



opdrachtgever:

Rijkswaterstaat

Dienst Weg- en Waterbouwkunde, TAW-A2

Taludbekledingen van gezette steen

stabiliteit van de toplaag

M 1795/H 195, CO 285453/7

deel XX, band A

april 1992



**GRONDMECHANICA
DELFT**



Taludbekledingen van gezette steen

stabiliteit van de toplaag

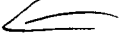
M. Klein Breteler e.a.

1. Rapport nr. Deel 20	2. Serie nr. TAW-A2	3. Ontvanger catalogus nummer	
4. Titel en sub-titel Taludbekledingen van gezette steen. Stabiliteit van de toplaag		5. Datum rapport April 1992	
		6. Kode uitvoerende organisatie M1795/H195	
7. Schrijvers M. Klein Breteler e.a.		8. Nr. rapport uitvoerende organisatie	
9. Naam en adres opdrachtnemer Waterloopkundig Laboratorium Voorsterweg 28, Marknesse Postbus 152 8300 AD Emmeloord		10. Projektnaam TAWA*STEENZ	
		11. Kontaktnummer 31.0.036	
12. Naam en adres opdrachtgever Rijkswaterstaat Dienst Weg- en Waterbouwkunde Postbus 5044 2600 GA Delft		13. Type rapport Deelrapport uit serie van 24 delen	
		14. Kode andere opdrachtgever	
15. Opmerkingen			
16. Referaat In dit rapport, bestaande uit band A en B, zijn 21 deelverslagen gebundeld die alle betrekking hebben op de respons van afzonderlijke stenen in een steenzetting op een belasting door brekende golven. Er worden drie rekenmethoden gepresenteerd, namelijk het analytische model, het black-box model en het numerieke model STEENZET/1 + . Tevens zijn een aantal praktijkschades beschreven, waarvan er vijf met de rekenmethoden zijn geanalyseerd.			
These volumes A and B contain 21 reports on the stability of the cover layer of block revetments. In the volume is dealt with the response of individual blocks to the hydraulic load caused by breaking waves. Three calculation methods are presented, viz. the analytical model, the black-box model and the numerical model STEENZET/1 + . In addition, several actual revetment failures (in reality) are described, from which five cases are analysed with the calculation methods.			
17. Trefwoorden Dijkbekledingen, Steenzettingen, Dimensionering		18. Distributie systeem	
19. Classificatie Vrij toegankelijk	20. Classificatie deze pagina	21. Aantal blz.	22. Prijs

INHOUD BAND A:

- SECTIE 1 : Overzicht van de onderzoeksresultaten
- SECTIE 2 : Stabiliteit toplaag zonder inklemming of interlocking
- SECTIE 3 : Invloed van wrijving en toestroming op de stabiliteit van een los blok
- SECTIE 4 : Eindverificatie onderzoek Deltagoot, analyse van de blokbeweging
- SECTIE 5 : Vereenvoudiging van het analytische model
- SECTIE 6 : Toplaagsterkte, enige aspecten waaronder cumulatie
- SECTIE 7 : Stabiliteit van de toplaag volgens "black-box"-model
- SECTIE 8 : Te stellen eisen aan een schaalmodel van een steenzetting
- SECTIE 9 : Toetsing van toplaagstabiliteit met analytisch model

INHOUD BAND B:

- SECTIE 10: Beweging van blokken
- SECTIE 11: Ontwerpgrafieken met STEENZET 1
- SECTIE 12: Eindverificatie onderzoek in Deltagoot, berekeningen met STEENZET/1+
- SECTIE 13: Reststerkte van een steenzetting met enkele losse stenen, Probleemverkenning en modelvorming
- SECTIE 14: Analyse schade Oterdum
- SECTIE 15: Mogelijke schademechanismen aan de steenzetting van de haven-dammen in Goessche Sas
- SECTIE 16: Praktijkervaring betreffende taludbekledingen op zeedijken, intern verslag werkbezoeken in de maanden mei, juni en juli 1984
- SECTIE 17: Notitie over bezoek aan proefvakken met steenzettingen op kribben aan de Waal nabij Opijnen
- SECTIE 18: Zuidwal (Maasvlakte), analyse schade en ontwerp taludbekleding 
- SECTIE 19: Blokkenmatten Houtribdijk, analyse schadegeval
- SECTIE 20: Stormschade aan taludbekledingen, winter 1984 - 1985
- SECTIE 21: Schade aan de Westkapelse Zeedijk
- SECTIE 22: Schade aan taludbekledingen, winterseizoen 1986 - 1987

SECTIE 1

Overzicht van de onderzoeksresultaten

INHOUD

SYMBOLENLIJST

	blz.
1. <u>Inleiding</u>	1
2. <u>Analytisch model</u>	4
3. <u>Black-box model</u>	6
4. <u>Numerieke model STEENZET/1+</u>	7
5. <u>Reststerkte na initiële schade aan de toplaag</u>	9
6. <u>Analyse van praktijkgevallen met schade</u>	10
7. <u>Toekomstige ontwikkelingen</u>	11

REFERENTIES

SYMBOLENLIJST

D	= toplaagdikte	(m)
F	= coëfficiënt (afhankelijk van constructietype)	(-)
g	= zwaartekrachtsversnelling	(m ² /s)
H	= golfhoogte van inkomende regelmatige golven	(m)
H _s	= significante golfhoogte van inkomende onregelmatige golven	(m)
k	= doorlatendheid van het filter	(m/s)
k'	= doorlatendheid van de toplaag	(m/s)
L _o	= golflengte op diep water (= $gT^2/(2\pi)$)	(m)
T	= golfperiode	(s)
α	= taludhelling	(°)
Δ	= relatieve volumieke massa van de stenen (= $(\rho_s - \rho)/\rho$)	(-)
λ	= lekhoogte (wordt in sectie 11 "lek lengte" genoemd)	(m)
Λ	= lek lengte = $\lambda/\sin\alpha$ (wordt niet gebruikt in sectie 11)	(m)
ξ_o	= brekerparameter = $\tan\alpha/\sqrt{(H/L_o)}$	(-)
ρ_s	= volumieke massa van de stenen	(kg/m ³)
ρ	= volumieke massa van water	(kg/m ³)

OVERZICHT VAN DE ONDERZOEKSRESULTATEN

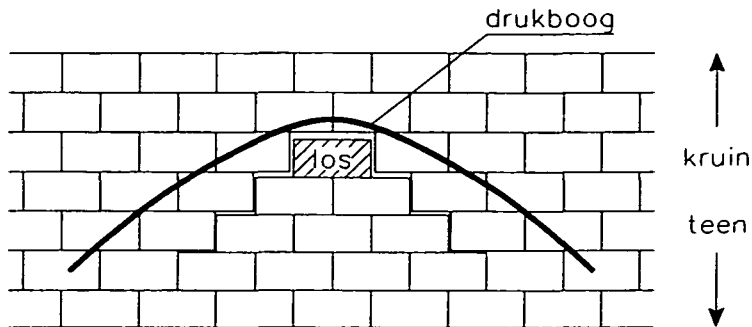
1. Inleiding

In het onderzoek naar de stabiliteit van taludbekledingen van gezette steen is onderscheid gemaakt in vier hoofdaspecten, die ook bij ontwerpberoe-ningen naar voren komen:

- 1) De maatgevende stijghoogte op de top laag tijdens de golfaanval;
- 2) De eigenschappen van de steenzetting die van invloed zijn op de belas-ting en sterkte;
- 3) De stijghoogte onder de top laag;
- 4) De respons van de taludbekleding, waarbij te onderscheiden zijn:
 - a) beweging of uitlichten van afzonderlijke stenen,
 - b) inzanding van het filter vanuit de basis,
 - c) grondmechanische instabiliteit.

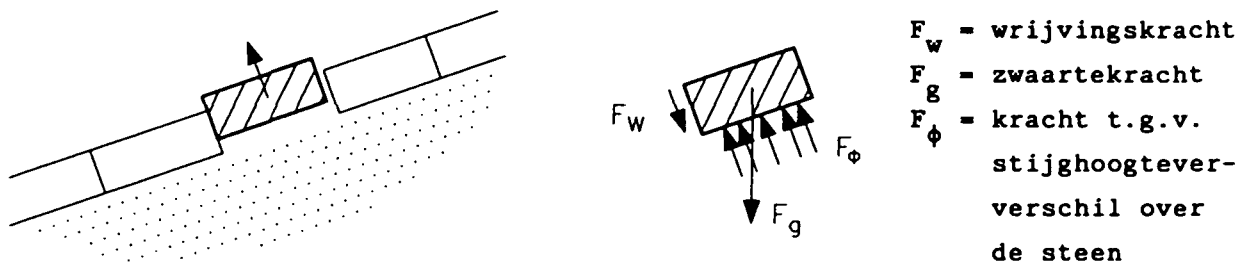
Het eerste aspect is uitvoerig beschreven in deel XVII van deze reeks over taludbekledingen van gezette steen [1]. Ten aanzien van de relevante eigen-schappen van de zetting geldt dat de meeste gemakkelijk met een parameter gekarakteriseerd kunnen worden, zoals de taludhelling, de blokdikte, etc. Een zeer belangrijke parameter voor een steenzetting op een granulair filter is de lek lengte. De kwantificering daarvan is behandeld in deel XVIII [2]. Het derde aspect betreft de stijghoogte onder de top laag. In deel XIX [3] is beschreven hoe deze bepaald kan worden op basis van de resultaten uit deel XVII en deel XVIII.

In dit rapport wordt ingegaan op aspect 4a: de respons van afzonderlijke stenen in de top laag. Het gaat hierbij om de beweging van "losse stenen" in een zetting als gevolg van het stijghoogteverschil over die stenen. Een top-laagelement wordt een "losse" steen genoemd als, door de toevallige ligging van andere stenen in de buurt, de steen alléén nog contact maakt met de rij eronder.



Figuur A Losse steen als gevolg van drukboog in het talud

Een losse steen kan door de belasting uit het talud gelicht worden door een kracht die overeenkomt met het eigen gewicht van die steen, aangevuld met de wrijvingskracht die de steen ondervindt bij het schuiven langs de rij stenen eronder:



Figuur B Wrijving van losse steen

Andere bezwijkmechanismen, te weten inzanding van het filter vanuit de basis en grondmechanische instabiliteit, worden behandeld respectievelijk in deel XXI en XXII.

Gezien het feit dat de kennis omtrent de beweging van de stenen ons in staat stelt om de toplaag van een steenzetting te dimensioneren, zijn in dit verslag ook de formules en methoden herhaald die betrekking hebben op aspect 1 en 3. Hierdoor wordt het overzicht van de dimensioneringsmethoden zichtbaar.

Dit verslag is door ir. M. Klein Breteler van het Waterloopkundig Laboratorium samengesteld op basis van bestaande deelverslagen. De deelverslagen uit sectie 1 t/m 5 en 7 t/m 15 zijn gemaakt door het Waterloopkundig Laboratorium en Grondmechanica Delft voor de Technische Adviescommissie voor de

Waterkeringen, projectgroep A2, in opdracht van de Dienst Weg- en Waterbouwkunde (DWW) van Rijkswaterstaat. De overige deelverslagen zijn door de DWW zelf opgesteld.

2. Analytisch model

Het analytische model bestaat uit een aantal formules waarmee de beweging van losse stenen kan worden berekend. Sommige van deze formules zijn zuiver empirisch (formules waarmee de maatgevende stijghoogte op het talud kan worden berekend en formules voor de doorlatendheid van granulair materiaal), terwijl andere vanuit de theorie zijn afgeleid, waarbij soms één coëfficiënt empirisch bepaald is (formules voor de topplaagdoorlatendheid en de beweging van de stenen). Al deze formules tezamen beschrijven de relevante fysische (deel-) processen.

In sectie 2 worden formules afgeleid waarmee de belasting op en de sterkte van een losse steen kan worden berekend, uitgaande van de maatgevende stijghoogte op het talud en in het filter.

De sterkte wordt gekarakteriseerd door het eigen gewicht van de steen en twee invloedsfactoren die de invloed van de wrijving en de invloed van de traagheid kwantificeren. De belasting wordt gekarakteriseerd door het stijghoogteverschil (verval) over de top laag en een invloedsfactor die de invloed van de beweging van de losse steen op het stijghoogteverschil kwantificeert. Met een door de ontwerper zelf gekozen maximaal toelaatbare steenbeweging kan de top laag gedimensioneerd worden door te stellen dat de belasting en sterkte in het bezwijkstadium in evenwicht zijn.

In sectie 3 wordt een modelonderzoek beschreven waarin het volgende is onderzocht:

- de invloed van de blokbeweging op het stijghoogteverschil over de top laag;
- de invloed van de wrijving op de sterkte.

Het betreft hier een onderzoek in de Filterbak van WL waarin onder geschematiseerde omstandigheden deelprocessen onderzocht kunnen worden. Het blijkt dat de in sectie 2 afgeleide formules voldoende nauwkeurig zijn.

In sectie 4 is een grootschalig modelonderzoek in de Deltagoot van WL beschreven. In dit onderzoek is het stijghoogteverschil over de top laag en de steenbeweging tijdens brekende golven gemeten. Het blijkt dat de afgeleide formules goed bruikbare, conservatieve, resultaten geven. Dit betekent dat er een veilig ontwerp mee verkregen wordt.

In sectie 5 wordt teruggekeken op de oorspronkelijke doelstelling voor de ontwikkeling van het analytische model, namelijk:

- het inzicht in de fysische processen vergroten;
- de ontwikkeling van een methode waarmee zonder computer de noodzakelijke toplaagdikte van een steenzetting kan worden berekend.

Helaas zijn de afgeleide formules zo gecompliceerd dat het overzicht verloren gaat en bovendien is het nauwelijks doenlijk gebleken de toplaagdikte zonder computer te berekenen.

Daarom zijn in sectie 5 de formules samengevoegd en vereenvoudigd tot enkele hanteerbare formules en diagrammen. Met het overzicht dat deze vereenvoudiging geeft, is bovendien de grens van het toepasbaarheidsgebied gedefinieerd. Verder is een uitbreiding van het analytische model voorgesteld ten einde de stabiliteit van constructies ook buiten het toepassingsgebied van het analytische model te kunnen berekenen. Helaas heeft deze uitbreiding nauwelijks enige fysische achtergrond en moet nog nader onderzocht worden of het resultaat niet overdreven conservatief is.

In sectie 6 worden enkele kritische kanttekeningen bij het analytische model geplaatst. Er wordt op gewezen dat een steen niet in één keer, maar in kleine stapjes uit het talud kan worden gedrukt. Daarvoor is het echter noodzakelijk dat een aantal opeenvolgende golven op dezelfde plaats een hoog stijghoogteverschil geeft (zie o.a. sectie 14).

Op basis van het analytische model zijn er in sectie 8 schaalwetten voor kleinschalig modelonderzoek geformuleerd. Geconcludeerd wordt dat voor de normale steenzettingen kleinschalig modelonderzoek ongeschikt is om de bezwijkhoogte vast te stellen. Onderzoek gericht op deelaspecten, zoals de druk op het talud, is wel zonder schaalears effecten mogelijk.

In sectie 9 is ten behoeve van het toetsen van bestaande bekledingen een grens afgeleid, waarboven een bekleding zeker instabiel is. Het analytische model bakent het gebied af waarin de constructie zeker stabiel is (veilige benadering), zodat met sectie 9 er drie gebieden ontstaan:

- Het stabiele gebied : De belasting is zo laag ten opzichte van de sterkte dat de constructie zeker stabiel is.
- Het "grijze" gebied : Het is niet te voorspellen of de belasting kleiner of groter dan de sterkte is.
- Het instabiele gebied: De belasting is zo hoog ten opzichte van de sterkte dat de constructie zeker stabiel is.

3. Black-box model

Het black-box model is een verzameling van ervaringsgegevens, resultaten van modelonderzoek en resultaten van berekeningen met het analytische model en met STEENZET/1+. Het geeft een directe relatie tussen de golfrandvoorwaarden en de constructie-eigenschappen enerzijds en de stabiliteit anderzijds. Het model is snel en zeer eenvoudig te hanteren, maar geeft voor constructies met een granulaair filter minder nauwkeurige resultaten dan de andere modellen.

Het black-box model is weergegeven in sectie 7. Het globale verband tussen de dimensieloze golfhoogte en de brekerparameter is gebaseerd op het vereenvoudigde analytische model voor een zetting op een granulaair filter uit sectie 5:

$$\frac{H}{\Delta D} = F \cdot \xi_o^{-0,67} \quad (1)$$

met:

H	= golfhoogte van inkomende regelmatige golven	(m)
Δ	= relatieve volumieke massa van de stenen (= $(\rho_s - \rho)/\rho$)	(-)
D	= toplaagdikte	(m)
F	= coëfficiënt (afhankelijk van constructietype)	(-)
ξ_o	= brekerparameter = $\tan\alpha/\sqrt{(H/L_o)}$	(-)
ρ_s	= volumieke massa van de stenen	(kg/m ³)
ρ	= volumieke massa van water	(kg/m ³)
α	= taludhelling	(°)
L_o	= golflengte op diep water (= $gT^2/(2\pi)$)	(m)
T	= golfperiode	(s)
g	= zwaartekrachtsversnelling	(m ² /s)

Per constructietype zijn er twee waarden van F afgeleid. De kleinste geeft met bovenstaande formule een ondergrens voor de stabiliteit aan. De grootste geeft een bovengrens. Als bij de gegeven waarde van ξ_o de dimensieloze golfhoogte ($H/\Delta D$) onder de ondergrens ligt, dan is de constructie zeker stabiel. Ligt die boven de bovengrens dan is de constructie zeker instabiel. Tussen de onder- en bovengrens ligt een "grijs" gebied, waarin niet met zekerheid is te zeggen of de constructie stabiel of instabiel zal zijn.

4. Numerieke model STEENZET/1+

Het numerieke model STEENZET/1+ is sterk vergelijkbaar met de analytische methode, maar het resultaat is meestal nauwkeuriger, vooral voor constructies met een open toplaag in combinatie met een vrij fijnkorrelige filterlaag. Net als de analytische methode is het alleen bruikbaar als er een granulaire filterlaag onder de toplaag aanwezig is.

Het model maakt gebruik van resultaten van drukmetingen uit kleinschalig modelonderzoek [1] en rekent daarmee enkele golfperiodes door teneinde voor de meest aangevallen steen de grootste steenbeweging te bepalen. In sectie 10 en 11 is STEENZET/1+ beschreven. Hierin komen onder andere de volgende aspecten naar voren:

- stijghoogteverschil over de toplaag;
- de invloed van de respons van de toplaag op stijghoogteverschil over de toplaag;
- de invloed van de traagheid van de bewegende steen;
- de invloed van de wrijving.

In sectie 11 is het model gebruikt om de black-box relatie te berekenen tussen $H/\Delta D$ en ξ_0 . Voor constructies met een zeer grote lekhoogte ($\lambda/D = 3$ à 5 ; bv.: bijna ondoorlatende toplaag, goed doorlatende filterlaag) en $\xi_0 = 1,5$ wordt een $H/\Delta D$ gevonden van 2 à 3 . Voor constructies met een normale lekhoogte ($\lambda/D = 1,5$ à 2 ; bv.: redelijk doorlatende toplaag, weinig doorlatende filterlaag) en $\xi_0 = 1,5$ wordt een $H/\Delta D$ gevonden van $3,5$ à 5 . Dit komt goed overeen met het black-box model voor dit constructietype (ongunstige constructie, $\xi_0 = 1,5$: ondergrens: $H/\Delta D = 2,4$; bovengrens: $H/\Delta D = 5,3$). Het analytisch model berekent een lagere stabiliteit voor ongunstige constructies: $H/\Delta D = 1,3$ à $2,8$ (zie sectie 7).

Opgemerkt moet worden dat in sectie 11 de lekhoogte λ "lek lengte" wordt genoemd. De lekhoogte λ uit sectie 11 is als volgt gedefinieerd:

$$\lambda = \sin \alpha \cdot \sqrt{(k b d / k')} \quad (2)$$

met:

$$\lambda = \text{lekhoogte (wordt in sectie 11 "lek lengte" genoemd)} \quad (m)$$

$$\Delta = \text{lek lengte} = \lambda / \sin \alpha \text{ (wordt niet gebruikt in sectie 11)} \quad (m)$$

k = doorlatendheid van het filter (m/s)
 k' = doorlatendheid van de toplaag (m/s)

In sectie 12 is het model geverifieerd aan de hand van resultaten van groot-schalig modelonderzoek in de Deltagoot van WL. Deze verificatie is vergelijkbaar met die van het analytische model in sectie 4.

Op basis van de analyse wordt geconcludeerd dat de berekende druk in het filter goed overeenkomt met de gemeten druk, ook bij bewegende blokken, maar dat dit goede resultaat pas bereikt kan worden als een grotere lek lengte wordt gebruikt dan volgt uit de formules uit [2]. Opgemerkt moet echter worden dat de berekeningen voor constructie 1 oost, 1 west en 2 west zijn uitgevoerd met een spleetbreedte van 2,7 mm, zoals abusievelijk was aangenomen, in plaats van 1,9 mm [4]. Dit verklaart een deel van de geconstateerde verschillen.

Ten aanzien van het berekenen van de blokbeweging is in sectie 12 geconcludeerd dat STEENZET/1+ hiervoor een geschikt ontwerpgereedschap is.

Voortgaande op de hypothese uit sectie 6 is in sectie 12 gesteld dat voor een zetting met meerdere los naast elkaar liggende blokken er in het bezwijkstadium niet of nauwelijks gerekend mag worden met blokbeweging. De extra stabiliteit door het bewegen van de blokken is bij regelmatige golven gering, omdat het maximaal belaste blok bij elke volgende golf weer een beetje verder uit de zetting zou kunnen kruipen.

5. Reststerkte na initiële schade aan de toplaag

In sectie 13 is een eerste oriënterende bureaustudie gerapporteerd over de reststerkte van een steenzetting. De reststerkte wordt hier gekarakteriseerd met de belastingverhoging na initiële schade, die nodig is om er voor te zorgen dat de bekledingsresten de kern van de dijk niet meer kunnen beschermen tegen erosie.

Deze omschrijving is in een later stadium van het onderzoek naar reststerkte aangepast: De reststerkte is de resterende weerstand die een bekleding, inclusief de onderlagen, nog tegen golfaanval kan bieden, nadat er één of meer stenen uit het talud zijn gelicht. De reststerkte wordt gekarakteriseerd door de tijdsduur tussen initiële schade en het bloot komen van de dijkkern.

Sectie 13 heeft een belangrijke functie vervuld bij de theorievorming omtrent reststerkte, maar is thans volledig achterhaald door [5].

6. Analyse van praktijkgevallen met schade

In sectie 14 tot en met 22 is een aantal schadegevallen uit de praktijk en andere praktijkervaringen beschreven. De schades uit sectie 14, 15 en 17 t/m 19 zijn uitvoerig geanalyseerd. Deze zijn:

- 1) Schade aan de oostdam van de haven te Oterdum (sectie 14).
Tijdens een storm met golfhoogte $H_s = 1,1$ à $1,5$ m zijn door strijkgolven langs de dam totaal 20 blokken uit de zetting gedrukt en 282 blokken iets omhoog gelicht (enkele centimeters). De toplaagdikte was 0,20 m.
- 2) Schade aan de havendammen in Goesche Sas (sectie 15).
Tijdens het stormseizoen '84 - '85 zijn enkele tientallen blokken van 20 cm dikte uit de zetting gelicht. De golfhoogte was niet bekend.
- 3) Proefvakken op kribben langs de Waal bij Opijnen (sectie 17).
Door het overlopen van de kribben is bij de kribben met talud van 1:2 en een dunne toplaag de achterzijde vervormd tot een S-profiel (vermoedelijk door grondmechanische instabiliteit).
- 4) Schade aan de Zuidwal (Maasvlakte) (sectie 18).
Tijdens een storm met een golfhoogte $H_s = 3,8$ m op enige afstand van de constructie is ca. 10.000 m² bekleding verwoest. De toplaagdikte was 35 cm.
Opgemerkt moet worden dat op basis van recente gegevens over de belasting op taluds met een ondiep voorland of een berm onder water geconcludeerd kan worden dat de maatgevende golfhoogte bij het talud $H_s = 2$ à $2,5$ m moet zijn geweest (zie voorwoord bij sectie 18). In sectie 18 is de analyse met $H_s = 3,8$ m uitgevoerd.
- 5) Proefvakken met blokkenmatten op de Houribdijk bij Lelystad (sectie 19).
Tijdens een storm met een geschatte golfhoogte van 1,6 m zijn vele vakken beschadigd. De toplaagdikte varieerde van 15 tot 17 cm.

De analyse van deze schadegevallen is uitgevoerd met de toenmalige reken-technieken. Daardoor kunnen de gehanteerde formules verschillen met de formules uit sectie 1 tot met 12. Dit heeft echter geen invloed op de conclusies.

7. Toekomstige ontwikkelingen

De hier gerapporteerde onderzoeksresultaten en rekenmodellen kennen nog enkele tekortkomingen die een nadelige invloed hebben op de nauwkeurigheid van het rekenresultaat of de toepasbaarheid van de modellen beperken. Voor een aantal van deze aspecten is reeds vervolgonderzoek gestart:

- 1) Invloed van onregelmatige golven [6].
- 2) Invloed van bermen en/of een hoog voorland op de stijghoogte op het talud [6].
- 3) Invloed van inzanding en aanslibbing van de toplaag en het filter op de doorlatendheid hiervan [7].
- 4) Invloed van klemkrachten op de stabiliteit van de toplaag [7].
- 5) Oriënterende bureaustudie naar reststerkte [5].
- 6) Grootschalig modelonderzoek naar de reststerkte van klei.
- 7) Kleinschalig modelonderzoek naar de reststerkte van een mijnsteenlaag.

REFERENTIES

1. M. Klein Breteler e.a.
Taludbekledingen van gezette steen.
Waterbeweging en golfbelasting op een glad talud.
Waterloopkundig Laboratorium en Grondmechanica Delft.
Verslag M1795/H195 deel XVII, maart 1990.
2. Taludbekledingen van gezette steen.
Doorlatendheid van toplaag en filter en berekening van de lek lengte.
Waterloopkundig Laboratorium en Grondmechanica Delft.
Verslag M1795/H195 deel XVIII, CO 272550/56, januari 1990.
3. M. Klein Breteler e.a.
Taludbekledingen van gezette steen.
Analytische en numerieke berekening van de stijghoogte onder de toplaag.
Waterloopkundig Laboratorium en Grondmechanica Delft.
Verslag M1795/H195 deel XIX, CO 276920, aug. 1991.
4. J. Wouters.
Taludbekledingen van gezette steen.
Eindverificatie onderzoek Deltagoot.
Waterloopkundig Laboratorium en Grondmechanica Delft.
Verslag M1795/H195 deel XXIII, febr. 1991.
5. M. Klein Breteler.
Taludbekledingen van gezette steen.
Oriënterende bureaustudie reststerkte.
Waterloopkundig Laboratorium en Grondmechanica Delft.
Verslag H195, N500, juni 1991.
6. J.P. de Waal en J.J. Veldman.
Waterbeweging op gladde taluds.
Invloed van berm en ondiep voorland op golfdrukken, golfoploop, golf-
overslag en snelheden.
Waterloopkundig Laboratorium, meetverslag, H1256, maart 1991.
7. A. Plooster.
Eerste meetcampagne nutuurmetingen op Noord-Beveland, april t/m juli '90.
Dienst Weg- en Waterbouwkunde van RWS, juli 1990.

SECTIE 2

Stabiliteit toplaag zonder inklemming of interlocking

INHOUD

SYMBOLENLIJST

	blz.
1. <u>Inleiding</u>	1
2. <u>Samenvatting en konklusies</u>	3
3. <u>Bezwijkbelasting</u>	7
4. <u>Niet lineaire stroming</u>	11
4.1 Theorie.....	11
4.2 Praktijk.....	13
5. <u>Invloed van wrijving</u>	15
6. <u>Invloed van traagheid</u>	22
7. <u>Twee dimensionale stroming in filter</u>	26
8. <u>Invloed van toestromend water</u>	29
9. <u>Invloed van aanstroomweerstand</u>	37
10. <u>Samengestelde invloedsfactoren</u>	40
11. <u>Vergelijking met metingen en Steenzet-berekeningen</u>	42
11.1 Oesterdam.....	42
11.2 Gidsonderzoek.....	43
11.3 Steenzet-berekeningen.....	44
12. <u>Ontwerpproces</u>	46

LITERATUUR

TABELLEN

FIGUREN

APPENDIX

SYMBOLENLIJST

a_f	= lineaire weerstandskoefficiënt filter	(s/m)
a'	= lineaire weerstandskoefficiënt top laag	(s/m)
b	= dikte filter laag	(m)
b_u	= dikte uitvullaag	(m)
b_m	= dikte mijnsteen laag	(m)
B	= breedte van blok (langs het talud gemeten)	(m)
B_*	= grootte van stuk filter laag waarover het verval verwaarloosd wordt ($(= \sqrt{BL})$)	(m)
b'	= kwadratische weerstandskoefficiënt top laag	(s ² /m ²)
b_f	= kwadratische weerstandskoefficiënt filter	(s ² /m ²)
C_1	= constante	(-)
d	= waterdiepte vlak voor de zetting	(m)
D	= blokdikte	(m)
D_f	= korrelgrootte filter materiaal	(m)
e	= grondtal natuurlijke logaritme (= 2,7183...)	
F	= kracht op blok	(N)
F_e	= kracht op blok bij begin van beweging	(N)
\hat{F}	= grootste waarde van $F - F_e$	(N)
F_1	= wrijvingskracht	(N)
F_2	= wrijvingskracht	(N)
f_b	= wrijvingskoefficient	(-)
g	= zwaartekrachtversnelling	(m/s ²)
G	= zwaartekracht op blok minus opdrijvende kracht	(N)
H	= golfhoogte bij teen van talud	(m)
H_b	= brekerhoogte	(m)
ΣH	= som van horizontale krachten	(N)
h	= waterdiepte	(m)
i_m	= verhang in mijnsteen	(-)
i_u	= verhang in uitvullaag	(-)
$i_{ }$	= verhang evenwijdig aan top laag	(-)
i_{\perp}	= verhang loodrecht op talud	(-)
i_t	= verhang over top laag	(-)
i_s	= schatting van maatgevend verhang	(-)
I	= inhoud open ruimte tussen blok en filter	(m ³)

SYMBOLENLIJST (vervolg)

k	= lineaire doorlatendheid filter ($v_f = k \cdot i$)	(m/s)
k_t	= niet lineaire doorlatendheid filter ($v_f = k_t \sqrt{i}$)	(m/s)
k_g	= doorlatendheid grind (gelineariseerd)	(m/s)
k_m	= doorlatendheid mijnsteen (gelineariseerd)	(m/s)
k_u	= doorlatendheid uitvullaag (gelineariseerd)	(m/s)
$K_0()$	= gemodificeerde Besselfunctie van de nulde orde	(-)
$K_1()$	= gemodificeerde Besselfunctie van de eerste orde	(-)
k'	= toplaagdoorlatendheid	(m/s)
K_1	= kontaktkracht	(N)
K_2	= kontaktkracht	(N)
L	= bloklengthe (evenwijdig aan dijkas)	(m)
l	= geometrie-parameter ($= BL / (B \cdot s + L \cdot s)$)	(-)
M	= massa	(kg)
ΣM	= som van de momenten	(Nm)
n	= porositeit van filter	(-)
p	= druk	(Pa)
p_e	= verschildruk die leidt tot begin van beweging	(Pa)
\hat{p}	= grootste waarde van $p - p_e$	(Pa)
Q	= debiet	(m ³ /s)
Q_{blok}	= debiet langs bewegend blok	(m ³ /s)
Q_f	= debiet door filter	(m ³ /s)
r	= afstand vanaf centrum van bewegend blok	(m)
R	= sterkte	(m)
r_{min}	= afstand tot waar de radiaire aanstroomweerstand wordt meege- rekend ($= \max(\frac{1}{2}D_{f15}; 0,4 \text{ s})$)	(m)
s	= spleetbreede	(m)
S	= belasting (=stijghoogteverschil over toplaag	(m)
T	= golfperiode	(s)
t_o	= duur van de overbelaste situatie ($\phi_t > \phi_{eg}$)	(s)
t_u	= duur dat het blok omhoog beweegt	(s)
t	= tijd	(s)
U	= Ursell-parameter ($= h^3 / (2,43HT^4)$)	(-)
v_{blok}	= gemiddelde bloksnelheid	(m/s)
v_f	= filtersnelheid (specifiek debiet)	(m/s)

SYMBOLENLIJST (vervolg)

v_{fs}	= schatting van maatgevende filtersnelheid	(m/s)
v_m	= filtersnelheid in mijnsteen	(m/s)
v_u	= filtersnelheid in uitvullaag	(m/s)
v_t	= filtersnelheid door top laag	(m/s)
v_{\perp}	= filtersnelheid loodrecht op top laag	(m/s)
$v_{//}$	= filtersnelheid evenwijdig aan top laag	(m/s)
ΣV	= som van de verticale krachten	(N)
W	= opwaartse kracht op blok	(N)
x	= plaatscoördinaat	(m)
\dot{x}	= snelheid (dx/dt)	(m/s)
\ddot{x}	= versnelling (d^2x/dt^2)	(m/s ²)
y	= plaatscoördinaat	(m)
z	= plaatscoördinaat	(m)
z_1	= nivo van de freatische lijn in het filter t.o.v. het snijpunt van golffront en onderkant top laag	(m)
α	= taludhelling	(°)
β	= helling van golffront t.o.v. vertikaal	(°)
Γ	= invloedsfactor	(-)
Γ_b	= verhouding tussen verval over top laag in het bezwijkstadium en het verval over de top laag (ϕ_w) zoals dat berekend kan worden voor een sterk geschematiseerde konstruktie	(-)
Γ_{b1}	= invloedsfactor met betrekking tot het feit dat er een tweedimensionale stroming in het filter heerst, in plaats van één-dimensionaal (zoals aangenomen voor de bepaling van ϕ_w)	(-)
Γ_{b2}	= invloedsfactor met betrekking tot de toestroming naar de ruimte onder een bewegend blok	(-)
Γ_s	= verhouding tussen verval over de top laag bij bezwijken en bij potentiële instabiliteit	(-)
Γ_{s1}	= invloedsfactor met betrekking tot de wrijving van een los blok	(-)
Γ_{s2}	= invloedsfactor met betrekking tot de traagheid van een bewegend blok	(-)
Δ	= relatieve soortelijke massa van blok = $(\rho_a - \rho)/\rho$	(-)
ϵ	= deel van de blokdikte dat het blok omhoog beweegt	(-)

SYMBOLENLIJST (vervolg)

ζ	=	coëfficiënt die mate van blokkering van de stroming in een spleet weergeeft (rechthoekige blokken: $\zeta \sim 0,5$; zuilen: $\zeta = 0$)	(-)
ϕ_{eg}	=	stijghoogteverschil over het blok dat nodig is om de zetting te laten bezwijken, uitsluitend rekening houdend met het eigen gewicht van het blok	(m)
ϕ_b	=	grootste stijghoogte op het talud vlak vóór golfklap	(m)
ϕ_t	=	stijghoogte-verschil over toplaag	(m)
$\overline{\phi}$	=	over de dikte van de filterlaag gemiddelde stijghoogte	(m)
ϕ_w	=	stijghoogte verschil over de toplaag ter plaatse van het zwaarst aangevallen blok, vlak vóór de golfklap, berekend voor een sterk geschematiseerde konstruktie (één dimensionaal filter en geen bewegend blok)	(m)
ϕ_m	=	stijghoogte in mijnsteen	(m)
ϕ_u	=	stijghoogte in uitvullaag	(m)
ϕ_{toe}	=	stijghoogte verlaging onder bewegend blok ten opzichte van de ongestoorde toestand (zonder bewegend blok)	(m)
$\phi_{wrijving}$	=	verval over toplaag dat nodig is om wrijving te overwinnen	(m)
ϕ_{traag}	=	verval over toplaag dat nodig is om traagheidskracht te overwinnen	(m)
λ	=	lekhoogte	(m)
ξ	=	brekerparameter = $\tan\alpha / \sqrt{H_s / (1.56T^2)}$	(-)
ρ_a	=	soortelijke massa van blok	(kg/m ³)
ρ	=	soortelijke massa van water	(kg/m ³)
ν	=	viscositeit van water	(m ² /s)

TALUDBEKLEDING VAN GEZETTE STEEN

STABILITEIT VAN TOPLAAG ZONDER INKLEMMING OF INTERLOCKING

1. Inleiding

Voorafgaande aan de beoordeling van de stabiliteit van een toplaag moet de verschilddruk over een blok berekend worden en moet vastgesteld worden wanneer een toplaag bezweken heet te zijn. Alleen de berekening van de verschilddruk is al zo gekompliceerd dat men gedwongen wordt de werkelijkheid tot op zekere hoogte te schematiseren in een rekenmodel.

Hoe sterker de werkelijkheid geschematiseerd wordt, hoe moeilijker het is om met het resultaat te beoordelen of een steen uit het talud gelicht wordt of niet. Men heeft bij de berekening de neiging steeds veilige aannamen te doen, waardoor de suggestie wordt gewekt dat zelfs zeer dikke stenen nog uit het talud gelicht worden. Dit komt onder meer in de case study van het samenvattend verslag tot uiting [1].

Het doel van deze buro studie is een analytische berekeningsmethode te formuleren waarmee op betrekkelijk eenvoudige wijze (zonder komputer) de sterkte van de toplaag berekend kan worden. Daarnaast moet de methode inzicht verschaffen in de factoren die de sterkte van de zetting bepalen, zodat optimaal ontwerpen mogelijk wordt.

Tegenover een onmiskenbaar voordeel van een analytische berekeningsmethode, namelijk het inzicht dat het verschaft, staat het nadeel dat de werkelijkheid zodanig geschematiseerd moet worden, dat de uiteindelijke uitkomst minder nauwkeurig is. Uiteraard is in de in dit verslag beschreven berekeningsmethode getracht de werkelijkheid zo nauwkeurig mogelijk te benaderen zonder overdreven aan de veilige kant te blijven.

Het is de bedoeling dat de analytische berekeningsmethode gebruikt gaat worden om tijdens het ontwerpproces (als men probeert een zo sterk en zo goedkoop mogelijke taludverdediging te ontwerpen) de sterkte van een ontwerpvariant te schatten, zodat vergelijking met andere varianten mogelijk wordt. In het eindstadium van het ontwerpproces kan men het komputerprogramma "Steenzet" gebruiken om de sterkte nauwkeurig te bepalen.

Met de sterkte van de toplaag wordt de golfhoogte (en periode) van een golf bedoeld, die een los blok op de meest ongunstige plaats in de zetting een ontoelaatbare beweging laat maken.

Een los blok is een steen die uitsluitend door zijn eigen gewicht tegen de onderliggende steen wordt gedrukt en verder tijdens het begin van de beweging geen contact heeft met de andere stenen in zijn omgeving.

De grootte van de toelaatbare beweging is afhankelijk van ontwerpeisen en of er een accumulatie van verplaatsingen kan optreden. Er kan een accumulatie optreden als het blok na een zekere verplaatsing door een hoge golf niet meer terug zakt in z'n oorspronkelijke positie. De volgende hoge golf kan dan een zekere verplaatsing aan de eerste verplaatsing toevoegen. Het is echter zeer goed mogelijk dat dit proces vóór het bezwijken van de zetting stopt, omdat de hoge golf niet alleen het losse blok doet bewegen, maar ook de andere blokken in de buurt doet trillen of verschuiven. Het losse blok kan dan weer klem komen te liggen, zodat verder gevaar voor bezwijken geweken is.

De aandacht wordt hier uitsluitend op losse blokken gericht, omdat wordt aangenomen dat elke zetting enkele losse blokken kent die maatgevend zijn voor de sterkte. De opwaartse druk die nodig is om een ingeklemde steen uit het talud te drukken is een orde groter dan bij losse blokken.

Ten aanzien van de belasting wordt het moment vlak vóór de golfklap van een hoge golf als maatgevend gezien.

Dit verslag is samengesteld door ir. M. Klein Breteler in het kader van het onderzoek "Taludbekledingen van gezette steen".

2. Samenvatting en konklusies

Het doel van deze buro-studie is een analytische berekeningsmethode te formuleren waarmee op betrekkelijk eenvoudige wijze (zonder komputer) de sterkte van de top laag berekend kan worden. Daarnaast moet de methode een middel zijn om een ontwerp te optimaliseren.

De methode richt zich op de zwakste schakel in een zetting: het losse blok. Het geeft de relatie tussen belasting (druk op het talud) en de verwachte beweging van het losse blok.

De studie beperkt zich tot relatief dichte toplagen op een filterlaag, eventueel met uitvullaag. Golfklappen zijn dan niet maatgevend.

De doorlatendheid van top laag en filter blijken zeer belangrijk te zijn. De doorgaans niet-lineaire doorlatendheid van het filter (uitvullaag en mijnsteen) is in de berekening van belasting en sterkte steeds lineair verondersteld. In hoofdstuk 4 is aangegeven hoe de doorlatendheid van een filter onder een steenzetting gelineariseerd kan worden. Het resultaat is samengevat in figuur 1.

Voor formules voor de doorlatendheid van de top laag k' is verwezen naar [14]. Figuur 2 kan gebruikt worden voor de schatting van de k' van een top laag bestaande uit dichte blokken.

De sterkte van het losse blok is gedefinieerd als het stijghoogte verschil over het blok dat precies de maximaal toelaatbare verplaatsing teweeg brengt. De grootte hiervan kan berekend worden met de volgende formule:

$$R = \Delta D \cos \alpha \cdot \Gamma_s \quad (1)$$

met: R = sterkte = maximaal toelaatbaar stijghoogteverschil over het losse blok (m)

$$\Delta = \text{relatieve soortelijke massa } (= \rho_a / \rho - 1) \quad (-)$$

$$\alpha = \text{taludhelling } (^{\circ})$$

$$\Gamma_s = \text{invloedsfactor } (-)$$

De invloedsfactor Γ_s bevat de invloed van wrijving en traagheid. De grootte van Γ_s volgt uit:

$$\Gamma_s = \Gamma_{s1} + \Gamma_{s2} - 1 \quad (2)$$

met: Γ_{s1} = invloedsfaktor m.b.t. wrijving (zie figuur 4 en 5)

Γ_{s2} = invloedsfaktor m.b.t. traagheid (zie figuur 6)

Het optredende stijghoogte verschil over het losse blok (op de meest ongunstige plaats langs het talud) is de belasting. Het kan als volgt berekend worden:

$$S = \left(\frac{\lambda}{2 \tan \alpha \cdot \tan \beta} \cdot (1 - e^{-\tan \alpha \cdot \tan \beta \cdot \phi_b / \lambda}) + \frac{1}{2} \lambda \right) (1 - e^{-2\phi_b / \lambda}) / \Gamma_b \quad (3)$$

S	= belasting = grootste stijghoogteverschil over de toplaag	(m)
λ	= lekhoogte = $\sin \alpha \cdot \sqrt{(k_u b_u + k_m b_m) D / k'}$	(m)
α	= taludhelling	(°)
k_u	= gelineariseerde doorlatendheid van uitvullaag	(m/s)
b_u	= dikte uitvullaag	(m)
k_m	= (gelineariseerde) doorlatendheid mijnsteen	(m/s)
b_m	= dikte mijnsteenlaag	(m)
D	= dikte toplaag	(m)
k'	= doorlatendheid van toplaag	(m/s)
β	= helling van golf front	(°)
ϕ_b	= stijghoogte op toplaag op enige afstand onder het brekerpunt	(m)
Γ_b	= invloedsfaktor	(-)

De grootte van β en ϕ_b zijn afhankelijk van de golfkondities [13]:

$$\phi_b = H \cdot (0,17 \cot(\alpha) + 0,07) \cdot \xi^{-0,125 \cot \alpha + 1,22} \quad (4)$$

$$\beta = (26,6 + 2,45 \cot \alpha) \cdot \xi^{-0,215 \cot \alpha + 0,73} \cdot (h/H)^{0,05 \cot \alpha + 0,06} \quad (5)$$

met $\xi = \tan \alpha / \sqrt{H / (1,56 T^2)}$

H = golfhoogte maatgevende golf (m)

T = golfperiode (s)

h = waterdiepte (m)

Deze formules zijn later in het onderzoek herzien [16]:

$$\frac{\phi_b}{H} = 0,36 \cdot \xi / \sqrt{\tan \alpha} \quad \text{als} \quad \xi / \sqrt{\tan \alpha} \leq 6$$

$$\frac{\phi_b}{H} = 2,2 \quad \text{als} \quad \xi / \sqrt{\tan \alpha} > 6$$

$$\tan\beta = 0,17 \cdot \xi/\tan\alpha$$

Deze herziening is niet in deze sectie doorgevoerd.

De invloedsfaktor Γ_b bevat de invloed van het feit dat de stroming in het filter twee-dimensionaal is en de invloed van de stijghoogtedaling als gevolg van de beweging van het blok. Dit laatste is een gevolg van de toestroming naar de open ruimte onder het bewegende blok.

De grootte van Γ_b volgt uit:

$$\Gamma_b = \Gamma_{b1} + \Gamma_{b2} - 1 \quad (6)$$

met: Γ_{b1} = invloedsfaktor m.b.t. twee dimensionaliteit van filter

Γ_{b2} = invloedsfaktor m.b.t. toestroming (zie figuur 8).

Het bleek niet mogelijk te zijn om de invloed van de tweedimensionaliteit van het filter in een invloedsfaktor weer te geven (Γ_{b1}). Deze invloed kan echter wel verdiskonteerd worden door de lekhoogte te berekenen met een effectieve filterlaagdikte, b_{eff} , in plaats van de werkelijke filterlaagdikte b . Als de filterlaag dik is ($b > ca. 0,5$ m) zal niet het gehele filter volledig bijdragen aan het watertransport, maar alleen een laag met dikte b_{eff} , die kleiner is dan b . Aanbevolen wordt de grootte ervan met numerieke berekeningen vast te stellen. Als voorlopige schatting geldt:

$$0,5 < b_{eff} < b$$

Als uit de berekening blijkt dat Γ_{b2} zeer groot is ($\Gamma_{b2} > 4$), dan wordt de belasting gedomineerd door de gebrekkige toestroommogelijkheden. De belasting lijkt dan zo laag dat bezwijken bijna niet meer mogelijk is. Deze situatie doet zich ook voor bij blokken op zand. Toch blijkt een zetting op zand bij een redelijke golfbelasting te bezwijken, zodat aangenomen mag worden dat er bij dit soort konstrukties invloeden dominant worden die tot nu toe nog onbekend zijn gebleven.

Men dient dus op zijn hoede te zijn bij al te grote waarden voor Γ_{b2} .

In hoofdstuk 12 is aan de hand van een stroomschema het ontwerpproces tot in detail weergegeven (zie figuur 10).

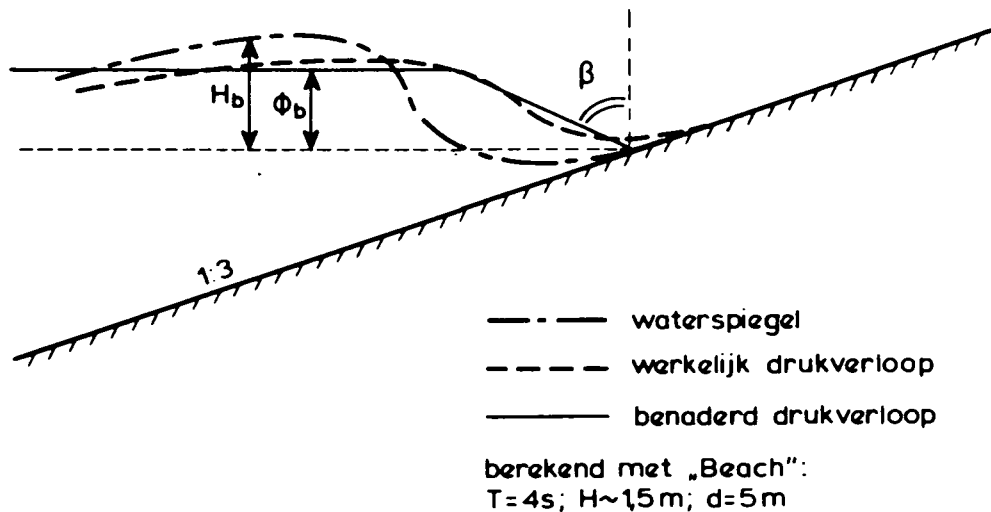
Het blijkt dat de volgende wijzigingen in het ontwerp een gunstige invloed op de sterkte hebben (in volgorde van belangrijkheid):

- blokdikte vergroten
- blokkoppervlak vergroten
- spleetbreedte vergroten
- dikte filterlaag verkleinen
- korrelgrootte filtermateriaal verkleinen
- soortelijke massa van blok vergroten
- taludhelling verkleinen.

Met de in deze studie afgeleide formules is het mogelijk om bij een bepaalde zetting en gegeven belasting de grootte van de beweging van een los blok te schatten. De ontwerper kan dan zelf beoordelen of de beweging toelaatbaar is of niet. Vergelijking van de berekeningsresultaten met waarnemingen in de Deltagoot bij het Oesterdamonderzoek leert dat, als volgens de berekening het blok 30 à 40% van zijn dikte omhoog beweegt, de zetting bezwijkt.

3. Bezwijkbelasting

Zoals reeds in de inleiding aan de orde is geweest, wordt het moment vlak voor de golfklap als maatgevend ten aanzien van de belasting op het talud gezien. Dit is aannemelijk voor konstrukties met een relatief ondoorlatende toplaag [10]. Het golffront van de brekende golf is dan ongeveer vertikaal en de drukgradient langs het talud heeft een maximum bereikt. Op dat moment wordt de tijd stilgezet en wordt de aldus verkregen statische druk op het talud in de berekeningen ingevoerd. In onderstaande figuur wordt de waterspiegel en het drukverloop langs het talud weergegeven zoals dat is berekend met het komputerprogramma "Beach". Tevens is het geschematiseerde drukverloop getekend, dat als invoer voor de berekening van de verschildruk over het losse blok wordt gebruikt.



Uit de figuur blijkt dat het geschematiseerde drukverloop nauw aansluit bij het werkelijke.

De belasting wordt in de schematisatie beschreven door twee parameters:

ϕ_b = stijghoogte op het talud op enige afstand onder het brekerpunt (m).

β = helling van golffront ($^\circ$).

De grootte van ϕ_b en β zijn empirisch bepaald op basis van metingen in de Deltagoot met een talud 1:3 van Basalton [13]:

$$\phi_b = H (0,17 \cot \alpha + 0,07) \cdot \xi^{-0,125 \cot \alpha + 1,22} \quad (7)$$

$$\beta = (26,6 + 2,45 \cot \alpha) \cdot \xi^{-0,215 \cot \alpha + 0,73} \cdot (h/H)^{0,05 \cot \alpha + 0,06} \quad (8)$$

met: $\xi = \frac{\tan \alpha}{\sqrt{H/(1,56T^2)}}$

H = inkomende golfhoogte (regelmatig) bij teen talud (m)

T = golfperiode (s)

h = waterdiepte (m)

Deze formules zijn later in het onderzoek herzien [16] (zie figuur 11 en 12):

$$\frac{\phi_b}{H} = 0,36 \cdot \xi / \sqrt{\tan \alpha} \quad \text{als} \quad \xi / \sqrt{\tan \alpha} \leq 6$$

$$\frac{\phi_b}{H} = 2,2 \quad \text{als} \quad \xi / \sqrt{\tan \alpha} > 6$$

$$\tan \beta = 0,17 \cdot \xi / \tan \alpha$$

Deze herziening is niet in deze sectie doorgevoerd.

In [4] is een formule afgeleid die het stijghoogteverschil over het zwaarst belaste punt als functie van de golfrandvoorwaarden en taludhelling geeft:

$$\phi_w = \left(\frac{\lambda}{2 \tan \alpha \tan \beta} (1 - e^{-\tan \alpha \cdot \tan \beta \cdot \phi_b / \lambda}) + \frac{1}{2} \lambda \right) (1 - e^{-2z_1 / \lambda}) \quad (9)$$

Met: $\lambda = \text{lekhoogte} = \sin \alpha \sqrt{kbD/k'} \quad (\text{m})$

$\alpha = \text{taludhelling} \quad (^\circ)$

$k = \text{doorlatendheidsfilter} \quad (\text{m/s})$

$k' = \text{doorlatendheid toplaag} \quad (\text{m/s})$

$b = \text{dikte filterlaag} \quad (\text{m})$

$D = \text{dikte toplaag} \quad (\text{m})$

$z_1 = \text{nivo van freatische lijn in het filter t.o.v. snijpunt golffront en onderkant toplaag} \quad (\text{m})$

Bij de afleiding van bovenstaande formule zijn de volgende aannamen gedaan:

- In het filter heerst een ééndimensionale, fysisch lineaire, stroming
- De toplaag is homogeen doorlatend
- De blokken bewegen niet
- Het nivo van de freatische lijn in het filter is constant
- De belasting is statisch.

De invloed van z_1 is over het algemeen gering. Zeker als $z_1 \gg \lambda$, hetgeen meestal het geval is. Een grove schatting van z_1 is daarom al voldoende, bijvoorbeeld $z_1 = \phi_b$. Formule (9) wordt hiermee:

$$\phi_w = \left(\frac{\lambda}{2 \tan \alpha \tan \beta} (1 - e^{-\tan \alpha \tan \beta \phi_b / \lambda}) + \frac{1}{2} \lambda \right) (1 - e^{-2 \phi_b / \lambda}) \quad (10)$$

Potentiële instabiliteit treedt op als het stijghoogte-verschil voldoende groot is om het eigen gewicht van het blok te compenseren:

$$\phi_w > \phi_{eg} \text{ met } \phi_{eg} = \Delta D \cos \alpha \quad (11)$$

Δ = relatieve soortelijke massa van blok = $(\rho_a - \rho) / \rho$

ρ = soortelijke massa van water (kg/m³)

ρ_a = soortelijke massa van blok (kg/m³)

Als een blok volgens bovenstaande formules potentieel instabiel is, wil dat nog niet zeggen dat de zetting op het punt staat te bezwijken. Zowel ten aanzien van de belasting op een blok, als ten aanzien van de additionele sterkte die een bewegend blok heeft, zijn er nog enkele belangrijke aspecten van invloed:

- belasting verlagende invloeden:

- 1) De stroming in het filter is meer-dimensionaal
- 2) Tijdens het uit het talud bewegen van een blok moet er water door het filter toestromen om de ontstane open ruimte op te vullen.

- sterkte verhogende invloeden:

- 1) Een blok ondervindt wrijving met de naastliggende blokken
- 2) De traagheid van het bewegende blok en het omringende water remt de beweging.
- 3) De gemiddelde druk onder een blok wordt beïnvloed door het feit dat de toplaag niet homogeen doorlatend is.

Daarnaast is de stroming in het filter veelal niet lineair.

Al deze aspecten komen in de navolgende paragrafen uitvoerig aan de orde.

Voor elk van bovenstaande aspecten wordt een invloedsfactor Γ_1 bepaald die de betreffende invloed als volgt kwantificeert:

$$S = \phi_w / \Gamma_b \quad (13)$$

$$R = \phi_{eg} \cdot \Gamma_s \quad (14)$$

met S = belasting (surcharge) = stijghoogte verschil over toplaag (m)
 R = sterkte (resistance) = max.toelaatbaar stijghoogteverschil over toplaag (m)
 ϕ_w = stijghoogte verschil berekend volgens formule (10)
 ϕ_{eg} = stijghoogte verschil overeenkomend met het eigen gewicht van een los blok (m)
 Γ_b = invloedsfaktor m.b.t. belasting (-)
 Γ_s = invloedsfaktor m.b.t. sterkte (-)

Op het moment van bezwijken geldt:

$$S = R \Rightarrow$$

$$\phi_w = \phi_{eg} \cdot \Gamma_b \cdot \Gamma_s \quad (15)$$

Hierbij is stilzwijgend verondersteld dat de invloedsfactoren onafhankelijk van elkaar zijn en tegelijkertijd van invloed zijn.

In de navolgende hoofdstukken wordt de grootte van de invloedsfactoren gekwantificeerd. In hoofdstuk 10 wordt aangegeven hoe ze samengesteld kunnen worden in een vorm zoals in formule (13) en (14).

4. Niet lineaire stroming

4.1 Theorie

De in het prototype doorgaans niet lineaire stroming in het filter en door de toplaag is niet hanteerbaar in een analytisch rekenmodel. Wordt echter een geschikte linearisatie gekozen, dan is er toch een betrouwbaar resultaat mogelijk. Bij het kiezen van de linearisatie-techniek moet het doel, waar de gelineariseerde doorlatendheid voor gebruikt gaat worden, goed voor ogen gehouden worden.

Allereerst wordt de doorlatendheid gelineariseerd voor de berekening van de waterbeweging in het filter zonder dat de blokken bewegen. Daarna wordt dit gedaan voor de berekening van de toestroming naar de open ruimte, die ontstaat tussen het losse blok en het filter tijdens de beweging van het blok (zie hoofdstuk 8).

In [4] is een formule afgeleid die de stijghoogte in het filter, en daarmee ook het verhang over de toplaag, beschrijft. De afleiding van deze formule is in [15] nog eens nader geanalyseerd met als doel een linearisatie van de doorlatendheden te geven die een optimaal resultaat geeft.

Ten aanzien van de doorlatendheid van de toplaag blijkt dat bij een gegeven specifiek debiet v_t (filtersnelheid) door de toplaag het verhang volgens de linearisatie zo goed mogelijk moet aansluiten bij het werkelijke verhang over de toplaag. Dit leidt tot het volgende resultaat voor de gelineariseerde doorlatendheid van de toplaag k' :

$$\left. \begin{aligned} i_t &= a' v_t + b' v_t^2 \\ k' &= v_{ts} / i_{ts} \end{aligned} \right\} \Rightarrow$$

$$k' = \frac{-a' + \sqrt{(a')^2 + 4b' i_{ts}}}{2 b' i_{ts}} \quad (16)$$

met: k' = lineaire doorlatendheid van toplaag (m/s)

i_t = verhang over de toplaag

i_{ts} = maatgevend verhang in de toplaag (-)

v_t = filtersnelheid door toplaag (-)

v_{ts} = maatgevende filtersnelheid door toplaag (-)

a' = lineaire weerstandskoefficiënt van de toplaag (s/m)

b' = kwadratische weerstandskoefficiënt van de toplaag (s^2/m^2)

De filtersnelheid door de toplaag is volgens bovenstaande linearisatie bij een verhang van i_{ts} gelijk aan de werkelijke filtersnelheid. De gelineariseerde doorlatendheidsrelatie luidt:

$$v_t = k' i_t \quad (17)$$

Ten aanzien van de doorlatendheid van het filter is in [15] geconcludeerd dat de verandering van het verhang, die samenhangt met een bepaalde verandering van de filtersnelheid, zo goed mogelijk weergegeven moet worden. Dit betekent dat de gelineariseerde doorlatendheid gelijk gekozen moet worden aan $\partial v_f / \partial i$ bij het maatgevende verhang:

$$i = a_f v_f + b_f v_f^2 \quad ==>$$

$$[\partial v_f / \partial i]_s = k = \frac{1}{\sqrt{(a_f^2 + 4 b_f i_s)}} \quad (18)$$

met: k = lineaire doorlatendheid van filter (m/s)

i = verhang in filter (-)

i_s = maatgevend verhang in filter (-)

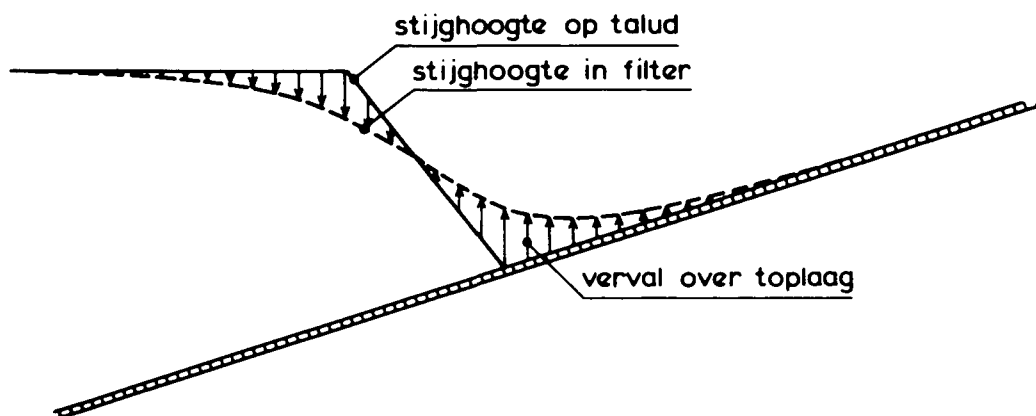
a_f = lineaire weerstandskoefficiënt van het filter (s/m)

b_f = kwadratische weerstandskoefficiënt van het filter (s²/m²)

In [15] is tevens aannemelijk gemaakt dat bovenstaande linearisatie-methode ook voor het berekenen van de toestroming geldig is.

Formule (16) en (18) zijn pas praktisch bruikbaar als een goede schatting voor i_s en i_{ts} is gemaakt. Daartoe wordt een steenzetting beschouwd die op het punt staat te bezwijken. Het losse blok is nog net niet in beweging gekomen.

Onderstaande figuur toont de stijghoogte op de zetting en in het filter:



Dwarsdoorsnede steenzetting (voorbeeld)

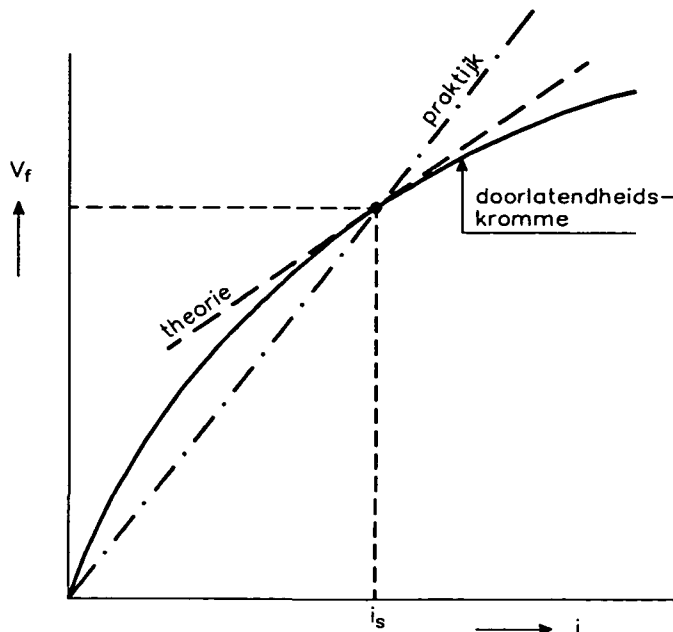
Bij bezwijken van de toplaag geldt dat het verhang over de toplaag ter plaatse van het zwaarst belaste blok ongeveer gelijk is aan 2. Dit is echter maar zeer lokaal aanwezig. Als maatgevend (gemiddeld) verhang wordt $i_{ts} = 1$ gekozen. In figuur 2 en 3 zijn, op basis van [14], met bovenstaande linearisatie diagrammen gegeven waarmee eenvoudig de k' bepaald kan worden. Voor meer gekompliceerde gevallen, zoals blokken met gaten en/of op een geotextiel, moet verwezen worden naar [14].

In bovenstaande figuur is de stijghoogte in het filter weergegeven met een gestreepte lijn. De helling van de lijn komt overeen met het verhang in het filter.

De figuur toont dat het verhang in het bovenste deel van het talud ongeveer gelijk is aan de taludhelling. Lokaal bij het zwaarst belaste blok is het verhang klein, net als ruim onder het brekerpunt. Als het maatgevende (gemiddelde) verhang wordt $i_s = 0.3$ gekozen. In figuur 1 is de gelineariseerde doorlatendheid op basis van de formules van Forchheimer [12] grafisch weergegeven.

4.2 Praktijk

In [15] is aangetoond dat bij de linearisatie van de filterdoorlatendheid gebruik gemaakt moet worden van de raaklijn langs de doorlatendheidskromme in het punt (i_s, v_f) , zoals ook vermeld is in de vorige paragraaf. In onderstaande figuur is dit weergegeven.



Hoewel dit vanuit theoretisch oogpunt de juiste linearisatie-methode lijkt te zijn, blijkt uit numerieke berekeningen een andere linearisatie-methode een nauwkeurigere benadering van het stijghoogteverschil over de toplaag te geven. Die methode gaat uit van een rechte lijn door de oorsprong en het punt (i_s, v_f) op de doorlatendheidskromme (zie bovenstaande figuur). Het is niet duidelijk waarom de theorie afwijkt van de numerieke berekeningen. Voorlopig wordt de voorkeur gegeven aan de linearisatie-methode door de oorsprong en het punt (i_s, v_f) . De doorlatendheid wordt hierdoor als volgt:

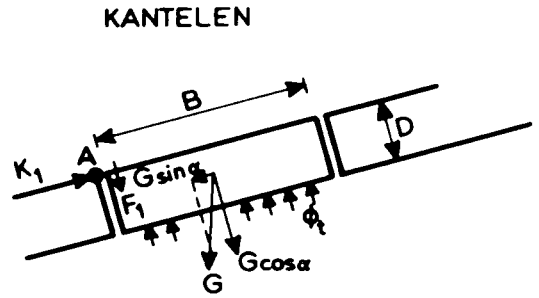
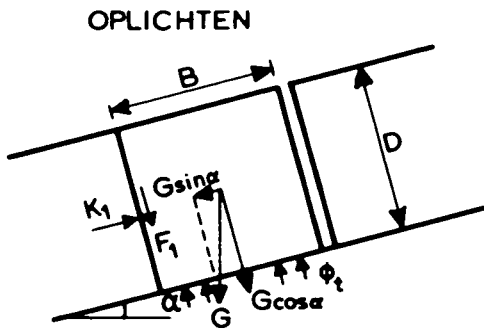
$$k = [v_f/i]_s = \frac{a_f + \sqrt{(a_f^2 + 4b_f i_s)}}{2b_f i_s}$$

Ook de op deze wijze gelineariseerde doorlatendheid is in figuur 1 als functie van de korrelgrootte en porositeit gegeven, waarbij gekozen is voor $i_s = 0,3$.

5. Invloed van wrijving

Een los blok ondervindt op het moment van bezwijken een zekere wrijvingskracht, omdat het blok onder invloed van de eigengewichtskomponent in het vlak van het talud tegen zijn onderbuur wordt gedrukt.

Afhankelijk van blokafmetingen moet er onderscheid worden gemaakt tussen oplichten en kantelen van een blok (zie ook Seyffert [4]):



$$F_1 = K_1 \cdot f_b \quad (22)$$

$$G = \Delta DBL \cdot \rho g \quad (23)$$

$$W = \phi_t \cdot BL \cdot \rho g \quad (24)$$

OPLICHTEN:

$$\text{evenwicht: } W - G \cos \alpha = f_b G \sin \alpha \quad (25A)$$

KANTELEN:

$$W - G \cos \alpha = \frac{D}{B} G \sin \alpha \quad (25B)$$

- G = gewicht van blok onder water (N)
- W = opwaartse kracht door stijghoogte verschil over toplaag (N)
- K_1 = kontaktkracht (N)
- F_1 = wrijvingskracht (N)
- α = taludhelling ($^\circ$)
- f_b = wrijvingscoefficient (-)
- B = breedte van steen (m)
- D = dikte van steen (m)
- L = lengte van steen (m)
- ϕ_t = stijghoogte-verschil over blok (m)

Oplichten als: $D/B > f_b$

Kantelen als : $D/B < f_b$

Er is hierbij aangenomen dat de krachten W en G in het hart van het blok aangrijpen. In de appendix is aangetoond dat dit een veilig resultaat oplevert.

Verder is aangenomen dat de stijghoogte in de spleet aan de linker kant van het losse blok gelijk is aan die aan de rechter kant. Deze aanname zou een kleine overschatting van de wrijving kunnen geven.

Oplichten

Op het moment van oplichten schuift het blok langs het onderliggende blok omhoog. Het volgende krachten-evenwicht wordt dan verstoord:

$$\sum H = 0: K_1 = G \sin\alpha \implies F_1 = f_b \cdot G \sin\alpha \quad (26)$$

$$\sum V = 0: W - G \cos\alpha = f_b \cdot G \sin\alpha \quad (27)$$

Omwerken van deze vergelijkingen levert de verhouding tussen de minimaal benodigde opwaartse kracht voor dit bezwijkmechanisme en de eigen gewicht komponent:

$$\frac{W}{G \cos\alpha} = 1 + f_b \tan\alpha \quad (28)$$

De verhouding ϕ_t/ϕ_{eg} wordt Γ_{sl} genoemd. Dit is in overeenstemming met de definitie van Γ_s (zie formule (14)):

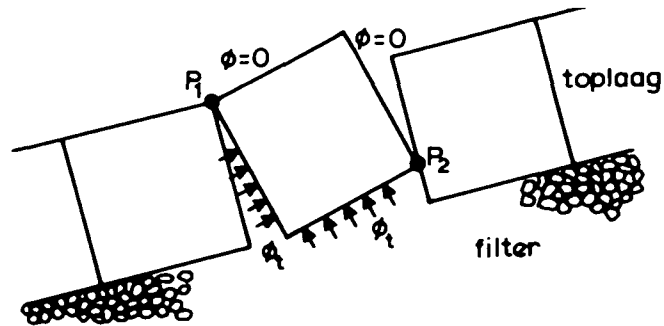
$$\Gamma_{sl} = 1 + f_b \tan\alpha \quad (\text{als } D/B > f_b) \quad (29)$$

Kantelen

Als het blok dreigt te gaan kantelen, dan geldt formule (25B). Na omwerken volgt een noodzakelijke voorwaarde voor het kantelmechanisme:

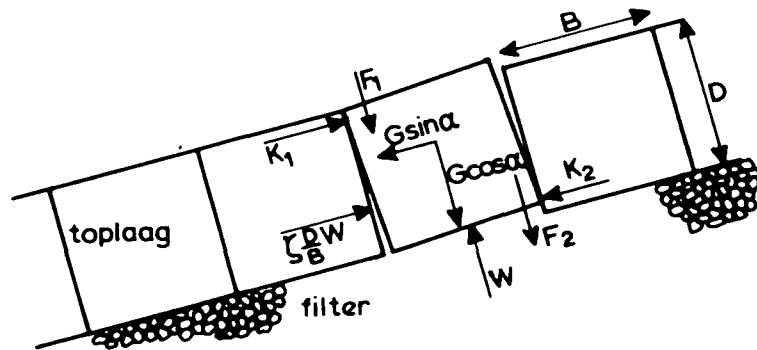
$$\frac{W}{G \cos\alpha} > 1 + \frac{D}{B} \tan\alpha \quad (30)$$

In onderstaande figuur is het gekantelde blok getekend:



Beschouwen we nu het tweedimensionale geval, dus $L = \infty$, dan is de spleet bij de raakpunten P_1 en P_2 afgesloten. Bij deze punten is daarom het verval over het blok gekoncentreerd. Dit heeft als konsekwentie dat ook op de linker zijde van het blok (onder P_1) de stijghoogte ϕ_t heerst. Voor de rechterzijde (boven P_2) geldt: $\phi = 0$. Voor het andere uiterste geval, waarbij $L \rightarrow 0$, geldt dat het water gemakkelijk wegvloeit via de spleten evenwijdig aan het vlak van tekening. Dan zal er bijna geen stijghoogte verschil zijn tussen de linker en rechterzijde van het blok.

De werkelijkheid ligt voor een blok tussen beide uitersten in:



Voor de invloed van het verval tussen de linker en rechter zijde van het blok wordt de koëfficiënt ζ ingevoerd, die afhankelijk is van de lengte (L) van het blok:

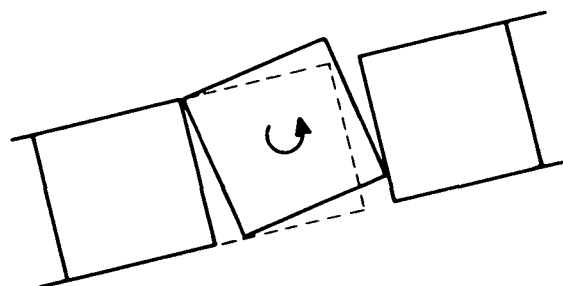
$$L = \infty \rightarrow \zeta = 1$$

$$L = 0 \rightarrow \zeta = 0$$

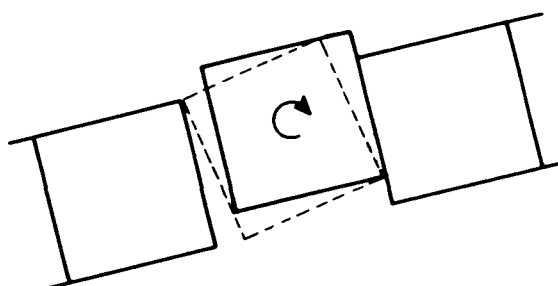
Bij een zetting met onregelmatige elementen, zoals zuilen, treedt de blokkering niet op en moet derhalve $\zeta = 0$ genomen worden.

Er zijn nu weer twee mogelijkheden:

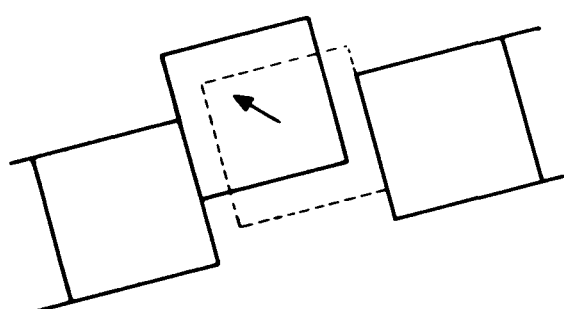
- a) Het blok schuift na de initiële kanteling omhoog
- b) Het blok kantelt weer terug en volgt de volgende baan (schematisch):



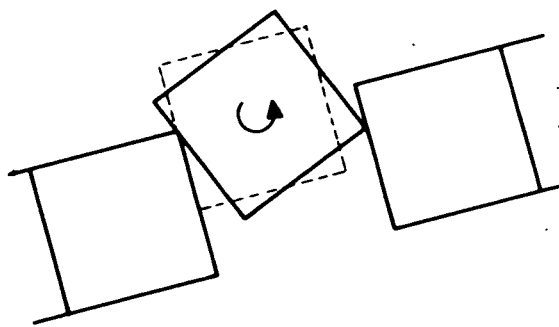
① initiële kanteling



② terugkantelen



③



④

ad a) Het blok schuift na de initiële kanteling omhoog.

Het gekantelde blok zal alleen dan omhoog schuiven als de krachten, getekend in de figuur op de vorige bladzijde, het blok gekanteld kunnen houden. Dit betekent dat een uitwerking van het krachten-evenwicht moet leiden tot een resultaat met $K_1 > 0$ en $K_2 > 0$.

Evenwicht van krachten levert de volgende formules:

$$\sum V = 0: -G \cos \alpha + W - F_1 - F_2 = 0 \quad (32)$$

$$\sum H = 0: K_1 + \zeta \frac{D}{B} W - K_2 - G \sin \alpha = 0$$

$$\sum M = 0: K_1 \cdot \frac{1}{2} D + K_2 \cdot \frac{1}{2} D + F_2 \cdot \frac{1}{2} B - F_1 \cdot \frac{1}{2} B = 0 \quad (33)$$

Verder geldt:

$$F_1 = K_1 \cdot f_b$$

$$F_2 = K_2 \cdot f_b$$

Het uitwerken van het krachten-evenwicht leidt tot het volgende:

$$K_1 \cdot \left(\frac{2B/\zeta + 2f_b^2 \cdot B}{D + f_b \cdot B} \right) \frac{\zeta D}{B} + G \left(\frac{\zeta D \cos \alpha}{B} - \sin \alpha \right) = 0$$

Wegens het feit dat $G > 0$ en geëist is dat $K_1 > 0$, volgt hieruit:

$$\frac{\zeta D \cos \alpha}{B} - \sin \alpha < 0$$

$$\text{ofwel: } \frac{\zeta D}{B} < \tan \alpha \quad (34)$$

Dit is net als formule (30) een noodzakelijke voorwaarde voor dit mechanisme.

Met formule (33) is eenvoudig aan te tonen dat ook $K_2 > 0$ (als $D/B < f_b$ en $K_1 > 0$).

Na enig rekenwerk volgt uit het krachten-evenwicht:

$$\frac{W}{G \cos \alpha} = \frac{1 + f_b^2 \frac{B}{D} \tan \alpha}{1 + \zeta f_b^2} \quad (35)$$

Na het kantelen schuift het blok dus omhoog als voldaan is aan de volgende voorwaarden:

$$\frac{W}{G \cos \alpha} > 1 + \frac{D}{B} \tan \alpha \quad (\text{kantelen}) \quad (36)$$

$$\frac{W}{G \cos \alpha} > \frac{1 + f_b^2 \frac{B}{D} \tan \alpha}{1 + \zeta f_b^2} \quad (\text{schuiven}) \quad (37)$$

Hieruit kan gekonkludeerd worden dat het blok op het punt staat om na het kantelen uit de zetting te schuiven als:

$$\frac{W}{G \cos \alpha} = 1 + \frac{D}{B} \tan \alpha \quad \text{of} \quad \frac{W}{G \cos \alpha} = \frac{1 + f_b^2 \frac{B}{D} \tan \alpha}{1 + \zeta f_b^2} \quad (\text{grootste}) \quad (38)$$

$$\text{en } \frac{\zeta D}{B} < \tan \alpha$$

$$\text{en } \frac{D}{B} < f_b$$

Ook nu geldt weer het volgende voor Γ_{sl} :

$$\Gamma_{sl} = \frac{\phi_t}{\phi_{eg}} = \frac{W}{G \cos \alpha} \quad (39)$$

Met formule (38) volgt hieruit dat voor Γ_{sl} uit het volgende de grootste waarde moet worden genomen (mits $\zeta D/B < \tan\alpha$ en $D/B < f_b$):

$$\left. \begin{aligned} \Gamma_{sl} &= 1 + \frac{D}{B} \tan\alpha \\ \text{of } \Gamma_{sl} &= \frac{1 + f_b^2 \frac{B}{D} \tan\alpha}{1 + \zeta f_b^2} \end{aligned} \right\} \text{(grootste kiezen)} \quad (40)$$

Als $f_b > D/B > 0,3 \text{ à } 0,4$ (met $\zeta \sim 0,5$) dan ontstaat er bij blokken ($\zeta \gg 0$) een riskante situatie omdat na de initiële kanteling het omhoogschuiven van het blok bijna wrijvingsloos gaat. De kontaktdruk bij punt P_1 is dan erg klein omdat $\zeta \cdot DW/B$ maar weinig kleiner is dan $G \sin\alpha$. Dit verschijnsel is enigszins te vergelijken met aqua-planning.

b) Het blok kantelt weer terug.

Dit is uitsluitend mogelijk als de krachten op het blok het niet in de gekantelde positie kunnen houden. Uit de afgeleide voorwaarde bij ad a) kan gekonkludeerd worden dat dit het geval is als:

$$\frac{\zeta D}{B} > \tan\alpha \quad (41)$$

Dit bezwijkmechanisme treedt op als aan de voorwaarde voor het kantelen is voldaan:

$$\frac{W}{G \cos\alpha} = 1 + \frac{D}{B} \tan\alpha \quad (42)$$

De grootte van Γ_{sl} is derhalve:

$$\Gamma_{sl} = 1 + \frac{D}{B} \tan\alpha \quad \left(\text{mits } \frac{\zeta D}{B} > \tan\alpha \quad \text{èn} \quad \frac{D}{B} < f_b \right) \quad (43)$$

Konklusie

De grootte van Γ_{sl} kan als volgt bepaald worden:

- als $D/B > f_b$: (het blok schuift eruit)

$$\Gamma_{sl} = 1 + f_b \tan\alpha \quad (44)$$

- als $D/B < f_b$ en $\zeta D/B < \tan\alpha$: (het blok schuift eruit na een initiële kanteling)

$$\Gamma_{sl} = 1 + \frac{D}{B} \tan\alpha \quad (\text{kantelvoorwaarde}) \quad (45)$$

$$\text{of } \Gamma_{sl} = \frac{1 + f_b^2 \frac{B}{D} \tan\alpha}{1 + \zeta f_b^2} \quad (\text{schuifvoorwaarde}) \quad (46)$$

(grootste kiezen)

- Als $D/B < f_b$ en $\zeta D/B > \tan\alpha$: (het blok kantelt, maar kan niet in die positie gehouden worden)

$$\Gamma_{sl} = 1 + \frac{D}{B} \tan\alpha \quad (47)$$

Aanbevolen wordt om in geval van blokken (eventueel met gaten)

$\zeta = 0,7$ te nemen.

In de appendix is aangetoond dat de aanname, dat de verschilddruk gelijkmatig verdeeld is over het blok en gelijk is aan de maximale verschilddruk, leidt tot veilige waarden voor Γ_{sl} .

In figuur 4 en 5 zijn de formules grafisch weergegeven voor verschillende waarden van $\tan\alpha$, f_b en ζ . Bij kleine waarden van B/D blijkt Γ_{sl} onafhankelijk van B/D te zijn. Het blok schuift dan zonder te kantelen uit de zetting.

Bij grote waarden van B/D schuift het blok pas uit de zetting nadat het gekanteld is.

In geval van blokken is er nog een overgangsgebied (B/D is orde 2 à 3) waarin het blok na de initiële kanteling abrupt uit de zetting wordt gedrukt als gevolg van aqua-planning of het terugkantel mechanisme.

6. Invloed van traagheid

Een blok in een steenzetting dat zonder wrijving loodrecht op het talud kan bewegen, kan gedurende een korte tijd een verschildruk groter dan het eigen gewicht weerstaan, doordat de traagheid van het blok en het omringende water de beweging van het blok tegenwerkt. Het blok zal tijdens de kort durende overbelasting wel even omhoog bewegen, maar valt weer terug naar de oorspronkelijke positie voordat het een voldoende grote afstand heeft afgelegd.

In dit hoofdstuk wordt een relatie afgeleid tussen de grootte van de (over-)belasting en de benodigde tijdsuur van de overbelaste situatie waarbij het blok nog net uit het talud kan bewegen. Het heeft dan uiteindelijk een afstand $\epsilon \cdot D$ ($\epsilon < 1$) afgelegd en heeft een snelheid gelijk aan nul.

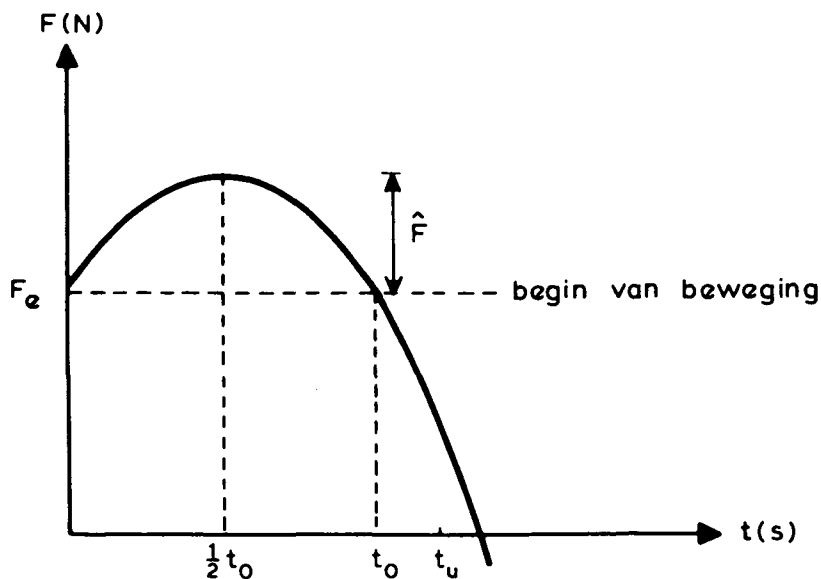
De in de tijd variërende belasting wordt benaderd door een parabool:

$$F = F_e + \hat{F} \left(4 \frac{t}{t_0} - 4 \left(\frac{t}{t_0} \right)^2 \right) \quad (48)$$

F = opwaartse kracht veroorzaakt door overdruk onder het blok.

F_e = kracht die leidt tot begin van beweging (N)

In onderstaande figuur wordt dit verduidelijkt:



Voor het bewegende blok geldt:

$$F - F_e = M \cdot \ddot{x} \quad (49)$$

F = belasting (N)

F_e = kracht bij begin van beweging (N)

M = massa (kg)

\ddot{x} = versnelling van blok (m/s²)

De invloed van de traagheid van de meebewegende hoeveelheid water wordt benaderd door de bewegende massa gelijk te stellen aan de massa van het blok vermeerderd met de massa van het water met een volume dat gelijk is aan het volume van het blok:

$$M = (\rho_a + \rho) \cdot B \cdot L \cdot D \quad (50)$$

Invullen van formule (50) in (49) en gebruik makend van $p = F/BL$ (druk = kracht/oppervlak) levert:

$$p - p_e = (\rho + \rho_a) \cdot D \ddot{x} \quad (51)$$

Met formule (48) wordt dit:

$$\ddot{x} = \frac{\hat{p}}{D(\rho + \rho_a)} (4 (t/t_0) - 4(t/t_0)^2) \quad (52)$$

Met de volgende randvoorwaarden is deze differentiaalvergelijking op te lossen:

- 1) Als $t = 0$ dan is het blok in rust: $\dot{x} = 0$ en $x = 0$.
- 2) Als $t = t_u$ dan heeft het blok een afstand $\varepsilon \cdot D$ afgelegd en is de snelheid weer nul: $\dot{x} = 0$

Na enig rekenwerk volgt dan:

$$x = \frac{\hat{p} t_0^2}{(\rho + \rho_a) D} \cdot (2/3 \cdot (t/t_0)^3 - 1/3 \cdot (t/t_0)^4) \quad (53)$$

$$t_u/t_0 = 1,5$$

Als $t = t_u$ dan is de afgelegde afstand $\epsilon \cdot D$. Met bovenstaande formule volgt dan:

$$\epsilon D = \frac{\hat{p} t_o^2}{(\rho + \rho_a) D} \cdot (2/3 \cdot (1.5)^3 - 1/3 \cdot (1.5)^4) \quad ==>$$

$$\hat{p} = 1,78 \frac{\epsilon D^2 (\rho + \rho_a)}{t_o^2} \quad (54)$$

Het extra benodigde stijghoogteverschil over het blok voor het overwinnen van de traagheidskrachten bedraagt:

$$\phi_{\text{traagheid}} = \frac{\hat{p}}{\rho g} = 1,78 \frac{\epsilon D^2 (\Delta + 2)}{g t_o^2} \quad (55)$$

Dit is als relatieve invloedsfaktor te schrijven door het te relateren aan het eigen gewicht van het blok:

$$\Gamma_{s2} = 1 + \frac{\phi_{\text{traagheid}}}{\phi_{\text{eg}}}$$

Met $\phi_{\text{eg}} = \Delta D \cos \alpha$ volgt hieruit:

$$\Gamma_{s2} = 1 + 1,78 \frac{\epsilon D (\Delta + 2)}{g \Delta t_o^2 \cos \alpha} \quad \text{met } t_u/t_o = 1,5 \quad (56)$$

In hoofdstuk 10 wordt aangetoond dat de op deze wijze gedefinieerde invloedsfaktor in overeenstemming is met de definitie van Γ_s (zie formule (14)).

Op dezelfde wijze is een uitdrukking voor Γ_{s2} af te leiden voor het geval dat de belasting driehoekig in de tijd verloopt. Het resultaat blijkt dan hetzelfde te zijn. Alleen de verhouding t_u/t_o verschilt. Voor een driehoekige belasting geldt: $t_u/t_o = 1,7$.

In figuur 6 is het verloop van Γ_{s2} als functie van ϵD en t_o getekend. De invloed van Δ is van ondergeschikte betekenis en is daarom niet in de figuur weergegeven. Uit de figuur blijkt dat bij een belastingsduur van orde 0,1 sec de overdruk extreem hoog moet zijn voordat het blok een belangrijke verplaatsing ondergaat.

De duur van de overbelaste situatie (t_0) is nog niet bekend. Dit zou afgeleid moeten worden uit resultaten van modelonderzoek. Zolang dit nog niet is onderzocht, wordt voorlopig gebruik gemaakt van onderstaande vuistregel:

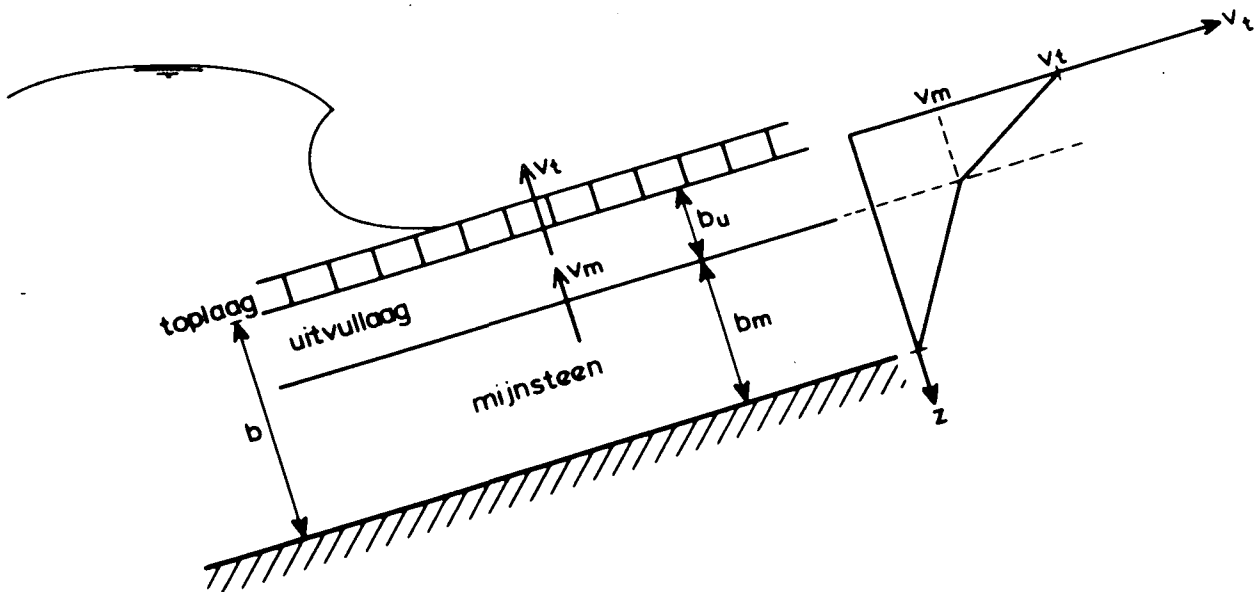
$$t_0 = 0,25 + \frac{T}{20}$$

Deze formule is gebaseerd op de veronderstelling dat de golfperiode een belangrijke parameter zou kunnen zijn. Dit is echter nog geenszins aangetoond.

7. Twee dimensionale stroming in filter

Bij de berekening van de belasting is in hoofdstuk 3 aangenomen dat de stroming in het filter één dimensionaal is. Zoals ook in [4] is uiteengezet, betekent dit dat de berekende stijghoogte in feite de over de filterlaagbreedte gemiddelde stijghoogte is. Doordat er water door de toplaag naar buiten stroomt, mag verwacht worden dat de stijghoogte vlak onder de toplaag wat lager is dan het gemiddelde.

Teneinde dit aspect te kunnen kwantificeren, wordt aangenomen dat de filtersnelheidskomponent loodrecht op het talud lineair afhankelijk is van z :



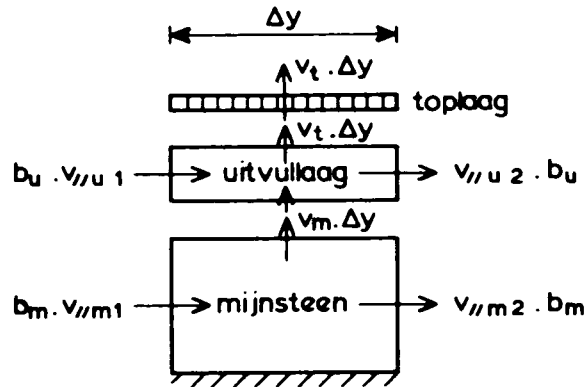
Zowel de doorlatendheid van de uitvullaag als die van de mijnsteen en de toplaag worden benaderd met een lineaire doorlatendheidsfunctie:

$$v_m = k_m i_m \quad \text{mijnsteen} \quad (57)$$

$$v_u = k_u i_u \quad \text{uitvullaag} \quad (58)$$

$$v_t = k' i_t \quad \text{toplaag} \quad (59)$$

In onderstaande figuur is een mootje van het filter en de toplaag getekend. Het water dat in het mootje stroomt, moet er ook weer uit, want er is geen berging mogelijk. Op basis hiervan kan de volgende stromingsvergelijking opgesteld worden:



$$b_u (v_{//u1} - v_{//u2}) + \Delta y (v_m - v_t) = 0 \quad (60)$$

$$b_m (v_{//m1} - v_{//m2}) - \Delta y \cdot v_m = 0 \quad (61)$$

Met $\Delta y \rightarrow 0$:

$$- b_u \frac{\partial v_{//u}}{\partial y} + v_m - v_t = 0 \quad (62)$$

$$- b_m \frac{\partial v_{//m}}{\partial y} - v_m = 0 \quad (63)$$

Samenvoeging van deze formules geeft de gewenste stromingsvergelijking (zonder de onbekende v_m):

$$b_u \cdot \frac{\partial v_{//u}}{\partial y} + b_m \cdot \frac{\partial v_{//m}}{\partial y} + v_t = 0 \quad (64)$$

Substitutie van de formules (57) tot en met (59) geeft:

$$b_u k_u \cdot \frac{\partial i_u}{\partial y} + b_m k_m \cdot \frac{\partial i_m}{\partial y} = k' i_t \quad (65)$$

Deze differentiaalvergelijking is helaas alleen oplosbaar als de verhouding tussen i_u en i_m bekend is. Als de invloed van de tweedimensionaliteit wordt verwaarloosd, geldt bijvoorbeeld $i_u = i_m$. Dan volgt, met $i = \partial\phi/\partial y$ en $i_t = (\phi - \phi')/D$, de differentiaalvergelijking die reeds in [18] is opgelost:

$$\frac{\partial^2 \phi}{\partial y^2} = \frac{1}{\Lambda^2} \cdot (\phi - \phi') \quad (66)$$

met:

$$\Lambda = \text{lek lengte} = \lambda / \sin \alpha = \sqrt{\frac{D \cdot (b_u k_u + b_m k_m)}{k'}} \quad (67)$$

ϕ = stijghoogte in het filter (m)

ϕ' = stijghoogte op de toplaag (m)

Het is aannemelijk te veronderstellen dat de stijghoogtefluctuaties dieper in de konstruktie kleiner zijn dan vlak onder de toplaag. Dit betekent dat:

$$i_u > i_m \quad \text{en} \quad \frac{\partial i_u}{\partial y} > \frac{\partial i_m}{\partial y} \quad (68)$$

De invloed van de tweedimensionaliteit van de stroming in het filter wordt zichtbaar in de formules als de verhouding tussen het verhang in de uitvullaag en de mijnsteen wordt geïntroduceerd:

$$c = i_u / i_m \quad \text{met} \quad 0 < c < 1 \quad (69)$$

Ingevuld in formule (65) wordt weer formule (66) verkregen, maar nu met een andere uitdrukking voor de lekhoogte λ :

$$\lambda = \sin \alpha \cdot \sqrt{\left(\frac{D \cdot (b_u k_u + c \cdot b_m k_m)}{k'} \right)} \quad (70)$$

Doordat $0 < c < 1$ kan dit resultaat opgevat worden alsof niet de gehele mijnsteenlaag bijdraagt aan de stroming, maar slechts een laag met dikte $c \cdot b_m$. Dit wordt de effectieve laagdikte genoemd (b_{eff}).

Gekonkludeerd wordt dat bij dikke filterlagen het tweedimensionale karakter van de stroming in het filter, zoals meestal geldt bij een filter van mijnsteen met een uitvullaag, de leklengte berekend moet worden met b_{eff} . Vervolgonderzoek dient gericht te worden op het kwantificeren van de grootte van b_{eff} . Voorlopig wordt het volgende geadviseerd:

- indien aanwezig, moet de gehele uitvullaagdikte in de lekhoogte-berekening gebruikt worden.
- als de totale filterlaagdikte meer dan ca. 0,5 m bedraagt, moet geadviseerd het meerdere niet volledig mee te tellen. In formule-vorm:

$$\text{als } b_u + b_m < 0,5: \lambda = \sin \alpha \cdot \sqrt{\left(\frac{D \cdot (b_u k_u + b_m k_m)}{k'} \right)} \quad (70)$$

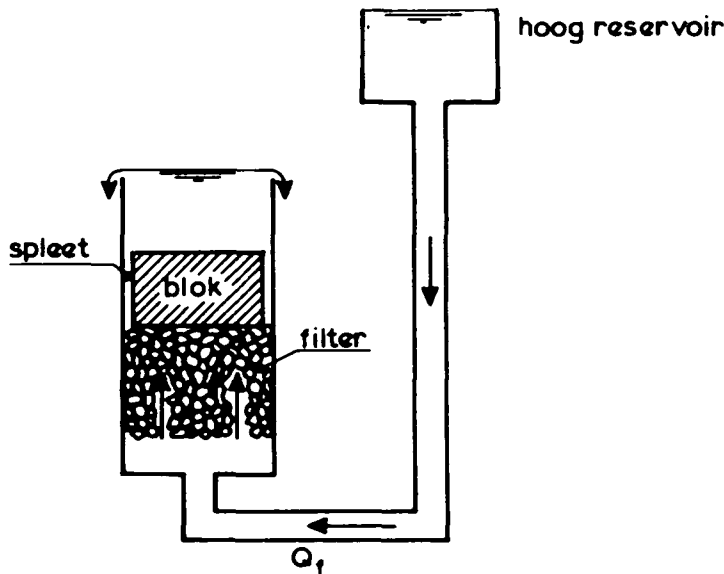
$$\text{als } b_u + b_m > 0,5: \lambda = \sin \alpha \cdot \sqrt{\left(\frac{D \cdot (b_u k_u + b_{eff} k_m)}{k'} \right)} \quad \text{met } 0,5 - b_u < b_{eff} < b_m$$

Aanbevolen moet worden om deze formules nader te specificeren en te toetsen met numerieke berekeningen of met modelonderzoek.

8. Invloed van toestromend water

Een brekende golf op een talud met een toplaag van gezette steen veroorzaakt een grondwaterstroming in het filter en een stroming door de toplaag naar buiten. Het hiermee samenhangende stijghoogte verschil over een steen in de toplaag kan een opwaartse beweging van dat blok tot gevolg hebben.

Gedurende de beweging van het blok stroomt er echter minder water door de spleten langs het blok, omdat de steeds groter wordende ruimte onder het blok een deel van het naar het bewegende blok stromende water opeist. Dit kan verduidelijkt worden met het volgende gedachten experiment:



Door het bovenstaande model stroomt een debiet Q_f . Als het blok stil ligt, gaat dit debiet zowel door het filter als langs het blok.

Bij een bepaald debiet gaat het blok met konstante snelheid (v_{blok}) omhoog bewegen. Tussen blok en filter ontstaat dan een open ruimte die uiteraard gevuld is met water. De inhoud bedraagt:

$$I = BL v_{\text{blok}} t \quad (80)$$

t = tijd (s)
 B = breedte van blok (m)
 L = lengte van blok (m)
 I = inhoud open ruimte onder blok (m^3)

Om deze ruimte gevuld met water te houden, is er een debiet (vanuit het hoge reservoir) nodig:

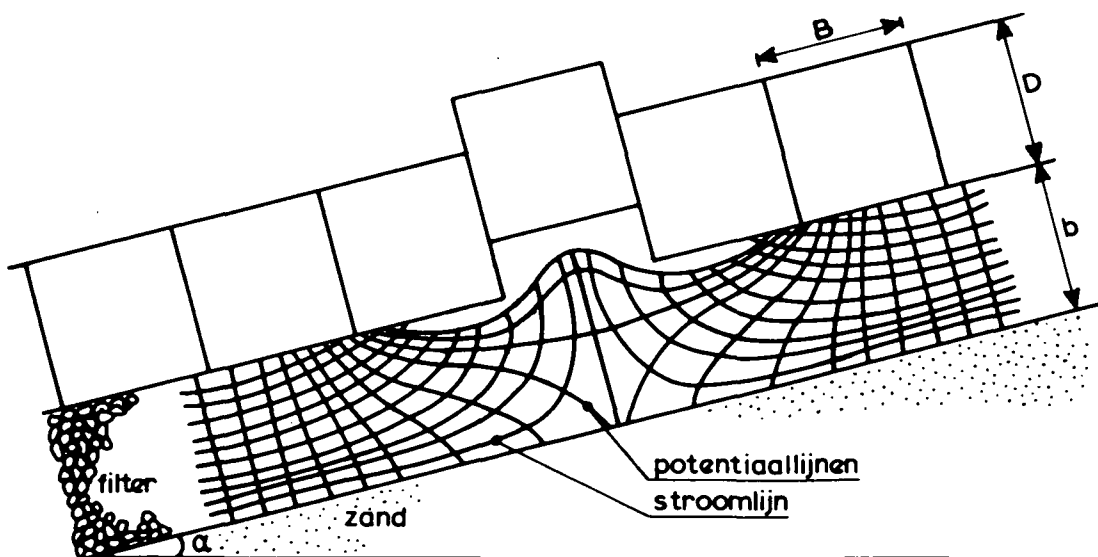
$$Q = \frac{I}{t} = BL v_{\text{blok}} \tag{81}$$

Als het debiet door het filter een grootte Q_f heeft, dan geldt voor het debiet langs het bewegende blok:

$$Q_{\text{blok}} = Q_f - Q \tag{82}$$

Gezien het feit dat het stijghoogte-verval over het blok afhankelijk is van het debiet langs het blok, is hiermee aangetoond dat het verval over een bewegend blok kleiner is dan over een stilliggend blok (bij gelijke Q_f door filter). Dit verschijnsel treedt ook op bij een bewegend blok dat beweegt tussen een aantal vaste blokken op een filterlaag.

