quad (c)$$

Hiermee ligt de lengte L_k van de denkbeeldige koker vast.

De berekening van L_k verloopt voor de kolkwandriolen van de Philipsdamsluizen iets anders, omdat er zich drie verticale schachten op het dak van elk riool bevinden. Het extra debiet Q' aan het begin van de koker wordt daardoor verdeeld over de drie schachten en het riool.

Er geldt nu: (zie fig. op blz. 18)

$$Q'_{21} + Q'_{23} = Q'_{42} \quad \text{en ook:} \quad \frac{dQ'_{21}}{dt} + \frac{dQ'_{23}}{dt} = \frac{dQ'_{42}}{dt}$$

enz.

De invloed van een geringer extra debiet door het deel van de koker tussen punt 1 en 6 op de lengte L_k kan nu worden berekend. Omdat de versnellingen in de koker, welke is voorzien van schachten, geringer zijn dan de versnellingen in een koker zonder schachten, zal de representatieve L_k kleiner zijn.

De berekening verloopt nu als volgt:

Gegevens:

lengte kokerdeel L_{ij}	doorsnede kokerdeel A_{ij}	$\int_{L_{ij}} \frac{1}{A_{ij}} dz$
$L_{21} = 0,30 \text{ m}$	$A_{21} = 1.1,6 = 1,6 \text{ m}^2$	$0,19 \text{ m}^{-1}$
$L_{23} = 1,50 \text{ m}$	$A_{23} = 0,2.1,6 = 0,32 \text{ m}^2$	$4,69 \text{ m}^{-1}$
$L_{42} = 0,50 \text{ m}$	$A_{42} = 1.1,6 = 1,6 \text{ m}^2$	$0,31 \text{ m}^{-1}$
$L_{45} = 1,50 \text{ m}$	$A_{45} = 0,2.1,6 \text{ m}^2 \text{ en } 0,75.1,6 \text{ m}^2$	$3,54 \text{ m}^{-1}$
$L_{64} = 1,25 \text{ m}$	$A_{64} = \text{variabel tussen } 2,75 \text{ m}^2 \text{ en } 1,6 \text{ m}^2$	$0,63 \text{ m}^{-1}$
$L_{67} = 1,35 \text{ m}$	$A_{67} = 0,5.1,6 = 0,8 \text{ m}^2$	$1,69 \text{ m}^{-1}$
$L_{86} = 1,10 \text{ m}$	$A_{86} = \text{variabel tussen } 5,25 \text{ m}^2 \text{ en } 2,75 \text{ m}^2$	$0,27 \text{ m}^{-1}$

Er geldt:

$$p_1' = p_3' = p_5' = p_7' = 0.$$

Uitgaande van deze gegevens kan nu de koker worden doorgerekend.

$$(p_2' - p_1') = p_2' = \rho \cdot \frac{dQ'_{21}}{dt} \cdot \int_{L_{21}} \frac{1}{A_{21}} dz = 0,19 \cdot \rho \cdot \frac{dQ'_{21}}{dt} \quad (1)$$

$$(p_2' - p_3') = p_2' = \rho \cdot \frac{dQ'_{23}}{dt} \cdot \int_{L_{23}} \frac{1}{A_{23}} \cdot dz = 4,69 \cdot \rho \cdot \frac{dQ'_{23}}{dt} \quad (2)$$

$$\frac{dQ'_{21}}{dt} + \frac{dQ'_{23}}{dt} = \frac{dQ'_{42}}{dt} \quad (3)$$

Kombinatie van de vergelijkingen (1), (2) en (3) geeft:

$$\frac{dQ'_{23}}{dt} = 0,04 \frac{dQ'_{42}}{dt}$$

$$(p_4' - p_2') = \rho \cdot \frac{dQ'_{42}}{dt} \cdot \int_{L_{42}} \frac{1}{A_{42}} \cdot dz$$

ofwel

$$p_4' = \rho \cdot \frac{dQ'_{42}}{dt} \cdot 0,31 + p_2' = \rho \frac{dQ'_{42}}{dt} \cdot 0,31 + 4,69 \rho \cdot 0,04 \frac{dQ'_{42}}{dt} = 0,50 \rho \frac{dQ'_{42}}{dt} \quad (4)$$

$$(p_4' - p_5') = p_4' = \rho \cdot \frac{dQ'_{45}}{dt} \cdot \int_{L_{45}} \frac{1}{A_{45}} dz$$

ofwel

$$p_4' = \rho \cdot \frac{dQ'_{45}}{dt} \cdot 3,54 \quad (5)$$

$$\frac{dQ'_{42}}{dt} + \frac{dQ'_{45}}{dt} = \frac{dQ'_{64}}{dt} \quad (6)$$

Kombinatie van de vergelijkingen (4), (5) en (6) geeft:

$$\frac{dQ'_{45}}{dt} = 0,12 \frac{dQ'_{64}}{dt}$$

$$(p_6' - p_4') = \rho \cdot \frac{dQ'_{64}}{dt} \cdot \int_{L_{64}} \frac{1}{A_{64}} \cdot dz$$