Zoals verderop in deze paragraaf aangetoond wordt, zal in de meeste gevallen een deel van de filterkorrels onder de vaste blokken worden weggespoeld naar de ruimte onder het bewegende blok (piping). Dit is in onderstaande figuur schematisch weergegeven:



In bovenstaande figuur is de stroming getekend die nodig is om de open ruimte onder het bewegende vlok te vullen. Dit is te vergelijken met Q uit het gedachtenexperiment. De werkelijke stroming in het filter wordt verkregen als deze

stroming gesuperponeerd wordt op de stroming in geval van een niet bewegend blok.

Als één blok uit het talud gedrukt wordt, treedt er een radiale stroming in het filter op. Deze situatie is op enige afstand van het blok te vergelijken met de stroming naar een onttrekkingspunt in een doorlatende laag, die aan de onderzijde begrensd is door een ondoorlatende laag en boven door een laag met doorlatendheid k' (= semi-confined aquifer). Hierbij wordt de toestroming naar het uittredende blok lineair en superponeerbaar verondersteld op de stroming door de spleten en het filter in geval dat het blok niet zou bewegen. Deze schematisatie geeft de werkelijkheid slechts bij benadering weer omdat er een niet-lineaire stroming in het filter heerst.

Er wordt in het navolgende alleen nog maar gekeken naar de stroming die een gevolg is van de blokbeweging.

Het debiet naar het onttrekkingspunt wordt Q genoemd en is afhankelijk van de snelheid waarmee het blok uit het talud wordt gedrukt:

$$Q = v_{\text{blok}} \cdot B \cdot L \quad (83)$$

Ter vereenvoudiging wordt aangenomen dat v_{blok} constant is en het blok t_u seconde nodig heeft om een bepaalde afstand ϵD af te leggen:

$$Q = \frac{\epsilon D B L}{t_u} \quad (84)$$

Het is duidelijk dat de snelheid van het blok in werkelijkheid niet konstant is, zoals in (83) verondersteld, maar in het begin en aan het eind van de beweging wat langzamer en halverwege de beweging wat sneller dan gemiddeld. Daardoor kan het zijn dat 60% van de totale beweging in 40% van de tijd plaats vindt, zodat ϵ/t_u tijdelijk $1\frac{1}{2}$ maal groter kan zijn dan gemiddeld over de hele beweging. Hiermee wordt in de afleiding geen rekening gehouden.

De filtersnelheid in de bovenste laag van het filter, recht onder het uittredende blok, bedraagt:

$$v_f = \frac{Q}{B L} \quad (85)$$

Met de formule van Forchheimer [12] is de filtersnelheid om te rekenen naar het verhang:

$$i = a_f v_f + b_f v_f^2 \quad (86)$$

met:

$$a_f = 190 \frac{v (1 - n)^2}{g n^3 D_{f15}^2}$$

$$b_f = \frac{0,13}{g \cdot n^5 D_{f15}}$$

i = verhang in filter

n = porositeit

D_{f15} = karakteristieke korrelgrootte (m)

Met formule (83) t/m (85) wordt dit:

$$i = a_f v_{\text{blok}} + b_f v_{\text{blok}}^2 \quad \text{met } v_{\text{blok}} = \epsilon D / t_u \quad (87)$$

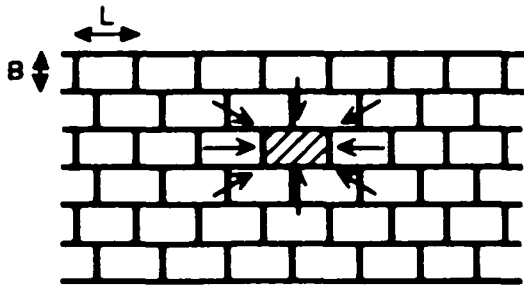
ϵ = relatieve afstand (ten opzichte van D) die een blok na t_u sec afgelegd heeft (-).

Met deze formule is eenvoudig in te zien dat in de meeste gevallen het verhang groter dan 1 wordt (bv. $\epsilon = 0,2$; $D = 0,15$ m; $t_u = 0,5$ s; $D_f = 5$ mm; $n = 0,4$; waardoor $v_{\text{blok}} = 0,06$ m/s en $i = 1,3$).

Gekonkludeerd moet daarom worden dat er flufdisatie van het filtermateriaal optreedt in het gebied dat zich vlak onder het uittredende blok bevindt, en ter plaatse van de stromingsconcentraties daar vlak naast. Hierdoor is het verval over het gebied recht onder het blok klein.

Ter vereenvoudiging van de stromingssituatie onder het uittredende blok, wordt aangenomen dat het verval hier verwaarloosbaar is ten opzichte van die over de rest van het filter.

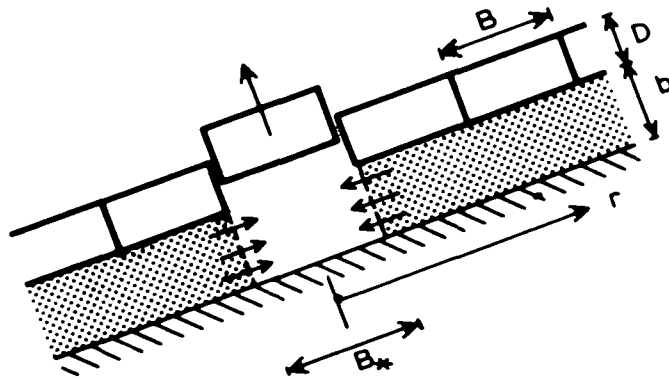
De stroming is nu als volgt geschematiseerd:



BOVENAANZICHT STEENZETTING

- = uitredend blok
- = radiaal toestromend water in filterlaag

$$B_* = \sqrt{BL}$$



Dwarsdoorsnede steenzetting

Op de toplaag wordt een stijghoogte $\phi = 0$ verondersteld. Voor de radiaire stroming in het filter geldt de volgende differentiaalvergelijking [11]:

$$\frac{\partial^2 \phi}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial \phi}{\partial r} - \frac{\phi \sin^2 \alpha}{\lambda^2} = 0 \quad (88)$$

- met: ϕ = stijghoogte in het filter (m)
 r = afstand (langs talud) tot hart van bewegende blok (m)
 λ = lek lengte (m) = $\sin \alpha / (k_u b_u + k_m b_m) D / k'$
 α = taludhelling ($^\circ$)

randvoorwaarden:

$$r = \frac{1}{2} B_* : \frac{\partial \phi}{\partial r} = \frac{Q}{\pi B_* (b_u k_u + b_m k_m)} \quad (89)$$

$$r = \infty : \phi = 0$$

Hiermee is verondersteld dat het verhang in de uitvullaag gelijk is aan dat in de mijnsteen.

Met gebruik making van de randvoorwaarden is de differentiaalvergelijking oplosbaar [11]:

$$\begin{aligned} \phi &= - \frac{Q\lambda}{\pi(b_u k_u + b_m k_m) B_* \sin\alpha} \cdot \frac{K_0(r \sin\alpha/\lambda)}{K_1(\frac{1}{2} B_* \sin\alpha/\lambda)} \\ &= - \frac{Q D \sin\alpha}{\pi k' \lambda B_*} \cdot \frac{K_0(r \sin\alpha/\lambda)}{K_1(\frac{1}{2} B_* \sin\alpha/\lambda)} \end{aligned} \quad (90)$$

met: $K_0 () =$ gemodificeerde Besselfunctie van de nulde orde.

$K_1 () =$ gemodificeerde Besselfunctie van de eerste orde.

Er wordt nu een ϕ_{toe} gedefinieerd die gelijk is aan de verlaging van de stijghoogte onder het bewegende blok als gevolg van de beweging. ϕ_{toe} volgt uit formule (90) door $r = \frac{1}{2} B_*$ te stellen:

$$\phi_{toe} = \frac{Q D \sin\alpha}{\pi k' \lambda B_*} \cdot \frac{K_0(\frac{1}{2} B_* \sin\alpha/\lambda)}{K_1(\frac{1}{2} B_* \sin\alpha/\lambda)} \quad (91)$$

Deze formule kan voor interessante waarden van $\frac{1}{2} B_* \sin\alpha/\lambda$ (namelijk 0,1 à 0,5) als volgt benaderd worden:

$$\phi_{toe} = \frac{Q D \sin\alpha}{\pi k' \lambda B_*} \cdot (0,56 + 0,18 \ln(B_* \sin\alpha/\lambda)) \quad (92)$$

Met formule (84) en $B_* = \sqrt{BL}$ wordt dit:

$$\phi_{toe} = \frac{\varepsilon D^2 \sqrt{BL} \sin\alpha}{\pi k' \lambda t_u} (0,56 + 0,18 \ln(\sqrt{BL} \sin\alpha/\lambda)) \quad (93)$$

Hiermee is verondersteld dat de bloksnelheid die overeenkomt met de maximale verschilddruk gedurende de gehele blokbeweging optreedt. Dit is een veilige aanname.

De invloed van de toestroming kan als een dimensieloze invloedsfaktor worden geschreven:

$$\Gamma_{b2} = 1 + \frac{\phi_{toe}}{\phi_t} \quad (94)$$

met $\Gamma_{b2} =$ dimensieloze invloedsfaktor

$\phi_t =$ stijghoogte verschil over het blok tijdens bezwijken (m).

Het feit dat formule (94) in overeenstemming is met de definitie van Γ_b (zie formule (13)) wordt in hoofdstuk 10 aangetoond.

Met formule (14) volgt uit (94):

$$\Gamma_{b2} = 1 + \frac{\phi_{toe}}{\Gamma_s \cdot \phi_{eg}} \quad (95)$$

Het invullen van formule (12) en (93) in (95) levert:

$$\begin{aligned} \Gamma_{b2} &= 1 + \frac{\epsilon D \sqrt{BL} \tan \alpha}{\pi k' \lambda t_u \Delta \Gamma_s} (0,56 + 0,18 \ln(\sqrt{BL} \sin \alpha / \lambda)) \\ &= 1 + \frac{\epsilon}{\pi \Gamma_s \Delta t_u \cos \alpha} \sqrt{\frac{BLD}{k'(k_u b_u + k_m b_m)}} (0,56 + 0,18 \ln(\sqrt{BL} \sin \alpha / \lambda)) \end{aligned} \quad (96)$$

met $t_u = 1,5 t_o$ = duur van blokbeweging (s)

t_o = duur van overbelaste situatie (s)

Door hier de duur van de blokbeweging gelijk te stellen aan 1,5 maal de duur van de overbelaste situatie, wordt rekening gehouden met de invloed van de traagheid. De faktor 1,5 is echter in hoofdstuk 6 berekend voor een sterk overheersende invloed van traagheid. Meestal is deze invloed niet overheersend en zou ook een kleinere faktor gebruikt kunnen worden. Met $t_u = 1,5 t_o$ wordt een veilige waarde van Γ_{b2} berekend.

In figuur 8 is een diagram gegeven waarmee eenvoudig de grootte van $(\Gamma_{b2} - 1) \cdot \Gamma_s$ bepaald kan worden. Als voorbeeld is dit gedaan voor een situatie die gekarakteriseerd wordt door het volgende (stippellijn in figuur 8):

$\epsilon = 0,3$	(relatieve blokbeweging)
$t_u = 1,5 t_o = 0,75$ s	(bewegingstijd)
$\Delta = 1,2$	(relatieve dichtheid blok)
$\alpha = 18^\circ$	(taludhelling 1:3)
$B = L = 0,30$ m	(blokafmetingen)
$D = 0,15$ m	(blokdikte)
$k_u = 0,12$ m/s	(doorlatendheid uitvullaag (grind 5-25 mm))
$k_m = 0,008$ m/s	(doorlatendheid mijnsteen (ongesorteerd))
$b_u = 0,05$ m	(dikte uitvullaag)
$b_m = 0,6$ m	(dikte mijnsteen)
$k' = 0,010$ m/s	(doorlatendheid toplaag (spleet ~ 2 mm))

Dit resulteert in de volgende invoer:

$$k' = 10 \text{ mm/s}$$

$$\lambda/\sin\alpha = 0,40 \text{ m}$$

$$\varepsilon D/t_u = 0,06 \text{ m/s}$$

$$\Delta = 1,2$$

$$BL = 0,09 \text{ m}^2$$

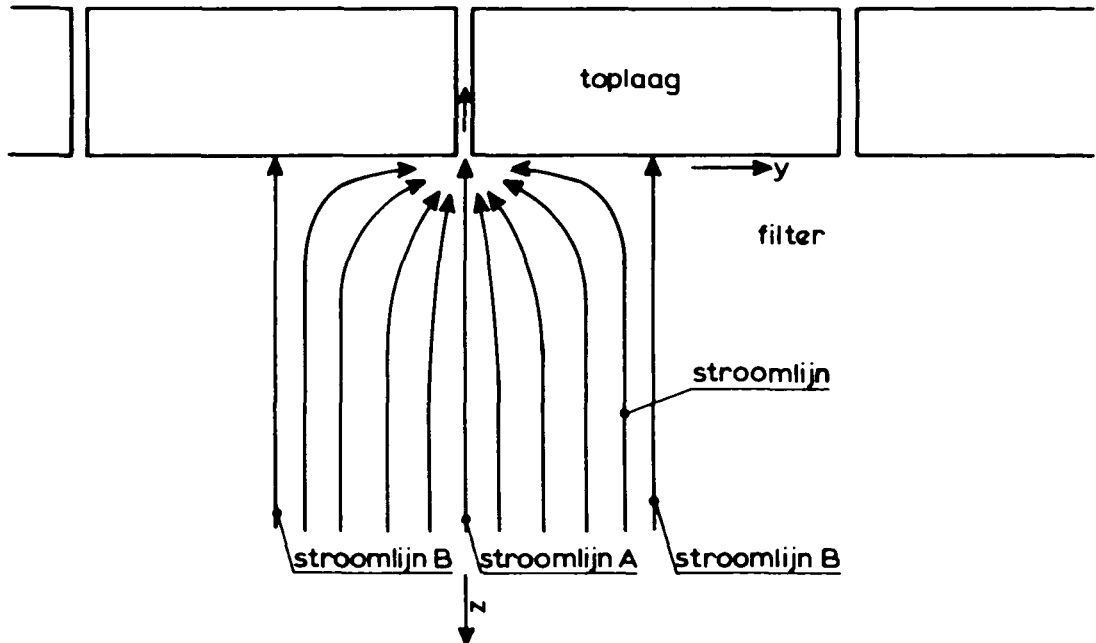
In de figuur is af te lezen dat $(\Gamma_{b2} - 1) \cdot \Gamma_s = 0,6$.

9. Invloed van aanstroomweerstand

Het door het filter en de toplaag stromende water wordt vlak onder de toplaag gedwongen om naar de spleten tussen de blokken van de toplaag te stromen. Dit beïnvloedt het lokale stroombeeld en de potentiaal onder de toplaag.

Desondanks wordt er bij de berekening van het potentiaalverschil over de toplaag veelal gebruik gemaakt van een homogeen doorlatend geschematiseerd toplaag.

Het verschil tussen de homogeen doorlatende toplaag en toplaag met spleten wordt duidelijk als het stijghoogte-verloop onder de toplaag bekeken wordt. We kiezen daartoe een assenstelsel met de oorsprong op het onderste punt van de spleet:



De stijghoogte langs verschillende lijnen onder de toplaag kan kwalitatief vergeleken worden met de stijghoogte onder een homogeen doorlatende toplaag. Figuur 9 geeft de situatie schematisch weer.

Bij de berekening van k' (zie [14]) wordt de aanstroomweerstand ook aan de toplaag toegeschreven. Op zich is dat juist als men uitsluitend geïnteresseerd is in het debiet door de toplaag of in het filter, zonder aandacht te hebben voor de lokale stroming vlak onder de spleten. Dit blijkt ook uit figuur 9: ver van de spleet (z is groot) is er geen verschil meer tussen het stijghoogte-verloop onder een homogeen en een niet-homogeen doorlatende toplaag.

Gaat echter de interesse uit naar de kracht op een blok (ofwel de gemiddelde stijghoogte onder het blok), dan is de lokale stroming onder de toplaag wel van belang.

In dit hoofdstuk wordt de gemiddelde stijghoogte onder een blok bekeken, rekening houdend met de lokale stroming naar de spleten. De verhouding van dit gemiddelde en het gemiddelde dat hoort bij een homogeen doorlatende toplaag geeft de invloed van de aanstroomweerstand weer.

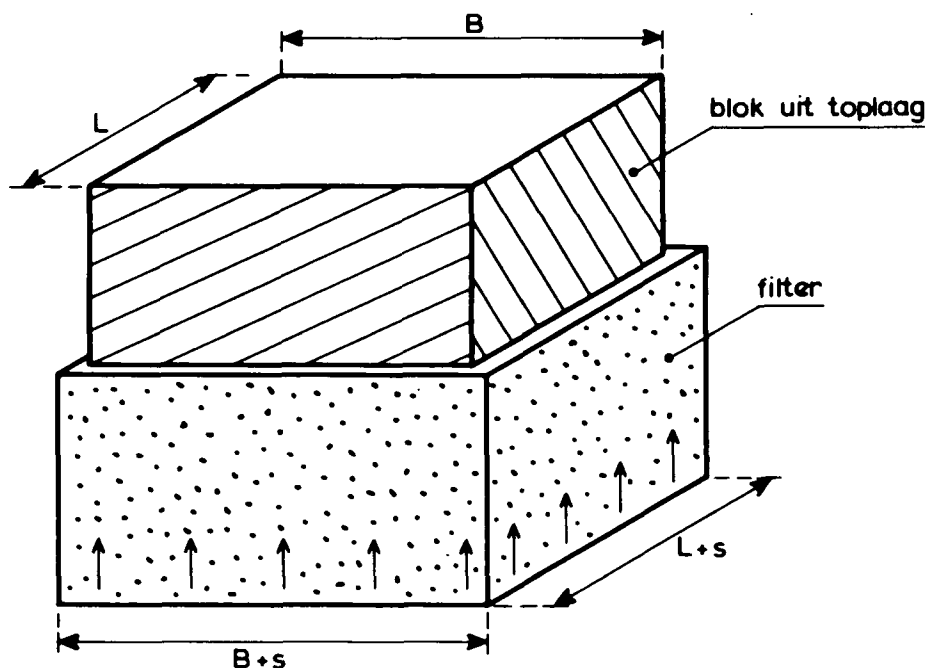
De stroming in een filterlaag, die hoofdzakelijk langs de toplaag gericht zal zijn, wordt opgesplitst in twee superponeerbaar veronderstelde stromingen:

- a) stroming langs de toplaag.
- b) stroming loodrecht op de toplaag.

Er wordt hier aangenomen dat de invloed van de aanstroomweerstand uitsluitend bepaald wordt door de stroming loodrecht op de toplaag. De aandacht wordt daarom uitsluitend op dit laatste gericht.

De stroming in het filter wordt allereerst geschematiseerd tot een drie dimensionale lineaire potentiaalstroming.

We beschouwen een kolom filtermateriaal recht onder een blok met horizontale doorsnede van $B + s$ bij $L + s$ ($s =$ spleetbreedte):



De wanden van de kolom filtermateriaal vallen samen met de stroomlijnen. Het totale debiet is daardoor uiteraard in elke horizontale doorsnede van de koker gelijk (wegens continuïteit).

Dit heeft als konsekwentie dat ook het over een horizontaal vlak gemiddelde verhang in elke doorsnede gelijk is. Samen met de konstatering dat de gemiddelde stijghoogte ver onder de toplaag in geval van een homogeen doorlatende toplaag gelijk is aan die in geval van een niet homogeen doorlatende toplaag is te konkluderen dat de over een horizontaal vlak gemiddelde stijghoogte in elke doorsnede onder een homogeen doorlatende toplaag gelijk is aan die onder een niet homogeen doorlatende toplaag. Gekonkludeerd wordt dat de gemiddelde stijghoogte direkt onder een blok gelijk is aan die direkt onder een homogeen doorlatende toplaag, hetgeen er op neerkomt dat er geen invloed van de aanstroomweerstand is.

Bovenstaande konklusie is gebaseerd op de aanname dat de stroming in het filter lineair is, terwijl dat in werkelijkheid niet het geval is. Hierdoor zal het verhang ter plaatse van een grote filtersnelheid (recht onder de spleet bijvoorbeeld) meer toenemen dan dat het afneemt op plaatsen waar de filtersnelheid klein is. Het gemiddelde verhang wordt dan groter. Tevens neemt het gemiddelde verval in het filter toe en neemt de gemiddelde stijghoogte onder het blok af. Deze invloed laat zich echter moeilijk kwantificeren zodat hier moet worden volstaan met het signaleren van deze invloed en blijft het resultaat uit de afleiding op basis van de potentiaalstroming staan als beste benadering: er is geen invloed van de aanstroomweerstand te verwachten.

10. Samengestelde invloedsfactoren

In het voorafgaande is gekonstateerd dat potentiële instabiliteit zich weliswaar voordoet als de verschildruk overeenkomt met het eigen gewicht van het blok, maar dat bezwijken pas optreedt als ook de wrijvingskrachten en traagheidskrachten zijn overwonnen. Deze twee laatste invloeden zijn gekwantificeerd in hoofdstuk 5 en 6.

Ten aanzien van de belasting is in hoofdstuk 3 een formule gegeven waarmee voor een sterk geschematiseerde konstruktie het stijghoogte verschil over de toplaag (ϕ_w) berekend kan worden. Gekonstateerd is dat de volgende twee belangrijke invloeden nog niet in die formule zijn verwerkt:

- 1) twee dimensionale stroming in het filter, eventueel bestaande uit een uitvullaag op mijnsteen.
 - 2) toestroming naar de open ruimte die onder een bewegend blok ontstaat.
- In hoofdstuk 7 en 8 zijn deze invloeden gekwantificeerd.

Uitgaande van de veronderstelling dat al de boven genoemde invloeden tegelijkertijd in het bezwijkstadium optreden, kunnen de afzonderlijke invloedsfactoren worden samengesteld tot Γ_s en Γ_b . Samen met de formules voor ϕ_w en ϕ_{eg} zijn daarmee de belasting en de sterkte kwantificeerbaar (zie formule (13) en (14)).

Uit hoofdstuk 5 tot en met 8 is gebleken, dat elke invloed is weer te geven als een stijghoogte verval over de toplaag:

- invloed van wrijving (zie formule (44 t/m 47)):

$\phi_{wrijving}$ = stijghoogte verval dat nodig is om wrijvingskrachten te overwinnen.

- invloed van traagheid (zie formule (55)):

ϕ_{traag} = stijghoogte verval dat nodig is om de traagheidskrachten te overwinnen.

- invloed van toestroming (zie formule (93)):

ϕ_{toe} = verval in het filter als gevolg van de toestroming naar de open ruimte onder het bewegende blok.

Met het bovenstaande is eenvoudig in te zien dat voor de sterkte de volgende relatie geldt:

$$R = \phi_{eg} + \phi_{wrijving} + \phi_{traag} \quad (97)$$

De afzonderlijke Γ_{s1} worden zo gedefinieerd, dat ze de verhouding aangeven tussen de situatie met en zonder de betreffende invloed:

$$\Gamma_{s1} = \frac{\phi_{eg} + \phi_{wrijving}}{\phi_{eg}} \quad (98)$$

$$\Gamma_{s2} = \frac{\phi_{eg} + \phi_{traag}}{\phi_{eg}} \quad (99)$$

Invullen in formule (97) levert vervolgens:

$$R = \phi_{eg} \cdot (\Gamma_{s1} + \Gamma_{s2} - 1) \quad (100)$$

Met formule (14) volgt onmiddellijk een formule voor Γ_s :

$$\Gamma_s = \Gamma_{s1} + \Gamma_{s2} - 1 \quad (101)$$

De belasting S is gedefinieerd als het stijghoogte verschil over de toplaag:

$$S = \phi_t = \phi_w / \Gamma_b \quad (102)$$

Omdat alleen de invloed van de toestroming met een invloedsfaktor kan worden weergegeven, geldt:

$$\Gamma_b = \Gamma_{b2} \quad (103)$$

De invloed van de tweedimensionaliteit van de stroming in het filter kan verdisconteerd worden in de lek lengteberekening (formule (70)).

11. Vergelijking met metingen en Steenzet-berekeningen

11.1 Oesterdam

Het Deltagootonderzoek naar de stabiliteit van de Oesterdam [9] is zeer geschikt om de resultaten van een berekening te vergelijken met de metingen, omdat het model was opgebouwd met blokken die om en om op een pennenrooster zaten met daartussen losse blokken. Deze losse blokken voldoen aan de in dit verslag gegeven definitie.

In de ene helft van het talud waren de blokken op een klei-laag aangebracht en in de andere helft op een filterlaag (grind op mijnsteen). Gezien de beperkingen van de berekeningsmethode wordt hier alleen de laatst genoemde konstruktie-helft beschouwd. De aandacht wordt in eerste instantie gericht op de proeven met regelmatige golven omdat de berekeningsmethode hier beter op aansluit en omdat in [7] de drukregistraties bij de onregelmatige golven minder betrouwbaar zijn genoemd.

De proeven met een hoge waterstand (+ 4.50 m t.o.v. gootbodem) vallen af omdat de overgangskonstruktie op +4.50 m t.o.v. gootbodem van invloed kan zijn op de resultaten, terwijl dit nog niet kan worden meegenomen in de berekeningen.

Uiteindelijk blijven proef 39 t/m 44 over (blokken zonder gaten of vellingkanten):

$$D = 0,10 \text{ m}$$

$$B = L = 0,25 \text{ m}$$

$$\text{laagdikte grind} : b_{\text{grind}} = 0,15 \text{ m}$$

$$\text{laagdikte mijnsteen: } b_{\text{mijnsteen}} = 0,35 \text{ m}$$

$$\text{grind} : D_{f15} = 14 \text{ mm}; n = 0,43$$

$$\text{mijnsteen} : D_{f15} = 3\text{mm (schatting)} \quad (n = 0,25)$$

$$s = 0,75 \text{ mm}$$

$$\tan\alpha = 0,25$$

$$\Delta = 1,37$$

$$h = 4,25 \text{ m}$$

$$f_b = 0,6 \text{ (schatting)}$$

$$\zeta = 0,7 \text{ (schatting)}$$

$$v = 1,2 \cdot 10^{-6} \text{ m}^2/\text{s} \text{ (schatting)}$$

Met bovenstaande invoergrootheden zijn de volgende tussenresultaten te berekenen:

$$\begin{aligned}k_u &= 0,114 \text{ m/s (figuur 1)} \\k_m &= 0,008 \text{ m/s (figuur 1)} \\k' &= 0,002 \text{ m/s (figuur 2)} \\ \lambda &= 0,241 \text{ m} \\ \Gamma_{s1} &= 1,10 \quad (\text{figuur 4})\end{aligned}$$

Vervolgens zijn 5 konkrete proeven nagerekend. De resultaten zijn samengevat in tabel 1. Het valt daarin op dat de stijghoogte op het talud (ϕ_b) bij proef T42 en T43 sterk afwijkt van de gemeten waarde, maar dat desondanks toch het stijghoogte verschillen over de toplaag zonder blokbeweging (ϕ_t) goed overeenkomen. Worden de berekende en gemeten blokbewegingen vergeleken, dan kan gekonkludeerd worden dat bij $\epsilon > 0,18$ de beweging zichtbaar wordt en bij ϵ gelijk aan $0,18 \text{ à } 0,24$ begin van schade optreedt. Proef T44 valt hierbij echter uit de toon. De berekende beweging is zo groot, in vergelijking tot de andere proeven, dat dit zeker tot schade had moeten leiden.

De invloed van een kleine verandering van het stijghoogte verschil (ϕ_t) wordt duidelijk als de blokbeweging berekend wordt op basis van de gemeten ϕ_t . De resultaten zijn gegeven in tabel 2. Nu blijkt T44 wel mooi bij de andere proeven aan te sluiten, hetgeen veroorzaakt wordt doordat het stijghoogte verschil verlaagd is van $0,21$ (berekend op basis van h , H , T en λ) naar $0,18$ m (gemeten).

Gekonkludeerd kan worden dat er schade is te verwachten als $\epsilon > 0,2$.

In figuur 14 is de berekende relatie tussen $H/\Delta D$ en ξ_0 vergeleken met de meetpunten. De berekende lijnen zijn bepaald met $t_0 = 0,25 + T/20$. Deze formule heeft geen fysische achtergrond en is slechts gebruikt om de figuur te kunnen tekenen.

11.2 Gidsonderzoek

Uit het gidsonderzoek [2] zijn met name de proeven 4 t/m 27 en 43 t/m 47 interessant. De andere proeven zijn of met onregelmatige golven uitgevoerd, of zijn uitgevoerd met een ingewassen zetting.

In alle gevallen was er geen sprake van opzettelijk losliggende blokken, maar was de inklemming wel beperkt omdat de meetsektie was omsloten door een frame (lengte langs talud: 3,30 m).

de geometrie wordt beschreven door de volgende grootheden:

$\tan\alpha$	=	0,33
D	=	0,15 m
B = L	=	0,25 m
b	=	0,35 m
D_{f15}	=	25 mm $n = 0,35$ (schatting)
s	=	0,7 mm (proef 4 t/m 27) (schatting)
s	=	20 mm (proef 43 t/m 47)
Δ	=	1,35
h	=	4,5 m
f_b	=	0,6 (schatting)

De resultaten van de metingen zijn samen met de berekende resultaten in tabel 3 samengevat. De berekeningen zijn uitgevoerd met $t_0 = T/20 + 0,25$.

Uit de tabel blijkt dat voor proef 11 t/m 27 de golfbelasting volgens de berekeningen een zeer grote blokbeweging veroorzaakt, terwijl de metingen aangeven dat er pas begin van schade is. Dit verschil wordt waarschijnlijk veroorzaakt door het feit dat de blokken in het model niet los lagen en daardoor stabielere waren.

In figuur 15 is de relatie tussen $H/\Delta D$ en ξ_0 gegeven. Uit deze figuren blijkt hetzelfde als uit de tabel.

Bij de proeven 46 en 47 is de leklengte te kort om het stijghoogte verschil met formule (9) te kunnen berekenen. Het stijghoogte verschil wordt sterk onderschat, waardoor ook de blokbeweging onderschat wordt.

11.3 Steenzet-berekeningen

De resultaten van de stabiliteitsberekeningen met het analytische model zijn vergeleken met die van het numerieke model Steenzet 1+. Hiervoor zijn twee konstrukties als voorbeeld gekozen met een vrij kleine leklengte, omdat juist met een kleine leklengte de resultaten gevoelig zijn voor de gekozen invoer. Allereerst is de Oesterdam doorgerekend. De beschrijving van deze konstruktie is in paragraaf 11.1 te vinden. In het numerieke model is de filterlaag geschematiseerd tot één laag met dikte van 0,2 m en (ge-lineariseerde) doorlatendheid van 0,1 m/s. Dit resulteert in dezelfde leklengte als die in het analytische model is gebruikt.

De resultaten van de Steenzet sommen zijn als volgt:

$$T43: \quad \epsilon = 0,1 \quad \text{en} \quad \phi_t = 0,29 \text{ m}$$

$$T44: \quad \epsilon = 0 \quad \text{en} \quad \phi_t = 0,23 \text{ m}$$

In vergelijking tot de resultaten van het analytische model (zie tabel 1) valt op dat het numeriek berekende stijghoogte verschil over de toplaag veel groter is, maar dat de blokbeweging daarentegen juist veel kleiner is. In vergelijking tot de metingen berekent Steenzet een te grote verschildruk en is de blokbeweging te klein.

Tot slot zijn de numerieke en analytische resultaten vergeleken voor een fiktieve zetting:

$$B = L = 0,25 \text{ m} \quad ; \quad D = 0,15 \text{ m}$$

$$k = 0,02 \text{ m/s}; \quad b = 0,3 \text{ m}$$

$$k' = 0,004 \text{ m/s}$$

$$\tan\alpha = 0,33$$

$$\Delta = 1,3$$

$$f_b = 0,55$$

$$\zeta = 0,7$$

$$t_0 = T/20 + 0,25 \text{ (s)}$$

$$v = 1,2 \cdot 10^{-6} \text{ m}^2/\text{s}$$

De resultaten van de berekeningen zijn gegeven in tabel 4. Opmerkelijk is dat de relatieve blokbeweging ϵ zowel volgens het numerieke als het analytische model nauwelijks toenemen als de golfhoogte toeneemt.

Het belangrijkste verschil tussen beide modellen zit in het berekende stijghoogte verschil ϕ_t en de duur van de overbelaste situatie t_0 . Blijkbaar berekent het numerieke model een zeer kort durende piek in de verschildruk, die orde 2 maal hoger is dan de verschildruk volgens het analytische model. Deze laatste houdt echter rekening met een veel langer aanhoudende verschildruk.

Wordt het analytische model gebruikt, met als invoer de ϕ_t en t_0 zoals met het numerieke model is berekend, dan blijkt de blokbeweging orde 4 maal hoger te zijn dan met het numerieke model.

Gekonkludeerd kan worden dat met Steenzet 1+ de verschildruk hoger en de blokbeweging kleiner is dan met het analytische model.

12. Ontwerpproces

Met de formules die in de vorige hoofdstukken zijn afgeleid is het mogelijk om een stabiele toplaag te dimensioneren. Het ontwerpproces dat daartoe leidt is samengevat in het diagram in figuur 10.

Als invoer worden de hydraulische randvoorwaarden gebruikt:

h = waterdiepte bij teen talud (m)

H = maatgevende golfhoogte bij de teen (m)

T = golfperiode (s)

De maatgevende golf (gekaracteriseerd door golfhoogte en bijbehorende periode) is die golf uit de reeks onregelmatige golven die de grootste verschilddruk over de toplaag veroorzaakt.

Het uitgangspunt van het ontwerpproces wordt gevormd door een zelf gekozen konstruktie. Hierbij speelt allereerst de beschikbaarheid van materialen een rol, maar daarnaast moet het oppervlak van de stenen en de spleten of gaten ertussen zo groot mogelijk en de dikte en korrelgrootte van het filter zo klein mogelijk gekozen worden. Dit is belangrijk omdat dan een economisch aantrekkelijke konstruktie resulteert.

Vervolgens wordt stap voor stap toegewerkt naar het optredende stijghoogte verschil over de toplaag en het stijghoogte verschil dat nog net geen beweging van een los blok teweeg brengt. Als het optredende stijghoogte verschil geen beweging van een los blok kan veroorzaken, is de konstruktie overgedimensioneerd. Het is dan mogelijk de konstruktie goedkoper te ontwerpen door bijvoorbeeld de blokdikte te verkleinen of de taludhelling te vergroten.

Als het blok wel in beweging komt, moet uiteraard gecontroleerd worden of de beweging niet te groot is. Verwacht mag worden dat bezwijken optreedt als $\epsilon = 0,3$, dat wil zeggen dat het blok totaal 30% van de toplaagdikte omhoog beweegt.

Is het stijghoogte verschil over het bewegende blok te groot, dan is de konstruktie onvoldoende sterk en moet het ontwerp aangepast worden. In volgorde van belangrijkheid is een van de volgende veranderingen noodzakelijk:

- blokdikte D vergroten
- blokoppervlak $B.L$ vergroten
- spleetbreedte s of gatgrootte vergroten

- filterlaagdikte verkleinen
- korrelgrootte filter verkleinen of beter verdichten zodat porositeit afneemt
- taludhelling verkleinen.

Bij het ontwerpen van een zetting dient men bedacht te zijn op het feit dat hier slechts één bezwijkmechanisme is beschouwd. Als de lek lengte erg klein is ($\lambda < 0,1$ m) dan ontstaat er gevaar voor het bezwijken als gevolg van de golfklap, waarmee hier geen rekening gehouden is.

Als de filterlaag erg dun is ($b < 0,2$ m), dan ontstaat er gevaar voor bezwijken als gevolg van verweking van het zand onder het filter.

Zijn de filterkorrels te groot ten opzichte van de korrels in de basis, dan kan door erosie van de basis een vervorming van de gehele constructie ontstaan, waardoor er op den duur geen sprake meer is van een bekleding van gezette steen.

LITERATUUR

1. K. den Boer en A. Bezuijen.
Taludbekleding van gezette steen.
Overzicht onderzoek 1980-1984.
Samenvattend verslag.
WL/LGM; M1881-deel XV / CO 272500/7; okt. 1984.
2. A.M. Burger.
Taludbekleding van gezette steen, fase 2.
Grootschalig gidsonderzoek.
Waterloopkundig Laboratorium; verslag M1881 deel IX; dec. 1983.
3. Knaap, F.C.M. van der, Klein Breteler M. en Groot, M.T. de
Taludbekledingen van gezette steen.
Belasting en sterkte van zetsteenverdedigingskonstrukties op oevers en dijken.
WL/LGM verslag M1115 deel XIV; M1795/M1881 deel XVI; CO 416409/4; aug.'85.
4. J. W. van der Meer e.a.
Taludbekleding van gezette steen, fase 3.
Bezwijken van zettingen.
Overzicht en bundeling van bestaande kennis.
Waterloopkundig Laboratorium; verslag M1881 deel XI;
november 1984.
5. L.A. Pipes and L.R. Harvill.
Applied Mathematics for engineers and physicists; third edition.
6. M. v.d. Wal, F.v.d. Knaap en H. Verhey.
Aantasting van dwarsprofielen in vaarwegen; Erosie en stabiliteit van bodem.
Waterloopkundig Laboratorium, verslag M 1115 deel VIII; jan. 1982.
7. Bezuijen, A.,
Taludbekledingen van gezette steen, fase 2.
Evaluatie Oesterdam onderzoek; grondmechanische aspecten en rekenmodel Steenzet.
WL/LGM verslag M1795/M1881 deel X; CO 258901/91 en 141; febr.'84.

LITERATUUR (vervolg)

8. Kenter, C.J. e.a.
Taludbekledingen van gezette steen, fase 2.
Bepaling grondmechanische eigenschappen etc.
WL/LGM verslag M1795/M1881 deel VII; CO 258901/118; mei '84

9. Waterloopkundig Laboratorium.
Taludbekledingen van gezette steen, fase 1.
Grootschalig onderzoek ten behoeve van de Oesterdam.
WL/LGM verslag M1795 deel VI; CO 258840/7; juli '82.

10. Burger A.M.
Taludbekledingen van gezette steen, fase 2.
Evaluatie Oesterdamonderzoek; hydraulische aspecten.
WL/LGM verslag M1795/M1881 deel VIII; CO 258901; maart '84.

11. Verruijt, A.
Theory of groundwater flow.
Macmillan, 1969.

12. Adel, H. den
Heranalyse doorlatendheidsmetingen d.m.v. de Forchheimer relatie.
Grondmechanica Delft, concept verslag C0272550/56; mei 1986.

13. Banach, L.
Stability of block revetments.
Evaluation of measurements of the wave pressure on a slope.
Delft Hydraulics, report H195-20, June '87.

14. Klein Breteler, M.
Taludbekleding van gezette steen.
Doorlatendheid van de toplaag.
Waterloopkundig Laboratorium, concept verslag H195.07; dec. 1986.

LITERATUUR (vervolg)

15. Wouters, J. en Klein Breteler, M.
Invloed van wrijving en toestroming op stabiliteit van los blok.
Waterloopkundig Laboratorium, Concept verslag modelonderzoek,
H195/M1881-04; juni 1987.

16. Klein Breteler, M.
Taludbekledingen van gezette steen.
Waterbeweging en golfbelasting op een glad talud.
Waterloopkundig Laboratorium, verslag M1795 deel XVII, maart 1990.

17. Klein Breteler, M. e.a.
Taludbekledingen van gezette steen.
Analytische en numerieke berekening van de stijghoogte onder de
toplaag.
Waterloopkundig Laboratorium en Grondmechanica Delft, (verslag
M1795/H195 deel XIX, verschijnt eind 1991).

gemeten								berekend met gemeten h, H, t _o en T					
proef nr.	H m	T s	ϕ_b m	β °	t _o s	ϕ_t m	O/B/S*	ϕ_b m	β °	ϕ_t m	Γ_s -	Γ_b -	ϵ -
T39	0,29	2,13	0,25	60	0,25	0,15	O	0,25	71	0,18	1,15	1,20	0,07
T40	0,40	2,13	0,28	60	0,3	0,19	O	0,31	67	0,20	1,19	1,33	0,17
T42	0,12	6,0	0,20	68	0,4	0,18	B	0,30	74	0,19	1,15	1,28	0,18
T43	0,50	2,13	0,30	60	0,3	0,22	S	0,36	64	0,22	1,22	1,43	0,24
T44	0,16	6,0	-	-	0,5	0,18	B	0,37	70	0,21	1,17	1,44	0,38

*O/B/S: O = geen beweging

B = beweging van blokken gekonstateerd

S = schade

ϕ_b = grootste stijghoogte op talud (m)

ϕ_t = stijghoogte verschil over toplaag zonder blokbeweging (m)

β = hoek van drukfront t.o.v. vertikaal (°)

t_o = duur van de overbelaste situatie ($\phi_t > 0$) (s)

ϵ = relatieve blokbeweging (t.o.v. dikte van toplaag) (-)

Tabel 1 Oesterdam onderzoek in Deltagoot

	gemeten			berekend met ϕ_t en t_o		
proef	ϕ_t	t_o	O/B/S*	Γ_s	Γ_b	ϵ
nr.	m	s	-	-	-	-
T39	0,15	0,25	O	1,11	1,06	0,01
T40	0,19	0,3	O	1,17	1,27	0,13
T42	0,18	0,4	B	1,14	1,24	0,15
T43	0,22	0,3	S	1,22	1,43	0,24
T44	0,18	0,5	B	1,13	1,24	0,19

* O = geen beweging

B = beweging van blokken gekonstateerd

S = schade

Tabel 2 Blokbeweging berekend met gemeten verschildruk
(Oesterdam)

proef	gemeten				berekend		
	H m	T s	H/ΔD -	schade? +/-	Γ _s -	Γ _b -	ε -
T11	0,80	3	4,0	-	1,51	1,55	0,7
T12	0,87	3	4,4	+	1,53	1,58	0,8
T15	0,52	4	2,6	-	1,46	1,54	0,8
T16	0,59	4	3,0	+	1,50	1,60	0,9
T18	0,21	5	1,1	-	1,30	1,26	0,4
T19	0,28	5	1,4	+	1,35	1,39	0,6
T20	0,26	5	1,3	+	1,34	1,36	0,5
T23	0,40	6	2,0	-	1,46	1,65	1,1
T24	0,52	6	2,6	+	1,50	1,74	1,3
T26	0,58	6	2,9	-	1,53	1,79	1,4
T27	0,71	6	3,6	+	1,57	1,87	1,6
T46	0,19	4,5	1,0	-	1,20	1,90	0
T47	0,42	4,5	2,1	+	1,20	1,90	0

$$k = 0,091 \text{ m/s}$$

$$k' = 0,0016 \text{ m/s (proef 4 t/m 27)}$$

$$k' = 0,10 \text{ m/s (proef 43 t/m 47)}$$

$$\lambda = 0,54 \text{ m (proef 3 t/m 27)} \quad \lambda = 0,067 \text{ m (proef 43 t/m 47)}$$

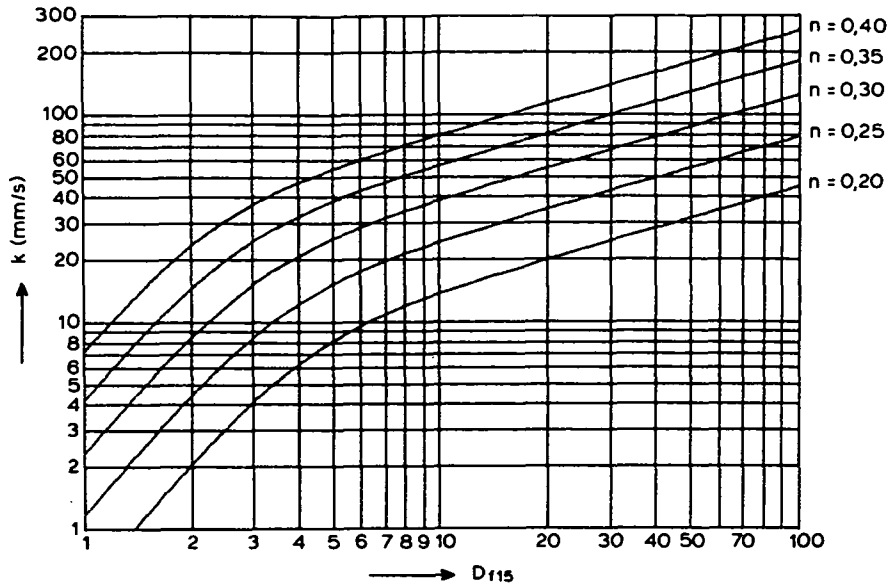
$$\Gamma_{sl} = 1,2$$

Tabel 3 Gidsonderzoek

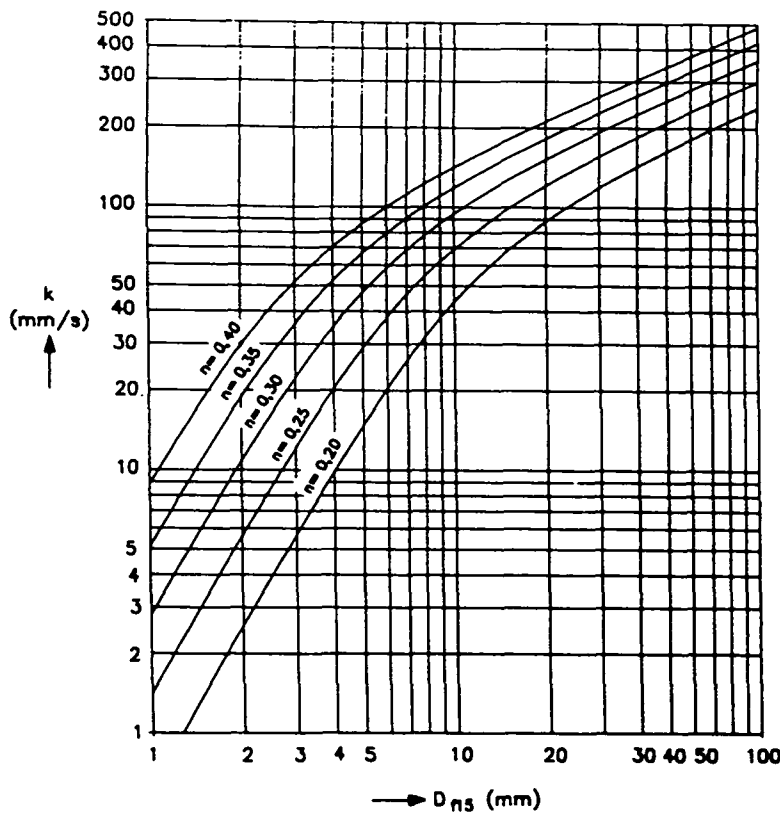
randvoorwaarden			analytisch					numeriek		
H	T	h	ϕ_b	β	t_o	ϕ_t	ϵ	t_o	ϕ_t	ϵ
m	s	m	m	°	s	m	m	s	m	-
0,79	3,8	4,50	0,75	51	0,40	0,21	0	0,10	0,39	0,01
0,87	4,0	4,95	0,82	51	0,42	0,21	0	0,12	0,45	0,02
0,99	4,2	5,63	0,93	51	0,45	0,22	0		0,45	0,03
1,17	4,6	6,75	1,12	51	0,49	0,22	0,01	0,16	0,51	0,04
1,58	5,4	9,00	1,50	51	0,57	0,23	0,02		0,59	0,08

Tabel 4 Vergelijking analytische en numerieke stabiliteitsberekening

Theorie (paragraaf 4.1):



Praktijk (paragraaf 4.2):



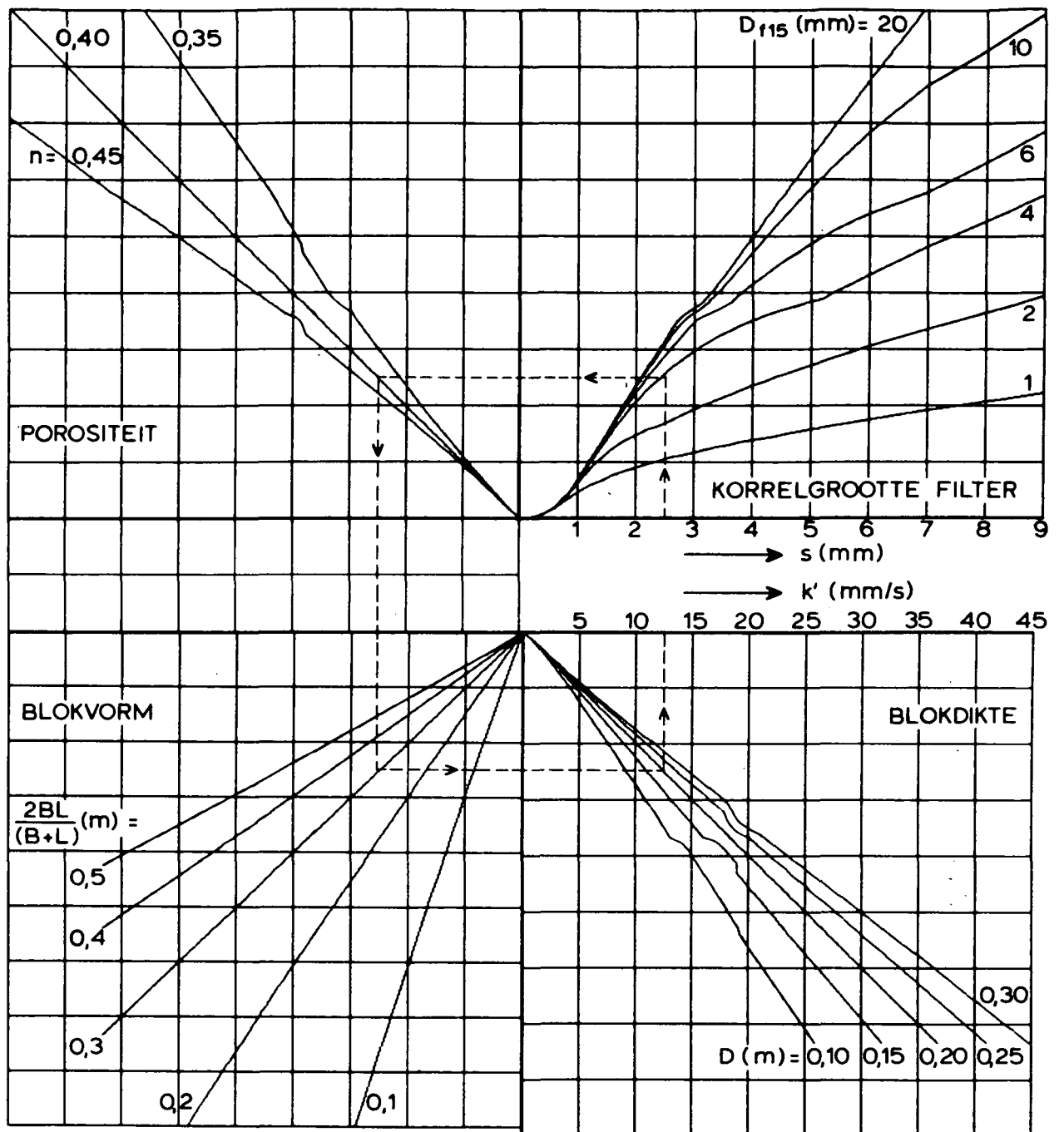
doorlatendheid volgens Forchheimer, gelineariseerd bij $i=0,3$
 $v = 12 \cdot 10^{-6} \text{ m}^2/\text{s}$
 grind/steenlag : $n = 0,3 \text{ à } 0,4$
 mijnsteen : $n = 0,2 \text{ à } 0,3$

GELINEARISEERDE DOORLATENDHEID
 VAN HET FILTER

WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM

H 195

FIG. 1

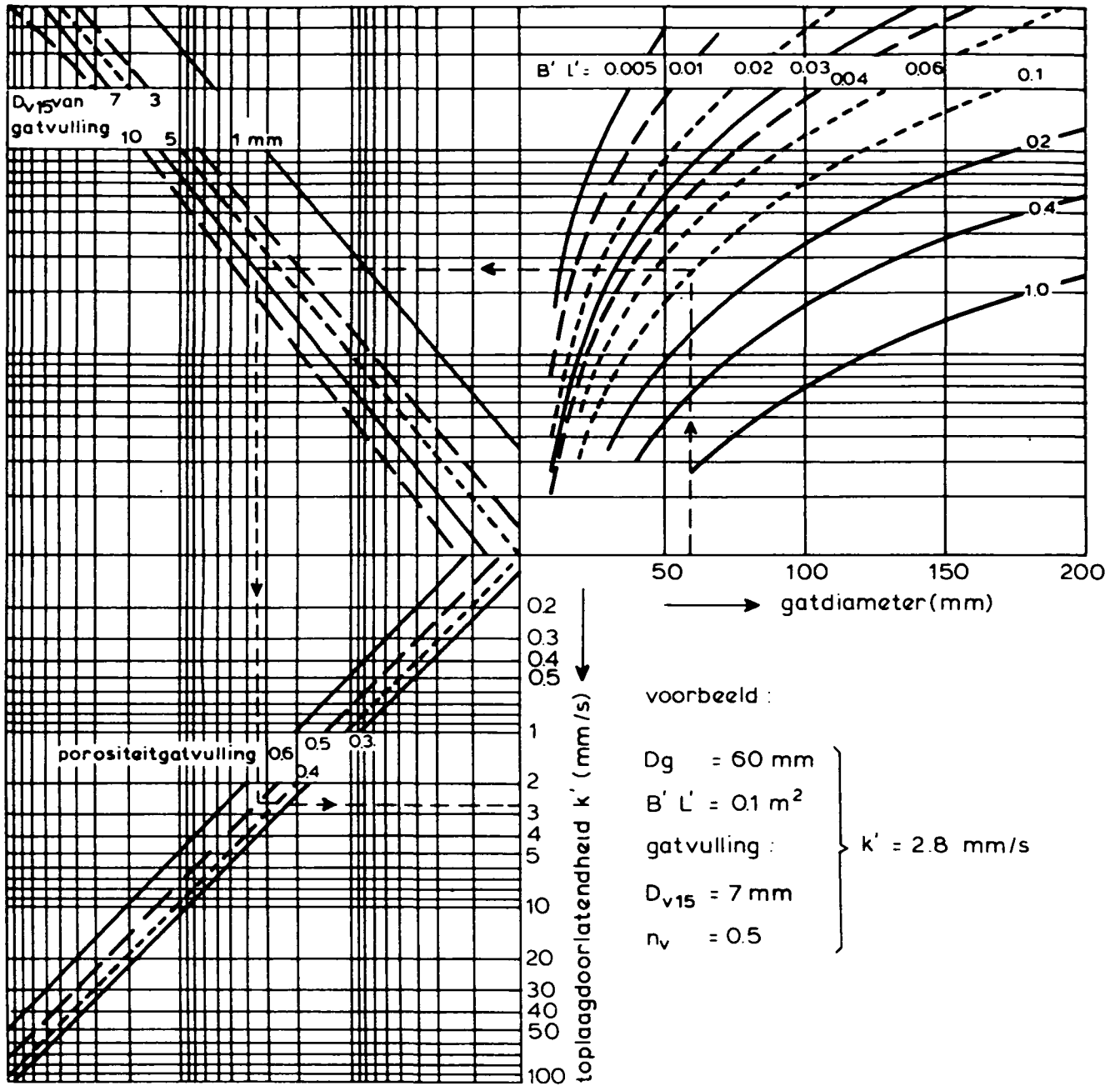


- s = spleetbreedte (m)
- D_{115} = korrelgrootte filtermateriaal (m)
- n = porositeit (-)
- B = blokbreedte (m)
- L = bloklengte (m)
- D = blokdikte (m)
- k' = gelineariseerde doorlatendheid van toplaag (m/s)

DOORLATENDHEID TOPLAAG (k') BESTAADE
UIT RECHTHOEKIGE DICHTE BLOKKEN

gatvulling:

blokkoppervlak per gat:



geldig als : $3 < D_{f15} < 50$ mm (filter)

$0.1 < D < 0.4$ m (blokdikte)

zonder geotextiel onder zetting

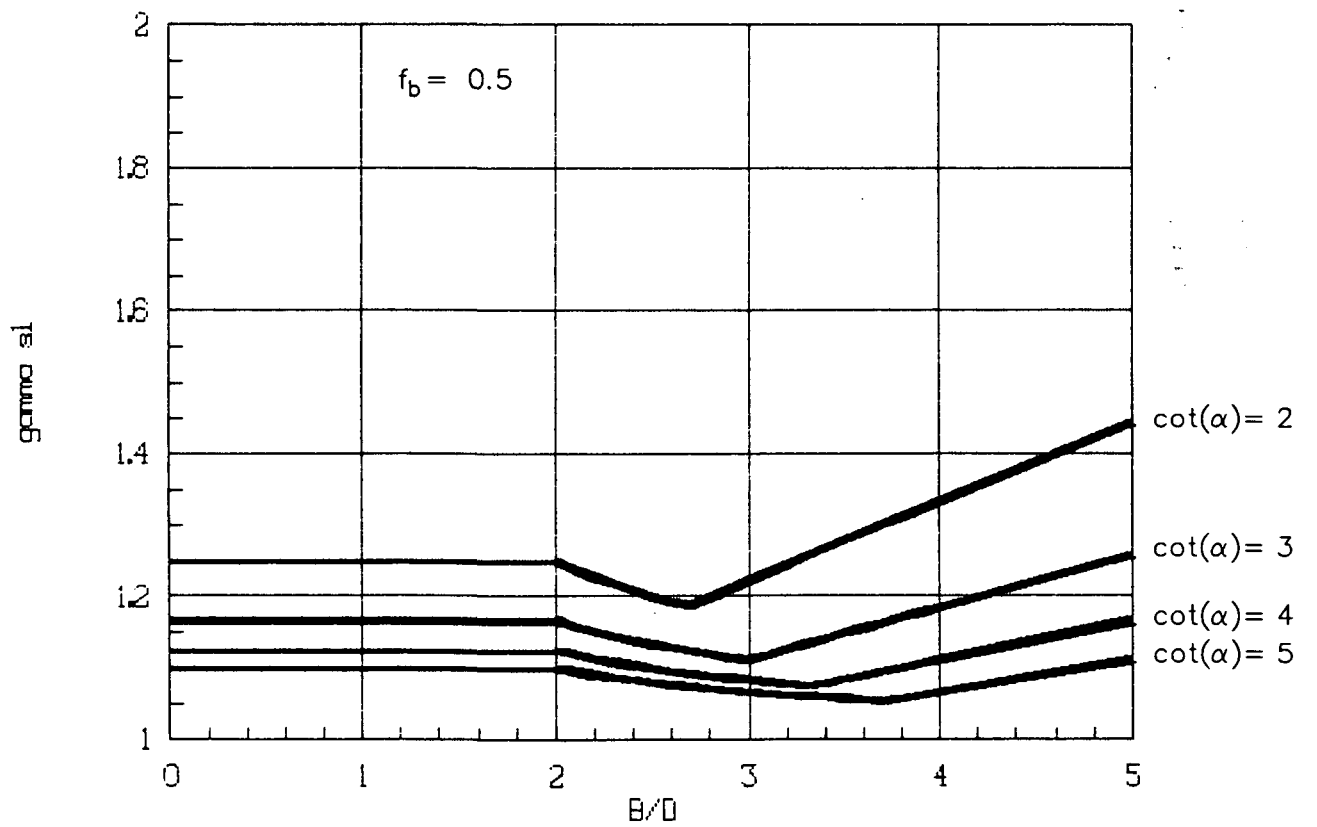
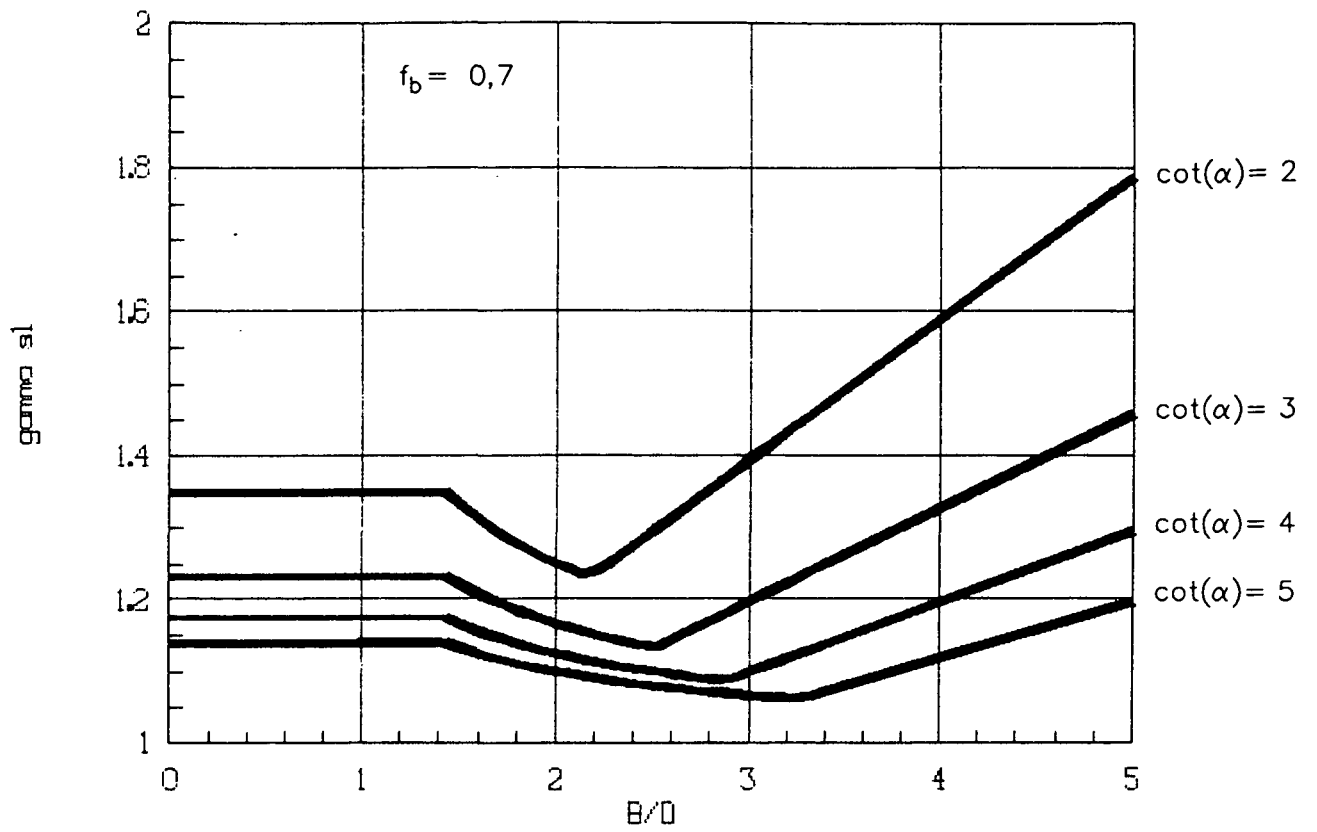
regelmatig gatenpatroon

DOORLATENDHEID VAN TOPLAAG MET
HALF GEVULDE GATEN

WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM

H 195

FIG. 3



B = blokbreedte; D = blokdikte; f_b = wrijvingscoëfficiënt; α = taludhelling

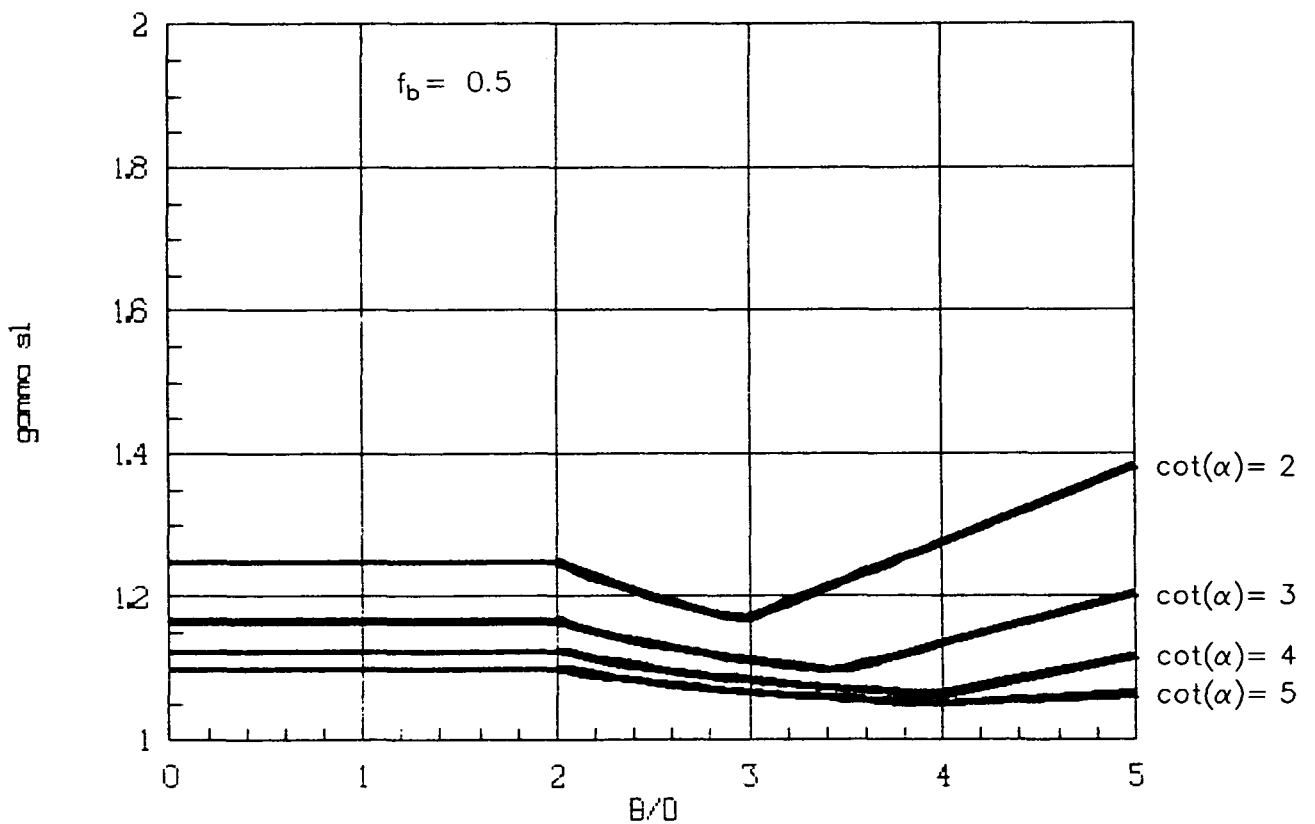
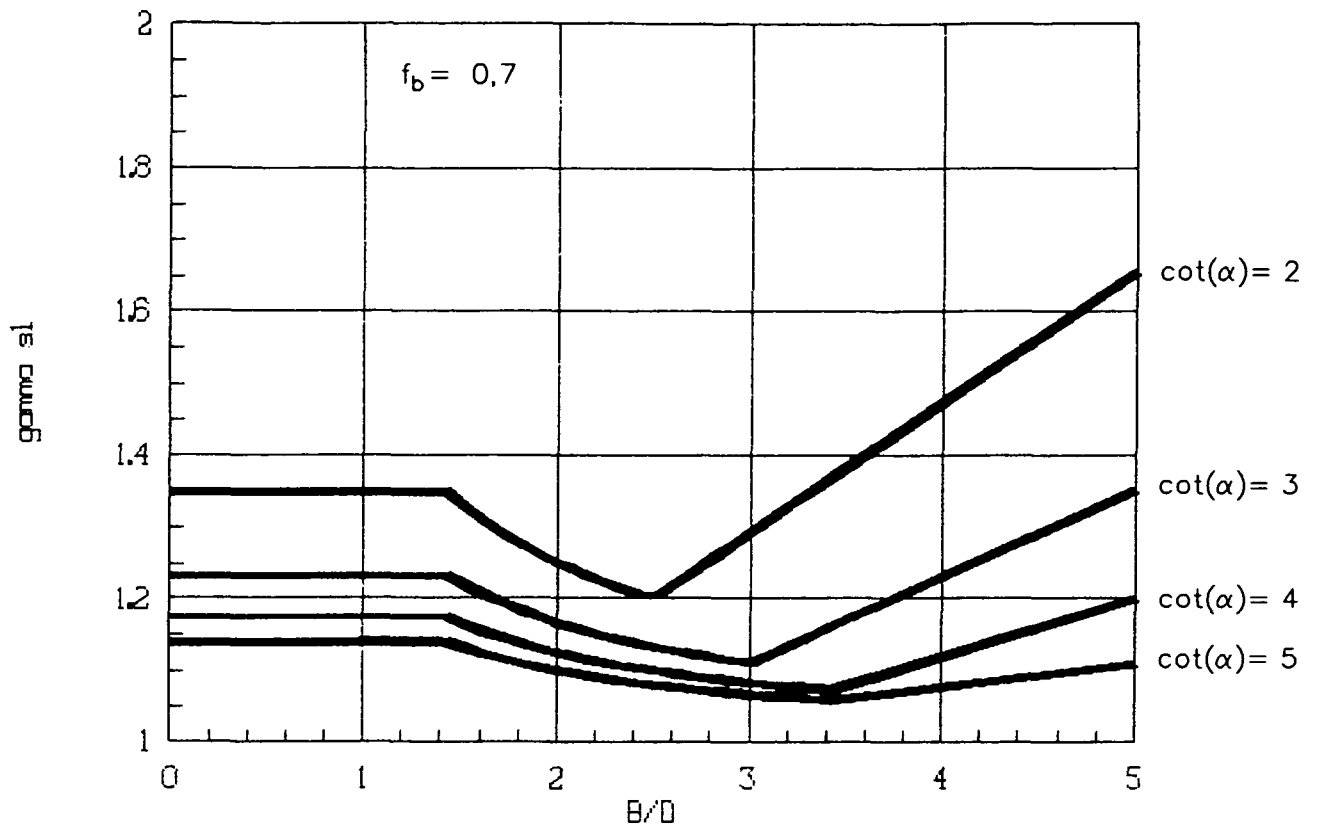
INVLOED VAN WRIJVING BIJ BLOKKEN

$\zeta = 0,5$

WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM

H 195

FIG. 4



B = blokbreedte; D = blokdikte; f_b = wrijvingscoëfficiënt; α = taludhelling

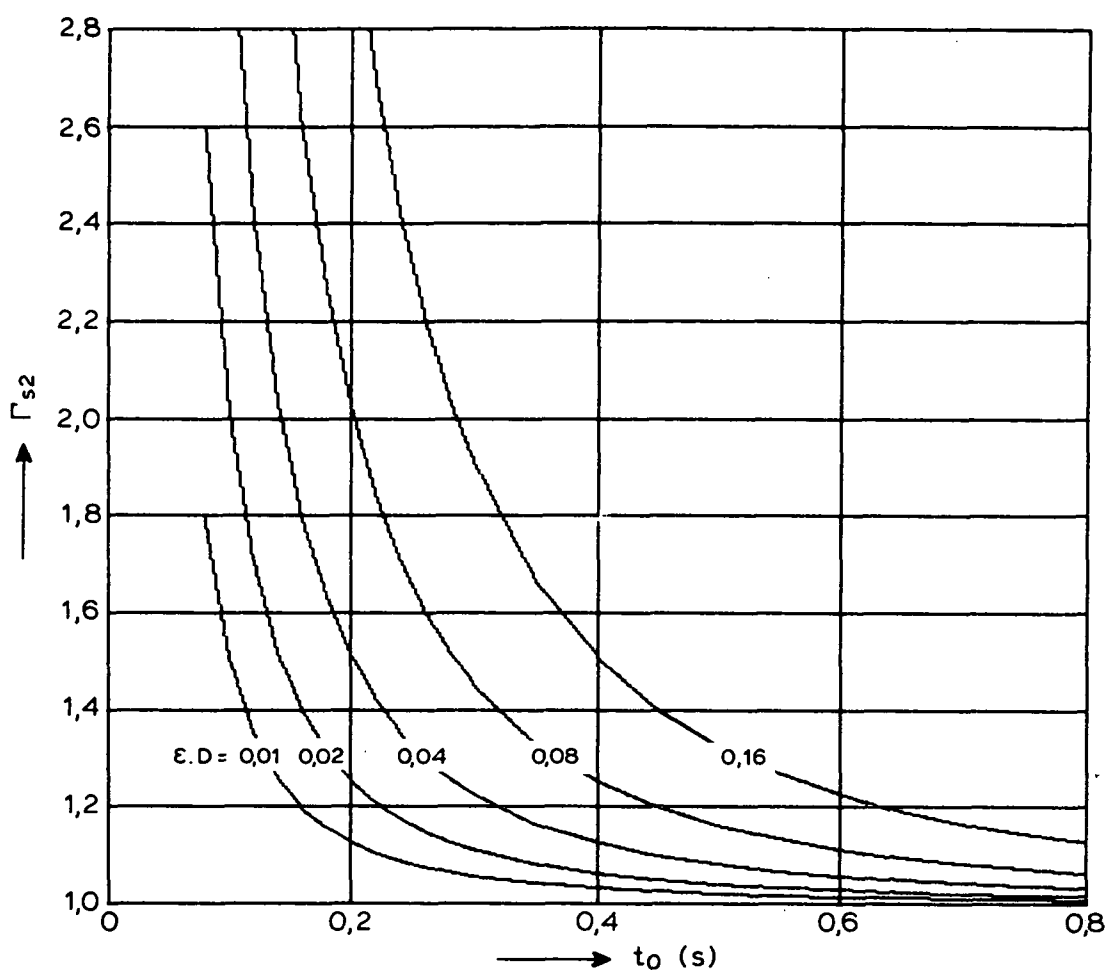
INVLOED VAN WRIJVING

$\zeta = 0,7$

WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM

H 195

FIG. 5



mits $1,0 \leq \Delta \leq 1,4$ en $\cos \alpha > 0,95$

t_o = duur overbelaste situatie (s)

ϵ = relatieve blokbeweging (-)

D = blokdikte (m)

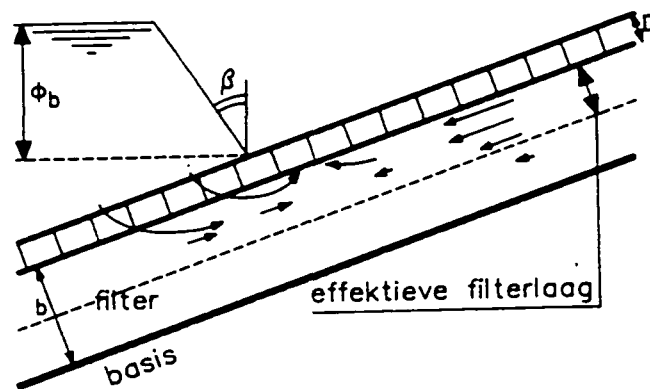
Δ = relatieve soortelijke massa van blok ($(\rho_a - \rho) / \rho$) (-)

ρ_a = soortelijke massa van blok (kg/m^3)

ρ = soortelijke massa van water (kg/m^3)

α = taludhelling

INVLOED VAN TRAAGHEID

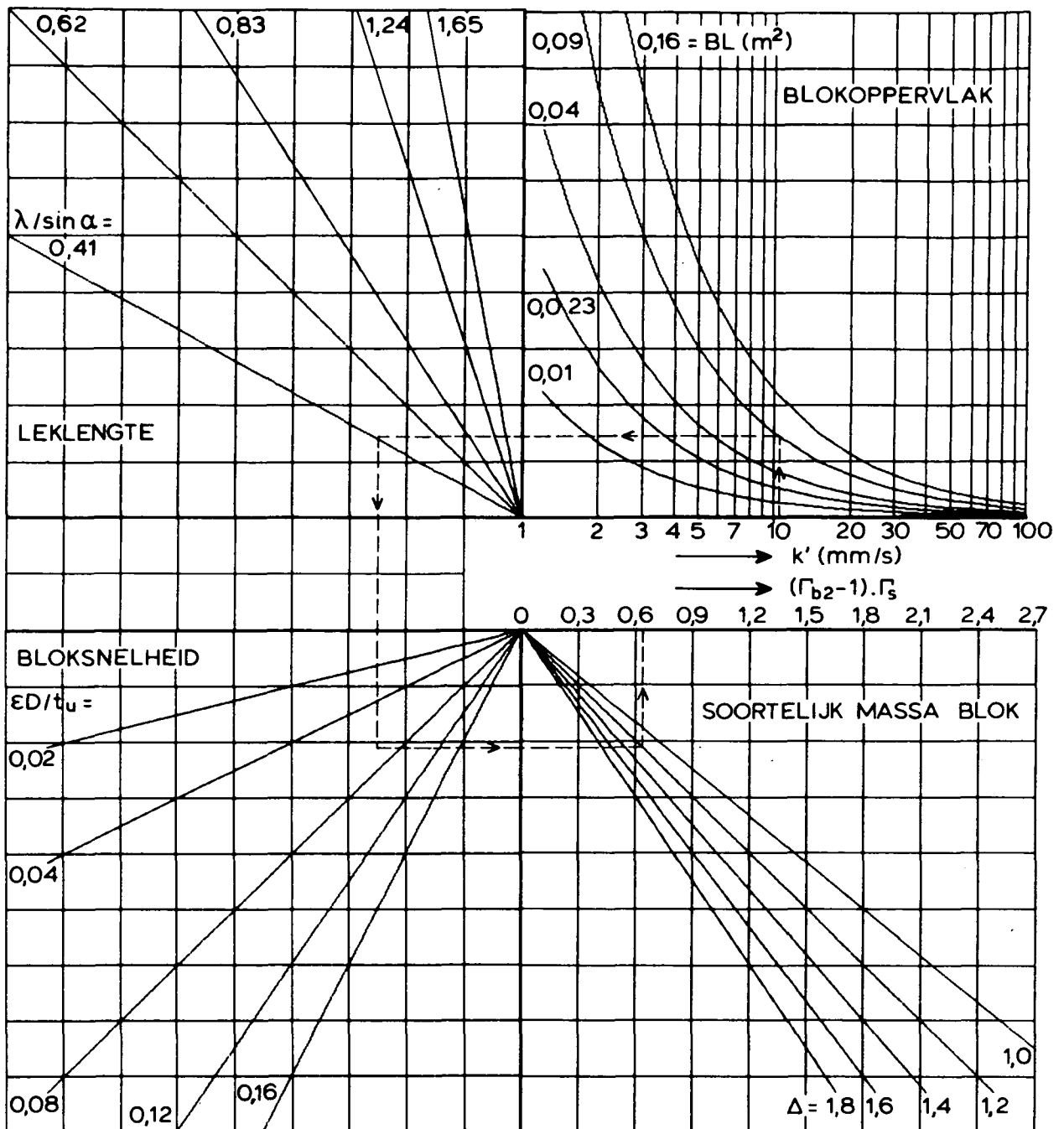


INVLOED 2-D ASPEKT VAN FILTERSTROMING

WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM

H 195

FIG. 7



b_u = dikte uitvullaag (m)

b_m = dikte mijnsteenlaag (m)

BL = blokoppervlak (m²)

α = taludhelling (°)

ϵ = relatieve blokbeweging (-)

λ = lekhoogte = $\sin \alpha \sqrt{(k_u b_u + k_m b_m) D / k'}$ (m)

k' = gelineariseerde doorlatendheid van toplaag (m/s)

k_u = gelineariseerde doorlatendheid uitvullaag (m/s)

k_m = gelineariseerde doorlatendheid mijnsteen (m/s)

D = blokdikte (m)

$t_u = 1,5 \cdot t_0$ (s)

t_0 = duur overbelaste situatie (s)

Δ = rel. soortelijke massa van blok (-)

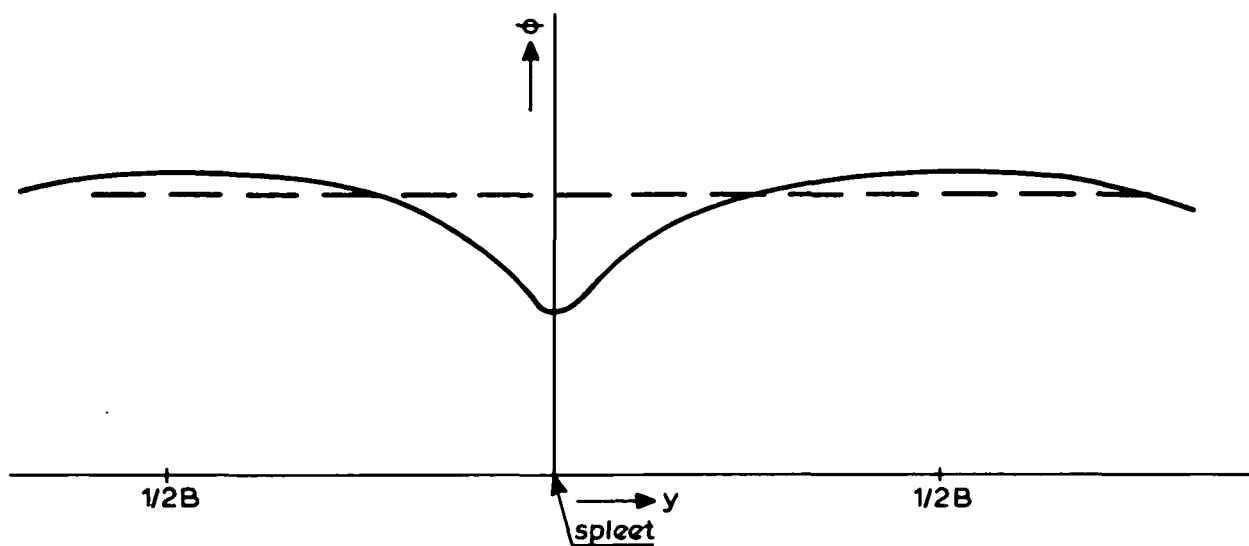
Γ_s = invloedsfaktor m.b.t. de sterkte (-)

INVLOED VAN TOESTROMING (Γ_{b2})

WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM

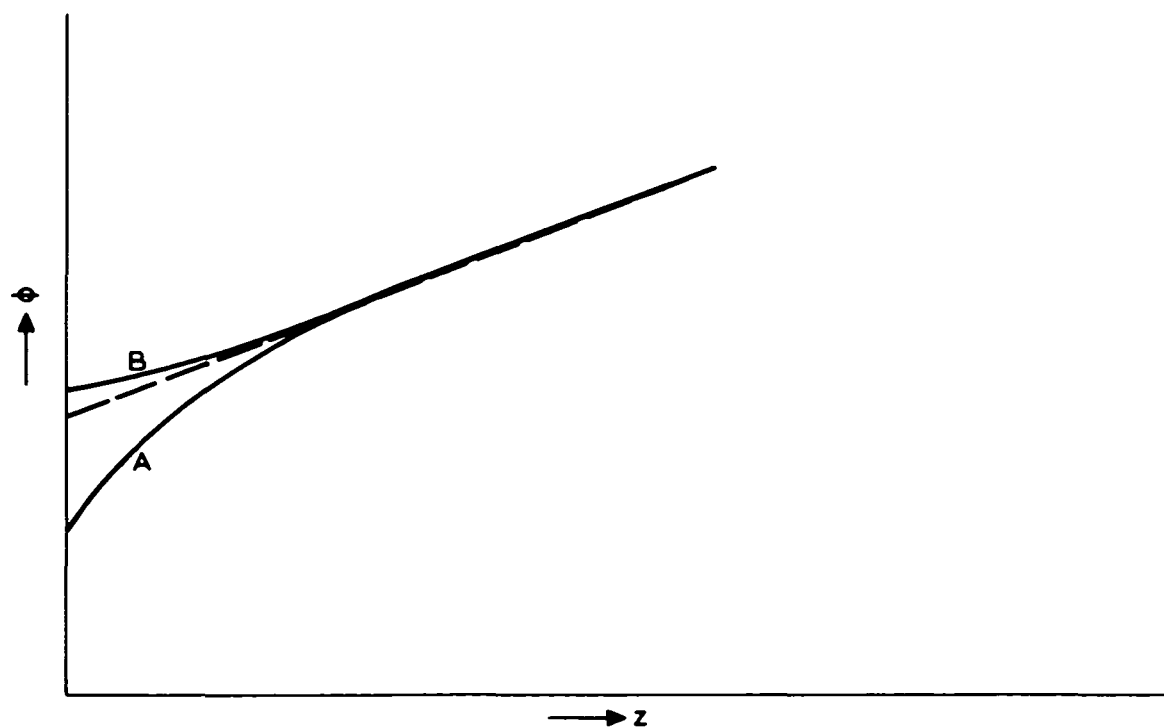
H 195

FIG. 8



stijghoogte direkt onder toplaag ($z=0$)

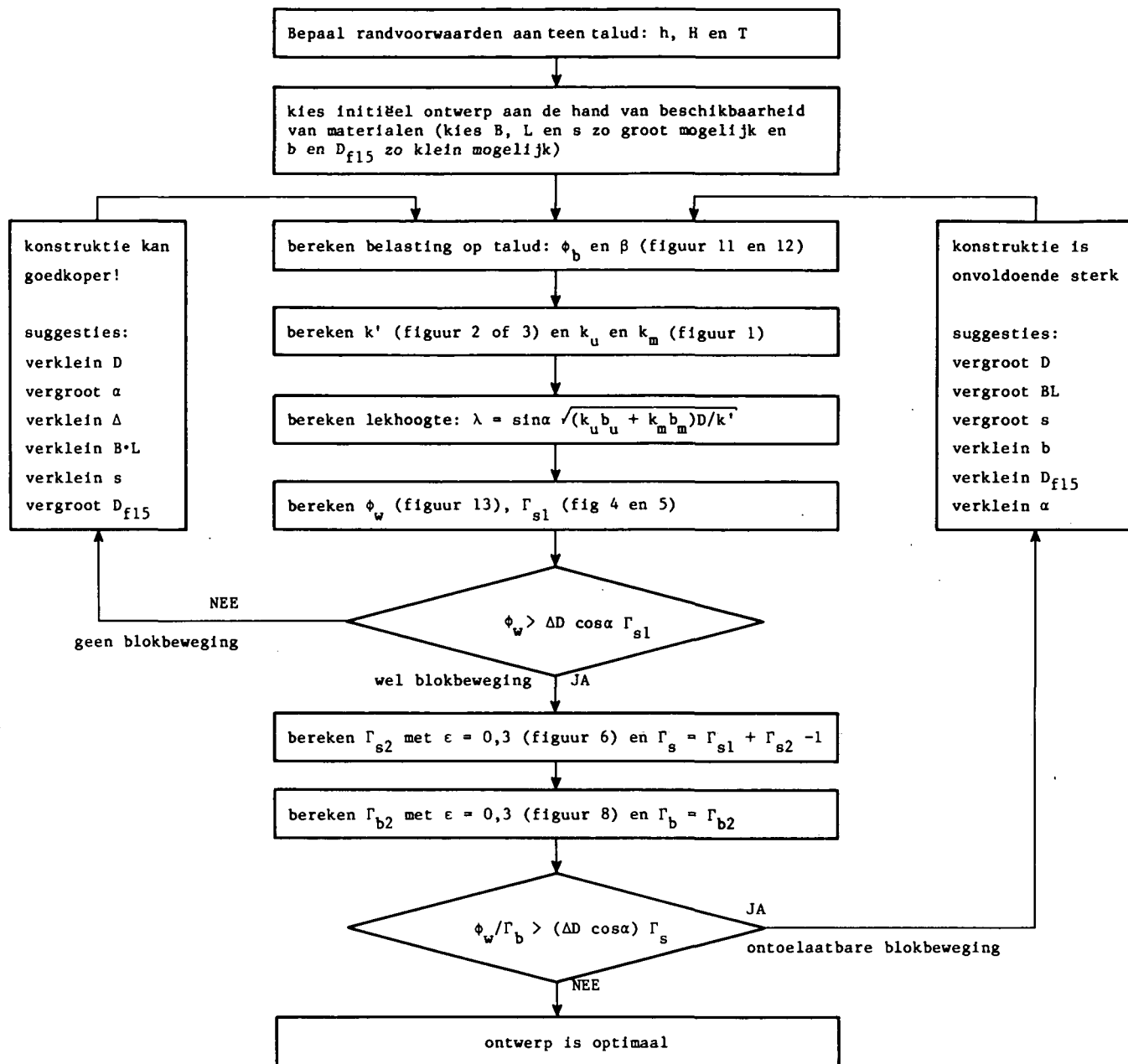
— — = stijghoogte onder homogeen doorlatende toplaag



stijghoogteverloop langs stroomlijn A ($y=0$) en B ($y=1/2B$)

— — = stijghoogte onder homogeen doorlatende toplaag

STIJGHOOGTE ONDER WEL EN NIET HOMOGEEN
DOORLATENDE TOPLAAG



Symbolen:

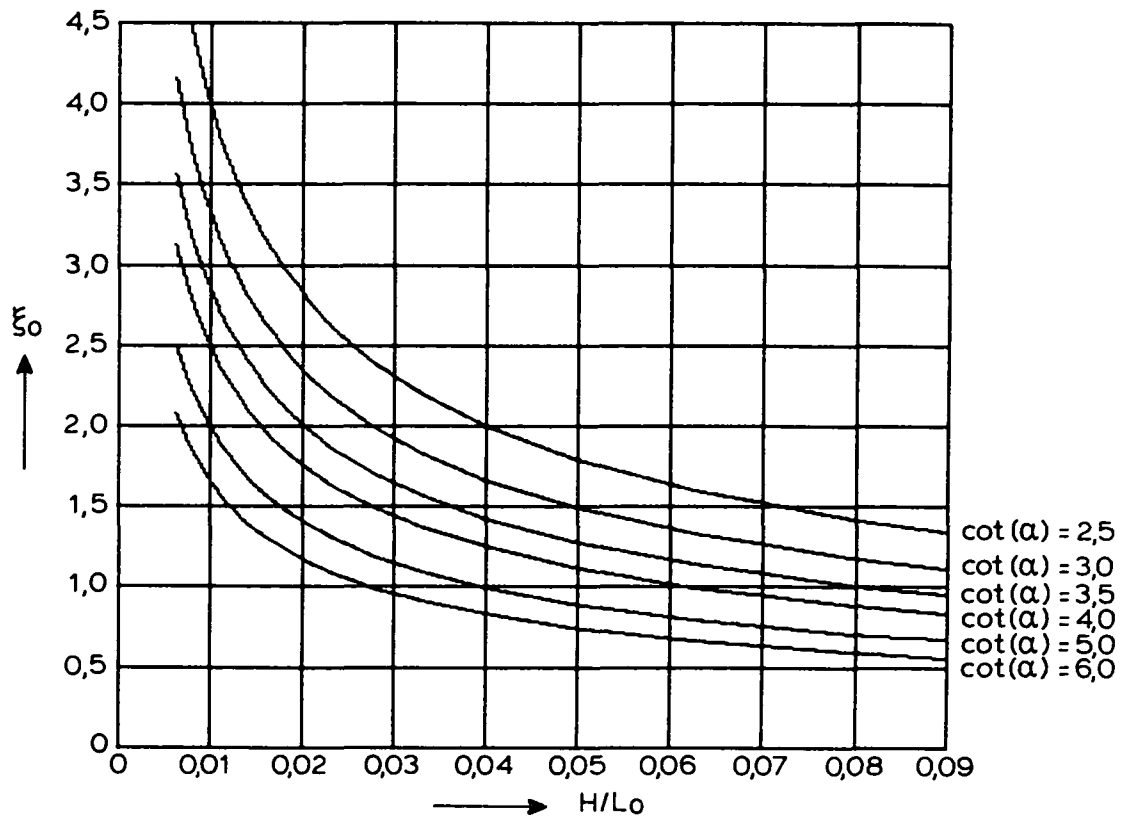
b = dikte filter (= b_u + b_m)
 b_u = dikte uitvullaag
 b_m = dikte mijnsteenlaag
 B = blokbreedte
 D = blokdikte
 D_{f15} = korrelgrootte filter
 h = waterdiepte
 H = golfhoogte

k_u = doorlatendheid uitvullaag
 k_m = doorlatendheid mijnsteen
 k' = doorlatendheid toplaag
 L = bloklengte
 s = spleetbreedte
 T = golfperiode
 α = taludhelling
 β = hoek golffront

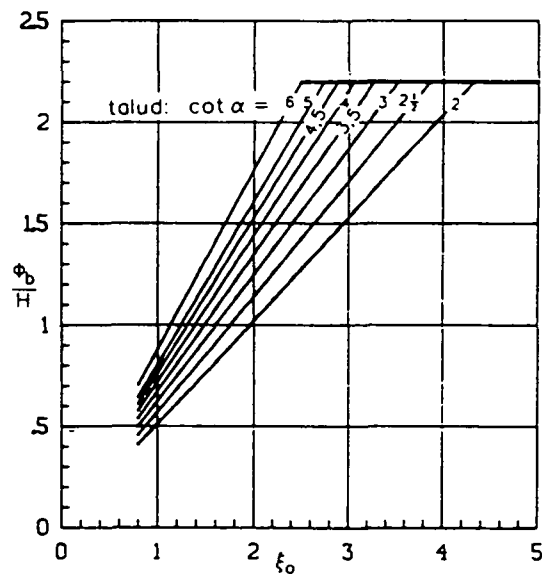
Δ = rel. soortel. mass blok
 λ = lekhoogte
 ε = rel. blokbeweging
 φ_b = max stijghoogte op talud
 φ_w = stijgh. verschil over toplaag
 Γ = invloedsfactor

zie ook hoofdstuk 12

ONTWERPPROCES TOPLAAG

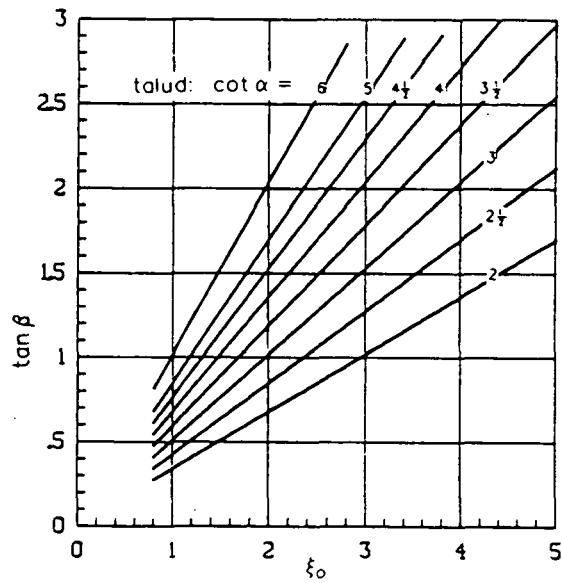


Potentiaal op het talud



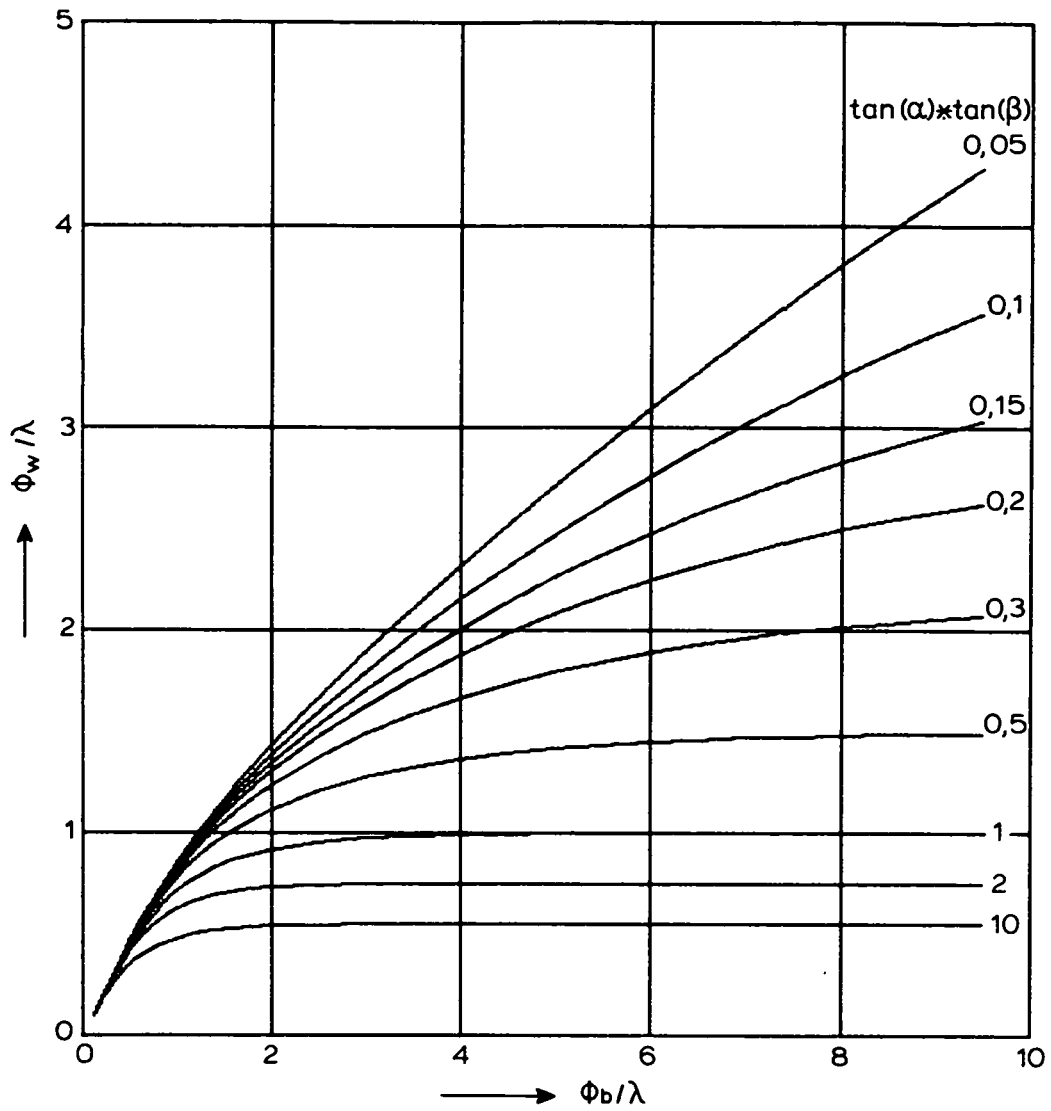
H = golfhogte (m) ; $L_0 = (g/2\pi) T^2$;
 T = periode (s) ; α = taludhelling ($^\circ$)

BREAKER - PARAMETER ξ_0
 STUIGHOOGTE OP TALUD ϕ_b



N.B.: $\cot \alpha = \frac{1}{\tan(\alpha)}$

HOEK VAN GOLFFRONT β



Φ_b = maximale stijghoogte op toplaag vòòr golfklap (m)

α = taludhelling (°)

β = hoek van golffront (°)

λ = lekhoogte(m) = $\sin \alpha \sqrt{(k_u b_u + k_m b_m) D / k'}$

k_u = gelineariseerde doorlatendheid van uitvullaag (m/s)

k_m = gelineariseerde doorlatendheid van mijnsteenlaag (m/s)

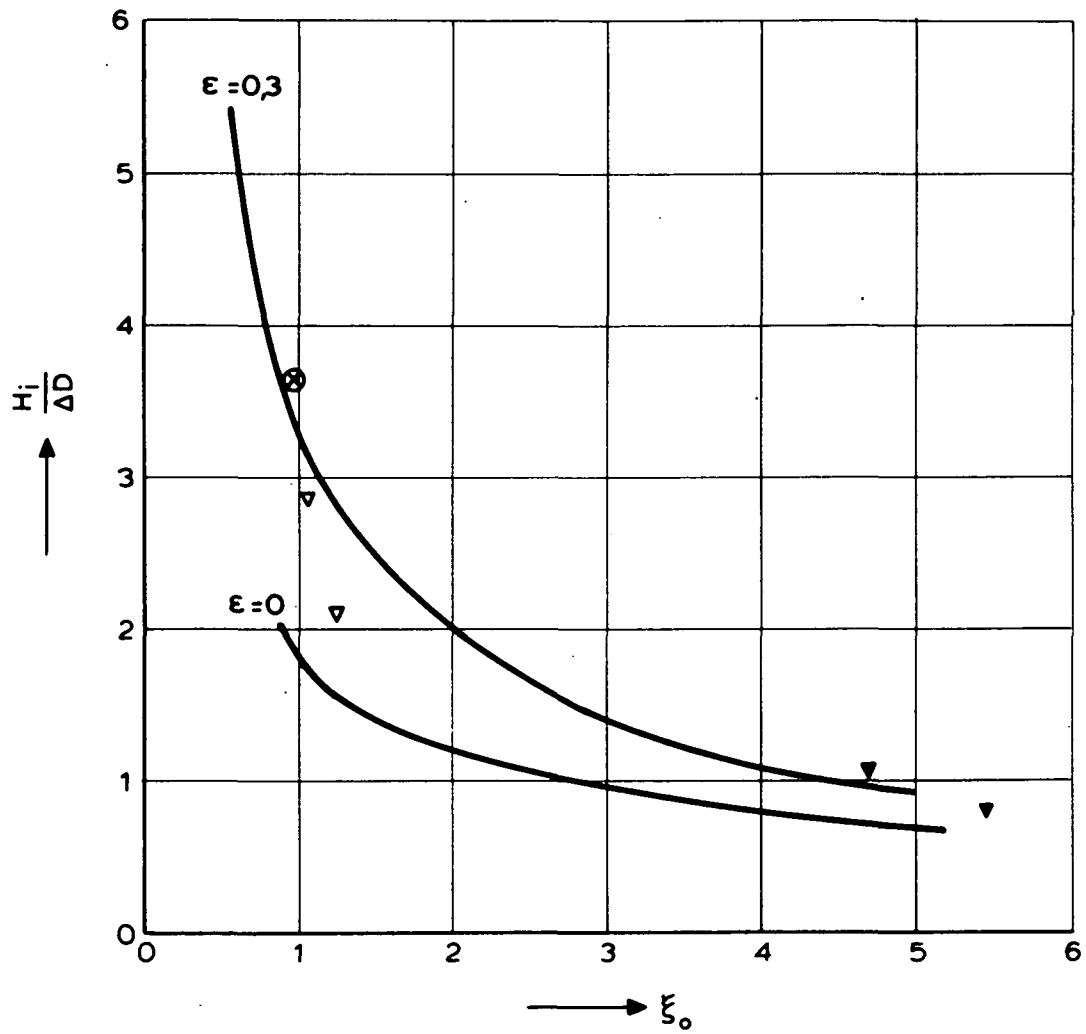
b_u = dikte uitvullaag (m)

b_m = dikte mijnsteenlaag (m)

D = dikte toplaag (m)

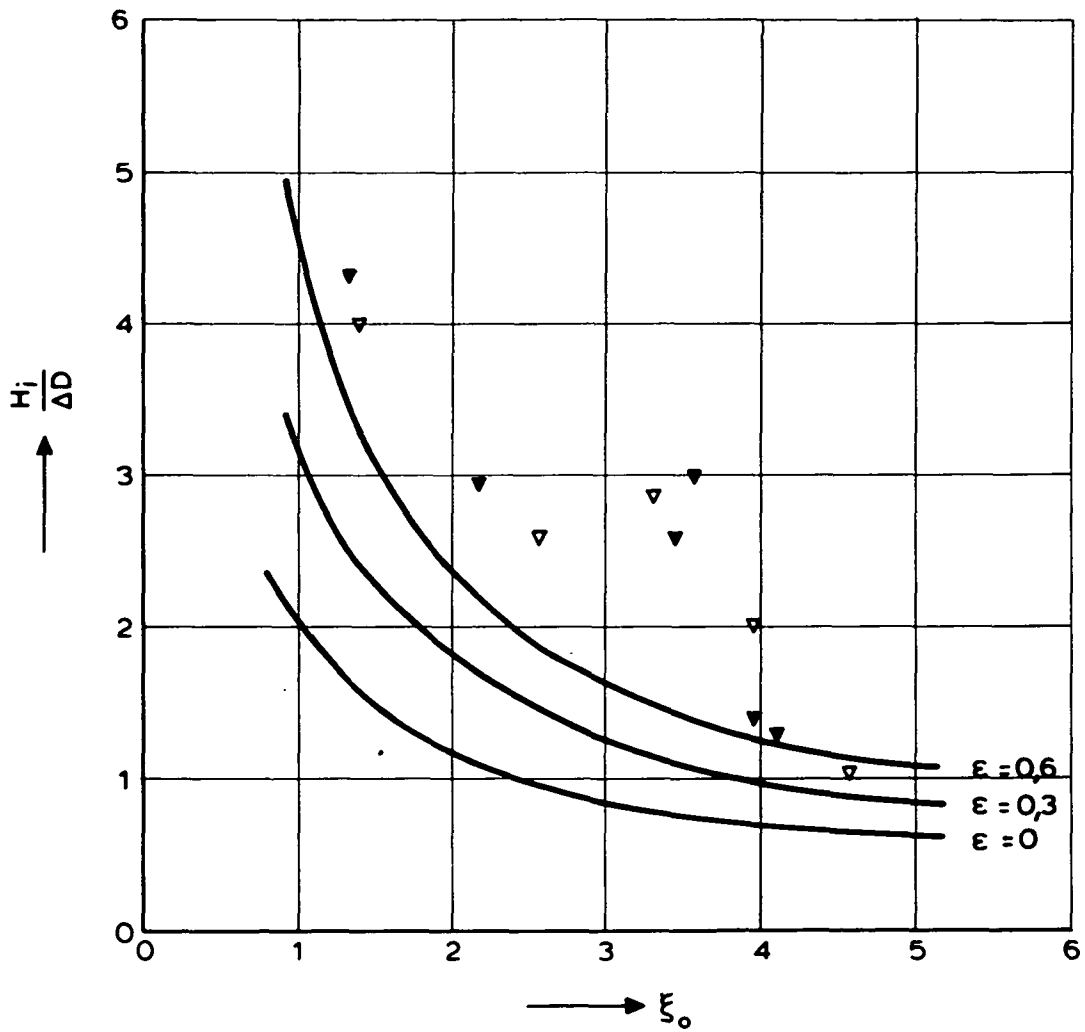
k' = gelineariseerde doorlatendheid van toplaag (m/s)

STIJGHOOGTE-VERSCHIL OVER TOPLAAG (Φ_w) ZONDER
BLOKBEWEGING (1-D STROMING IN FILTER)



- ▽ = geen beweging
 - ▼ = beweging
 - ⊗ = schade
 - = berekend
- } gemeten

OESTERDAM



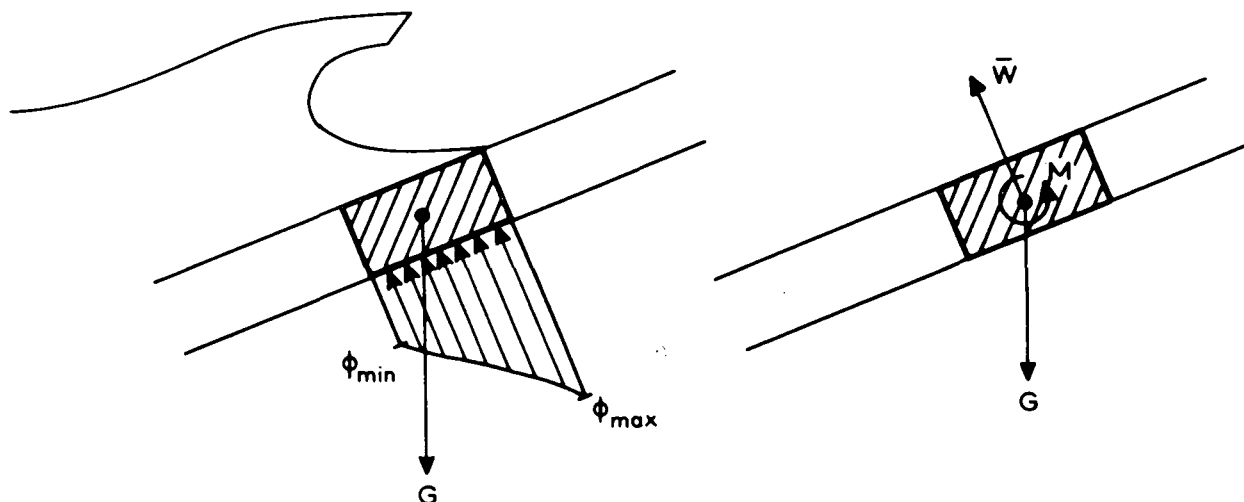
∇ = hoogste $h/\Delta D$ zonder schade } gemeten
 \blacktriangledown = schade }
 — = berekend

APPENDIX A

Driehoekig stijghoogte verschil

Bij de afleiding van de formules voor Γ_{s1} is uitgegaan van de veronderstelling dat het stijghoogteverschil over het blok geen koppel (moment) op het blok uitoefent. In deze appendix wordt aannemelijk gemaakt dat dit leidt tot een veilig resultaat.

De belasting op het blok wordt als volgt aangenomen:



In hoofdstuk 5 is de opwaartse kracht als gevolg van de verschildruk als volgt gedefinieerd:

- $W = W_{\max} = \phi_{\max} \cdot BL \rho g$ (A1)
 met: W = opwaartse kracht volgens hoofdstuk 5 (N)
 W_{\max} = opwaartse kracht als over het hele blok het stijghoogteverschil ϕ_{\max} optreedt (N)
 ϕ_{\max} = grootste stijghoogte verschil (m)
 B = breedte van blok (m)
 L = lengte van blok (m)
 ρ = soortelijke massa van water (kg/m^3)
 g = zwaartekrachtsversnelling (m/s^2)

Het driehoekige stijghoogte-verschil geeft tevens een moment M :

$$M = \frac{1}{12} B^2 L (\phi_{\max} - \phi_{\min}) \cdot \rho g \quad (A2)$$

Er wordt nu allereerst gekeken naar het geval dat $M > 0$:

$$\underline{M > 0}$$

Zolang het blok niet kantelt maar alleen wordt opgelicht, dan blijven formule (26) en (27) van kracht. Daardoor geldt ook formule (29) en kan gekonkludeerd worden dat het moment geen invloed heeft op Γ_{s1} als B/D klein is.

Bij wat grotere B/D kantelt het blok. Als $\zeta > 0$ dan kan de kantelvoorwaarde maatgevend zijn (zie formule (30) en (45)). Met het extra moment wordt deze:

$$\bar{W} \cdot \frac{1}{2} B - \frac{1}{2} B G \cos\alpha + M = \frac{1}{2} D G \sin\alpha \quad (A3)$$

Kantelen treedt dus op als:

$$\frac{\bar{W}}{G \cos\alpha} > 1 + \frac{D}{B} \tan\alpha - \frac{2 M}{BG \cos\alpha} \quad (A4)$$

met \bar{W} = werkelijke opwaartse kracht, overeenkomend met de gemiddelde stijghoogte (N)

Om dit resultaat te kunnen vergelijken met formule (30), moet \bar{W} nog omgewerkt worden naar W_{\max} :

$$\bar{W} = W_{\max} - \frac{1}{2} (\phi_{\max} - \phi_{\min}) \cdot BL \rho g \quad (A5)$$

Met formule (A2) volgt:

$$\frac{\bar{W}}{G \cos\alpha} = \frac{W_{\max}}{G \cos\alpha} - \frac{6 M}{BG \cos\alpha} \quad (A6)$$

Invullen in formule (A4) leidt tot een formule voor Γ_{s1} die geldt als de kantelvoorwaarde maatgevend is:

$$\Gamma_{s1} = \frac{W_{\max}}{G \cos\alpha} = 1 + \frac{D}{B} \tan\alpha + \frac{4 M}{BG \cos\alpha} \quad (A7)$$

Gezien het feit dat $M > 0$ blijkt dat formule (45) een veilig resultaat geeft.

Tot slot wordt formule (46) (de schuifvoorwaarde) gezien. Deze formule volgt uit het krachtenevenwicht, beschreven in formule (32) en (33). Voegen we aan formule (33) nog een extra positief moment toe, dan is duidelijk dat het blok nog vaster tussen z'n onder- en bovenburen wordt ingeklemd. De benodigde kracht om het blok daarna omhoog te schuiven wordt daarom groter. Dit betekent dat ook formule (46) een veilige waarde geeft.

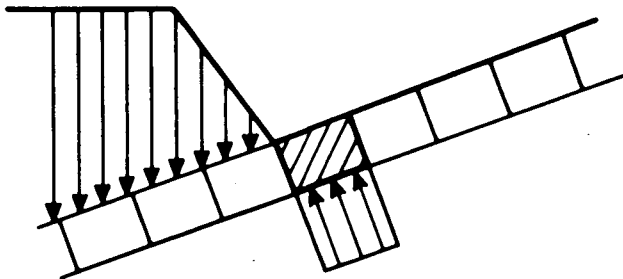
$$M < 0$$

Net als bij een positief moment geldt dat formule (29), in geval van kleine B/D , niet beïnvloed wordt door een moment.

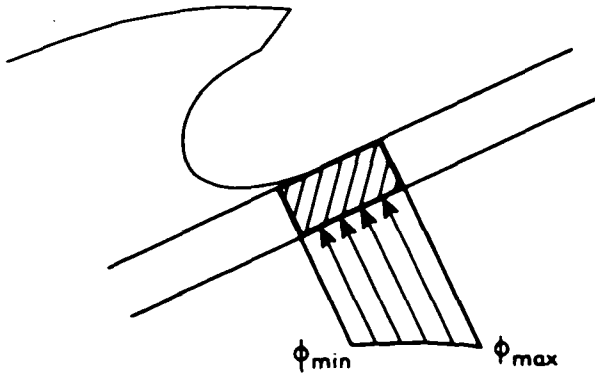
Bij iets grotere waarde van B/D wordt de kantelvoorwaarde maatgevend. Gezien het feit dat een negatief moment het kantelen juist tegenwerkt, levert formule (45) veilige waarden op.

Als $B \gg D$, dan is de schuifvoorwaarde maatgevend. Het negatieve moment zorgt er hierbij voor dat het blok minder wordt vastgewigd en dus makkelijker kan schuiven. Dit schuiven gebeurt echter pas na het kantelen, zodat er reeds een kleine ruimte onder het blok is ontstaan. Hierdoor is de stijghoogte onder het blok plaatsonafhankelijk.

Op het blok is de stijghoogte gelijk aan de plaatshoogte. Het golf front staat tegen de onderrand van het blok, omdat anders een positief moment op het blok werkt:



Voor het stijghoogteverschil geldt derhalve:



$$\phi_{\max} = \bar{\phi} + \frac{1}{2} B \sin \alpha \quad (\text{A8})$$

$$\phi_{\min} = \bar{\phi} - \frac{1}{2} B \sin \alpha \quad (\text{A9})$$

Met formule (A2) is het moment te berekenen:

$$M = -\frac{1}{12} B^3 L \rho g \sin \alpha \quad (\text{A10})$$

Enig rekenwerk leidt tot de volgende formule voor de gemiddelde opwaartse kracht die in evenwicht is met de zwaartekracht:

$$\frac{\bar{W}}{G \cos \alpha} = \frac{1 + f_b(B/D) \tan \alpha + 2M f_b / (GD \cos \alpha)}{1 + \zeta f_b^2} \quad (\text{A11})$$

Invullen van formule (A10) geeft:

$$\frac{\bar{W}}{G \cos \alpha} = \frac{1 + f_b(B/D) \tan \alpha - f_b(B/D)^2 \tan \alpha / (6\Delta)}{1 + \zeta f_b^2} \quad (\text{A12})$$

Voor W_{\max} geldt:

$$\frac{W_{\max}}{G \cos \alpha} = \frac{\bar{W}}{G \cos \alpha} - \frac{6 M}{BG \cos \alpha} \quad (\text{A13})$$

$$= \frac{\bar{W}}{G \cos \alpha} + \frac{B \tan \alpha}{2 D \Delta}$$

Invullen in formule (A12) levert:

$$\Gamma_{s1} = \frac{W_{\max}}{G \cos \alpha} = \frac{1 + f_b (B/D) \tan \alpha - f_b (B/D)^2 \tan \alpha / (6 \Delta)}{1 + \zeta f_b^2} + \frac{B \tan \alpha}{2 D \Delta} \quad (\text{A14})$$

Gezien het feit dat $f_b (B/D) < 3$ geldt:

$$f_b \left(\frac{B}{D}\right)^2 \frac{\tan \alpha}{6 \Delta} < \frac{B \tan \alpha}{2 D \Delta} \quad (\text{A15})$$

Hiermee is aangetoond dat Γ_{s1} met een moment (formule (A14)) groter is dan Γ_{s1} zonder moment (formule (47)). Dit betekent dat met formule (47) een veilige waarde voor Γ_{s1} berekend wordt.

Konklusie

Uit het bovenstaande kan gekonkludeerd worden dat de afgeleide formules een veilige ondergrens voor Γ_{s1} geven. Dit wordt veroorzaakt door het feit dat het moment een kleinere invloed heeft dan het feit dat bij een driehoekig stijghoogteverschil $\phi_{\max} > \bar{\phi}$. In hoofdstuk 5 wordt steeds met ϕ_{\max} gerekend.

SECTIE 3

Invloed van wrijving en toestroming op de stabiliteit van een los blok

INHOUD

SYMBOLENLIJST

	blz.
1. <u>Inleiding</u>	1
1.1 Opdracht.....	1
1.2 Kader van het onderzoek.....	1
1.3 Doel van het onderzoek.....	5
2. <u>Samenvatting en konklusies</u>	6
3. <u>Het model</u>	8
3.1 Modelopstelling.....	8
3.2 Onderzoeksprocedure.....	9
3.3 Instrumentatie en data acquisitie.....	11
4. <u>Proeven programma</u>	12
5. <u>Resultaten</u>	13
5.1 Doorlatendheid en lekhoogte.....	13
5.2 Begin van beweging: liftproeven.....	15
5.3 Invloed van toestroming: explosie-proeven.....	18
6. <u>Linearisering van de doorlatendheid</u>	20

REFERENTIES

TABELLEN

FIGUREN

APPENDICES

Symbolenlijst

a_f	=	lineaire weerstandskoefficiënt van filter (s/m)
b_f	=	kwadratische weerstandskoefficiënt van filter (s^2/m^2)
b_u	=	dikte uitvullaag (m)
b_m	=	dikte mijnsteenlaag (m)
b	=	dikte filter (m)
B	=	breedte van blok (loodrecht op dijkas) (m)
B_m	=	breedte van model (m)
D	=	dikte toplaag (m)
f_b	=	wrijvingskoefficiënt (-)
F_w	=	wrijvingskracht (N)
F_v	=	kracht van verplaatsingsmeters (N)
G	=	gewicht van blok onder water (N) (per m^2 zetting)
H	=	golfhoogte (m)
H	=	stijghoogte in bovenstroomse druktoren (m)
H_s	=	significante golfhoogte (m)
i	=	verhang
i_o	=	verhang in filter bij ongestoorde situatie, zonder blokbeweging (-)
k_u	=	gelineariseerde doorlatendheid uitvullaag (m/s)
k_m	=	gelineariseerde doorlatendheid mijnsteen (m/s)
k_l	=	gelineariseerde doorlatendheid filter (m/s)
k'	=	(gelineariseerde) doorlatendheid toplaag (m/s)
L	=	lengte van blok (evenwijdig aan dijkas) (m)
L_m	=	lengte van model (m)
m'	=	macht in doorlatendheidsrelatie van toplaag ($v_t = k'(\phi/D)^{m'}$) (-)
n	=	porositeit van filter (-)
Q	=	debiet door model (m^3/s)
R_m	=	straal van cirkelvormig geschematiseerd model (m)
R	=	sterkte van los blok = stijghoogte-verschil die de maximaal toelaatbare beweging veroorzaakt (m)
S	=	belasting op los blok = stijghoogte - verschil over blok (m)
T	=	golfperiode (s)
T_p	=	piekperiode (s)
v_f	=	filtersnelheid (m/s)
v_{fo}	=	filtersnelheid in ongestoorde situatie, zonder blokbeweging (m/s)
v_t	=	specifiek debiet (filtersnelheid) door toplaag (m/s)

Symbolenlijst (vervolg)

- W = verschildruk over toplaag (N/m^2)
- y = koördinaat langs talud (m)
- z = verticale koördinaat (m)
-
- α = taludhelling ($^\circ$)
- α_f = helling waarbij blok begint te schuiven ($^\circ$)
- β = hoek van drukfront vlak vóór de golfklap ($^\circ$)
- Γ = invloedsfaktor (-)
- Γ_b = verhouding tussen verval over toplaag in het bezwijkstadium en het verval over de toplaag (ϕ_w) zoals dat berekend kan worden voor een sterk geschematiseerde konstruktie (-)
- Γ_{b1} = invloedsfaktor met betrekking tot het feit dat er een tweedimensionale stroming in het filter heerst, in plaats van één-dimensionaal (zoals aangenomen voor de bepaling van ϕ_w) (-)
- Γ_{b2} = invloedsfaktor met betrekking tot de toestroming naar de ruimte onder een bewegend blok (-)
- Γ_s = verhouding tussen verval over de toplaag bij bezwijken en bij potentiële instabiliteit (-)
- Γ_{s1} = invloedsfaktor met betrekking tot de wrijving van een los blok (-)
- Γ_{s2} = invloedsfaktor met betrekking tot de traagheid van een bewegend blok (-)
- Δ = relatieve soortelijke massa van blok = $(\rho_a - \rho) / \rho$ (-)
- ζ = coëfficiënt die mate van blokkering van de stroming in een spleet weergeeft (-)
- ϕ_{eg} = stijghoogteverschil over het blok dat nodig is om de zetting te laten bezwijken, uitsluitend rekening houdend met het eigen gewicht van het blok (m)
- ϕ_b = grootste stijghoogte op het talud vlak vóór golfklap (m)
- ϕ_w = stijghoogte verschil over de toplaag ter plaatse van het zwaarst aangevallen blok, vlak vóór de golfklap, berekend voor een sterk geschematiseerde konstruktie (één dimensionaal filter en geen bewegend blok) (m)
- $\phi(y)$ = stijghoogte in filter op plaats y (m)
- ϕ_{toe} = stijghoogte-verlaging onder bewegend blok ten opzichte van de ongestoorde toestand (zonder bewegend blok) (m)

Symbolenlijst (vervolg)

λ	=	lekhoogte (m)
ξ	=	brekerparameter = $\tan\alpha / \sqrt{H_s / (1.56T^2)}$ (-)
ρ_a	=	soortelijke massa van blok (kg/m^3)
ρ	=	soortelijke massa van water (kg/m^3)
ν	=	viscositeit van water (m^2/s)
μ	=	gemiddelde
σ	=	standaardafwijking

TALUDBEKLEDING VAN GEZETTE STEEN

Stabiliteit van het losse blok

1. Inleiding

1.1 Opdracht

In opdracht van de Technische Adviescommissie Waterkeringen van Rijkswaterstaat wordt door het Waterloopkundig Laboratorium en Grondmechanica Delft een meerjarig fundamenteel onderzoek uitgevoerd naar de stabiliteit van taludbekledingen van gezette steen.

In de zomer van 1986 werd opdracht verleend om detail onderzoek uit te voeren naar de stabiliteit van het losse blok.

Het onderzoek werd eind 1986 uitgevoerd in de Filterbak van het Laboratorium "De Voorst" van het Waterloopkundig Laboratorium. De proeven werden uitgevoerd onder de leiding van ir. J. Wouters, die samen met ir. M. Klein Breteler dit verslag samenstelde; de begeleiding van het onderzoek werd namens T.A.W. uitgevoerd door de Dienst Weg- en Waterbouwkunde van Rijkswaterstaat.

1.2 Kader van het onderzoek

Het fundamenteel onderzoek "Steenzettingen" heeft als doel om algemeen bruikbare ontwerprelaties te formuleren voor taludbekledingen bestaande uit losse blokken. Hiertoe zijn de volgende drie faalmechanismen in beschouwing genomen:

1. Uitlichten van elementen van de taludbekleding,
2. Filterinstabiliteit,
3. Grondmechanische instabiliteit van het talud.

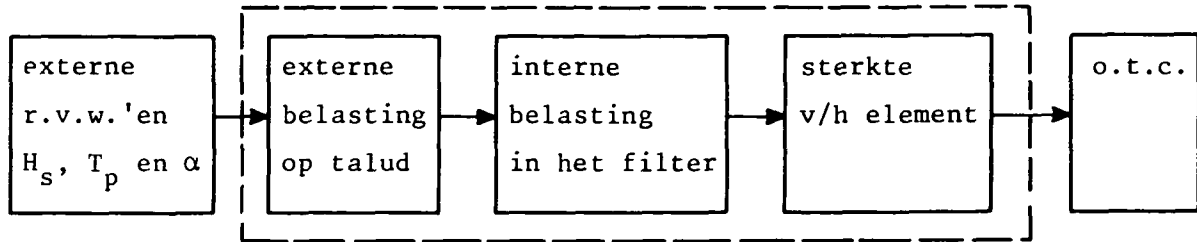
Het in dit rapport beschreven onderzoek heeft betrekking op het eerst genoemde faalmechanisme nl. het uitlichten van een los blok. Dit is een blok dat niet ingeklemd ligt tussen de naburige stenen en derhalve slechts wrijvingskrachten ondervindt als gevolg van het contact met de steen die een rij lager in het talud zit. In het kader van het onderzoek "Steenzettingen" zijn of worden de volgende drie hoofd modellen ontwikkeld:

- a. black box model

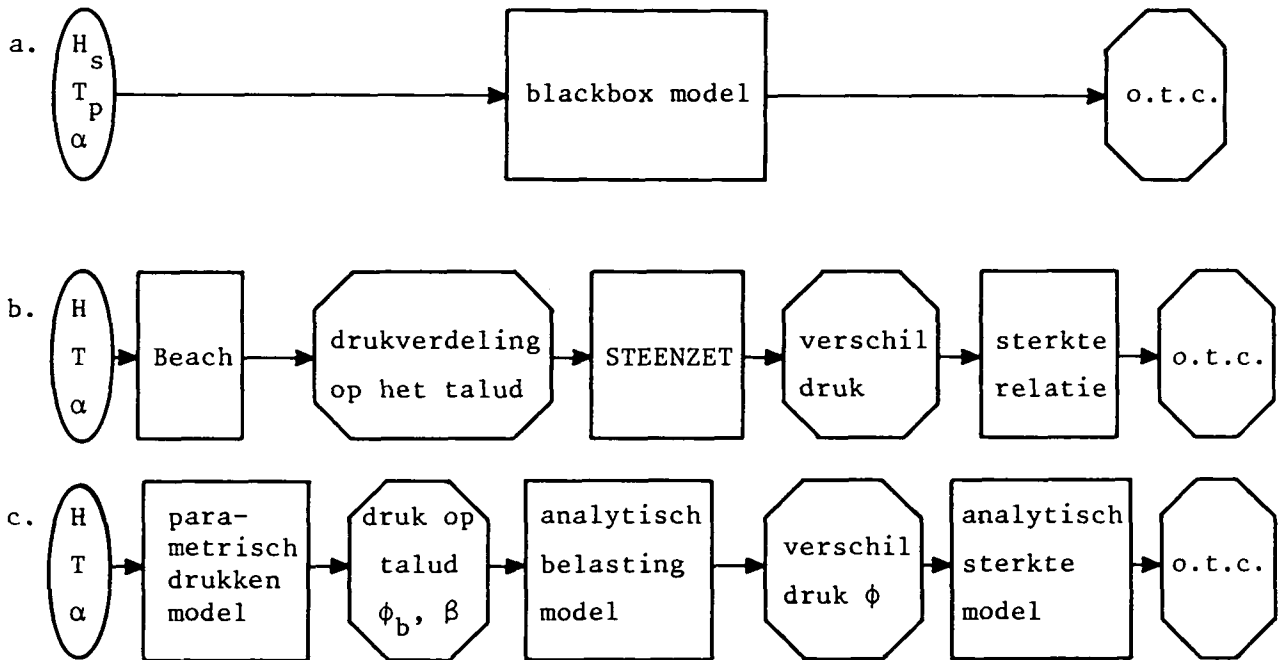
b. numeriek model

c. analytisch model.

In al deze modellen zijn de volgende fasen te onderscheiden (o.t.c.= ontwerp taludconstructie)



Schematisch kunnen eerder genoemde modellen als volgt weergegeven worden



blackbox model

Dit model bestaat uit niets meer dan een verzameling modelresultaten; waarmee zo goed mogelijk de relatie tussen de sterkte parameters (Δ, D) en de belasting parameters ($H_{(s)}, \xi$) is weergegeven n.l. als $H_{(s)}/\Delta D = f(\xi)$ waarin:

- H, H_s = golfhoogte resp. significante golfhoogte
- $\xi = \text{tg}\alpha / \sqrt{H_{(s)} / (1.56 T_{(p)}^2)}$
- Δ = de relatieve dichtheid van de blokken
- D = dikte van de toplaag
- $T_{(p)}$ = golfperiode resp. piekperiode.

Dit blackbox model is er zowel voor regelmatige als onregelmatige golven.

Beach

Met dit programma is het modelijk om uitgaande van een regelmatige inkomende golf de drukverdeling op het talud te berekenen. Dit programma is op een theoretische beschouwing gebaseerd. Het programma geeft de drukverdeling (in plaats en tijd) tot het tijdstip dat de golf breekt.

Parametrisch drukkenmodel

Met het door Lukasz Banach ontwikkelde parametrisch drukkenmodel is het mogelijk om uitgaande van een inkomende regelmatige golf de belasting parameters ϕ_b en β te berekenen.

Zowel Beach als het parametrisch drukkenmodel kunnen geen onregelmatige golven aan. Een nog onbekende relatie tussen regelmatige en onregelmatige golven is dus nog vereist om met deze programma's iets als ontwerper te kunnen doen.

Steenzet

Het Steenzet programma is in staat om, uitgaande van de externe drukverdeling op het talud, de interne drukverdeling in het filter te berekenen; alsmede de verschildruk over de top laag.

Analytisch sterktemodel

De sterkte van het losse blok is gedefinieerd als het stijghoogte verschil over het blok dat precies de maximaal toelaatbare verplaatsing teweeg brengt. De grootte hiervan kan berekend worden met de volgende formule:

$$R = \Delta D \cos \alpha \cdot \Gamma_s \quad (1.1)$$

met: R = sterkte = maximaal toelaatbaar stijghoogteverschil over het losse blok (m)

Δ = relatieve soortelijke massa ($= \rho_a / \rho - 1$) (-)

α = taludhelling ($^\circ$)

Γ_s = invloedsfaktor (-)

De invloedsfaktor Γ_s bevat de invloed van wrijving en traagheid. De grootte van Γ_s volgt uit:

$$\Gamma_s = \Gamma_{s1} + \Gamma_{s2} - 1 \quad (1.2)$$

met: Γ_{s1} = invloedsfaktor m.b.t. wrijving
 Γ_{s2} = invloedsfaktor m.b.t. traagheid

Analytisch belastingmodel

Het optredende stijghoogte verschil over het losse blok (op de meest ongunstige plaats langs het talud) is de belasting. Het kan als volgt berekend worden:

$$S = \left(\frac{\lambda}{2 \tan \alpha \cdot \tan \beta} \cdot (1 - e^{-\tan \alpha \cdot \tan \beta \cdot \phi_b / \lambda}) + \frac{1}{2} \lambda \right) (1 - e^{-2\phi_b / \lambda}) / \Gamma_b \quad (1.3)$$

- S = belasting = grootste stijghoogteverschil over de toplaag (m)
 λ = lekhoogte = $\sin \alpha \cdot \sqrt{k_u b_u + k_m b_m} D / k'$ (m)
 α = taludhelling (°)
 k_u = gelineariseerde doorlatendheid van uitvullaag (m/s)
 b_u = dikte uitvullaag (m)
 k_m = (gelineariseerde) doorlatendheid mijnsteen (m/s)
 b_m = dikte mijnsteenlaag (m)
 D = dikte toplaag (m)
 k' = doorlatendheid van toplaag (m/s)
 β = helling van golffront (°)
 ϕ_b = stijghoogte op toplaag op enige afstand onder het brekerpunt (m)
 Γ_b = invloedsfaktor (-)

De grootte van β en ϕ_b volgen uit het parametrisch drukkenmodel.

De invloedsfaktor Γ_b geeft de invloed van de stijghoogtedaling over het blok weer. Deze stijghoogtedaling is een gevolg van de toestroming in het filter die ontstaat zodra het losse blok in beweging is. De grootte van Γ_b is in feite gelijk aan Γ_{b2} .

1.3 Doel van het onderzoek

Het modelonderzoek heeft als primair doel het toestromende water in het filter naar het bewegende blok te analyseren. Het gaat er hierbij om de invloed van het toestromen op het stijghoogteverschil over het bewegende blok te kwantificeren. In het ontwerpmodel dat geschetst is in de vorige paragraaf komt deze invloed naar voren in de invloedsfaktor Γ_{b2} . In [1] is hiervoor een analytische uitdrukking afgeleid.

Tevens heeft het modelonderzoek als doel om de invloed van wrijving op het begin van beweging van het losse blok, zoals dat is gekwantificeerd in [1] en naar voren komt in het rekenmodel Steenzet, te verifiëren.

2. Samenvatting en konklusies

In aansluiting op de burostudie "Stabiliteit van topklaag zonder inklemming of interlocking" [1] is een modelonderzoek uitgevoerd ter verifikatie van de afgeleide formules. Het onderzoek is uitgevoerd in de Filterbak (zie figuur 1) en is gericht op de invloed van wrijving en toestroming op het stijghoogteverschil over de topklaag bij respektievelijk begin van beweging van het losse blok en bij een snel uit het talud bewegend blok.

Het model in de Filterbak is een sterk geschematiseerde weergave van een talud waarop een golf op het punt staat over te storten. Op dat moment is er een stijghoogteverschil over de topklaag aanwezig dat een los blok in beweging kan brengen. Dit stijghoogteverschil is in het model gerealiseerd door middel van een stationair debiet door filter en topklaag.

Het debiet is eerst stap voor stap opgevoerd totdat het blok in beweging kwam, hetgeen informatie heeft opgeleverd over de invloed van wrijving.

Vervolgens is een debiet ingesteld dat veel groter is dan dat bij begin van beweging. Na het loslaten van het meetblok krijgt het een zekere snelheid die nauwkeurig is vastgelegd met verplaatsingsmeters op elke hoek van het blok. Samen met de geregistreeerde verschuldruk over het blok is hiermee voldoende informatie verkregen voor de verifikatie van de afgeleide formules met betrekking tot toestroming.

De wrijvingskoefficiënt, filterdoorlatendheid en lek lengte zijn vooraf gemeten. De wrijvingskoefficiënt vertoonde een grote spreiding: de grootste en kleinste waarde weken 20 tot 30% van het gemiddelde af.

De filterdoorlatendheid is gemeten met een waterdichte plaat op het filter. Door stap voor stap het debiet te verhogen en tevens de stijghoogte in het filter te registreren, is het verband tussen verhang en filtersnelheid bepaald.

De lek lengte is bepaald door het theoretisch afgeleide stijghoogte-verloop te "fitten" op de metingen. Dit bleek bij elk debiet een ongeveer gelijke lek lengte op te leveren.

De proeven die gericht zijn op de verschuldruk bij begin van beweging hebben resultaten opgeleverd die goed aansluiten bij de berekeningen met de formules uit [1]. Slechts 2 van de 11 proeven leverden een resultaat op dat meer dan 5% van de berekende waarde verschilde. Ook de wijze waarop het blok uit het talud

beweegt komt bij bijna alle proeven overeen met de theorie.

Het resultaat van T8 toont aan dat de grootte van ζ gelijk aan 0,7 gekozen moet worden.

Gezien het optredende bezwijkmechanisme is bij veel proeven de grootte van de wrijvingscoëfficiënt van ondergeschikt belang, zodat de spreiding hierin het resultaat niet beïnvloed kan hebben.

Ook de proeven die gericht zijn op de stijghoogte-daling onder een bewegend blok (toestroming) hebben resultaten opgeleverd die aansluiten bij de berekeningen. Voor drie-kwart van de proeven geldt dat de berekende waarde minder dan 20% afwijkt van de meting. Uit de proeven met een grotere afwijking is geen tendens te halen die zou kunnen betekenen dat de theoretische formules niet kloppen.

Dit geldt ook voor de proef met blokken met gaten in plaats van spleten.

Tot slot is er aandacht besteed aan de gemeten lek lengten. Er zijn formules afgeleid waarmee de niet-lineaire doorlatendheid van filter en toplaag gelineariseerd kunnen worden ten behoeve van de berekening van de lek lengte. Op twee proeven na blijken de berekende en gemeten lek lengten goed overeen te stemmen.

3. Het model

3.1 Modelopstelling

Het doel van het onderzoek was het verifiëren van de theoretisch afgeleide formulering voor de invloeds factoren Γ_{b2} en Γ_{s1} . Hoe de verschildruk over het losse blok ontstaat is geen onderdeel van het onderzoek, vandaar dat een relatief eenvoudige modelopstelling voor dit doel toereikend is. De modelopstelling moet dusdanig zijn dat er voldoende overdruk in het filter kan worden gecreëerd. In Figuur 1 en 2 wordt de modelopstelling in de Filterbak van het Laboratorium De Voorst weergegeven. Een nadeel van de modelopstelling is de beperkte ruimte, waarin de sectie van de taludconstructie moest worden gesimuleerd. In Appendix A wordt aangegeven in hoeverre de modelranden de mechanismen beïnvloeden (vooral de invloed op de toestroming is van belang). In deze beschouwing m.b.t. de randinvloeden in het model wordt ervan uitgegaan dat op de randen de volgende randvoorwaarde geldt: $[\frac{\partial \phi}{\partial r}]_{Rm} = 0$. Ook bij de instroomrand moet deze randvoorwaarde gelden en dat is alleen het geval als het instroomdebiet constant blijft. Dit is bereikt door de bovenstroomse druktoren aan de bovenkant af te sluiten, zodat dit volume water gelijk blijft.

De toplaag bestond in het model uit losse blokken (zie Figuur 2). De spleetbreedte tussen de blokken werd gerealiseerd door afstandhoudertjes in de zijkanten van de blokken. Incidenteel is er gebruik gemaakt van een extra licht meetblok. Zo'n blok was voor een gedeelte met tempex gevuld in plaats van beton. De spleet tussen de modelwanden en de blokken waren afgedicht. Ook alle andere spleten in het model werden hermetisch dichtgemaakt, zodat het water alleen door de toplaag heen kon uittreden. Alle blokken (behalve het meetblok) werden in het model verzwaard, zodat het meetblok te allen tijde als eerste in beweging komt.

In de laatste proef werd de toplaagdoorlatendheid gesimuleerd door gaten in de blokken in plaats van spleten. Deze spleten waren wel aanwezig in deze proef, doch hierdoor kon geen water uittreden (zie figuur 4).

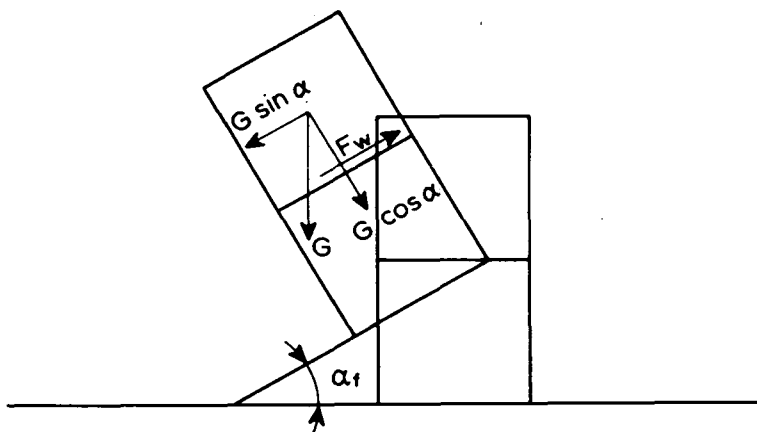
3.2 Onderzoeksprocedure

Het verloop van het modelonderzoek is in de volgende onderdelen te scheiden:

- a. Bepaling van de wrijvingscoëfficiënt f_b .
- b. Bepaling van de karakteristieken van het filtermateriaal.
- c. Bepaling van de drukverdeling in de constructie zonder dat de blokken bewegen.
- d. Bepaling van de invloedsfactor voor de wrijving Γ_{sl} ; liftproeven.
- e. Bepaling van de invloedsfactor voor de toestroming en traagheid; explosieproeven.

a. bepaling van de wrijvingscoëfficiënt f_b

De wrijvingscoëfficiënt van de modelblokken werd vooraf bepaald. Hiertoe werden onder water twee blokken op elkaar gestapeld. Door de hoek (α_f), waarbij het bovenste blok ten opzichte van het onderste blok begint te schuiven, te meten, kan de wrijvingscoëfficiënt worden berekend.



$F_w \stackrel{\text{def}}{=} f_b G \cos \alpha_f$ blok gaat glijden als geldt

$$F_w < G \sin \alpha_f \quad \text{dus} \quad f_b = \tan \alpha_f \quad (3.1)$$

b. bepaling van de karakteristieken van het filtermateriaal

Door het zeven van het filtermateriaal is de korrelverdeling van het grind bepaald; in Figuur 5 zijn de drie korrelverdelingen weergegeven.

Het poriëngehalte van het filtermateriaal is als volgt bepaald. Een bak met het volume (V) werd gevuld met droog grind, deze tot de rand gevulde bak werd gewogen (M_{droog}). Daarna werd de met grind gevulde bak opgevuld met water. Ook de met grind en water gevulde bak werd gewogen (M_{nat}). Het gewicht van het water is nu $M_{\text{nat}} - M_{\text{droog}} = M_{\text{water}}$; het volume

water is $v = \frac{M_{\text{water}}}{\rho_w}$. Het poriëngehalte is nu $n=v/V$.

Vervolgens werd het filtermateriaal in de modelopstelling ingebouwd. De filterlaag werd over de eerste 0.75 m afgedekt met een waterdichte afdekplaat (ca. 0.25 m was dus niet afgedicht). Door een verval over het afgedekte deel aan te brengen, ging een bepaald debiet door de grindlaag stromen. Zowel het verhang in het filter als het debiet door de grindlaag werden gemeten en konden de filterkarakteristieken worden berekend. Het debiet werd tijdens het onderzoek gemeten door de tijd te meten, die nodig was om aan de benedenstroomse zijde geplaatste bak met een volume van 0.420 m^3 te vullen.

c. bepaling van de drukverdeling in de constructie zonder dat de blokken bewegen

Na het inbouwen van het filter en de toplaag werd bij verschillende drukhoogten in de druktoeren het drukverloop in de taludbekledingsconstructie en het debiet hierdoor gemeten. De waterspiegel boven het talud werd zoveel mogelijk constant gehouden, tijdens de proeven werd deze waterdiepte boven het talud vastgelegd met een drukdoos in de bovenkant van het meetblok.

d. bepaling van de invloedsfactor voor de wrijving: liftproef

Bij de zogenoemde "liftproef" werd langzaam de druk in het filter opgevoerd. Tijdens dit opvoeren van de druk werd constant het drukverschil over het meetblok vastgelegd. Het drukverschil op het moment dat het blok gaat bewegen is bepalend voor de wrijving op het blok.

e. bepaling van de invloedsfactor voor de toestromingen traagheid; explosieve proeven

Voor de zogenoemde "explosie proef" werd het meetblok vastgezet en werd de druk hoog opgevoerd. Het aanvangsverval over de toplaag was ongeveer 2 à 3 maal het eigen gewicht. Door zeer snel het blok vrij beweegbaar te maken, gaat het blok met relatief hoge snelheid omhoog. Zowel het drukverschil over het meetblok als de drukverdeling in het filter en de beweging van het blok werden geregistreerd.

3.3 Instrumentatie en data acquisitie

De drukverdeling in het filter werd vastgelegd met drukdozen en stijgbuisjes. In figuur 1 t/m 3 zijn de locaties van zowel de drukdozen als de stijgbuisjes weergegeven. De drukdozen waren halverwege de filterlaag gesitueerd, zodat deze moesten worden verplaatst als de filterlaagdikte veranderde. De onderlinge afstand van de drukdozen was afgestemd op een blokafmeting $0.192 \times 0.192 \text{ m}^2$.

In het meetblok waren 4 drukdozen geplaatst; één aan de bovenkant en 3 aan de onderkant. Tevens was er één drukdoos in één van de randblokken geplaatst.

Door middel van vier verplaatsingsmeters werd de beweging van het meetblok vastgelegd (zie Figuur 1).

Tijdens de proef werd het drukverloop en de verplaatsingen gevolgd op een zes kanaalsschrijver. Voor analyse doeleinden bleek deze methode van registreren te onnauwkeurig. Vandaar dat de signalen van de drukdozen en verplaatsingsmeters ook per computer werden bewerkt.

4. Proeven programma

In Tabel 1 wordt het proevenprogramma weergegeven. Bij het opstellen van het proevenprogramma is de invloed van toestroming primair gesteld. De volgende vijf constructie beschrijvende parameters hebben invloed op de toestroming; in de volgorde van belangrijkheid zijn dit:

- blokbreedte en- lengte (B en L)
- filterdoorlatendheid (afhankelijk van de D_{f15} waarde)
- filterlaagdikte (b)
- top laagdoorlatendheid (k')
- blokdikte

Deze vijf parameters zijn dan ook gevarieerd in het onderzoek. De eerste proef (T1) is drie maal herhaald om de reproduceerbaarheid van de proeven te toetsen.

De laatste proef (T9) verschilt in zoverre van de andere proeven dat de top laagdoorlatendheid bij deze proef niet is gerealiseerd door de spleten tussen de blokken, doch door gaten in de blokken.

5. Resultaten

5.1 Doorlatendheid en lekhoogte

Het gemeten verband tussen de filtersnelheid en het verhang in het filter tijdens de doorlatendheidsmeting is omgewerkt in de koëfficiënten a_f en b_f van de doorlatendheidsrelatie van Forchheimer [3]:

$$i = a_f v_f + b_f v_f^2 \quad (5.1)$$

i = verhang (-)

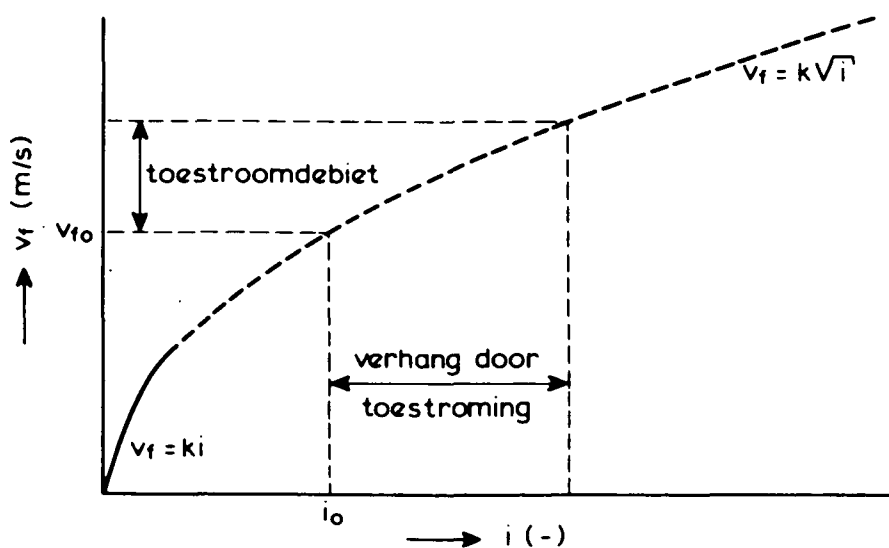
a_f = lineaire weerstandskoefficient van filter (s/m)

b_f = kwadratische weerstandskoefficient van filter (s^2/m^2)

Dit is gedaan door i/v_f uit te zetten tegen v_f .

Het resultaat is gegeven in tabel 2.

Het niet lineaire verband tussen i en v_f is vervolgens gelineariseerd, zodat een lineaire doorlatendheidskoefficient wordt verkregen die te gebruiken is in de in appendix A afgeleide formule van ϕ_{toe} . Gezien het feit dat in de afleiding is uitgegaan van de veronderstelling dat toestroomdebiet superponeerbaar is op het debiet door filter en toplaag zonder bewegend blok, moet hier ook bij de linearisatie van de doorlatendheid rekening mee gehouden worden. We beschouwen daarvoor het verband tussen v_f en i :



v_{f0} = filtersnelheid in ongestoorde situatie (zonder bewegend blok) (m/s)

i_0 = verhang in ongestoorde situatie (-)

In de afleiding wordt het debiet dat door toestroming wordt veroorzaakt, omgerekend naar een verhang (en vervolgens naar een stijghoogte-daling onder het blok). Met bovenstaand figuur is het duidelijk dat de richtingscoëfficiënt van de $v_f - i$ kromme in het punt (i_o, v_{fo}) een redelijke benadering is van de verhouding toestroomdebiet/verhang. Dit betekent dat de gelineariseerde doorlatendheid als volgt berekend kan worden:

$$k_1 = \left[\frac{\partial v_f}{\partial i} \right]_o \quad (5.2)$$

Uit formule (5.1) volgt:

$$v_f = \frac{-a_f + \sqrt{a_f^2 + 4 i b_f}}{2b_f} \quad (5.3)$$

Invullen in (5.2) levert:

$$k_1 = \frac{1}{\sqrt{a_f^2 + 4 i_o b_f}} \quad (5.4)$$

De grootte van i_o is geschat door het verhang te bepalen tussen drukopnemer 4 en 6 op het moment vóór dat het blok beweegt. Ook deze resultaten zijn gegeven in tabel 2.

De doorlatendheid van de toplaag k' is bepaald door stap voor stap het debiet door het model te vergroten (zonder blokbeweging) en de bijbehorende stijghoogte in het filter te meten. Hieruit is k' te berekenen, zoals hieronder is aangetoond:

$$v_t = k' \left(\frac{\phi(y)}{D} \right)^{m'} \quad (5.5)$$

met v_t = specifiek debiet (filtersnelheid) door toplaag (m/s)
 k' = doorlatendheid toplaag (m/s)
 m' = macht in doorlatendheidsrelatie (-)
 $\phi(y)$ = verval over toplaag op plaats y (m)
 D = dikte toplaag (m)

Met formule (5.5) is het totale debiet door het model te berekenen:

$$Q = \int_0^{L_m} B_m \cdot v_t \, dy = \frac{B_m k'}{D^{m'}} \cdot \int_0^{L_m} (\phi(y))^{m'} \, dy$$

met Q = totale debiet door model (m^3/s)

B_m = breedte model (m)

L_m = lengte model (m)

In deze formule zijn 2 variabelen onbekend, namelijk k' en m' . De grootte van k' en m' zijn daarom bekend als minimaal twee verschillende debieten zijn ingesteld.

Het resultaat van de berekeningen is weergegeven in tabel 2.

In appendix B is een analytische uitdrukking afgeleid voor de stijghoogte in het filter (ten opzichte van de stijghoogte op de toplaag):

$$\phi = \frac{H \cosh (y \sin \alpha / \lambda)}{\cosh (L_m \sin \alpha / \lambda)} \quad (5.6)$$

met H = stijghoogte in bovenstroomse druktoren (m)

Voor $y > \frac{1}{2} L_m$ is dit te vereenvoudigen tot:

$$\phi = H e^{-(y-L_m) \sin \alpha / \lambda} \quad (5.7)$$

Door gebruik te maken van deze formule kan uit het verloop van de stijghoogte in het filter de grootte van de lekhoogte λ berekend worden. Het is gebleken dat de zo bepaalde λ nauwelijks afhankelijk is van het debiet door het model. De op deze wijze uit de metingen verkregen lekhoogtes zijn gegeven in tabel 2.

Er is bij de bepaling van de lekhoogte uitsluitend gebruik gemaakt van de registraties van de drukopnemers (zie figuur 2). De metingen met de stijgbuisjes bleken een consequente afwijking te vertonen ten opzichte van de drukopnemers, hetgeen geweten wordt aan het feit dat deze zich aan de rand van het model bevonden. De spleet tussen blokken en achterwand was dichtgekit, zodat geen sprake was van een representatieve stroming. Soortgelijke problemen zijn ook tijdens het onderzoek van de doorlatendheid van de toplaag geconstateerd.

5.2 Begin van beweging: liftproeven

Voorafgaand aan de liftproeven is de wrijvingscoëfficiënt f_b van enkele blokken gemeten. De spreiding in de resultaten is erg groot gebleken, de grootste

en kleinste waarden weken 20 to 30% van het gemiddelde af. In onderstaande tabel zijn de resultaten samengevat:

blokmaat L x B x D (m x m x m)	massa (kg)	gebruikt voor T: (-)	f _b	
			μ (-)	σ (-)
0,192 x 0,192 x 0,1	8,65	T1,T4,T5	0,56	0,06
0,192 x 0,192 x 0,1	7,05	T2,T6	0,60	0,05
0,192 x 0,192 x 0,15	12,9	T3	0,53	0,08
0,192 x 0,192 x 0,15	12,6	T9	0,53	0,08
0,241 x 0,241 x 0,1	13,5	T7	0,53	0,05
0,323 x 0,323 x 0,1	16,8	T8	0,64	0,06

μ = gemiddelde

σ = standaardafwijking

Tijdens de proef oefende de verplaatsingsmeter een konstante kracht van 2N op het losse blok uit. Deze kracht was loodrecht op het talud naar boven gericht. Als de kracht van de verplaatsingsmeter F_v wordt opgenomen in de afleiding van Γ_{sl} (zie [1]), dan blijkt het volgende:

- Als D/B > f_b, dan schuift het blok eruit:

$$\Gamma_{sl} = 1 + f_b \tan \alpha - \frac{F_v}{BLG \cos \alpha} \quad (5.8)$$

- Als D/B < f_b én ζD/B - F_v/(BLGcosα) < tanα, dan schuift het blok na een initiële kanteling uit het talud:

Kies grootste waarde van:

$$\Gamma_{sl} = 1 + \frac{D}{B} \tan \alpha - \frac{F_v}{BLG \cos \alpha} \quad (\text{kantelvoorwaarde}) \quad (5.9)$$

$$\Gamma_{sl} = \frac{1 + f_b^2 \frac{B}{D} \tan \alpha - \frac{F_v}{BLG \cos \alpha}}{1 + \zeta f_b^2} \quad (\text{schuifvoorwaarde}) \quad (5.10)$$

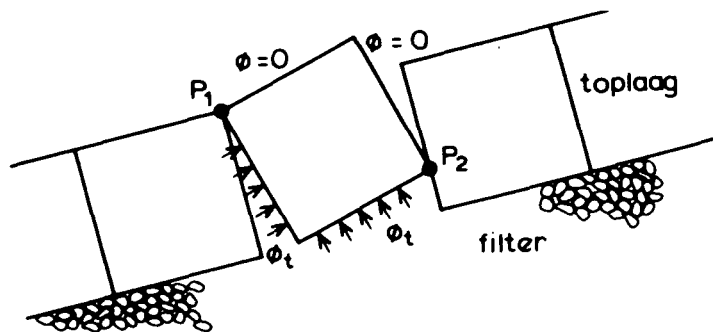
- Als D/B < f_b én ζD/B - F_v/(BLGcosα) > tanα, dan is de verschuldruk niet in staat om het blok in gekantelde positie te houden tijdens het omhoogschuiven

van het blok. Het blok kantelt daarom weer terug en gaat schokkend en wrikkende het talud uit:

$$\Gamma_{sl} = 1 + \frac{D}{B} \tan \alpha - \frac{F_v}{BLG \cos \alpha} \quad (5.11)$$

- met: Γ_{sl} = $W/(G \cos \alpha)$
 W = drukverschil over los blok dat begin van beweging (én oplichten) van het blok veroorzaakt (N/m^2)
 G = gewicht van los blok onder water per m^2 zetting (N/m^2)
 α = taludhelling ($^\circ$)
 f_b = wrijvingscoëfficiënt (-)
 B = breedte van blok (loodrecht op dijkas) (m)
 L = lengte van blok (m)
 D = dikte van blok (m)
 F_v = omhoog gerichte kracht van verplaatsingsopnemer (N)
 ζ = coëfficiënt die de mate van blokkering van de stroming in de spleet weergeeft (-)

De liftproeven hebben als doel de bovenstaande formules te verifiëren. Tevens kunnen de proeven een waarde van ζ opleveren. Deze coëfficiënt is een maat voor de langs het talud omhoog gerichte kracht die het water in de spleet op het blok uitoefende als deze is gekanteld:



Dit hangt samen met het optreden van aqua-planning in de linker spleet (zie bovenstaande figuur).

De resultaten van de proeven zijn weergegeven in tabel 3. In deze tabel zijn tevens de berekende waarden van Γ_{sl} opgenomen.

Het vermelde bezwijkmechanisme is vastgesteld aan de hand van de resultaten van de explosie-proeven. Het blijkt dat het, op grond van de berekeningen, verwachte bezwijkmechanisme steeds overeenkomt met de metingen, behalve bij T4 en T5.

De spreiding in de gemeten wrijvingscoëfficiënt was echter dusdanig groot dat het aannemelijk is te veronderstellen dat bij deze proeven $f_b < 0,52$. In dat geval treedt ook volgens de berekeningen het blok schuivend uit het talud. De berekende Γ_{s1} komen redelijk goed overeen met de gemeten waarden. Op basis van proef 8 kan gekonkludeerd worden dat voor dit type blok ζ gelijk aan 0,7 genomen moet worden. De spreiding in de gemeten waarden is tamelijk groot, hetgeen mede veroorzaakt wordt door de meetnauwkeurigheid van de drukopnemers en de spreiding in f_b (zie ook figuur 60).

5.3 Invloed van toestroming: explosie-proeven

Aansluitend op de liftproeven zijn proeven gedaan waarbij verschillende keren een groot stijghoogte-verschil over het blok is aangebracht, waarna het is losgelaten. Het resultaat is een snel omhoog bewegend blok dat een stijghoogte-daling in het filter veroorzaakt. Dit verschijnsel is uitvoering beschreven in [1]. In appendix A zijn formules op vergelijkbare wijze als in [1] afgeleid, echter met inbegrip van de invloed van de rand van het model. De resultaten van de drukmetingen zijn weergegeven in figuur 6 tot en met 60. De gemeten stijghoogte-verlaging onder het bewegende blok is opgenomen in tabel 4, tesamen met de berekende waarden.

In de laatste kolom van deze tabel is vermeld het percentage van de stijghoogte-daling die door de randen van het model wordt bepaald. Deze randinvloed is ook in het rekenmodel opgenomen en beïnvloedt daardoor de vergelijkbaarheid van meetresultaten en berekende resultaten niet. Het resultaat van de meting is minder betrouwbaar als de randinvloed groter dan 50% is.

Bij de berekening is aangenomen dat de effectieve straal van het model (R_m) gelijk is aan 0,6 m. Het cirkelvormig geschematiseerde talud heeft dan een ongeveer gelijk oppervlak als het model.

Bij de meting van de snelheid van het blok is een tijdstip geselecteerd waarop alle hoeken een gelijke eenparige snelheid hebben. Waar dit niet mogelijk was, is de gemiddelde snelheid gekozen.

Ten aanzien van de stijghoogte verlaging is uitgegaan van het verval over het midden van het blok (DR012 minus DR013) vóór beweging. Hiervan is het gemid-

delde verval over het blok tijdens de beweging afgetrokken (DR011, DR012 en DR014; allen minus DR013).

Bij sommige proeven was de snelheid van het blok zo gering, dat de stijghoogtedaling in dezelfde orde als de meetnauwkeurigheid lag. Deze proeven waren T6EE, T6EF en T8EE.

Voor driekwart van de proeven geldt dat de berekende waarde voor $\Delta\phi$ minder dan 20% van de gemeten waarde afwijkt. Alleen voor proef T3EG, T6EG en T9EF is de afwijking veel groter (zie figuur 61).

Bij een aantal proeven liep het losse blok na een beweging van enkele centimeters vast (zie bijvoorbeeld figuur 33). Bij andere proeven kwam niet alleen het blok uit de zetting, maar ook een hoeveelheid filtermateriaal (zie figuur 62).

Met de resultaten kan gekonkludeerd worden dat er geen reden is om de gepresenteerde formules voor de invloed van toestroming te wijzigen.

6. Linearisering van de doorlatendheid

Bij het narekenen van de resultaten van de uitgevoerde proeven is uitgegaan van de gemeten lek lengte. Hiervan uitgaande blijken de resultaten van de berekeningen goed overeen te stemmen met de metingen. In dit hoofdstuk wordt de gemeten lek lengte vergeleken met berekende lek lengte, met als doel de meest geschikte linearisatiemethode te vinden voor de doorlatendheid van de toplaag en filterlaag.

De linearisatie van de doorlatendheden is noodzakelijk omdat de lek lengte volgt uit een lineaire beschrijving van de stroming in het filter. In appendix B wordt hiervan een voorbeeld gegeven.

Uitgangspunt voor de beschrijving van de stroming in het filter wordt gevormd door de continuïteitsvergelijking voor een stukje filter met lengte δy (zie Appendix B):

$$\frac{v_t}{b} = \frac{\partial v_f}{\partial y} \quad (6.1)$$

Deze vergelijking legt het verband vast tussen het debiet door de toplaag en de verandering van het debiet door het filter.

Formule (6.1) is ook geldig voor niet-lineaire stroming, die beschreven kan worden met de volgende formules:

$$i = a_f v_f + b_f v_f^2 \quad (6.2)$$

$$v_t = k_t i_t^{m'} \quad (6.3)$$

met: i_t = verhang over de toplaag (-)

i = verhang in het filter (-)

k_t = niet lineaire doorlatendheid van de toplaag (m/s)

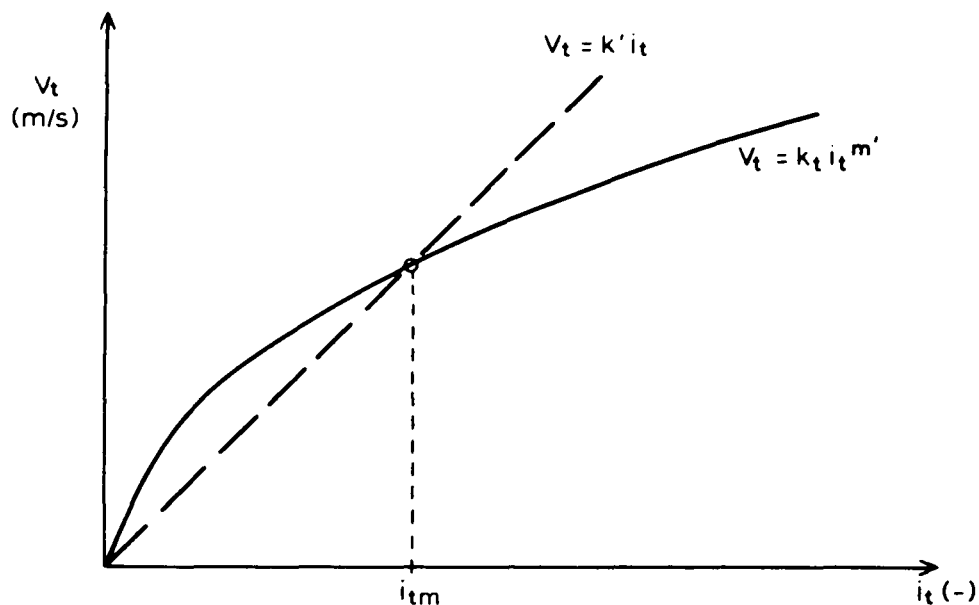
Met behulp van formule (6.2) en (6.3) kunnen in formule

(6.1) v_f en v_t geëlimineerd worden:

$$\frac{k_t i_t^{m'}}{b} = \frac{1}{\sqrt{(a_f^2 + 4 b_f i)}} \cdot \frac{\partial i}{\partial y} \quad (6.4)$$

Deze differentiaalvergelijking is helaas niet analytisch oplosbaar, zodat de niet-lineaire termen weggewerkt moeten worden door middel van een linearisatie. Het linker lid bevat de niet-lineaire toplaagdoorlatendheid. Het

verband tussen v_t en i_t , is in onderstaande figuur schematisch weergegeven:



De meest voor de hand liggende linearisatie maakt van de gebogen lijn een rechte lijn, waarbij beide lijnen elkaar snijden bij een maatgevend verhang. De gelineariseerde doorlatendheidscoëfficiënt voor de toplaag volgt uit:

$$k' = k_t i_{tm}^{(m'-1)} \quad (6.5)$$

met: k' = lineaire doorlatendheid van toplaag (m/s)

i_{tm} = maatgevend verhang in de toplaag (-)

De linearisatie van de doorlatendheid van het filter kan beschouwd worden door formule (6.4) nog eens af te leiden, maar dan met de volgende (lineaire) formule voor de stroming in het filter:

$$v_f = k i \quad (6.6)$$

met: k = lineaire doorlatendheids coëfficiënt van het filter (m/s)

De differentiaalvergelijking wordt dan:

$$\frac{k_t i_t^{m'}}{b} = k \cdot \frac{\partial i}{\partial y} \quad (6.7)$$

In vergelijking met formule (6.4) is duidelijk dat een doorlatendheidscoëfficiënt k gewenst is die voldoet aan het volgende:

$$k = \frac{1}{\sqrt{(a_f^2 + 4 b_f i_s)}} \quad (6.8)$$

met i_s = maatgevend verhang in het filter (m/s)

Met de gelineariseerde doorlatendheid van toplaag en filter kan vervolgens de lekhoogte berekend worden:

$$\lambda = \sin(\alpha) \sqrt{(b D k/k')} \quad (6.9)$$

De formules (6.5), (6.8) en (6.9) zijn gebruikt om de gemeten lekhoogten na te rekenen. Het resultaat van de berekeningen zijn samen met de gemeten lekhoogten in tabel 5 weergegeven. Als maatgevend verhang is steeds het gemeten verhang bij het losse blok, voordat het ging bewegen, gekozen. Uit de resultaten blijkt dat de berekende lekhoogte meestal goed overeenkomt met de gemeten waarde. Alleen bij proef 3 en 5 is de berekende waarde ongeveer 30% lager dan de meting. Het is niet duidelijk waardoor dit wordt veroorzaakt.

REFERENTIES

1. M. Klein Breteler
Taludhelling van gezette steen
Stabiliteit van toplaag zonder inklemming of interlocking
Waterloopkundig Laboratorium, concept verslag buro-studie, H195/M1881-04,
juni 1987

2. J.W. v.d Meer
Taludbekleding van gezette steen
Bezwijken van zettingen; overzicht en bundeling van bestaande kennis
Waterloopkundig Laboratorium/Laboratorium voor Grondmechanica, verslag
bureaustudie M1795/M1881 deel XI; C0258902; juli 1985

3. H. den Adel
Heranalyse doorlatendheidsmetingen door middel van de Forchheimer relatie
Laboratorium voor Grondmechanica, C0272550/56, mei 1986

4. A. Verruijt
Theory of groundwater flow
Macmillan, 1969

proefnr.	D (m)	B (m)	L (m)	s (mm)	b (m)	D _{f15} (mm)	gaten (mm)	massa (kg)
1	0,10	0,192	0,192	2	0,15	11	-	8,65
2	0,10	0,192	0,192	2	0,10	11	-	7,05
3	0,15	0,192	0,192	1,5	0,15	11	-	12,9
4	0,10	0,192	0,192	2	0,15	7	-	8,65
5	0,10	0,192	0,192	1,5	0,15	16	-	8,65
6	0,10	0,192	0,192	1,5	0,10	16	-	7,05
7	0,10	0,241	0,241	1,5	0,15	11	-	13,5
8	0,10	0,323	0,323	3	0,15	11	-	16,8
9	0,15	0,192	0,192	0	0,15	11	2φ16	12,6

Tabel 1 Proevenprogramma

proef nr.	id. nr.	n (-)	a_f (s/m)	b_f (s^2/m^2)	i_o (-)	k_1 (mm/s)	k' (mm/s)	m' (-)	λ (m)
1	T1E5 T1E6 T1E7	0,38	1,29	205	0,53 0,53 0,64	48 48 44	13	0,56	0,087
2	-	0,38	1,29	205			14	0,55	0,064
3	T3EE T3EG T3EF	0,38	1,29	205	0,34 0,41 0,38	60 55 57	10	0,65	0,194
4	T4E	0,39	1,85	257	0,60	40	13	0,60	0,089
5	T5EE T5EF	0,40	1,44	84	0,19 0,30	125 100	9	0,70	0,213
6	T6EE T6EF T6EG	0,40	1,44	84	0,12 0,08 0,13	157 193 151	11	0,70	0,139
7	T7EF	0,38	1,29	205	0,34	60	12	0,65	0,107
8	T8EG T8EE T8EF	0,38	1,29	205	0,20 0,09 0,12	78 117 101	11	0,60	0,127
9	T9EG T9EF	0,38	1,29	205	0,60 0,56	45 47			0,17

Tabel 2 Gemeten waarden van de doorlatendheid en lekhoogte (zie tabel 5 voor i_{ts}).

proef nr.	DxBxL (m ³)	gemeten				berekend ($\zeta = 0,5$)		berekend ($\zeta = 0,7$)		berekend
		W (kN/m ²)	Γ_{sl} (-)	f_b (-)	kantelen schuiven	W (kN/m ²)	Γ_{sl} (-)	W (kN/m ²)	Γ_{sl} (-)	
1A	0,1x0,192x0,192	1,44	1,15	0,56	K(S)	1,42	1,13	1,42	1,13	KS
1B		1,41	1,13	0,56	K(S)	1,42	1,13	1,42	1,13	KS
1C		1,38	1,10	0,56	K(S)	1,42	1,13	1,42	1,13	KS
4		1,28	1,02	0,56	S	1,42	1,13	1,42	1,13	KS
5		1,41	1,13	0,56	S	1,42	1,13	1,42	1,13	KS
2	0,1x0,192x0,192	0,85	1,00	0,60	K(S)	0,94	1,11	0,94	1,11	K
6		0,90	1,06	0,60	K(S)	0,94	1,11	0,94	1,11	K
3	0,15x0,192x0,192	2,13	1,15	0,53	S	2,12	1,15	2,12	1,15	S
9		2,19	1,18	0,53	S					2,12*
7	0,1x0,241x0,241	1,35	1,10	0,53	K(S)	1,37	1,11	1,37	1,11	K
8	0,1x0,323x0,323	0,61	1,07	0,64	K(S)	0,66	1,17	0,62	1,09	K

Bezwijkmechanisme: K = kantelen en daarna schokkend en wrikkend omhoog

S = schuiven

KS = schuiven na initiële kanteling

K(S) = na initiële kanteling een onduidelijk gedrag

*: bij T9 geldt $\zeta=0$

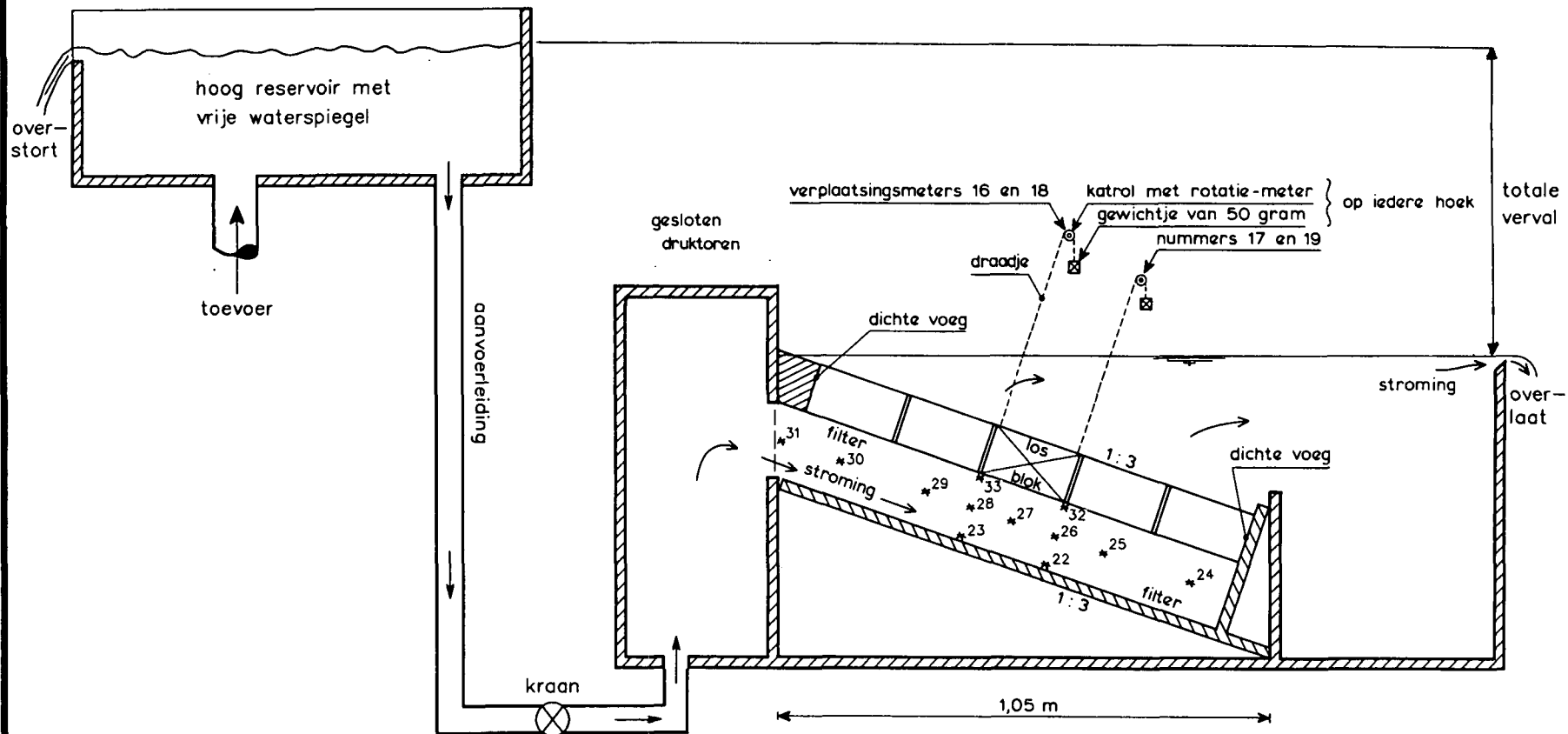
Tabel 3 Liftproeven

proef nr. (-)	id. nr. (-)	blok DxBxL (m x m x m)	b (m)	D_{f15} (mm)	gemeten		berekend	
					v_{blok} (mm/s)	$\Delta\phi$ (mm)	$\Delta\phi$ (mm)	% rand- invloed op $\Delta\phi$
1	T1E5	0,1x0,192x0,192	0,15	11	44	50	53	5
	T1E6				57	80	67	4
	T1E7				55	80	71	4
2	-	0,1x0,192x0,192	0,10	11	0	-	-	
3	T3EE	0,15x0,192x0,192	0,15	11	43	80	87	37
	T3EG				136	230	303	37
	T3EF				71	150	152	37
4	T4E	0,10x0,192x0,192	0,15	7	23	40	33	5
5	T5EE	0,10x0,192x0,192	0,15	16	58	70	62	41
	T5EF				139	170	188	41
6	T6EE	0,10x0,192x0,192	0,10	16	28	27	22	17
	T6EF				12	15	8	17
	T6EG				50	70	41	17
7	T7EF	0,10x0,241x0,241	0,15	11	44	60	69	10
8	T8EG	0,10x0,323x0,323	0,15	11	34	65	76	20
	T8EE				5	20	7	20
	T8EF				16	35	28	20
9	T9EG	0,15x0,192x0,192	0,15	11	59	130	134	28
	T9EF				11	70	24	28

Tabel 4 Stijghoogte verlaging $\Delta\phi$ door toestroming

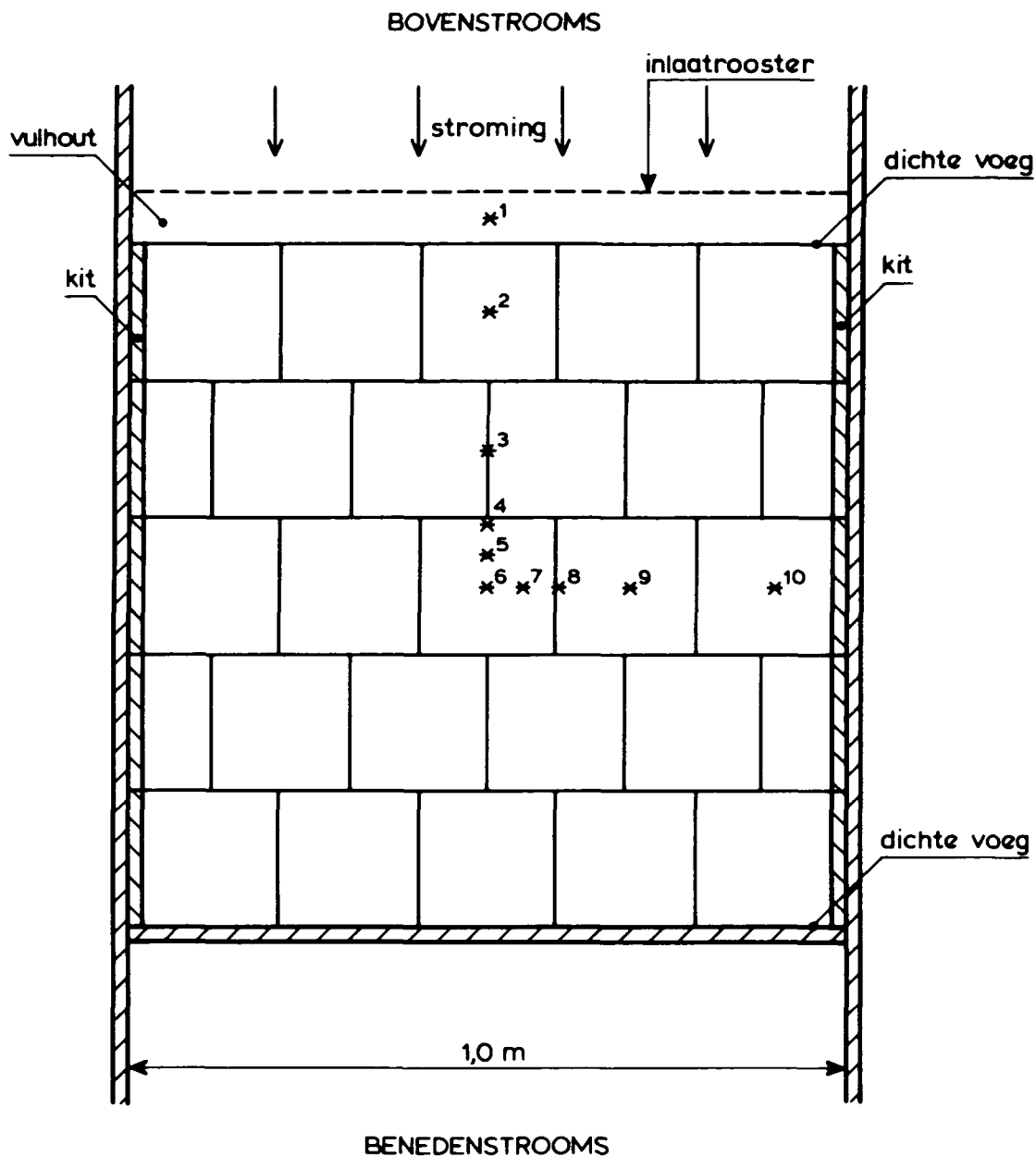
proef nr (-)	id. nr (-)	b m	D m	gemeten							berekend			
				filter			toplaag				λ m	k m/s	k' m/s	λ m
				a_f s/m	b_f s ² /m ²	i_s -	k_t m/s	m' -	i_{ts} -					
1	T1E5 T1E6 T1E7	0,15	0,10	1,29	205	0,53 0,53 0,64	0,013	0,56	1,8 2,2 2,0	0,09 0,09 0,09	0,048 0,048 0,044	0,010 0,009 0,010	0,09 0,09 0,08	
2	-	0,10	0,10	1,29	205	-	0,014	0,55	-	0,06	-	-	-	
3	T3EE T3EG T3EF	0,15	0,15	1,29	205	0,34 0,41 0,38	0,010	0,65	1,9 3,1 2,4	0,19 0,19 0,19	0,060 0,055 0,057	0,008 0,007 0,008	0,13 0,14 0,13	
4	T4E	0,15	0,10	1,85	257	0,60	0,013	0,60	1,8	0,09	0,040	0,010	0,08	
5	T5EE T5EF	0,15	0,10	1,44	84	0,19 0,30	0,009	0,70	2,1 3,5	0,21 0,21	0,125 0,100	0,007 0,006	0,16 0,15	
6	T6EE T6EF T6EG	0,10	0,10	1,44	84	0,12 0,08 0,13	0,011	0,70	1,2 1,0 1,6	0,14 0,14 0,14	0,157 0,193 0,151	0,010 0,011 0,009	0,13 0,14 0,13	
7	T7EF	0,15	0,10	1,29	205	0,34	0,012	0,65	2,1	0,11	0,060	0,009	0,10	
8	T8EG T8EE T8EF	0,15	0,10	1,29	205	0,20 0,09 0,12	0,011	0,60	1,3 0,8 0,9	0,13 0,13 0,13	0,078 0,117 0,101	0,010 0,013 0,012	0,11 0,12 0,12	

Tabel 5 Lekhoogte



Het debiet door het model wordt bepaald door de som van de stromingsweerstand (aanvoerleiding, kraan en model) en het totale verval. Doordat de kraan en de aanvoerleiding een veel hogere stromingsweerstand hebben dan het model, is er een konstant debiet door het model. Een kleine verandering van de stromingsweerstand van het model (als gevolg van de eventuele blokbeweging) heeft een verwaarloosbare invloed op de totale stromingsweerstand en dus ook een verwaarloosbare invloed op het debiet.
 Met het afsluiten van de druktoeren is derhalve een bij benadering konstant debiet verzekerd.

* stijgbuisje in achterwand (bij alle proeven op dezelfde plaats)
 alle blokken liggen in verband
 voegen langs voor- en achterwand zijn dichtgekit



* drukopnemer op halve hoogte in filter

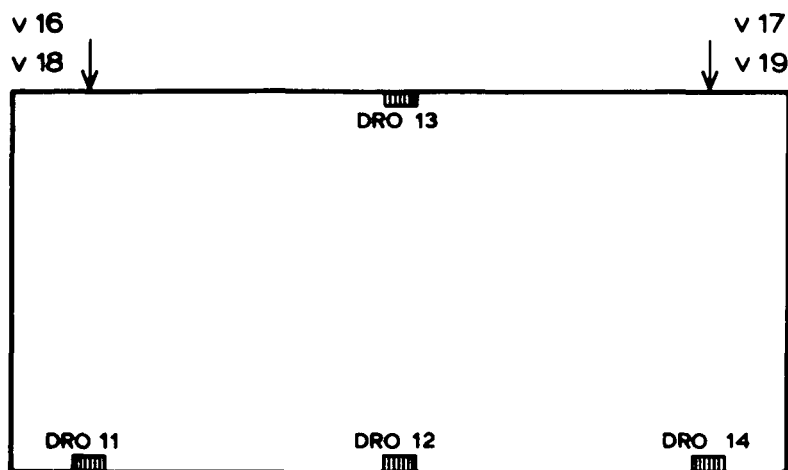
NB: DRO 9 en 10 tijdens proef t/m verwisseld.

BOVENAANZICHT MODELSEKTIE
(EVENWIJDIG AAN TALUD)

WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM

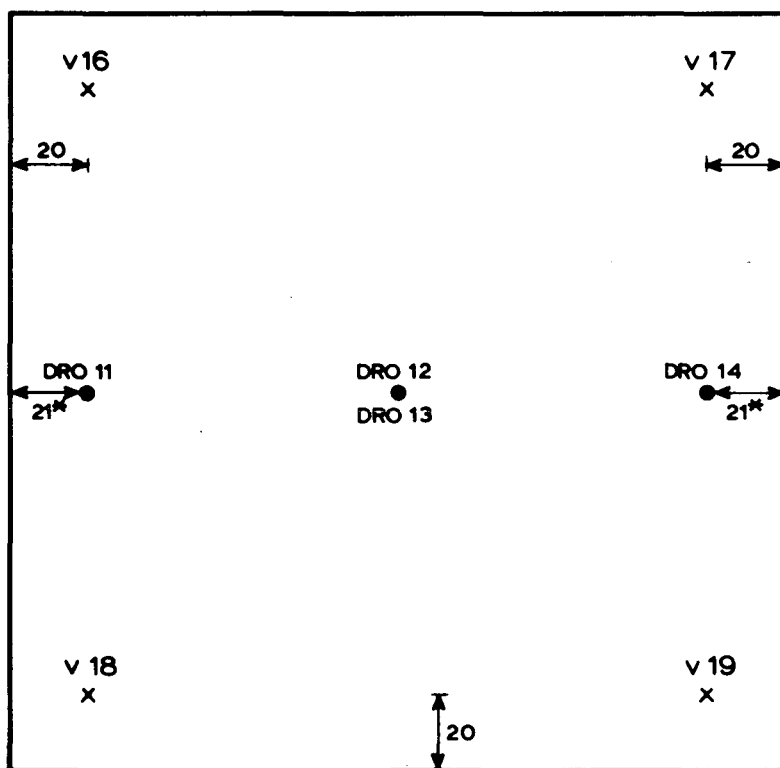
H 195

FIG. 2



VERTIKALE DWARSDOORSNEDE

BOVENSTROOMSE ZIJDE



BENEDENSTROOMSE ZIJDE

HORIZONTALE DWARSDOORSNEDE

 ● drukopnemer
 v x verplaatsingsopnemer

* bij T7 en T8 zaten DRO's op 31 mm van rand

maten in mm

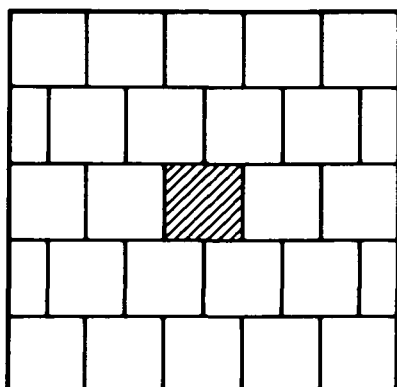
INSTRUMENTATIE LOS BLOK

WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM

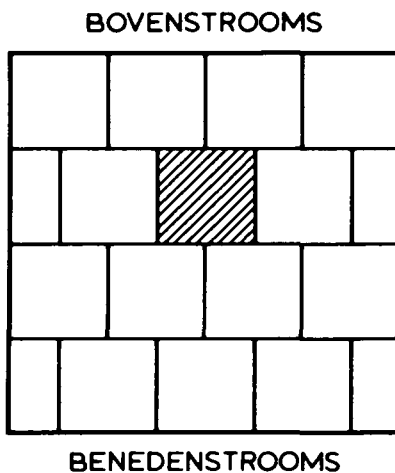
H 195

FIG. 3

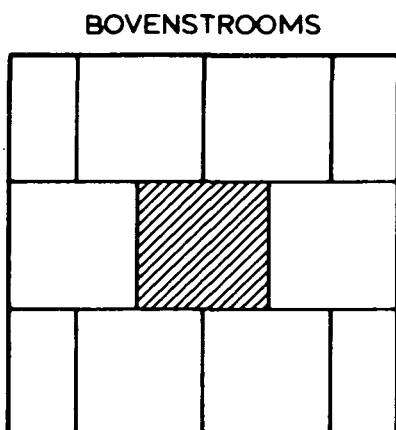
A en B (T1 t/m T6)



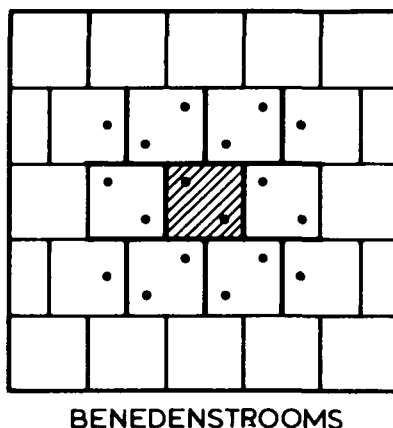
C (T7)



D (T8)



E (T9)



blokafmetingen (mm)		aantal
A en E	: 192 x 192 x 100	26
	93,5 x 192 x 100	5
B	: 192 x 192 x 150	26
	93,5 x 192 x 150	5
C	: 241 x 241 x 100	16
	118 x 241 x 100	5
D	: 323 x 323 x 100	8
	160 x 323 x 100	5



los blok



gat \varnothing 16 mm

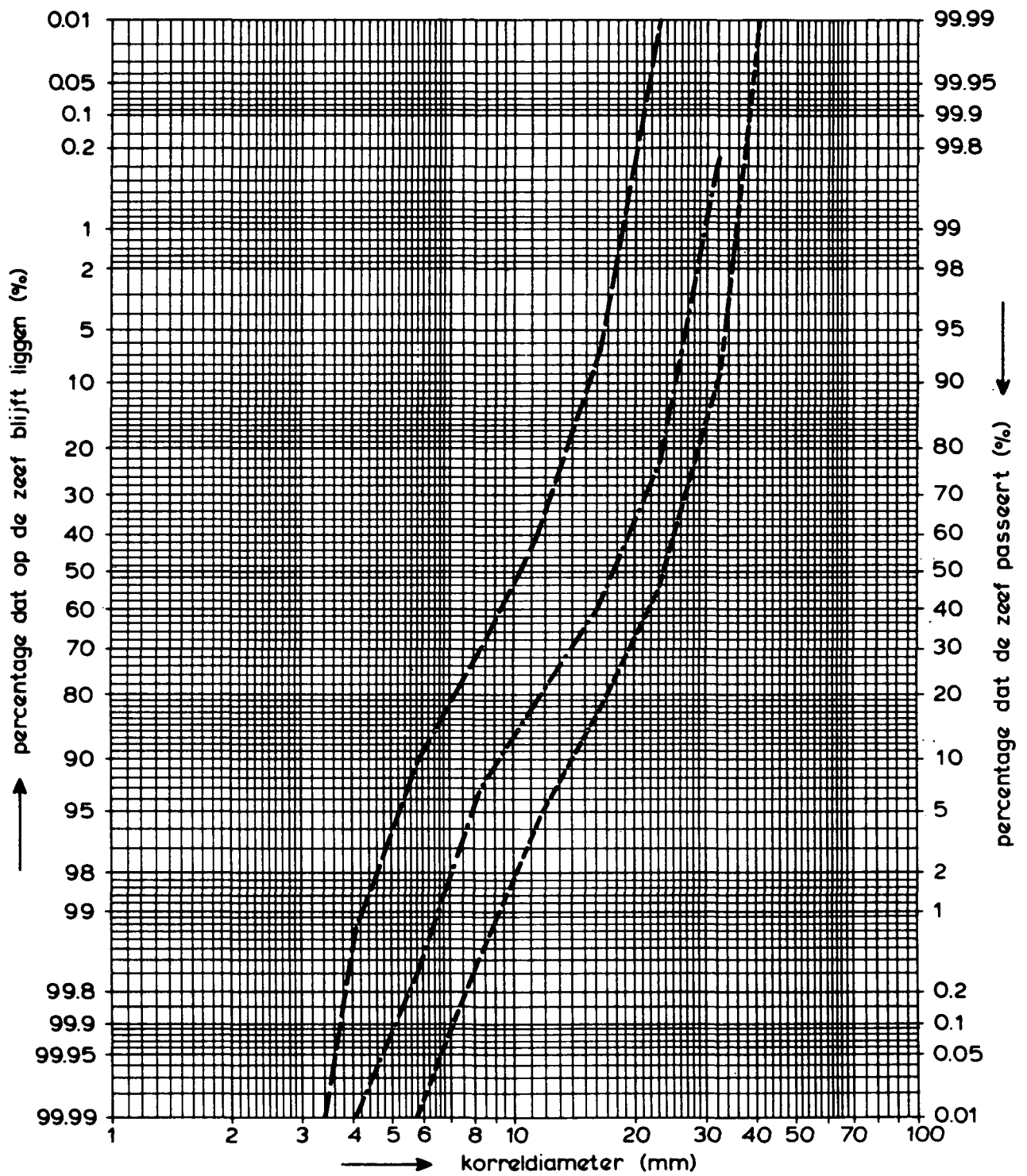


open spleet



dichte spleet

PLAATSING EN AFMETINGEN VAN BLOKKEN

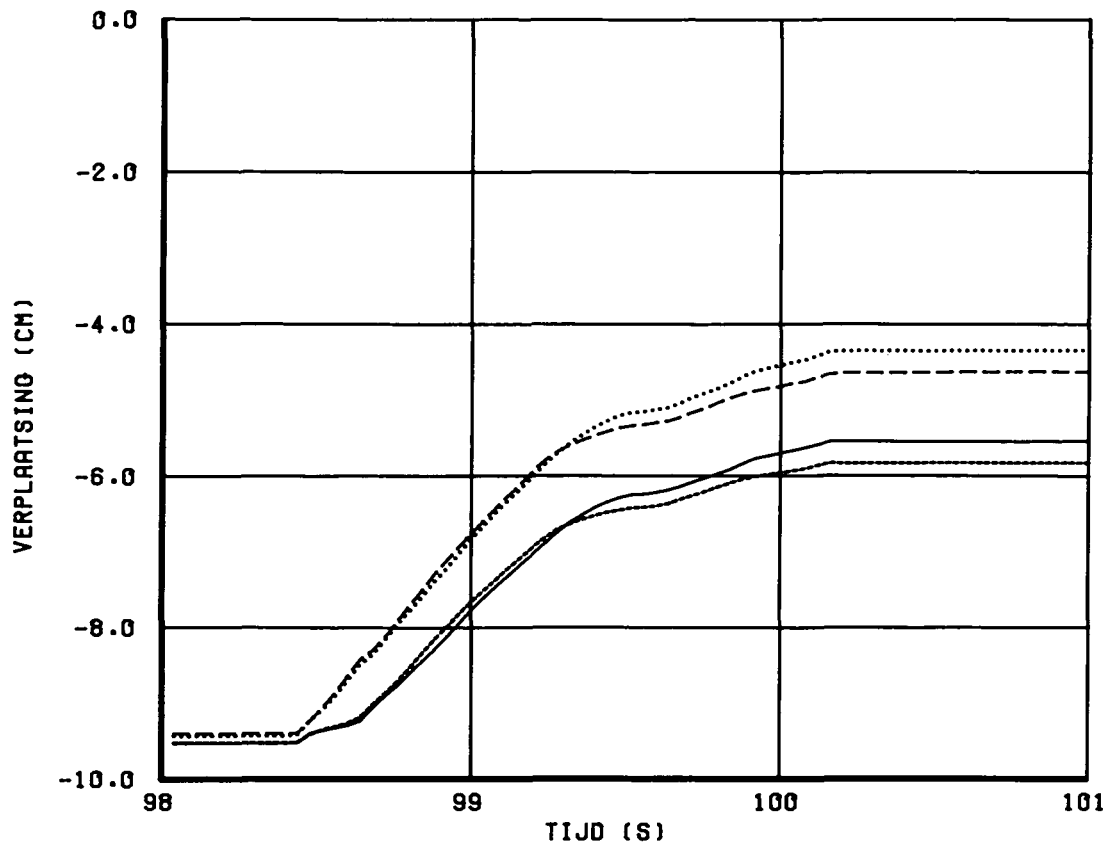


ZEEFKROMME FILTERMATERIALEN

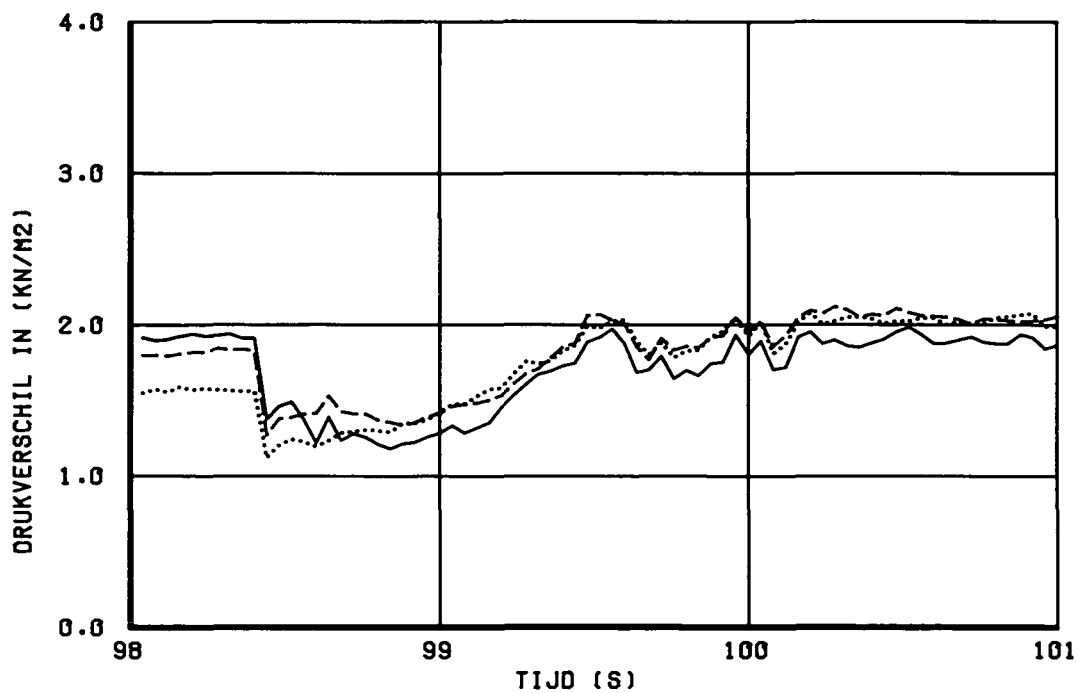
WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM

H 195

FIG. 5



- - - - - OPN:16 ········· OPN:18
 - - - - - OPN:17 - - - - - OPN:19



- - - - - OPN:11-13
 - - - - - OPN:12-13
 ······· OPN:14-13

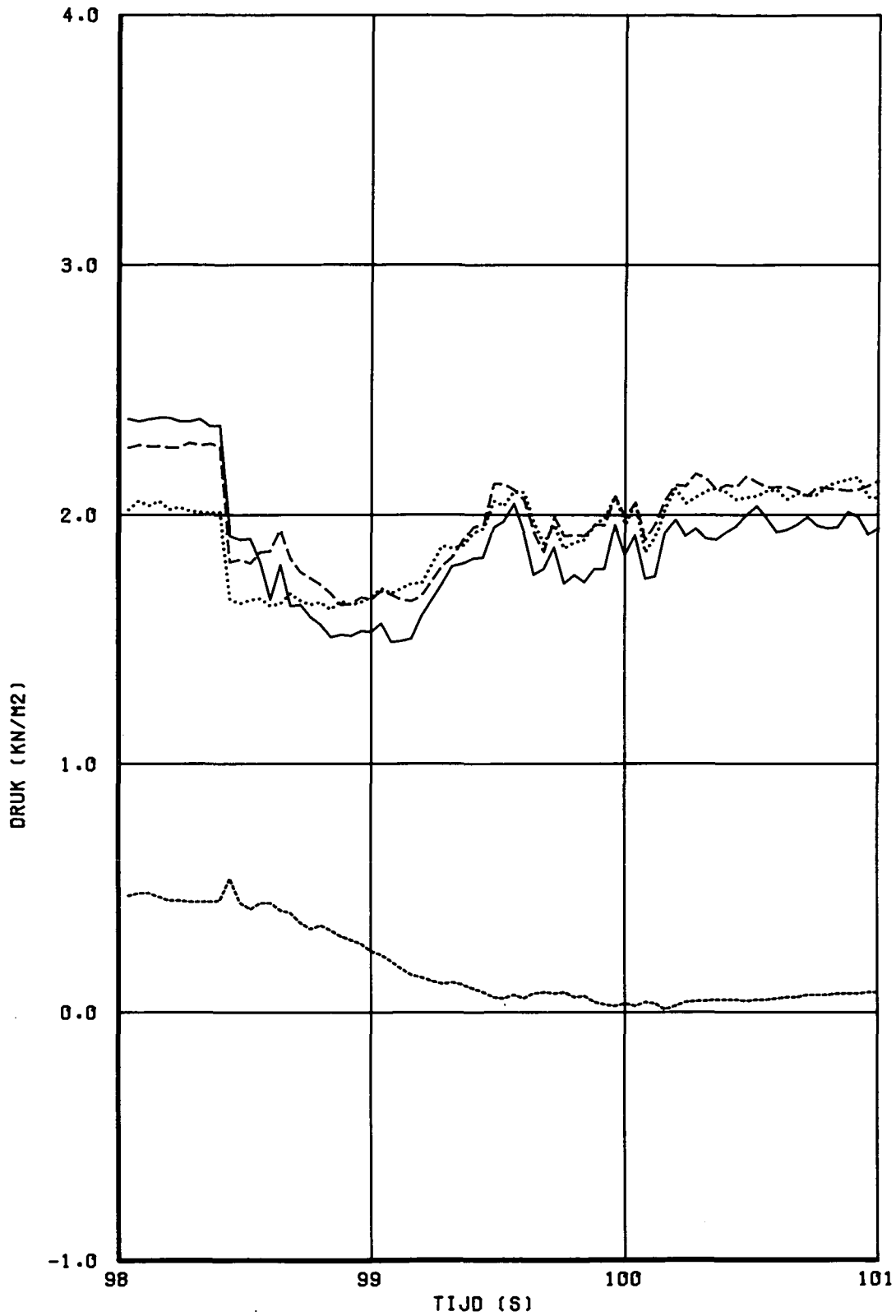
VERPLAATSING EN BELASTING V/H LOSSE BLOK