ofwel

$$\begin{aligned} p_6' &= \rho \cdot \frac{dQ'_{64}}{dt} \cdot 0,63 + p_4' = \rho \cdot \frac{dQ'_{64}}{dt} \cdot 0,63 + 3,54 \cdot \rho \cdot 0,12 \frac{dQ'_{64}}{dt} \\ &= 1,05 \frac{dQ'_{64}}{dt} \end{aligned} \quad (7)$$

$$(p_6' - p_7') = p_6' = \rho \cdot \frac{dQ'_{67}}{dt} \cdot \int_{L_{67}} \frac{1}{A_{67}} \cdot dz$$

ofwel

$$p_6' = 1,69 \rho \cdot \frac{dQ'_{67}}{dt} \quad (8)$$

$$\frac{dQ'_{64}}{dt} + \frac{dQ'_{67}}{dt} = \frac{dQ'_{86}}{dt} \quad (9)$$

Kombinatie van de vergelijkingen (7), (8) en (9) geeft:

$$\frac{dQ'_{67}}{dt} = 0,38 \frac{dQ'_{86}}{dt}$$

$$(p_8' - p_6') = \rho \cdot \frac{dQ'_{86}}{dt} \cdot \int_{L_{86}} \frac{1}{A_{86}} \cdot dz$$

ofwel

$$\begin{aligned} p_8' &= \rho \cdot \frac{dQ'_{86}}{dt} \cdot 0,27 + p_6' = \rho \cdot \frac{dQ'_{86}}{dt} \cdot 0,27 + 1,69 \cdot \rho \cdot 0,38 \cdot \frac{dQ'_{86}}{dt} \\ &= 0,91 \cdot \rho \cdot \frac{dQ'_{86}}{dt} \end{aligned} \quad (10)$$

Nu geldt:

$$p_8' = \Delta p'$$

en
$$\frac{dQ'_{86}}{dt} = \frac{dQ'}{dt}$$

Vergelijking (10) gaat daarmee over in:

$$\Delta p' = 0,91 \cdot \rho \cdot \frac{dQ'}{dt} \quad (11)$$

Voor de denkbeeldige koker met doorsnede A_k en lengte L_k geldt:

$$\Delta p' = \frac{\rho \cdot L_k}{A_k} \cdot \frac{dQ'}{dt} \quad (12)$$

Kombinatie van vergelijking (11) en (12) geeft tenslotte:

$$L_k = 0,91 \cdot A_k = 0,91 \cdot 5,25 = 4,8 \text{ m.}$$

In de berekening wordt nu als representatieve watermassa in de koker ingevoerd:

$$\rho \cdot A_k \cdot L_k = 1000 \text{ kg/m}^3 \cdot 5,25 \text{ m}^2 \cdot 4,8 \text{ m} = 25.200 \text{ kg.}$$

6.5 Het stabiliteitskriterium toegepast

Aan de hand van het stabiliteitskriterium kan nu worden nagegaan of er zich in de tijdelijke fase badstoptrillingen zullen voordoen in de schuiven.

Het stabiliteitskriterium luidt:

$$c_k > c_m + 1$$

Nu is:

$$c_k = \frac{k}{k_{hc}} = \frac{240 \cdot 10^6 \text{ N/m}}{42 \cdot 10^6 \text{ N/m}} = 5,71$$

$$c_m = \frac{m}{\rho A_k L_k} = \frac{14.000 \text{ kg}}{25.200 \text{ kg}} = 0,56 \quad \text{en} \quad c_m + 1 = 1,56$$

Aan het stabiliteitskriterium wordt voldaan ($5,71 > 1,56$). Bij een nominale spleetbreedte $\delta = 5 \text{ mm}$ bestaat dus geen gevaar voor badstoptrillingen.

In geval dat de nominale spleetbreedte δ geen 5 mm is maar kleiner, neemt de hydrodynamische tegenstijfheid k_{hc} evenredig met de afname van δ toe.

(Dus bij $\delta = 1 \text{ mm}$ geldt: $k_{hc} (\delta=1) = 5 \cdot k_{hc} (\delta=5)$).

De stijfheidscoëfficiënt c_k neemt daardoor evenredig af.

Uitgerekend kan nu worden bij welke δ niet meer aan het stabiliteitskriterium wordt voldaan.

Dit is het geval wanneer:

$$c_k \leq c_m + 1 = 1,56$$

Ofwel wanneer:

$$k_{hc} = \frac{k}{c_k} \geq \frac{k}{1,56}$$

Nu is:
$$k_{hc} = \frac{\rho \cdot A_k \cdot 2g \cdot \Delta H_o}{\mu \cdot \delta \cdot L_s} \cdot \frac{dA_s}{dx} = \frac{1000 \text{ kg/m}^3 \cdot 5,25 \text{ m}^2 \cdot 2 \cdot 10 \text{ m/s}^2 \cdot 2 \text{ m}}{\mu \cdot \delta \cdot 7 \text{ m}} \cdot \mu \cdot 7 \text{ m}$$

of :
$$k_{hc} = \frac{2,1 \cdot 10^5}{\delta}$$

Dus de voorwaarde wordt nu:

$$\frac{2,1 \cdot 10^5}{\delta} \geq \frac{k}{1,56} = \frac{240 \cdot 10^6 \text{ N/m}}{1,56}$$

of : $\delta \leq 1,4 \text{ mm.}$

Wanneer aan deze voorwaarde wordt voldaan, bestaat er gevaar voor badstoptrillingen.

Opmerking:

Bij de berekeningen wordt onder nominale spleetbreedte δ verstaan de afstand, tussen het rubber profiel op de kerende beplating en de kolkwand. Verondersteld wordt daarbij dat deze afstand langs de gehele schuifomtrek konstant is. In werkelijkheid is dit niet het geval. (De schuif buigt door!)

Wanneer echter een gemiddelde afstand van 5 mm wordt aangehouden als ontwerpmaat, zal in de situatie dat de kerende beplating tegen het frame is aangetrokken steeds aan het stabiliteitskriterium worden voldaan.

In de definitieve fase is de vervangende veerstijfheid k van de schuiven geringer dan in de tijdelijke fase. Dit komt omdat de schuif dan alleen op de vier hoekpunten ondersteund wordt (i.p.v. een volledige ondersteuning langs de korte zijden van de schuif).

In bijlage I-A2 is de vervangende veerstijfheid k voor dit geval bepaald op:

$$k = 138 \cdot 10^6 \text{ N/m.}$$

In de definitieve fase is het verval over de schuif echter gering: maximaal orde 0,2 m.

De hydrodynamische tegenstijfheid k_{hc} is bij een verval van 0,2 m en een nominale spleetbreedte $\delta = 5 \text{ mm}$ gelijk aan:

$$k_{hc} = \frac{\rho \cdot A_k \cdot 2g \cdot \Delta H_o}{A_{so}} \cdot \frac{dA_s}{dx} = \frac{1000 \text{ kg/m}^3 \cdot 5,25 \text{ m}^2 \cdot 2 \cdot 10 \text{ m/s}^2 \cdot 0,2 \text{ m}}{\mu \cdot 0,005 \text{ m} \cdot 10 \text{ m}} \cdot \mu \cdot 10 \text{ m} = 4,2 \cdot 10^6 \text{ N/m.}$$

De stijfheidscoëfficiënt c_k is nu gelijk aan:

$$c_k = \frac{k}{k_{hc}} = \frac{138 \cdot 10^6}{4,2 \cdot 10^6} = 32,86$$

In de definitieve fase wordt dus ruimschoots voldaan aan het stabiliteitskriterium ($c_k = 32,86 > c_m + 1 = 1,56$).

Badstoptrillingen zullen dan ook niet voorkomen zolang de kerende beplating tegen het frame is aangetrokken.

6.6 Situatie waarbij de kerende beplating niet tegen het frame is aangetrokken

In de definitieve fase dienen de schuiven de kolkwandriolen waterdicht te kunnen afsluiten.

De kerende beplating wordt daartoe van het frame af bewogen en tegen de kolkwand aangedrukt. Dit gebeurt bij een gelijke waterstand binnen en buiten de kolk. Trillingen zullen in deze situatie niet optreden.

Wanneer de kerende beplating weer naar het frame wordt teruggetrokken gebeurt dit terwijl er een verval van maximaal 0,05 (realistisch) à 0,2 m (pessimistisch) over de schuif staat. Tijdens deze beweging, die naar schatting van Directie Bruggen ca. 3 seconden in beslag neemt, kan de kerende beplating zowel een translerende als een roterende beweging maken (zie par. 6.1).

In bijlage I-B is afgeschat, dat de veerstijfheid k van de schuif bij een translatiebeweging zeer veel lager is in deze situatie dan in de situatie, waarbij de beplating geheel tegen het frame is aangetrokken. ($k \approx 8 \cdot 10^5 \text{ N/m}$). De hydrodynamische tegenstijfheid k_{hc} is bij een verval van 0,2 m (pessimistisch uitgangspunt) en een spleetbreedte δ gelijk aan:

$$k_{hc} = \frac{\rho \cdot A_k \cdot 2g \cdot \Delta H_o}{A_{so}} \cdot \frac{dA_s}{dx} = \frac{1000 \text{ kg/m}^3 \cdot 5,25 \text{ m}^2 \cdot 2 \cdot 10 \text{ m/s}^2 \cdot 0,2 \text{ m}}{\mu \cdot \delta \cdot 10 \text{ m}} \cdot \mu \cdot 10 \text{ m}$$
$$= \frac{21.000}{\delta} \text{ N/m}$$

Om aan het stabiliteitskriterium te voldoen mag de spleetbreedte δ een zekere waarde niet onderschrijden. Deze waarde volgt uit:

$$\frac{k}{k_{hc}} \geq c_m + 1 = 1,56 \quad \text{ofwel} \quad \frac{1}{k_{hc}} \geq \frac{1,56}{k} \quad \text{of} \quad \frac{\delta}{21.000} \geq \frac{1,56}{8 \cdot 10^5}$$

dus

$$\delta \geq 41 \text{ mm}$$

Wanneer voor m een gunstigere, lagere waarde aangehouden zou worden en voor $\rho A_k L_k$ een hogere waarde (in verband met noodschuif), dan kan $(c_m + 1)$ ten hoogste gelijk aan 1 worden. Voor δ geldt dan: $\delta \geq 26 \text{ mm}$.