H195

WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM

T1E5

FIG. 6



- OPN:11
- - - - - OPN:12
- OPN:13
- OPN:14

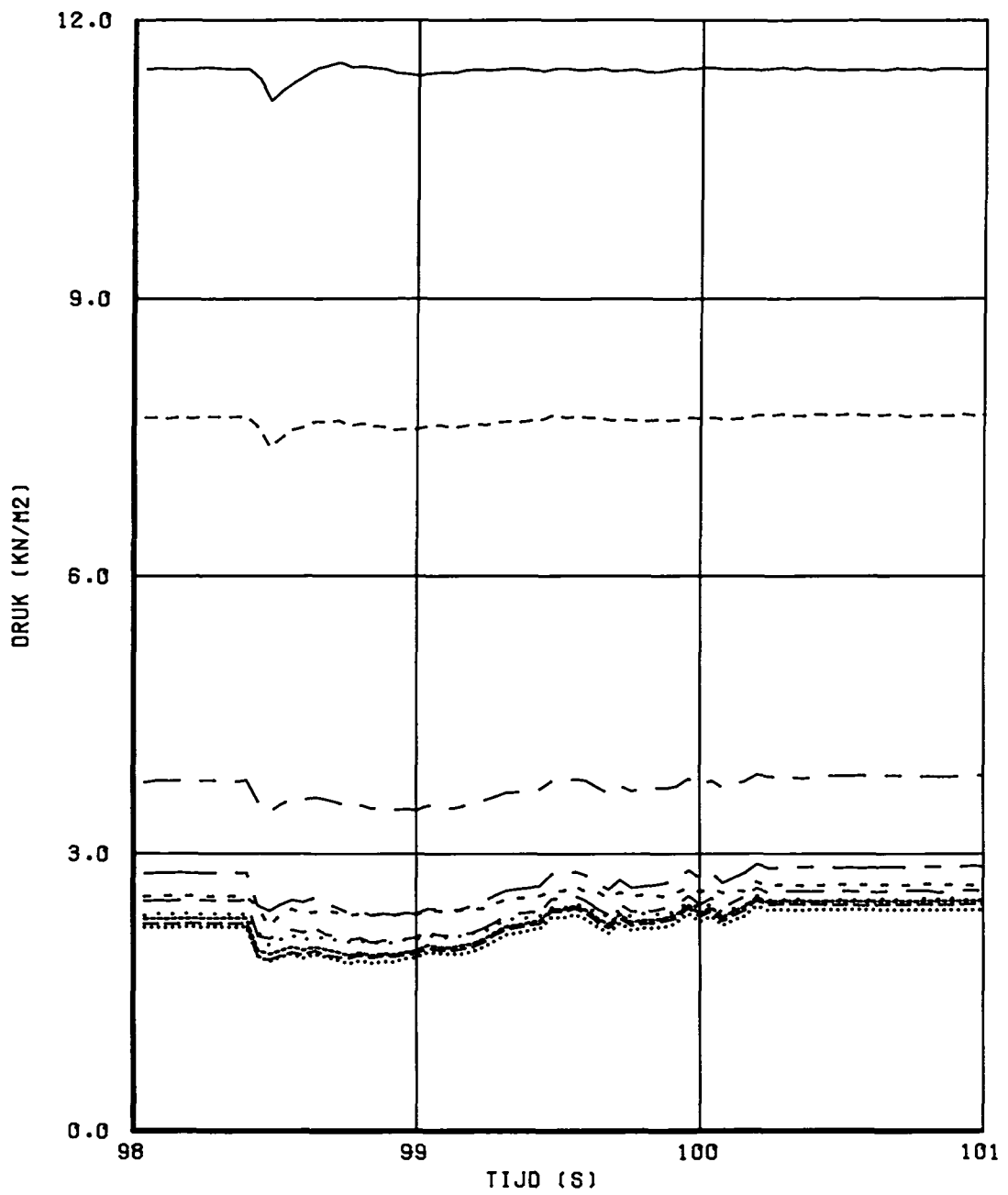
DRUK ONDER EN BOVEN DE STEEN

H195

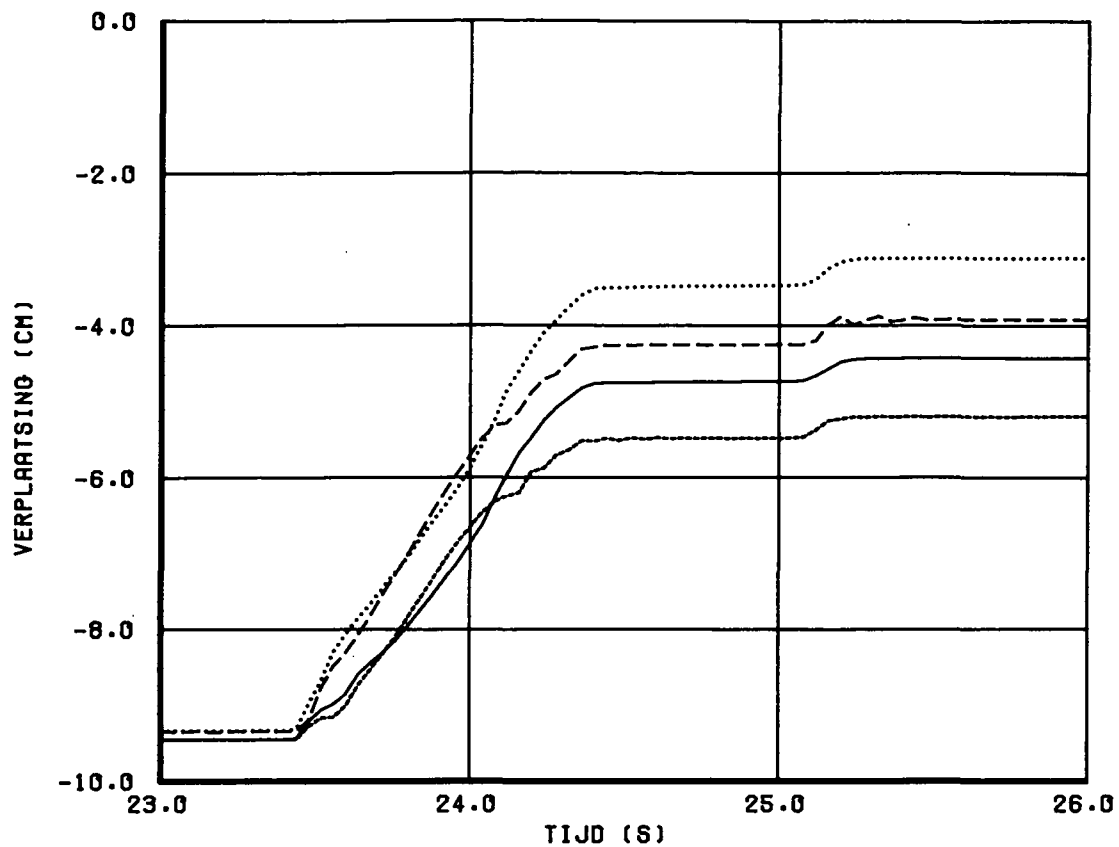
WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM

T1E5

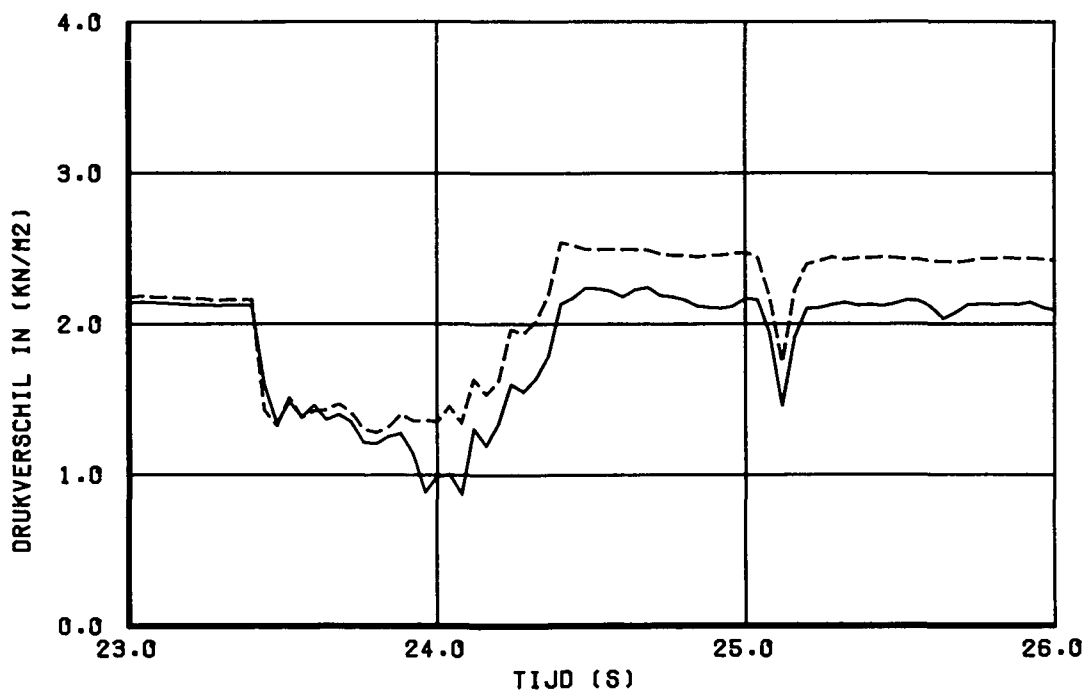
FIG. 7



- | | | | |
|-------|-------|-------|--------|
| ————— | OPN:1 | ----- | OPN:6 |
| ----- | OPN:2 | ————— | OPN:7 |
| ----- | OPN:3 | | OPN:8 |
| ————— | OPN:4 | | OPN:9 |
| ----- | OPN:5 | ----- | OPN:10 |



- - - - - OPN:16 OPN:18
 _____ OPN:17 _____ OPN:19



_____ OPN:11-13
 - - - - - OPN:12-13

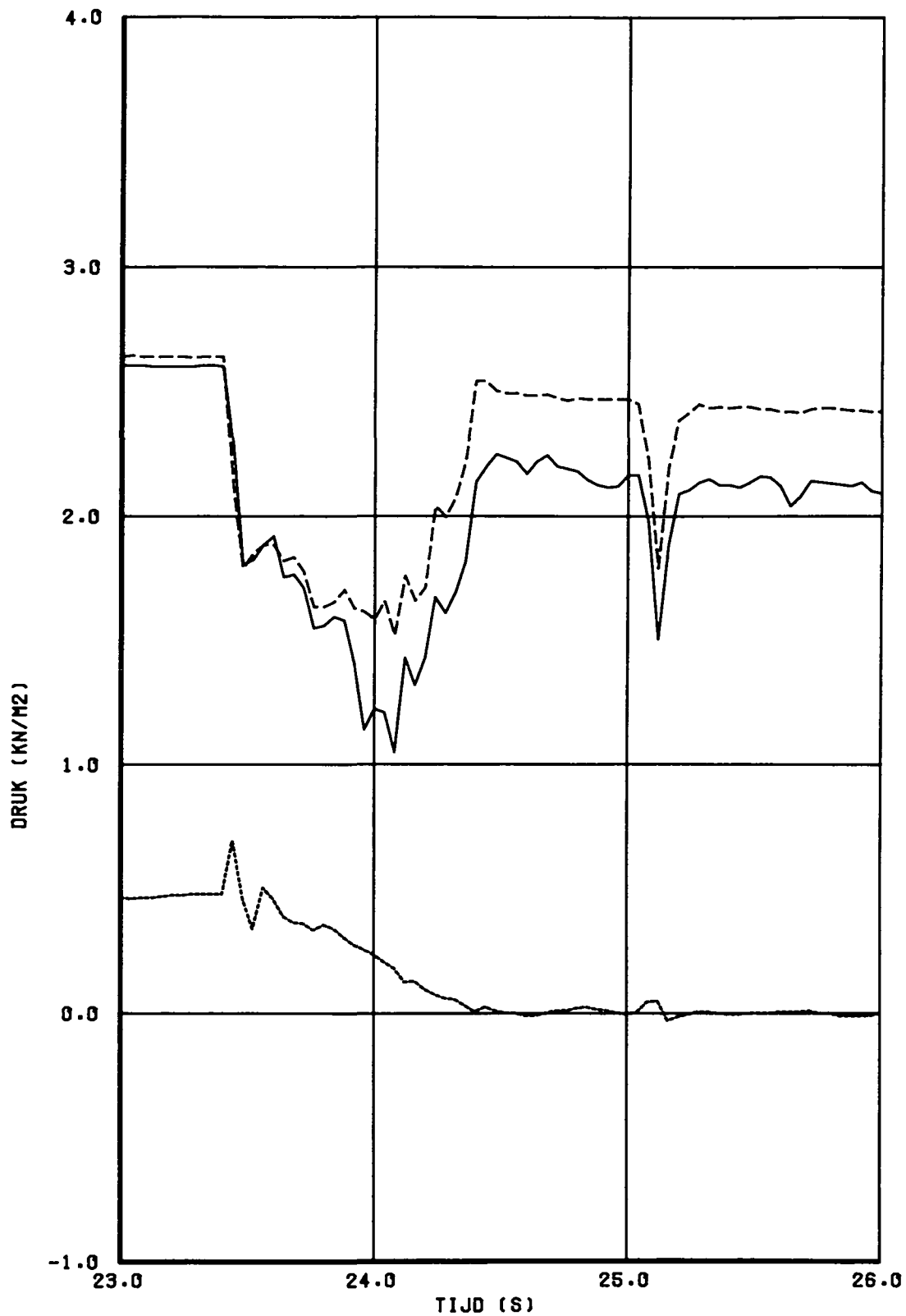
VERPLAATSING EN BELASTING V/H LOSSE BLOK

H195

WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM

T1E6

FIG. 9



_____ OPN:11
 - - - - - OPN:12
 OPN:13

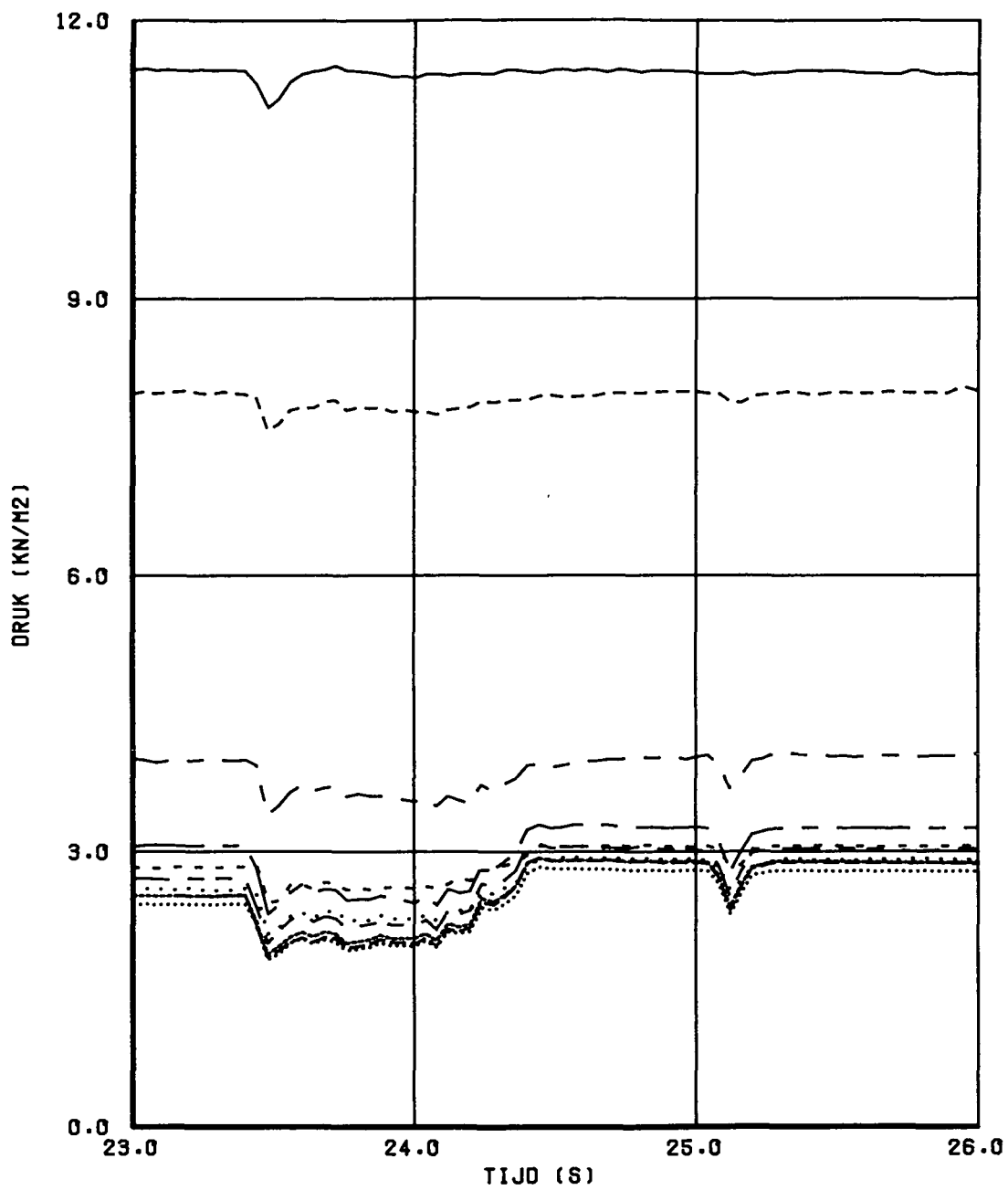
DRUK ONDER EN BOVEN DE STEEN

H195

WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM

T1E6

FIG. 10



- | | | | |
|-----------|-------|-------|--------|
| ————— | OPN:1 | ----- | OPN:6 |
| - - - - - | OPN:2 | ————— | OPN:7 |
| ————— | OPN:3 | | OPN:8 |
| ————— | OPN:4 | | OPN:9 |
| - - - - - | OPN:5 | | OPN:10 |

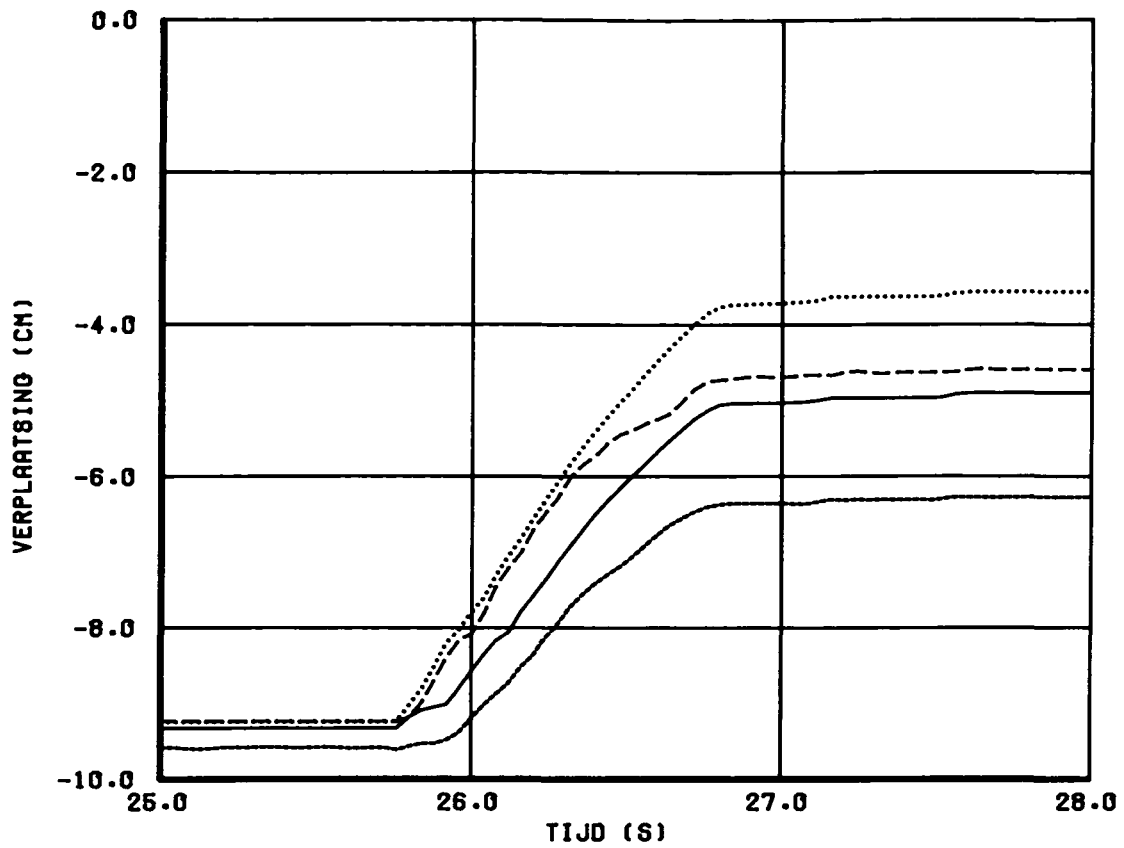
DRUK VERLOOP IN HET FILTER

H195

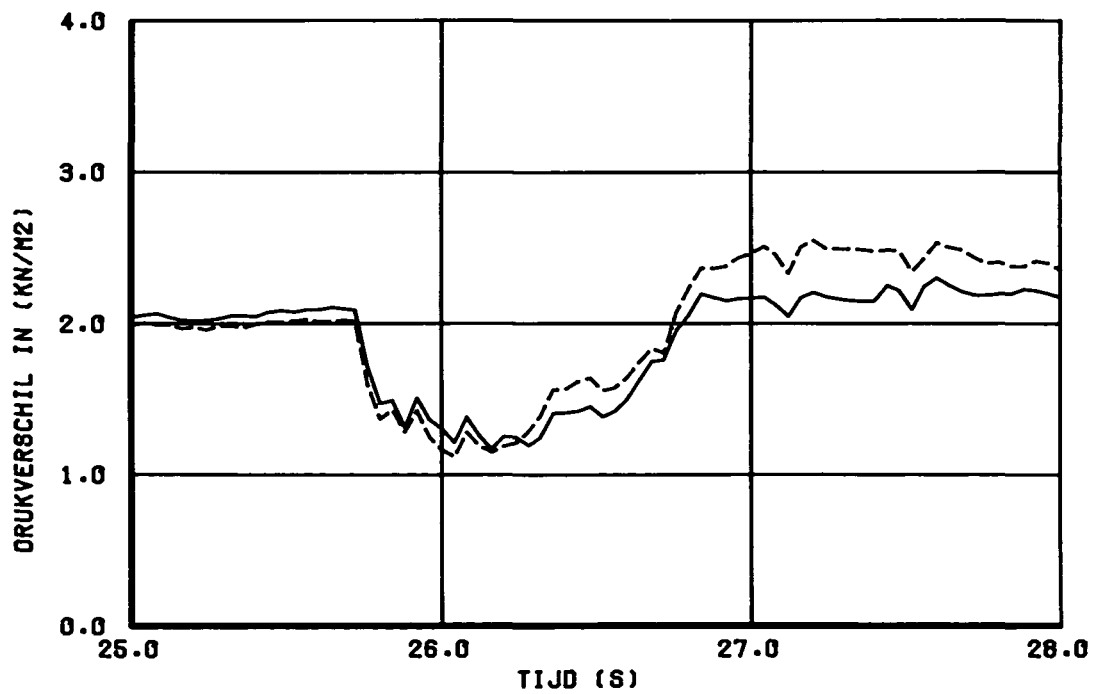
WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM

T1E6

FIG. 11



- - - - - OPN:16 ········· OPN:18
 _____ OPN:17 _____ OPN:19



_____ OPN:11-13
 - - - - - OPN:12-13

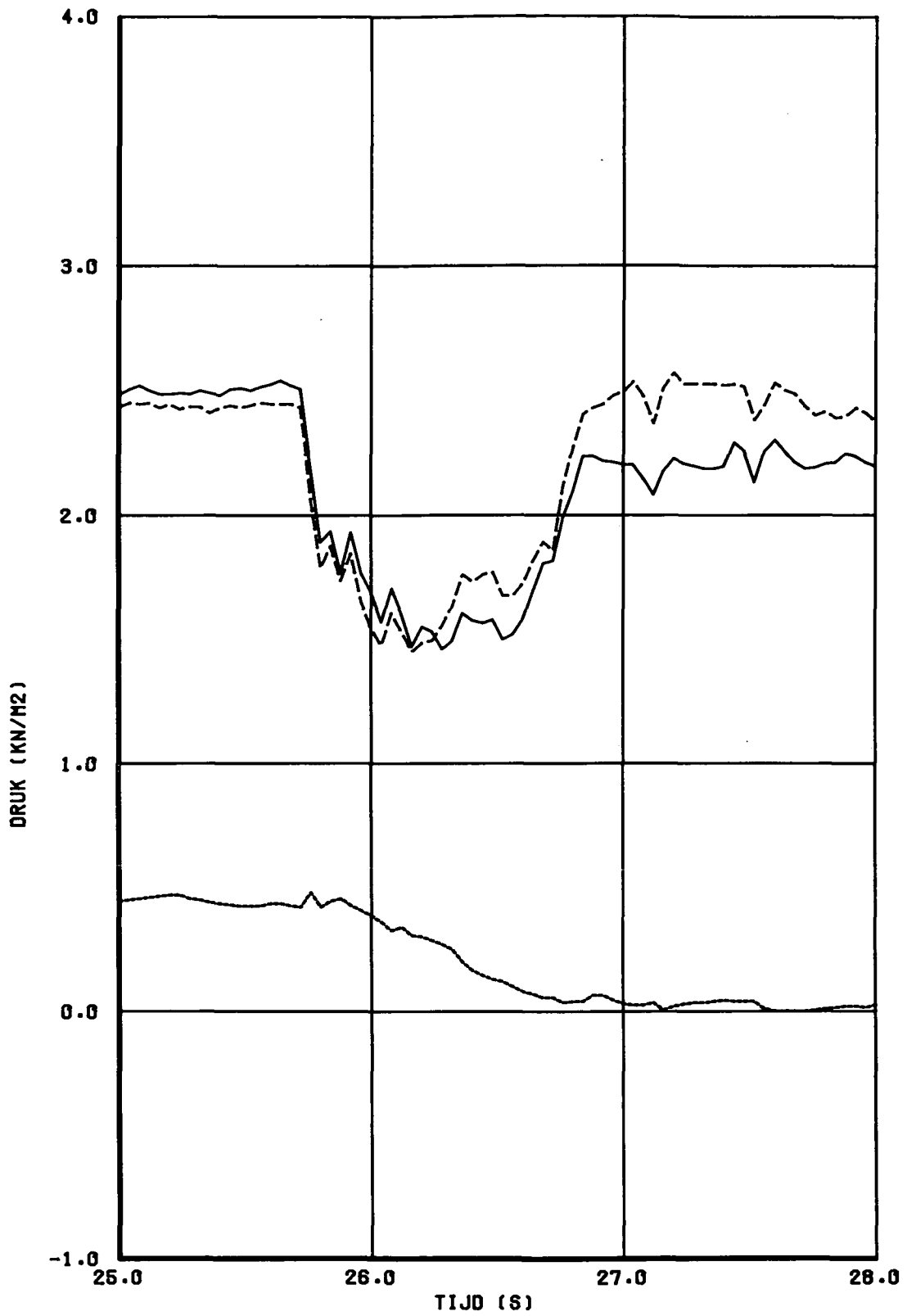
VERPLAATSING EN BELASTING V/H LOSSE BLOK

H195

WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM

T1E7

FIG. 12



_____ OPN:11
 - - - - - OPN:12
 - . - . - OPN:13

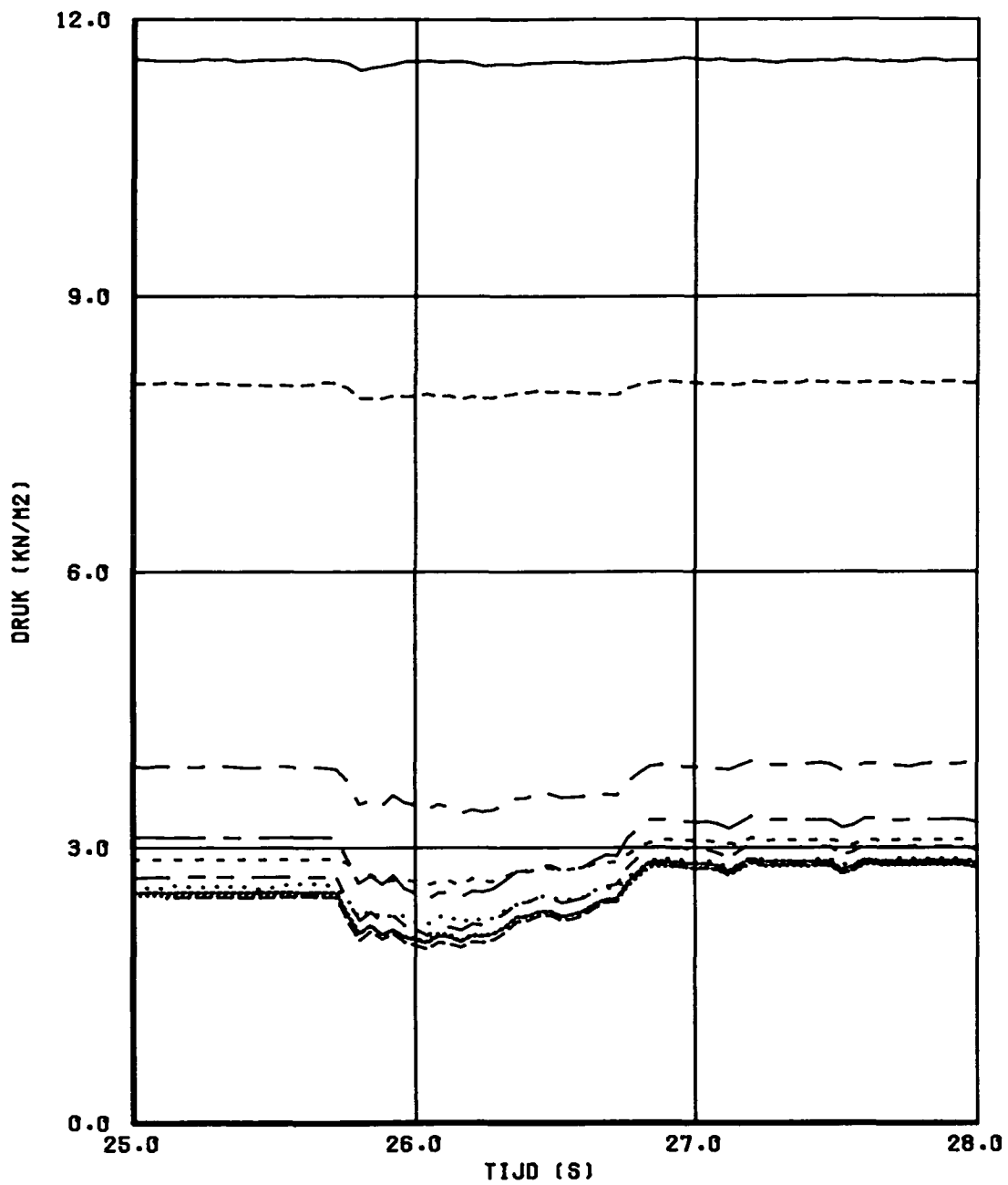
DRUK ONDER EN BOVEN DE STEEN

H195

WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM

T1E7

FIG. 13



- | | | | |
|-----------|-------|-------|--------|
| ————— | OPN:1 | ----- | OPN:6 |
| - - - - - | OPN:2 | ————— | OPN:7 |
| - - - - - | OPN:3 | | OPN:8 |
| ————— | OPN:4 | | OPN:9 |
| - - - - - | OPN:5 | ----- | OPN:10 |

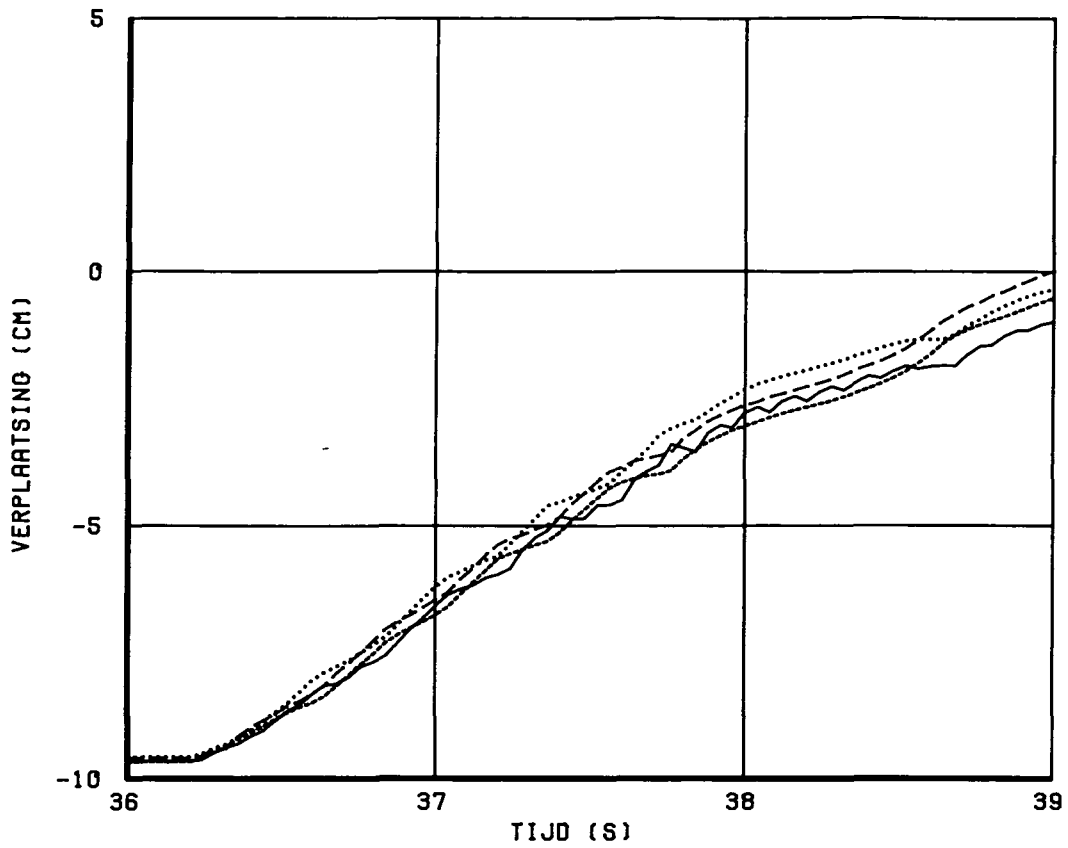
DRUK VERLOOP IN HET FILTER

H195

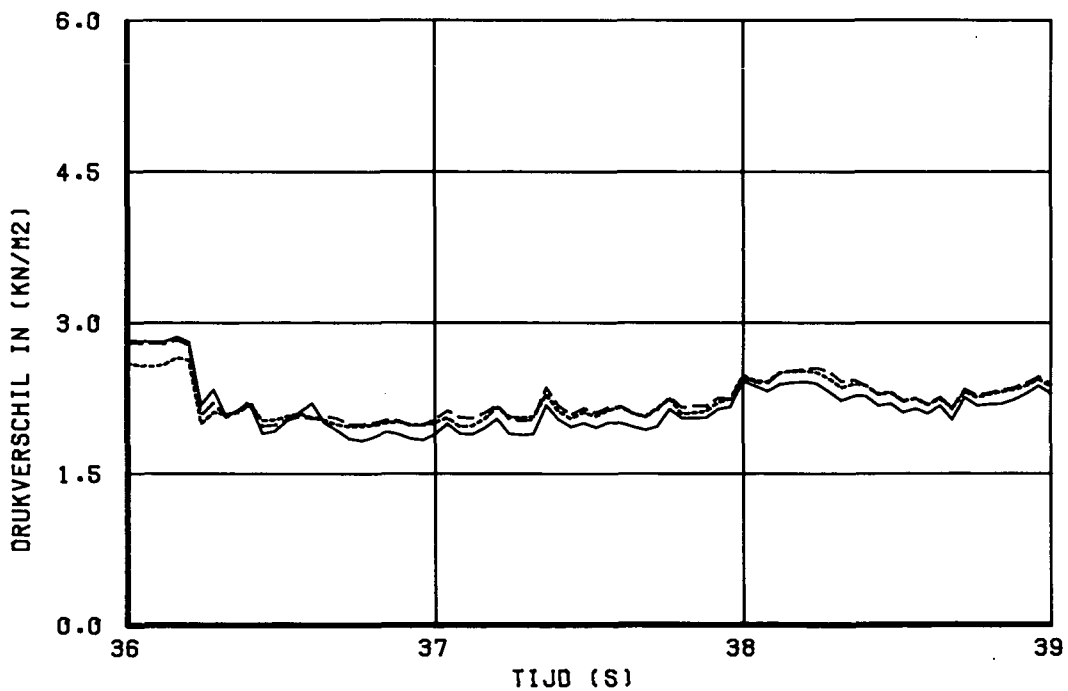
WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM

T1E7

FIG. 14



- - - - - OPN:16 OPN:18
 - - - - - OPN:17 _____ OPN:19



_____ OPN:11-13
 - - - - - OPN:12-13
 OPN:14-13

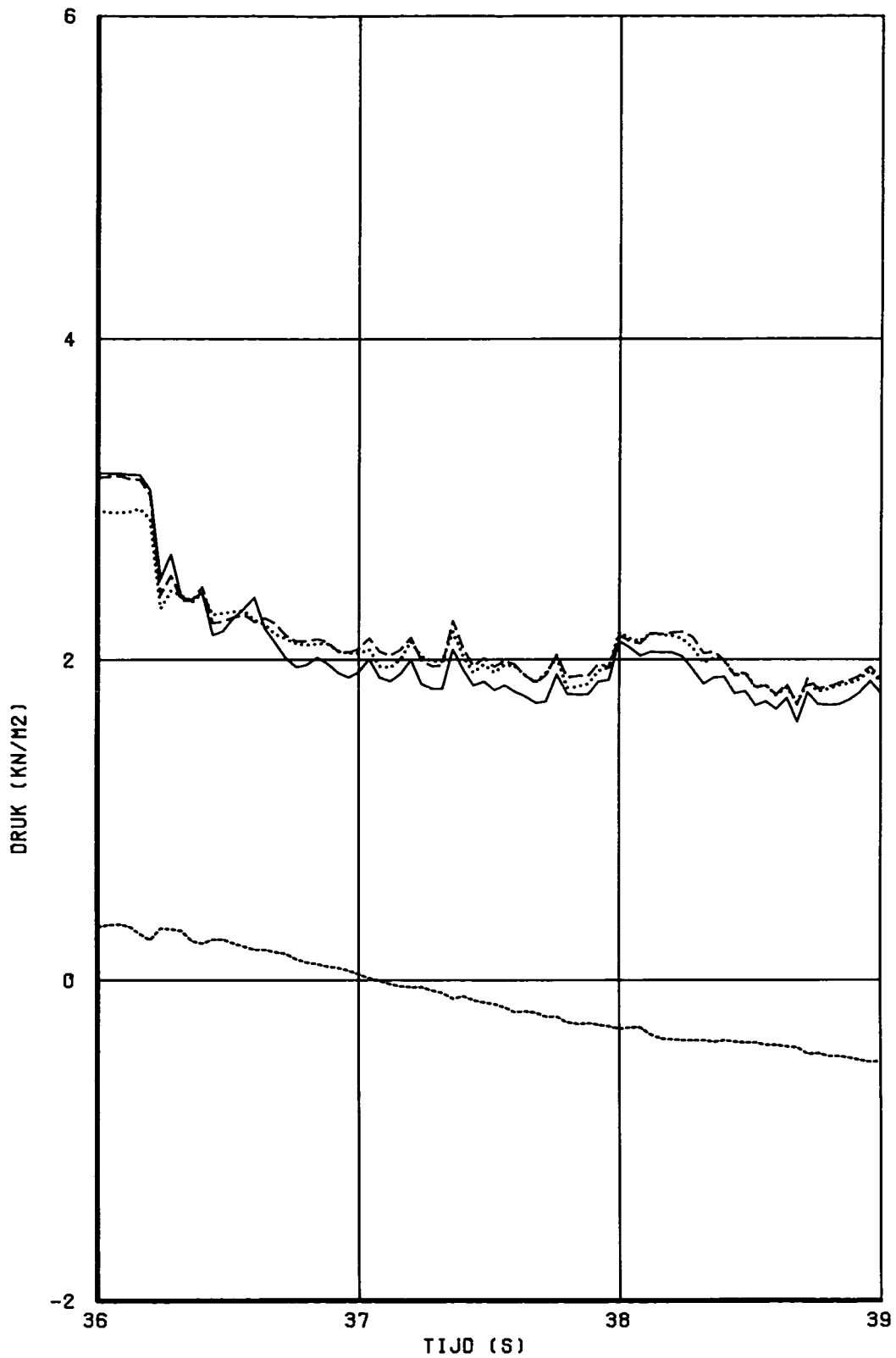
VERPLAATSING EN BELASTING V/H LOSSE BLOK

H195

WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM

T3EE

FIG. 15



_____ OPN:11
 - - - - - OPN:12
 OPN:13
 OPN:14

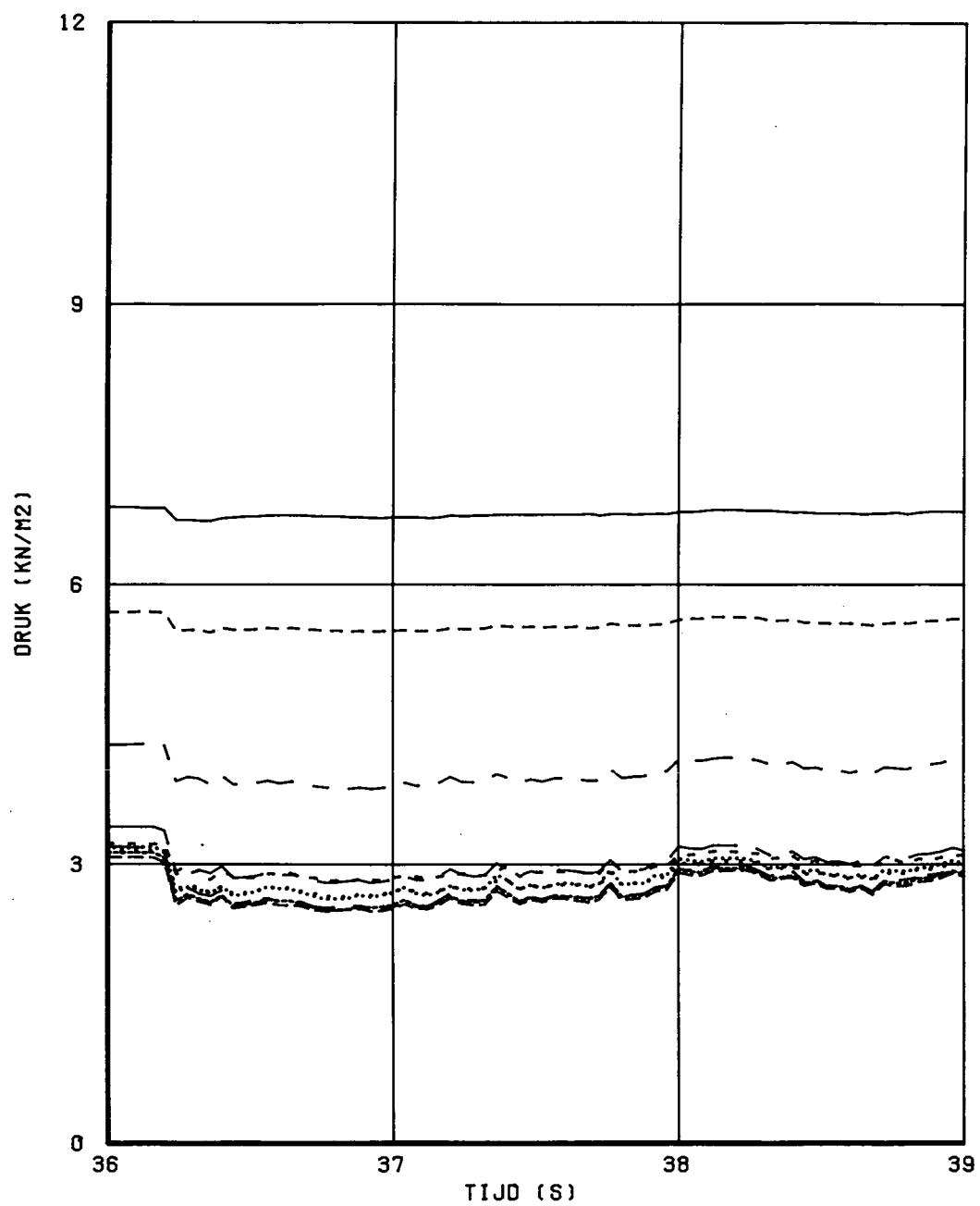
DRUK ONDER EN BOVEN DE STEEN

H195

WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM

T3EE

FIG. 16



- | | | | |
|-------|-------|-------|--------|
| ————— | OPN:1 | ----- | OPN:6 |
| ----- | OPN:2 | | OPN:7 |
| ----- | OPN:3 | | OPN:8 |
| ----- | OPN:4 | | OPN:9 |
| ----- | OPN:5 | ----- | OPN:10 |

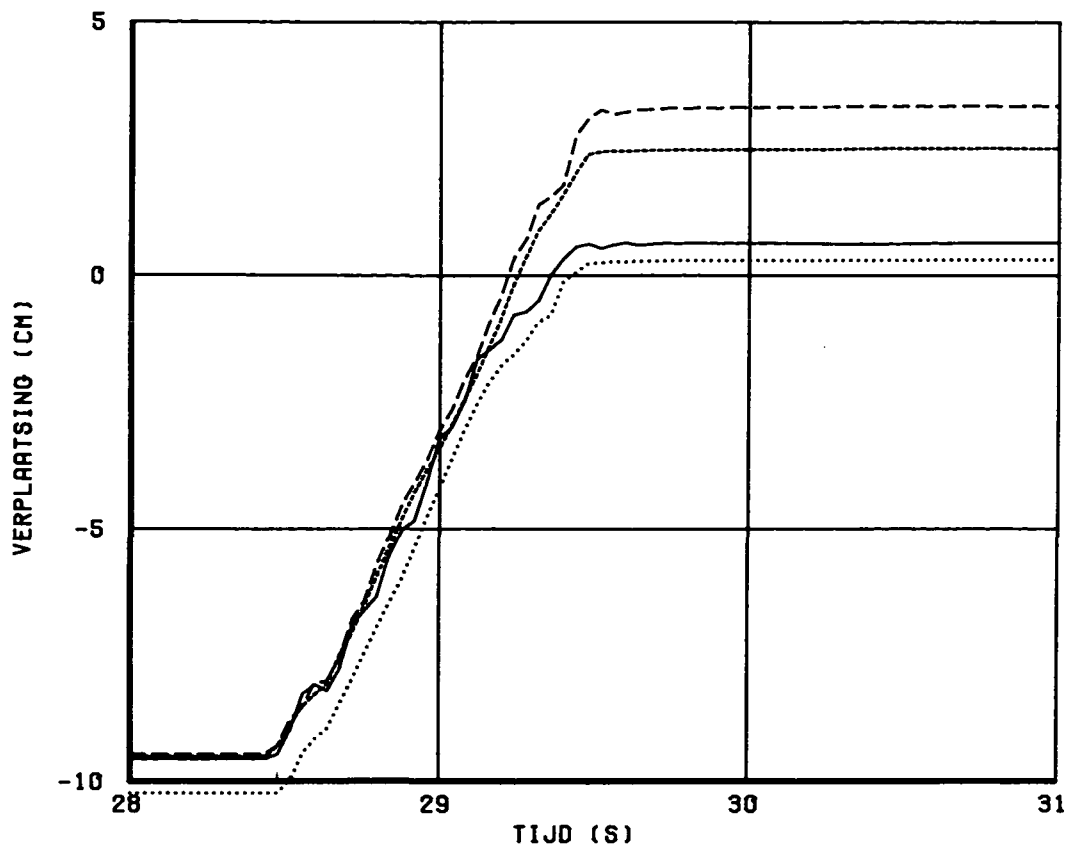
DRUK VERLOOP IN HET FILTER

H195

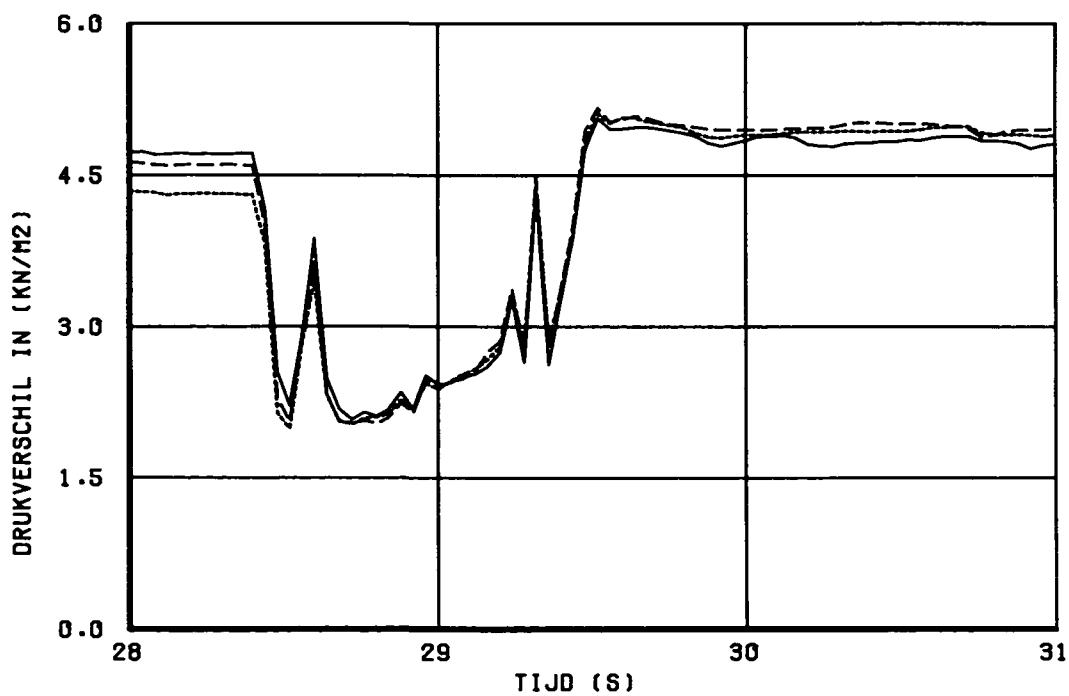
WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM

T3EE

FIG. 17

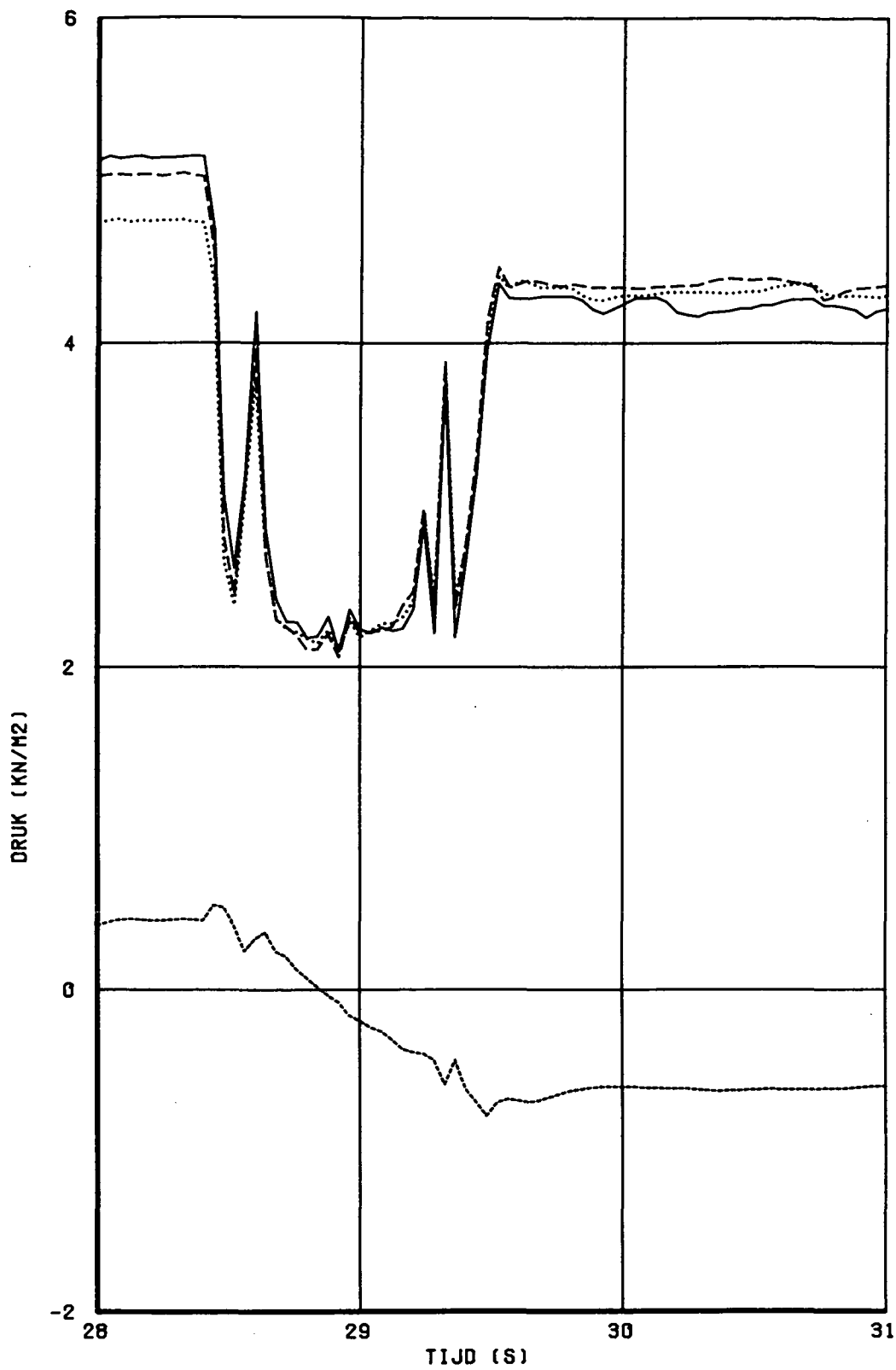


- - - - - OPN:16 ········· OPN:18
 _____ OPN:17 _____ OPN:19



_____ OPN:11-13
 - - - - - OPN:12-13
 ········· OPN:14-13

VERPLAATSING EN BELASTING V/H LOSSE BLOK	H195	
WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM	T3EG	FIG. 18



_____ OPN:11
 - - - - - OPN:12
 - - - - - OPN:13
 OPN:14

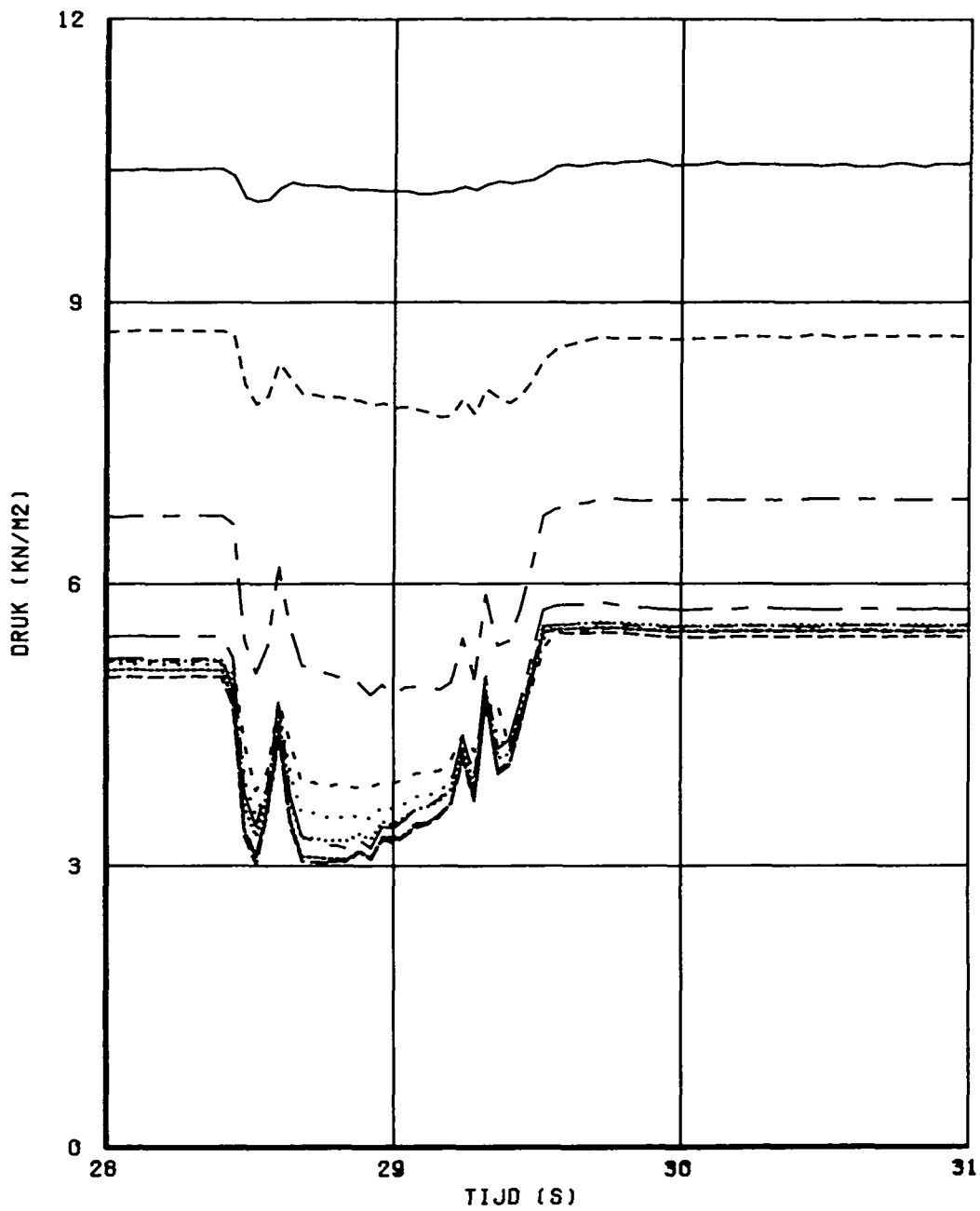
DRUK ONDER EN BOVEN DE STEEN

H195

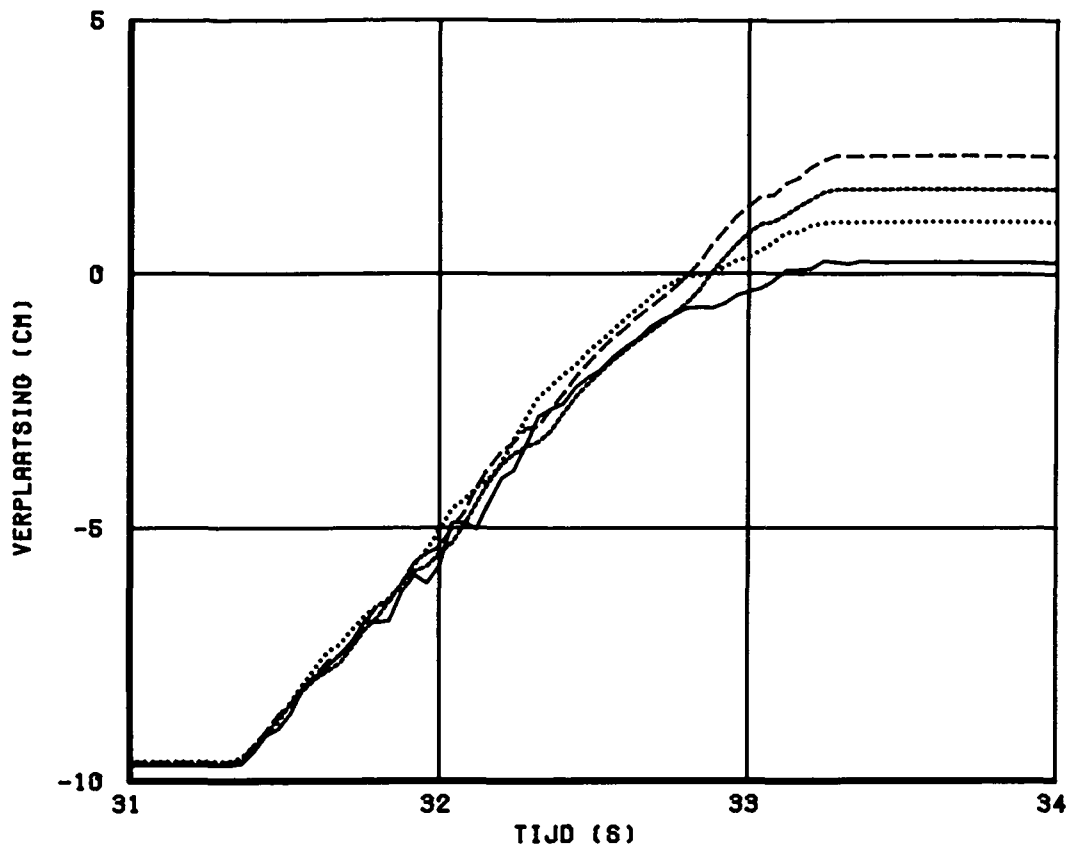
WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM

T3EG

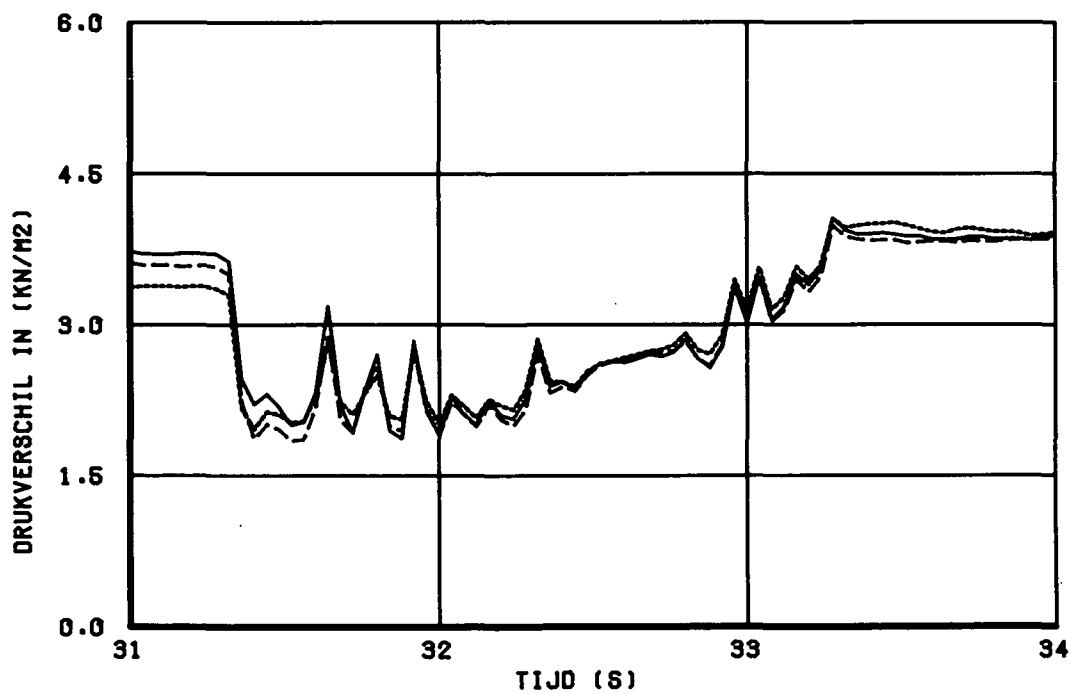
FIG. 19



- | | | | |
|-----------|-------|-----------|--------|
| ————— | OPN:1 | ----- | OPN:6 |
| - - - - - | OPN:2 | ————— | OPN:7 |
| - - - - - | OPN:3 | | OPN:8 |
| - - - - - | OPN:4 | | OPN:9 |
| - - - - - | OPN:5 | - - - - - | OPN:10 |



- - - - - OPN:16 OPN:18
 - - - - - OPN:17 _____ OPN:19



_____ OPN:11-13
 - - - - - OPN:12-13
 OPN:14-13

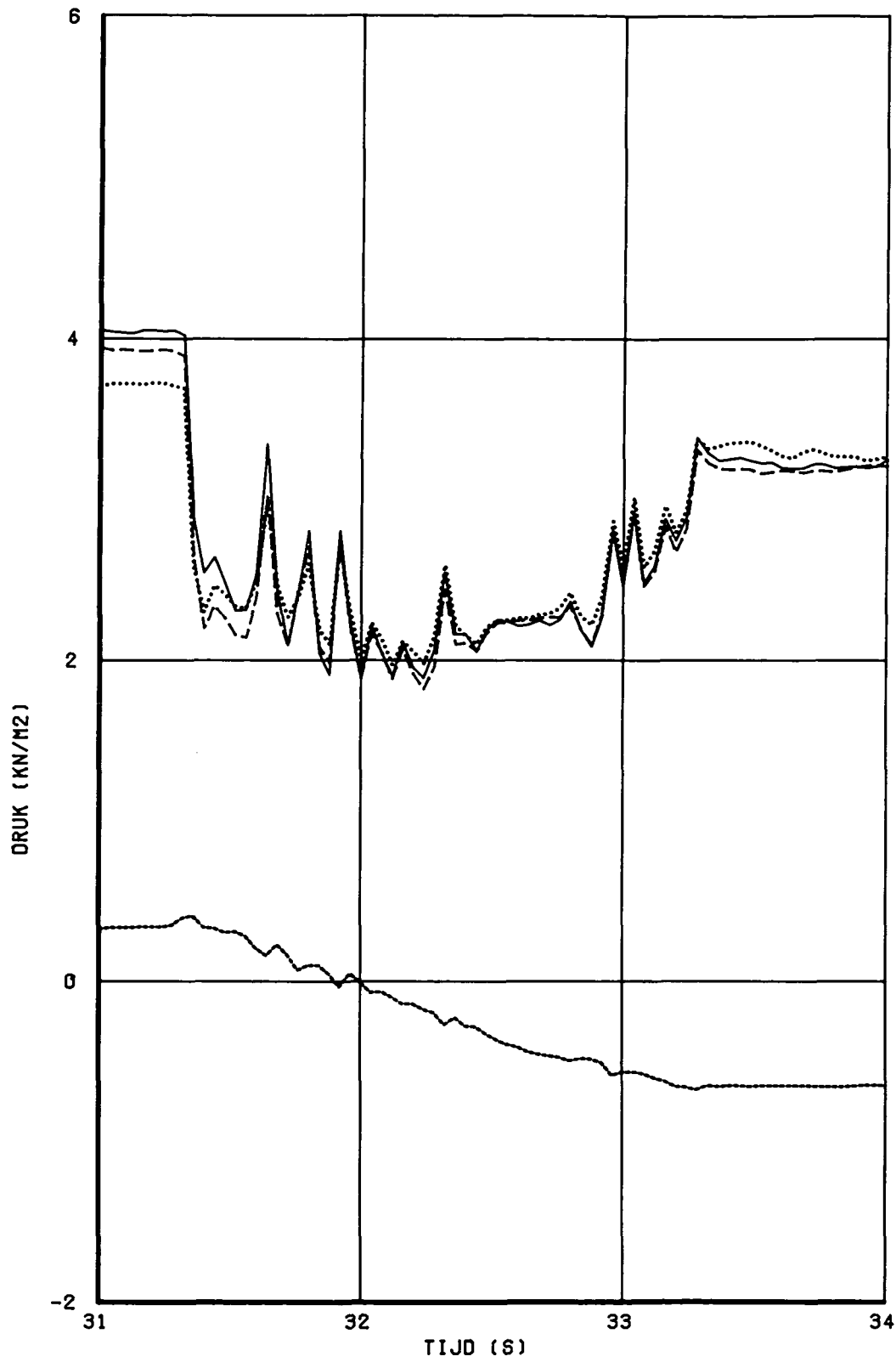
VERPLAATSING EN BELASTING V/H LOSSE BLOK

H195

WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM

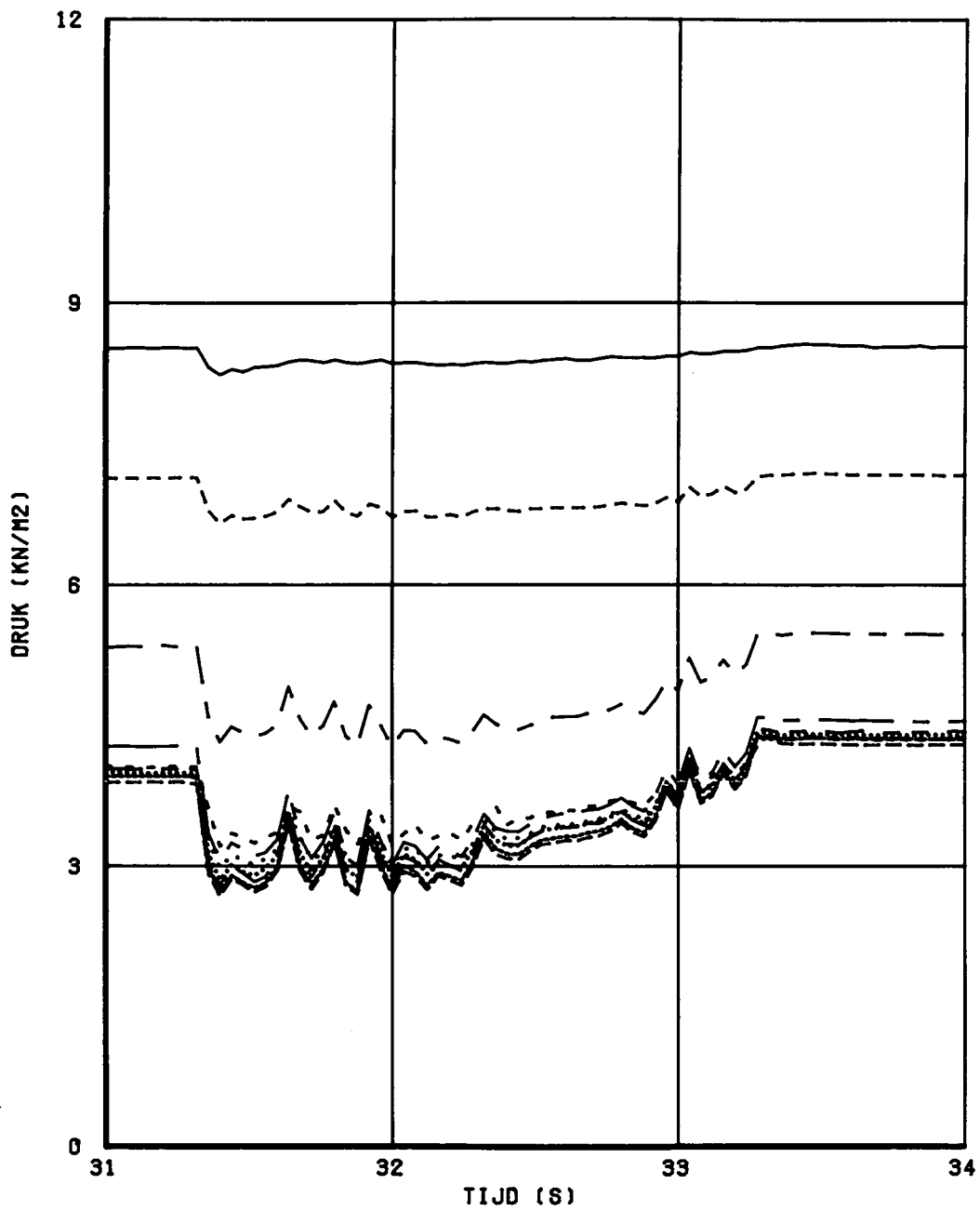
T3EF

FIG. 21



_____ OPN:11
 - - - - - OPN:12
 OPN:13
 - · - · - OPN:14

DRUK ONDER EN BOVEN DE STEEN	H195	
WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM	T3EF	FIG. 22



- | | | | |
|-----------|-------|-------|--------|
| ————— | OPN:1 | ----- | OPN:6 |
| - - - - - | OPN:2 | | OPN:7 |
| — — — — — | OPN:3 | | OPN:8 |
| — — — — — | OPN:4 | | OPN:9 |
| - - - - - | OPN:5 | | OPN:10 |

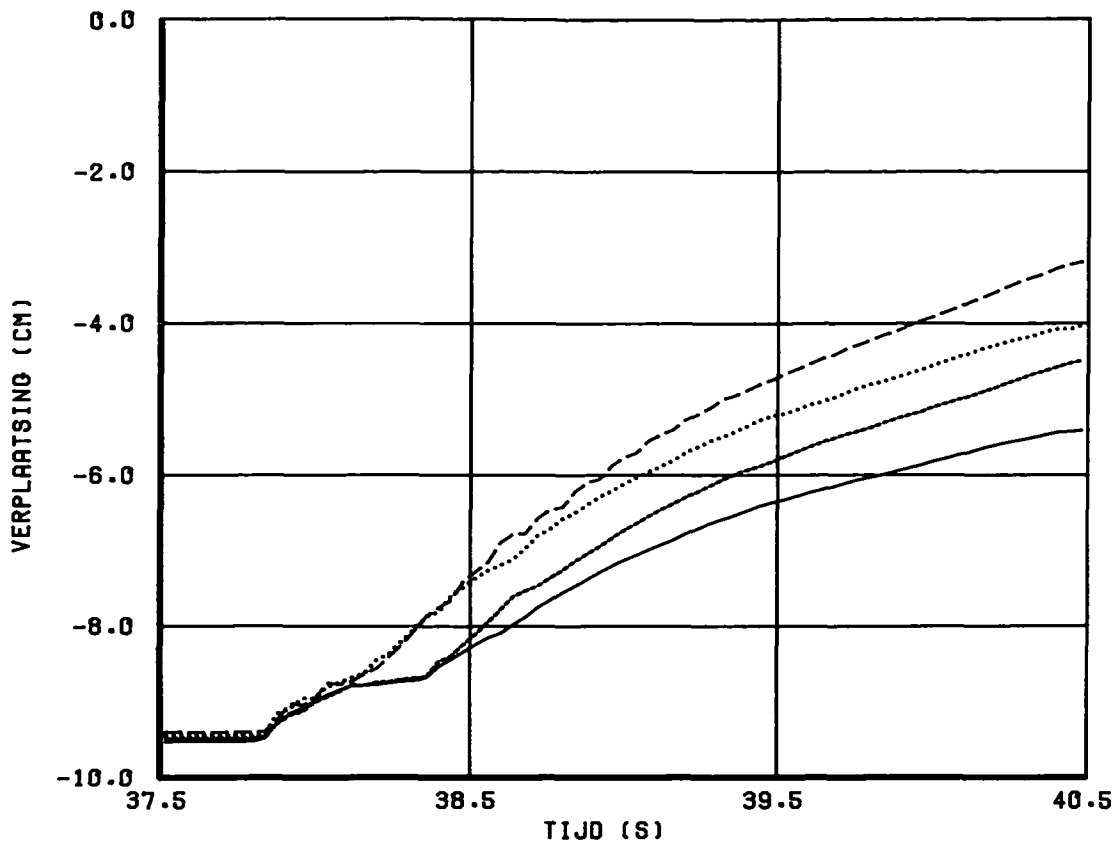
DRUK VERLOOP IN HET FILTER

H195

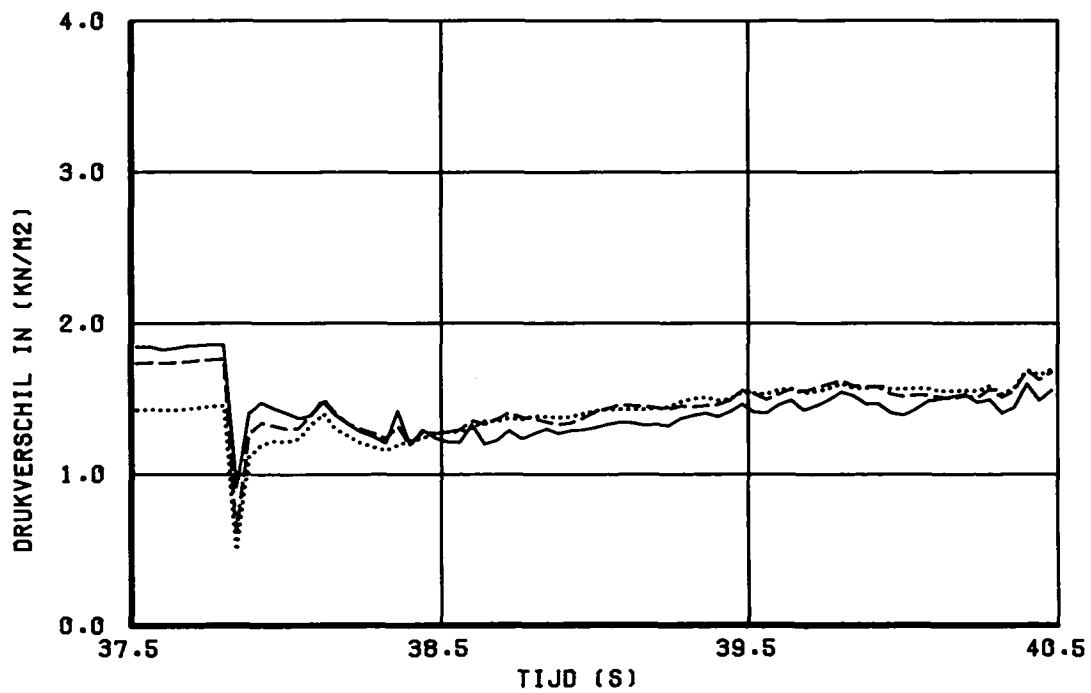
WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM

T3EF

FIG. 23

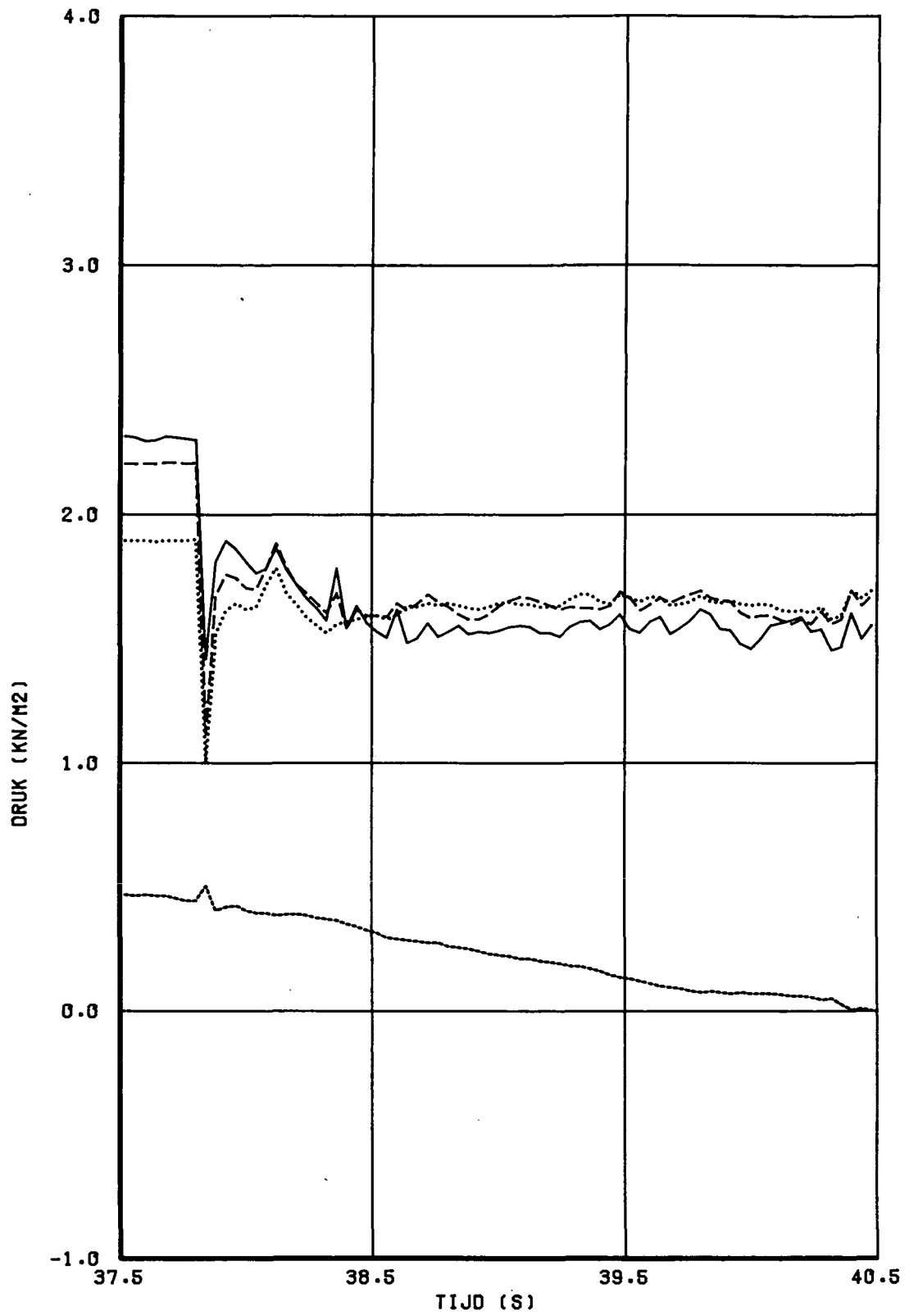


- - - - - OPN:16 ········· OPN:18
 - · - · - · OPN:17 _____ OPN:19



_____ OPN:11-13
 - - - - - OPN:12-13
 ········· OPN:14-13

VERPLAATSING EN BELASTING V/H LOSSE BLOK	H195	
WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM	T4E	FIG. 24



_____ OPN:11
 - - - - - OPN:12
 OPN:13
 - . - . - OPN:14

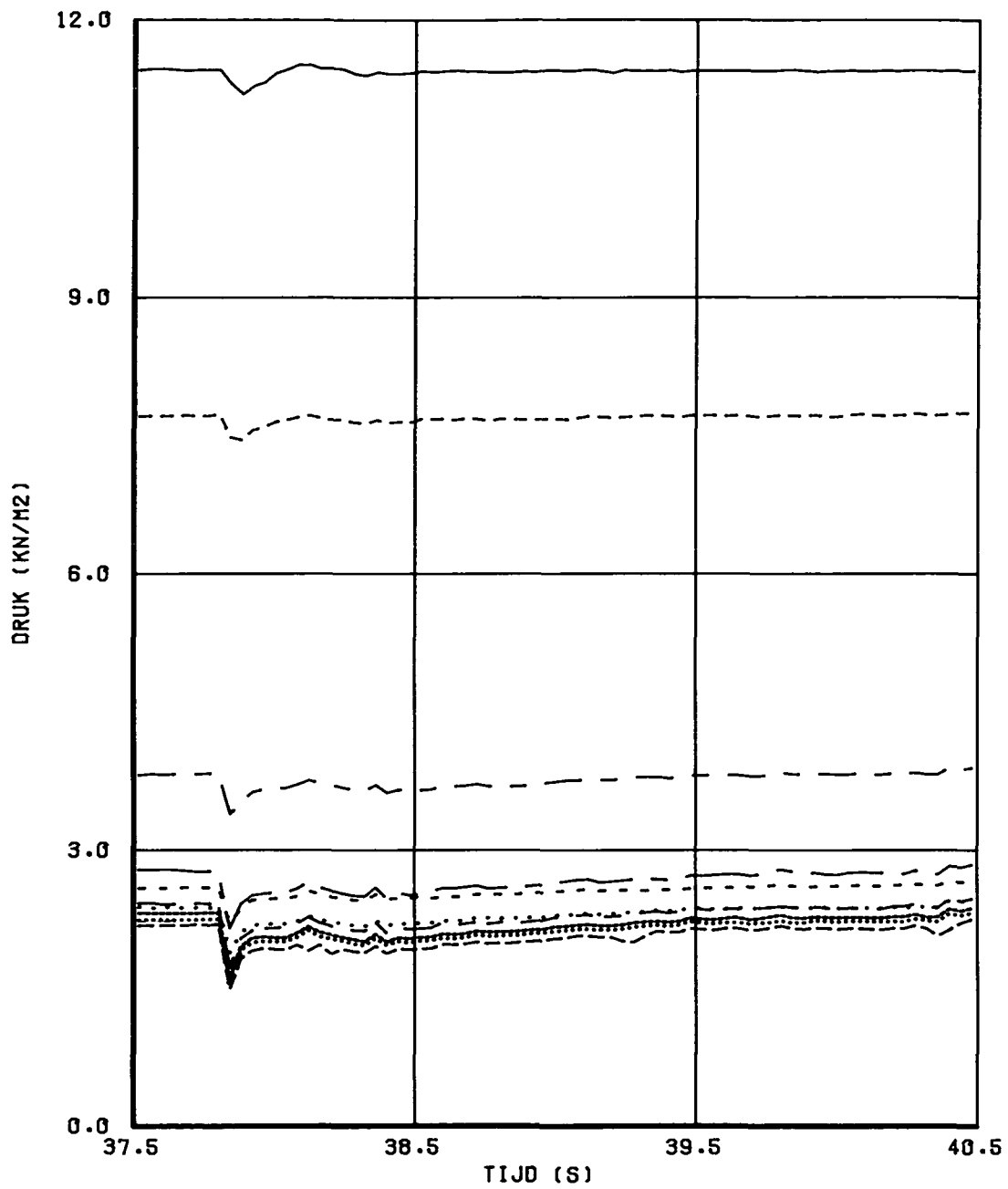
DRUK ONDER EN BOVEN DE STEEN

H195

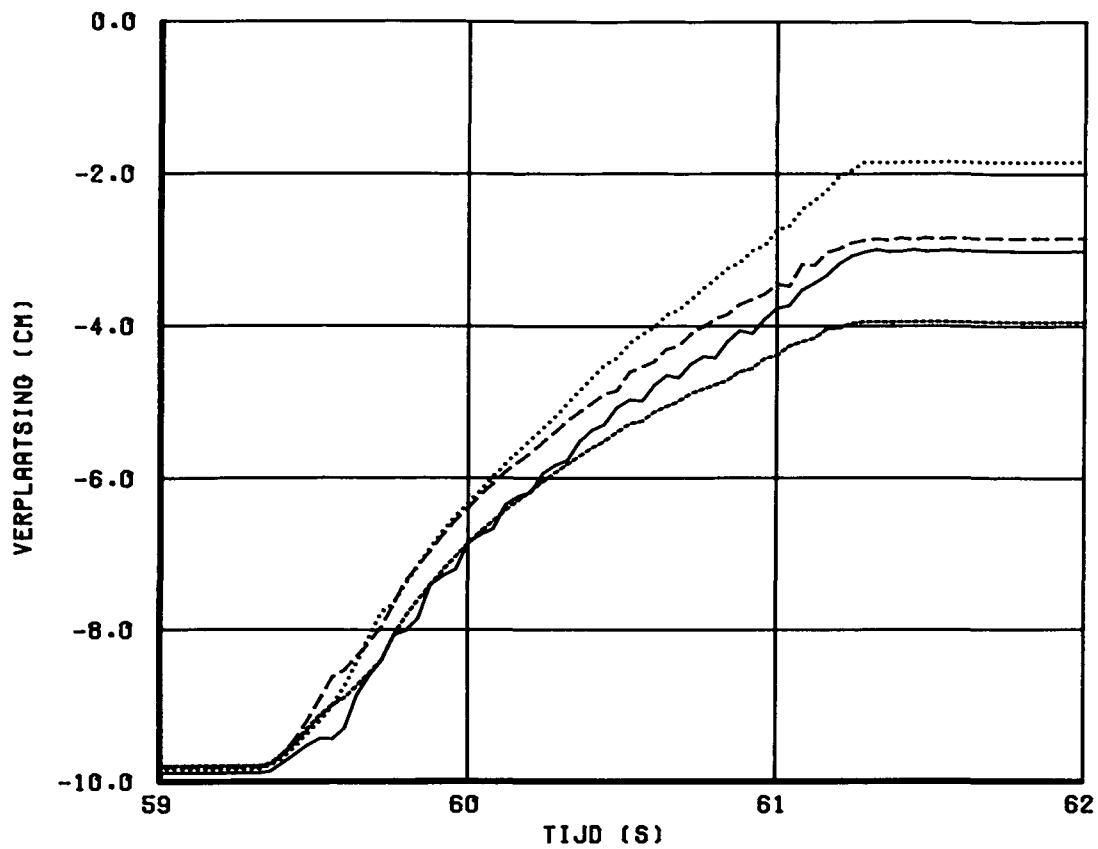
WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM

T4E

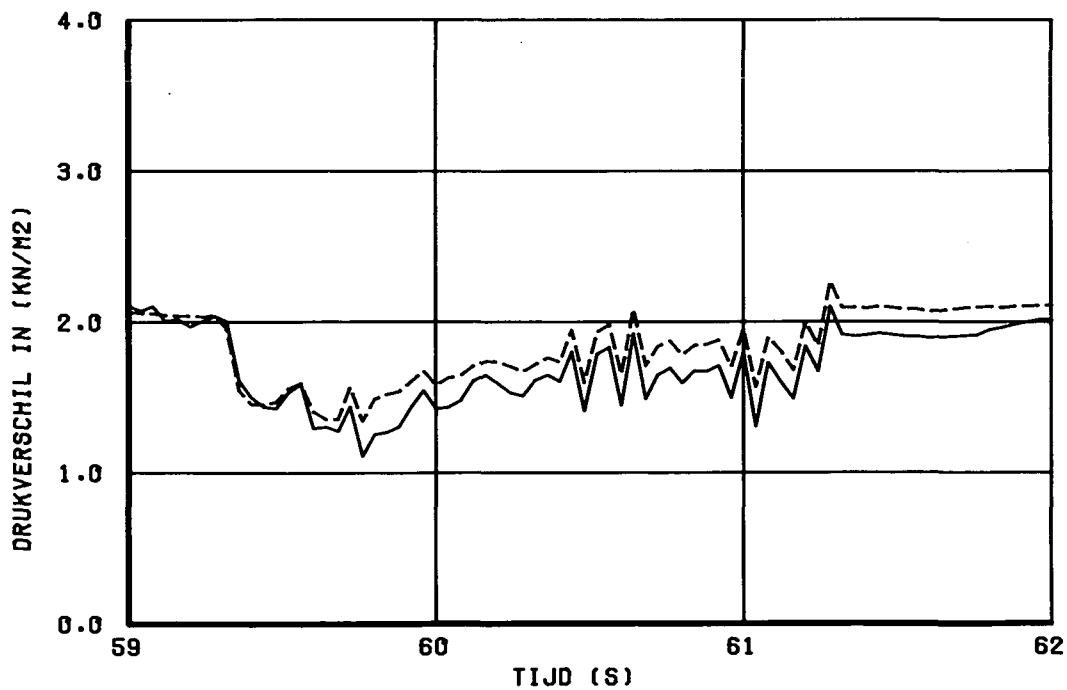
FIG. 25



- | | | | |
|-----------|-------|-------|--------|
| ————— | OPN:1 | ----- | OPN:6 |
| - - - - - | OPN:2 | ————— | OPN:7 |
| - . - . - | OPN:3 | | OPN:8 |
| - - - - - | OPN:4 | | OPN:9 |
| - - - - - | OPN:5 | ----- | OPN:10 |



- - - - - OPN:16 ········· OPN:18
 _____ OPN:17 _____ OPN:19



_____ OPN:11-13
 - - - - - OPN:12-13

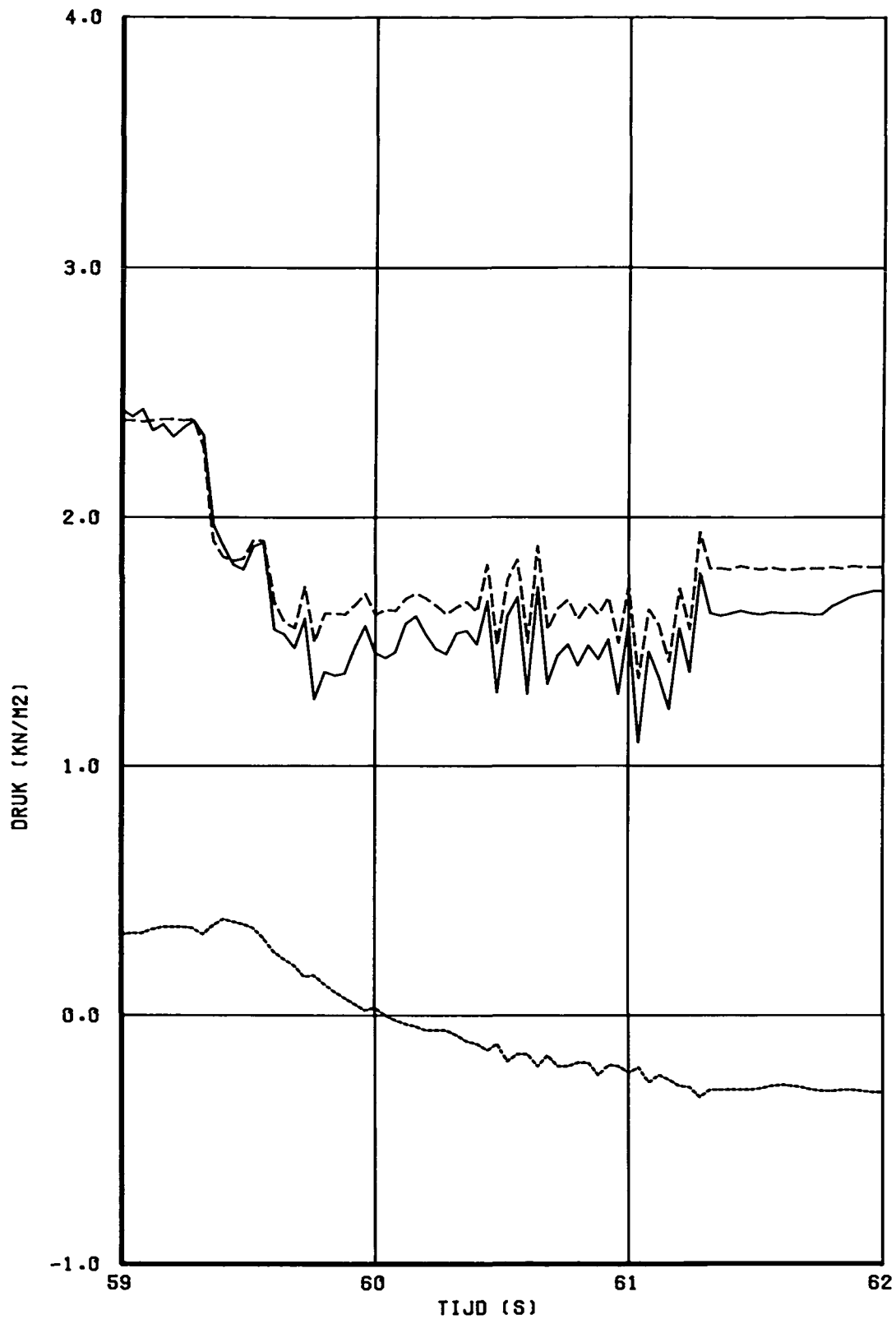
VERPLAATSING EN BELASTING V/H LOSSE BLOK