Uitgaande van een (realistisch) maximaal verval over de schuif van 0,05 m, levert het stabiliteitskriterium de eis op: $\delta \geq 10,2 \text{ mm}$ of uitgaande van de meest gunstige c_m -waarde ($c_m = 1$): $\delta \geq 6,6 \text{ mm}$.

Aangezien de nominale spleetbreedte varieert tussen 0 en 5 mm is het duidelijk dat tijdens het aantrekken van de kerende beplating tegen de schuif nooit wordt voldaan aan de voorwaarde voor stabiliteit.

Badstoptrillingen zijn dan mogelijk.

Of er zich inderdaad trillingen zullen ontwikkelen hangt nu af van de tijdsduur, dat de schuif zich in het trillingsgevaarlijke gebied bevindt. (Bij een relatief korte tijdsduur heeft de trilling "geen tijd" om zich te ontwikkelen). Gevaarlijke situaties zijn zeker die, waarbij door storingen in het mechanisme de beweging van de kerende beplating naar het frame toe, wordt onderbroken.

Wanneer de kerende beplating een roterende beweging maakt om zijn lengte-as zal het debiet door de koker nagenoeg geen invloed ondervinden van deze beweging en dus konstant blijven. Wel zal het debiet door zowel de spleet aan de onderzijde als de spleet aan de bovenzijde fluktuëren. In hoeverre hierdoor rotatietrillingen kunnen ontstaan valt op basis van de huidige kennis niet met zekerheid te zeggen. Een meer complexe berekening zou hierover uitsluitsel kunnen geven.

Wanneer de kerende beplating aan één zijde (onderzijde of bovenzijde) tegen het frame aan ligt, zal de kerende beplating een roterende beweging om deze zijde kunnen maken. Dit trillingsgeval kan worden opgevat als een sommatie van een rotatietrilling (om de lijn door veren en cylinders) en een translatietrilling.

Translatietrillingen zijn mogelijk, maar ook de gekombineerde trilling lijkt een reële mogelijkheid te zijn.

6.7 Mate van opslingering in geval van een badstoptrilling

Uit bovenstaande beschouwing blijkt dat badstoptrillingen mogelijk zijn als de kerende beplating naar het frame wordt toegetrokken (definitieve fase!). Van belang is nu in welke mate opslingering plaatsvindt.

Allereerst kan gekeken worden met welke frekwentie de trilling plaatsvindt. De trillingsfrekwentie volgt uit de volgende formule:

$$f = \frac{1}{2\pi} \cdot \sqrt{\frac{k}{m + \rho \cdot A_k \cdot L_k}}$$

met f = eigenfrekwentie (Hz)
 m = massa schuif + bovenstroomse toegevoegde watermassa
 $\rho \cdot A_k \cdot L_k$ = representatieve watermassa in de koker
 k = vervangende veerstijfheid van de schuif.

De stijfheid k van de schuif tijdens het aantrekken van de beplating tegen het frame bedraagt: $k = 8 \cdot 10^5$ N/m. De massa m is: 14.000 kg (zie blz. 18) en de representatieve watermassa in de koker is: $\rho \cdot A_k \cdot L_k = 25.200$ kg (zie blz. 23).

De trillingsfrekwentie is dus:

$$f = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{8 \cdot 10^5}{14.000 + 25.200}} = 0,72 \text{ Hz}$$

De trillingsperiode is: $T = \frac{1}{f} = \frac{1}{0,72} = 1,39$ sek.

Dit is een relatief lange periode. Oorzaak hiervan is de aanwezigheid van relatief slappe veren en pneumatische cylinders tussen frame en kerende beplating.

Het proces van aantrekken van de kerende beplating tegen het frame neemt ca. 1,5 sekonden in beslag (schatting van Direktie Bruggen). De schuif kan in deze periode dus één trillingsperiode doorlopen.

Dit is te gering om de schuif in ernstige mate te laten opslingeren.

7 Konklusies

Kort samengevat luiden de konklusies als volgt:

- Trillingen van het type "badstop" kunnen niet optreden in de kolkwand-schuiven wanneer er water uit het Zoommeer via de kolkwandriolen in de kolk gelaten wordt.
- In de omgekeerde situatie, wanneer het water via de kolkwandriolen uit de kolk gelaten wordt, moeten er twee gevallen onderscheiden worden namelijk:

- a. De schuif bevindt zich voor de opening van het riool en de kerende beplating is tegen het frame van de schuif aangetrokken. Tussen het rubber profiel op de kerende beplating en de kolkwand is een lekspleet aanwezig met een nominale breedte van 5 mm.

Over de schuif staat een verval van maximaal 2 m in de tijdelijke fase en een verval van maximaal 0,05 à 0,2 in de definitieve fase.

Wanneer nu het stabiliteitskriterium wordt toegepast, dan wordt gevonden, dat badstoptrillingen niet zullen optreden; de stijfheid van de schuif is voldoende groot. (In deze situatie is de kerende beplating tegen het frame aangeklemd; beide delen werken samen en leveren een relatief hoge stijfheid op).