H195

WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM

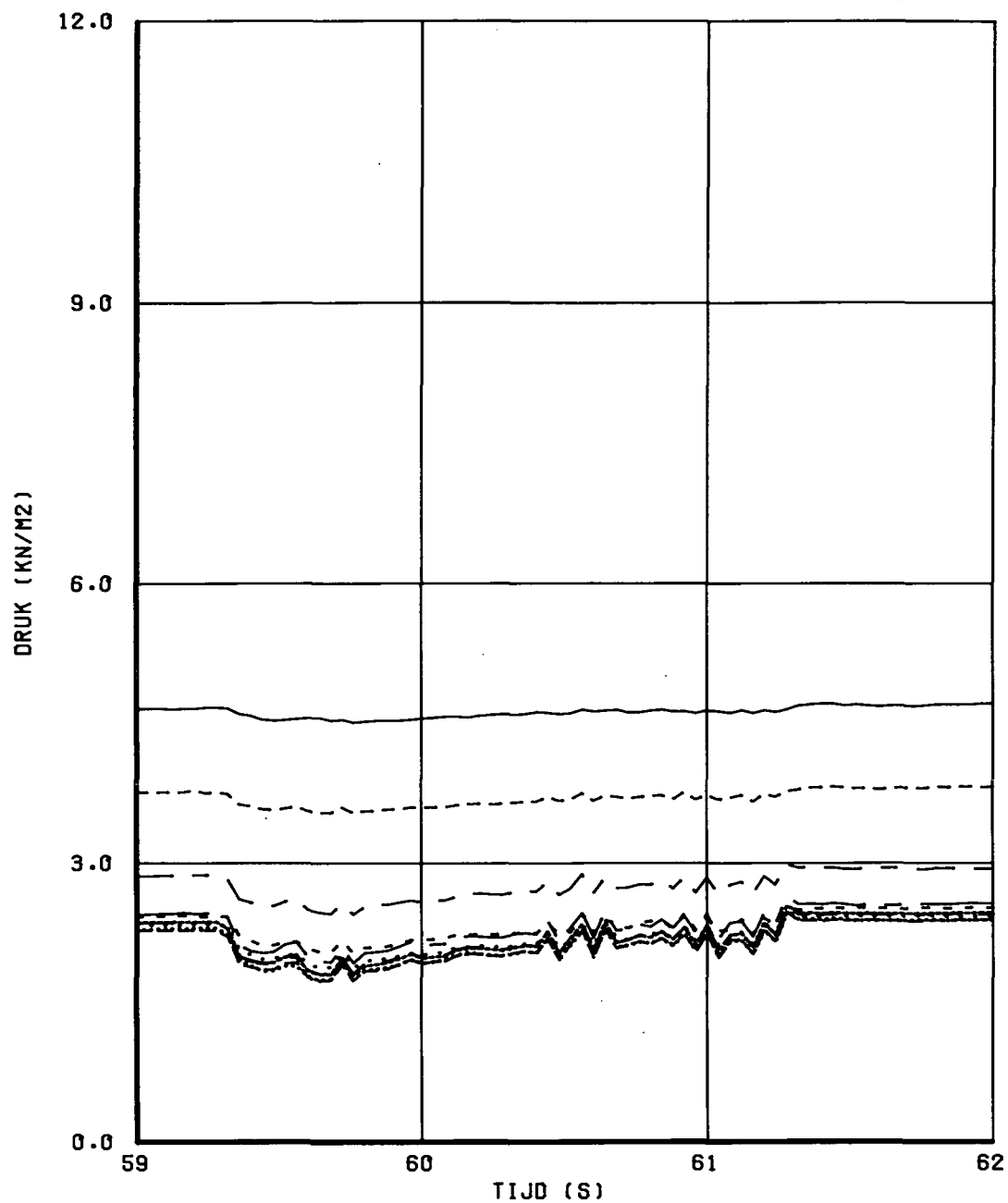
T5EE

FIG. 27

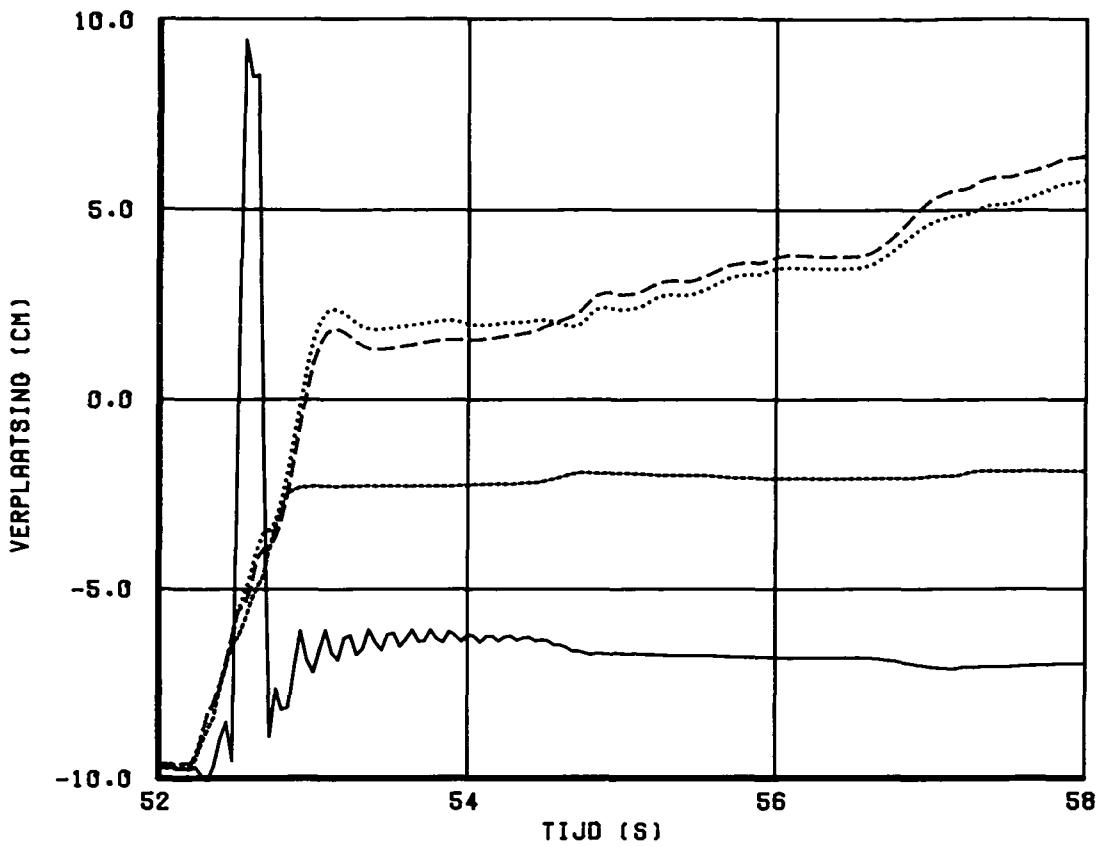


_____ OPN:11
 - - - - - OPN:12
 OPN:13

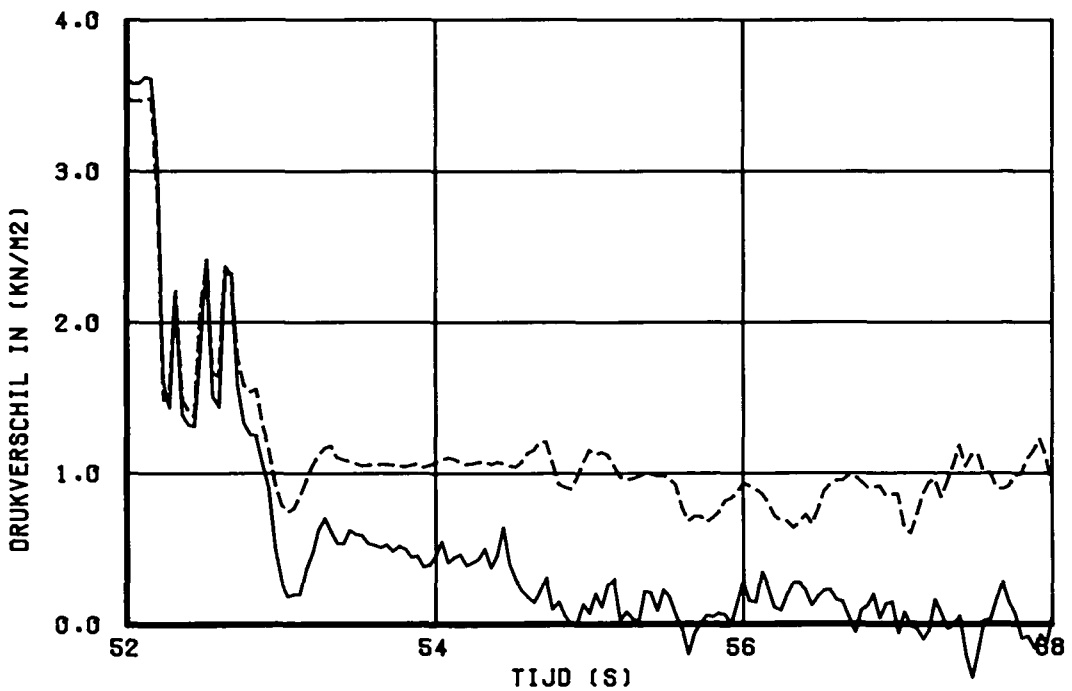
DRUK ONDER EN BOVEN DE STEEN	H195	
WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM	TSEE	FIG. 28



- | | | | |
|-----------|-------|-------|--------|
| ————— | OPN:1 | ----- | OPN:6 |
| - - - - - | OPN:2 | ————— | OPN:7 |
| ————— | OPN:3 | | OPN:8 |
| —— — — | OPN:4 | | OPN:9 |
| - - - - - | OPN:5 | ----- | OPN:10 |

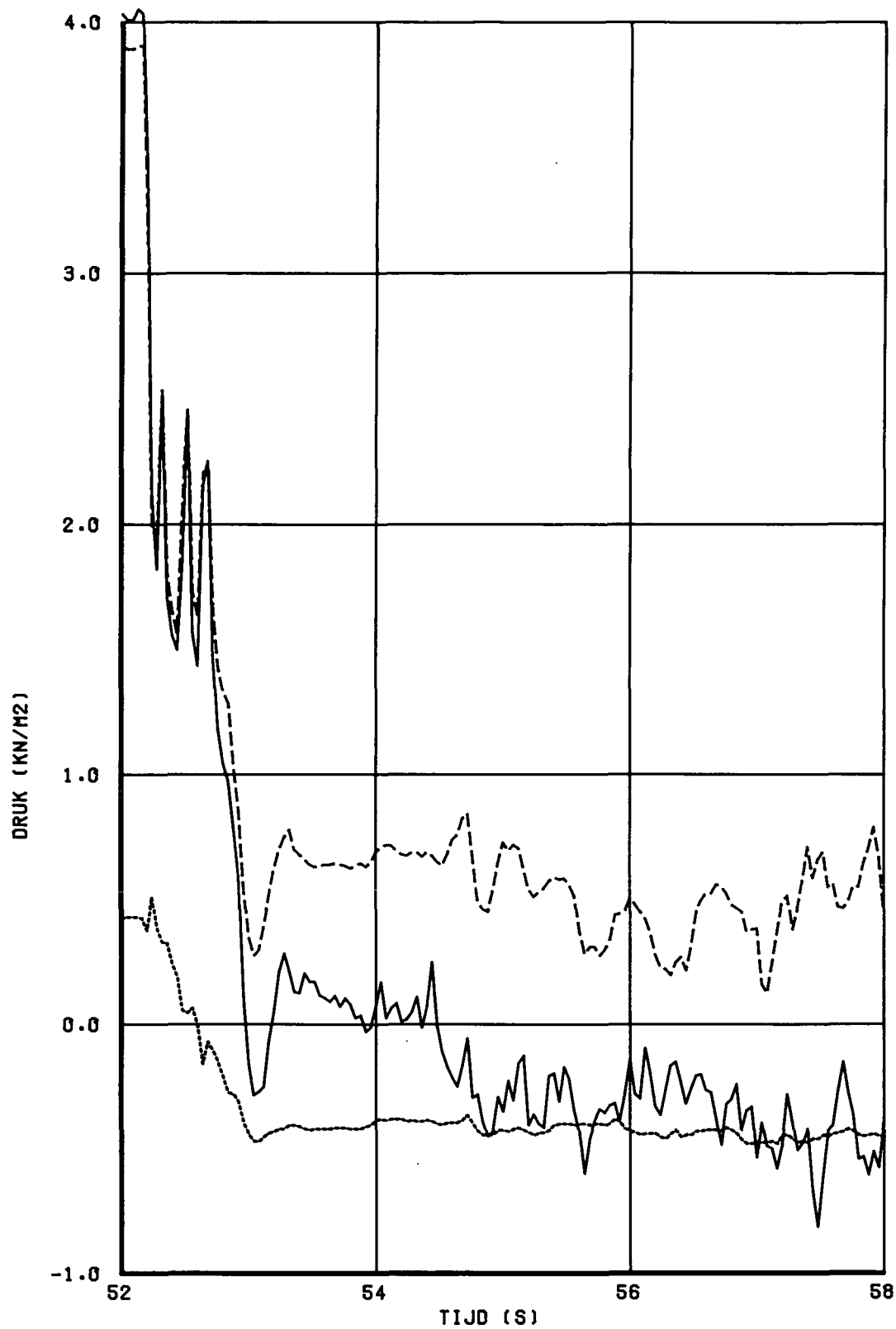


- - - - - OPN:16 ········· OPN:18
 - · - · - OPN:17 _____ OPN:19



_____ OPN:11-13
 - - - - - OPN:12-13

VERPLAATSING EN BELASTING V/H LOSSE BLOK	H195	
WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM	TSEF	FIG. 30



————— OPN:11
 - - - - - OPN:12
 OPN:13

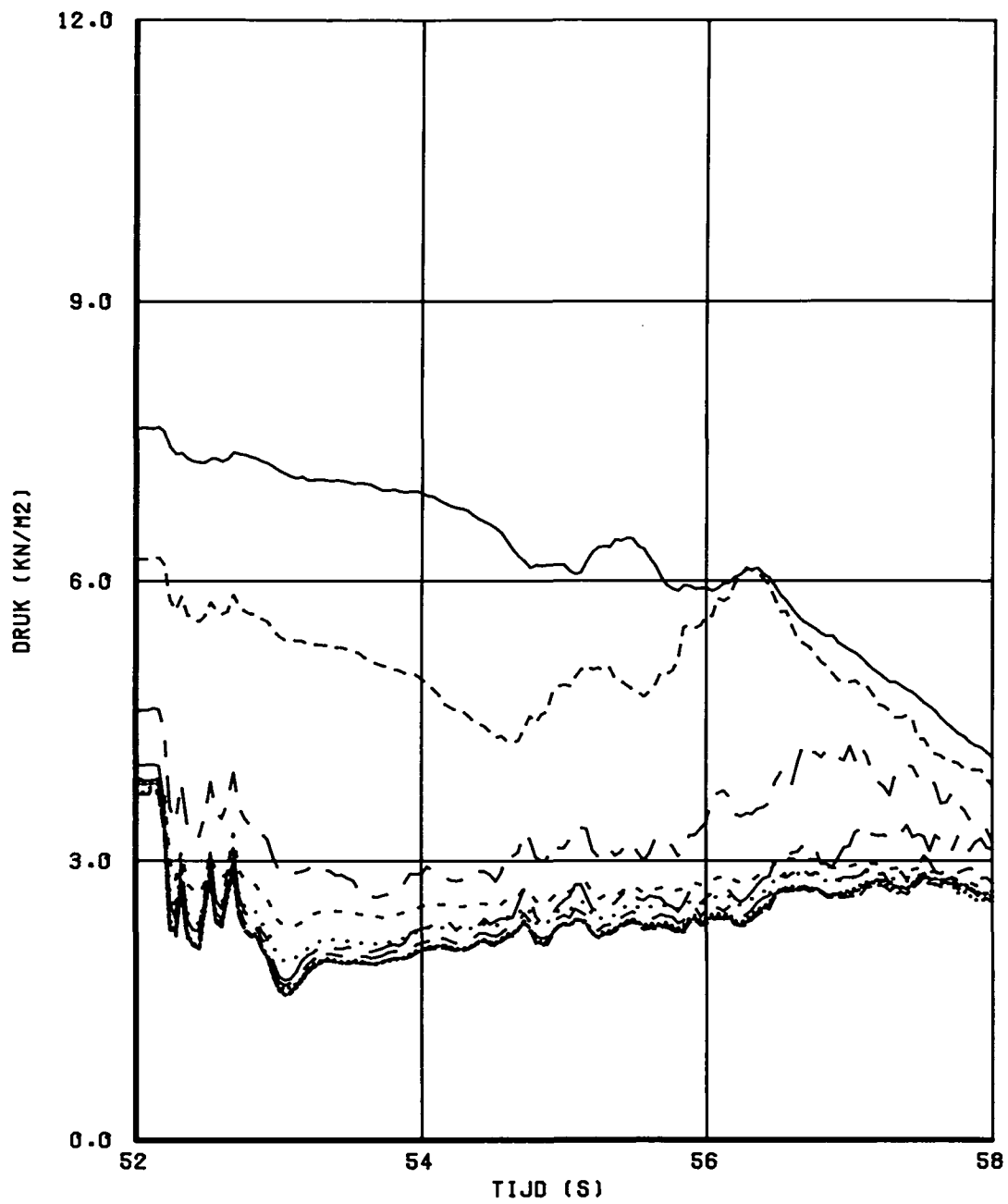
DRUK ONDER EN BOVEN DE STEEN

H195

WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM

T5EF

FIG. 31



- | | | | |
|-------|-------|-------|--------|
| ————— | OPN:1 | ----- | OPN:6 |
| ----- | OPN:2 | ————— | OPN:7 |
| ----- | OPN:3 | | OPN:8 |
| ----- | OPN:4 | | OPN:9 |
| ----- | OPN:5 | ----- | OPN:10 |

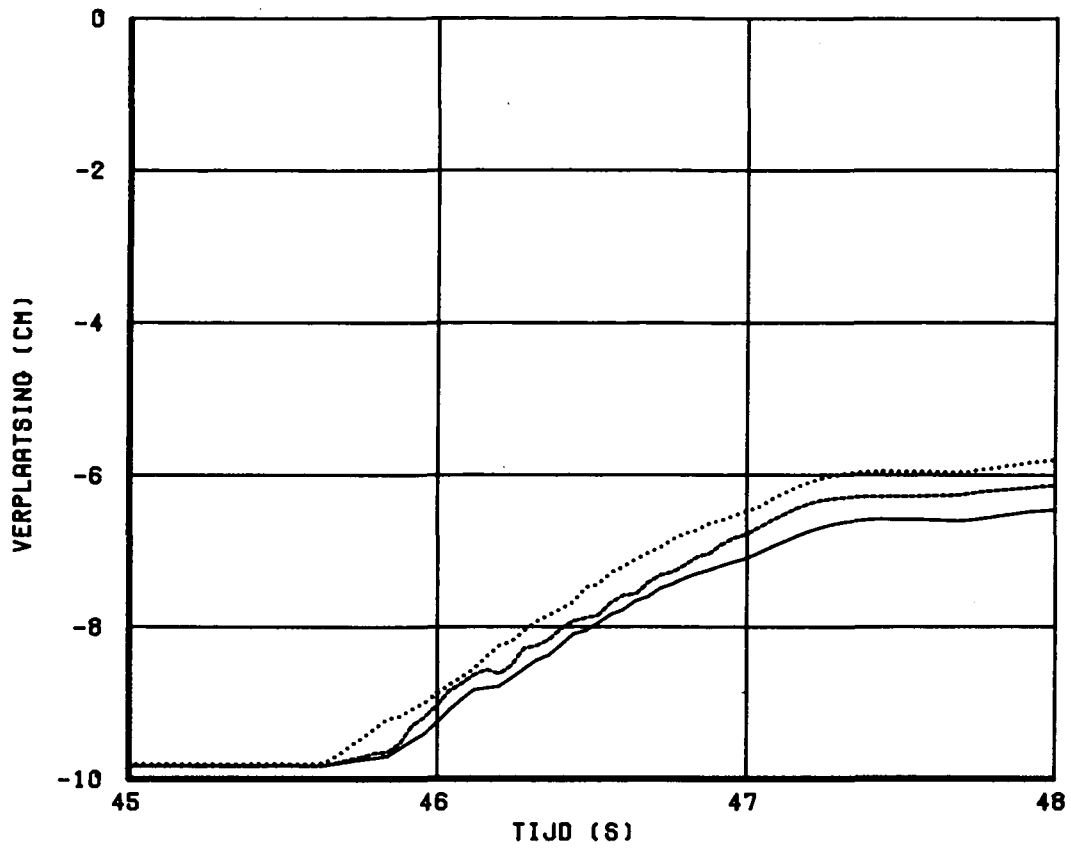
DRUK VERLOOP IN HET FILTER

H195

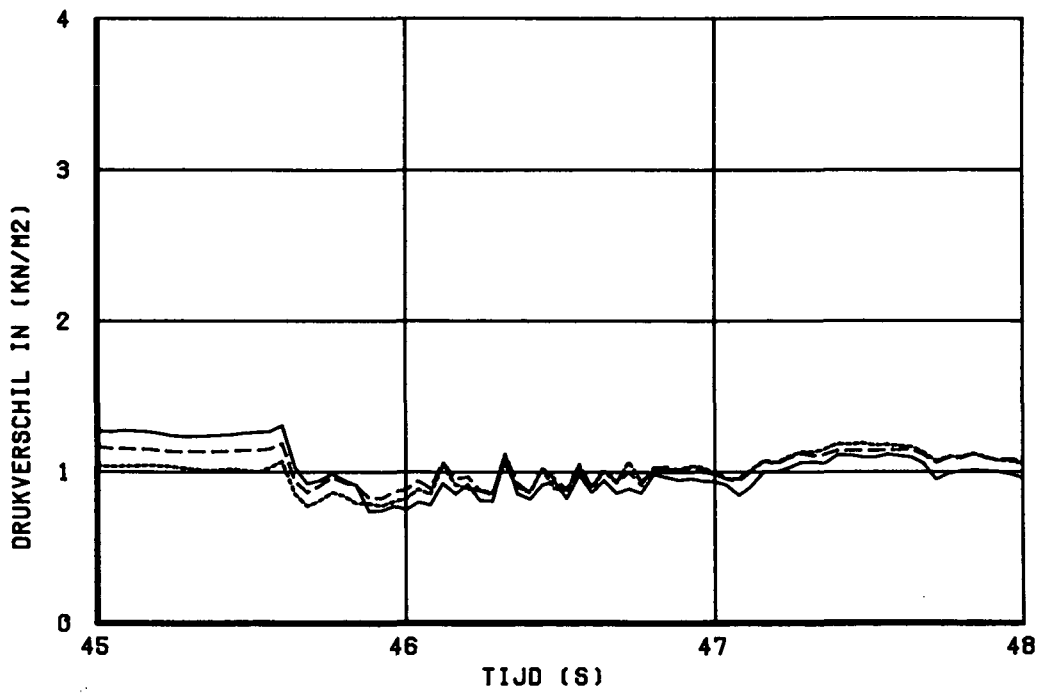
WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM

TSEF

FIG. 32



————— OPN:17 OPN:18
 ————— OPN:19



————— OPN:11-13
 - - - - - OPN:12-13
 OPN:14-13

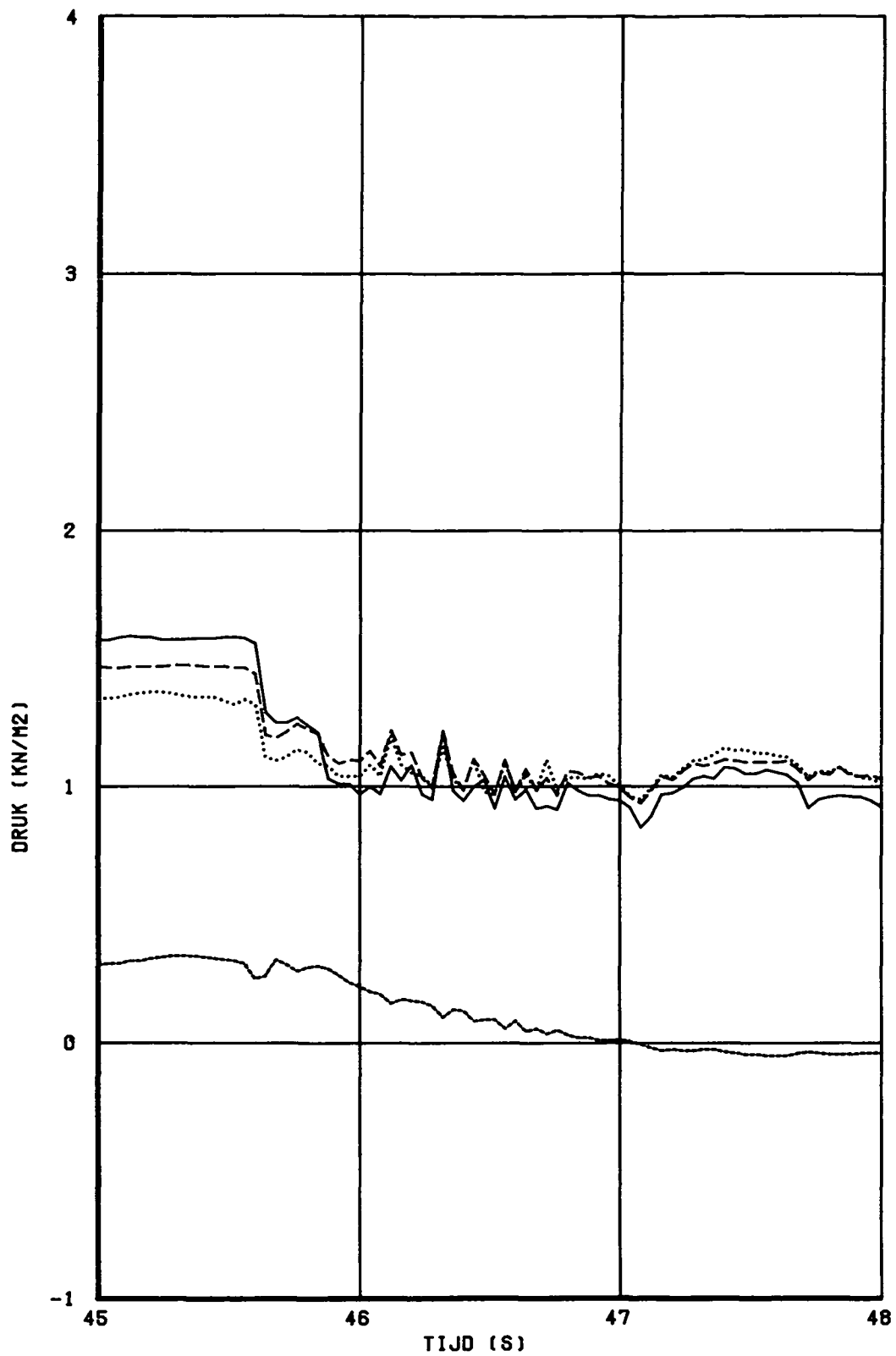
VERPLAATSING EN BELASTING V/H LOSSE BLOK

H195

WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM

T6EE

FIG. 33



_____ OPN:11
 - - - - - OPN:12
 _____ OPN:13
 OPN:14

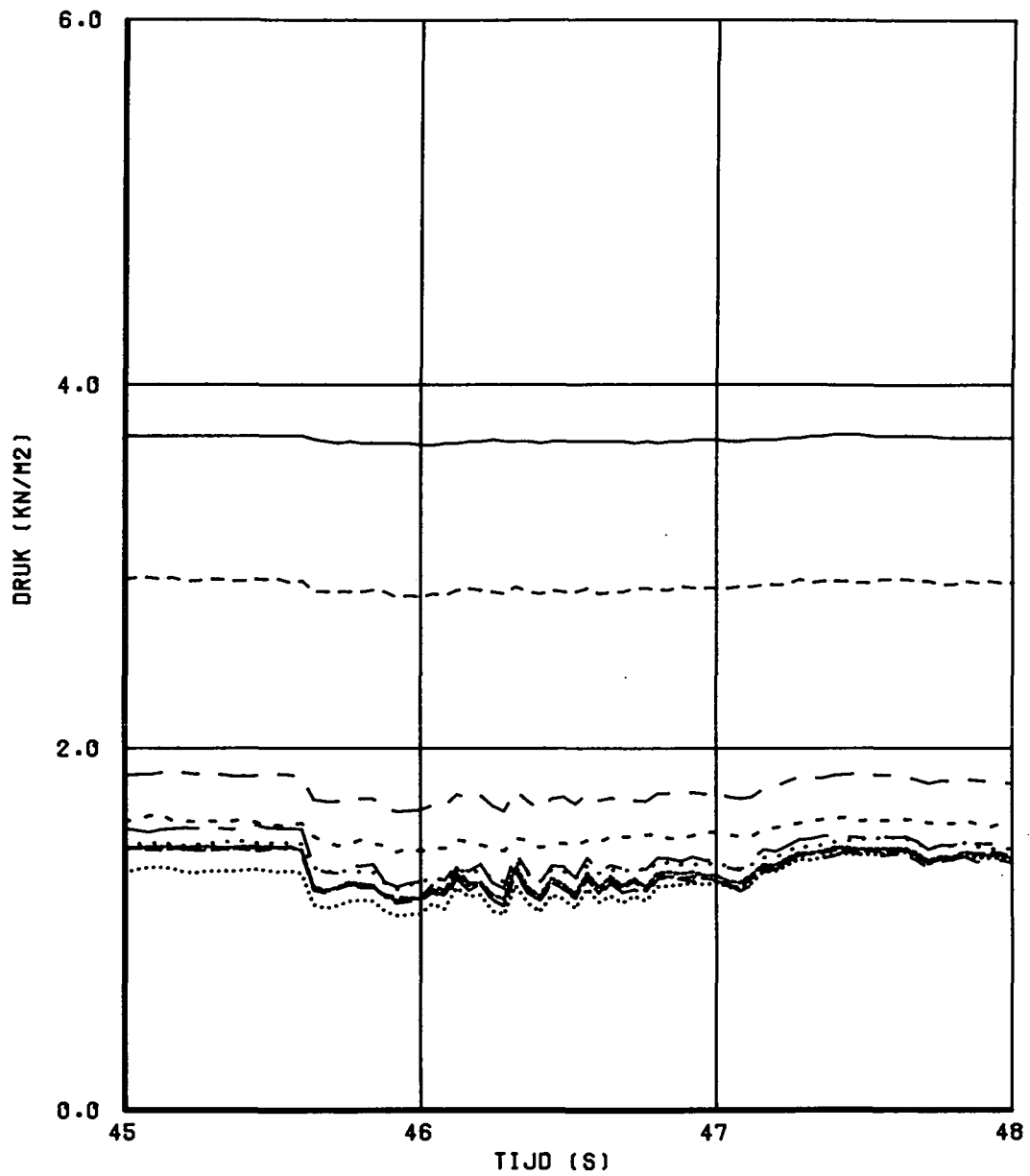
DRUK ONDER EN BOVEN DE STEEN

H195

WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM

T6EE

FIG. 34



- | | | | |
|-------|-------|-------|--------|
| ————— | OPN:1 | ----- | OPN:6 |
| ----- | OPN:2 | ————— | OPN:7 |
| ----- | OPN:3 | | OPN:8 |
| ----- | OPN:4 | | OPN:9 |
| ----- | OPN:5 | ----- | OPN:10 |

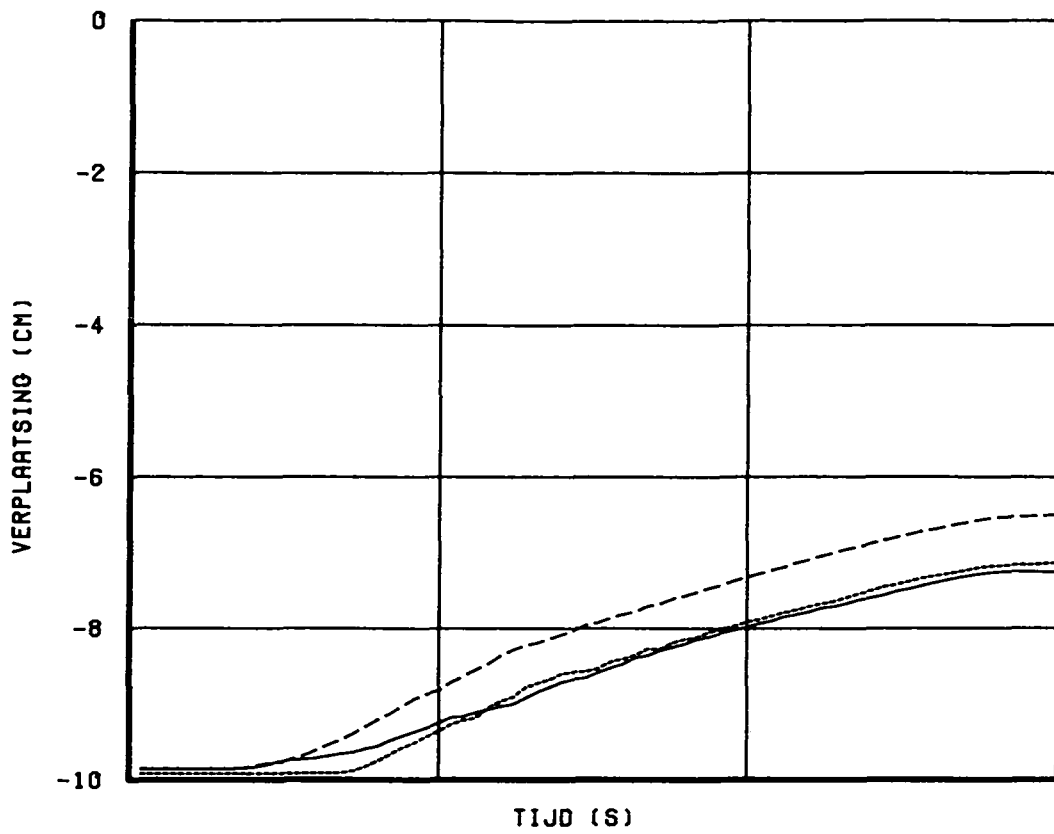
DRUK VERLOOP IN HET FILTER

H195

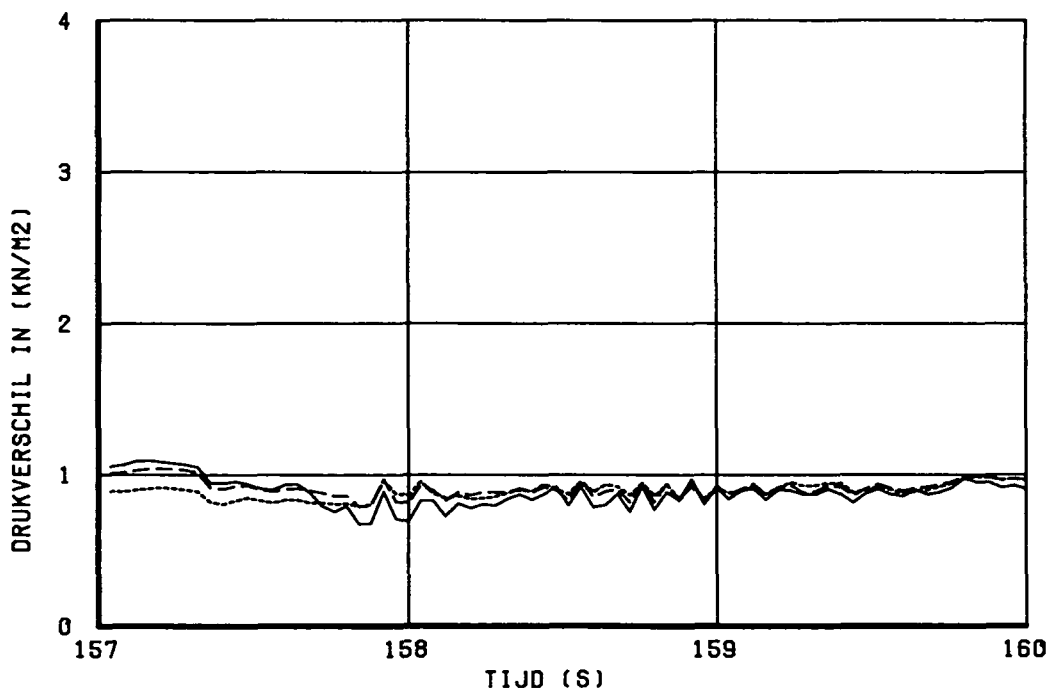
WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM

T6EE

FIG. 35



- - - - - OPN:16
 OPN:17
 _____ OPN:19



_____ OPN:11-13
 - - - - - OPN:12-13
 OPN:14-13

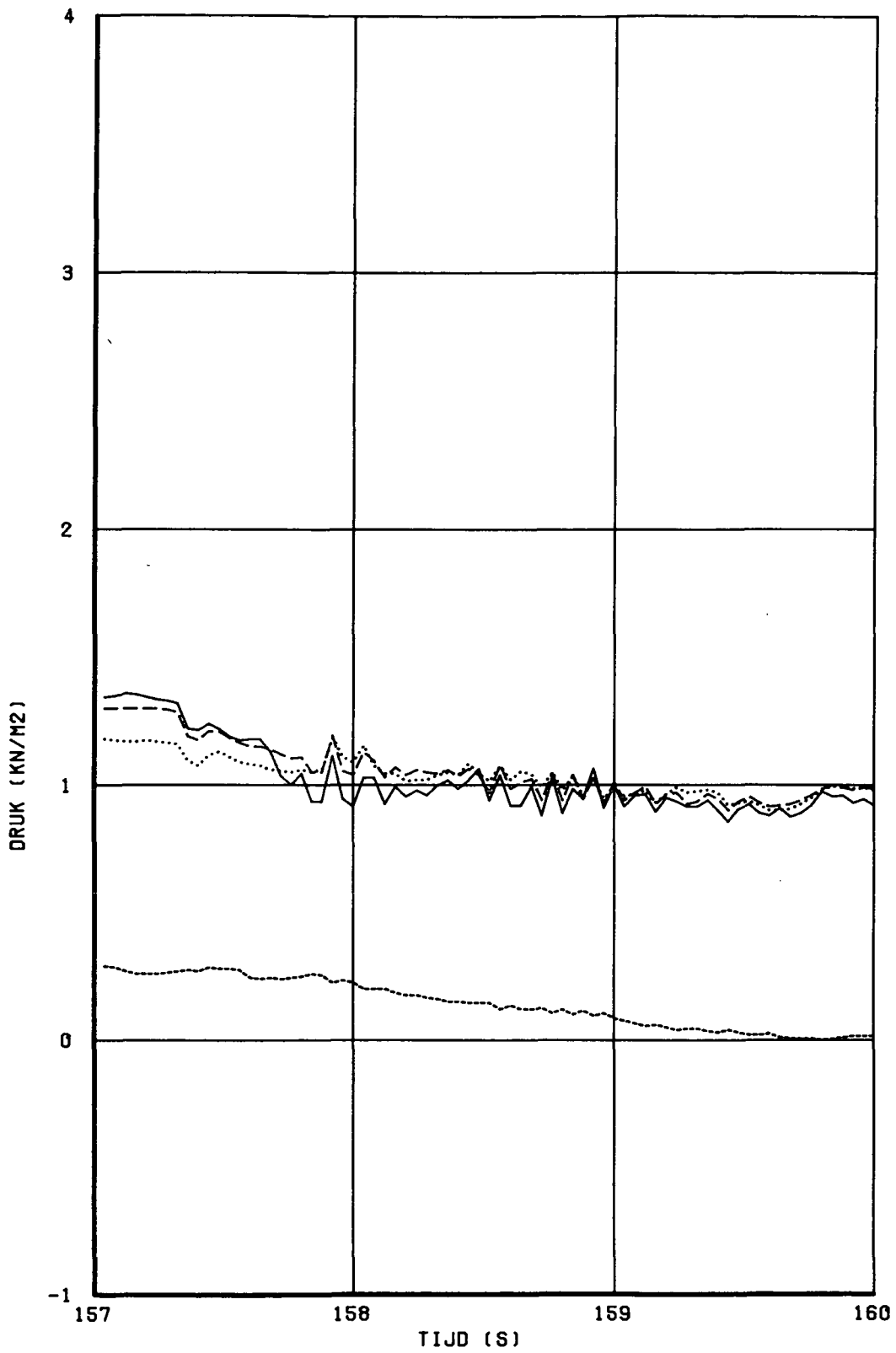
VERPLAATSING EN BELASTING V/H LOSSE BLOK

H195

WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM

T6EF

FIG. 36



- OPN:11
- - - - - OPN:12
- OPN:13
- . - . - OPN:14

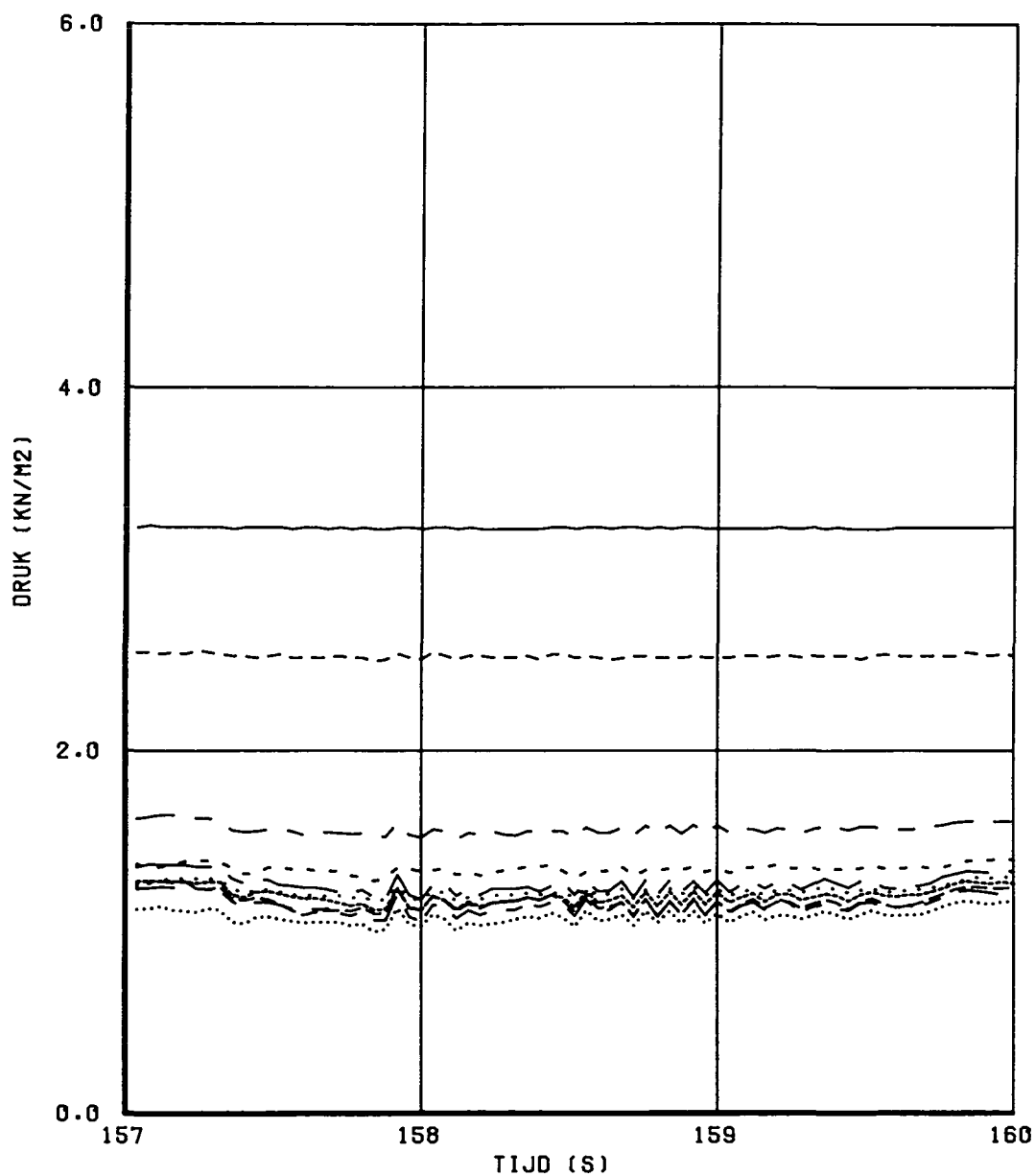
DRUK ONDER EN BOVEN DE STEEN

H195

WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM

T6EF

FIG. 37



- | | | | |
|-----------|-------|-------|--------|
| ————— | OPN:1 | ----- | OPN:6 |
| - - - - - | OPN:2 | | OPN:7 |
| - - - - - | OPN:3 | | OPN:8 |
| ————— | OPN:4 | | OPN:9 |
| - - - - - | OPN:5 | ----- | OPN:10 |

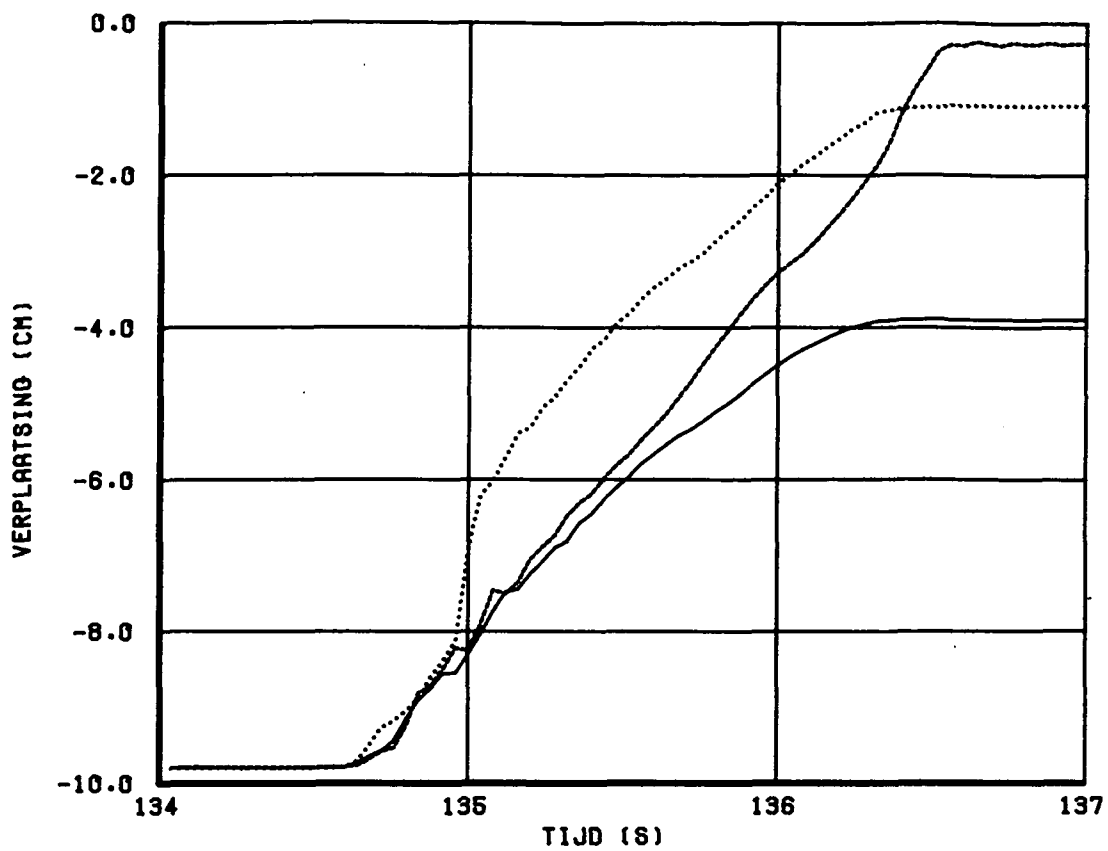
DRUK VERLOOP IN HET FILTER

H195

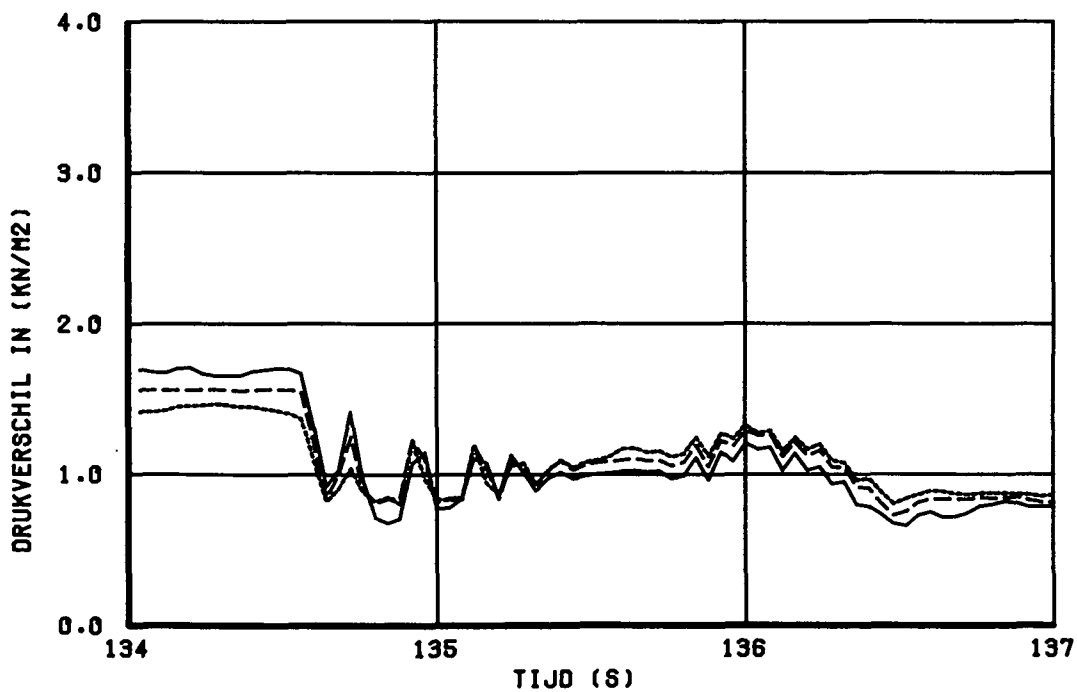
WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM

T6EF

FIG. 38



----- OPN:17 OPN:18
 ----- OPN:19



----- OPN:11-13
 - - - - - OPN:12-13
 ----- OPN:14-13

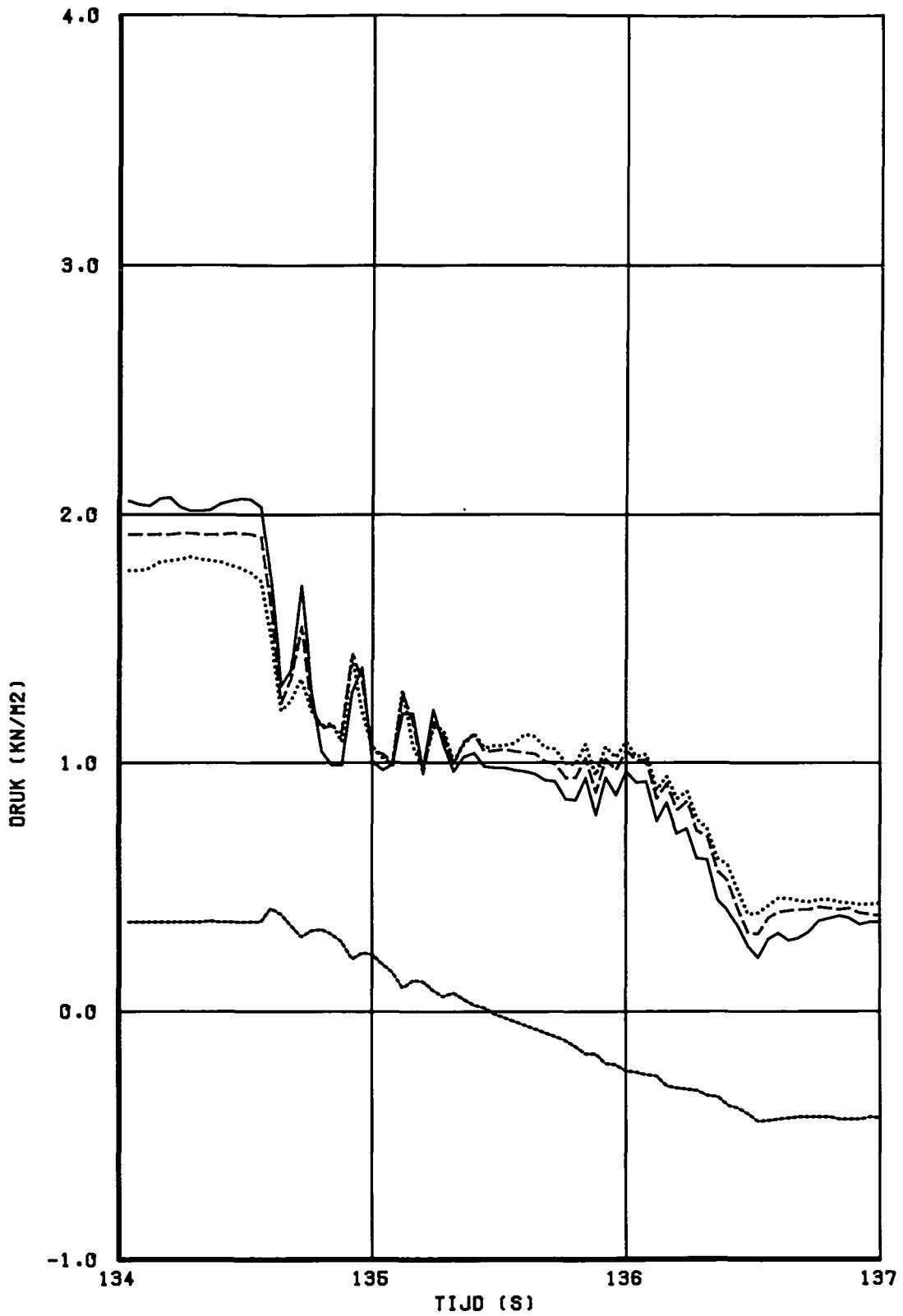
VERPLAATSING EN BELASTING V/H LOSSE BLOK

H195

WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM

T6EG

FIG. 39



_____ OPN:11
 - - - - - OPN:12
 _____ OPN:13
 OPN:14

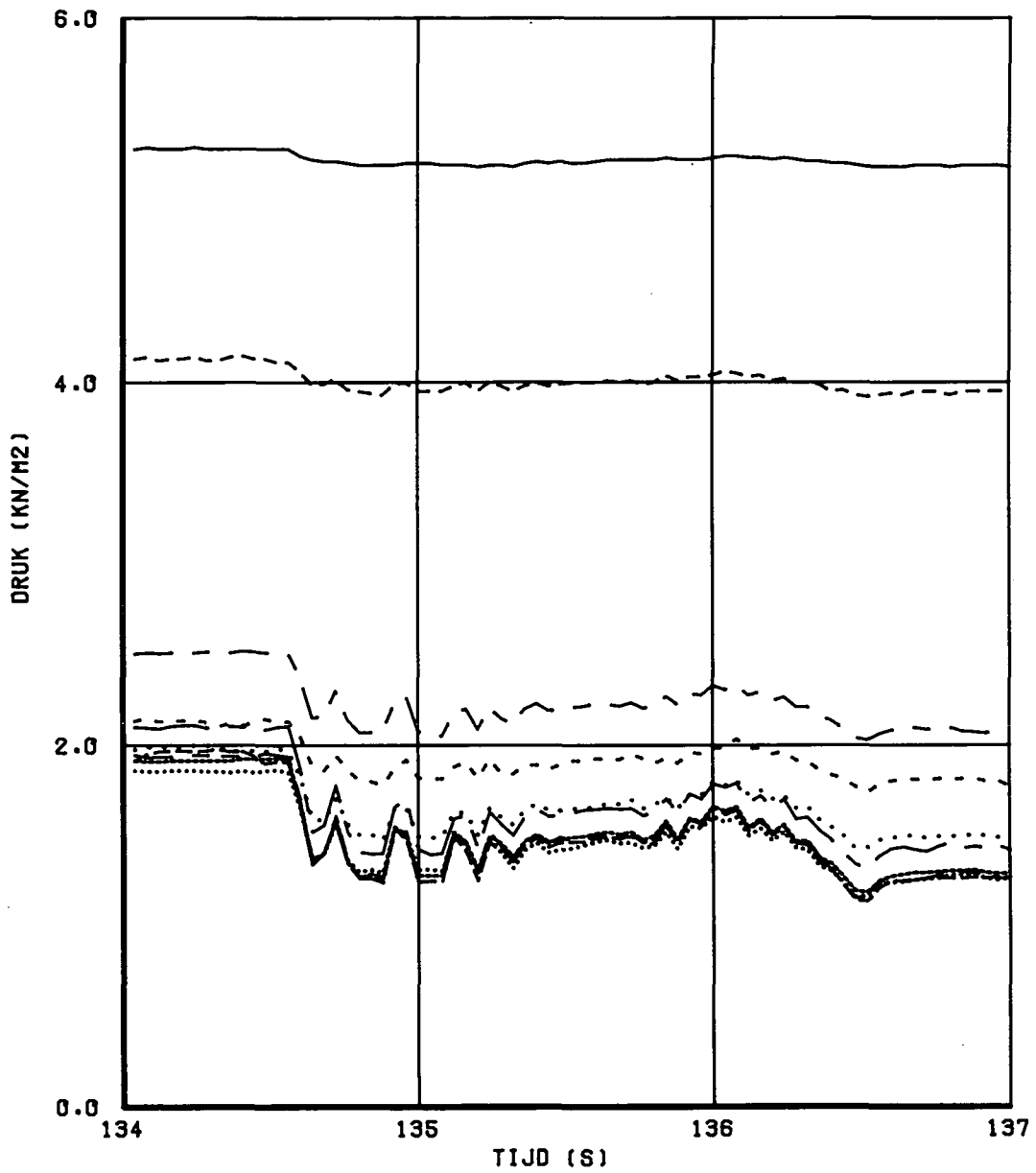
DRUK ONDER EN BOVEN DE STEEN

H195

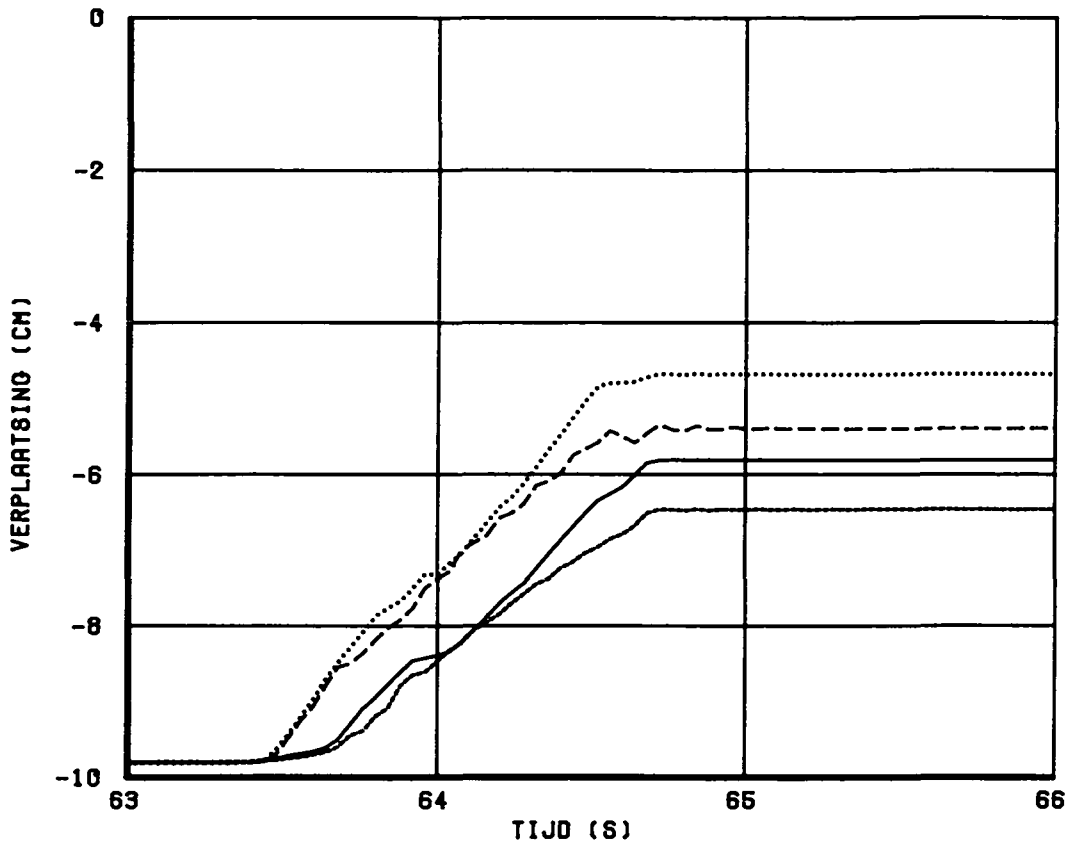
WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM

T6EG

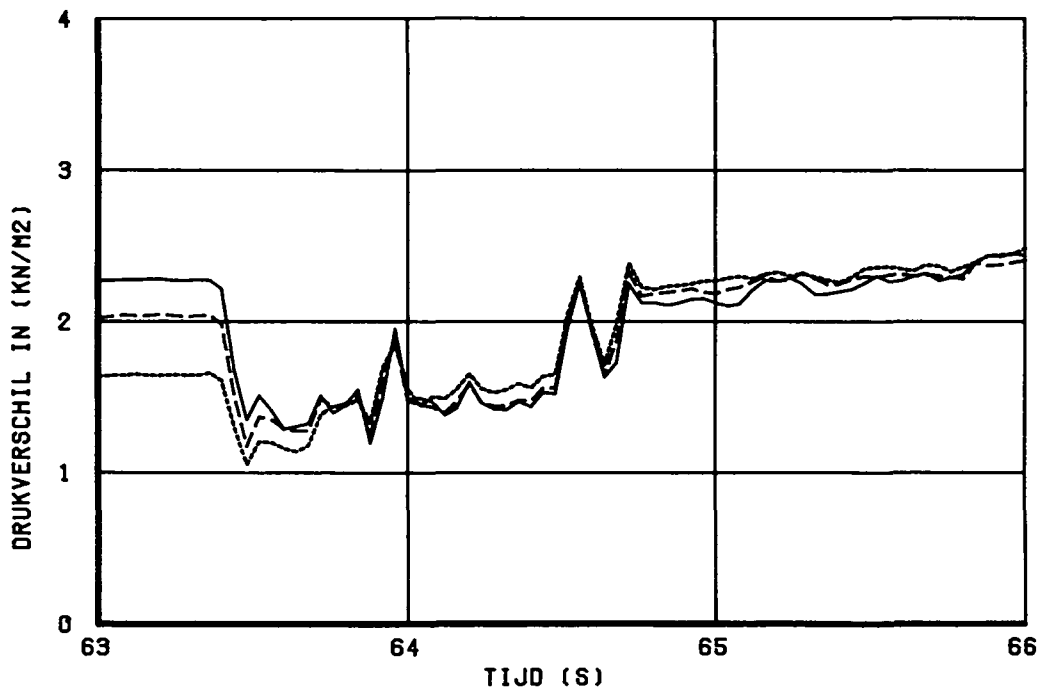
FIG. 40



- | | | | |
|-------|-------|-------|--------|
| ————— | OPN:1 | ----- | OPN:6 |
| ----- | OPN:2 | ----- | OPN:7 |
| ----- | OPN:3 | | OPN:8 |
| ----- | OPN:4 | | OPN:9 |
| ----- | OPN:5 | ----- | OPN:10 |



- - - - - OPN:16 OPN:18
 _____ OPN:17 _____ OPN:19



_____ OPN:11-13
 - - - - - OPN:12-13
 _____ OPN:14-13

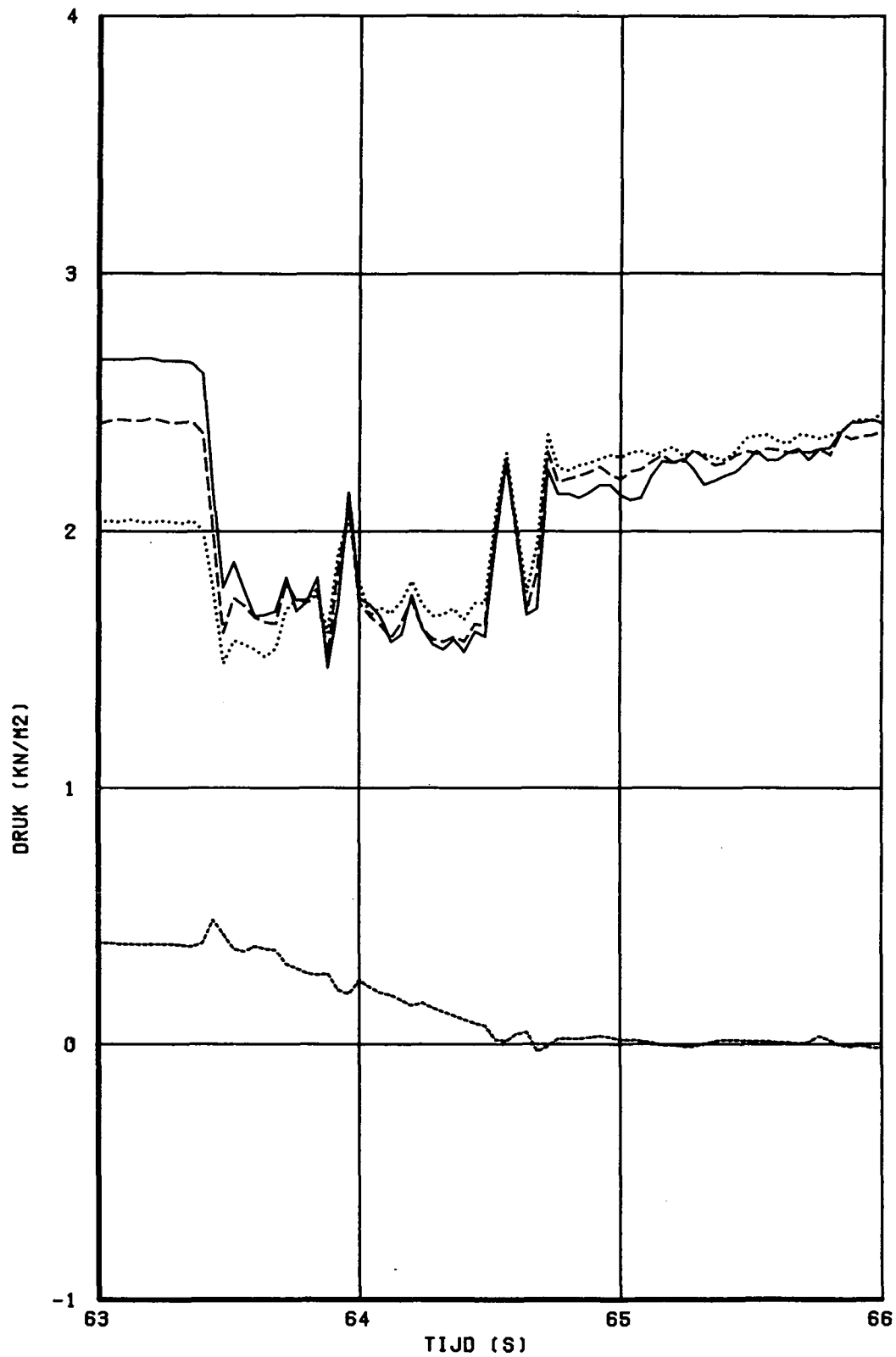
VERPLAATSING EN BELASTING V/H LOSSE BLOK

H195

WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM

T7EF

FIG. 42



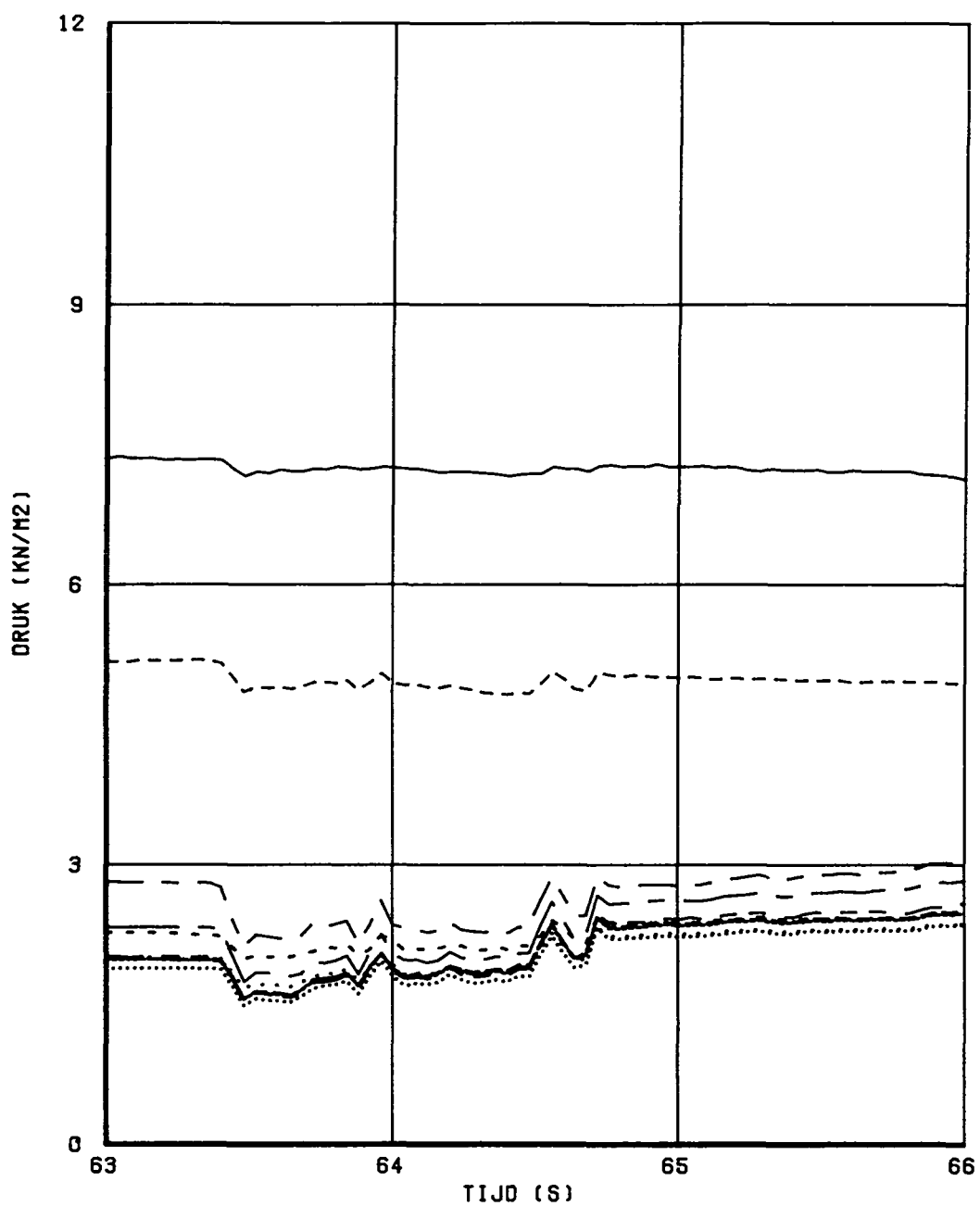
DRUK ONDER EN BOVEN DE STEEN

H195

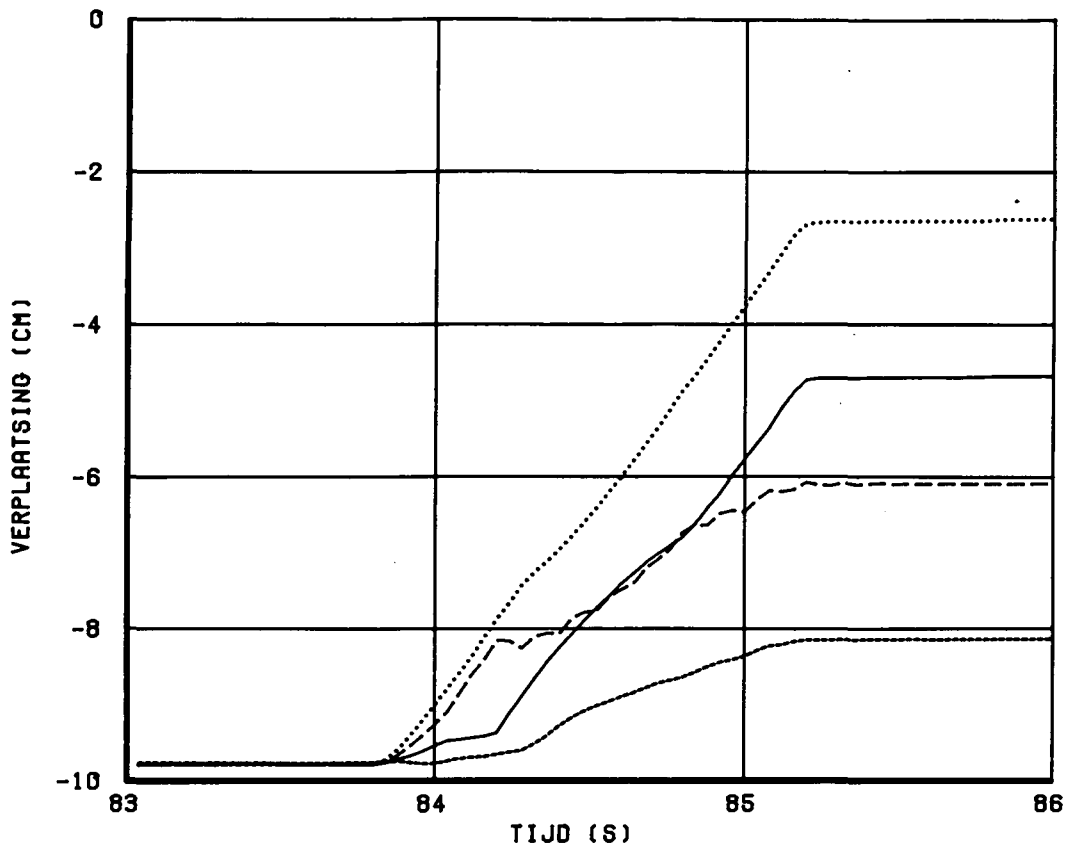
WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM

T7EF

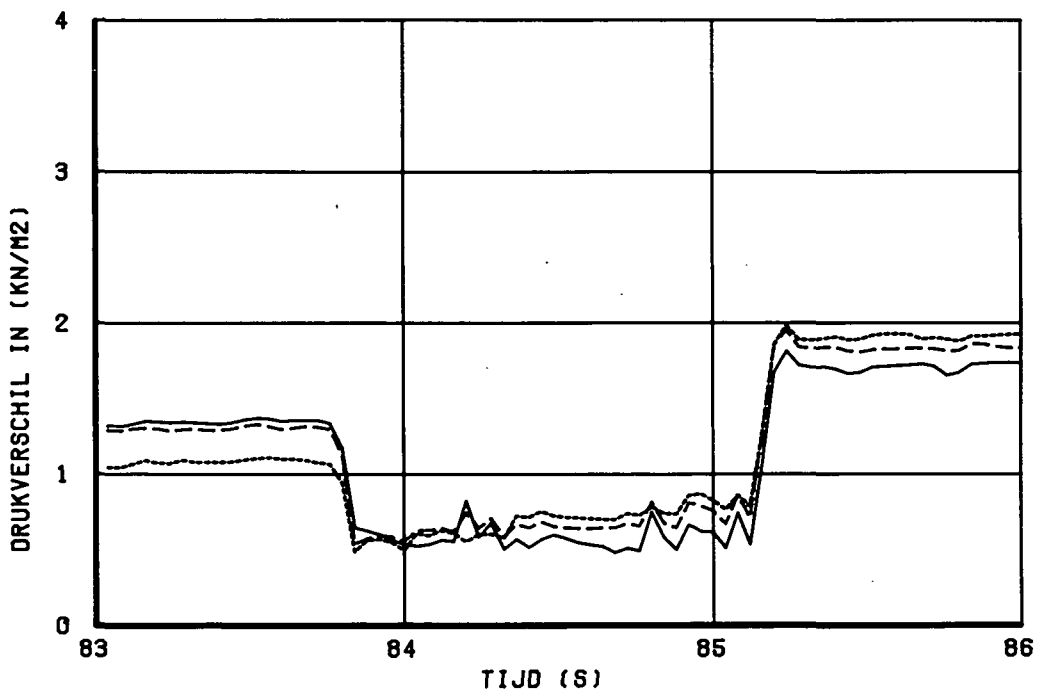
FIG. 43



- | | | | |
|-----------|-------|-----------|--------|
| ————— | OPN:1 | ----- | OPN:6 |
| - - - - - | OPN:2 | ————— | OPN:7 |
| - - - - - | OPN:3 | | OPN:8 |
| - - - - - | OPN:4 | | OPN:9 |
| - - - - - | OPN:5 | - - - - - | OPN:10 |



- - - - - OPN:16 ··········· OPN:18
 ————— OPN:17 ————— OPN:19



————— OPN:11-13
 - - - - - OPN:12-13
 ········· OPN:14-13

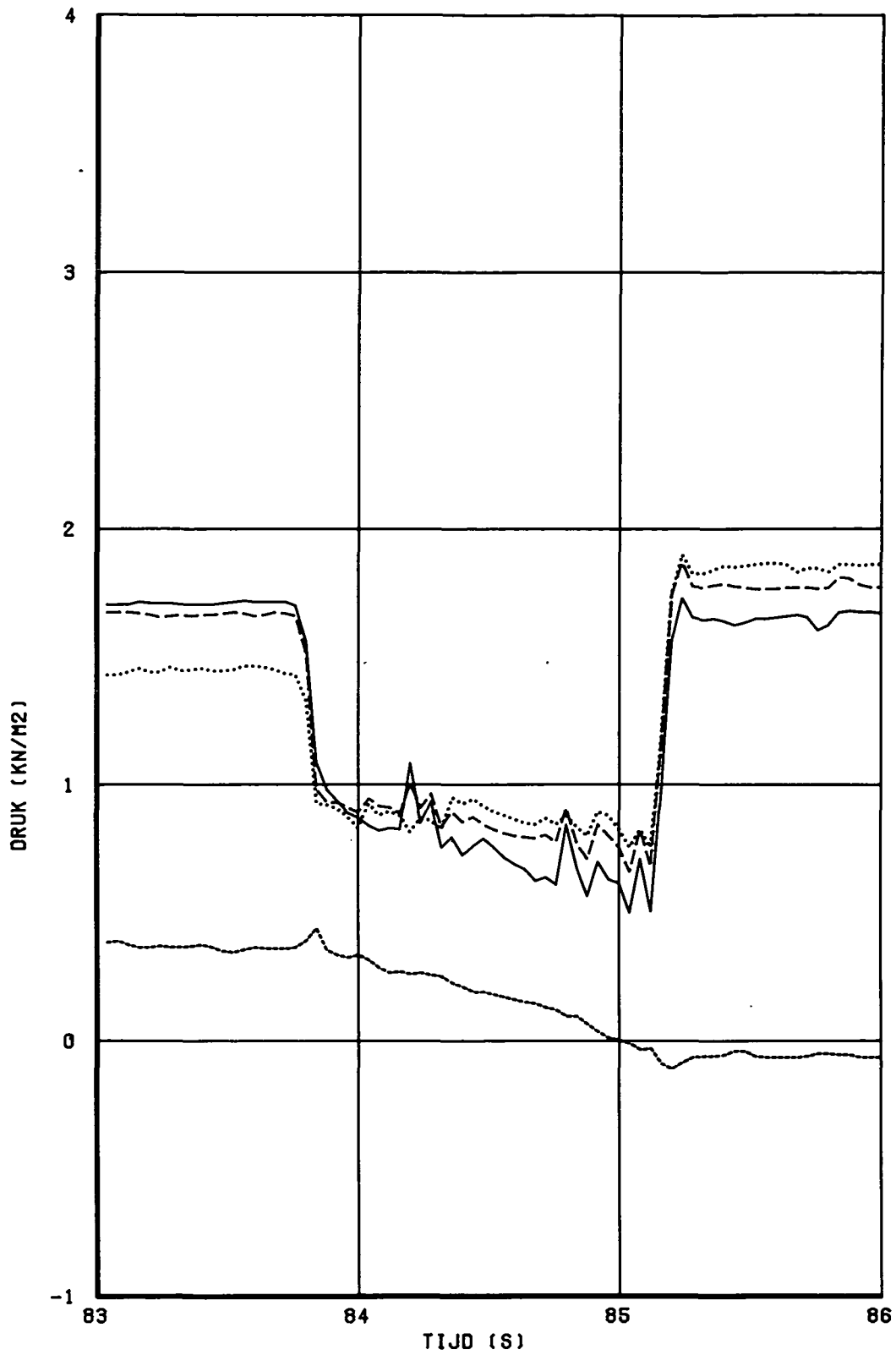
VERPLAATSING EN BELASTING V/H LOSSE BLOK

H195

WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM

T8EG

FIG. 45



_____ OPN:11
 - - - - - OPN:12
 - . - . - OPN:13
 OPN:14

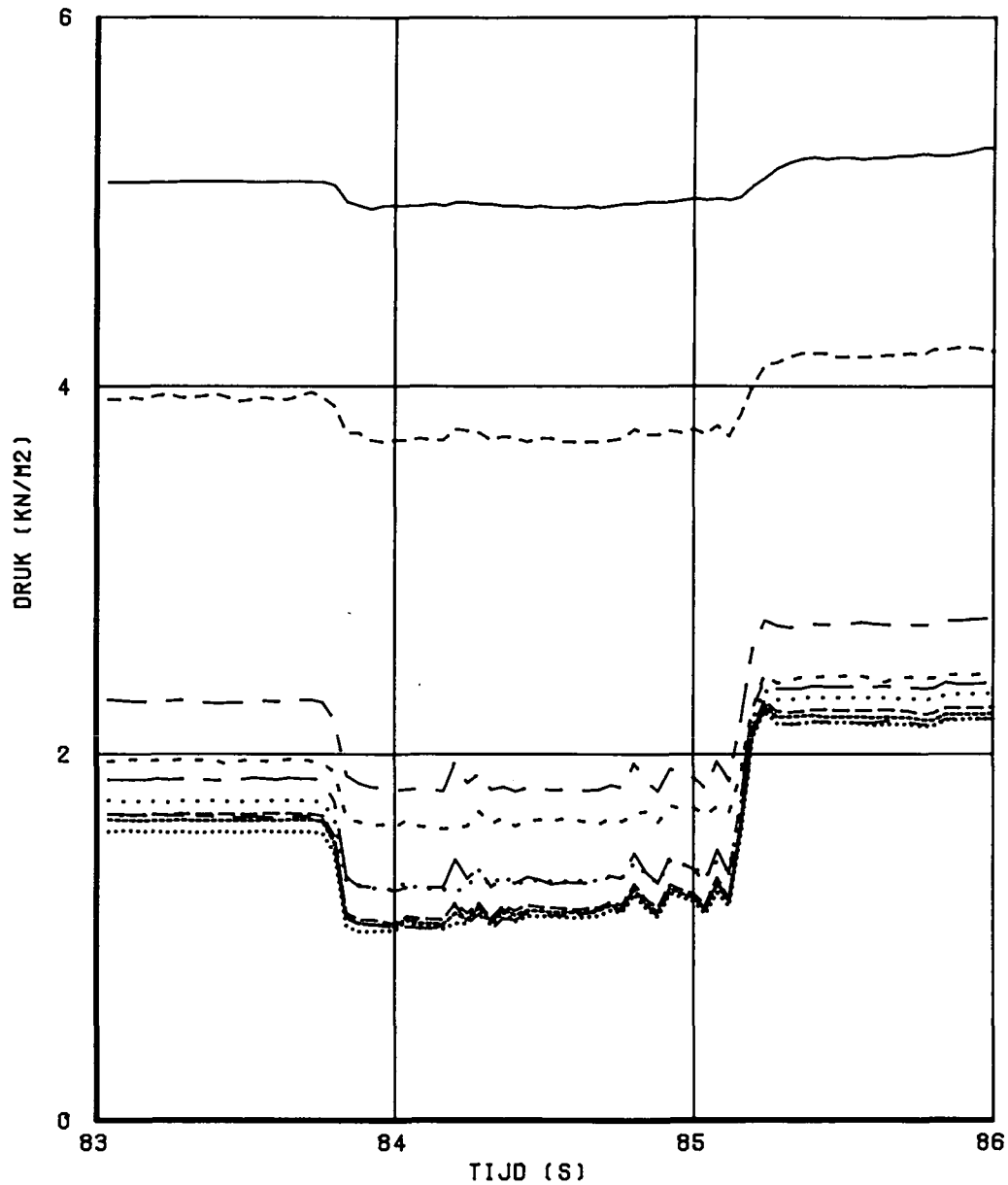
DRUK ONDER EN BOVEN DE STEEN

H195

WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM

T8EG

FIG. 46



- | | | | |
|-----------|-------|-------|--------|
| ————— | OPN:1 | ----- | OPN:6 |
| - - - - - | OPN:2 | | OPN:7 |
| - - - - - | OPN:3 | | OPN:8 |
| - - - - - | OPN:4 | | OPN:9 |
| - . - . - | OPN:5 | | OPN:10 |

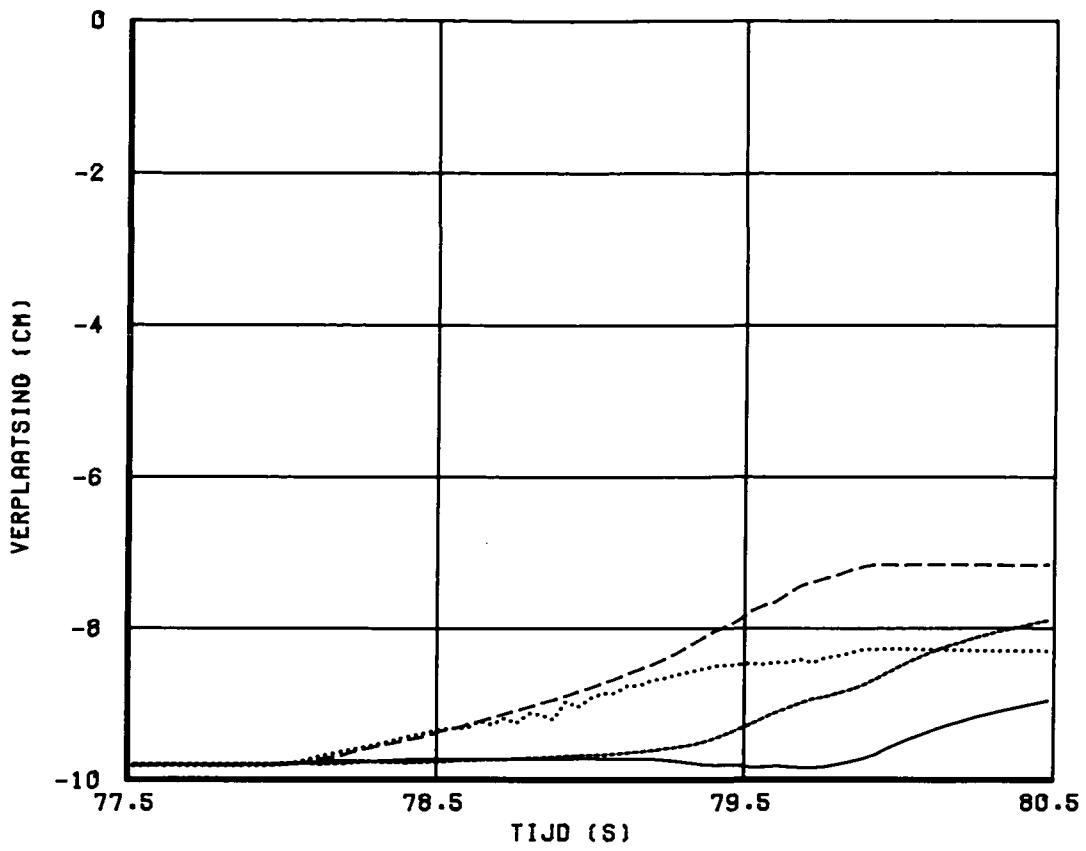
DRUK VERLOOP IN HET FILTER

H195

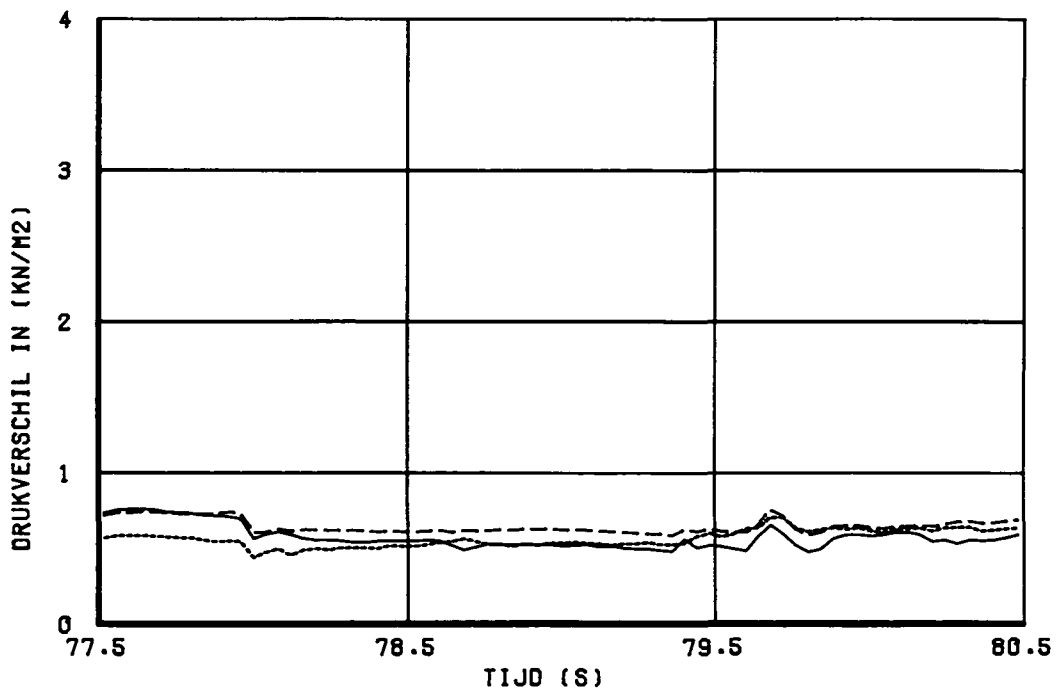
WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM

T8EG

FIG. 47



- - - - - OPN:16 ········· OPN:18
 _____ OPN:17 _____ OPN:19



_____ OPN:11-13
 - - - - - OPN:12-13
 ········· OPN:14-13

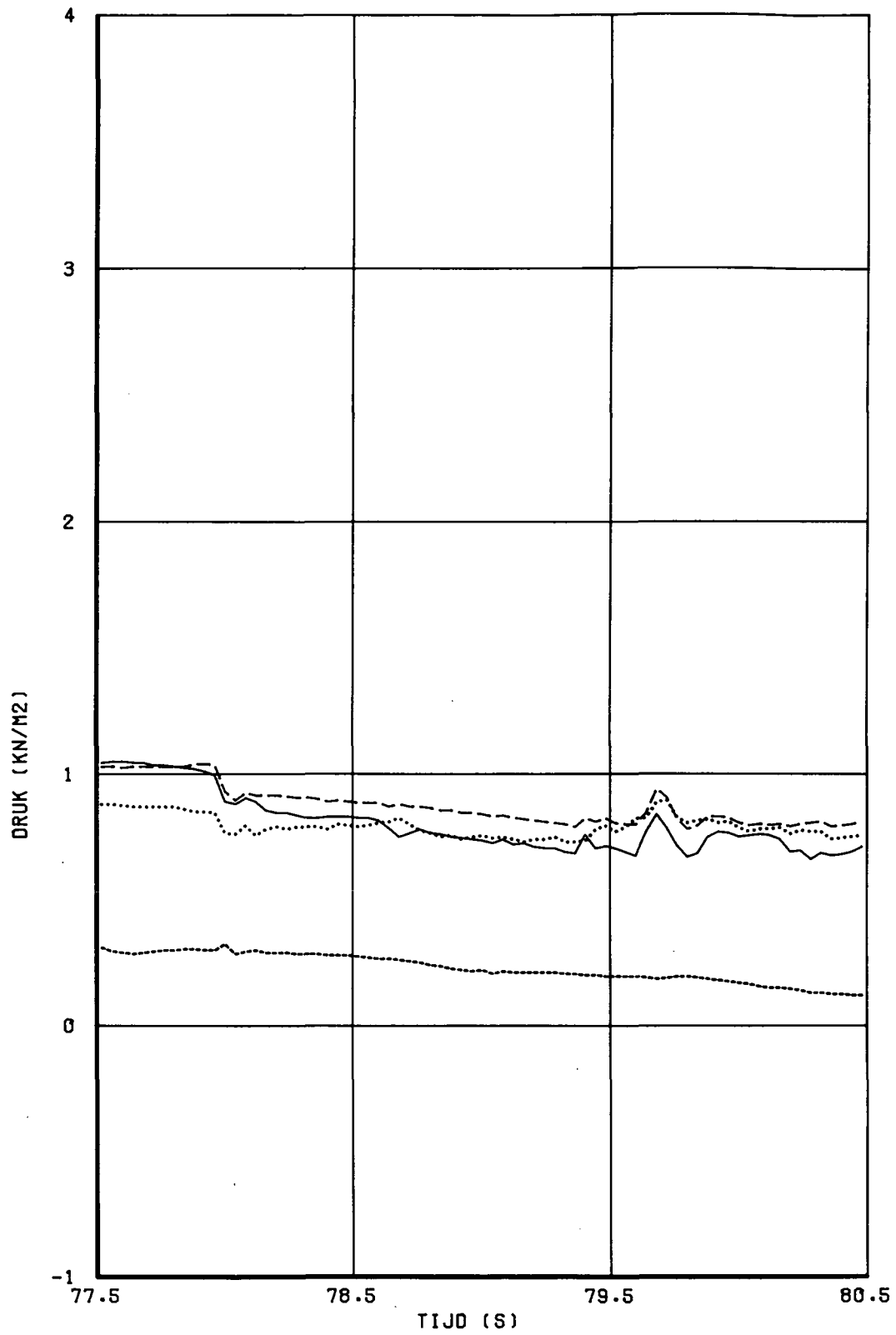
VERPLAATSING EN BELASTING V/H LOSSE BLOK

H195

WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM

T8EE

FIG. 48



————— OPN:11
 - - - - - OPN:12
 OPN:13
 - · - · - OPN:14

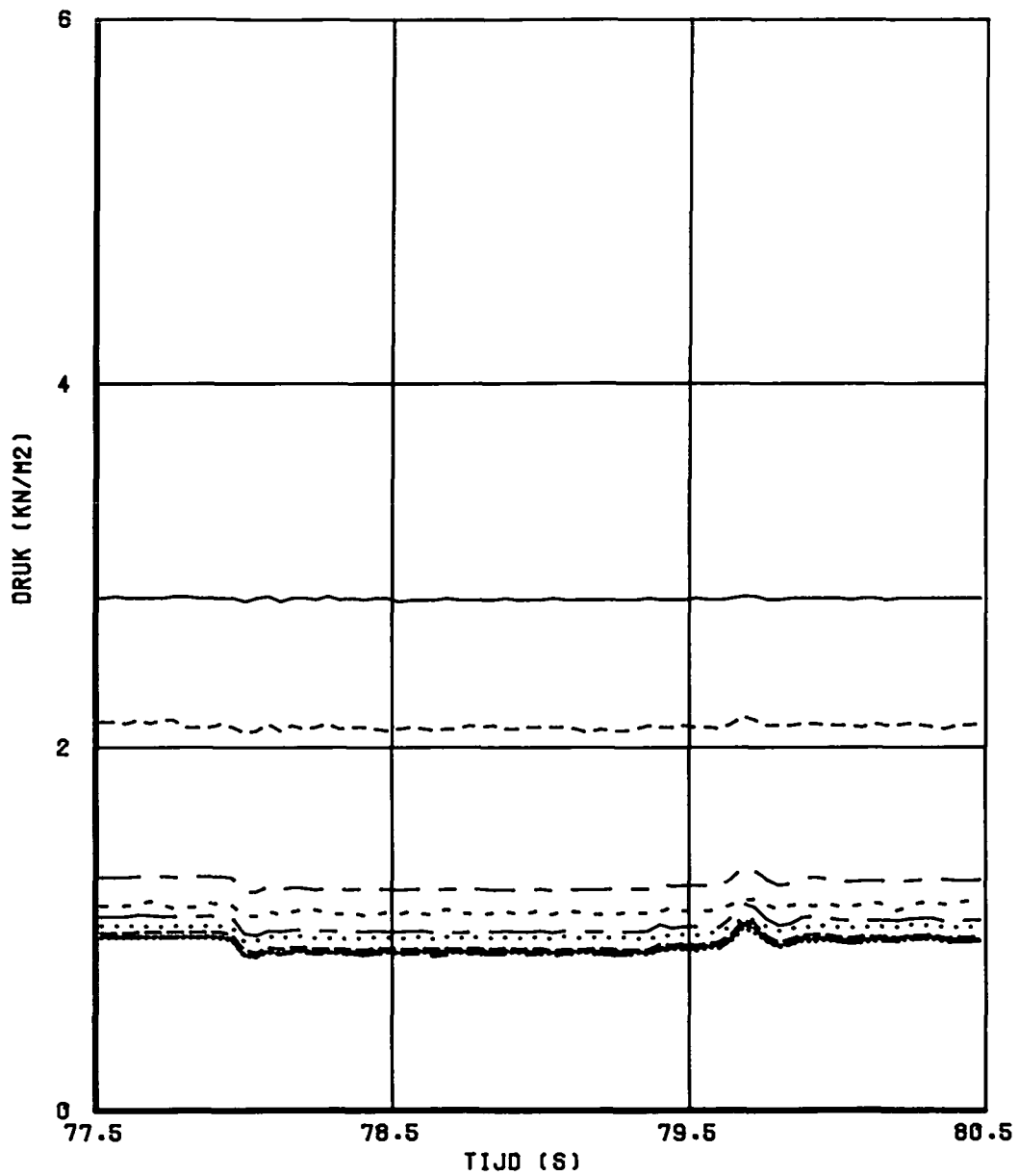
DRUK ONDER EN BOVEN DE STEEN

H195

WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM

T8EE

FIG. 49



- | | | | |
|-----------|-------|-----------|--------|
| ————— | OPN:1 | ----- | OPN:6 |
| - - - - - | OPN:2 | ===== | OPN:7 |
| — — — — | OPN:3 | | OPN:8 |
| — — — — | OPN:4 | | OPN:9 |
| - - - - - | OPN:5 | - - - - - | OPN:10 |

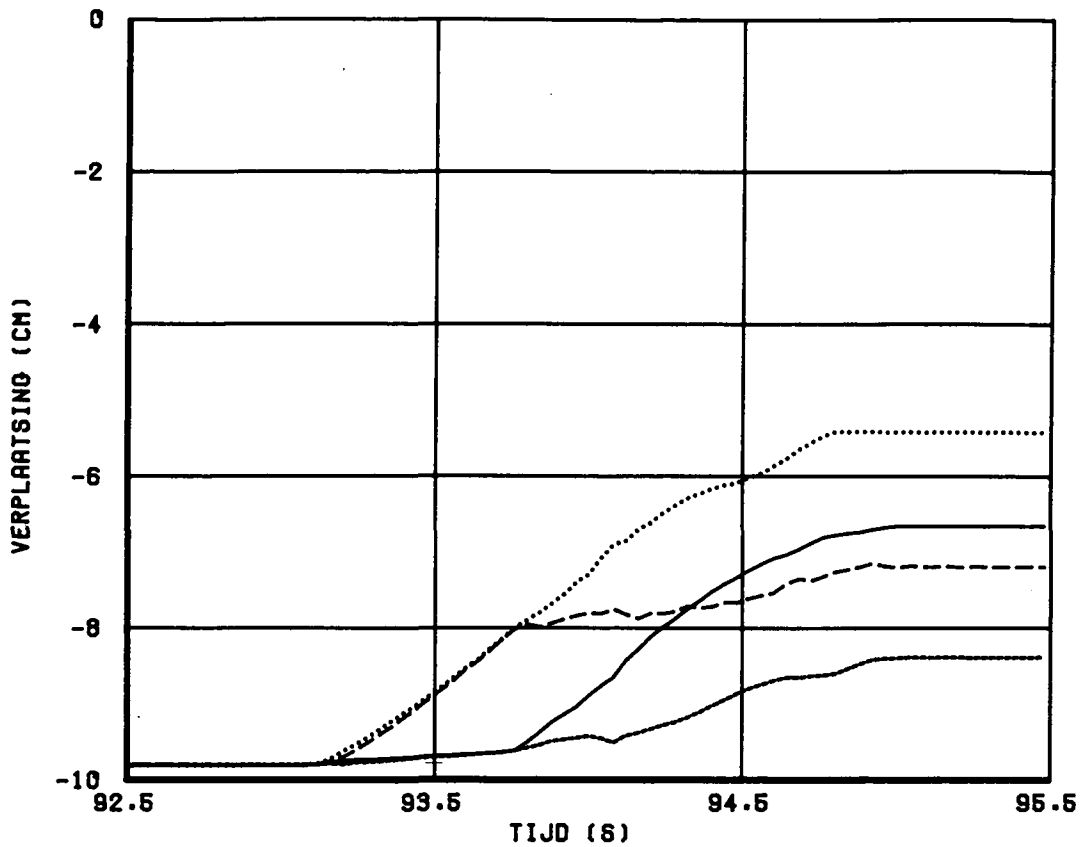
DRUK VERLOOP IN HET FILTER

H195

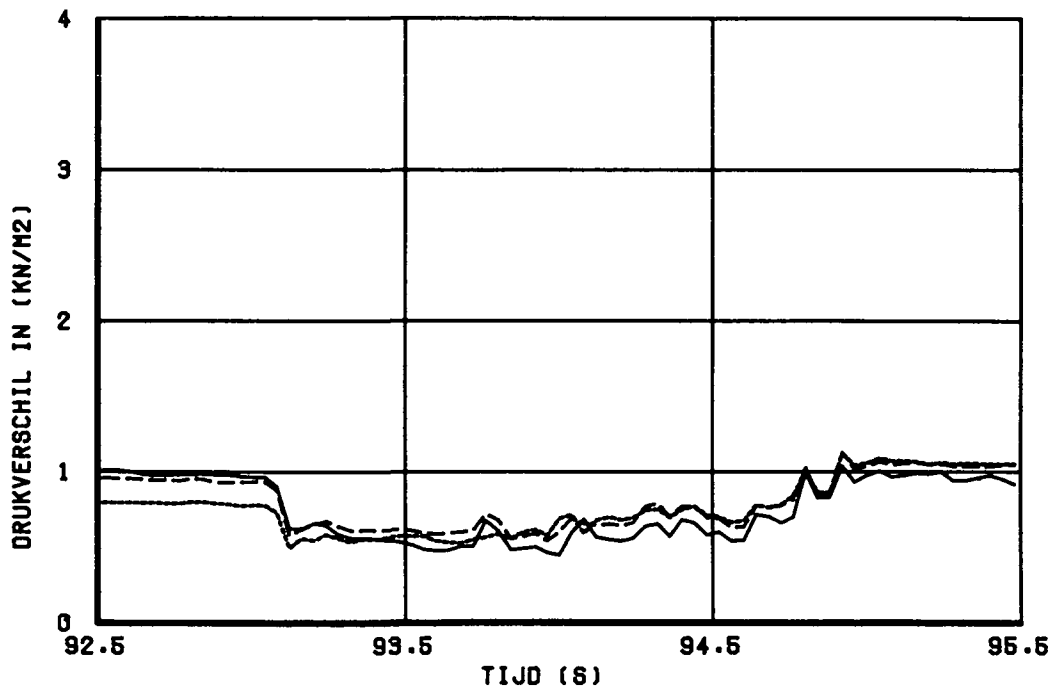
WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM

T8EE

FIG. 50



- - - - - OPN:16 OPN:18
 _____ OPN:17 _____ OPN:19



_____ OPN:11-13
 - - - - - OPN:12-13
 OPN:14-13

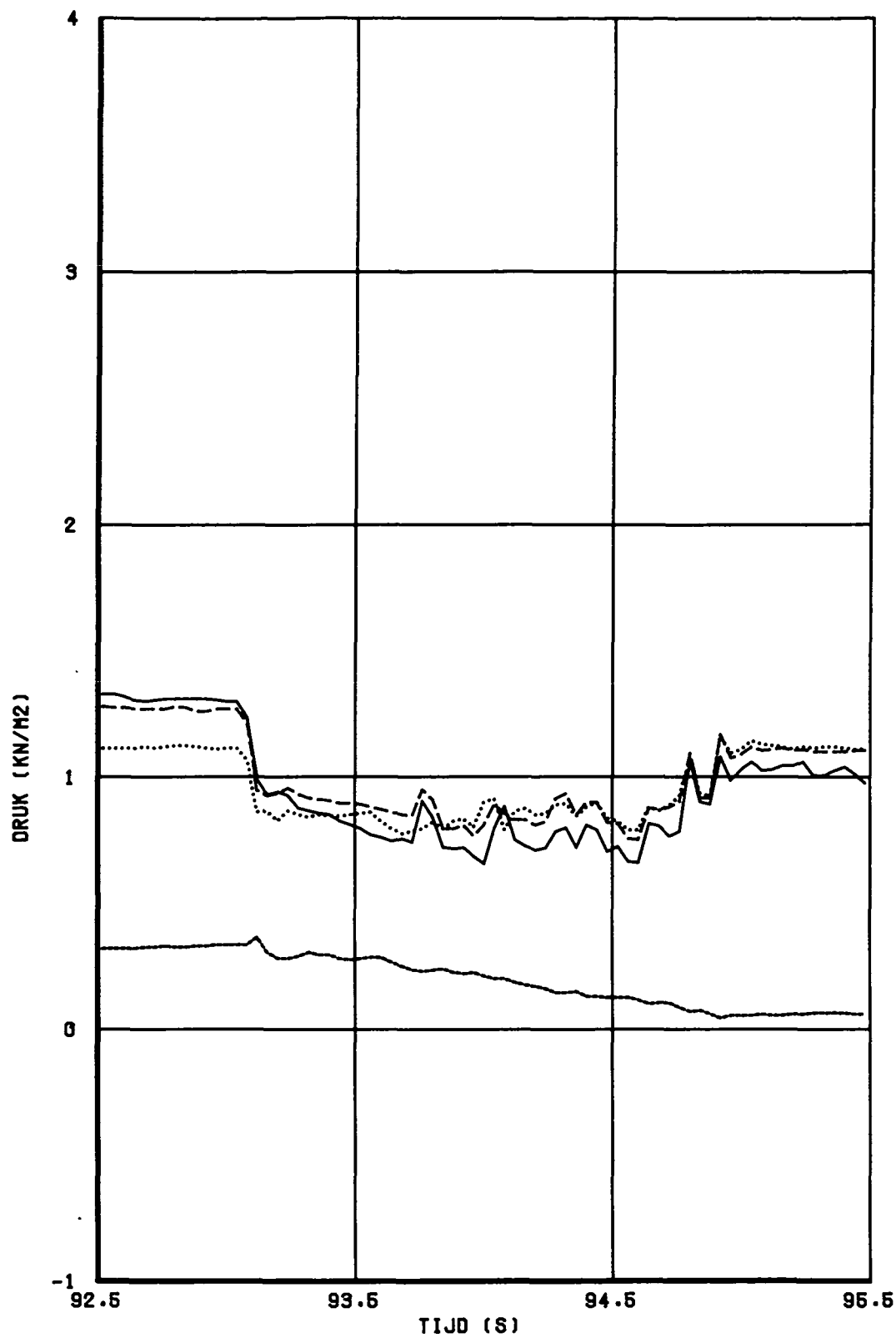
VERPLAATSING EN BELASTING V/H LOSSE BLOK

H195

WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM

T8EF

FIG. 51



_____ OPN:11
 - - - - - OPN:12
 _____ OPN:13
 OPN:14

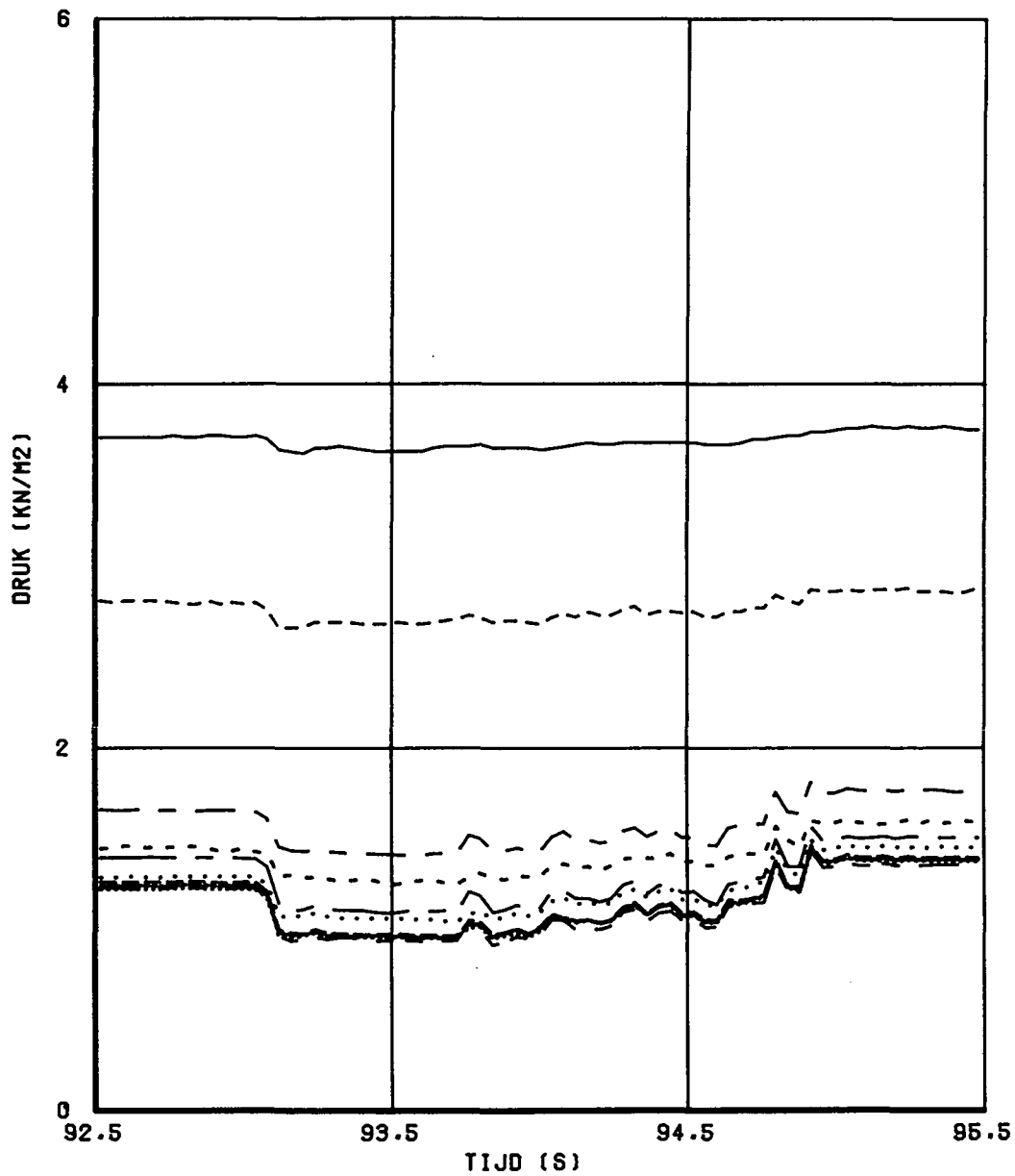
DRUK ONDER EN BOVEN DE STEEN

H195

WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM

T8EF

FIG. 52



—————	OPN:1	-----	OPN:6
-----	OPN:2	—————	OPN:7
-----	OPN:3	OPN:8
—————	OPN:4	OPN:9
-----	OPN:5	-----	OPN:10

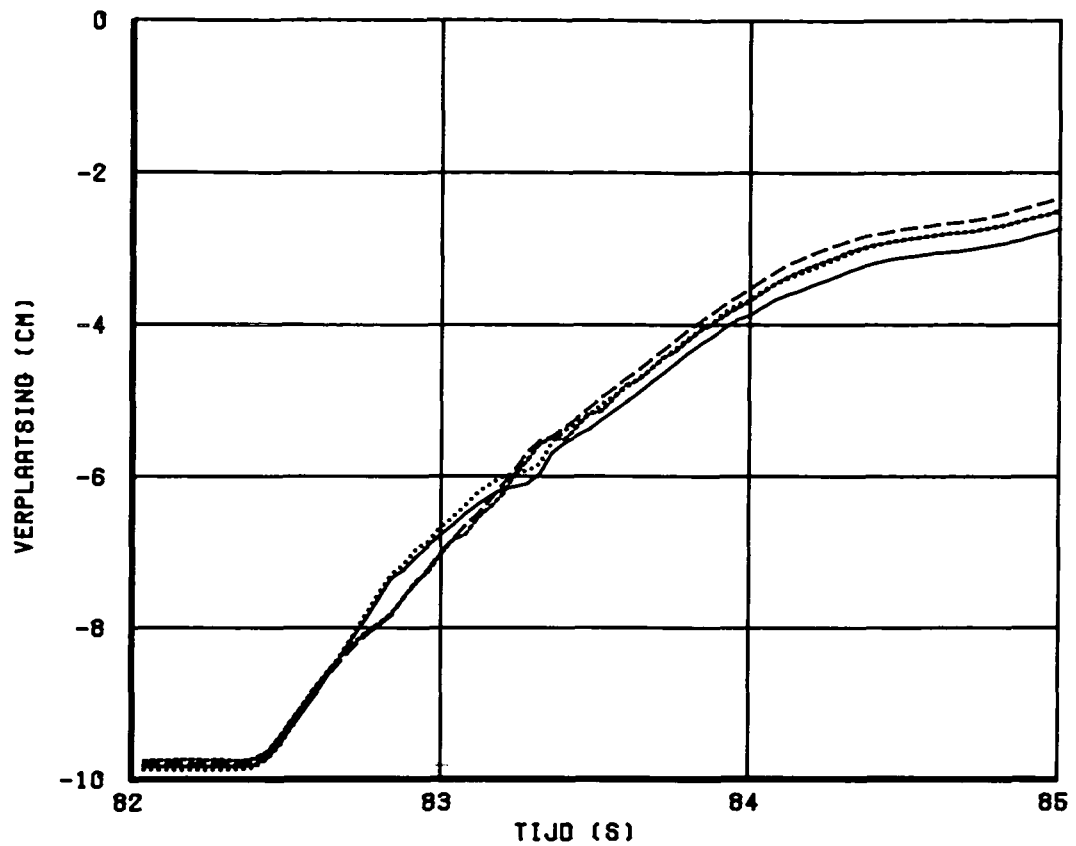
DRUK VERLOOP IN HET FILTER

H195

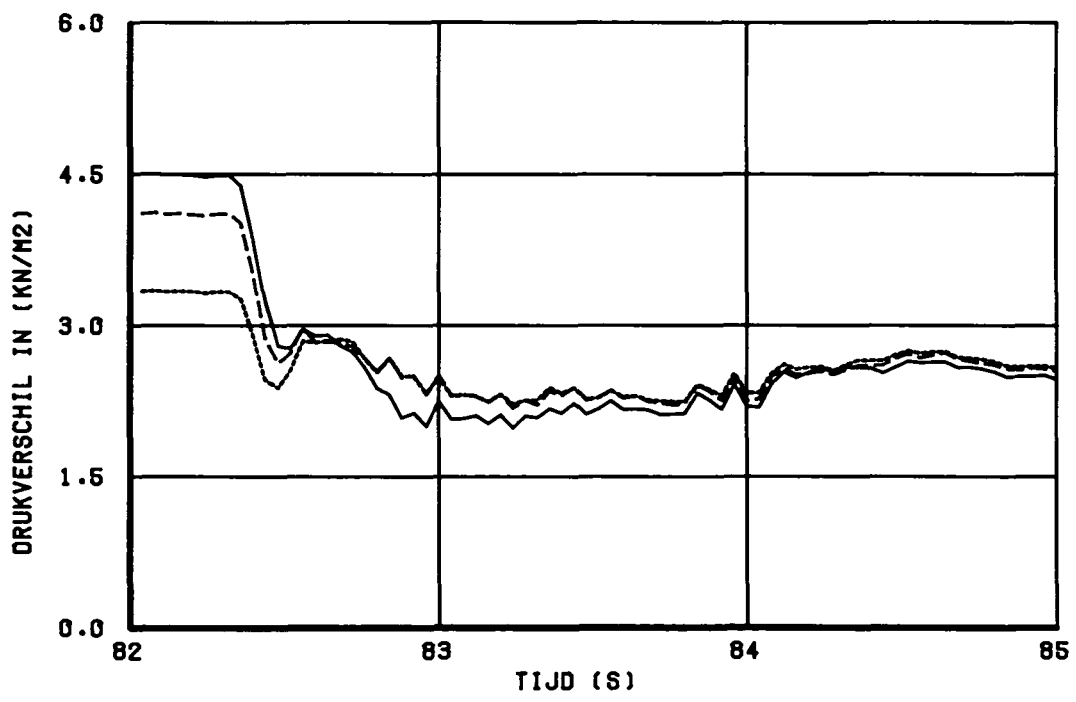
WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM

T8EF

FIG. 53

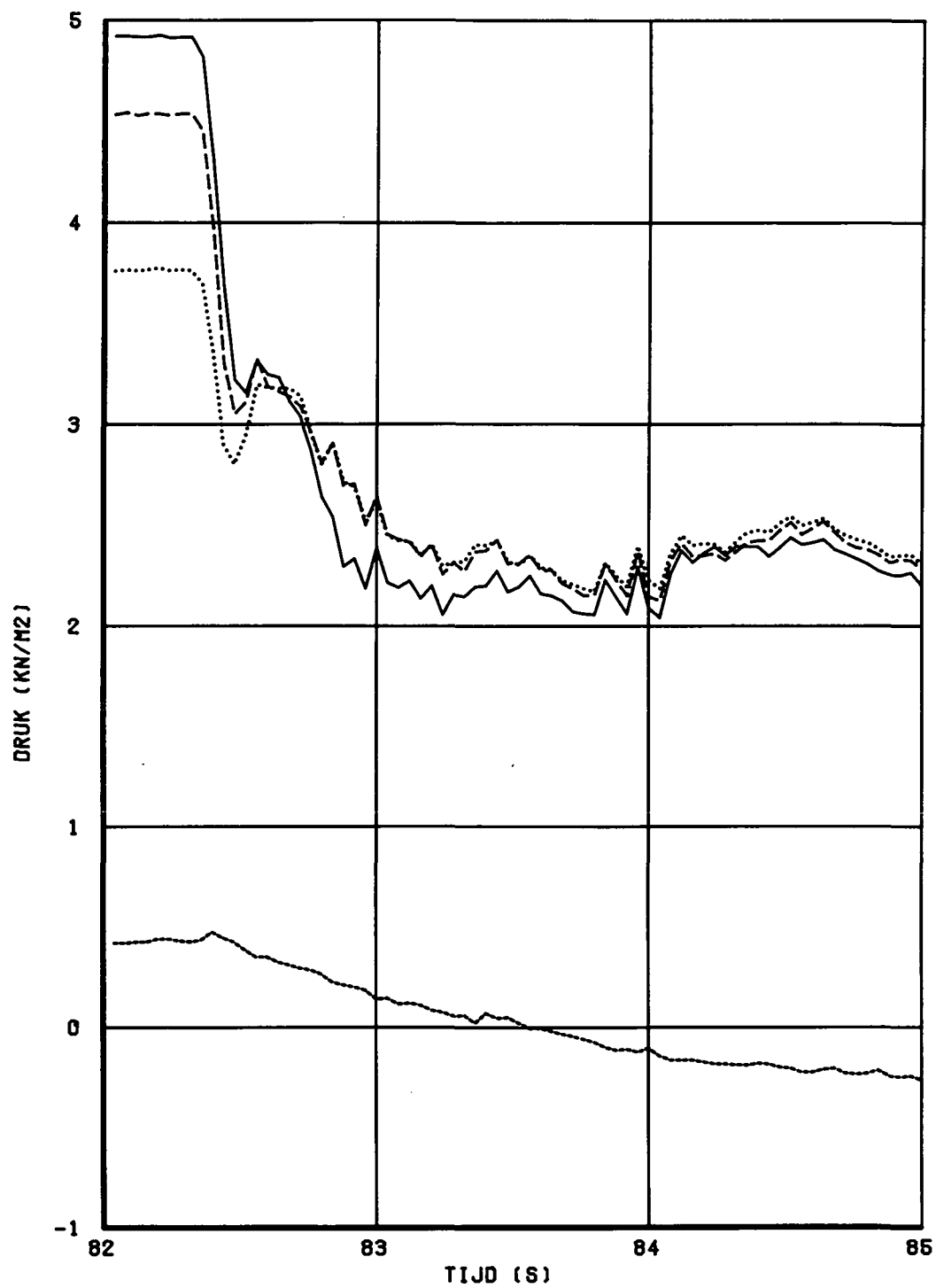


- - - - - OPN:16 ········· OPN:18
 _____ OPN:17 _____ OPN:19



_____ OPN:11-13
 - - - - - OPN:12-13
 _____ OPN:14-13

VERPLAATSING EN BELASTING V/H LOSSE BLOK	H195	
WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM	T9EG	FIG. 54



_____ OPN:11
 - - - - - OPN:12
 OPN:13
 OPN:14

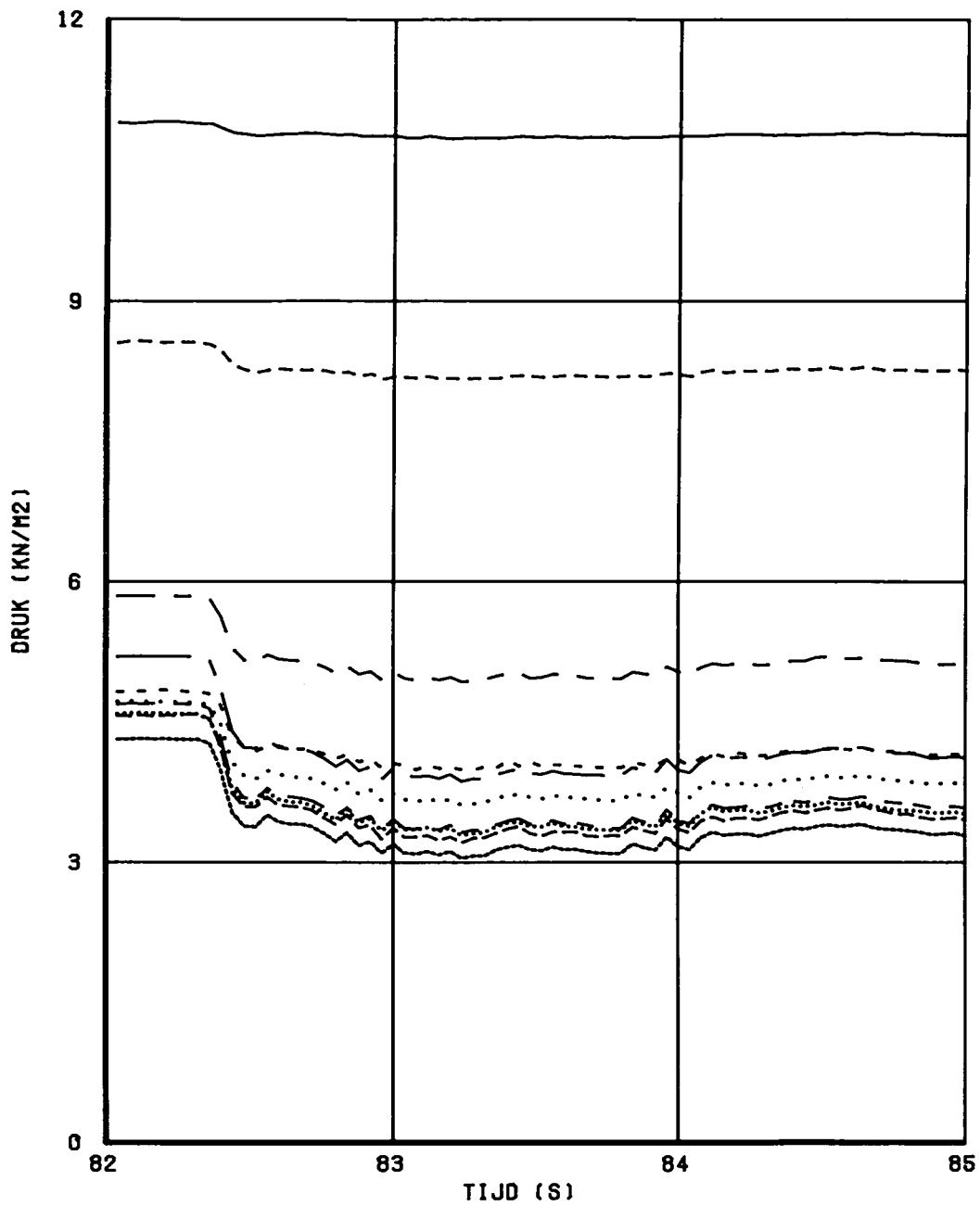
DRUK ONDER EN BOVEN DE STEEN

H195

WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM

T9EG

FIG. 55



- | | | | |
|-------|-------|-------|--------|
| ————— | OPN:1 | ----- | OPN:6 |
| ----- | OPN:2 | ----- | OPN:7 |
| ----- | OPN:3 | | OPN:8 |
| ----- | OPN:4 | | OPN:9 |
| ----- | OPN:5 | | OPN:10 |

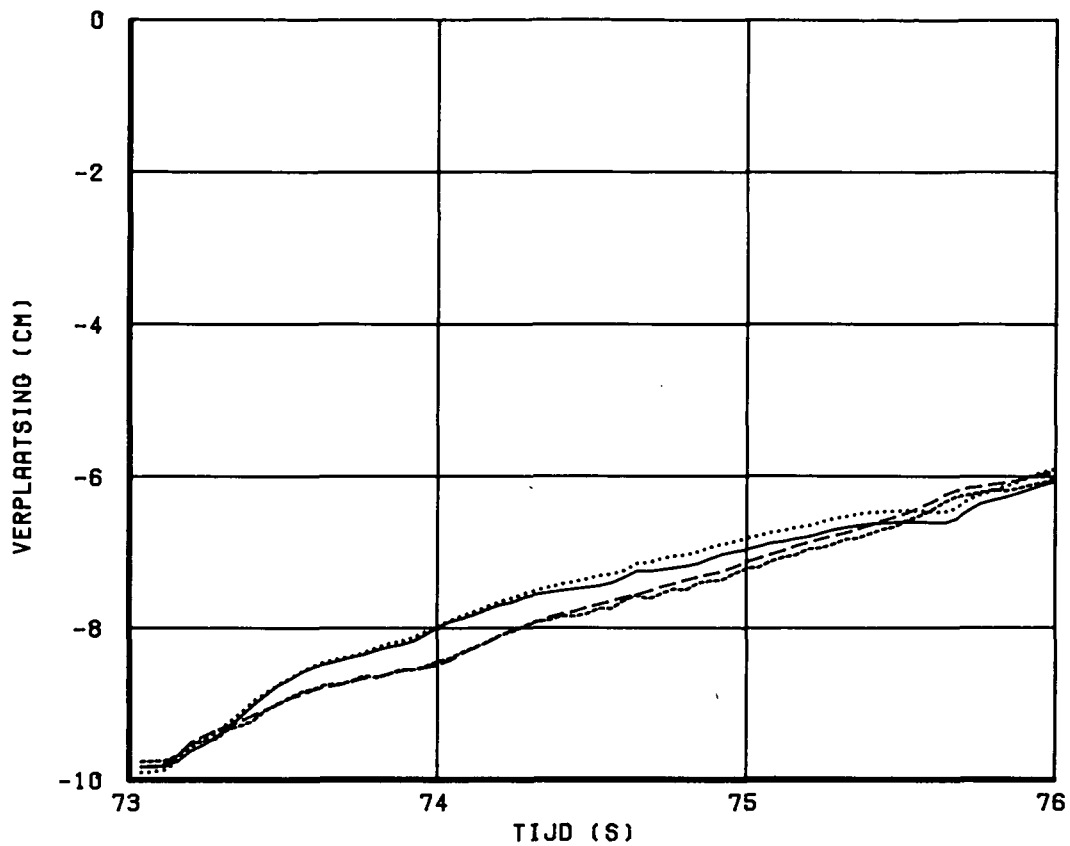
DRUK VERLOOP IN HET FILTER

H195

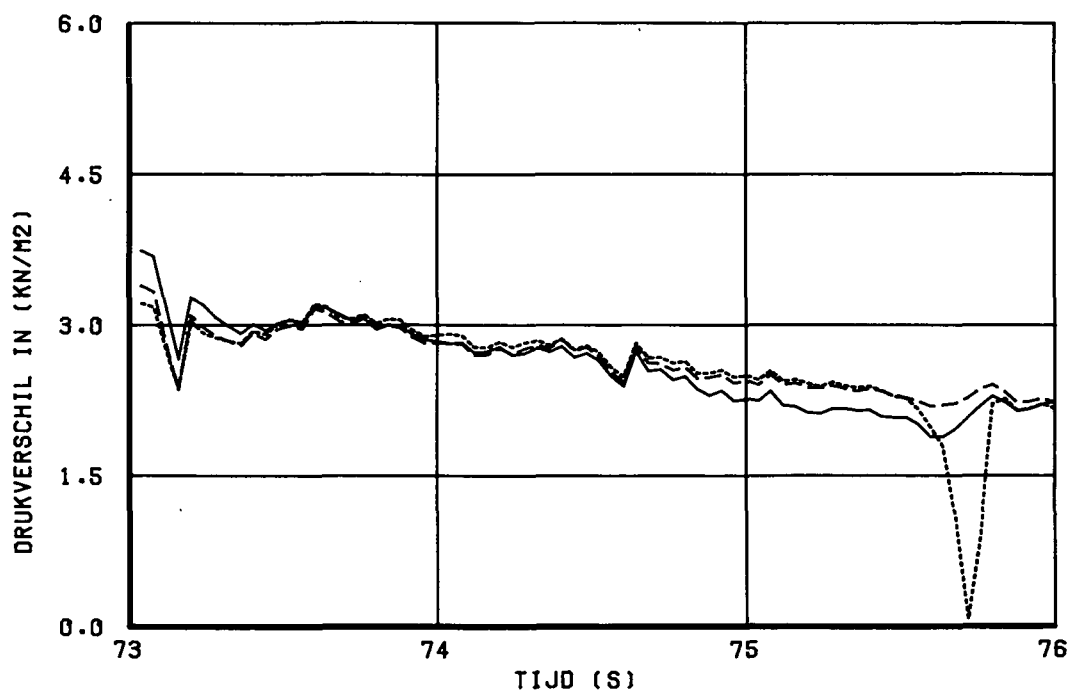
WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM

T9EG

FIG. 56



- - - - - OPN:16 ······· OPN:18
 - · - · - OPN:17 _____ OPN:19



_____ OPN:11-13
 - - - - - OPN:12-13
 ····· OPN:14-13

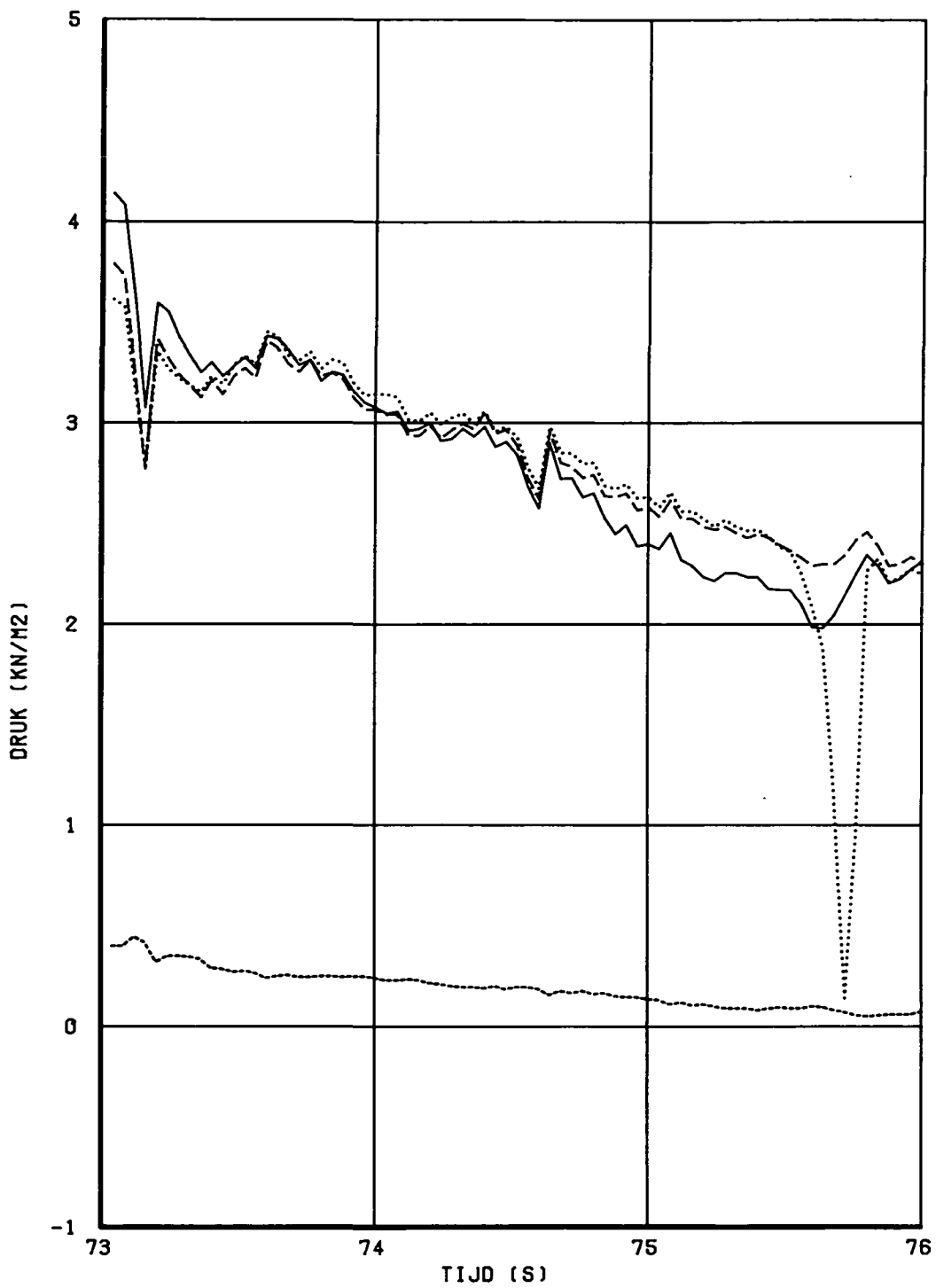
VERPLAATSING EN BELASTING V/H LOSSE BLOK

H195

WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM

T9EF

FIG. 57



————— OPN:11
 - - - - - OPN:12
 OPN:13
 - · - · - OPN:14

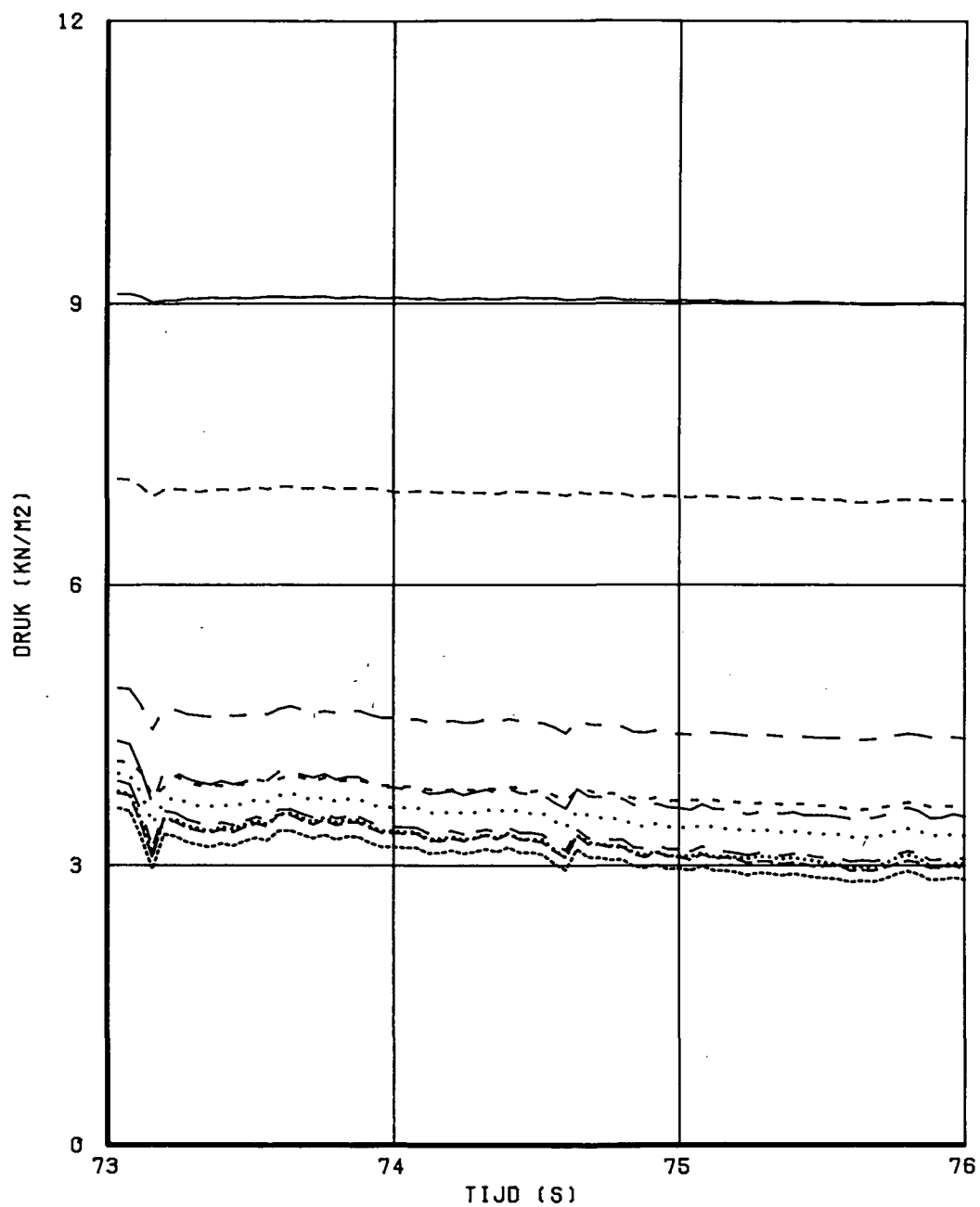
DRUK ONDER EN BOVEN DE STEEN

H195

WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM

T9EF

FIG. 58



- | | | | |
|-----------|-------|-------|--------|
| ————— | OPN:1 | ----- | OPN:6 |
| ----- | OPN:2 | | OPN:7 |
| - - - - - | OPN:3 | | OPN:8 |
| ————— | OPN:4 | | OPN:9 |
| - - - - - | OPN:5 | | OPN:10 |

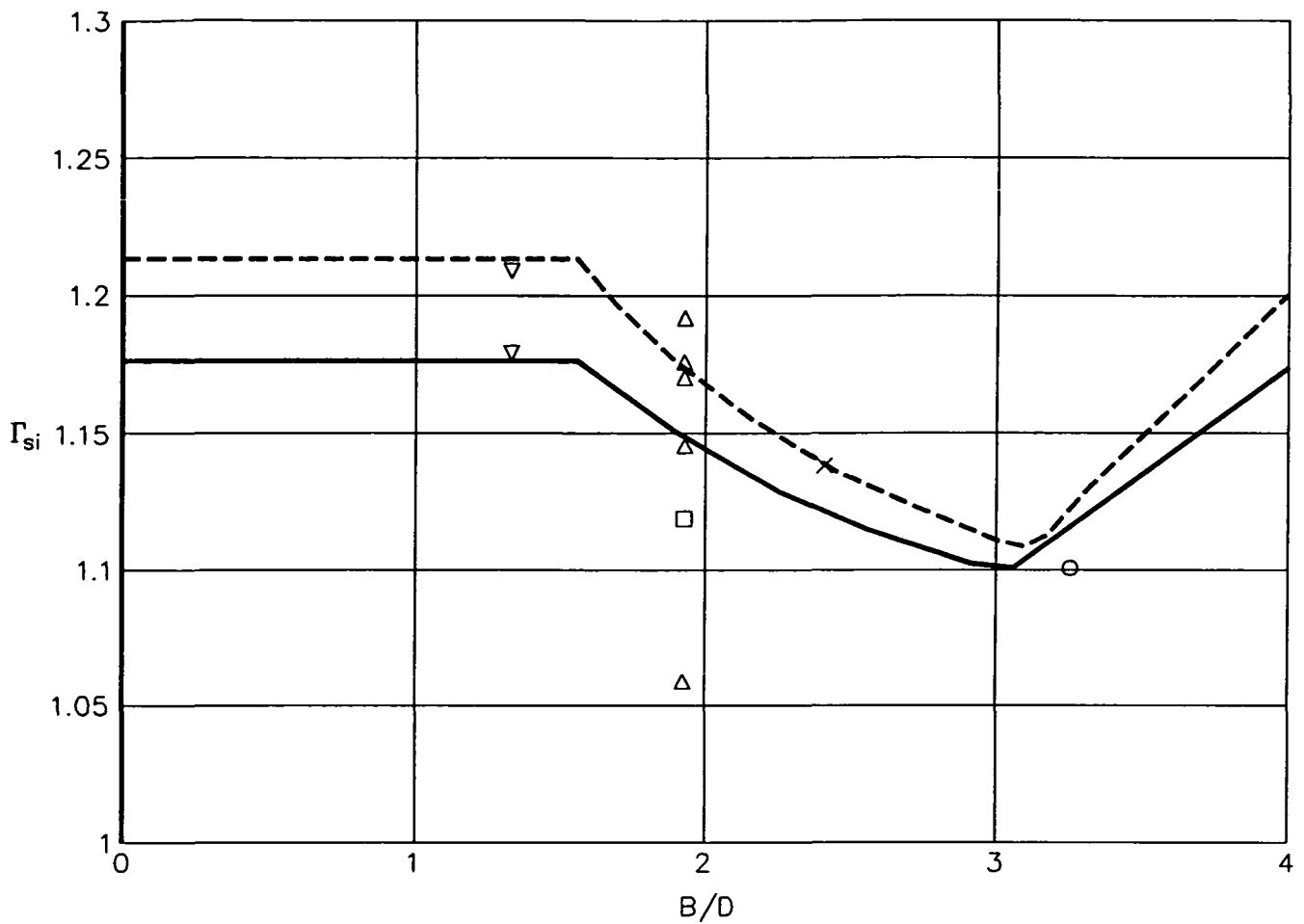
DRUK VERLOOP IN HET FILTER

H195

WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM

T9EF

FIG. 59

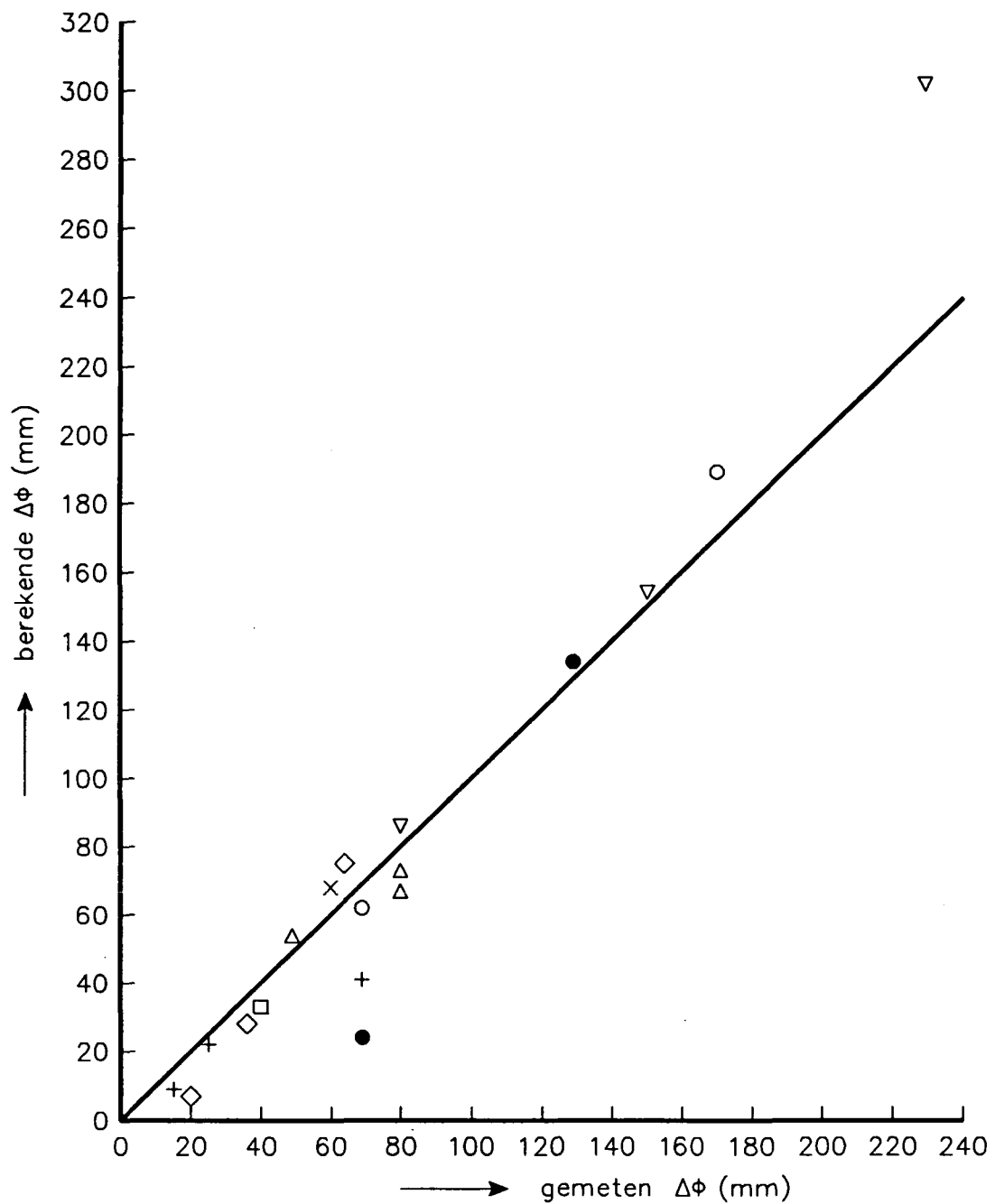


Berekend:
 ----- $f_b = 0,64$
 ————— $f_b = 0,53$

Gemeten (incl. correctie i.v.m. verplaatsingsmeter):

proef	symbool	correctie op Γ_{si}
1,4,5	Δ	0,043
2,6	\square	0,064
3	∇	0,029
9	∇	0,030
7	\times	0,028
8	\circ	0,026

GEMETEN EN BEREKENDE WAARDE VAN Γ_{si}



Meetpunten: Δ T1 $+$ T6
 ∇ T3 \times T7
 \square T4 \diamond T8
 \circ T5 \bullet T9

VERGELIJKING TUSSEN GEMETEN EN BEREKENDE
 VERVAL DOOR TOESTROMING

WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM

H 195

FIG. 61

Bovenstrooms



Benedenstrooms

UITGESPOELD GRIND NA EXPLOSIE-PROEF

T5

WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM

H 195

FIG. 62

APPENDIX A

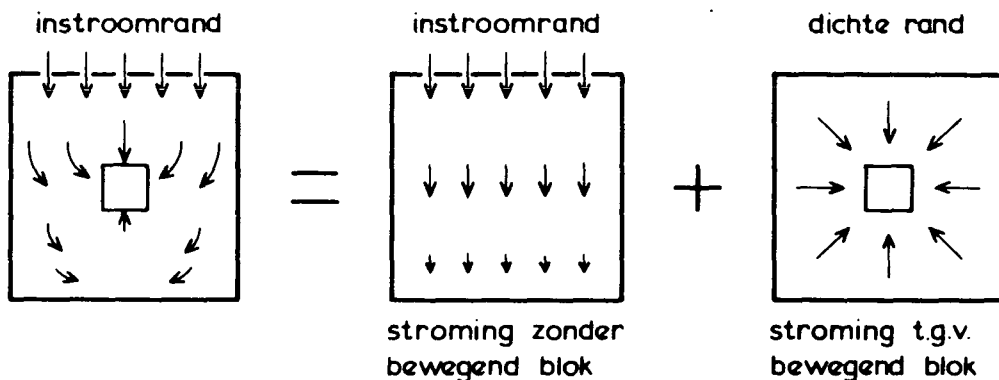
Appendix A

Stijghoogte-verlaging door toestroming in Filterbak

In het model zijn randeffekten aanwezig omdat er geen sprake is van een oneindig uitgestrekte zetting. De stroming in het filter wordt ter plaatse van de modelranden geblokkeerd en datgene wat het filter daardoor tekort komt moet extra door de toplaag naar het filter stromen.

Er kan met de invloed van de randen bij de interpretatie van de resultaten goed rekening gehouden worden, mits deze invloeden niet te veel overheersen en als bij de bovenstroomse instroomrand het debiet konstant gehouden wordt tijdens de beweging van het blok. Aan deze laatste eis is redelijk goed voldaan in geval van de modelopstelling die in figuur 1 is weergegeven.

Tijdens de beweging van het blok is de stroming op te splitsen in twee delen: Het deel dat ook vóór het bewegen van het blok aanwezig was, en het deel dat toegeschreven kan worden aan de blokbeweging (toestroming). Dit is in onderstaande figuur schematisch weergegeven (bovenaanzicht van filter):



De stroming ten gevolge van het bewegende blok (toestroming) in het filter is te berekenen met behulp van formules uit [4], aannemende dat de toestroming radiaal symmetrisch en lineair is:

$$\frac{\partial^2 \phi}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \cdot \frac{\partial \phi}{\partial r} - \frac{\phi \sin^2 \alpha}{\lambda^2} = 0 \quad (1)$$

ϕ = stijghoogte in filter (m)

r = afstand tot hart bewegend blok (m)

α = taludhelling ($^\circ$)

λ = lekhoogte (m)

Ter plaatse van de randen van het model, geschematiseerd op een afstand R_m van het hart van het bewegende blok, geldt:

$$\left[\frac{\partial \phi}{\partial r} \right]_{r=R_m} = 0 \quad (2)$$

Ook bij de instroomrand geldt deze randvoorwaarde. Immers: wegens het konstant zijn van het debiet door deze rand is het debiet, dat op de situatie zonder bewegend blok gesuperponeerd moet worden, gelijk aan nul.

Op een afstand $r = R_b$ (= straal van het cilindrisch geschematiseerde bewegende blok) geldt dat het debiet door het filter gelijk is aan Q :

$$2 \pi R_b \cdot b k \left[\frac{\partial \phi}{\partial r} \right]_{r=R_b} = Q \quad (3)$$

b = dikte filterlaag (m)

k = doorlatenheid filter (m/s)

De algemene oplossing van formule (1) luidt:

$$\phi = A I_0 \left(\frac{r \sin \alpha}{\lambda} \right) + B K_0 \left(\frac{r \sin \alpha}{\lambda} \right) \quad (4)$$

$I_0 ()$ = gemodificeerde Besselfunctie van eerste soort en orde nul.

$K_0 ()$ = gemodificeerde Besselfunctie van tweede soort en orde nul.

Met de randvoorwaarden (2) en (3) zijn de coëfficiënten A en B op te lossen:

$$A = \frac{Q \cdot \lambda}{(I_1(R_b \sin \alpha / \lambda) - I_1(R_m \sin \alpha / \lambda) \cdot K_1(R_b \sin \alpha / \lambda) / K_1(R_m \sin \alpha / \lambda)) \cdot 2\pi R_b b k \sin \alpha}$$

$$B = \frac{I_1(R_m \sin \alpha / \lambda)}{K_1(R_m \sin \alpha / \lambda)} \cdot A \quad (6)$$

$I_1 ()$, $K_1 ()$ = gem. Besselfuncties van orde één.

In geval van een zich in alle richtingen oneindig uitstreckende zetting geldt dat $R_m = \infty$. De oplossing onttaardt dan als volgt:

$$A = 0$$

$$B = \frac{Q \lambda}{2\pi R_b b k \sin \alpha} \cdot \frac{1}{K_1(R_b \sin \alpha / \lambda)} \quad (7)$$

Met (4) volgt hieruit:

$$\phi = - \frac{Q \lambda}{2\pi R_b b k \sin\alpha} \cdot \frac{K_o(r \sin\alpha/\lambda)}{K_1(R_b \sin\alpha/\lambda)} \quad (8)$$

Gezien het feit dat formule (8) met het modelonderzoek geverifieerd zou moeten worden, mag de formule die de stroming in het model beschrijft (namelijk formule (4) t/m (6)) daar niet te veel van afwijken. Konkreet betekent dit dat de tweede term uit formule (4) niet overschaduwd mag worden door de eerste term; met name bij het bewegende blok.

Formule (5) is voor de onderzochte situaties te benaderen tot:

$$A = \frac{K_1(R_m \sin\alpha/\lambda)}{I_1(R_m \sin\alpha/\lambda) \cdot K_1(R_b \sin\alpha/\lambda)} \cdot \frac{Q\lambda}{2\pi R_b b k \sin\alpha} \quad (9)$$

Met formule (4) en (6) kan hiermee de stijghoogte verlaging onder het bewegende blok afgeleid worden ($r = R_b$):

$$\phi_{toe} = \frac{Q\lambda}{2\pi R_b b k \sin\alpha} \cdot \left(\frac{K_1(R_m \sin\alpha/\lambda) \cdot I_o(R_b \sin\alpha/\lambda)}{K_1(R_b \sin\alpha/\lambda) \cdot I_1(R_m \sin\alpha/\lambda)} + \frac{K_o(R_b \sin\alpha/\lambda)}{K_1(R_b \sin\alpha/\lambda)} \right) \quad (10)$$

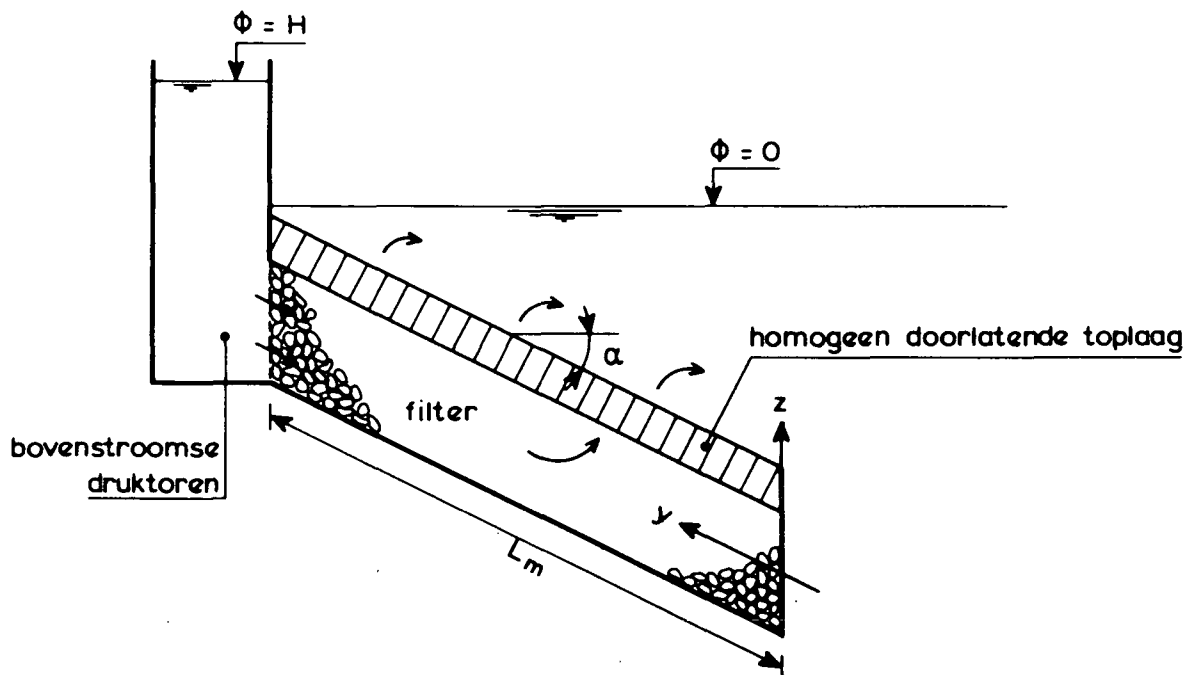
$$\text{met } Q = v_{\text{blok}} \cdot BL$$

$$R_b = \sqrt{BL/\pi}$$

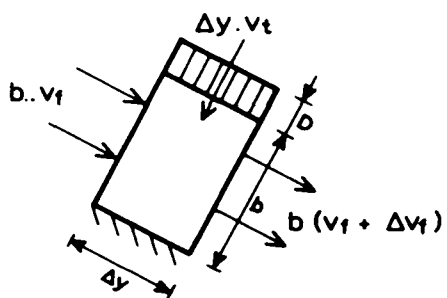
APPENDIX B

Stijghoogte in het filter

In [2] is door Wolsink een formule afgeleid voor de stijghoogte in een filter. Op analoge wijze is een formule af te leiden voor de stromingssituatie die plaatsvindt in de Filterbak:



Er wordt een klein deel van het talud beschouwd:



v_f = filtersnelheid in filter (m/s)

v_t = filtersnelheid door toplaag (m/s)

Met bovenstaande figuur is duidelijk dat:

$$b \cdot \Delta v_f = v_t \cdot \Delta y \tag{1}$$

ofwel:

$$\frac{\partial v_f}{\partial y} = \frac{v_t}{b} \quad (2)$$

Aangenomen wordt dat de volgende doorlatendheidsrelaties gelden (stijghoogte op toplaag is nul):

$$v_f = -k \cdot \frac{\partial \phi}{\partial y} \quad (3)$$

$$v_t = -k' \cdot \frac{\phi}{D} \quad (4)$$

Worden formule (3) en (4) ingevuld in formule (2), dan volgt:

$$\frac{\partial^2 \phi}{\partial y^2} = \frac{\phi \sin^2 \alpha}{\lambda^2} \quad (5)$$

$$\text{met } \lambda = \sin \alpha \sqrt{\frac{k \cdot b \cdot D}{k'}}$$

De algemene oplossing voor vergelijking (5) is het volgende:

$$\phi = A e^{y \sin \alpha / \lambda} + B e^{-y \sin \alpha / \lambda} \quad (6)$$

De coëfficiënten A en B zijn te bepalen met de randvoorwaarden:

$$y = 0 : \frac{\partial \phi}{\partial y} = 0 \quad (7)$$

$$y = L_m : \phi = H \quad (8)$$

Enig rekenwerk leidt dan tot:

$$\phi = \frac{H \cosh (y \sin \alpha / \lambda)}{\cosh (L_m \sin \alpha / \lambda)}$$

SECTIE 4

Eindverificatie onderzoek Deltagoot, analyse van de blokbeweging

INHOUD

SYMBOLENLIJST

	pag.
1. <u>Inleiding</u>	1
2. <u>Samenvatting en konklusie</u>	2
3. <u>Beschrijving van de te verifiëren theorie</u>	6
4. <u>Meetresultaten van geselecteerde proeven</u>	10
5. <u>Analyse van de meetresultaten</u>	14
5.1 Toestroming.....	14
5.2 Wrijving.....	16
5.3 Traagheid.....	20
5.4 Gehele analytische model.....	21

REFERENTIES

TABELLEN

FIGUREN

SYMBOLENLIJST

b	= dikte filterlaag	[m]
B'	= gemiddelde gatafstand (gerekend langs talud omhoog)	[m]
B	= breedte van blok (langs het talud)	[m]
D	= blokdikte	[m]
D _{f15}	= korrelgrootte van het filter dat door 15 gewichtsprocenten wordt onderschreden	[m]
d _s	= absolute waarde van de kleinste stijghoogte ten opzichte van de stilwaterlijn ten tijde van het steilste drukfront vóór de golfklap	[m]
e	= grondtal van natuurlijke logaritme	[-]
f _w	= wrijvingscoëfficiënt	[-]
g	= zwaartekrachtsversnelling	[m/s ²]
H _i	= hoogte van inkomende (regelmatige) golven	[m]
h	= waterdiepte bij de teen van het talud	[m]
k	= gelineariseerde doorlatendheid van het filter	[m/s]
k'	= gelineariseerde doorlatendheid van zetting met spleten en/of gaten	[m/s]
L	= lengte van het blok (evenwijdig aan de dijkas)	[m]
L'	= gemiddelde gatafstand (gerekend langs dijkas)	[m]
L _o	= golflengte op diep water = $gT^2/(2\pi)$	[m]
min(...;...)	= kleinste waarde	
n	= porositeit van het filter	[-]
R	= maximaal toelaatbare stijghoogteverschil	[m]
S	= optredende stijghoogteverschil	[m]
s	= spleetbreedte	[m]
T	= golfperiode	[s]
t	= tijdstip	[s]
t _o	= tijdsduur dat het stijghoogteverschil groter is dan dat overeenkomt met eigen gewicht en wrijving	[s]
t _u	= tijdsduur dat het blok in opwaartse richting beweegt	[s]
u	= (gemiddelde) snelheid van het blok	[m/s]
v _t	= specifiek debiet (filtersnelheid) door de toplaag	[m/s]
v _{f↓}	= filtersnelheid in het filter loodrecht op de toplaag	[m/s]
x	= horizontale plaatscoördinaat ten opzichte van golfschot	[m]
Y	= blokverplaatsing	[m]
\bar{Y}	= gemiddelde verplaatsing	[m]
Y _i	= verplaatsing volgens verplaatsingsopnemer i	[m]

SYMBOLENLIJST (vervolg)

α	= taludhelling	[°]
β	= hellingshoek ten opzichte van de vertikaal van steilste stijghoogte-front vóórdat de golfklap plaatsvindt	[°]
Γ	= invloedsfaktor ($\Gamma \geq 1$)	[-]
Γ_{s1}	= invloedsfaktor van wrijving tussen het losse blok en de rij blokken eronder	[-]
Γ_{s2}	= invloedsfaktor van de massastraagheid op de blokbeweging	[-]
Γ_b	= invloedsfaktor van toestroming op het optredende stijghoogteverschil (de beweging van het blok induceert een vergrote stroming naar het blok en daardoor een stijghoogtedaling)	[m]
Δ	= relatieve soortelijke massa van steen = $\rho_s / \rho - 1$	[-]
ρ	= soortelijke massa van water	[kg/m ³]
ρ_s	= soortelijke massa van steen	[kg/m ³]
λ	= lekhoogte	[m]
Λ	= $\lambda / \sin(\alpha)$	[m]
ϕ_Y	= stijghoogteverschil over een bewegend blok	[m]
ϕ_0	= stijghoogteverschil over een niet bewegend blok, of als blok niet bewogen zou hebben	[m]
ϕ_{eg}	= stijghoogteverschil dat overeenkomt met het eigen gewicht van het losse blok	[m]
ϕ_{wr}	= stijghoogteverschil dat overeenkomt met de wrijvingskrachten	[m]
ϕ_{wre}	= stijghoogteverschil dat overeenkomt met de wrijving van een met eenparige snelheid bewegend blok	[m]
ϕ_{rot}	= stijghoogteverschil bij de eerste aanzet tot roteren	[m]
ϕ_{sch}	= stijghoogteverschil bij de eerste aanzet tot een schuivende beweging	[m]
ϕ_{1mm}	= stijghoogteverschil bij het bereiken van een gemiddelde verplaatsing van 1 mm (na afronding op hele millimeters)	[m]
ϕ_{max}	= het grootste stijghoogteverschil voordat een gemiddelde verplaatsing van 1 mm is bereikt	[m]
ϕ_{op}	= stijghoogteverschil bij een eenparige schuivende beweging (opwaarts)	[m]
ϕ_{neer}	= stijghoogteverschil bij een eenparige schuivende beweging (neerwaarts)	[m]

SYMBOLENLIJST (vervolg)

ϕ_{YB}	= stijghoogteverschil over los blok bij begin van eerste rotatie of schuiven	[m]
$\phi_{wr,max}$	= grootste waarde van ϕ_{rot} , ϕ_{sch} , ϕ_{max} en ϕ_{lmm} , verminderd met ϕ_{eg}	
ϕ_{tr}	= stijghoogteverschil dat overeenkomt de massatraagheidskrachten	[m]
ϕ_{toe}	= stijghoogteverval dat veroorzaakt wordt door de toestroming naar het bewegende blok	[m]
ϕ_t	= stijghoogteverschil over de top laag bij begin van beweging van het losse blok (= $\phi_{eg} + \phi_{wrijving}$)	[m]
ϕ_b	= nivo-verschil tussen de grootste en de kleinste stijghoogte op het talud ten tijde van het steilste drukfront vóór de golfklap	[m]
ϕ_w	= stijghoogteverschil volgens Wolsink [1]	[m]
ϕ	= (gemiddelde) stijghoogte in het filter	[m]
ξ_o	= brekerparameter = $\tan(\alpha)/\sqrt{(H_i/L_o)}$	[-]
ν	= viskositeit van het water	[m ² /s]
ζ	= blokvorm koëfficiënt	[-]

EINDVERIFIKATIE ONDERZOEK DELTAGOOT

Analyse van de blokbeweging

1. Inleiding

In het kader van het onderzoek naar de stabiliteit van taludbekledingen van gezette steen zijn er in sectie 2 formules afgeleid waarmee de stabiliteit van een los blok berekend kan worden. Een los blok is een steen in de zetting die niet ingeklemd ligt tussen z'n burens en derhalve uitsluitend wrijving ondervindt met de rij stenen onder het beschouwde blok.

De stabiliteit van een los blok wordt bepaald door het optredende stijghoogteverschil over de toplaag op het voor bezwijken maatgevende moment en het maximaal toelaatbare stijghoogteverschil. De waarde van deze stijghoogteverschillen wordt bepaald door het volgende:

- 1) het stijghoogteverschil over de toplaag, zonder dat het losse blok beweegt;
- 2) de invloed van de blokbeweging op het optredende stijghoogteverschil;
- 3) het stijghoogteverschil dat nodig is om het eigen gewicht van het blok en de wrijving te compenseren;
- 4) de invloed van massa-traagheid op de beweging van het losse blok.

De formules die het eerste aspect kwantificeren zijn reeds geverifieerd in [3] en [4].

Het doel van het hier gerapporteerde deel van het eindverifikatie-onderzoek is om de juistheid van de formules, die de andere aspecten kwantificeren, te controleren met behulp van de Deltagootmetingen uit [8]. De nadruk hierbij ligt op de invloed van de blokbeweging op het optredende stijghoogteverschil.

Dit onderzoek is uitgevoerd door ir. M. Klein Breteler van het Waterloopkundig Laboratorium in opdracht van de Dienst Weg- en Waterbouwkunde van Rijkswaterstaat.

2. Samenvatting en konklusies

In het kader van het onderzoek naar de stabiliteit van taludbekledingen van gezette steen zijn er in sectie 2 formules afgeleid waarmee de stabiliteit van een los blok berekend kan worden. Een los blok is een steen in de zetting die niet ingeklemd ligt tussen z'n burens en derhalve uitsluitend wrijving ondervindt met de rij stenen onder het beschouwde blok.

Het doel van het hier gerapporteerde deel van het eindverifikatie-onderzoek is om de juistheid van de afgeleide formules, die betrekking hebben op de grootte van de blokbeweging, te controleren met behulp van de Deltagootmetingen uit [8]. De nadruk hierbij ligt op de invloed van de blokbeweging op het optredende stijghoogteverschil.

De invloed van de wrijving, de massastraagheid van een versnellend blok en het naar een bewegend blok toestromend water zijn in sectie 2 gekwantificeerd als (schijnbare) stijghoogten. Deze stijghoogten kunnen gezien worden als een verhoging van de sterkte (maximaal toelaatbaar stijghoogteverschil over de zetting) of als verlaging van de belasting (optredend stijghoogteverschil):

1) Verhoging van de sterkte:

wrijving

$$\phi_{wr} = (\Gamma_{s1} - 1) \cdot \Delta D \cos(\alpha) \quad (\text{met } \Gamma_{s1} \text{ uit figuur 1}) \quad (1)$$

traagheid

$$\phi_{tr} = 1.78 \frac{YD(\Delta + 2)}{gt_o^2} \quad (2)$$

2) Verlaging van de belasting:

toestroming

$$\phi_{toe} = \frac{u \sqrt{(BL)} D \sin(\alpha)}{\pi k' \lambda} \left(0.56 + 0.18 \ln\left(\frac{\sqrt{(BL)} \sin(\alpha)}{\lambda}\right) \right) \quad (3)$$

met:

Δ	= relatieve soortelijke massa van steen = $\rho_s/\rho - 1$	(-)
ρ_s	= soortelijke massa van steen	(kg/m ³)
ρ	= soortelijke massa van water	(kg/m ³)
D	= dikte van toplaag	(m)
α	= taludhelling	(°)
Y	= blokverplaatsing	(m)
u	= (gemiddelde) snelheid van het blok	(m/s)
g	= zwaartekrachtsversnelling	(m/s ²)
t_o	= tijdsduur dat het stijghoogteverschil groter is dan dat overeenkomt met eigen gewicht en wrijving	(s)
B	= breedte van blok (langs het talud)	(m)
L	= lengte van het blok (evenwijdig aan de dijkas)	(m)
k'	= gelineariseerde toplaagdoorlatendheid	(m/s)
λ	= lekhoogte	(m)
ϕ_{wr}	= stijghoogteverschil dat overeenkomt met de wrijvingskrachten	(m)
ϕ_{tr}	= stijghoogteverschil dat overeenkomt de massatraagheidskrachten	(m)
ϕ_{toe}	= stijghoogteverval dat veroorzaakt wordt door de toestroming naar het bewegende blok	(m)

Op grond van de globale resultaten van de metingen, die gerapporteerd zijn in [2], zijn 9 proeven geselecteerd die enerzijds een zo groot mogelijke beweging van het losse blok laten zien en anderzijds zo goed mogelijk aansluiten op de geanalyseerde proeven uit [3] en [4]. De resultaten van deze proeven zijn gebruikt om bovenstaande relaties te toetsen, alsmede het gehele analytische model te verifiëren (inclusief berekening van belasting en sterkte).

Toestroming

Bij de verifikatie van formule (3) is gebleken dat de grootte van ϕ_{toe} inderdaad evenredig is met de bloksnelheid u. In de meeste gevallen is echter de verhouding ϕ_{toe}/u volgens de metingen 2 tot 4 maal groter dan volgens formule (3). Desondanks kan op grond van de resultaten van dit onderzoek gekonkludeerd worden dat de formule bruikbaar is voor het analytische model. Naar verwachting geeft het een veilig (konservatief) resultaat.

Wrijving

Het stijghoogteverschil over het losse blok bij begin van beweging en bij een eenparige beweging van het blok is met de beschikbare metingen niet nauwkeurig vast te stellen. Enerzijds was er sprake van een grote spreiding in de resultaten en anderzijds is in vele gevallen gekonstateerd dat het blok al in beweging komt als het gemeten stijghoogteverschil nog kleiner is dan het eigen gewicht. Dit laatste kan een gevolg zijn van het feit dat het gemeten stijghoogteverschil (in het hart van het blok) niet precies overeenkomt met het gemiddelde stijghoogteverschil over het blok.

Mede omdat de meeste proeven een grotere wrijving te zien geven dan berekend is met formule I., is gekonkludeerd dat de formule geaksepteed kan worden als een veilige benadering van de werkelijke wrijvingsinvloed.

Traagheid

De invloed van de massatraagheid is alleen geanalyseerd bij proef 141 west en 153 west, omdat alleen bij deze proeven het blok een grote versnelling heeft ondergaan. Van deze proeven zijn 7 bewegingen geanalyseerd, waaruit gekonkludeerd kan worden dat in 4 gevallen de berekende waarde van ϕ_{tr} goed overeen kwam met de metingen. In de andere 3 gevallen wordt met formule (2) een veilige waarde berekend.

Hieruit kan gekonkludeerd worden dat formule (2) een veilig resultaat oplevert.

Gehele analytische model

Bij de analyse van de verschillende onderdelen van het analytische model is steeds gekonstateerd dat de afgeleide formules een veilig resultaat opleveren, zodat verwacht kan worden dat het gehele model overdreven veilig is. Dit is bevestigd door het narekenen van de geanalyseerde proeven met het analytisch model, waarbij de gemeten spleetbreedte, korrelgrootte van het filter, golfhoogte etc. als invoer zijn gebruikt. De berekeningen zijn gericht geweest op het vinden van de benodigde blokdikte die volgens het analytische model een bepaalde blokbeweging geeft. Er is gekozen voor een blokbeweging gelijk aan de tijdens de modelproeven gemeten beweging. De analyse is gericht op de proeven, waarvoor verwacht mag worden dat het analytische model geldig is. Daarbij blijkt dat de blokdikte, die volgens het analytische model hoort bij de gekozen blokbeweging, 1,3 tot 1,8 maal groter is dan volgens de metingen.

Gemiddeld is volgens het modelonderzoek in de Deltagoot de benodigde blok-dikte 30% kleiner dan volgens het analytische model, waaruit blijkt dat het model weliswaar erg veilig is, maar desondanks toch goed bruikbaar is in een eerste fase van het ontwerp van een steenzetting.

3. Beschrijving van de te verifiëren theorie

In sectie 2 zijn er formules afgeleid waarmee het maximaal toelaatbare stijghoogteverschil over een los blok (sterkte) en het optredende stijghoogteverschil (belasting) berekend kunnen worden. Uitgangspunt voor de berekeningsmethode is ten aanzien van de sterkte het eigen gewicht van het blok en ten aanzien van de belasting het stijghoogteverschil volgens de formule van Wolsink [1]. Vervolgens zijn er factoren gekwantificeerd die de volgende invloeden weergeven:

- invloed van wrijving tussen het losse blok en de rij blokken eronder: Γ_{s1} .
- invloed van de massatraagheid op de blokbeweging: Γ_{s2} .
- invloed van toestroming op het optredende stijghoogteverschil (de beweging van het blok induceert een vergrote stroming naar het blok en daardoor een stijghoogtedaling): Γ_b .

Deze invloeden zijn geformuleerd als een (schijnbare) vergroting van het eigen gewicht van het blok en als een verkleining van het optredende stijghoogteverschil. De stabiliteitsrelaties uit sectie 2 zijn als volgt:

$$\text{sterkte} = R = \Delta D \cos(\alpha) \cdot (\Gamma_{s1} + \Gamma_{s2} - 1) \quad (4)$$

$$\text{belasting} = S = \phi_w / \Gamma_b \quad (5)$$

met:

R	=	maximaal toelaatbare stijghoogteverschil	(m)
S	=	optredende stijghoogteverschil	(m)
Γ	=	invloedsfactor ($\Gamma \geq 1$)	(-)
Δ	=	relatieve soortelijke massa van steen = $\rho_s / \rho - 1$	(-)
ρ_s	=	soortelijke massa van steen	(kg/m ³)
ρ	=	soortelijke massa van water	(kg/m ³)
D	=	dikte van top laag	(m)
α	=	taludhelling	(°)
ϕ_w	=	stijghoogteverschil volgens de formule van Wolsink [1]	(m)

De invloedsfactoren zijn zo gedefinieerd, dat ze de verhouding aangeven tussen de situatie met en zonder de betreffende invloed:

$$\Gamma_{s1} = \frac{\phi_{eg} + \phi_{wr}}{\phi_{eg}} \quad (6)$$

$$\Gamma_{s2} = \frac{\phi_{eg} + \phi_{tr}}{\phi_{eg}} \quad (7)$$

$$\Gamma_b = \frac{\phi_t + \phi_{toe}}{\phi_t} \quad (8)$$

met:

ϕ_{eg} = stijghoogteverschil dat overeenkomt met het eigen gewicht van het losse blok (m)

ϕ_{wr} = stijghoogteverschil dat overeenkomt met de wrijvingskrachten (m)

ϕ_{tr} = stijghoogteverschil dat overeenkomt met de massatraagheidskrachten (m)

ϕ_{toe} = stijghoogteverval dat veroorzaakt wordt door de toestroming naar het bewegende blok (m)

ϕ_t = stijghoogteverschil over de toplaag bij begin van beweging van het losse blok (= $\phi_{eg} + \phi_{wr}$) (m)

De stijghoogteverschillen en blokbewegingen, die zijn gemeten in de Deltagoot [8], zijn geschikt om de grootte van $\phi_{eg} + \phi_{wr}$, ϕ_{tr} en ϕ_{toe} afzonderlijk uit de metingen te bepalen. Deze gemeten waarden zijn vervolgens te vergelijken met de resultaten van de berekeningen met de formules uit sectie 2:

$$\phi_{eg} + \phi_{wr} = \Gamma_{s1} \cdot \Delta D \cos(\alpha) \quad (\text{met } \Gamma_{s1} \text{ uit figuur 1}) \quad (9)$$

$$\phi_{tr} = 1.78 \frac{YD(\Delta + 2)}{gt_o^2} \quad (10)$$

$$\phi_{toe} = \frac{u \sqrt{(BL) D \sin(\alpha)}}{\pi k' \lambda} (0.56 + 0.18 \ln(\frac{\sqrt{(BL) \sin(\alpha)}}{\lambda})) \quad (11)$$

met:

Y = blokverplaatsing (m)

u = (gemiddelde) snelheid van het blok (m/s)

g = zwaartekrachtsversnelling (m/s²)

t_o = tijdsduur dat het stijghoogteverschil groter is dan dat overeenkomt met eigen gewicht en wrijving (s)

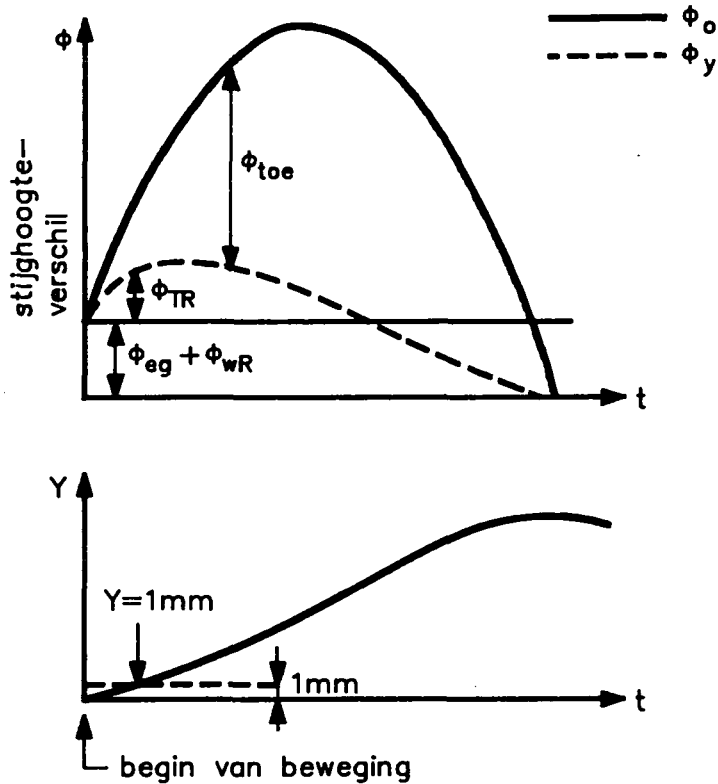
B = breedte van blok (langs het talud) (m)

L = lengte van het blok (evenwijdig aan de dijkas) (m)

k' = gelineariseerde toplaagdoorlatendheid (m/s)

λ = lekhoogte (m)

In onderstaande figuren is nader aangegeven wat er onder de stijghoogteverschillen verstaan wordt:



met:

ϕ_y = stijghoogteverschil over een bewegend blok [m]

ϕ_0 = stijghoogteverschil over een niet bewegend blok, of als blok niet bewogen zou hebben [m]

Op het moment dat de beweging eenparig is geworden, werken er geen traagheidskrachten meer op het bewegende blok. Op dat moment is het stijghoogteverschil over het bewegende blok weer gelijk aan de som van ϕ_{eg} en ϕ_{wr} . Deze waarde kan lager zijn dan die bij begin van beweging, omdat de wrijving van een bewegend voorwerp meestal kleiner is dan van een voorwerp dat nog net niet beweegt. Als echter de beweging start met een rotatie van het blok, dan kan het ook groter zijn, omdat de rotatie juist optreedt als de kracht om de wrijving te overwinnen groter is dan de voor rotatie benodigde kracht.

Tijdens de meeste proeven die zijn geanalyseerd is de invloed van toestrooming dominant ten opzichte van de traagheid. Als het stijghoogteverschil over het bewegende blok $\phi_{eg} + \phi_{wr}$ overschrijdt, gaat het blok in dat geval

direkt bewegen en wijkt ϕ_Y gelijk af van ϕ_0 . Bij een volledig verwaarloosbare traagheid kan zelfs verwacht worden dat ϕ_Y gelijk blijft aan $\phi_{eg} + \phi_{wr}$, zodat alle beschikbare kracht ($\phi_0 - (\phi_{eg} + \phi_{wr})$) opgaat aan de toestroming.

Naarmate de traagheid een belangrijkere rol speelt, kan verwacht worden dat de beweging trager op gang komt. In dat geval lijkt het alsof een zekere minimale verplaatsing (bijvoorbeeld 1 mm) pas optreedt als het stijghoogteverschil veel groter is dan $\phi_{eg} + \phi_{wr}$ (zie figuur op vorige bladzijde). Het is dan belangrijk de grootte van $\phi_{eg} + \phi_{wr}$ af te lezen bij de allereerste neiging tot bewegen. De grootte van de drempelwaarde in de registratie van de blokbeweging kan hierbij de nauwkeurigheid van de gemeten ϕ_{wr} beïnvloeden.

Het doel van de onderhavige burostudie is om de formules (9), (10) en (11) te verifiëren met de resultaten van de Deltagootmetingen. In het volgende hoofdstuk worden de meetresultaten in detail beschreven, terwijl voor de analyse ervan, in relatie tot bovenstaande formules, verwezen wordt naar hoofdstuk 5.

4. Meetresultaten van geselecteerde proeven

Op grond van de globale resultaten van de metingen, die gerapporteerd zijn in [2], zijn de proeven geselecteerd die enerzijds een zo groot mogelijke beweging van het losse blok laten zien en anderzijds zo goed mogelijk aansluiten op de geanalyseerde proeven uit [3] en [4]. De geselecteerde proeven zijn in tabel a weergegeven [8]:

proef	h	H	T	ξ_o	D	B	L	Δ	D_{f15}	s	geotex- tiel?
	[m]	[m]	[s]	[-]	[m]	[m]	[m]	[-]	[mm]	[mm]	
119 oost	5.005	.78	4.3	2.03	.151	.251	.301	1.375	3.6	1.9	nee
122 oost	4.992	.69	3.7	1.85	.151	.251	.301	1.375	3.6	1.9	nee
143 oost	4.849	.92	3.6	1.56	.150	.252	.301	1.348	3.6	1.9*	nee
141 west	4.854	.48	5.2	3.12	.147	.250	.301	1.354	3.6	1.9	nee
153 west	4.727	1.22	5.1	1.92	.147	.250	.301	1.354	3.6	1.9	nee
229 oost	4.922	.48	3.5	2.10	.150	.500	.500	1.383	3.6	2.0	ja
231 oost	4.914	1.00	2.7	1.12	.150	.500	.500	1.383	3.6	2.0	ja
228 west	4.921	.40	4.6	3.03	.147	.250	.301	1.354	9.2	1.9	ja
265 west	4.850	.95	2.6	1.11	.150	.251	.299	1.200	9.2	1.9	nee

Tabel a Geselecteerde proeven (*: met 2 gaten/blok met doorsnede van 4 cm)

met:

h = waterdiepte (m)

H = inkomende golfhoogte (regelmatig) (m)

T = golfperiode (s)

ξ_o = brekerparameter = $\tan(\alpha)/\sqrt{(H/L_o)}$ (-)

L_o = golflengte op diep water (= $gT^2/(2\pi)$) (m)

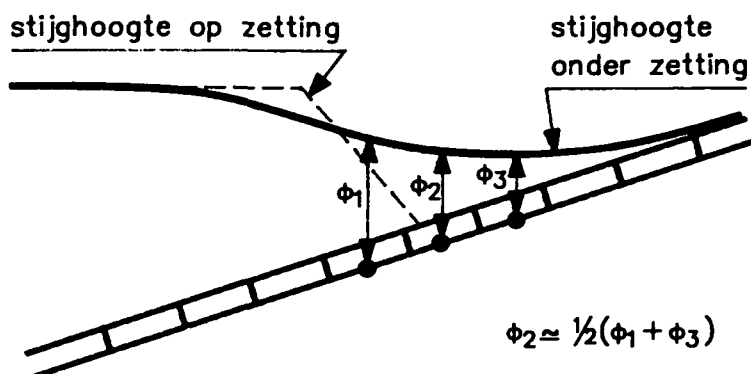
De voor de analyse interessante meetresultaten zijn weergegeven in figuur 2 tot en met 28. Per proef zijn steeds drie figuren met de gedurende 15 s gemeten drukken gegeven. Deze figuren geven de volgende informatie:

figuur A: de gemeten drukken op en onder het losse blok, alsmede de druk onder de blokken die één rij hoger en één rij lager op het talud liggen.

figuur B: het verschil tussen de drukken onder de blokken en de druk op het losse blok.

figuur C: verplaatsingen van de hoekpunten van het losse blok.

De gemeten druk onder de blokken, die ten opzichte van het losse blok één rij hoger en één rij lager op het talud liggen, zijn in de analyse gebruikt als schatting van de druk onder het losse blok als deze niet bewogen had. In onderstaande figuur is dit verduidelijkt.

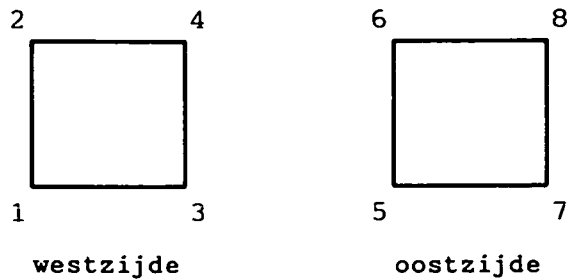


Hieruit blijkt dat voor dit geval de gemiddelde waarde van de drukken op een rij hoger en een rij lager een goede schatting is van de druk ter plaatse van het losse blok. Gezien het feit dat het effect van toestroming op vrij kleine afstand van het bewegende blok al niet meer merkbaar is, is dit gemiddelde dus een betrouwbare schatting van de druk ter plaatse van het bewegende blok als deze niet bewogen had.

In andere gevallen kan het zijn dat de druk onder het blok op een rij hoger (of een rij lager) de beste schatting is. Dit is per proef beoordeeld door de drukken te vergelijken tijdens de periode dat het losse blok nog niet bewoog.

Oorspronkelijk was het de bedoeling om de druk onder het bewegende blok te vergelijken met een andere proef met dezelfde golfrandvoorwaarden waar het blok vast zat. Omdat echter de drukken onvoldoende nauwkeurig reproduceerden, is van deze methode afgestapt. Ook als twee opeenvolgende golven uit dezelfde proef vergeleken worden, valt op dat de druk niet perfect periodiek is.

Van elke proef zijn steeds de verplaatsingen van alle hoekpunten van het losse blok gegeven. De verplaatsingsopnemers zijn als volgt genummerd:



Bovenaanzicht van bewegend blok (gezien vanaf het golfschot)

Het gemiddelde van twee tegenover elkaar liggende hoekpunten levert de gemiddelde verplaatsing van het blok op. Uiteraard moet tijdens alle metingen gelden dat de gemiddelde verplaatsing, berekend met het ene stel tegenover elkaar liggende hoekpunten, gelijk is aan de gemiddelde verplaatsing volgens het andere stel:

$$\text{westzijde: } \bar{Y} = (Y_1 + Y_4)/2 = (Y_2 + Y_3)/2 \quad (12)$$

$$\text{oostzijde: } \bar{Y} = (Y_6 + Y_7)/2 = (Y_5 + Y_8)/2 \quad (13)$$

met:

\bar{Y} = gemiddelde verplaatsing (m)

Y_i = verplaatsing volgens verplaatsingsopnemer i (m)

Met bovenstaande formules is het mogelijk om de registraties van de opnemers te controleren.

Met behulp van de figuren is het mogelijk om de invloed van de wrijving, de toestroming en de traagheid afzonderlijk te kwantificeren. Daarbij wordt gebruik gemaakt van de volgende formules:

$$\phi_{wr} = \phi_{YB} - \phi_{eg} = \text{stijghoogteverschil over los blok bij begin van eerste rotatie of schuiven minus het eigen gewicht}$$

$$\phi_{toe} = \phi_0 - \phi_Y = \text{stijghoogteverschil zonder beweging minus stijghoogteverschil met beweging}$$

$$\phi_{tr} = \phi_{Ymax} - \phi_{wr} = \text{stijghoogteverschil over bewegend blok minus stijghoogteverschil dat nodig is voor begin van beweging}$$

Teneinde bovenstaande waarden goed uit de figuren af te kunnen lezen, zijn de stijghoogteverschillen met en zonder beweging en de gemiddelde verplaatsing in figuur 29 tot en met 37 uitvergroot weergegeven. Het stijghoogteverschil zonder beweging (ϕ_0) is berekend aan de hand van de stijghoogten onder de blokken op een rij hoger en/of een rij lager en is bovendien gecorrigeerd voor de beweging van het losse blok. Als het losse blok naar boven beweegt, zal de drukregistratie van de opnemer op het blok bij konstante stijghoogte evenredig afnemen. De berekende verschildruk zou hierdoor te hoog zijn, zodat de verplaatsing van het losse blok er nog afgetrokken moet worden:

$$\phi_0 = (\phi_{\text{onder vast blok}} - \phi_{\text{op los blok}}) - \bar{Y} \quad (14)$$

Voor het stijghoogteverschil over het bewegende blok (ϕ_Y) is deze correctie uiteraard niet nodig, omdat de drukopnemers op en onder het blok dezelfde verplaatsing ondervinden.

De gemiddelde verplaatsing is na elke beweging zodanig bijgesteld dat deze tussen twee bewegingen steeds nul is. Meestal valt dit in het verloop van de verplaatsing nauwelijks op, maar soms geeft deze correctie een abrupte beweging te zien, die er in werkelijkheid dus niet is (zie bijvoorbeeld figuur 33 op $t = 69.4$ s en figuur 36 op $t = 66.0$ s).

In het volgende hoofdstuk wordt nader ingegaan op de analyse van de figuren 29 tot en met 37.

5. Analyse van de meetresultaten

5.1 Toestroming

In figuur 29 tot en met 37 is duidelijk zichtbaar dat elke keer als het blok omhoog beweegt, het stijghoogteverschil over het bewegende blok (ϕ_Y) achterblijft ten opzichte van het stijghoogteverschil zonder dat het blok zou hebben bewogen (ϕ_0). Tevens is te zien dat ϕ_Y groter is dan ϕ_0 als het blok omlaag beweegt. Dit is een gevolg van het optreden van het verschijnsel 'toestroming'.

De grootte van de stijghoogteverlaging door toestroming (ϕ_{toe}) is als volgt gedefinieerd:

$$\phi_{toe} = \phi_0 - \phi_Y \quad (15)$$

Met deze definitie is ϕ_{toe} positief als het blok omhoog beweegt en negatief als het omlaag beweegt.

Behalve van de eigenschappen van de zetting en het filter is de grootte van ϕ_{toe} , volgens formule (11), lineair evenredig met de bloksnelheid:

$$\phi_{toe} = \frac{u \sqrt{(BL) D \sin(\alpha)}}{\pi k' \lambda} (0.56 + 0.18 \ln(\frac{\sqrt{(BL) \sin(\alpha)}}{\lambda})) \quad (16)$$

De verhouding tussen ϕ_{toe} en de bloksnelheid (u) is uit de metingen te halen door deze variabelen tegen elkaar uit te zetten. Dit is voor elke proef gedaan in figuur 38 tot en met 46. Elk punt uit de figuur representeert de gemiddelde bloksnelheid en gemiddelde ϕ_{toe} tussen twee bemonsteringen van de meetinstrumenten:

$$\bar{\phi}_{toe} = (\phi_{toe1} + \phi_{toe2})/2 \quad (17)$$

$$\bar{u} = (\bar{Y}_2 - \bar{Y}_1)/(t_2 - t_1) \quad (18)$$

met:

$$\phi_{toe1} = \text{verlaging van het stijghoogteverschil als gevolg van de beweging op tijdstip 1} \quad (m)$$

$$\phi_{toe2} = \text{verlaging van het stijghoogteverschil als gevolg van de beweging op tijdstip 2} \quad (m)$$

$$\bar{Y}_i = \text{positie van het hart van het blok op tijdstip } i \quad (m)$$

t_i = tijdstip i (s)
 $t_2 - t_1 = 0.02$ s = bemonsteringsinterval

Op deze wijze is voor elke 0.02 s de waarde van u en ϕ_{toe} berekend en uitgezet in de figuren. Om teken-technische redenen zijn de honderden punten vlak bij de oorsprong van de figuur (ϕ_{toe} en u ongeveer nul) niet altijd getekend.

Hoewel sommige figuren een erg grote spreiding van de meetpunten te zien geven, kan toch gekonkludeerd worden dat er inderdaad een lineair verband tussen ϕ_{toe} en u bestaat. De lineaire relatie door het hart van de puntenwolk gaat meestal echter niet door de oorsprong. Dit is een gevolg van de nauwkeurigheid waarmee de grootte van ϕ_0 berekend kan worden. Bij de berekening hiervan is vooral een kleine fout in de nulreferentie moeilijk te voorkomen, hetgeen in de figuren tot uiting komt in een verschuiving van de meetpunten in verticale richting.

In tabel b zijn de berekende en gemeten verhoudingen ϕ_{toe}/u gegeven. De berekeningen zijn uitgevoerd met formule (16) en de gemeten lekhoogte uit [4]. De doorlatendheid van het filter is gekorrigeerd in dezelfde mate als noodzakelijk bleek na de doorlatendheidsmetingen uit [7]. De doorlatendheid van de top laag is zodanig bijgesteld dat de gemeten lekhoogte resulteert.

proef	D [m]	B [m]	L [m]	b [m]	berekend			gemeten			ϕ_{toe}/u	
					k [$\frac{mm}{s}$]	k' [$\frac{mm}{s}$]	λ [m]	k [$\frac{mm}{s}$]	λ [m]	k' [$\frac{mm}{s}$]	berekend [-]	gemeten [-]
119 o	.151	.251	.301	.50	56	8.7	.22	53	.30	4.5	1.04	2.05
122 o	.151	.251	.301	.50	56	8.7	.22	53	.30	4.5	1.04	2.28
143 o	.150	.252	.301	.50	56	11.6	.19	53	.19	11.0	.84	3.50
141 w	.147	.250	.301	.25	56	8.6	.15	53	.20	4.9	1.69	0.98
153 w	.147	.250	.301	.25	56	8.6	.15	53	.20	4.9	1.69	0.93
229 o	.150	.500	.500	.50	56	4.2	.32	53	.32	4.0	2.60	3.81
231 o	.150	.500	.500	.50	56	4.2	.32	53	.32	4.0	2.60	4.15
228 w	.147	.250	.301	.50	107	7.6	.32	110	.40	5.0	.57	1.40
265 w	.150	.251	.299	.50	107	9.1	.30	110	.40	5.1	.57	0.98

Tabel b Gemeten en berekende toestroming

De berekende verhouding van ϕ_{toe}/u , die berekend is op basis van de gemeten λ , is ook in de figuren aangegeven. Het blijkt dat bij alle proeven, behalve 141 w en 153 w, de gemeten ϕ_{toe}/u groter is dan de berekende waarde, zodat in een stabiliteitsberekening met deze formule meestal een veilig resultaat wordt verkregen.

In tabel b is te zien dat bij proeven met dezelfde konstruktie-eigenschappen (119 en 122, 141 en 153, 229 en 231, 228 en 265) ook ongeveer dezelfde waarde voor ϕ_{toe}/u gemeten wordt. Dit betekent dat de proeven goed reproduceren. Alleen bij proef 228 en 265 is dit in mindere mate het geval.

Omdat in formule (16) ook de doorlatendheid van de toplaag voorkomt, die niet in het model is gemeten en derhalve een onbekende faktor kan afwijken van de werkelijkheid, is een faktor 2 tussen de gemeten en de berekende ϕ_{toe}/u niet verbazingwekkend. Tabel b laat echter zien dat de berekende waarde soms meer dan vier maal kleiner is dan de meting. Desondanks kan op grond van de resultaten van dit onderzoek gekonkludeerd worden dat formule (16) bruikbaar is voor het analytische model. Naar verwachting geeft het een veilig resultaat.

5.2 Wrijving

De grootte van de wrijving kan berekend worden op grond van het stijghoogteverschil bij begin van beweging en het eigen gewicht van het blok. Uit de metingen is echter gebleken dat er een geleidelijke overgang is van geen beweging naar een kontinu schuivende beweging. Bij het toenemen van het stijghoogteverschil vindt eerst een kleine rotatie plaats, waarna met kleine schokjes van enkele tienden van millimeters het schuiven begint. Na de eerste halve millimeter schokkerig te hebben afgelegd, ontstaat pas een mooi schuivende beweging.

Vooraf bij dit eerste schokkerige bewegen is het moeilijk om vast te stellen of er wel of geen schuivende beweging is ingezet, terwijl op dat moment het stijghoogteverschil snel toeneemt. De interpretatie van zo'n kleine beweging is ook moeilijk, omdat het meetinstrument de beweging stapsgewijs volgt met stapjes van 0.25 mm.

Ten einde toch een betrouwbare schatting van de wrijving te verkrijgen, zijn bij alle proeven de stijghoogteverschillen genoteerd bij de volgende gebeurtenissen:

- de eerste aanzet tot roteren (dit was altijd aan de bovenzijkant, verplaatsingsopnemer 2 en 4 aan de westzijde en 6 en 8 aan de oostzijde): ϕ_{rot}
- de eerste aanzet tot een schuivende beweging (dit is een verplaatsing van de onderzijkant): ϕ_{sch}
- het bereiken van een gemiddelde verplaatsing van 1 mm (na afronding op hele millimeters): ϕ_{1mm}
- het grootste stijghoogteverschil voordat een gemiddelde verplaatsing van 1 mm is bereikt (tenzij dit lager is dan die bij $\bar{Y} = 1mm$): ϕ_{max}
- een eenparige schuivende beweging (zowel opwaarts als neerwaarts): ϕ_{op} en ϕ_{neer}

De resultaten hiervan zijn weergegeven in tabel 3 en samengevat in tabel c.

proef	$\phi_{wr,max}$ bij begin van beweging			eenparig	gemiddeld		
	kleinste	gemiddeld	grootste	gemiddeld	ϕ_{wr}	ϕ_{eg}	$\phi_{wr} + \phi_{eg}$
T119	.071	.096	.121	.081	.088	.197	.285
T122	.032	.046	.072	.063	.054	.197	.251
T143	.123	.143	.173		.143	.191	.334
T141	-.010	.027	.055	.062	.044	.189	.233
T153	-.049	-.006	.021		-.006	.189	.183
T229	-.059	-.057	-.049	.027	-.015	.197	.182
T231	-.003	.008	.027	.002	.005	.197	.202
T228	-.068	.052	.172	.057	.055	.189	.244
T265	-.020	.019	.040	.053	.036	.171	.207

Tabel c Gemeten wrijving

met:

$\phi_{wr,max}$ = grootste waarde van ϕ_{rot} , ϕ_{sch} , ϕ_{max} en ϕ_{1mm} , verminderd met ϕ_{eg}

In de kolommen die betrekking hebben op begin van beweging zijn hier de grootste waarden van ϕ_{rot} , ϕ_{sch} , ϕ_{max} en ϕ_{1mm} gegeven, nadat deze verminderd zijn met het stijghoogteverschil dat overeenkomt met het eigen gewicht (ϕ_{eg}). De grootste is gekozen omdat er blijkbaar pas beweging mogelijk is als het stijghoogteverschil al deze waarden overschreden heeft.

Bij elke proef zijn een aantal golfperiodes beschouwd, hetgeen dus ook verschillende registraties van $\phi_{wr,max}$ geeft. In tabel c zijn de kleinste, de gemiddelde en de grootste waarde gegeven.

In de kolom die betrekking heeft op het stijghoogteverschil bij een eenparige beweging (kolom 5) is het gemiddelde van ϕ_{wre} gegeven, hetgeen als volgt uit de gemeten ϕ_{op} en ϕ_{neer} berekend is:

$$\phi_{wre} = \phi_{op} - \Delta D \cos \alpha \quad (19)$$

$$\phi_{wre} = \Delta D \cos \alpha - \phi_{neer} \quad (20)$$

met:

$$\phi_{eg} = \Delta D \cos \alpha = \text{stijghoogteverschil dat overeenkomt met het eigen gewicht} \quad (m)$$

$$\phi_{wre} = \text{stijghoogteverschil dat overeenkomt met de wrijving van een met eenparige snelheid bewegend blok} \quad (m)$$

$$\phi_{op} = \text{stijghoogteverschil bij een eenparige schuivende beweging (opwaarts)} \quad (m)$$

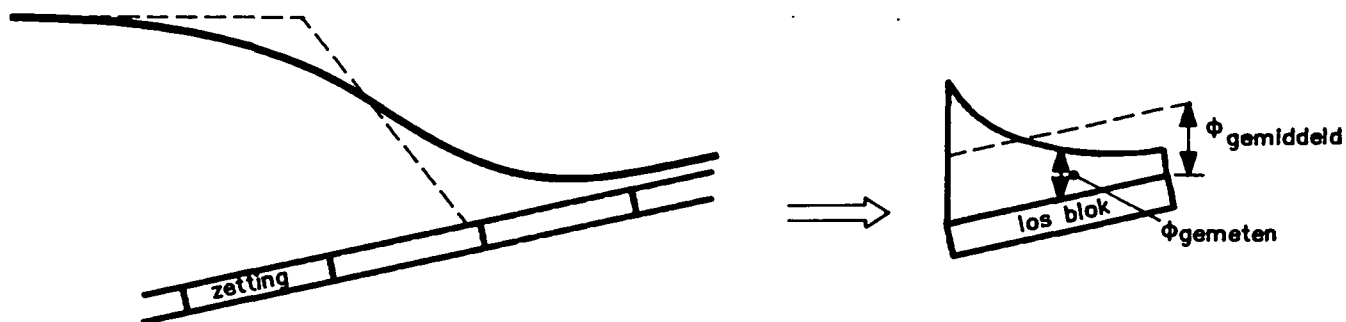
$$\phi_{neer} = \text{stijghoogteverschil bij een eenparige schuivende beweging (neerwaarts)} \quad (m)$$

Deze formules zijn toegepast op de meetgegevens uit de rechter 6 kolommen uit tabel 3. Het gemiddelde van alle waarden bij een eenparige beweging is vermeld in tabel c (kolom 5).

De laatste drie kolommen in tabel c vertegenwoordigen de konklusie uit de metingen. Het is de gemiddelde waarde van kolom 3 (begin van beweging) en kolom 5 (eenparige beweging) uit tabel c.

Uit de meetresultaten blijkt dat er grote verschillen tussen de wrijving van opeenvolgende bewegingen bestaat. Ook als twee proeven met dezelfde blokafmetingen worden vergeleken valt het op dat er een grote spreiding is, zoals bijvoorbeeld blijkt uit proef 119, 122 en 143. Zeer verwonderlijk is het dat er vaak al begin van beweging wordt gekonstateerd, terwijl het stijghoogteverschil nog duidelijk kleiner is dan ϕ_{eg} . Dit zou alleen te verklaren kunnen zijn door:

- 1) de opwaartse kracht die de verplaatsingsopnemers op het blok uitoefenen, en
- 2) het feit dat het gemiddelde stijghoogteverschil over het gehele blok af zou kunnen wijken van het stijghoogteverschil in het hart van het blok (waar de drukopnemers zich bevonden):



In tabel d zijn de gemeten waarden van ϕ_{wr} vergeleken met de resultaten van berekeningen:

proef	gemeten	berekend			
		$\zeta = 0.5$	$\zeta = 0.5$	$\zeta = 0.7$	$\zeta = 0.7$
		$f_w = 0.3$	$f_w = 0.5$	$f_w = 0.3$	$f_w = 0.5$
T119	.088	.020	.033	.020	.033
T122	.054	.020	.033	.020	.033
T143	.143	.019	.032	.019	.032
T141	.044	.019	.032	.019	.032
T153	-.006	.019	.032	.019	.032
T229	-.015	.020	.027	.020	.020
T231	.005	.020	.027	.020	.020
T228	.055	.019	.032	.019	.032
T265	.036	.017	.029	.017	.029

Tabel d Vergelijking tussen gemeten en berekende wrijving

met:

ζ = blokvorm-koëfficiënt (-)

f_w = wrijvingskoëfficiënt (-)

Uit de tabel blijkt dat in 6 van de 9 proeven de wrijving groter is dan berekend is.

Met de resultaten van de metingen is het niet mogelijk gebleken een zinvolle aanpassing van de berekeningsmethode te formuleren, omdat de spreiding in de metingen daarvoor te groot is en omdat de soms gekonstateerde negatieve wrijving aanleiding geeft te twijfelen aan de betrouwbaarheid ervan. Mede omdat de meeste proeven een grotere wrijving te zien geven dan berekend is,

wordt de berekeningsmethode geaksepteerd als een veilige (konservatieve) benadering.