Essentieel is wel dat een nominale spleetbreedte $\delta = 5$ mm aanwezig is. (Ofwel rekening houdend met doorbuiging - een gemiddelde spleetbreedte van 5 mm langs de schuifomtrek). Een kleinere δ als gevolg van fabrieksonnauwkeurigheden, uitveren van de rubber profielen etc. levert ten slotte een situatie op waarbij niet meer aan het stabiliteitskriterium wordt voldaan. (In de tijdelijke fase, bij een verval van 2 m over de schuif, gebeurt dit bij $\delta \leq 1,4$ mm).

- b. De schuif bevindt zich voor de opening van het riool en de kerende beplating wordt naar het frame toegetrokken. Over de schuif staat een maximaal verval van 0,05 m (realistisch) à 0,2 m (pessimistisch). De spleet tussen het rubber profiel op de kerende beplating en de kolkwand verwijdt zich van 0 tot nominaal 5 mm. Dit geval doet zich alleen voor in de definitieve fase. Toepassing van het stabiliteitskriterium levert nu op, dat gedurende de ca. 1,5 sekonden durende periode, waarin de kerende beplating naar het frame wordt toegetrokken, gevaar voor badstoptrillingen aanwezig is.

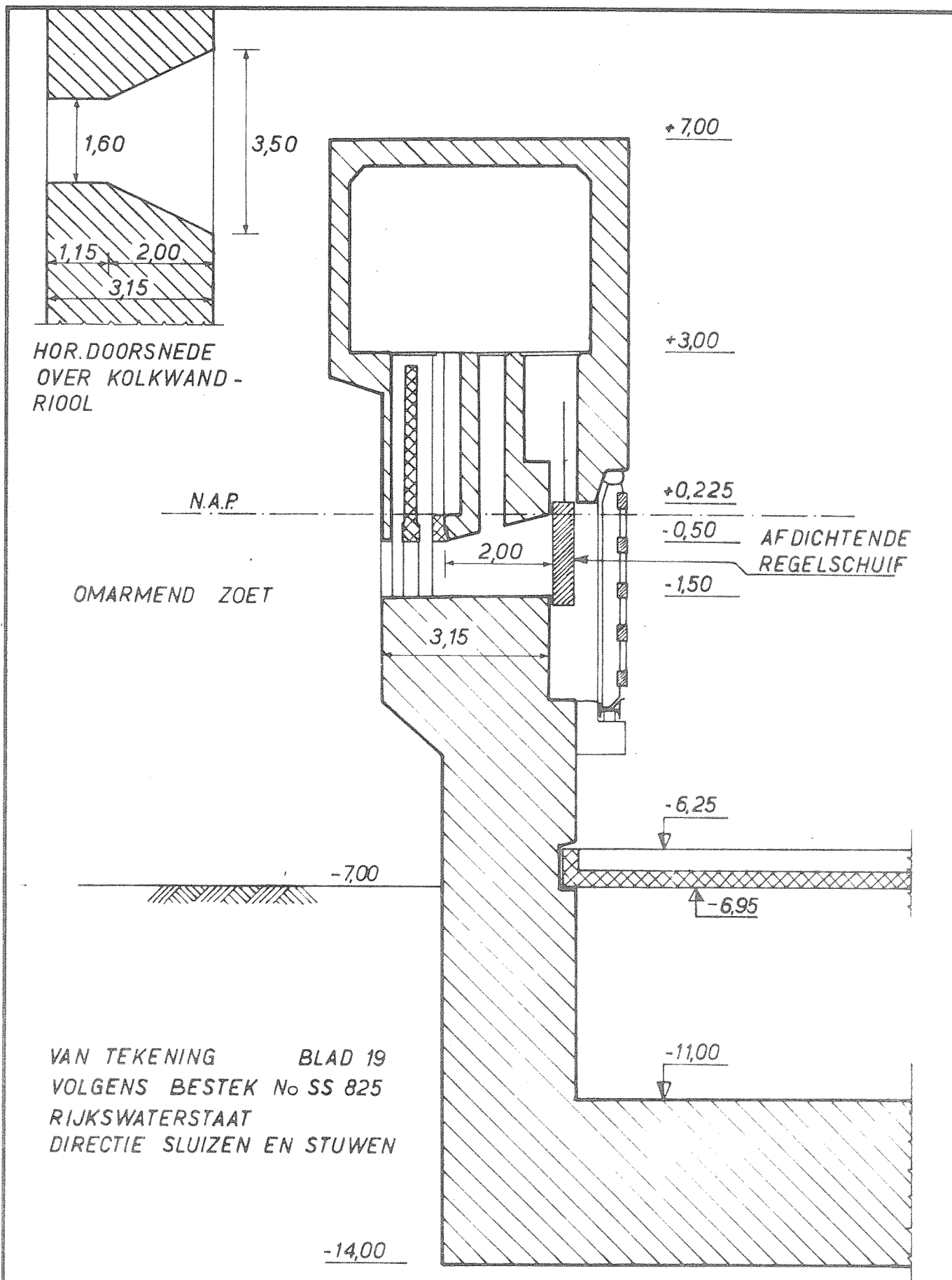
In geval van trilling bedraagt de trillingsperiode ca. 1,4 seconden. Deze periode is relatief groot. Oorzaak is de aanwezigheid van relatief slappe veren en pneumatische cylinders tussen kerende beplating en frame van de schuif.