5.3 Traagheid

De invloed van de massatraagheid van de blokken is in het analytische model opgenomen als een kracht die, net als het eigen gewicht en de wrijving, door het optredende stijghoogteverschil moet worden overwonnen om de zetting te laten bezwijken. Het is daarom vertegenwoordigd door een extra stijghoogteverschil dat is toegevoegd aan de sterkte. De grootte ervan kan berekend worden met formule (10):

$$\phi_{tr} = 1.78 \frac{YD(\Delta + 2)}{gt_o^2} \quad (21)$$

Uit het feit dat t_o^2 in de noemer voorkomt, kan gekonkludeerd worden dat de invloed van de traagheid alleen merkbaar is als t_o (= tijdsduur dat het stijghoogteverschil groter is dan $\phi_{eg} + \phi_{wr}$) klein is. Uit figuur 29 tot en 37 blijkt dat dit alleen voor de proeven 143, 141 en 153 geldt. Proef 143 valt in dit verband af omdat tijdens deze proef het blok nauwelijks een schuivende beweging maakt. Daarom zijn in deze paragraaf alleen de proeven 141 en 153 verder uitgewerkt.

Het gemeten stijghoogteverschil over het bewegende blok, verminderd met het stijghoogteverschil bij begin van beweging ($\phi_Y - \phi_{eg} - \phi_{wr}$), en de gemiddelde blokbeweging zelf zijn uitvergroot weergegeven in figuur 47 tot en met 52. Steeds is de waarde van $\phi_{eg} + \phi_{wr}$ gebruikt die aan het begin van de betreffende beweging is gemeten.

De tijdsduur dat $\phi_Y - \phi_{eg} - \phi_{wr} > 0$ is (per definitie) gelijk aan t_o . In de afleiding van formule (21) is gebruik gemaakt van de veronderstelling dat $\phi_Y - \phi_{eg} - \phi_{wr}$ een paraboolvormig verloop in de tijd heeft. Bij de interpretatie van de meetresultaten is het belangrijk dit in gedachten te houden en de grootte van ϕ_{tr} te zien als het maximum van de parabool die het verloop van $\phi_Y - \phi_{eg} - \phi_{wr}$ optimaal benadert.

In tabel e zijn de gemeten en berekende waarden van ϕ_{tr} vergeleken:

proef	tijd [s]	gemeten					berekend		
		$\phi_{eg} + \phi_{wr}$ [mm]	t_o [s]	t_u/t_o [-]	Y_{max} [mm]	ϕ_{tr} [mm]	$1.78D(\Delta+2)/g$ [s ²]	t_u/t_o [-]	ϕ_{tr} [mm]
141 w	≈ 63.6	224	0.13	1.5	2.1	18	0.0896	1.5	11
141 w	≈ 68.8	244	0.07	1.7	1.5	20	0.0896	1.5	31
141 w	≈ 74.0	179	0.30	1.1	3.8	50	0.0896	1.5	4
153 w	≈ 63.7	210	0.16	0.9	17.	120	0.0896	1.5	60
153 w	≈ 64.0	210	0.13	1.1	11.	70	0.0896	1.5	58
153 w	≈ 68.7	200	0.13	1.0	15.	70	0.0896	1.5	80
153 w	≈ 73.8	140	0.23	0.9	8.8	200	0.0896	1.5	15

Tabel e. Gemeten en berekende traagheid

met:

t_u = tijdsduur dat het blok in opwaartse richting beweegt (s)

In deze tabel zijn twee zaken te vergelijken. Ten eerste de gemeten en berekende waarden van t_u/t_o . Als t_u groot is, dan is de gemiddelde bloksnelheid klein en dus de invloed van de toestroming klein. Uit de metingen blijkt dat t_u/t_o meestal ongeveer 1.0 is, maar soms ook 1.5 à 1.7 is. De berekende waarde is steeds 1.5, hetgeen een goede en tevens veilige waarde is in vergelijking tot de metingen.

Ten tweede kunnen de gemeten en berekende waarden van ϕ_{tr} met elkaar vergeleken worden. De nauwkeurigheid van de metingen is sterk beïnvloed door het feit dat de wrijving tijdens de beweging niet konstant is (zie vorige paragraaf). Hierdoor kan de gemeten ϕ_{tr} orde 10 mm afwijken van de werkelijkheid. Met dit in gedachten kan uit tabel e gekonkludeerd worden dat de berekeningen goed met de metingen overeenkomen, behalve bij proef 141 als $t \approx 74.0$ s, proef 153 als $t \approx 63.7$ s en proef 153 als $t \approx 73.8$ s. In die gevallen geeft de berekening een veilige waarde ten opzichte van de metingen. Hieruit kan gekonkludeerd worden dat formule TRAA een veilig resultaat oplevert.

5.4 Gehele analytische model

In de vorige paragrafen en in [3] en [4] is gekonstateerd dat het analytische rekenmodel voor het bepalen van de stabiliteit van een zetting een

veilig resultaat oplevert. Omdat dit voor elk onderdeel afzonderlijk geldt, mag verwacht worden dat het gehele model een wellicht overdreven veilig resultaat geeft. Dit is in deze paragraaf nader beschreven.

In tabel f zijn de golfrandvoorwaarden en enkele constructie-parameters gegeven die gebruikt zijn om met het analytische model de grootte van de blokbeweging te berekenen. De berekeningen zijn gebaseerd op de gemeten lekhoogte en de daarvan afgeleide toplaagdoorlatendheid, maar daarentegen is gebruik gemaakt van de als volgt berekende waarde van t_o (zie sectie 2):

$$t_o = 0.25 + T/20 \tag{22}$$

De laatste twee kolommen geven de gemeten en berekende blokbeweging weer.

proef	h [m]	H [m]	T [s]	ξ_o [-]	b [m]	D_{f15} [mm]	B [m]	k' [mm/s]	gemeten		berekend
									λ_m [m]	Y_{max} [mm]	Y_{max} [mm]
119 oost	5.005	.78	4.3	2.03	.50	3.6	.25	4.5	.30	40	119
122 oost	4.992	.69	3.7	1.85	.50	3.6	.25	4.5	.30	24	97
143 oost	4.849	.92	3.6	1.56	.50	3.6	.25	11.0	.19	3	78
141 west	4.854	.48	5.2	3.12	.25	3.6	.25	4.9	.20	6	25
153 west	4.727	1.22	5.1	1.92	.25	3.6	.25	4.9	.20	16	66
229 oost	4.922	.48	3.5	2.10	.50	3.6	.50	4.0	.32	16	36
231 oost	4.914	1.00	2.7	1.12	.50	3.6	.50	4.0	.32	13	44
228 west	4.921	.40	4.6	3.03	.50	9.2	.25	5.0	.40	41	188
265 west	4.850	.95	2.6	1.11	.50	9.2	.25	5.1	.40	49	171

Tabel f Gemeten en berekende blokbeweging (analytisch model met gemeten lekhoogte en daarvan afgeleide toplaagdoorlatendheid)

Uit tabel f blijkt dat de berekende blokbeweging inderdaad vele malen groter is dan de gemeten waarden. Bij proef 143 is het verschil zelfs een faktor 26!

Een indruk van de mate van overdimensionering met het analytische model is verkregen door de gemeten relatieve blokbeweging als ontwerpkriterium te stellen en vervolgens de relatieve blokdikte te berekenen. De blokbeweging volgens het analytisch model is dus gelijk gekozen de gemeten blokbeweging.

Het resultaat is gegeven in tabel g. Voor het berekenen van de derde kolom van de tabel zijn de lekhoogte en de doorlatendheid van de toplaag in dezelfde mate gekorrigeerd als in de berekeningen voor tabel f. De laatste kolom (kolom 4) is berekend met het gehele analytische model.

proef	gekozen rel. blok- beweging	blokdikte volgens metingen (werkelijke D)	blokdikte volgens anal. model met gemeten λ	blokdikte volgens anal. model met berekende λ
	Y_{\max}/D [-]	D [m]	D [m]	D [m]
119 oost	0.27	0.151	0.208	0.199
122 oost	0.16	0.151	0.218	0.210
143 oost	0.02	0.150	0.239	0.267
141 west	0.04	0.147	0.178	0.145
153 west	0.11	0.147	0.209	0.195
229 oost	0.11	0.150	0.186	0.200
231 oost	0.09	0.150	0.213	0.239
228 west	0.28	0.147	0.225	0.225
265 west	0.33	0.150	0.227	0.233

Tabel g Blokdikte die volgens de berekeningen past bij de gekozen blokbeweging in vergelijking tot de werkelijke blokdikte

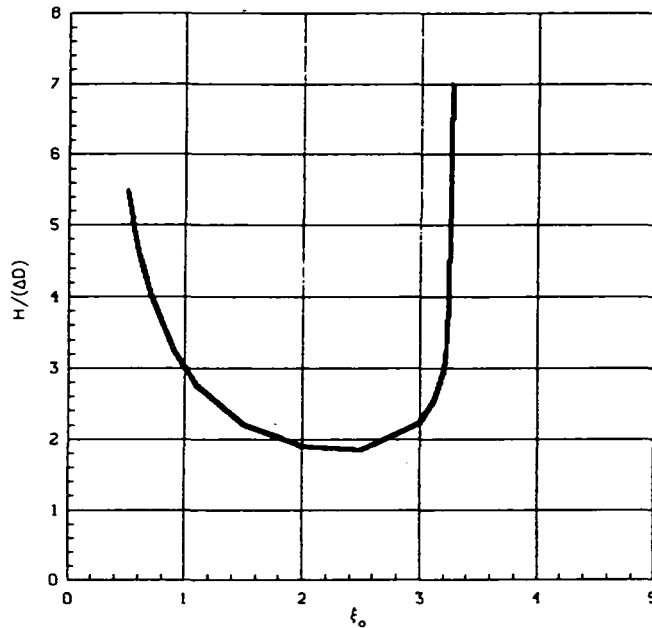
Uit de eerste vier kolommen van tabel g blijkt dat een konstruktie, die met het analytische model is ontworpen (uitgaande van de gemeten lekhoogte), 1.2 tot 1.6 maal dikkere blokken heeft dan noodzakelijk is op grond van de Deltagootmetingen.

Veel interessanter is echter de vergelijking tussen kolom 3 (blokdikte op basis van metingen) en de laatste kolom. De laatste kolom geeft de benodigde blokdikte volgens het gehele analytische model weer, inclusief de berekende lekhoogte. De input voor deze berekeningen waren dus zaken als spleetbreedte en korrelgrootte van het filter. Uit de tabel blijkt dat in sommige gevallen (proef 143, 231 en 265) volgens de berekeningen 1.6 à 1.8 maal dikkere blokken nodig zijn dan volgens metingen. Maar bij het narekenen van proef 141 west blijkt dat het analytische model een onveilig resultaat oplevert: $D = 14.5$ cm, in plaats van 14.7 cm. In dit geval is het verschil erg klein, maar toch is er sprake van een achterliggend probleem. Dit wordt onderstaand toegelicht.

De lekhoogte van de konstruktie van proef 141 west was volgens de berekeningen slechts 0.15 m en de brekerparameter was vrij groot: $\xi_0 = 3.1$. Daardoor

is volgens het analytische model het stijghoogteverschil nauwelijks meer afhankelijk van de golfhoogte, zodat gekonkludeerd moet worden dat de grens van het toepasbaarheidsgebied is bereikt. Dit blijkt bijvoorbeeld als de waarde van ξ_0 een klein beetje wordt vergroot. De bezwijkgolffoogte neemt dan extreem toe:

proef 141 west ($D = 0.145$; $\lambda = 0.15$ m):



Uit deze figuur blijkt dat volgens het analytisch model de stabiliteit van de konstruktie geleidelijk begint toe te nemen als $\xi_0 > 2.5$, en bij $\xi_0 = 3.3$ naar een verticale asymptoot gaat. Vanaf het laagste punt in de $H/\Delta D$ - ξ grafiek is het aannemelijk te veronderstellen dat het analytische model niet meer geschikt om de stabiliteit te berekenen. Zonder hier dieper op in te gaan kan als vuistregel gehanteerd worden dat het analytische model alleen geldig is als voldaan wordt aan (zie sectie 5):

$$\frac{H}{\lambda \sqrt{\tan(\alpha)}} \leq 28 \xi_0^{-2} \quad (23)$$

Alle nagerekende proeven, behalve de proeven 141 en 153 west, voldoen aan dit criterium. Als deze proeven buiten beschouwing worden gelaten, dan geldt dat volgens het modelonderzoek in de Deltagoot de benodigde blokdicke gemiddeld 30% kleiner is dan volgens het analytische model.

REFERENTIES

1. J.W. van der Meer.
Taludbekledingen van gezette steen.
Bezwijken van zettingen; Overzicht en bundeling van bestaande kennis.
Waterloopkundig Laboratorium, Grondmechanica Delft, verslag bureaustudie
M 1795/M 1881 deel XI, CO 258902, juni 1985.
2. A.M. Burger.
Taludbekledingen van gezette steen.
Meetverslag eindverifikatie onderzoek Deltagoot.
Waterloopkundig Laboratorium en Grondmechanica Delft, concept rapport
H195.25, april 1988 (zie ook [8]).
3. M. Klein Breteler.
Taludbekledingen van gezette steen.
Eindverifikatie onderzoek Deltagoot.
Analyse van gemeten stijghoogte op talud.
Waterloopkundig Laboratorium, dec. 1988 (Is als sectie 5 in deel 17
opgenomen [5]).
4. M. Klein Breteler.
Verificatie met Deltagootmetingen van de analytische methode voor het
berekenen van het stijghoogteverschil over de toplaag.
Waterloopkundig Laboratorium (wordt in deel 19 als sectie 3 opgenomen).
5. M. Klein Breteler.
Taludbekledingen van gezette steen.
Waterbeweging en golfbelasting op een glad talud.
Waterloopkundig Laboratorium en Grondmechanica Delft, deel XVII,
M1795/H195, maart 1990.
6. J. Wouters.
Taludbekledingen van gezette steen.
Eindverifikatie onderzoek Deltagoot.
Waterloopkundig Laboratorium en Grondmechanica Delft, deel XXIII,
M1795/H195, febr. 1991.

REFERENTIES (vervolg)

7. A. Bezuyen.

Taludbekledingen van gezette steen.

Vergelijking berekende en met Steenzet bepaalde leklengte.

Grondmechanica Delft, notitie N318, febr. 1989 (wordt in deel 19 als sectie 7 opgenomen [8]).

8. M. Klein Breteler e.a.

Taludbekledingen van gezette steen.

Analytische en numerieke berekening van de stijghoogte onder de toplaag.

Waterloopkundig Laboratorium en Grondmechanica Delft, deel XIX
verschijnt in 1991.

op de zetting			onder de zetting		
	X	Z		X	Z
	[m]	[m]		[m]	[m]
DRO 04	178.07	4.030	DRO 01	176.21	3.248
DRO 06	178.32	4.110	DRO 02	177.16	3.568
DRO 08	178.56	4.190	DRO 03	178.12	3.888
DRO 10	178.79	4.270	DRO 05	178.37	3.968
DRO 12	179.03	4.350	DRO 07	178.61	4.048
DRO 17	173.45	2.517	DRO 09	178.84	4.128
DRO 18	175.45	3.153	DRO 11	179.07	4.208
DRO 19	176.41	3.472	DRO 13	180.04	4.528
DRO 20	177.36	3.791	DRO 14	180.99	4.848
DRO 21	177.84	3.949	DRO 15	182.92	5.488
DRO 22	178.32	4.108	DRO 16	185.01	6.178
DRO 23	180.23	4.745	DRO 28	175.26	2.931
DRO 24	180.71	4.906	DRO 29	176.93	3.489
DRO 25	181.19	5.066	DRO 30	177.89	3.808
DRO 26	183.12	5.708	DRO 31	178.85	4.128
DRO 27	185.22	6.409	DRO 33	179.09	4.207
DRO 32	178.80	4.270	DRO 35	179.33	4.287
DRO 34	179.04	4.349	DRO 37	179.57	4.367
DRO 36	179.28	4.429	DRO 39	179.79	4.443
DRO 38	179.52	4.509	DRO 41	180.76	4.764
DRO 40	179.75	4.585	DRO 42	181.72	5.085
			DRO 43	183.64	5.726
			DRO 44	185.73	6.421

N.B. X is gerekend vanaf golfschot
Z is gerekend vanaf gootbodem

Tabel 1 Drukopnemers serie I (proefnummers 100 tot 200)

op de zetting			onder de zetting		
	X	Z		X	Z
	[m]	[m]		[m]	[m]
DRO 05	179.03	4.347	DRO 01	176.20	3.249
DRO 07	179.27	4.425	DRO 02	177.16	3.566
DRO 09	179.51	4.506	DRO 03	178.11	3.882
DRO 11	179.75	4.585	DRO 04	179.08	4.204
DRO 13	179.99	4.667	DRO 06	179.31	4.282
DRO 18	175.43	3.146	DRO 08	179.55	4.363
DRO 19	176.39	3.475	DRO 10	179.79	4.442
DRO 20	177.35	3.792	DRO 12	180.03	4.524
DRO 21	177.83	3.957	DRO 14	180.99	4.848
DRO 22	178.31	4.110	DRO 15	181.90	5.167?
DRO 23	178.79	4.274	DRO 16	182.80	5.486
DRO 24	180.23	4.743	DRO 17	185.01	6.172
DRO 25	180.70	4.903	DRO 29	176.32	3.281
DRO 26	181.18	5.068	DRO 30	177.28	3.606
DRO 27	183.09	5.709	DRO 31	178.23	3.924
DRO 28	185.22	6.391	DRO 32	178.70	4.085
DRO 34	179.14	4.385	DRO 33	179.18	4.242
DRO 36	179.61	4.546	DRO 35	179.66	4.403
DRO 38	180.09	4.702	DRO 37	180.14	4.559
			DRO 39	180.62	4.714
			DRO 40	181.09	4.876
			DRO 41	182.05	5.193
			DRO 42	185.73	6.418

N.B. X is gerekend vanaf golfschot
Z is gerekend vanaf gootbodem

Tabel 2 Drukopnemers serie II (proefnummers 200 tot 300)

proef	tijd [s]	bij begin van beweging				tijdens eenparige beweging					
		ϕ_{\max} [m]	$\phi_{1\text{mm}}$ [m]	ϕ_{rot} [m]	ϕ_{sch} [m]	ϕ_{op} [m]	ϕ_{op} [m]	ϕ_{op} [m]	ϕ_{neer} [m]	ϕ_{neer} [m]	ϕ_{neer} [m]
T119	61.38		.173	.153	.318	.293			.123		
	65.72	.178	.173	.158	.303				.138	.153	.048
	69.96		.163	.133	.283				.173		
	74.36		.268	.183	.218	.323					
T122	64.46		.234	.219	.239				.129		
	66.02	.229	.179	.184	.219	.244	.279	.274			
	69.44	.164	.159	.159	.234	.264					
	73.20		.149	.129	.269	.299			.189		
T143	60.76		.324	.290							
	64.14	.289	.254	.239	.314						
	67.66		.364	.310	.364						
T141	63.16		.164	.114	.224	.249			.089		
	68.40	.174	.164	.139	.244						
	73.44		.149	.104	.179	.214					
T153	63.38	.155	.120	.145	.210						
	68.56	.165	.160	.165	.200						
	73.70		.140	.080	.140						
T229	61.84	.138	.133	.138	.133	.138			.133		
	65.40	.148	.133	.138	.133				.088		
	68.84		.138	.138	.138	.158	.153	.143	.128	.128	.138
	72.38	.138	.133	.133	.133	.223					
T231	62.42	.204	.189	.194	.189	.179					
	65.10	.209	.199	.199	.199				.169		
	67.74	.194	.184	.189	.189	.179					
	70.52	.224	.214	.219	.219	.199			.179		
	73.16		.194	.189	.189						
T228	63.18		.086	.066	.121	.246			.106	.136	.176
	74.00	.361	.306	.336	.336						
T265	62.06		.096	.096	.151	.196	.181	.206	.131		
	64.84		.171	.136	.211	.206					
	67.44		.156	.131	.211	.191	.316				
	70.00		.166	.146	.191	.246			.016	.121	.151
	72.70		.171	.146	.186	.216	.206				

ϕ_{rot} = stijghoogteverschil bij de eerste aanzet tot roteren (dit was altijd aan de bovenzijkant, verplaatsingsopnemer 2 en 4 aan de westzijde en 6 en 8 aan de oostzijde) (m)

ϕ_{sch} = stijghoogteverschil bij de eerste aanzet tot een schuivende beweging (dit is een verplaatsing van de onderzijde) (m)

$\phi_{1\text{mm}}$ = stijghoogteverschil bij het bereiken van een gemiddelde verplaatsing van 1 mm (na afronding op hele millimeters) (m)

ϕ_{\max} = grootste stijghoogteverschil voordat een gemiddelde verplaatsing van 1 mm is bereikt (tenzij dit lager is dan die bij $\bar{Y} = 1\text{mm}$) (m)

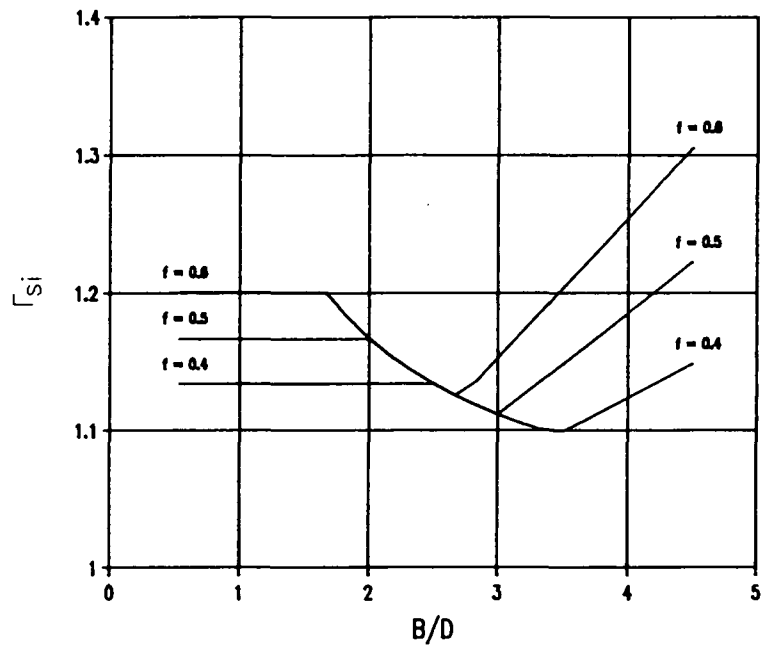
ϕ_{op} = stijghoogteverschil bij een eenparige schuivende beweging in (m)

Tabel 3 Gemeten stijghoogte bij begin van beweging en eenparige beweging

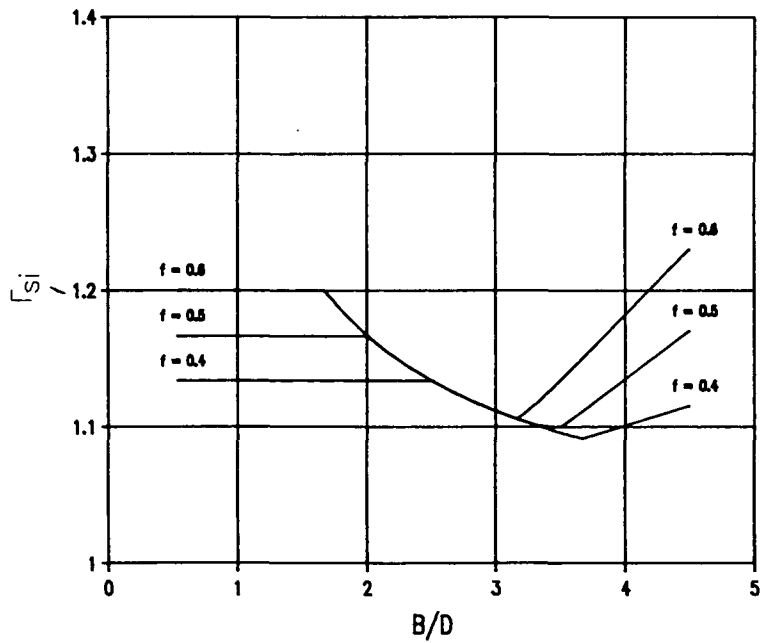
proef		119 oost	122 oost	143 oost	141 west	153 west	229 oost	231 oost	228 west	265 west
h	[m]	5.005	4.992	4.849	4.854	4.727	4.922	4.914	4.921	4.850
H	[m]	.78	.69	.92	.48	1.22	.48	1.00	.40	.95
T	[s]	4.30	3.70	3.60	5.20	5.10	3.50	2.70	4.60	2.60
Δ	[-]	1.375	1.375	1.348	1.354	1.354	1.383	1.383	1.354	1.200
D	[m]	.151	.151	.150	.147	.147	.150	.150	.147	.150
B	[m]	.251	.251	.252	.250	.250	.500	.500	.250	.251
L	[m]	.301	.301	.301	.301	.301	.500	.500	.301	.299
b	[m]	.50	.50	.50	.25	.25	.50	.50	.50	.50
k	[mm/s]	53	53	53	53	53	53	53	110	110
k'	[mm/s]	4.5	4.5	11.0	4.9	4.9	4.0	4.0	5.0	5.1
λ	[m]	.30	.30	.19	.20	.20	.32	.32	.40	.40
ζ	[-]	.5	.5	.5	.5	.5	.5	.5	.5	.5
f_w	[-]	.3	.3	.3	.3	.3	.3	.3	.3	.3
ξ_o	[-]	2.03	1.85	1.56	3.12	1.92	2.10	1.12	3.03	1.11
H/(\Delta D)	[-]	3.8	3.3	4.5	2.4	6.1	2.3	4.8	2.0	5.3
$\Delta D \cos(\alpha)$	[m]	.197	.197	.191	.189	.189	.197	.197	.189	.171
ϕ_b	[m]	.987	.796	.895	.934	1.461	.629	.698	.756	.658
$\tan(\beta)$	[-]	1.04	.94	.80	1.59	.98	1.07	.57	1.55	.57
ϕ_w	[m]	.444	.418	.350	.273	.378	.378	.440	.431	.465
t_o	[s]	.47	.44	.43	.51	.51	.43	.39	.48	.38
t_u	[s]	.70	.65	.65	.77	.76	.64	.58	.72	.57
Γ_{s1} (wrijving)		1.10	1.10	1.10	1.10	1.10	1.10	1.10	1.10	1.10
Γ_{s2} (traagh.)		1.26	1.24	1.20	1.05	1.12	1.09	1.14	1.39	1.60
Γ_s (sterkte)		1.36	1.34	1.30	1.15	1.22	1.19	1.24	1.49	1.70
Γ_b (belasting)		1.66	1.59	1.41	1.26	1.64	1.61	1.80	1.54	1.60
Belasting	[m]	.267	.263	.249	.216	.230	.235	.244	.281	.291
Sterkte	[m]	.267	.264	.250	.216	.231	.235	.244	.281	.291
Y_{max}	[mm]	.119	.097	.078	.025	.066	.036	.044	.188	.171

Tabel 4 Resultaten van stabiliteitsberekeningen met analytische model (met gemeten lekhoogte en de daarvan afgeleide toplaagdoorlatendheid)

$$\zeta = .5$$



$$\zeta = .7$$



$f = f_w =$ wrijvingscoëfficiënt

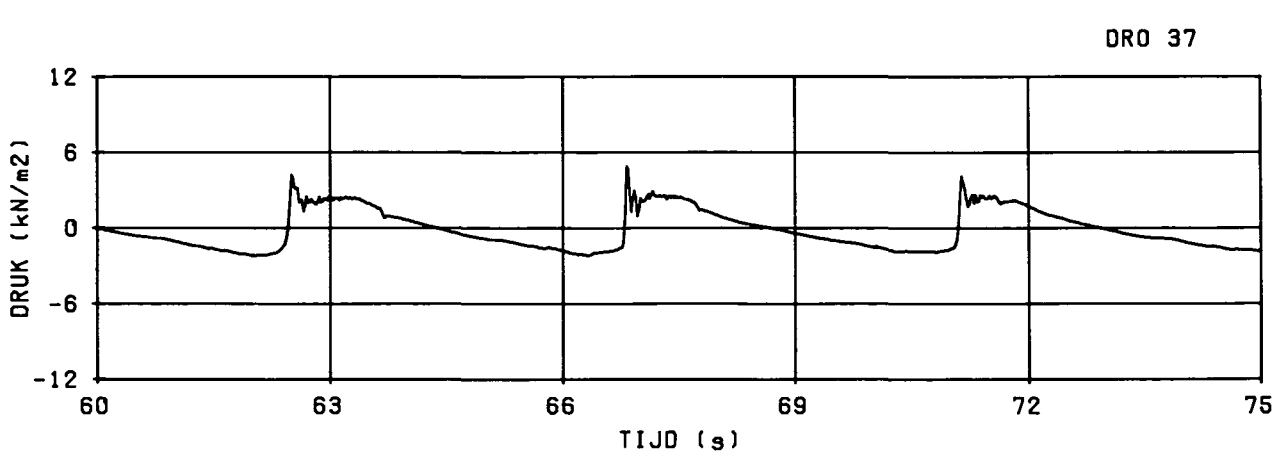
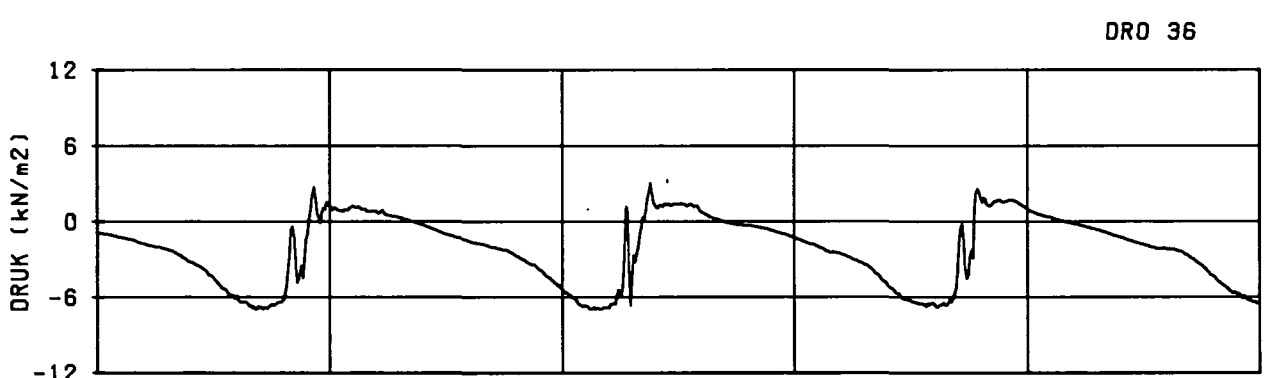
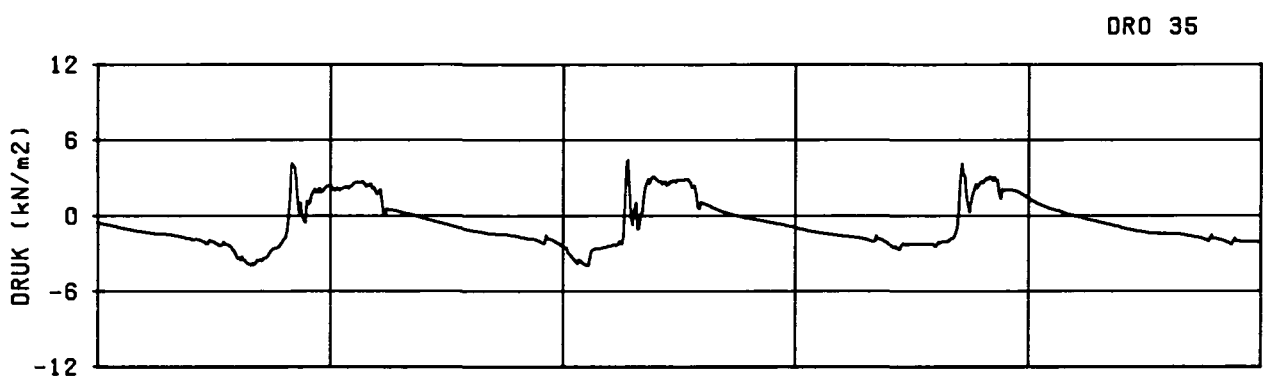
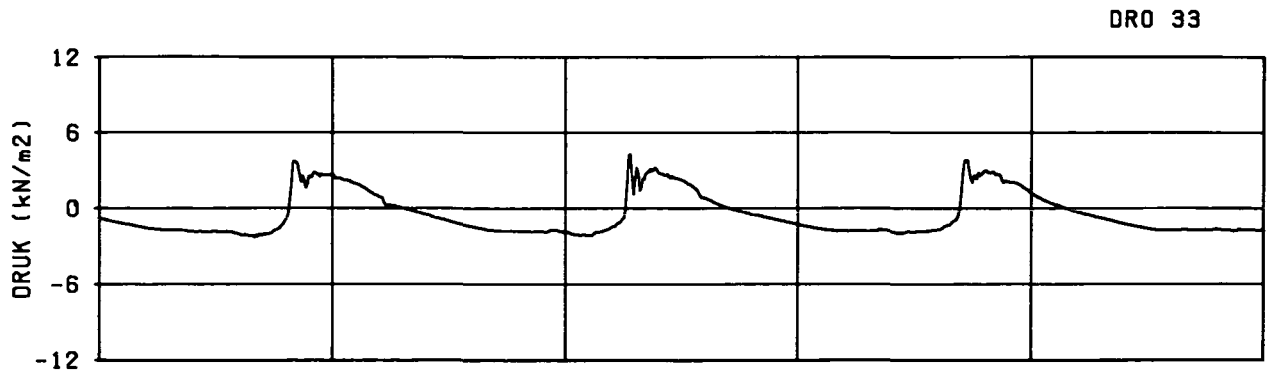
$\zeta =$ empirische coëfficiënt

INVLOED VAN WRIJVING

WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM

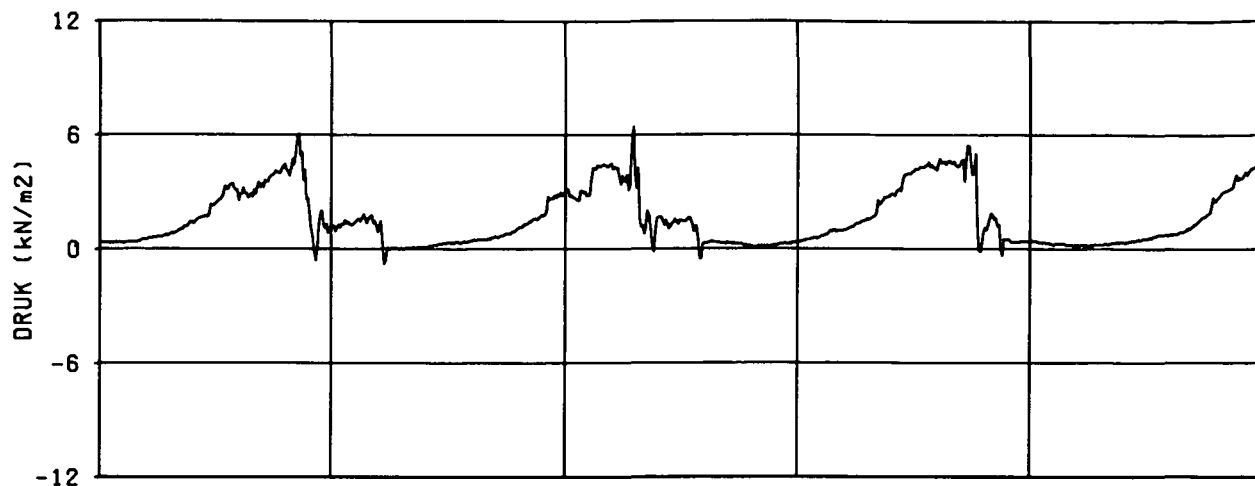
H 195

FIG. 1

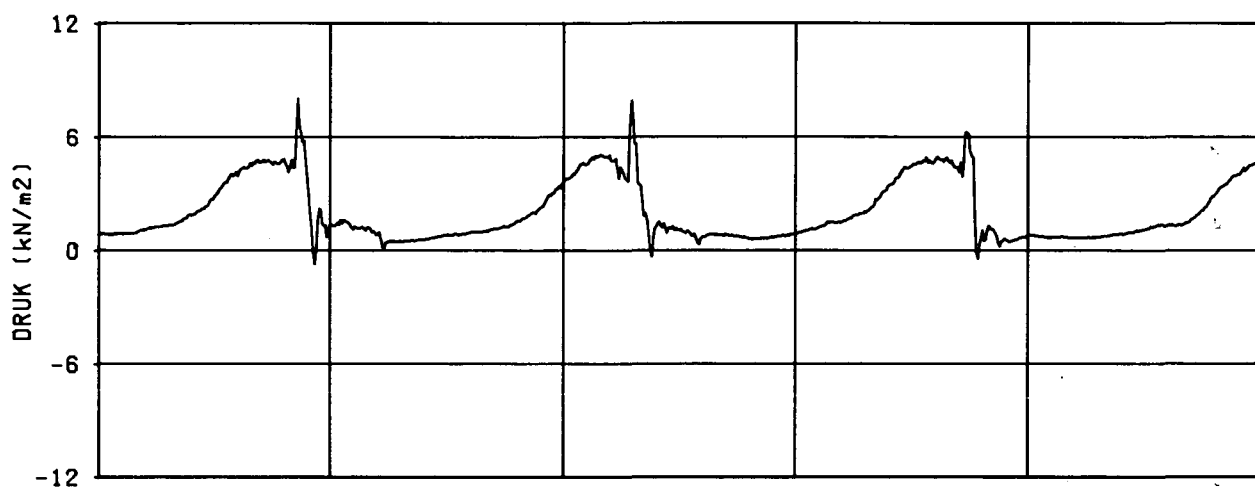


DRUKSIGNALLEN	T119 0	A
	Waterloopkundig Laboratorium - WL	H0195

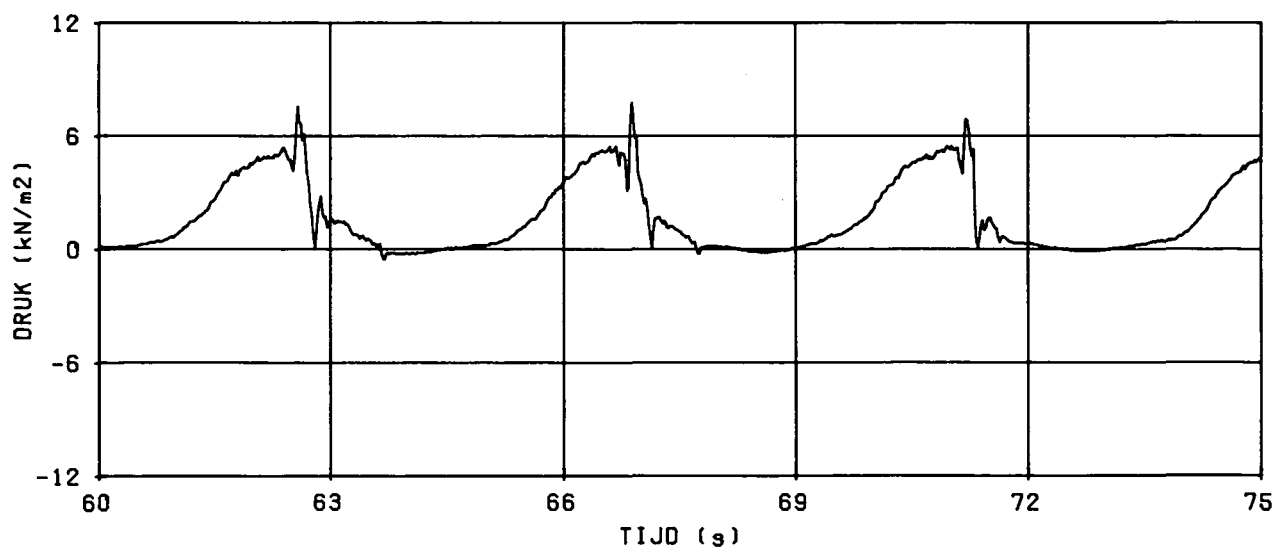
DRO 35-36



DRO 37-36



DRO 33-36



VERSCHILDRUKKEN

T119 0

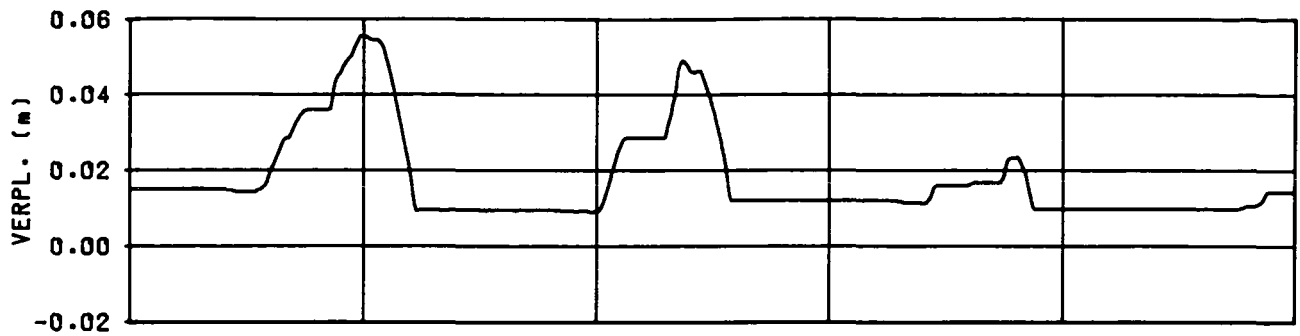
B

Waterloopkundig Laboratorium - WL

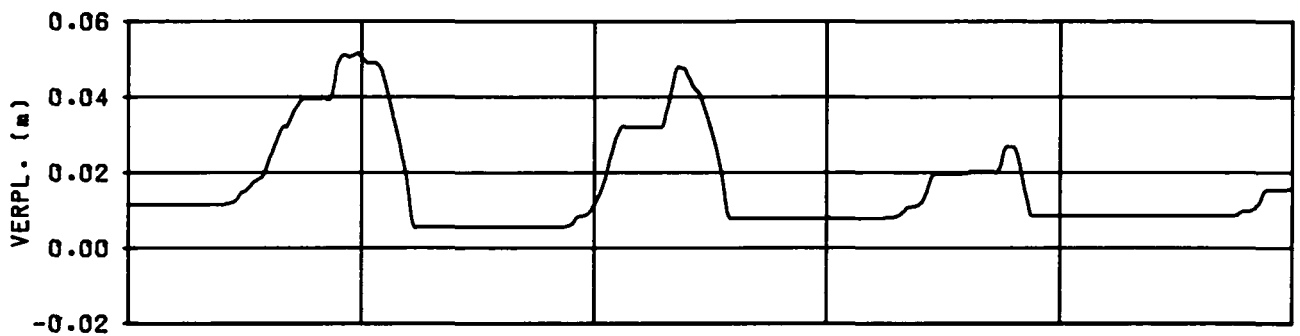
H0195

FIG. 3

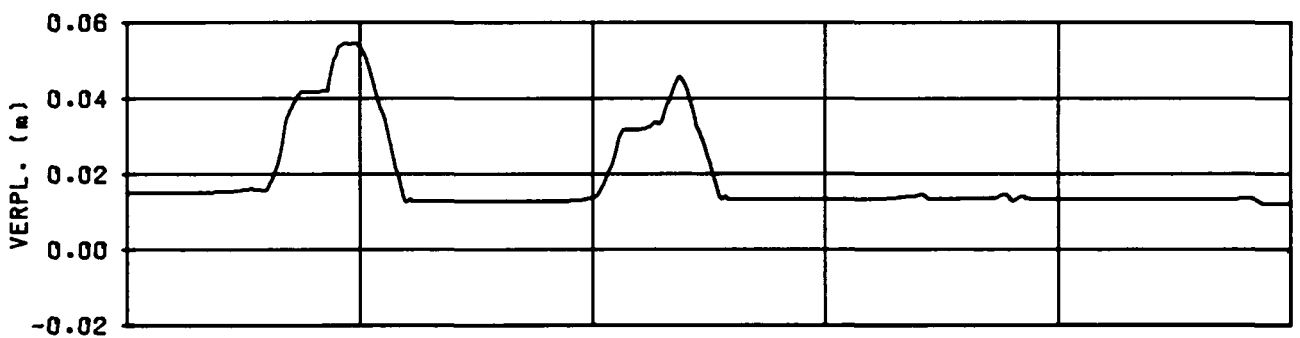
VPL 5



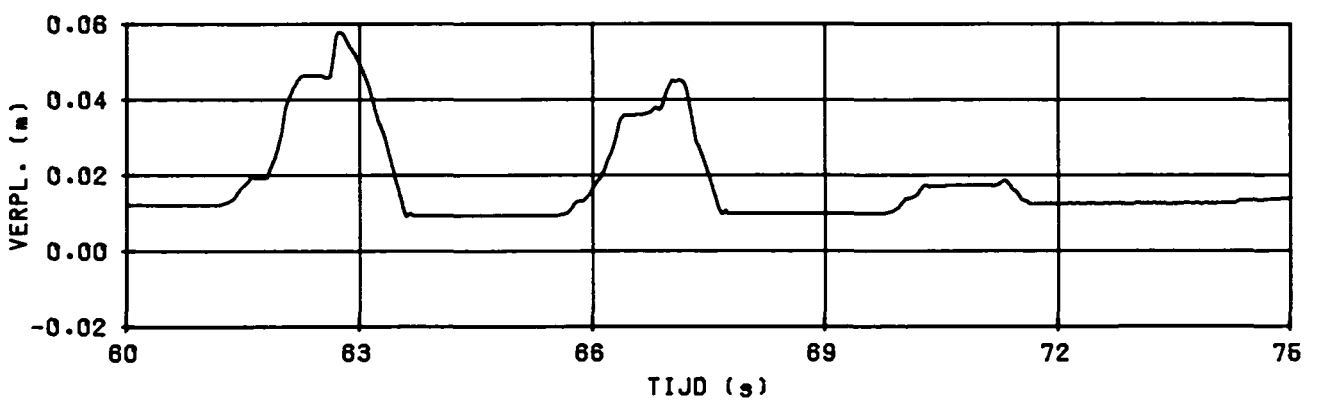
VPL 6



VPL 7



VPL 8



VERPLAATSINGEN

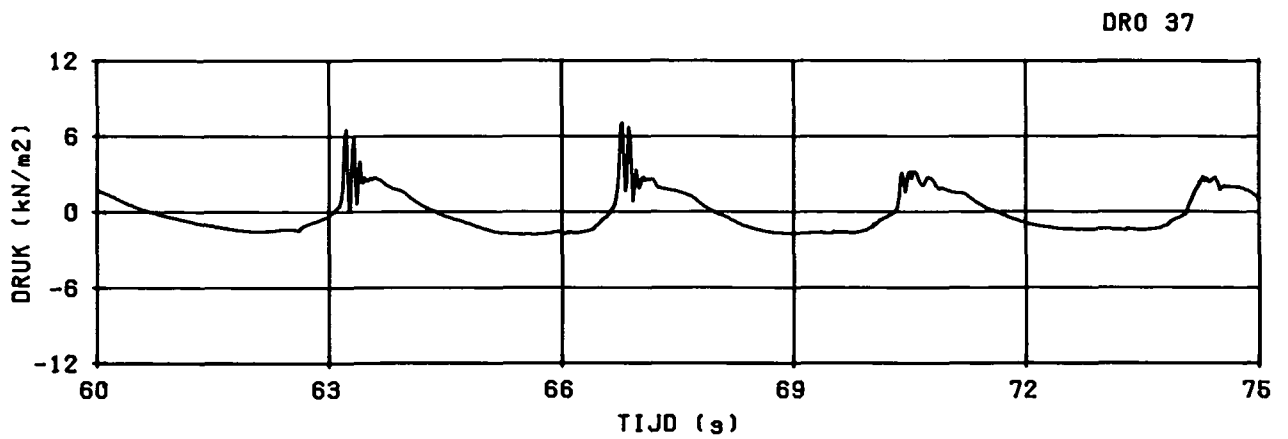
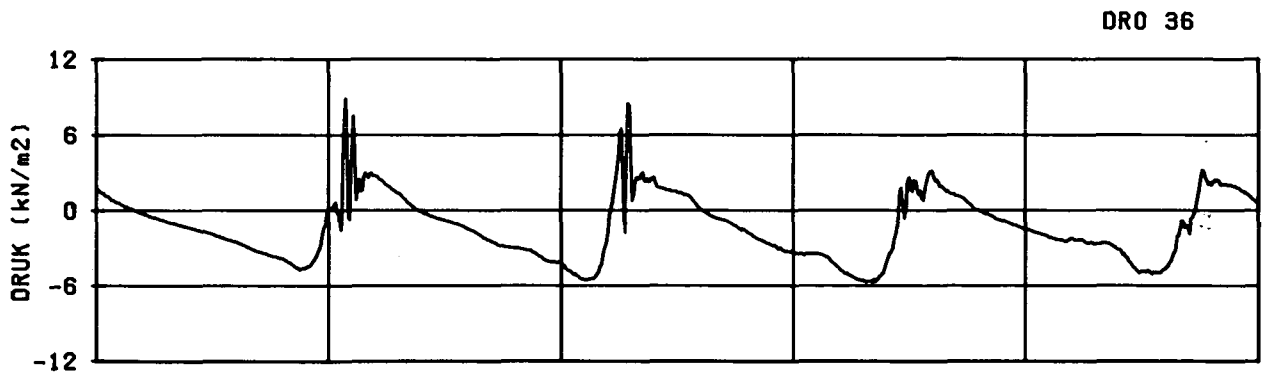
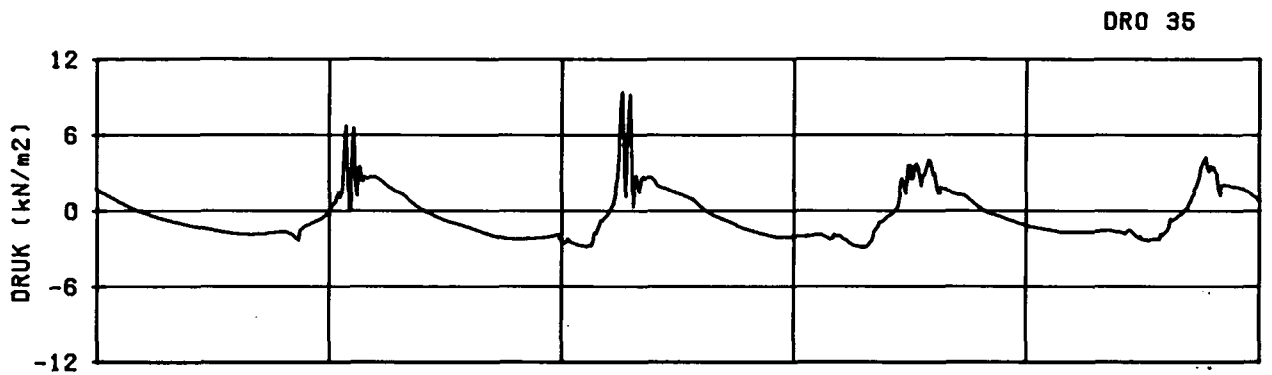
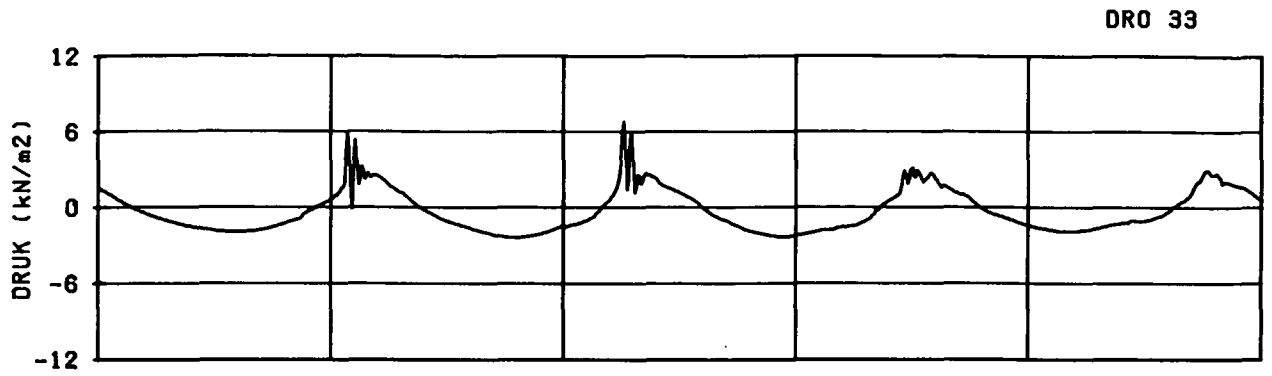
T119 0

C

Waterloopkundig Laboratorium - WL

H0195

FIG. 4



DRUKSIGNALEN

T122 0

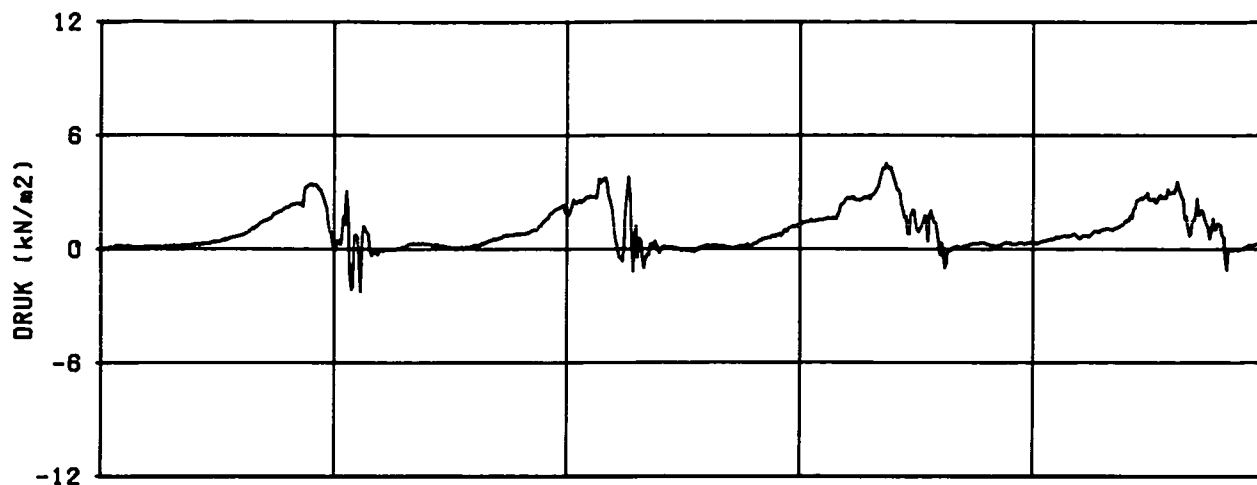
A

Waterloopkundig Laboratorium - WL

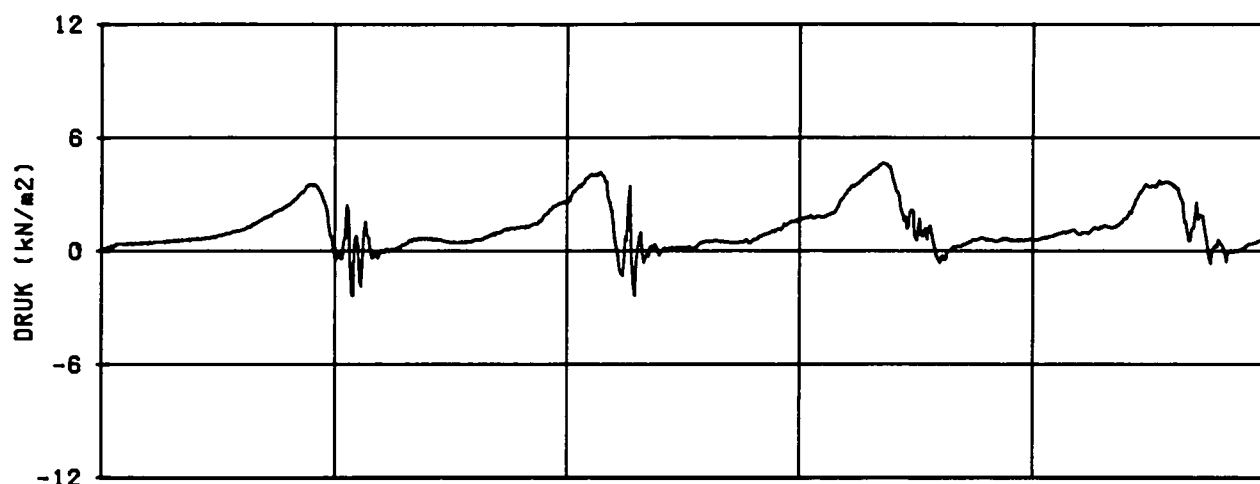
H0195

FIG. 5

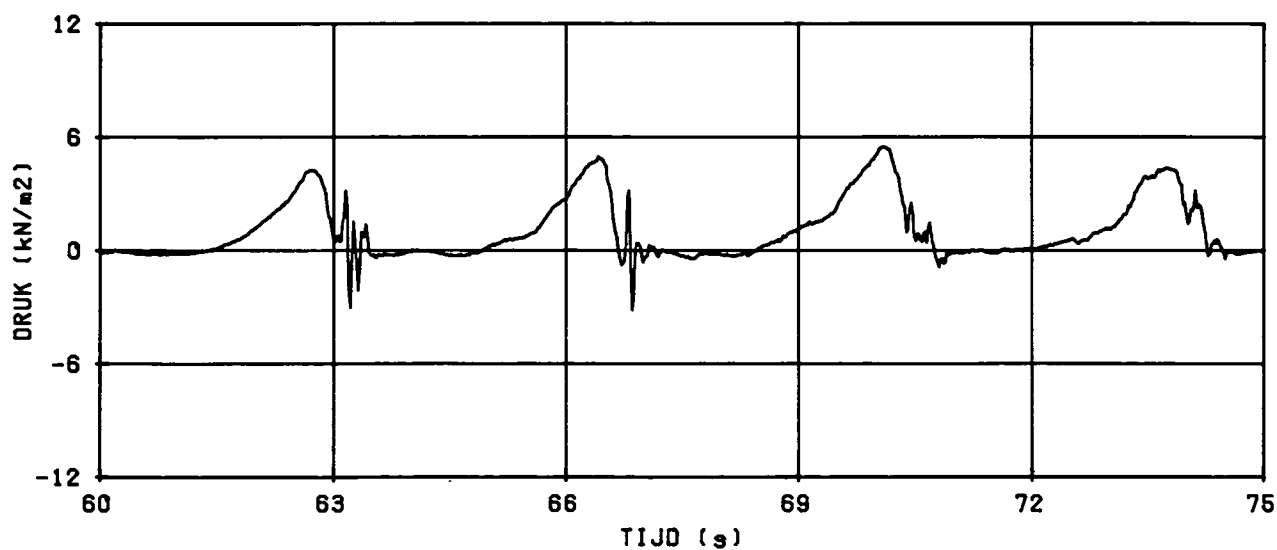
DRO 35-36



DRO 37-36



DRO 33-36



VERSCHILDRIJVEN

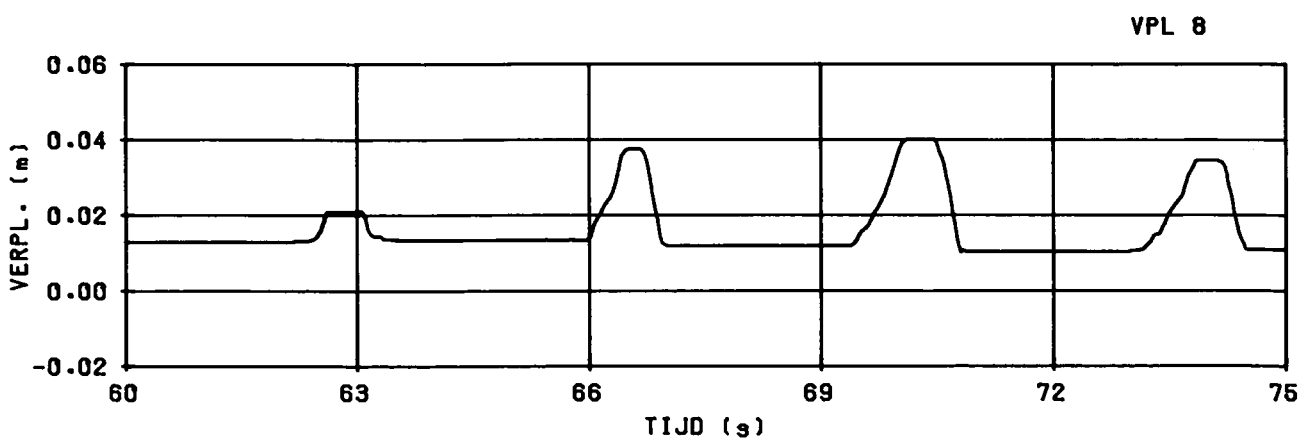
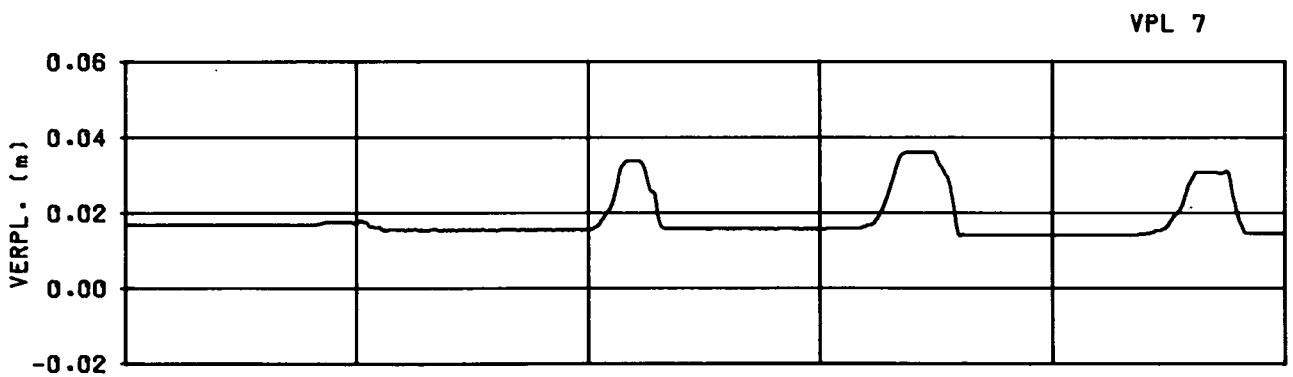
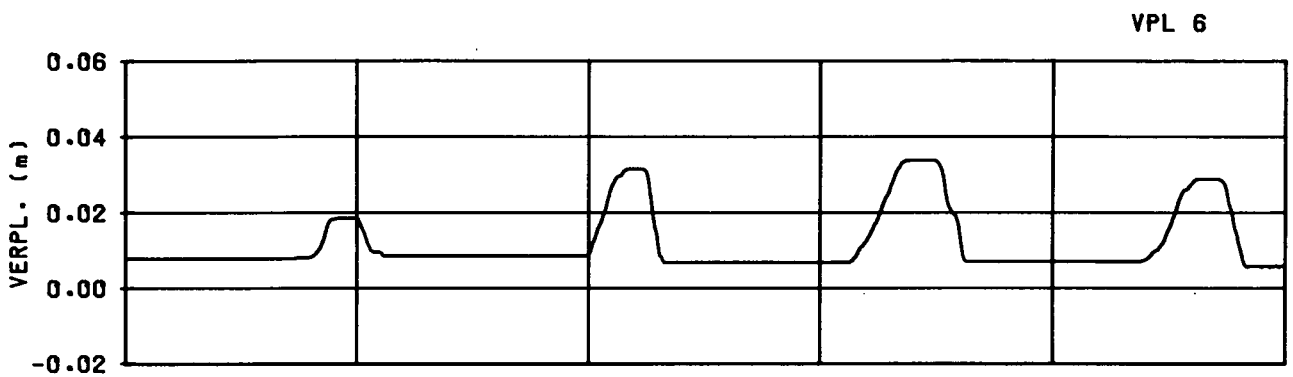
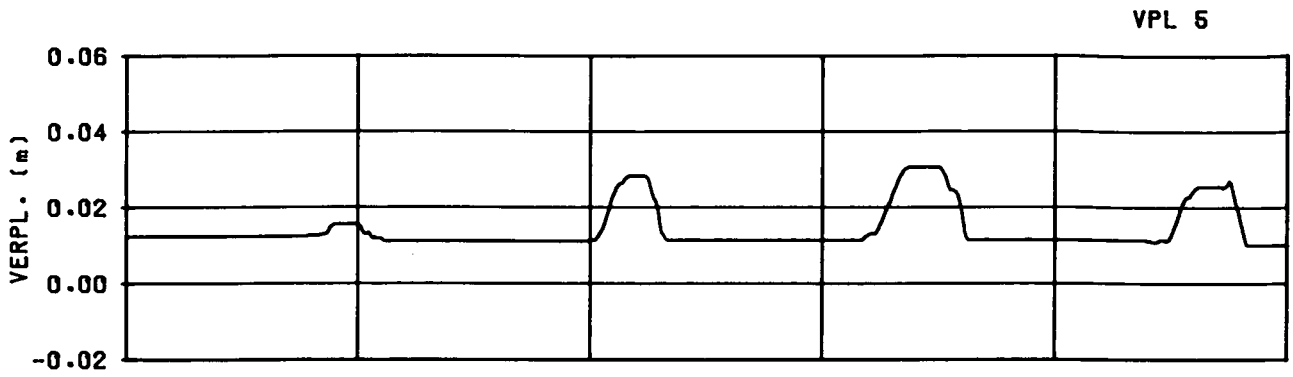
T122 0

B

Waterloopkundig Laboratorium - WL

H0195

FIG. 6



VERPLAATSINGEN

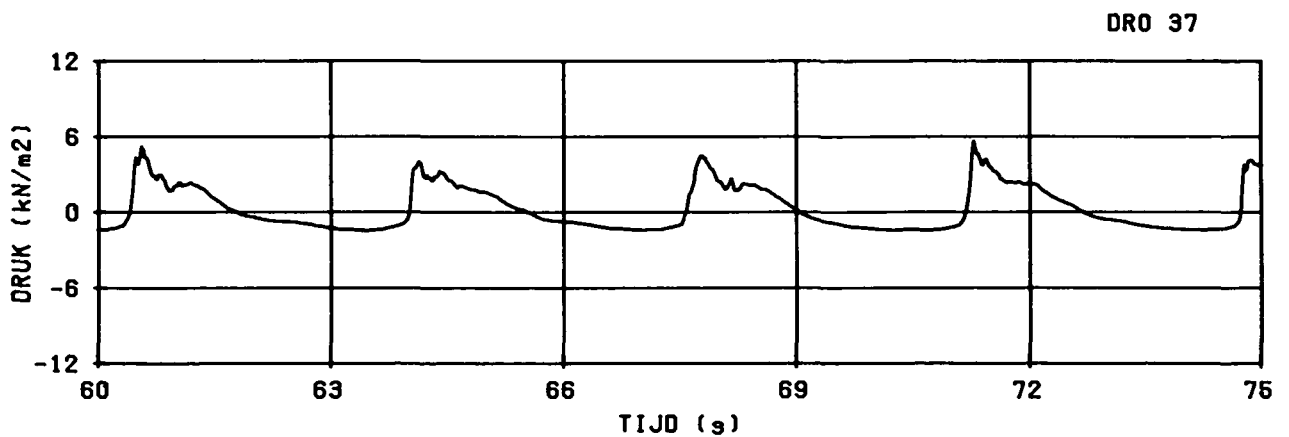
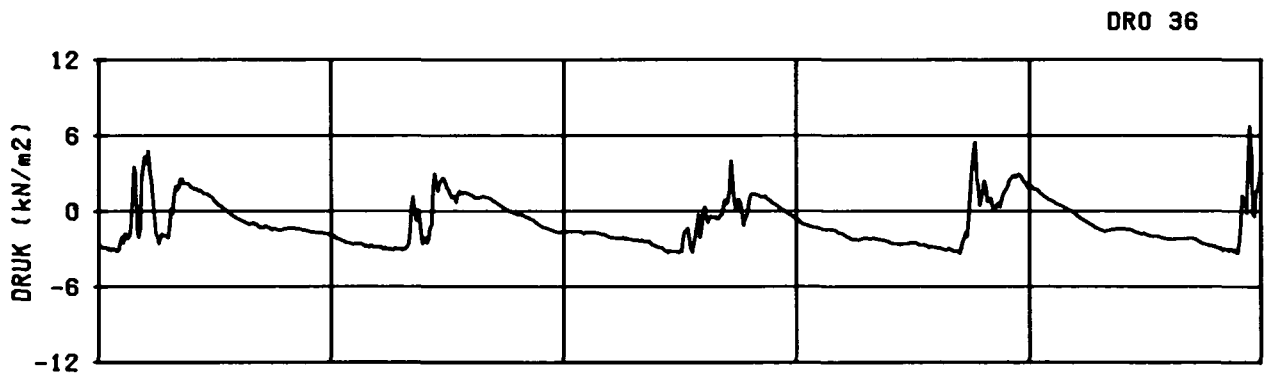
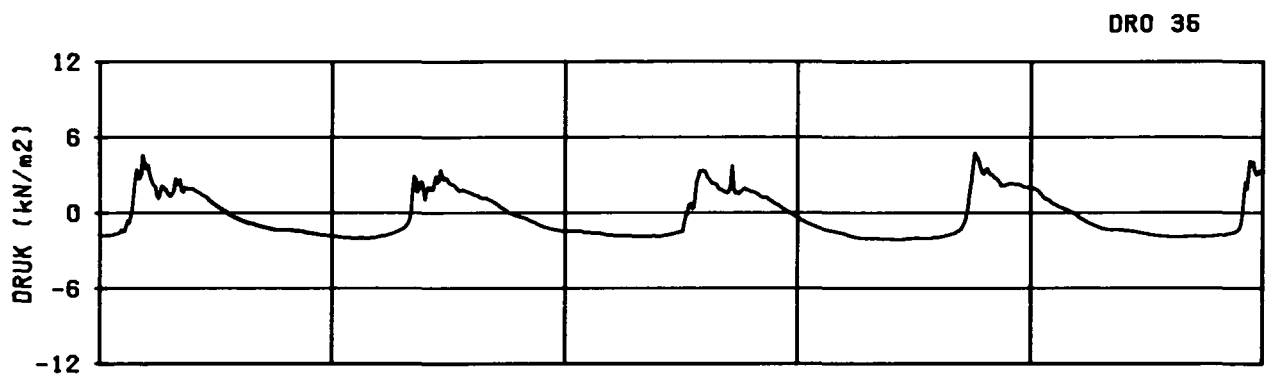
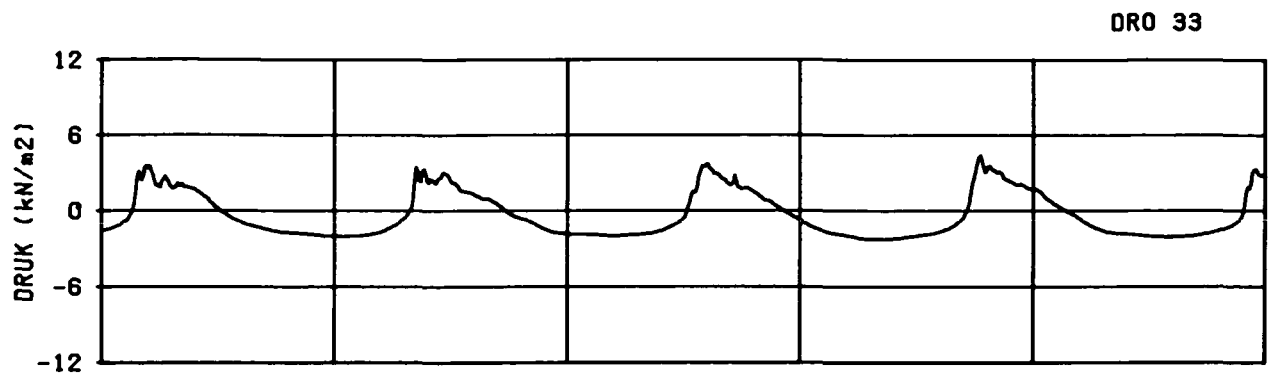
T122 0

C

Waterloopkundig Laboratorium - WL

H0195

FIG. 7



DRUKSIGNALLEN

T143 0

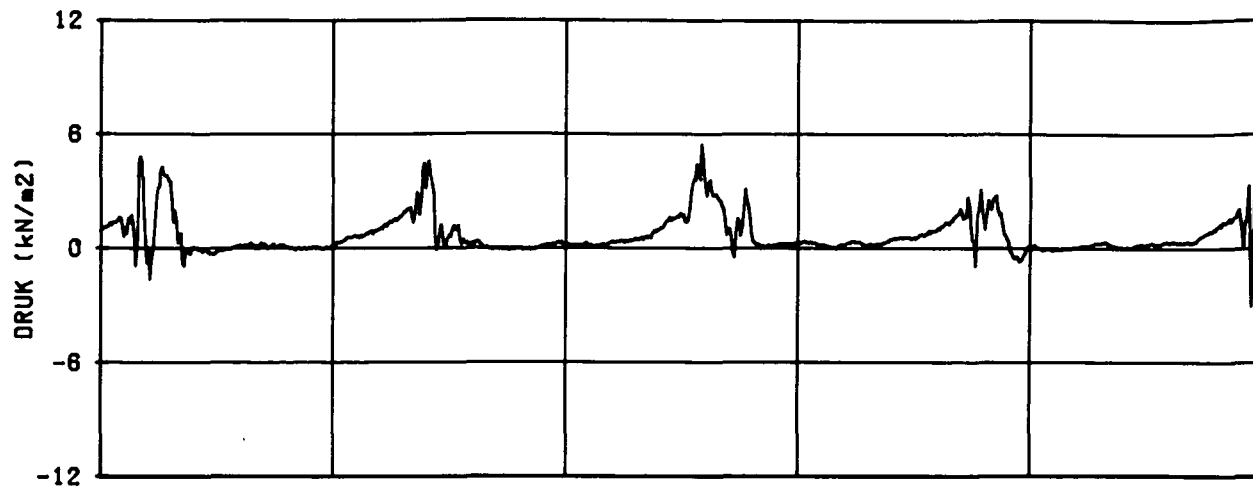
A

Waterloopkundig Laboratorium - WL

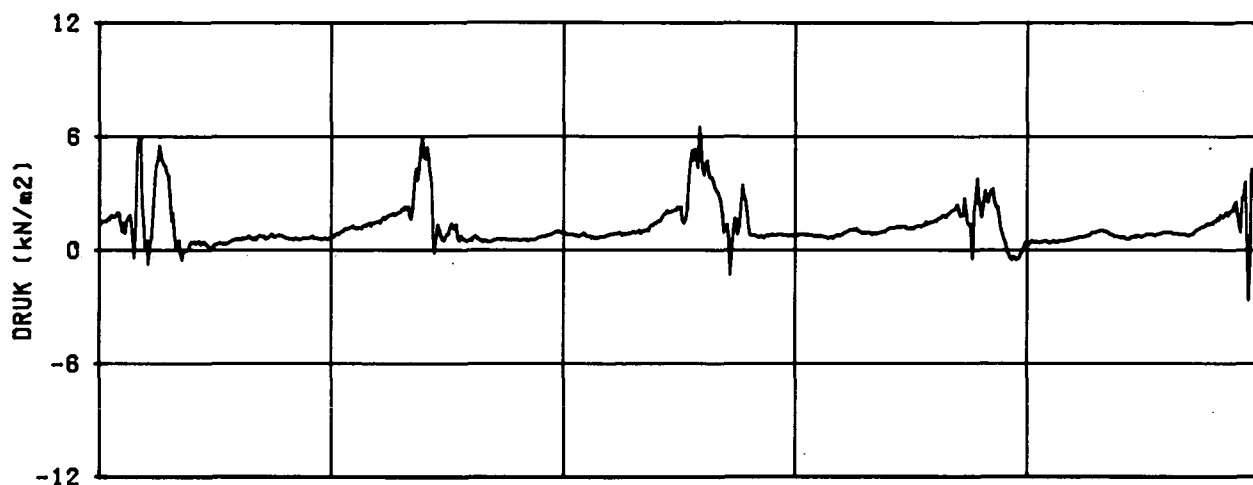
H0195

FIG. 8

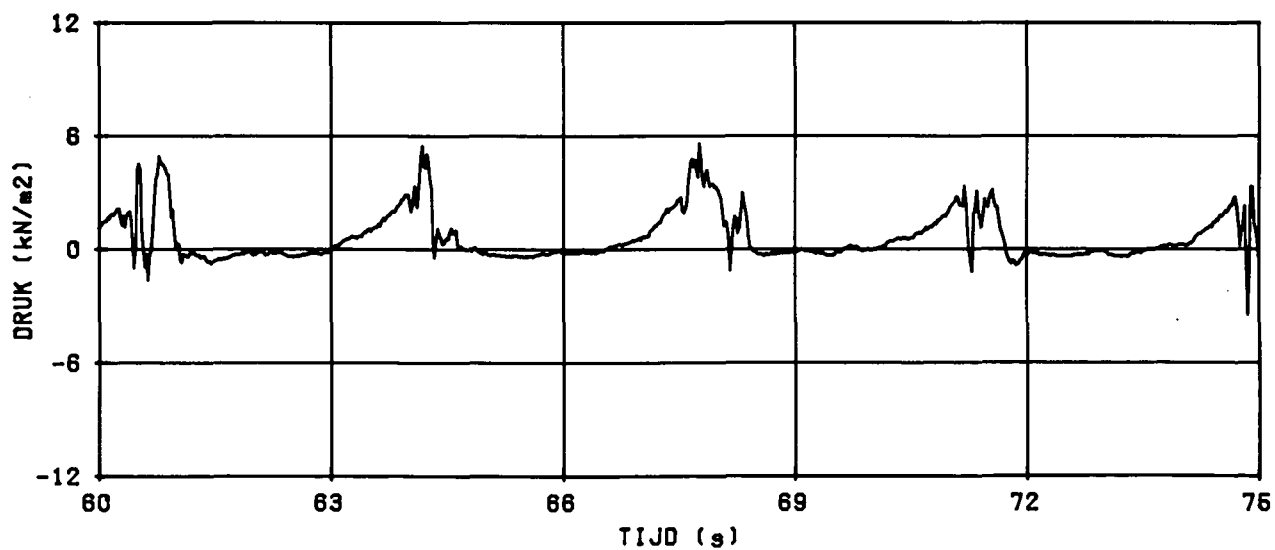
DRO 35-36



DRO 37-36



DRO 33-36



VERSCHILDRUKKEN

T143 0

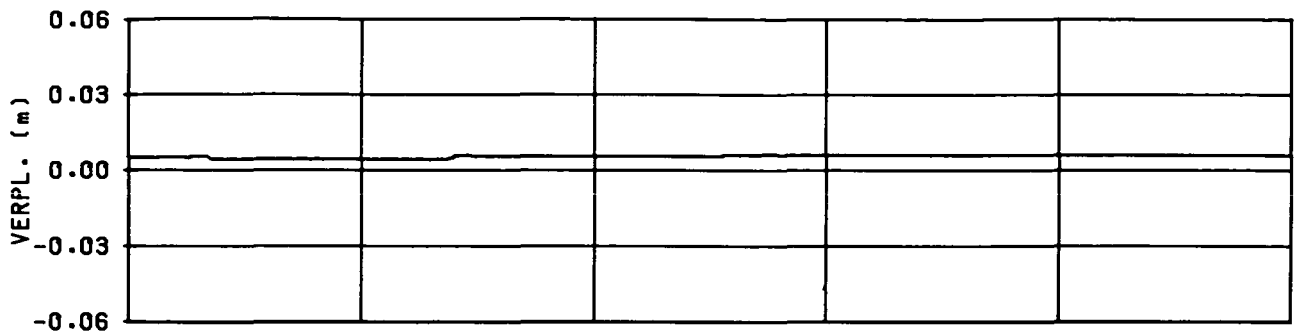
B

Waterloopkundig Laboratorium - WL

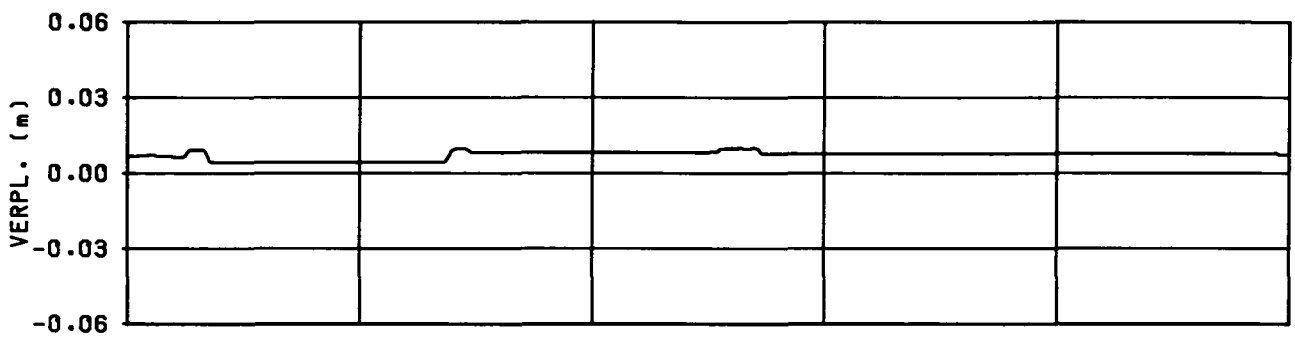
H0195

FIG. 9

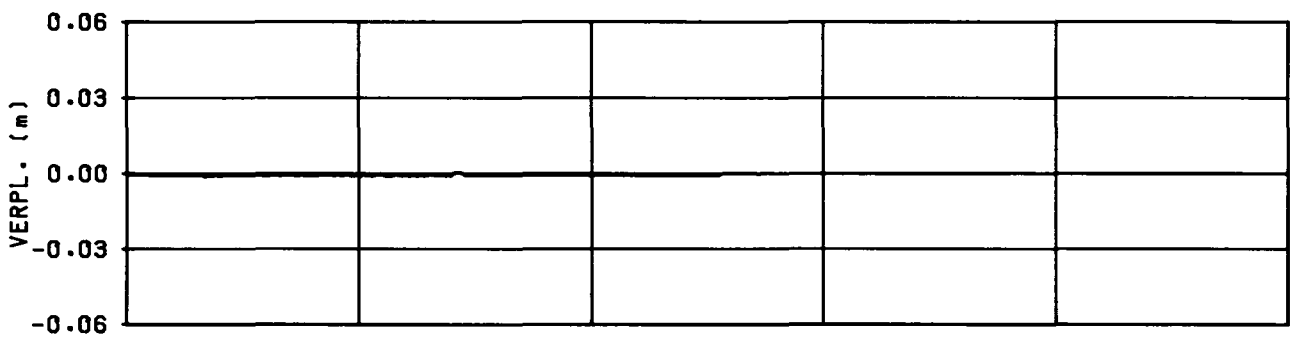
VPL 5



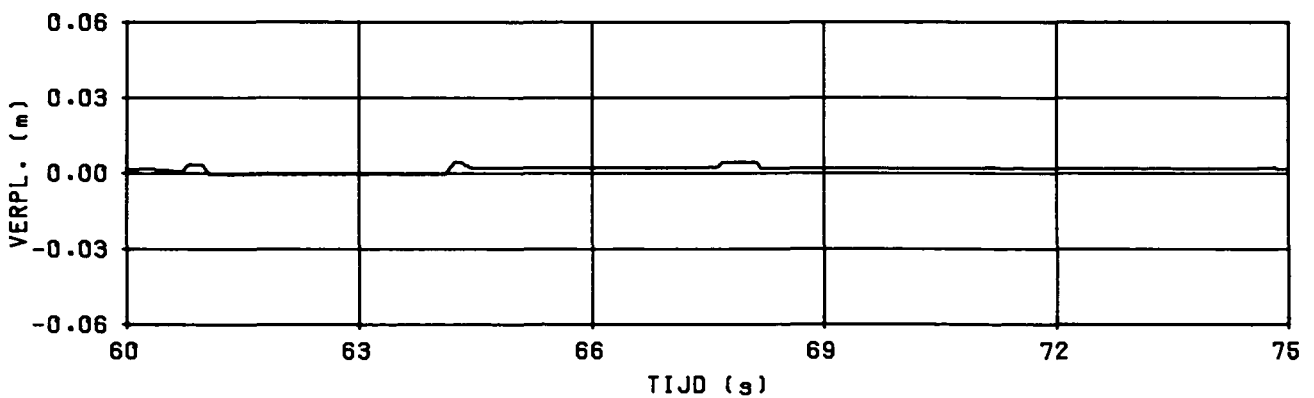
VPL 6



VPL 7



VPL 8



VERPLAATSINGEN

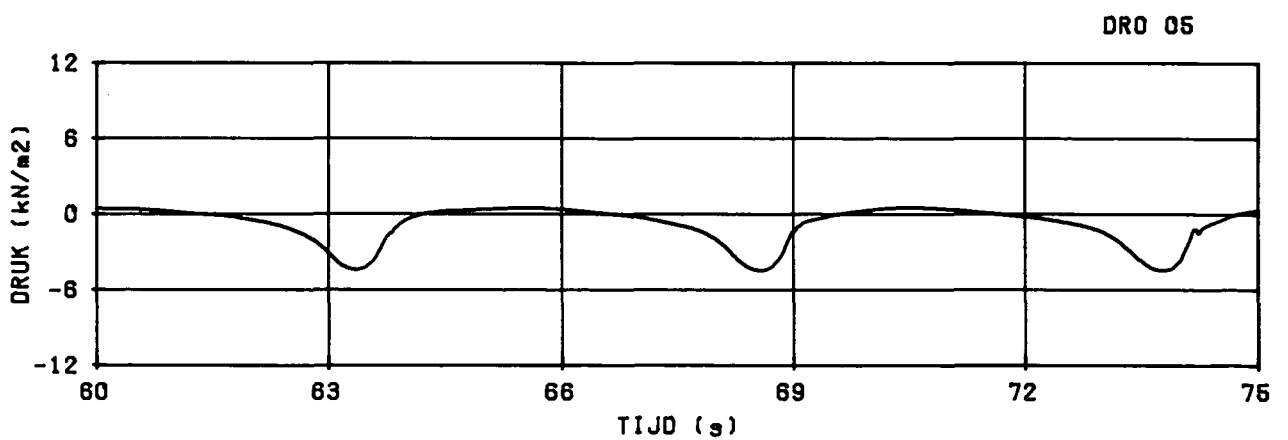
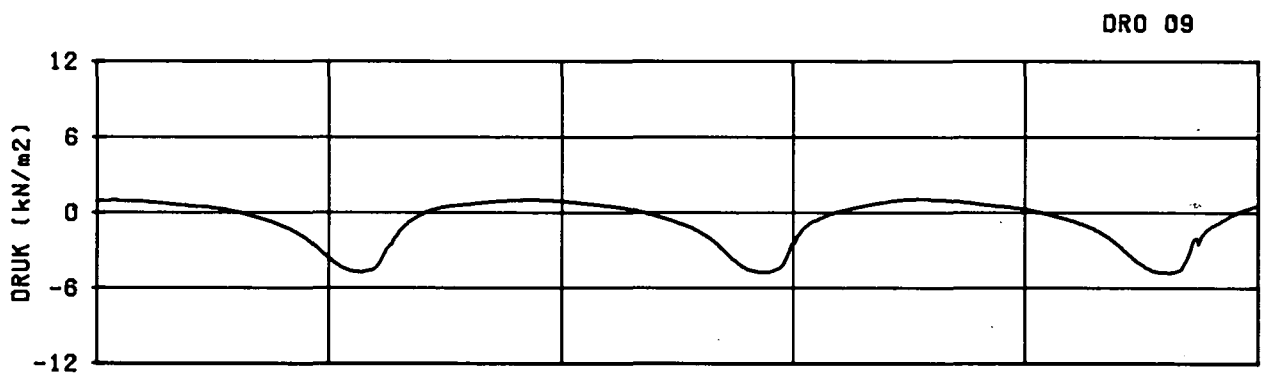
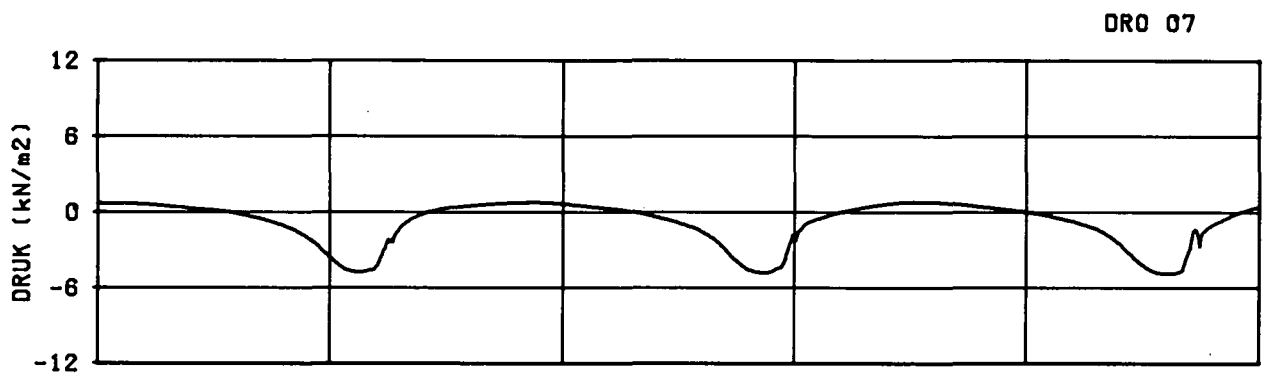
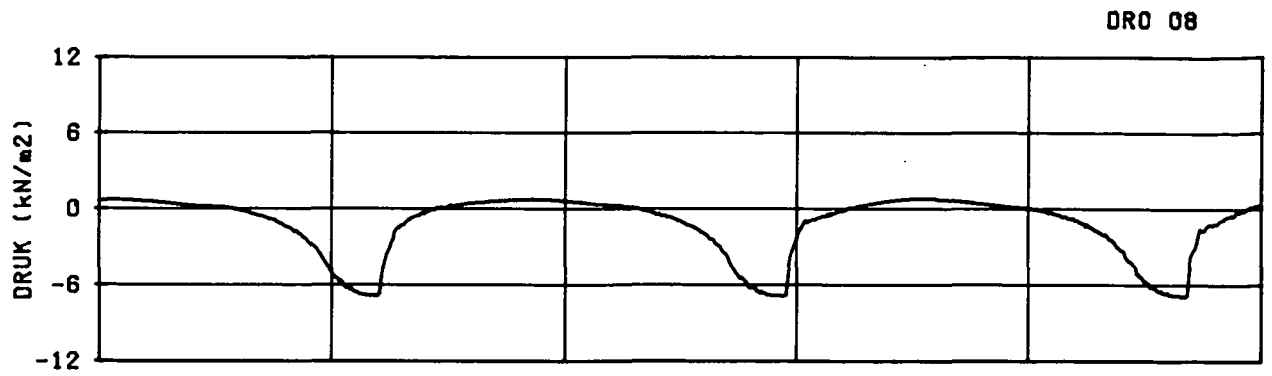
T143 0

C

Waterloopkundig Laboratorium - WL

H0195

FIG. 10



DRUKSIGNALEN

T141 W

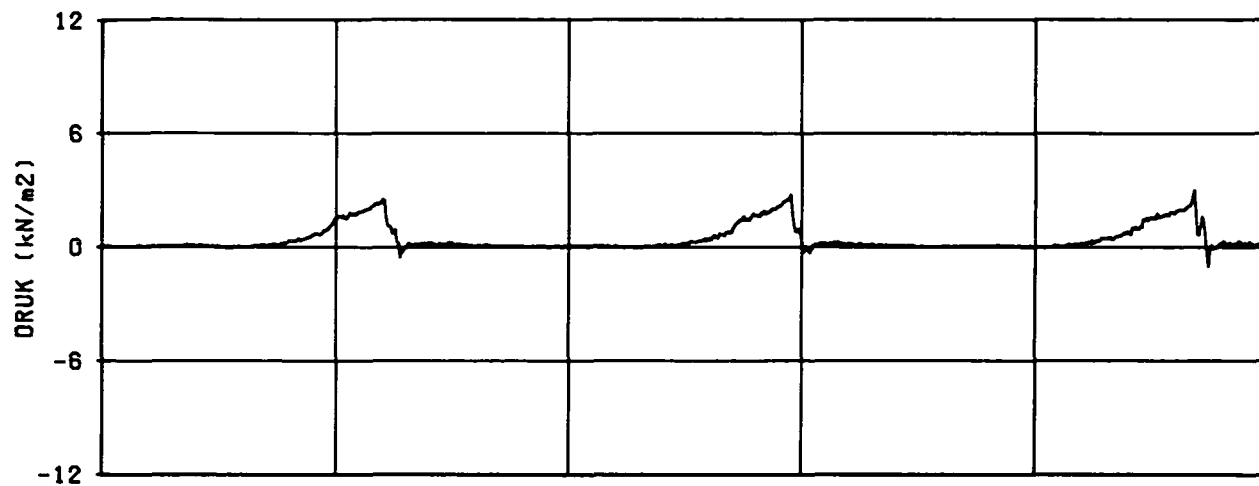
A

Waterloopkundig Laboratorium - WL

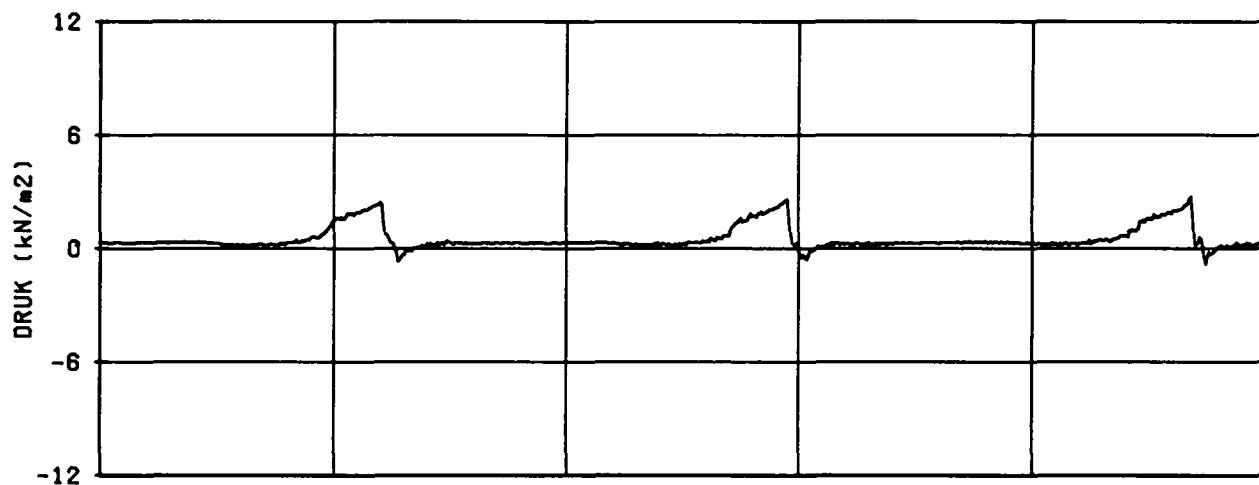
H0195

FIG. 11

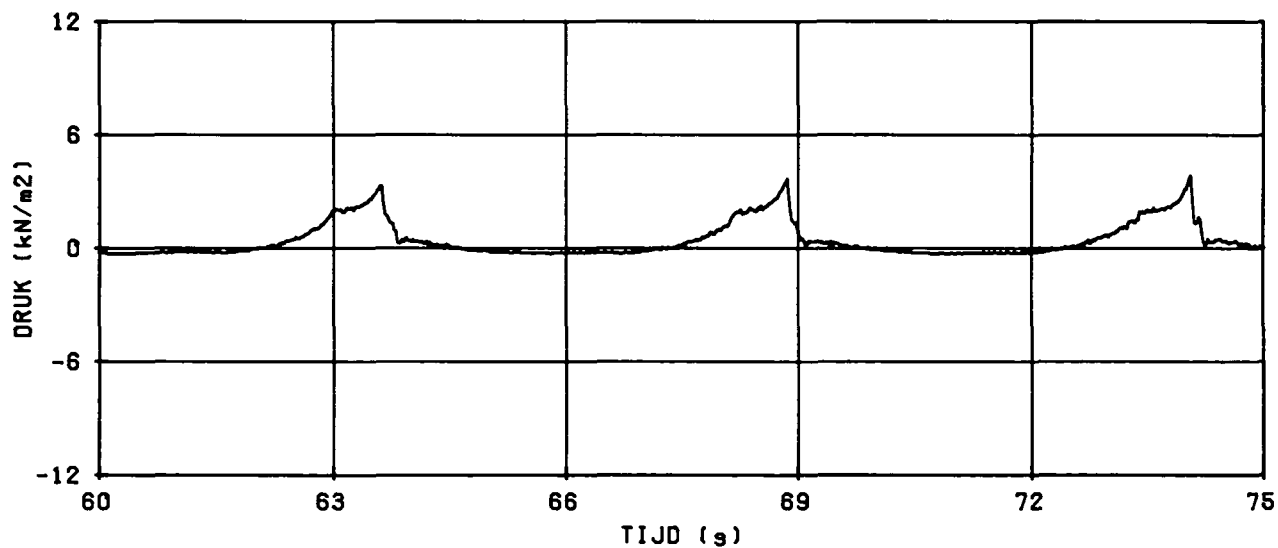
DRO 07-08



DRO 09-08



DRO 05-08



VERSCHILDRUKKEN

T141 W

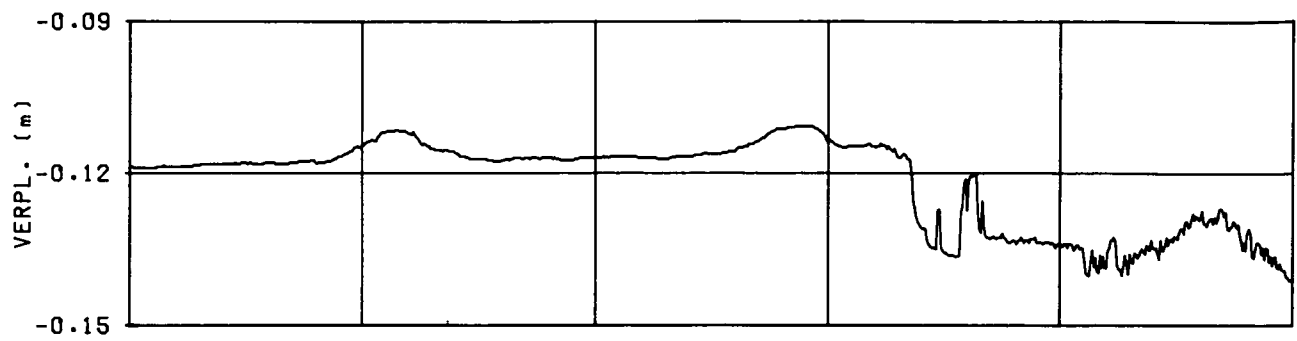
B

Waterloopkundig Laboratorium - WL

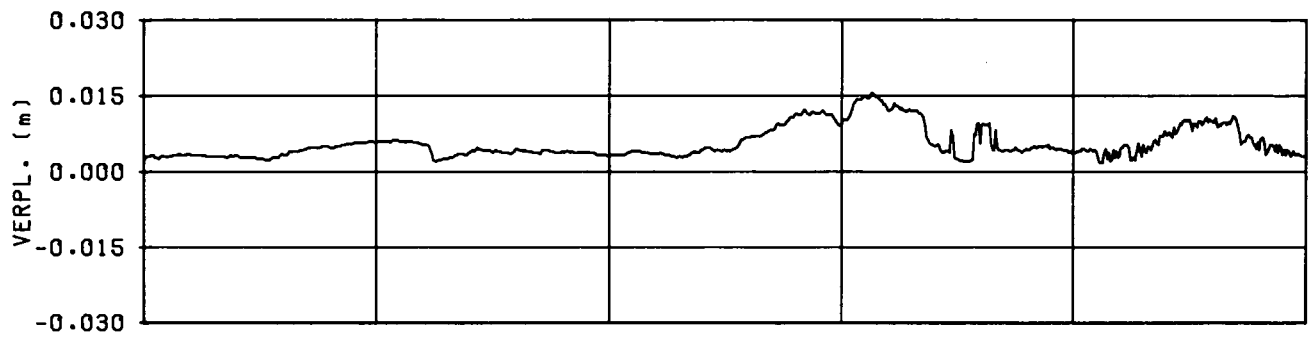
H0195

FIG. 12

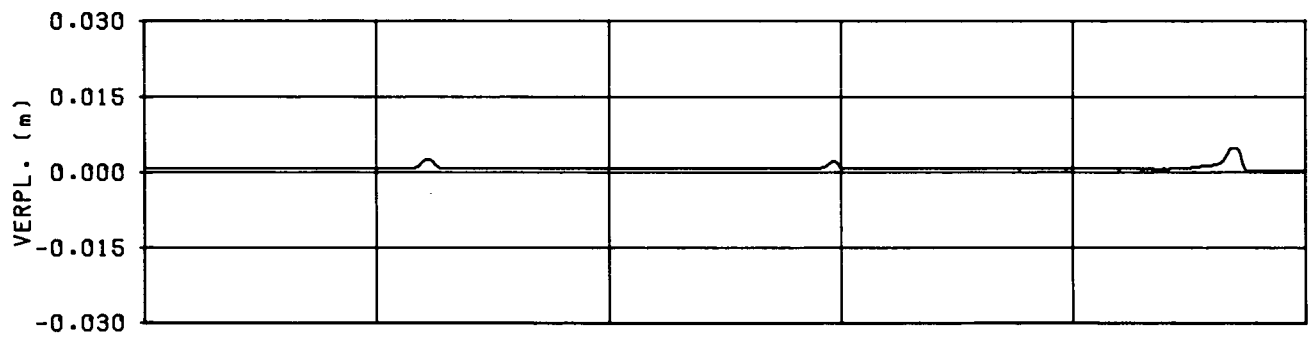
VPL 01



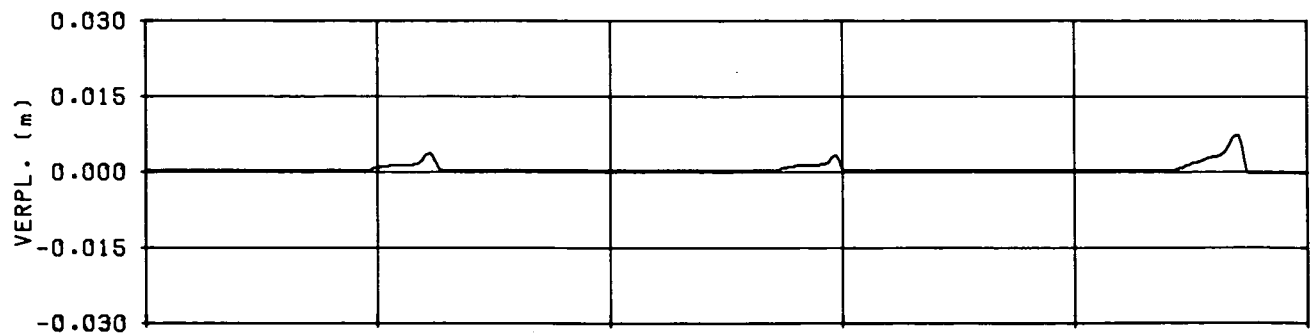
VPL 02



VPL 03



VPL 04

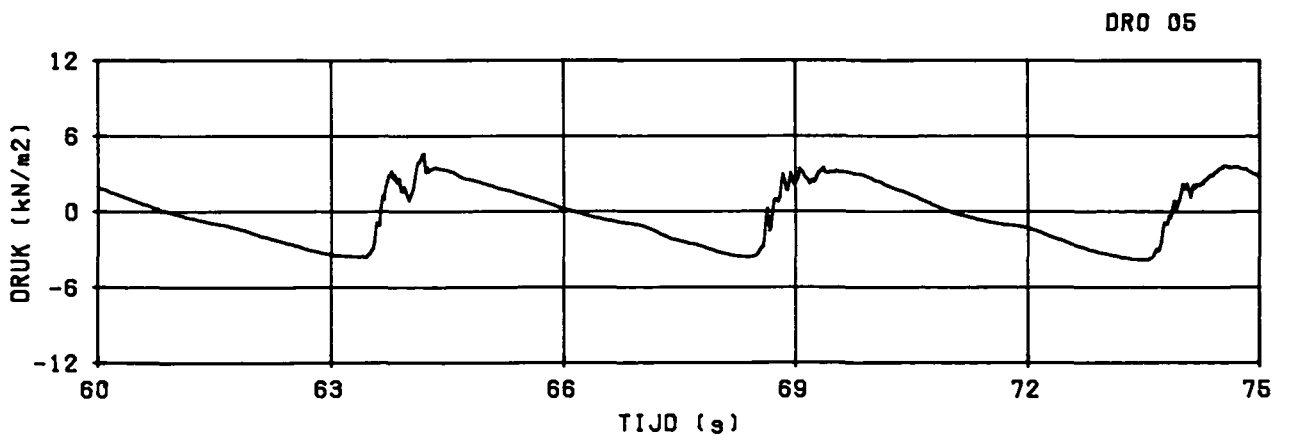
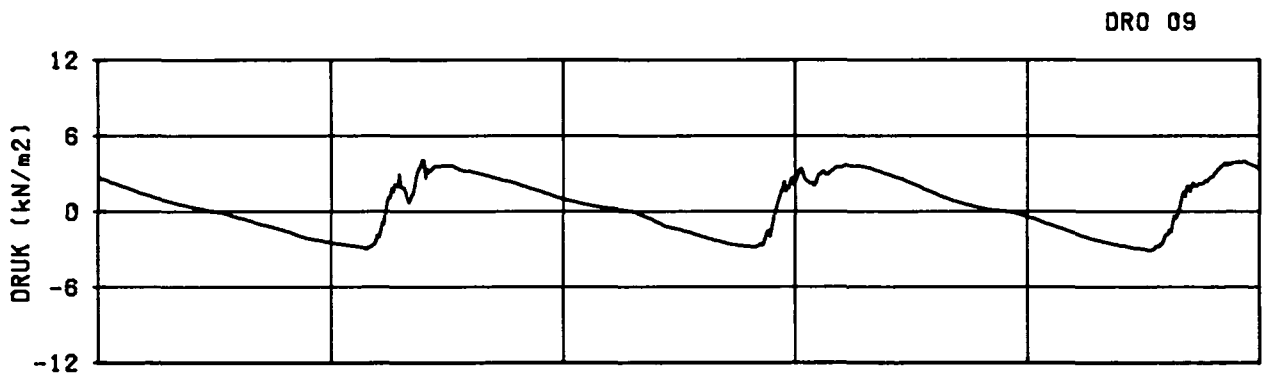
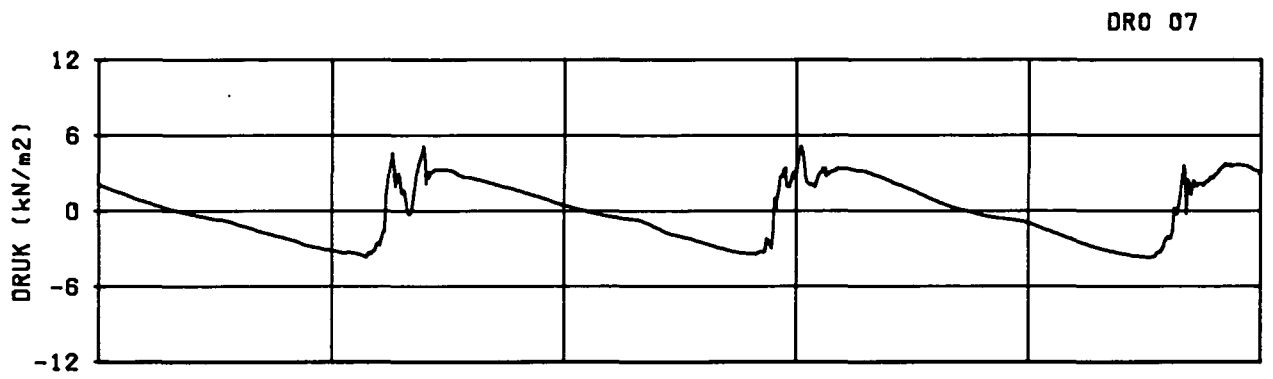
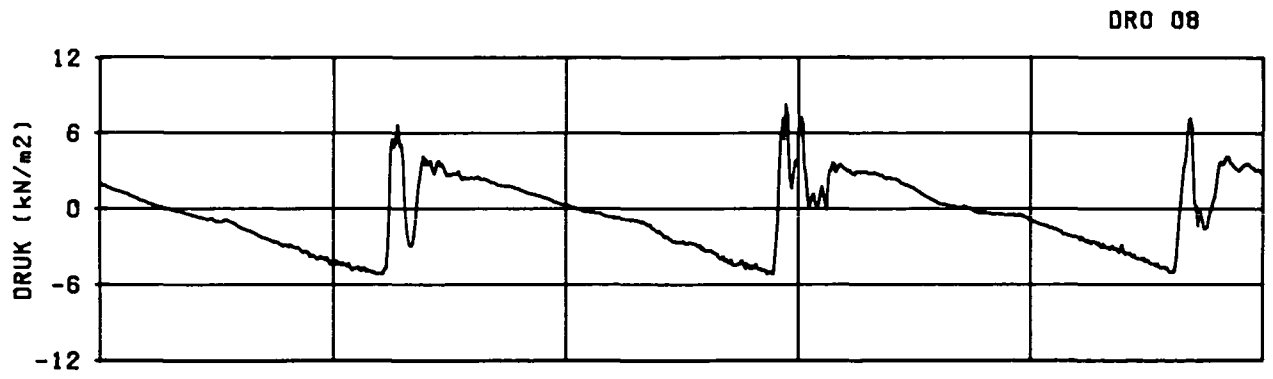