Gekonkludeerd kan worden, dat de periode waarin de kerende beplating naar het frame wordt getrokken te kort duurt om de schuif in ernstige mate te laten opslingeren.

Iets anders is het, wanneer door storingen in het mechanisme de aantrekende beweging onderbroken wordt. De schuif bevindt zich dan lange tijd in het trillingsgevaarlijke gebied. Met het optreden van badstoptrillingen moet dan in zeer ernstige mate rekening worden gehouden.

REFERENTIES.

- 1 KOLKMAN, P.A. "Flow-induced gate vibrations" Delft Hydraulics Laboratory, publication no. 164, july 1976.
- 2 KOLKMAN, P.A. "Development of vibration-free gate design: learning from experience and theory". IAHR/IUTAM Symposium on practical experiences with flow-induced vibrations. Karlsruhe, september 1979.



DWARSDOORSNEDE KOLKWAND
DUWVAARTSLUIZEN PHILIPSDAM

MATEN IN m

SCHAAL 1:100

A4

RIJKSWATERSTAAT— WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM

R1517

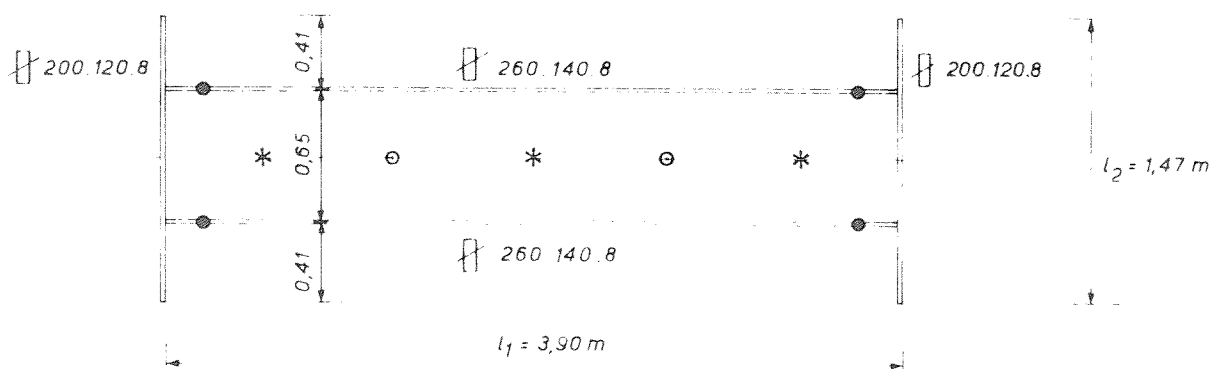
FIG. 1

Bijlage IBerekening vervangende veerstijfheid k van de wandschuivenA Situatie waarbij de kerende beplating tegen het frame is aangetrokken

A1 Tijdelijke fase: de schuif wordt langs de korte zijden volledig ondersteund.

De schuif bestaat uit een stalen frame, waarop de waterkerende beplating beweegbaar is bevestigd.

Buigstijfheid frame.

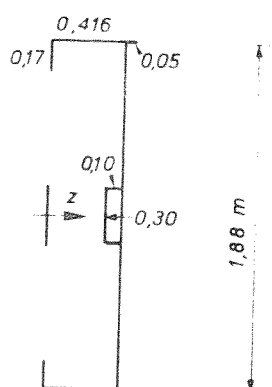


- = oplegpunt kerende beplating op frame
- x = pneumatische cylinder tussen frame en beplating
- o = stalen veer tussen frame en beplating

$$I_{\text{koker } 260.140.8} \approx \left\{ \frac{1}{12} \cdot 0,8 \cdot 26^3 + 0,8 \cdot 14 \cdot 13^2 \right\} = 6130 \text{ cm}^4 = 6,13 \cdot 10^{-5} \text{ m}^4$$

$$E_{\text{staal}} = 2,1 \cdot 10^{11} \text{ N/m}^2$$

$$EI_{\text{frame}} = 2 \cdot 6,13 \cdot 10^{-5} \text{ m}^4 \cdot 2,1 \cdot 10^{11} \text{ N/m}^2 = 25,75 \cdot 10^6 \text{ N m}^2$$

Buigstijfheid kerende beplating

Ligging neutrale lijn ten opzichte van de lijn $z = 0$

$$Z_{\text{NN}} \cdot A =$$

$$\begin{aligned} & 2 \cdot 0,416 \cdot 0,008 \cdot \frac{0,416}{2} \\ & 1,88 \cdot 0,008 \cdot 0,366 \\ & 2 \cdot 0,10 \cdot 0,008 \cdot 0,316 \\ & \frac{0,30 \cdot 0,008 \cdot 0,266}{8,033 \cdot 10^{-3} \text{ m}^3} + \end{aligned}$$

$$A = 0,0257 \text{ m}^2$$

$$z_{\text{NN}} = 0,31 \text{ m}$$

Traagheidsmoment ten opzichte van de neutrale lijn:

$$I_{\text{NN}} = \frac{2 \cdot \frac{1}{12} \cdot 0,008 \cdot 0,416^3 + 2 \cdot 0,008 \cdot 0,416 \cdot 0,10^2 + 2 \cdot 0,008 \cdot 0,17 \cdot 0,31^2 + 0,008 \cdot 0,30 \cdot 0,05^2 + 2 \cdot \frac{1}{12} \cdot 0,008 \cdot 0,1^3 + 0,008 \cdot 1,88 \cdot 0,05^2}{4,68 \cdot 10^{-4} \text{ m}^4} +$$

$$EI_{\text{beplating}} = 2,1 \cdot 10^{11} \text{ N/m}^2 \cdot 4,68 \cdot 10^{-4} \text{ m}^4 = 98,18 \cdot 10^6 \text{ Nm}^2$$

Verondersteld wordt nu, dat - in de situatie waarbij de kerende beplating tegen het frame is aangetrokken - de buigstijfheid van de schuif bij benadering gelijk is aan de som van buigstijfheid van frame en kerende beplating:

$$EI_{\text{schuif}} = EI_{\text{frame}} + EI_{\text{beplating}}$$

Ingevuld geeft dit:

$$EI_{\text{schuif}} = 25,75 \cdot 10^6 \text{ Nm}^2 + 98,18 \cdot 10^6 \text{ Nm}^2 = 123,9 \cdot 10^6 \text{ Nm}^2$$

De grootste doorbuiging ten gevolge van een gelijkmatig verdeelde belasting P per strekkende meter schuif in de richting l_1 bedraagt nu:

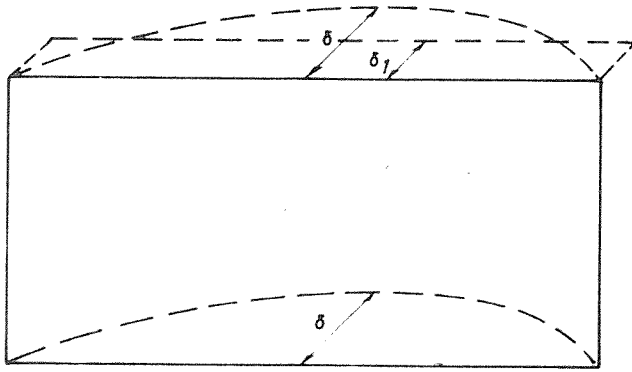
$$\delta = \frac{5 P l_1^4}{384 EI_{\text{schuif}}}$$

$$\text{Met } EI_{\text{schuif}} = 123,9 \cdot 10^6 \text{ Nm}^2$$

$$\text{en } l_1 = 3,90 \text{ m.}$$

Wordt δ :

$$\delta = P l_1 \cdot \frac{5 l_1^3}{384 EI} = P l_1 \cdot 6,23 \cdot 10^{-9} \text{ m.}$$



De gemiddelde verplaatsing δ_1 volgt uit:

$$\delta_1 \cdot l_1 = \frac{2}{3} \cdot \delta \cdot l_1$$

$$\text{Dus } \delta_1 = \frac{2}{3} \cdot \delta = \frac{2}{3} \cdot P l_1 \cdot 6,23 \cdot 10^{-9} \text{ m} = 4,16 P l_1 \cdot 10^{-9} \text{ m.}$$

Gesteld wordt nu:

De vervangende veerstijfheid k voor de schuif volgt uit de formule:

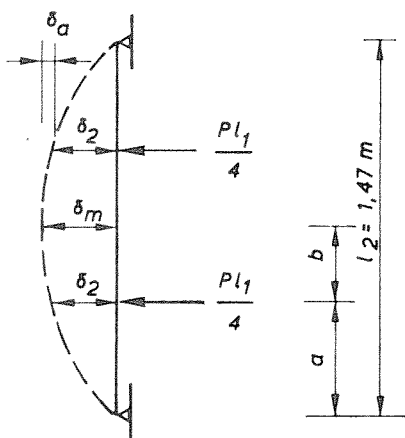
$$k \cdot \delta_1 = P l_1$$

Invullen van δ_1 geeft:

$$k = \frac{P l_1}{4,16 \cdot 10^{-9} P l_1} = 240 \cdot 10^6 \text{ N/m}$$

A2 Definitieve fase : de schuif wordt op de 4 hoekpunten ondersteund

In dit geval dient de doorbuiging δ_2 van de verticale kokerbalken ter plaatse van de aansluiting met de horizontale kokerbalken bij δ_1 te worden opgeteld.



$$\delta_2 = \delta_m - \delta_a$$

$$\delta_2 = 2 \cdot \frac{\frac{1}{4} P l_1 \cdot a \cdot (3l_2^2 - 4a^2)}{48 EI_{\text{koker}}} - \frac{\frac{1}{4} P l_1 \cdot a \cdot b^2}{2 EI_{\text{koker}}}$$

Nu is:

$$a = 0,41 \text{ m}$$

$$b = 0,325 \text{ m}$$

$$I_{\text{koker}} = 2 \cdot \frac{1}{12} \cdot 0,8 \cdot 20^3 + 2 \cdot 0,8 \cdot 12 \cdot 10^2 = 2970 \text{ cm}^4 = 2,97 \cdot 10^{-5} \text{ m}^4$$

$$E_{\text{staal}} = 2,1 \cdot 10^{11} \text{ N/m}^2$$

$$EI_{\text{koker}} = 2,97 \cdot 10^{-5} \text{ m}^4 \cdot 2,1 \cdot 10^{11} \text{ N/m}^2 = 6,27 \cdot 10^6 \text{ Nm}^2$$

Dus

$$\delta_2 = P l_1 \cdot \left\{ \frac{0,41(3,1,47^2 - 4 \cdot 0,41^2)}{96 \cdot 6,27 \cdot 10^6} - \frac{0,41 \cdot 0,325^2}{8 \cdot 6,27 \cdot 10^6} \right\} = 3,09 \cdot 10^{-9} P l_1 \text{ m}$$

De som van δ_1 en δ_2 is:

$$\delta_1 + \delta_2 = (4,16 \cdot 10^{-9} + 3,09 \cdot 10^{-9}) P l_1 = 7,25 \cdot 10^{-9} P l_1 \text{ m}$$

De vervangende veerstijfheid k voor de schuif is nu:

$$k = \frac{P l_1}{\delta_1 + \delta_2} = \frac{P l_1}{7,25 \cdot 10^{-9} P l_1} = 138 \cdot 10^6 \text{ N/m}$$

B Situatie waarbij de kerende beplating niet tegen het frame is aangetrokken

In dit geval draagt de kerende beplating de belasting P via stalen veren en pneumatische cilindres over op het frame.

De doorbuiging van het frame in het midden van de overspanning l_1 is nu (korte zijden schuif volledig ondersteund):

$$\delta = P l_1 \cdot \frac{5 l_1^3}{384 EI_{\text{frame}}} = P l_1 \cdot \frac{5 \cdot 3,9^3}{384 \cdot 25,75 \cdot 10^6} = P l_1 \cdot 30,00 \cdot 10^{-9} \text{ m}$$

De gemiddelde doorbuiging is:

$$\delta_1 = \frac{2}{3} \delta = P l_1 \cdot 20,00 \cdot 10^{-9} \text{ m}$$

In werkelijkheid wordt de schuif alleen ter plaatse van de 4 hoekpunten ondersteund. De doorbuiging δ_2 van de verticale kokerbalken ter plaatse van de aansluiting met de horizontale kokerbalken dient dus bij δ_1 te worden opgeteld.

Blz. I-4 boven aan:

$$\delta_2 = P l_1 \cdot 3,09 \cdot 10^{-9} \text{ m.}$$

De gemiddelde doorbuiging van het frame is dus:

$$\delta_1 + \delta_2 = P l_1 \cdot \{20,00 \cdot 10^{-9} + 3,09 \cdot 10^{-9}\} = 23,09 \cdot 10^{-9} P l_1$$

Vergeleken met de situatie bij A2 (kerende beplating tegen het frame aangetrokken) is de doorbuiging ca. een faktor 3 groter.

In werkelijkheid zullen ook de pneumatische cylinders en stalen veren ingedrukt worden en de kerende beplating zal doorbuigen. De vervangende veerstijfheid k zal daardoor aanzienlijk lager liggen dan bij A2 is berekend.

De volgende berekening geeft een schatting van de veerstijfheid k als rekening wordt gehouden met de stijfheid van stalen veren en pneumatische cylinders.

Allereerst levert het frame een stijfheid k_1 .

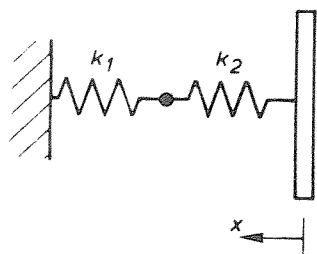
Gesteld wordt:

$$k_1 = \frac{P \cdot l_1}{(\delta_1 + \delta_2)} = \frac{P \cdot l_1}{23,09 \cdot 10^{-9} \cdot P l_1} = 43,3 \cdot 10^6 \text{ N/m}$$

Volgens tekening nr. MO-1d-3145 van Directie Bruggen is de veerstijfheid van één veer gelijk aan $2 \cdot 10^5$ N/m. Het ontwerp voorziet in 2 parallelle veren; de totale veerstijfheid is derhalve $4 \cdot 10^5$ N/m.

Aangenomen wordt, dat de pneumatische cylinders een zodanige bijdrage leveren, dat deze veerstijfheid wordt verdubbeld tot $8 \cdot 10^5$ N/m ($= k_2$).

Wanneer nu wordt verondersteld dat de kerende beplating zelf zeer stijf is, dan is bij benadering het volgende schema van toepassing:



De vervangende veerstijfheid is nu gelijk aan:

$$k = \frac{1}{\frac{1}{k_1} + \frac{1}{k_2}} = \frac{k_1 \cdot k_2}{k_1 + k_2} = \frac{43,3 \cdot 10^6 \cdot 8 \cdot 10^5}{43,3 \cdot 10^6 + 8 \cdot 10^5} = 7,85 \cdot 10^5 \text{ N/m.}$$

waterloopkundig laboratorium · postbus 177 · 2600 mh · delft