60 63 66 69 72 75
TIJD (s)

VERPLAATSINGEN

T141

C

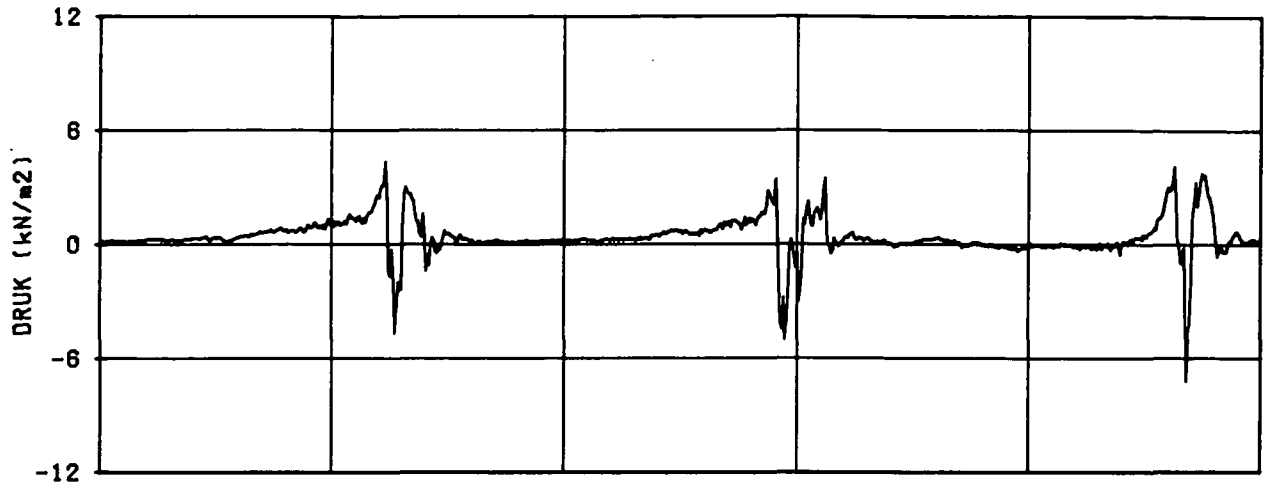


DRUKSIGNALEN

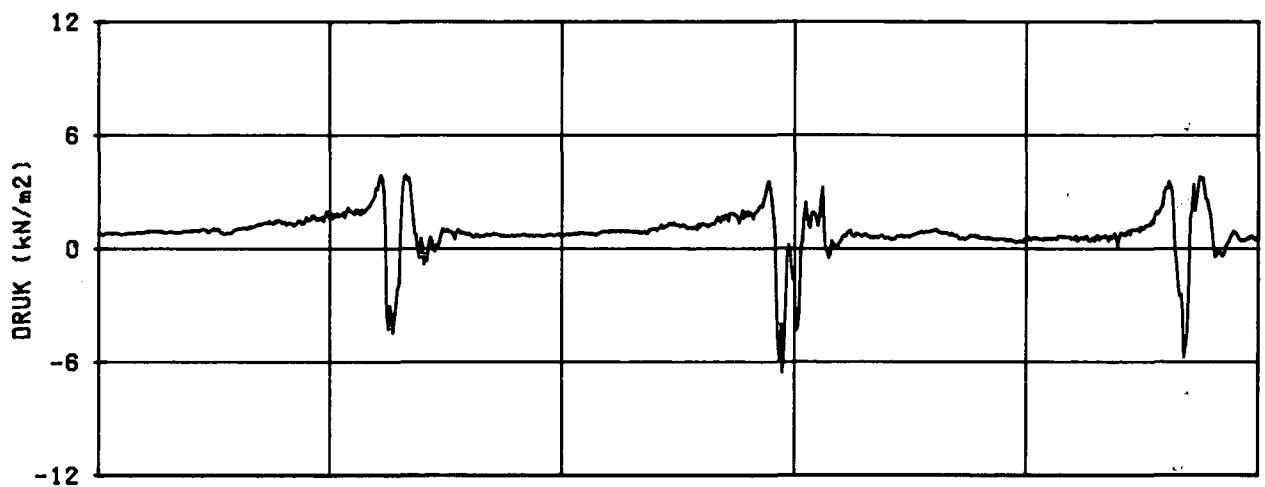
T153 W

A

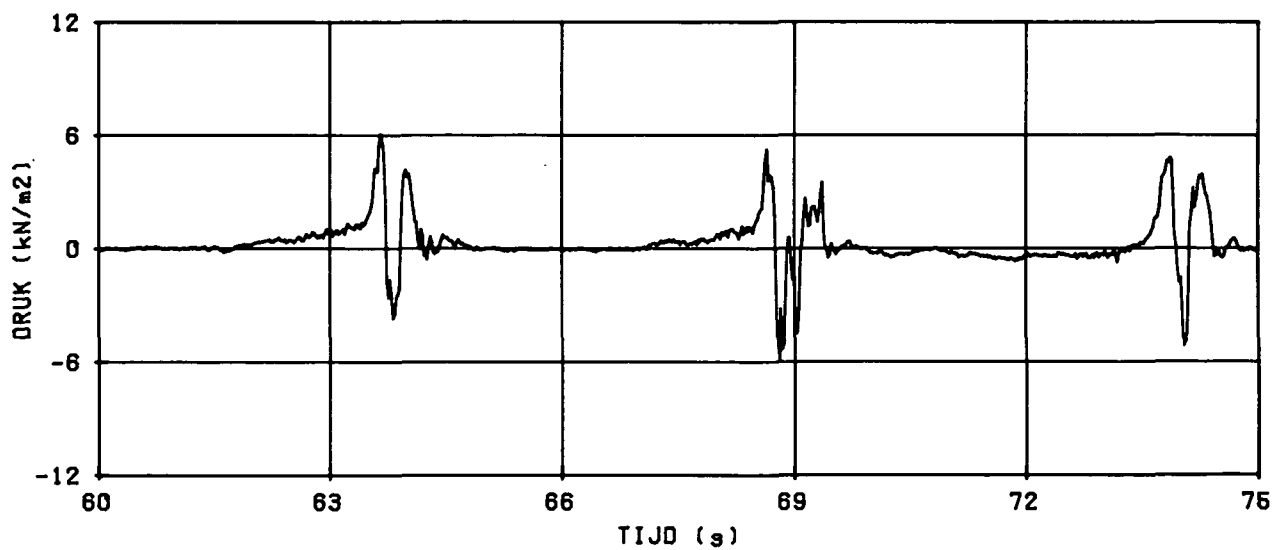
DRO 07-08



DRO 09-08



DRO 06-08



VERSCHILDRUKKEN

T153 W

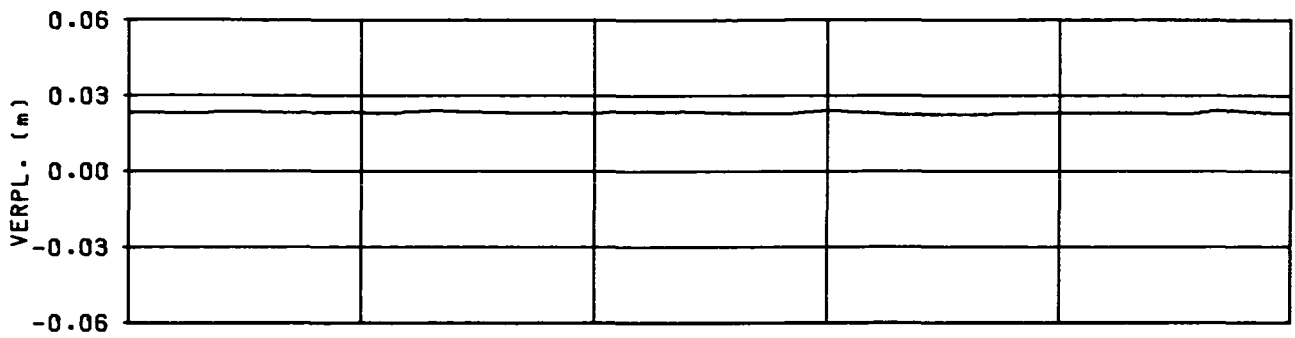
B

Waterloopkundig Laboratorium - WL

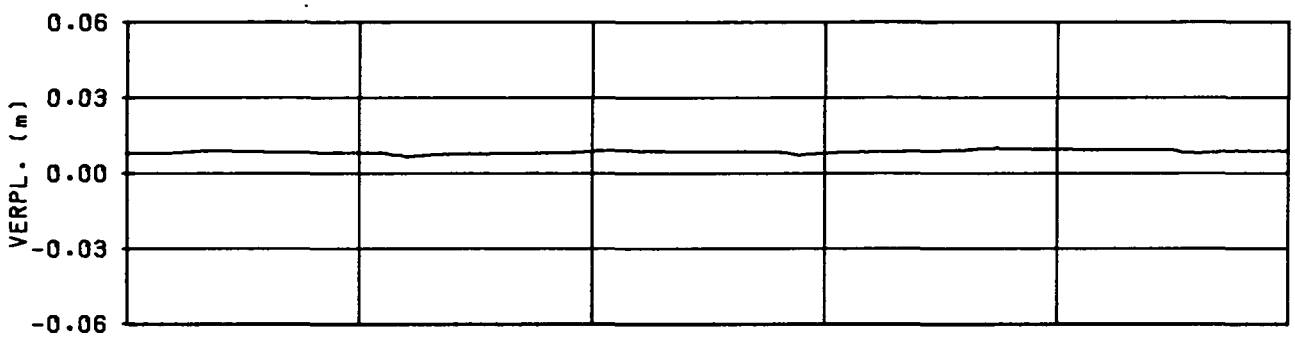
H0195

FIG. 15

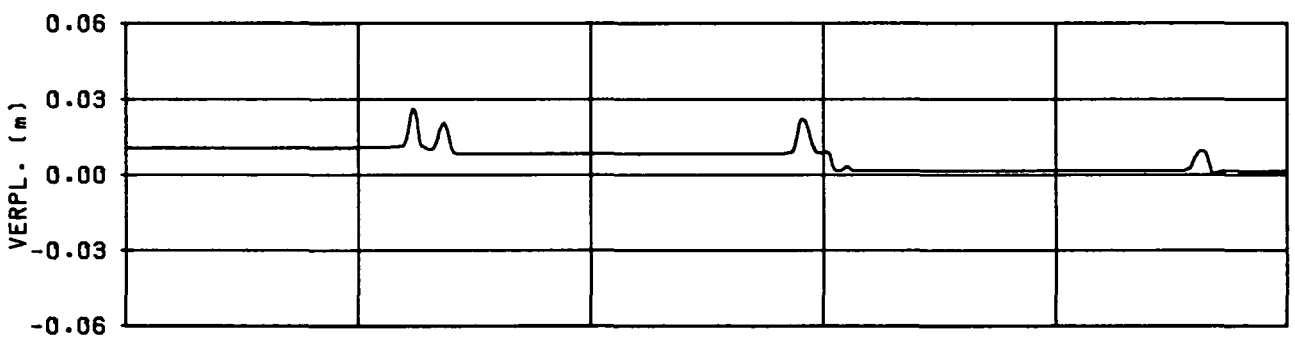
VPL 1



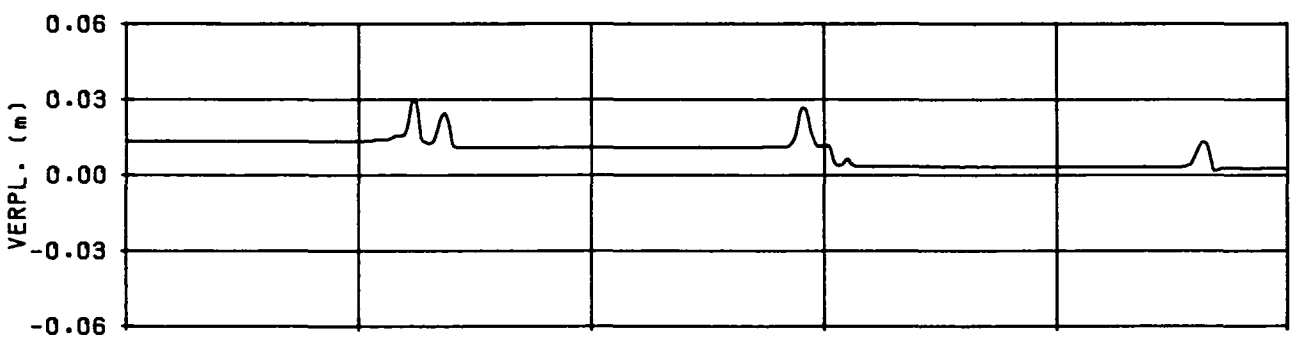
VPL 2



VPL 3



VPL 4



60

63

66

69

72

75

TIJD (s)

VERPLAATSINGEN

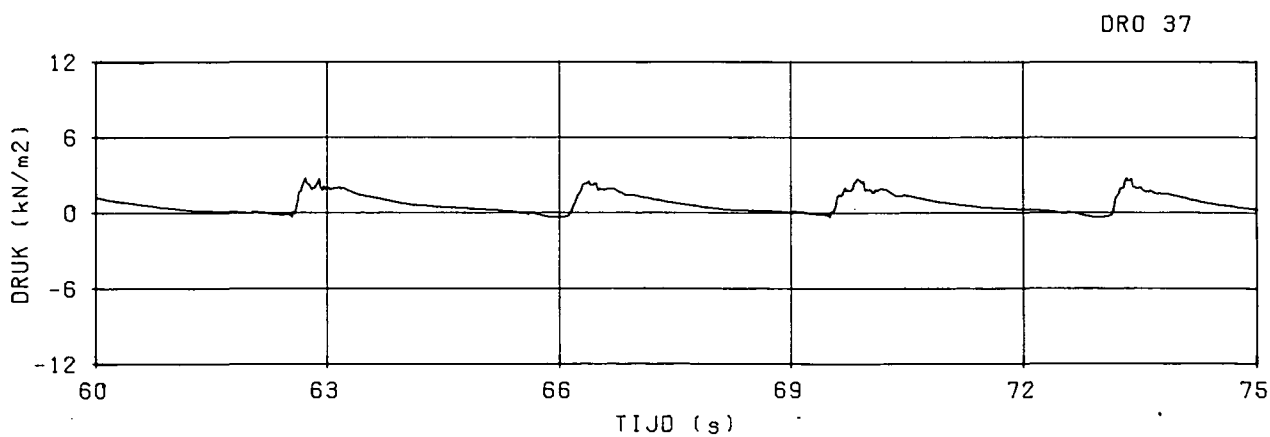
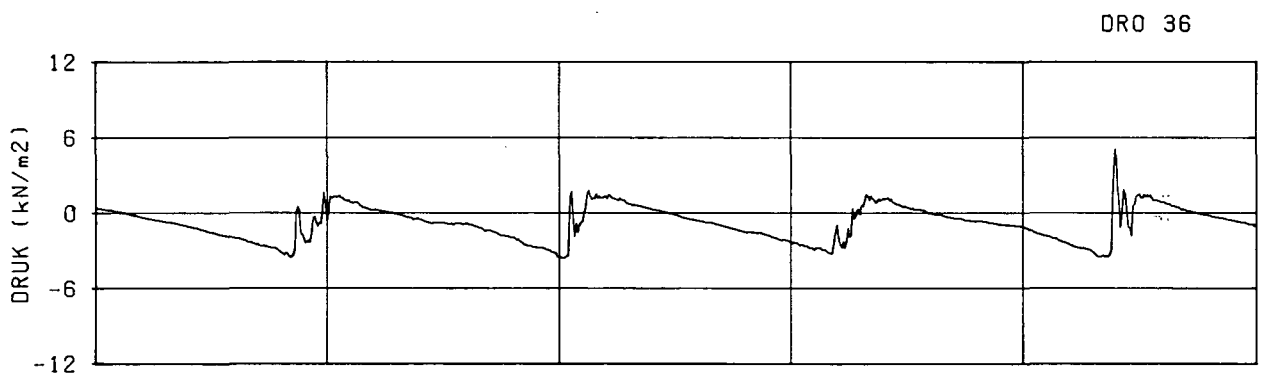
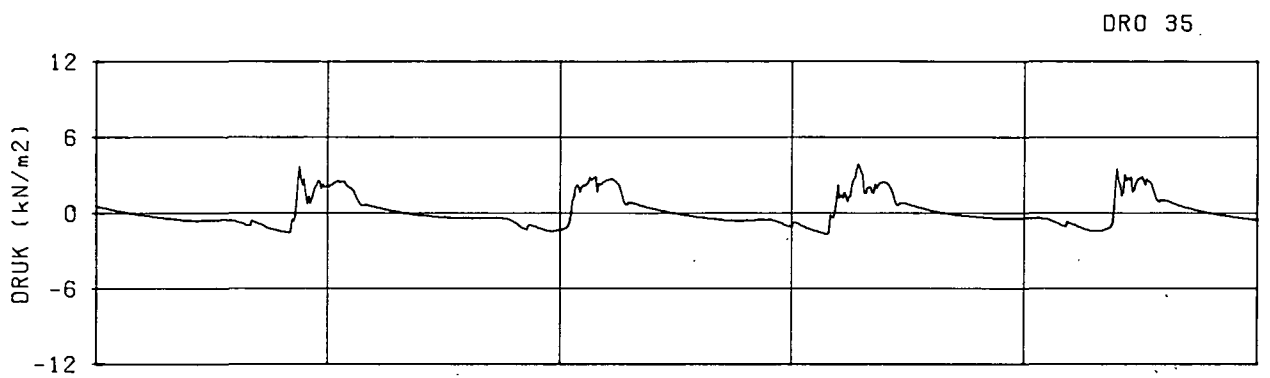
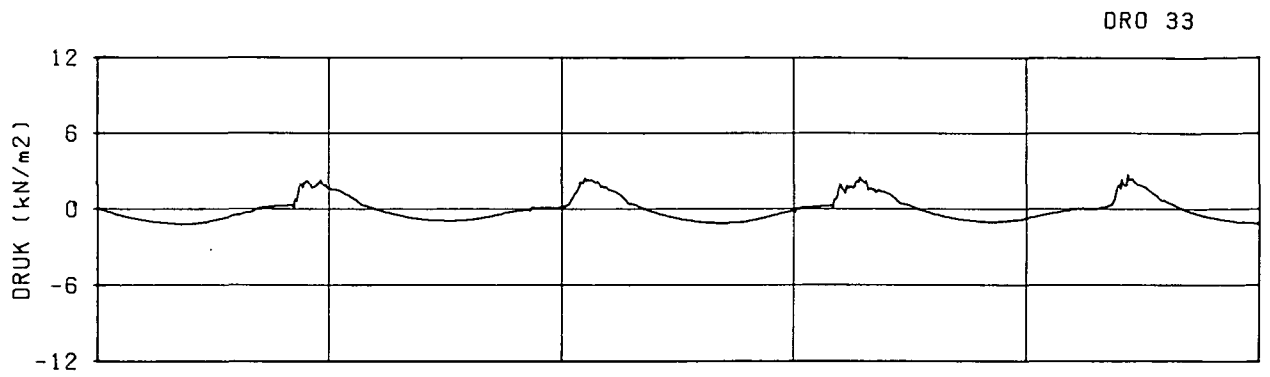
T153 W

C

Waterloopkundig Laboratorium - WL

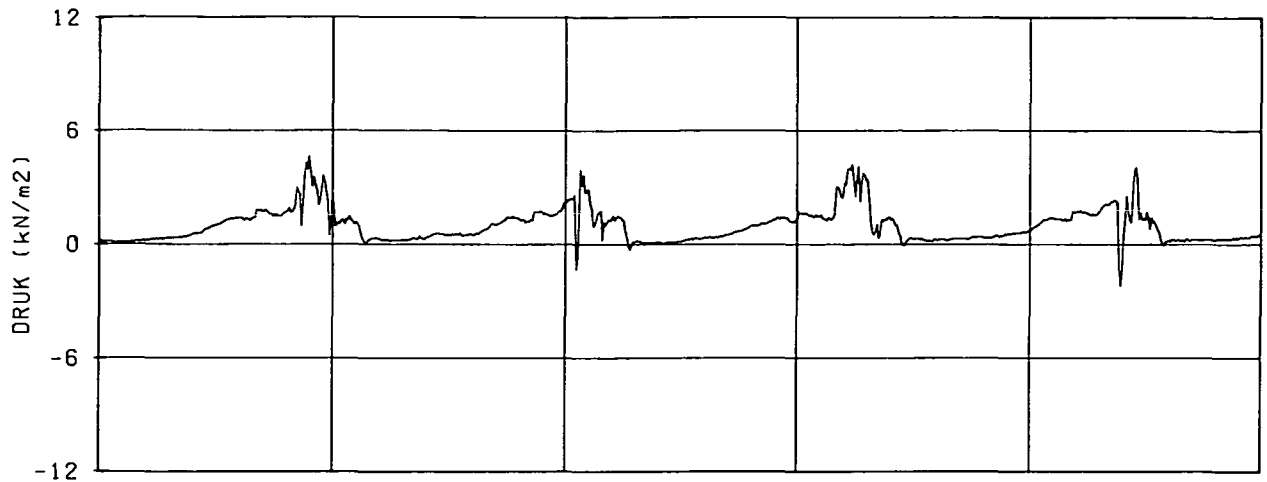
H0195

FIG. 16

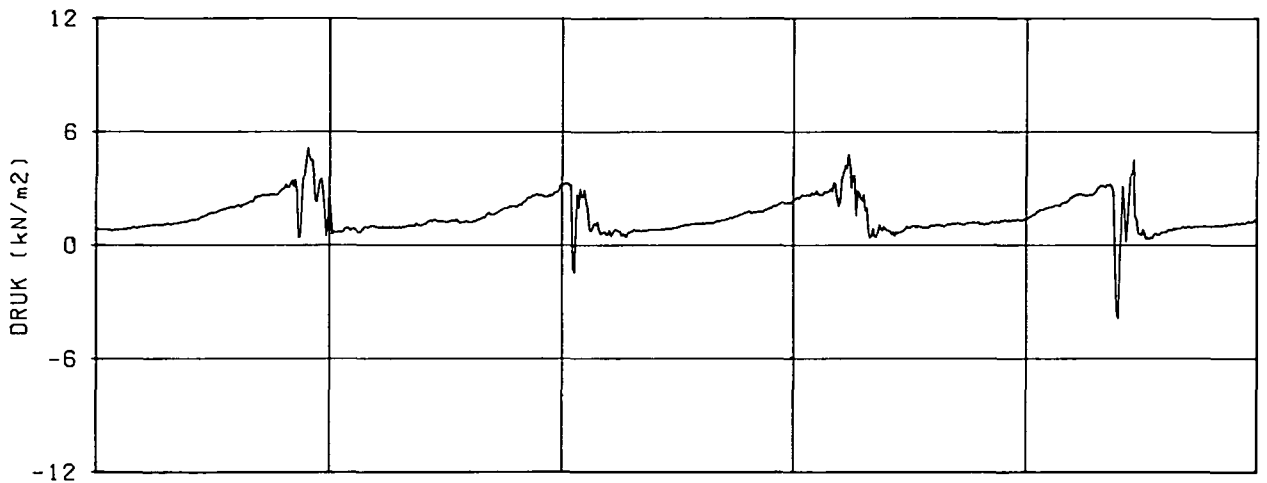


DRUKSIGNALEN	T229 0	A
	Waterloopkundig Laboratorium - WL	H0195

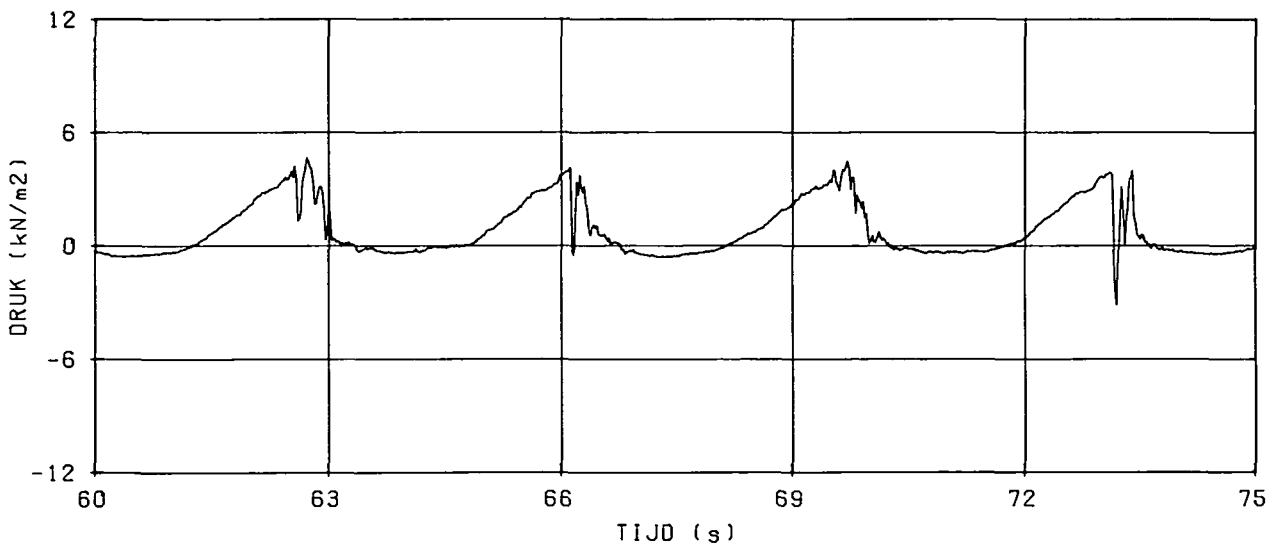
DRO 35-36



DRO 37-36



DRO 33-36



VERSCHILDRIJVEN

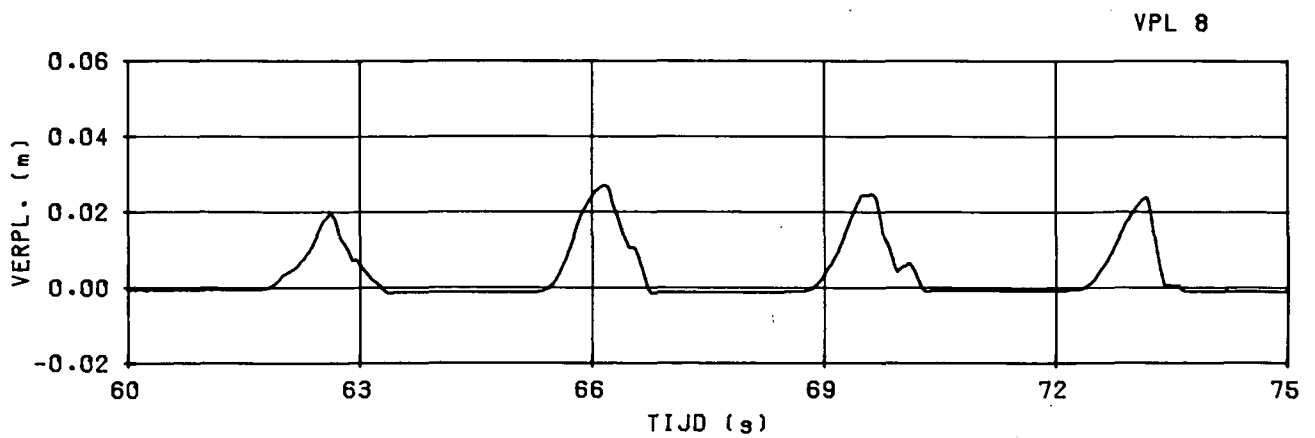
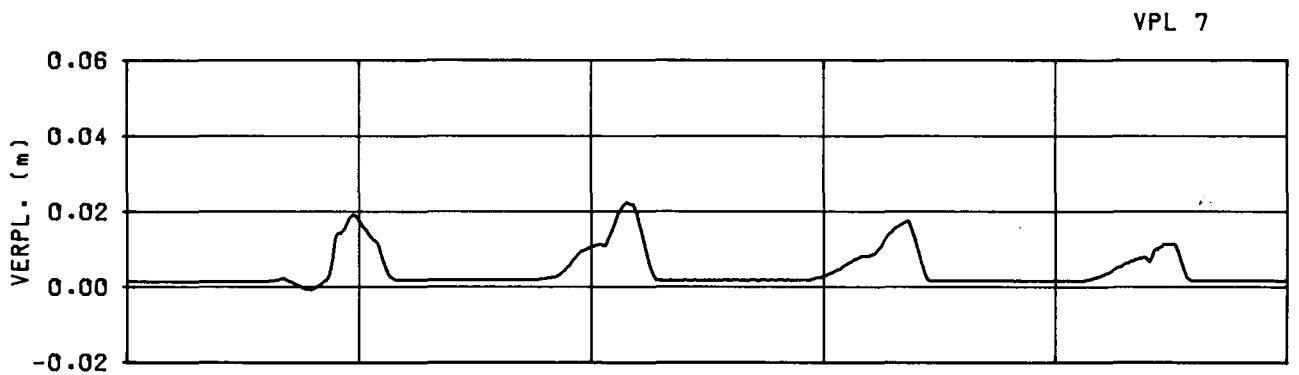
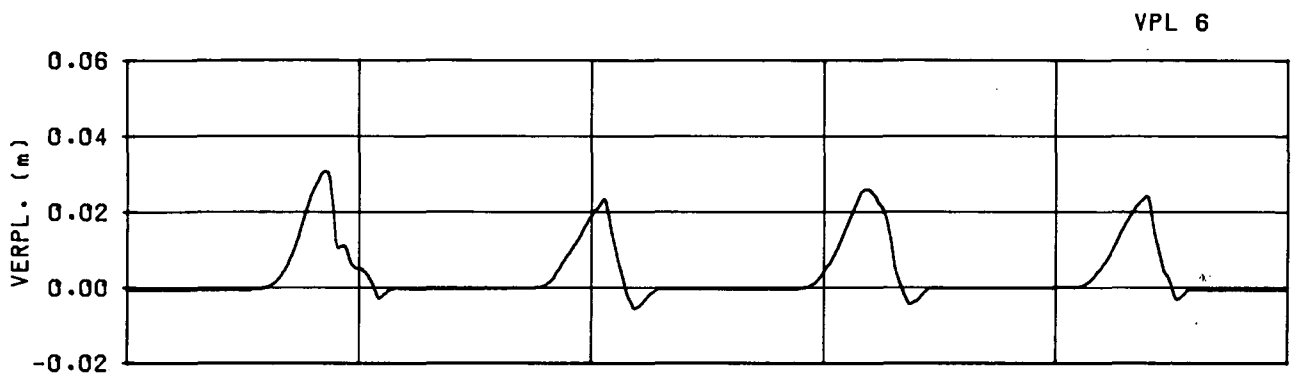
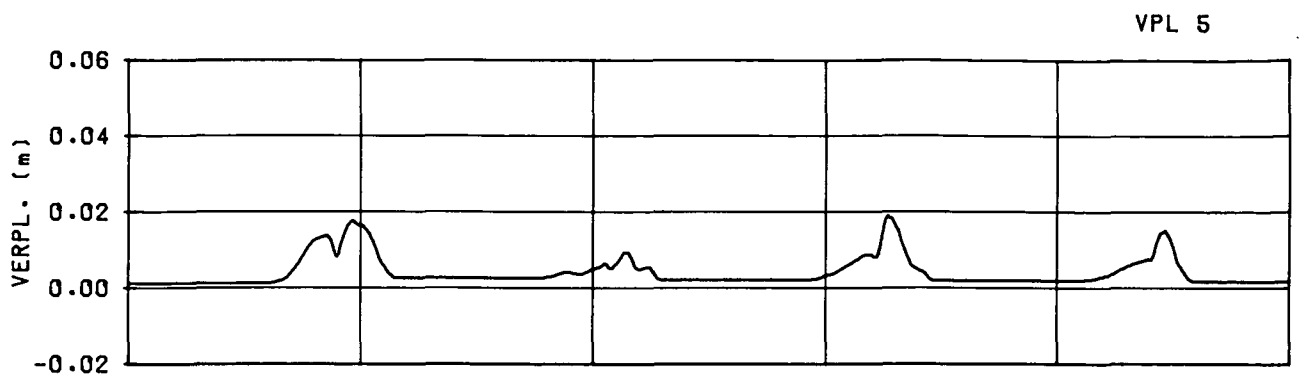
T229 0

B

Waterloopkundig Laboratorium - WL

H0195

FIG. 18



VERPLAATSINGEN

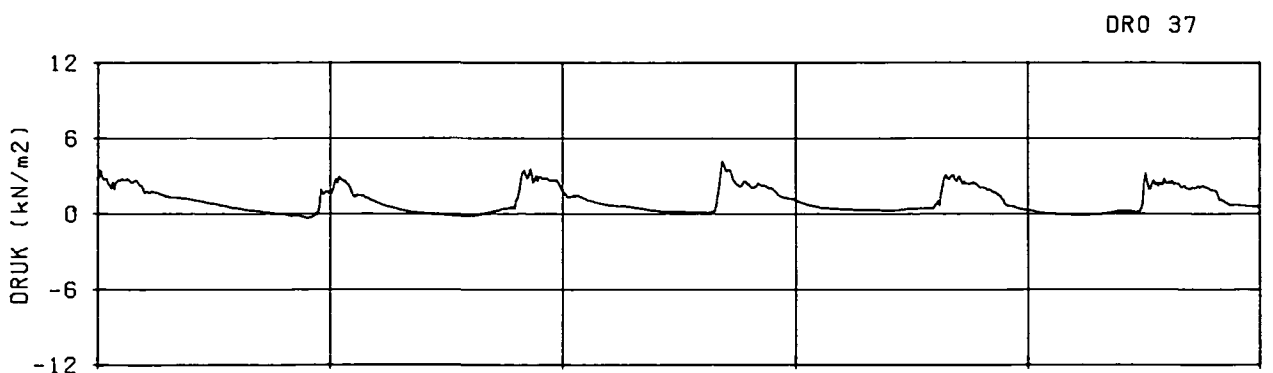
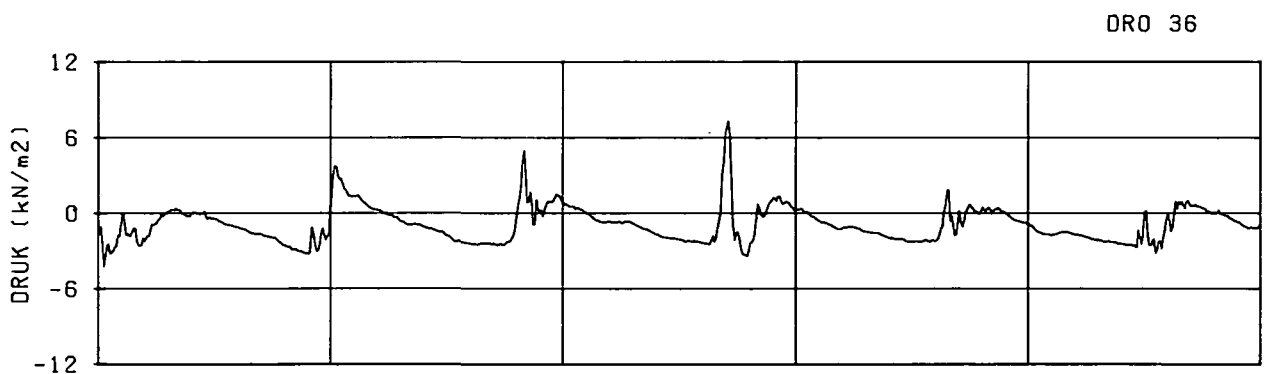
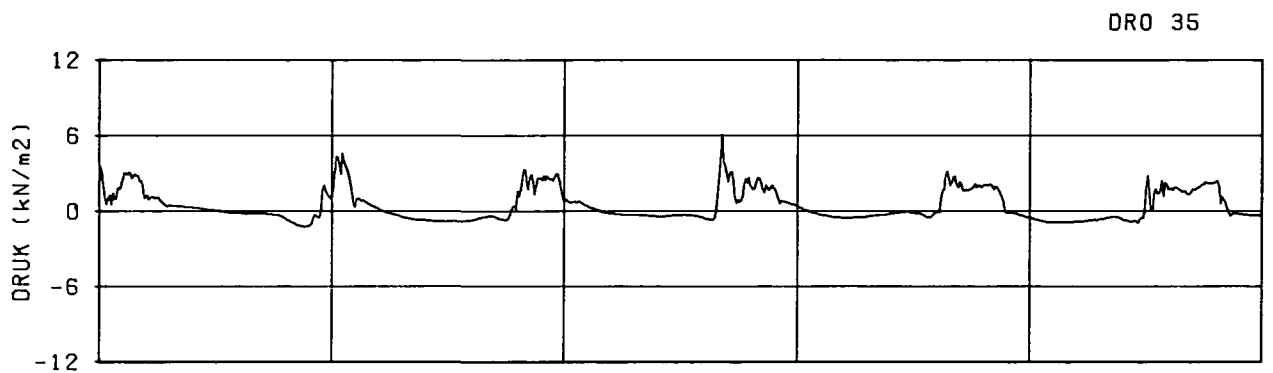
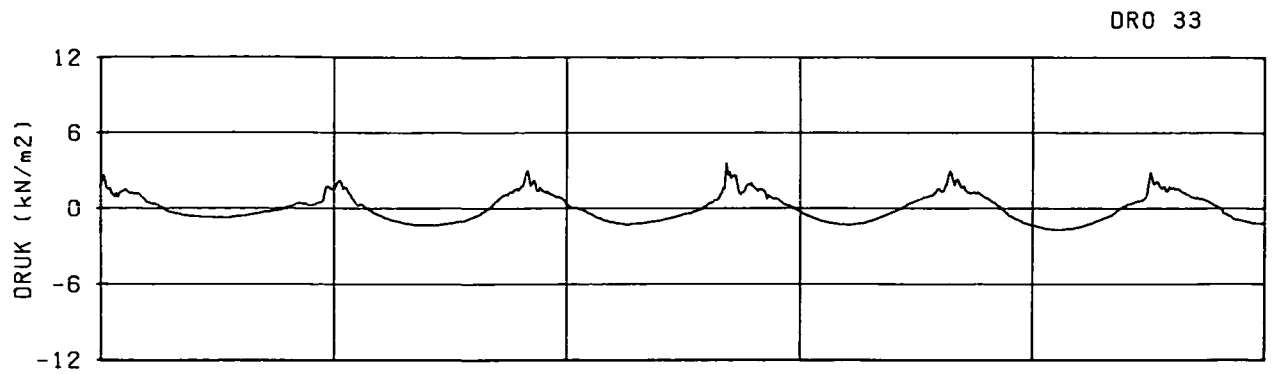
T229 0

C

Waterloopkundig Laboratorium - WL

H0195

FIG. 19



60 63 66 69 72 75

DRUKSIGNALEN

T231 0

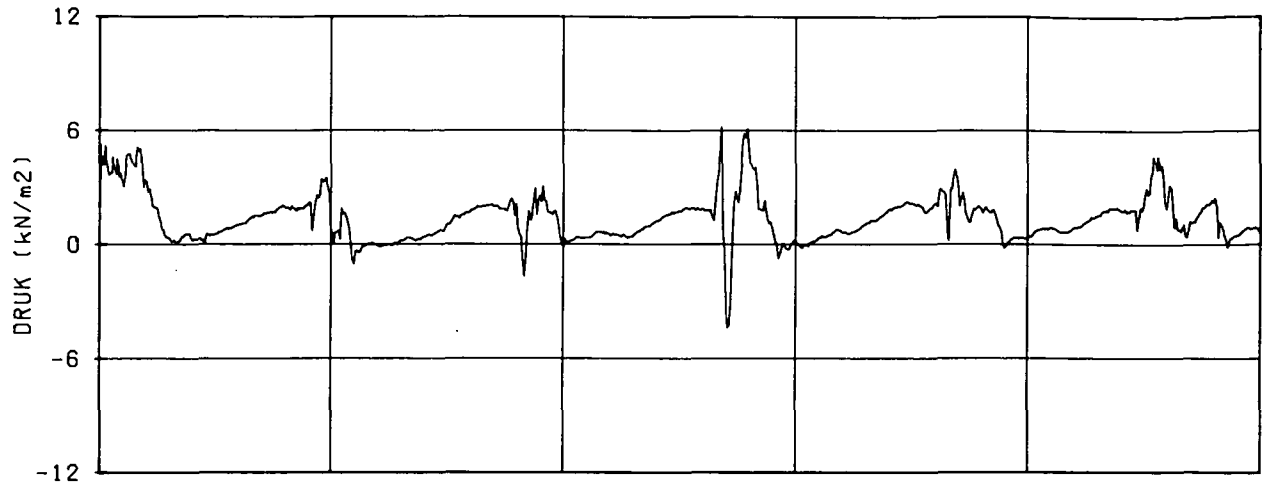
A

Waterloopkundig Laboratorium - WL

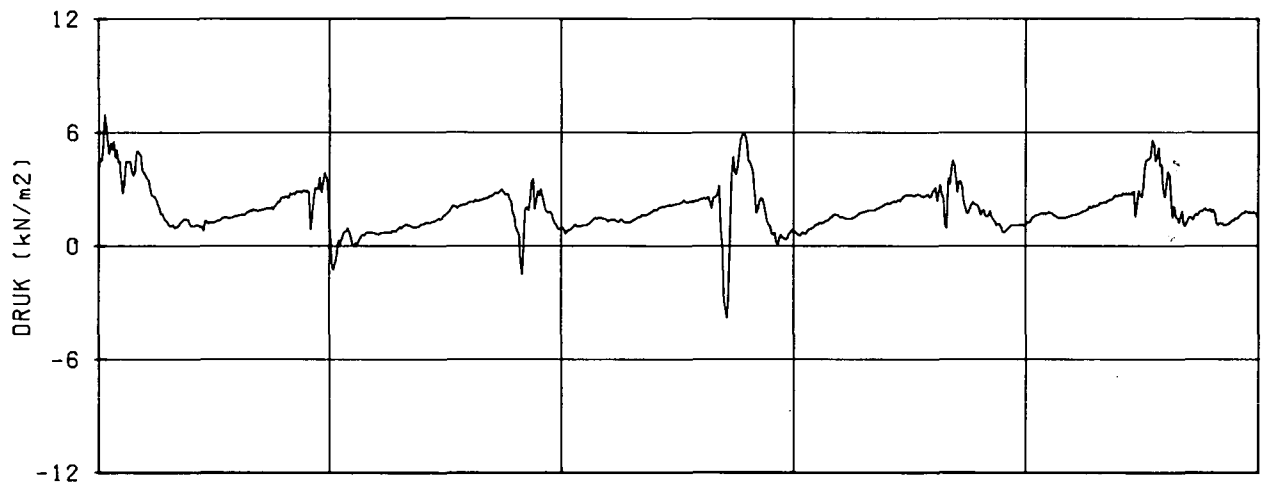
H0195

FIG. 20

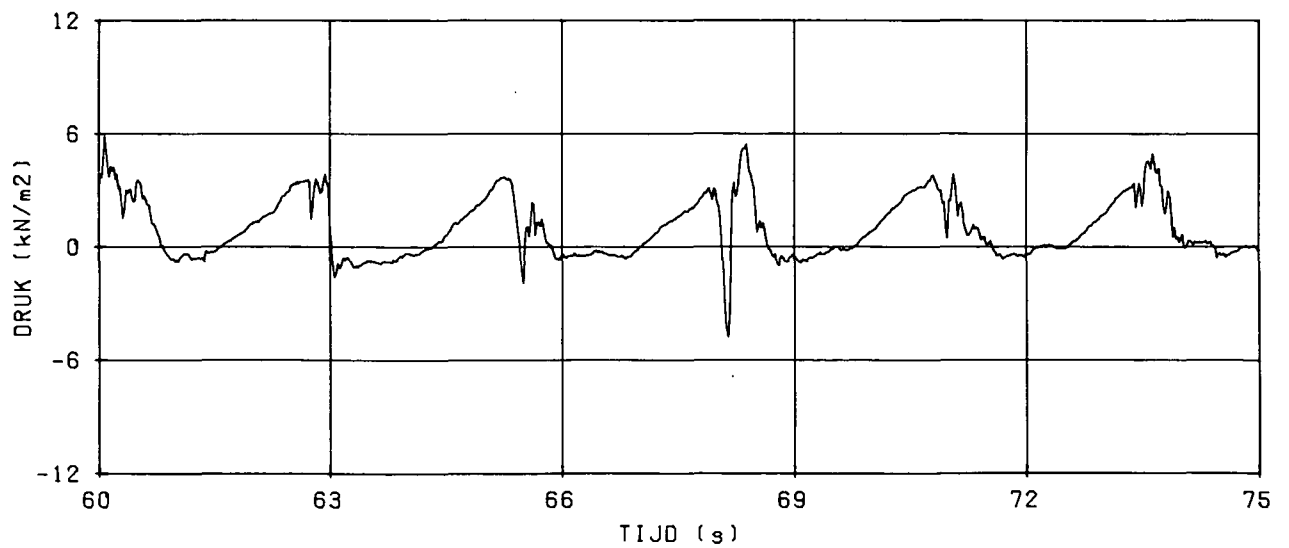
DRO 35-36



DRO 37-36



DRO 33-36



VERSCHILDRUKKEN

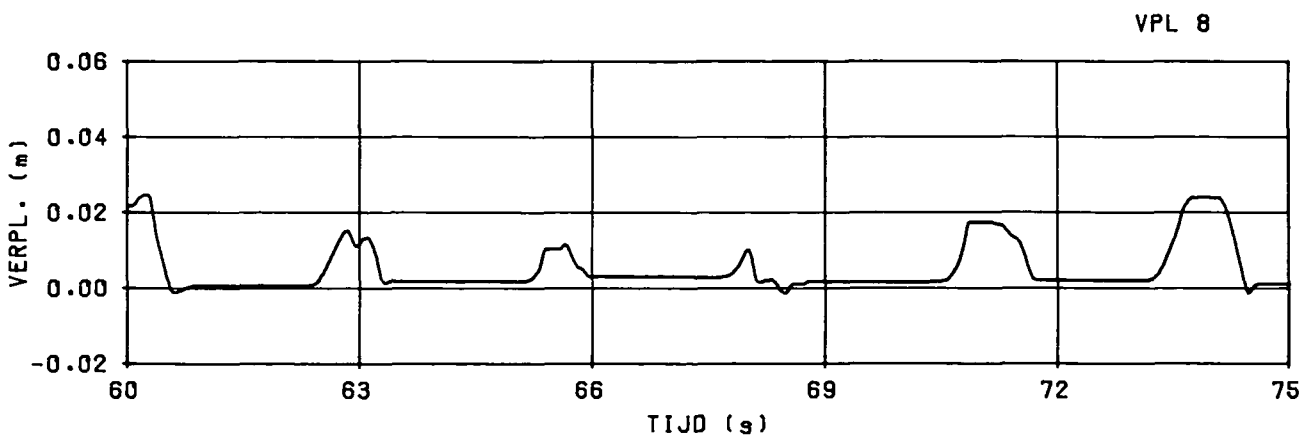
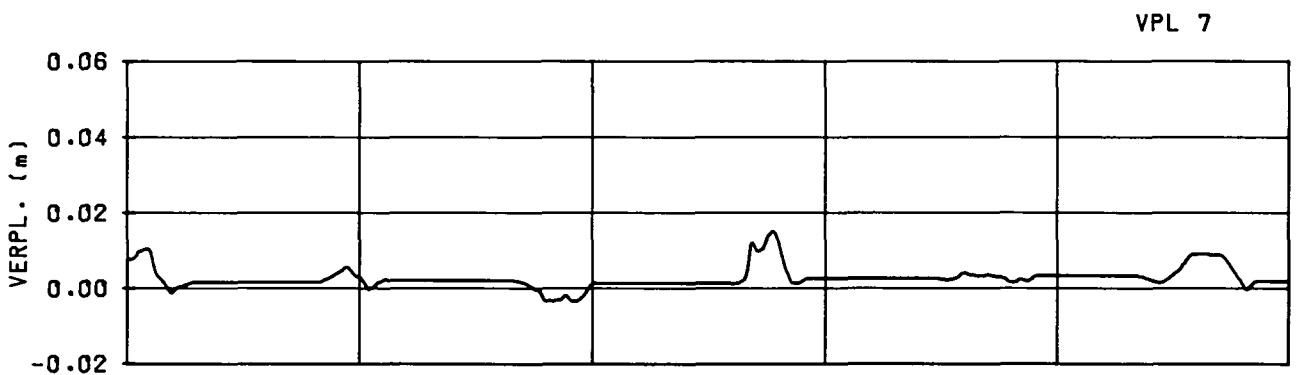
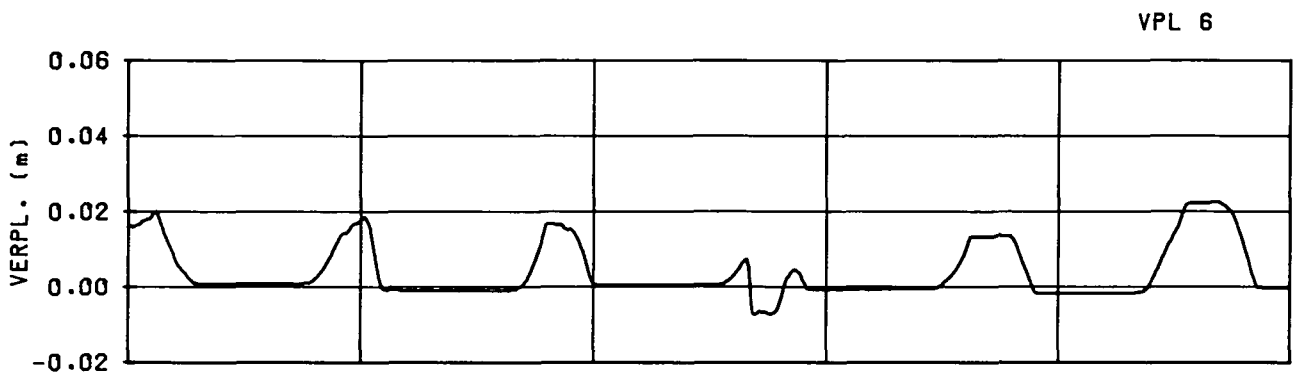
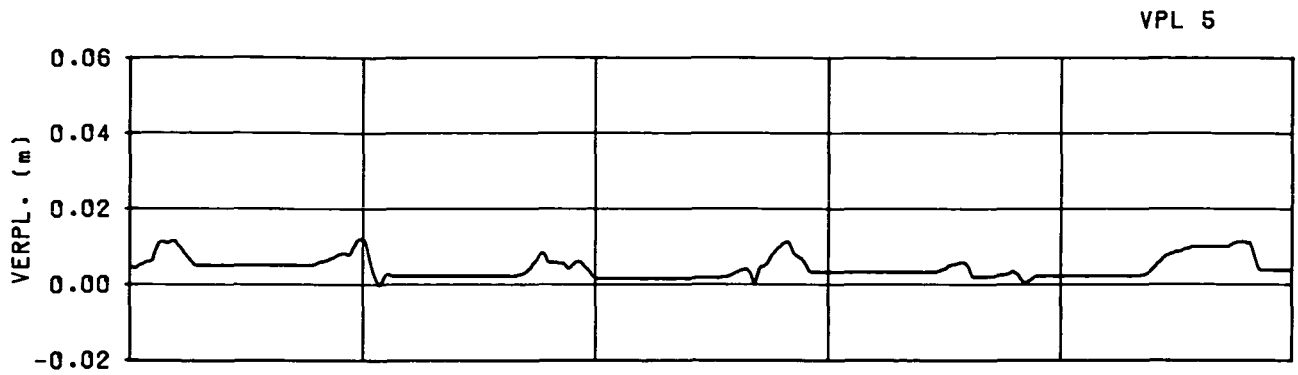
T231 0

B

Waterloopkundig Laboratorium - WL

H0195

FIG. 21



VERPLAATSINGEN

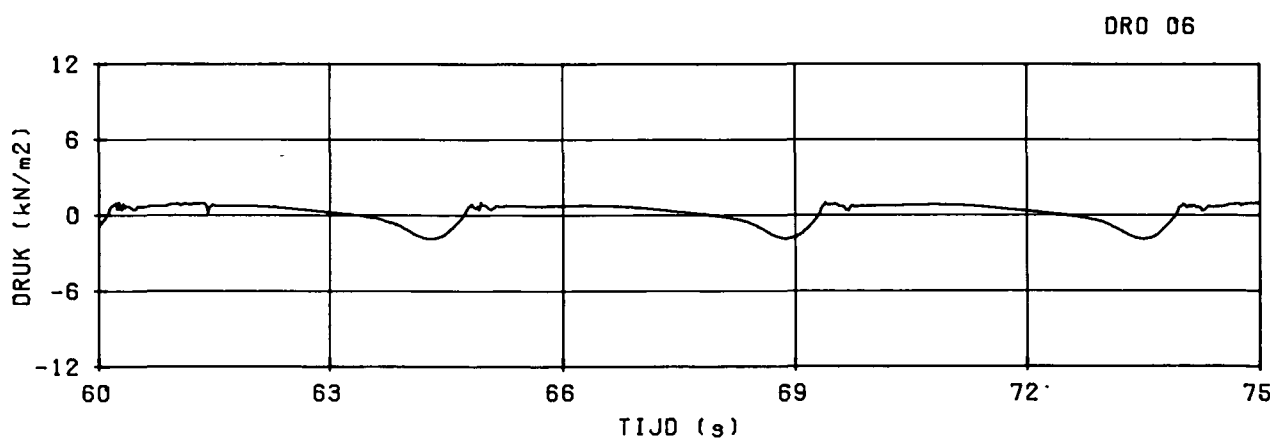
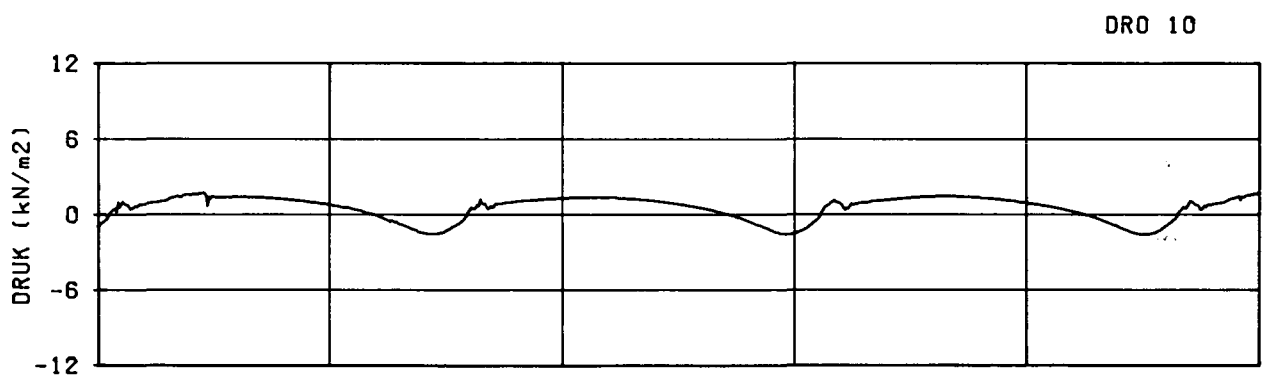
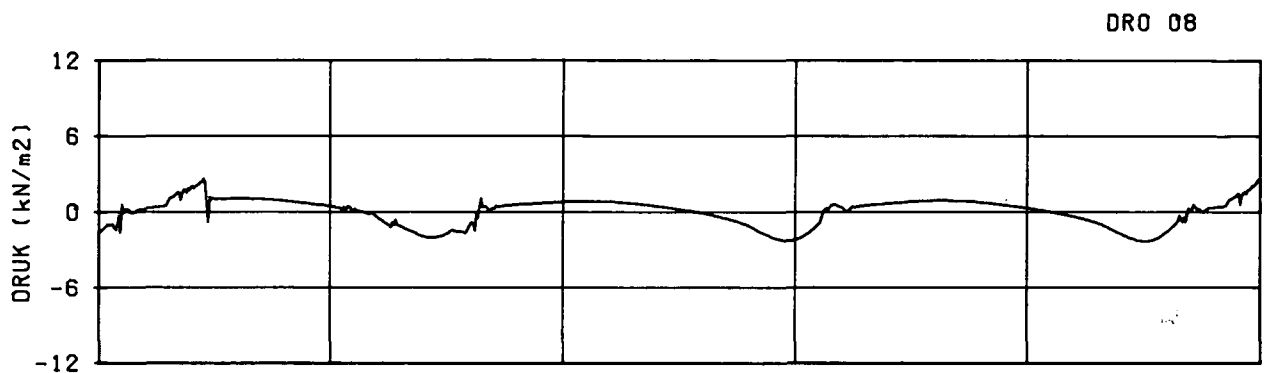
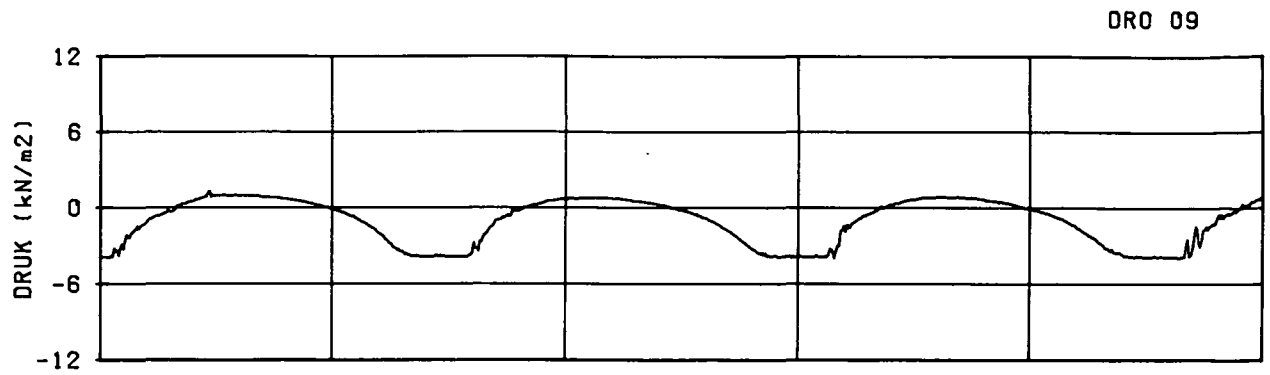
T231 0

C

Waterloopkundig Laboratorium - WL

H0195

FIG. 22



DRUKSIGNALEN

T228 W

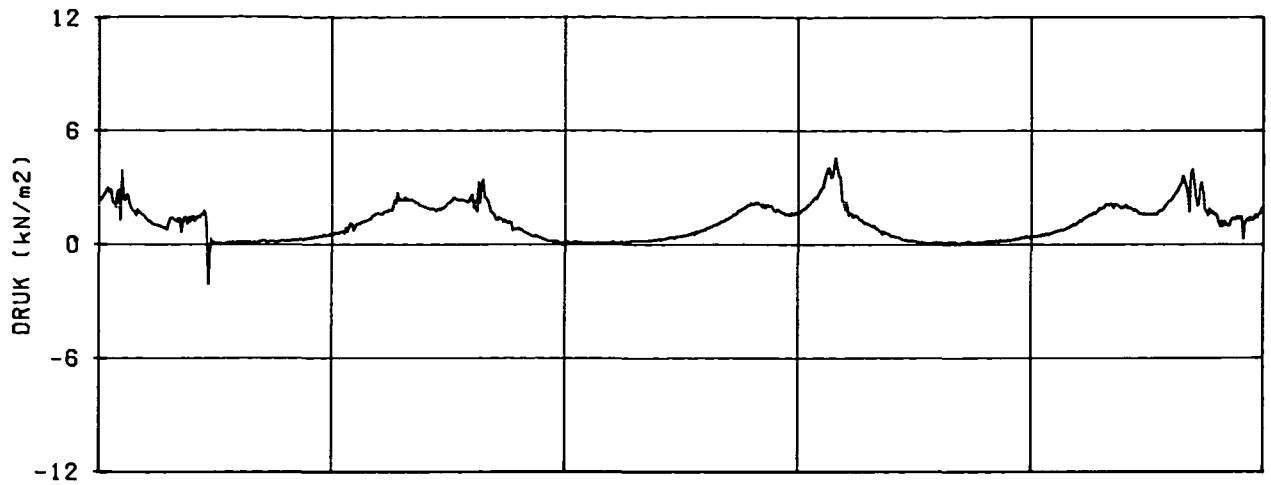
A

Waterloopkundig Laboratorium - WL

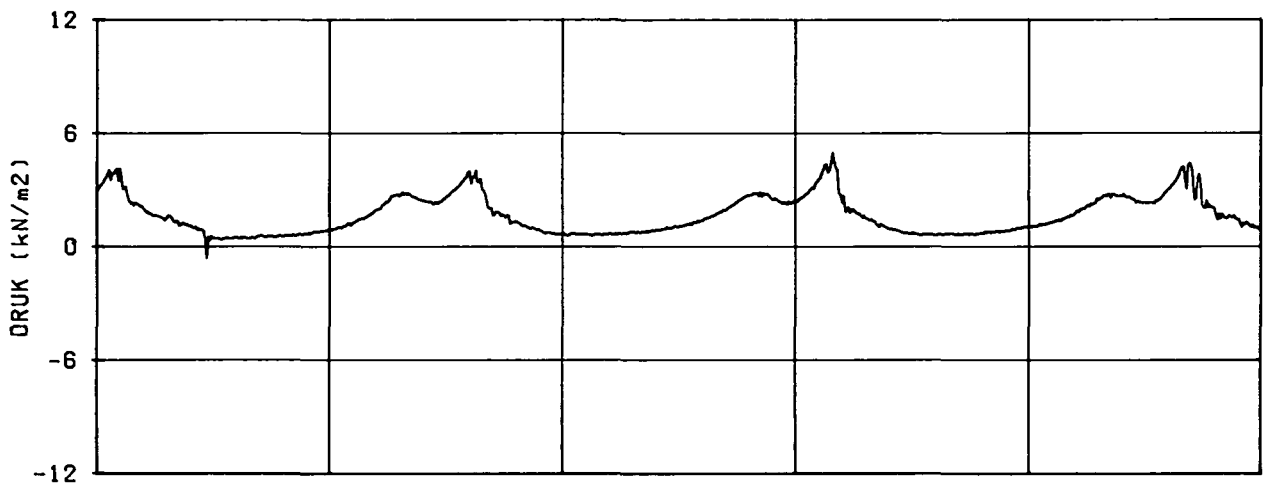
H0195

FIG. 23

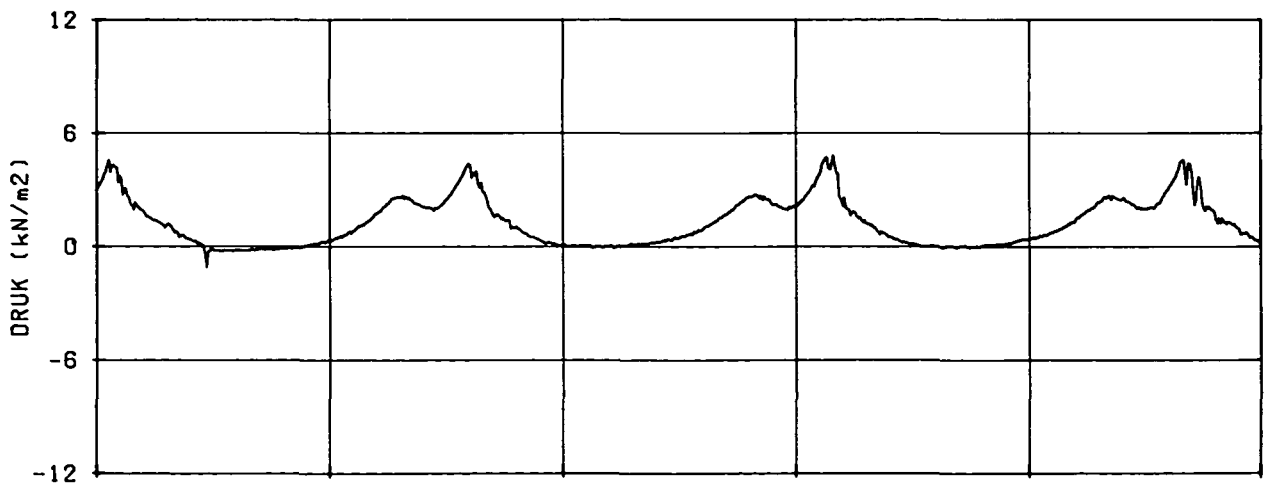
DRO 08-09



DRO 10-09



DRO 06-09



60 63 66 69 72 75

TIJD (s)

VERSCHILDRUKKEN

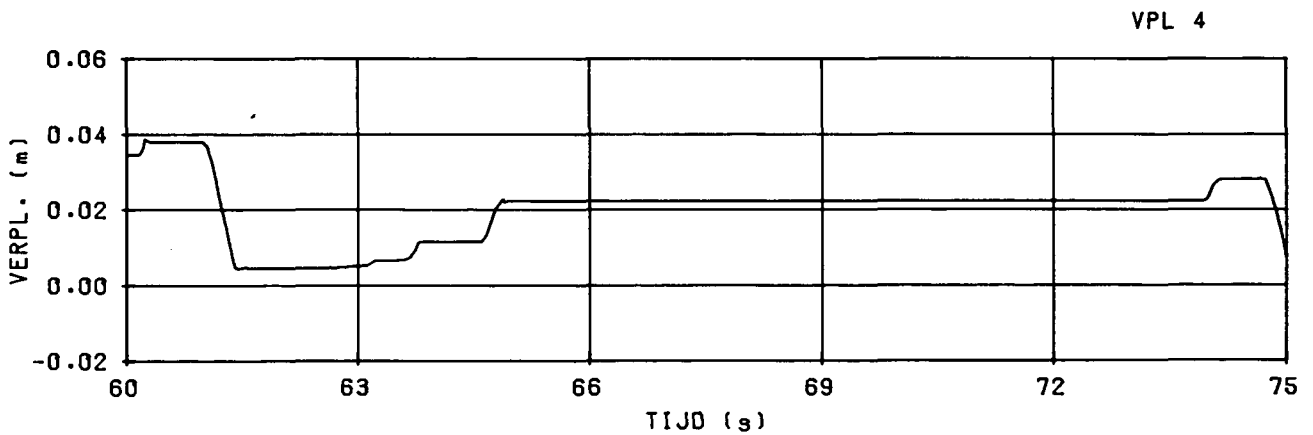
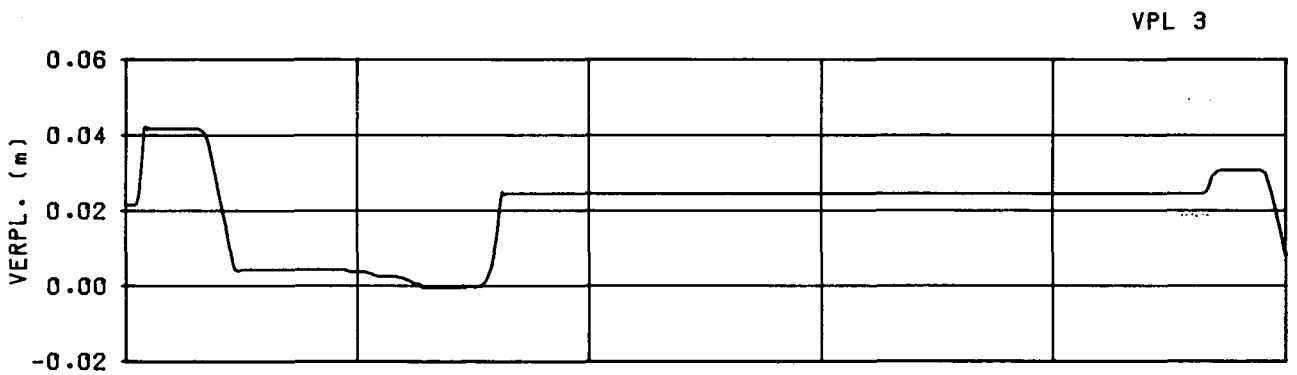
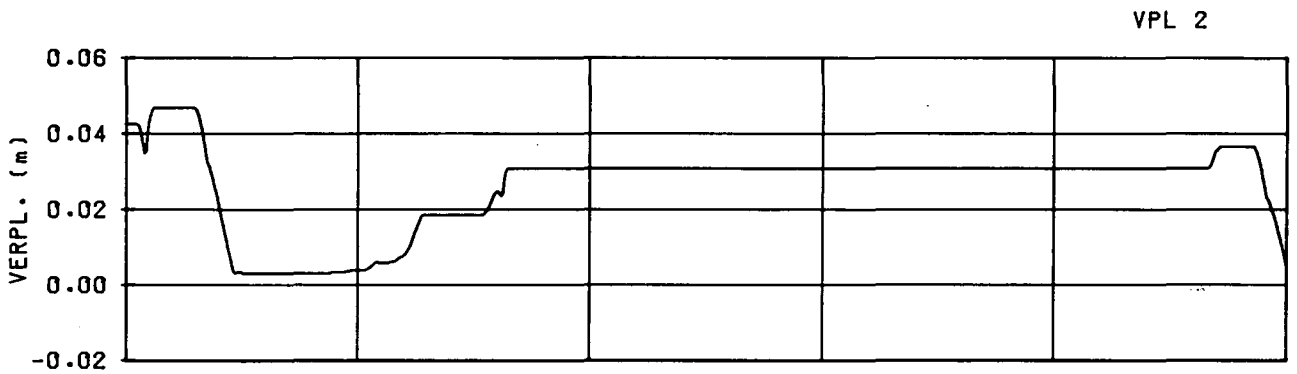
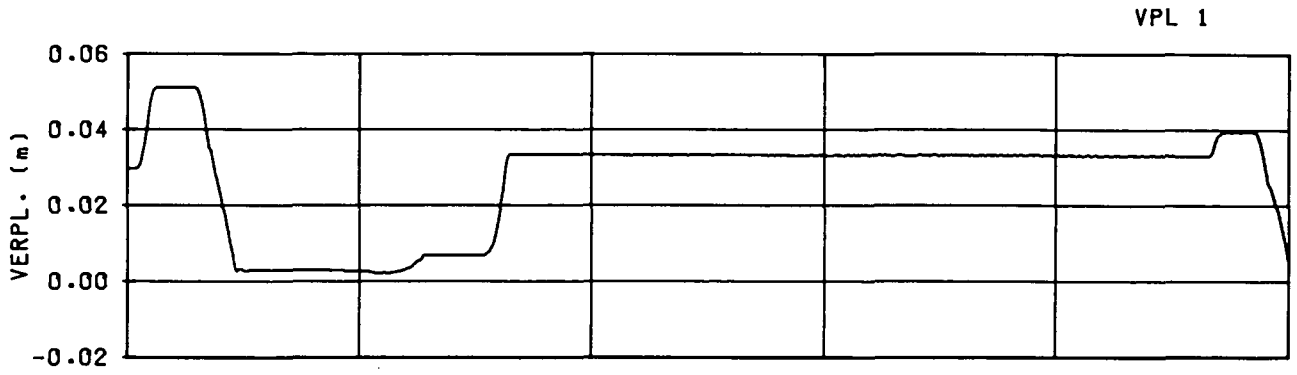
T228 W

B

Waterloopkundig Laboratorium - WL

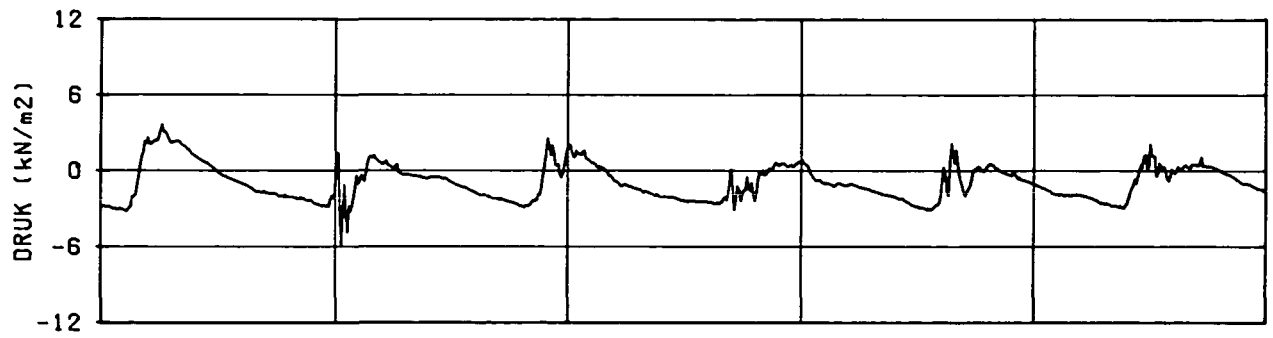
H0195

FIG. 24

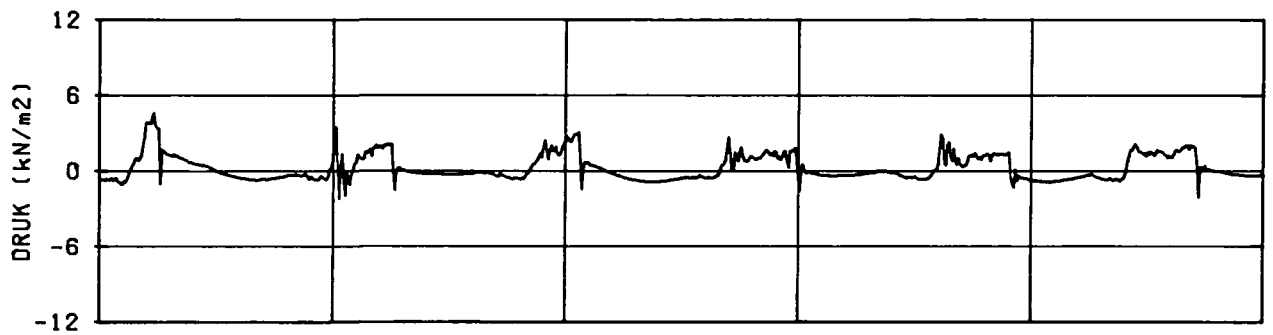


VERPLAATSINGEN	T228 W	C
Waterloopkundig Laboratorium - WL	H0195	FIG. 25

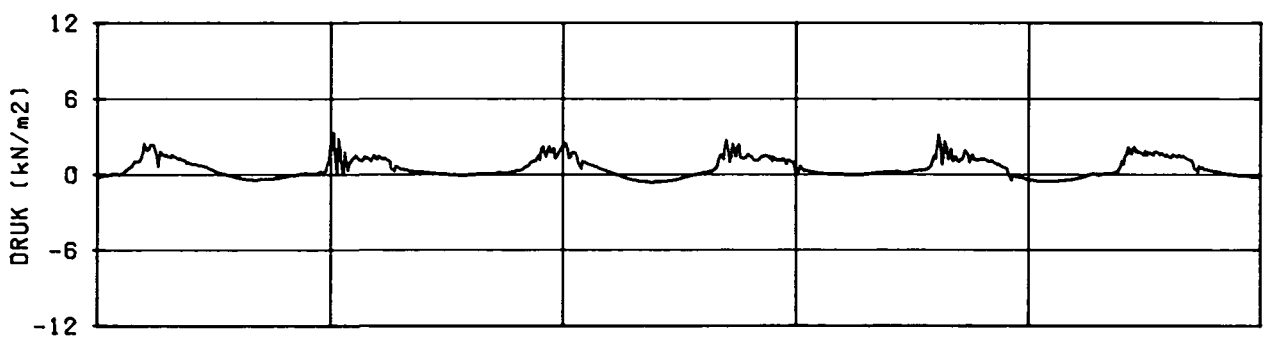
DRO 09



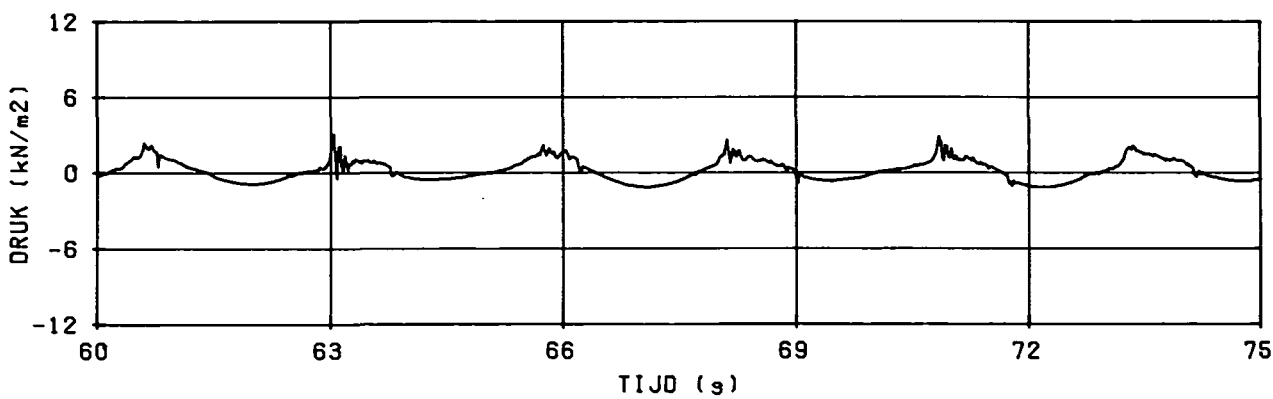
DRO 08



DRO 10



DRO 06



DRUKSIGNALLEN

T265 W

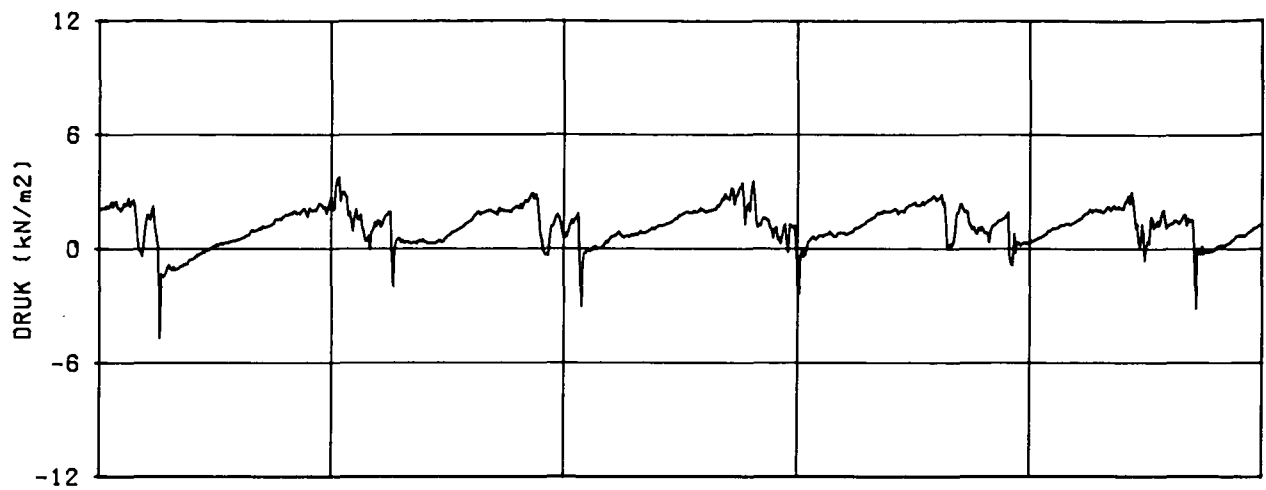
A

Waterloopkundig Laboratorium - WL

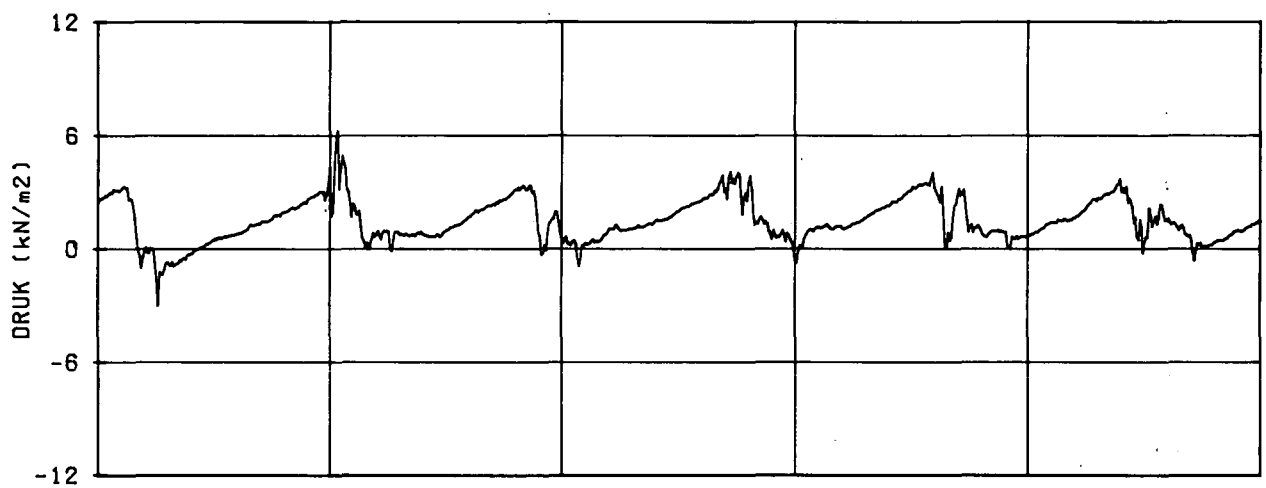
H0195

FIG. 26

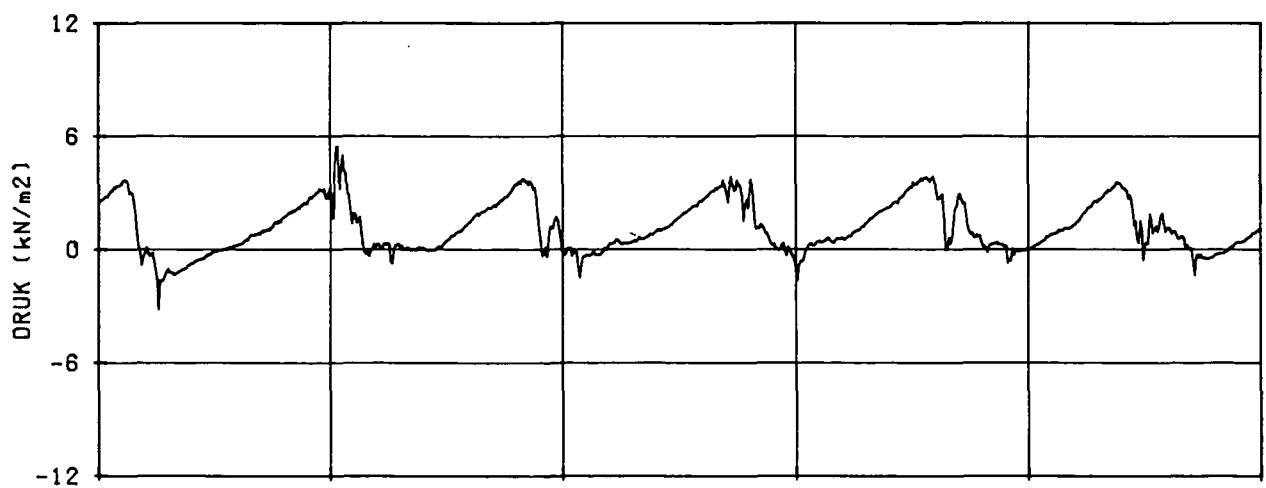
DRO 08-09



DRO 10-09



DRO 06-09



60 63 66 69 72 75

TIJD (s)

VERSCHILDRUKKEN

T265 W

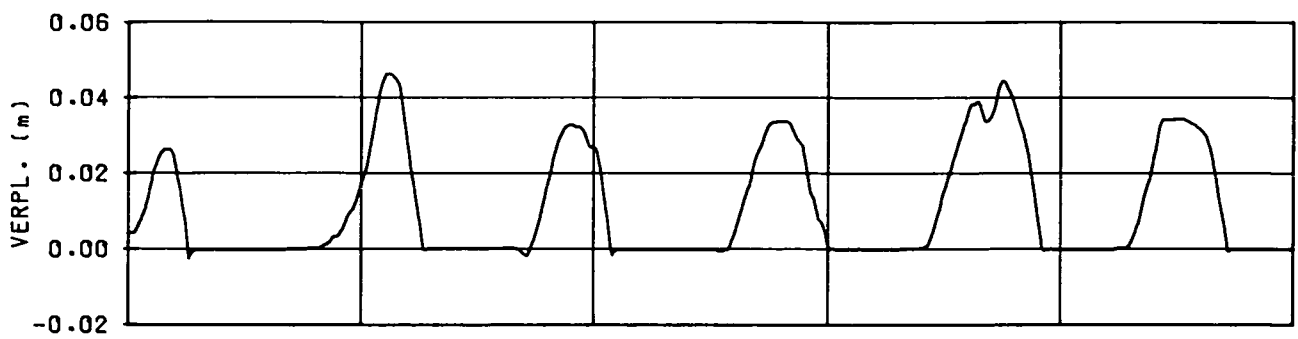
B

Waterloopkundig Laboratorium - WL

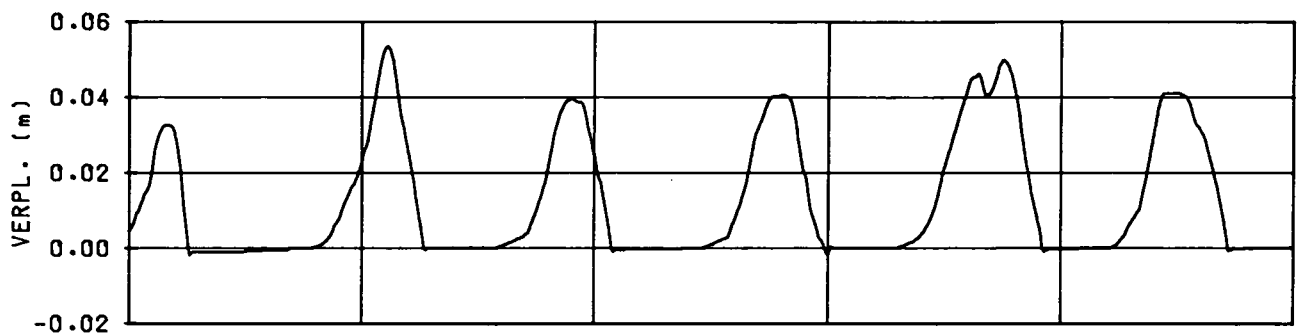
H0195

FIG. 27

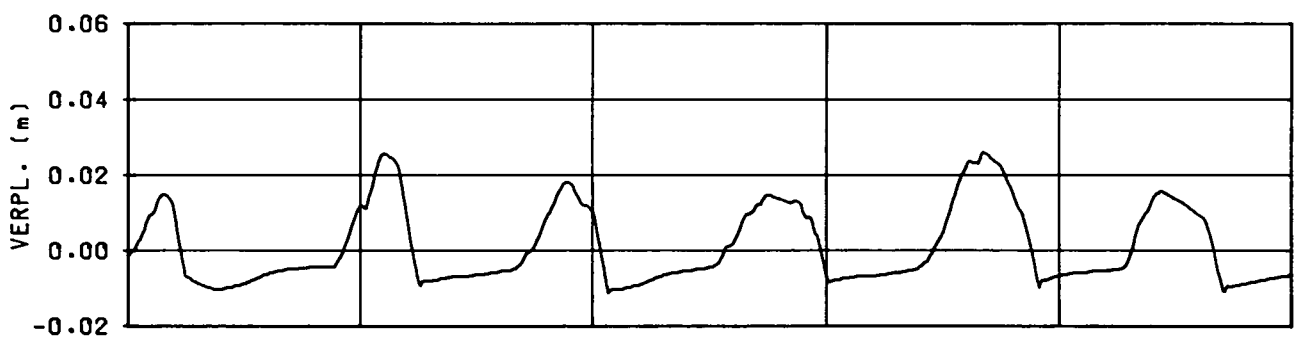
VPL 1



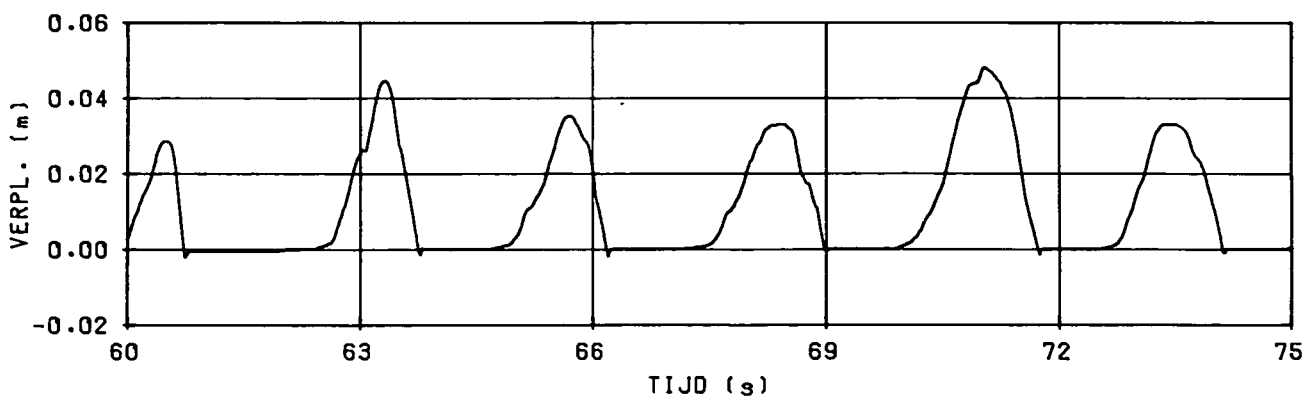
VPL 2



VPL 3



VPL 4



VERPLAATSINGEN

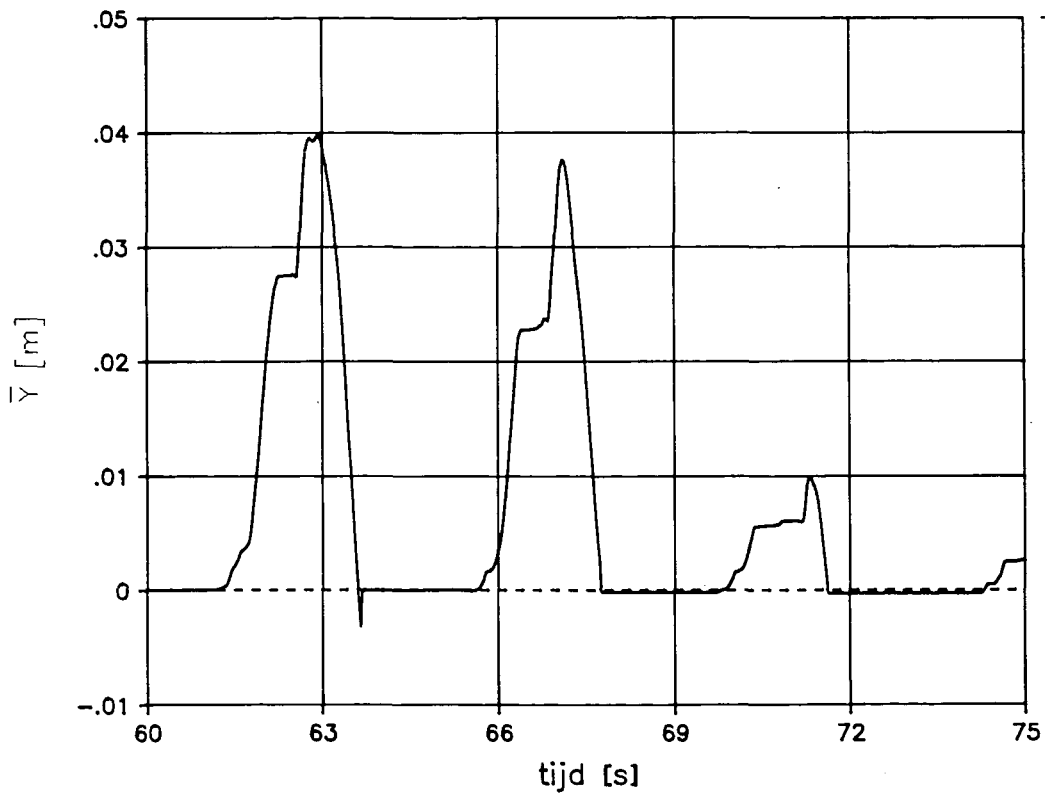
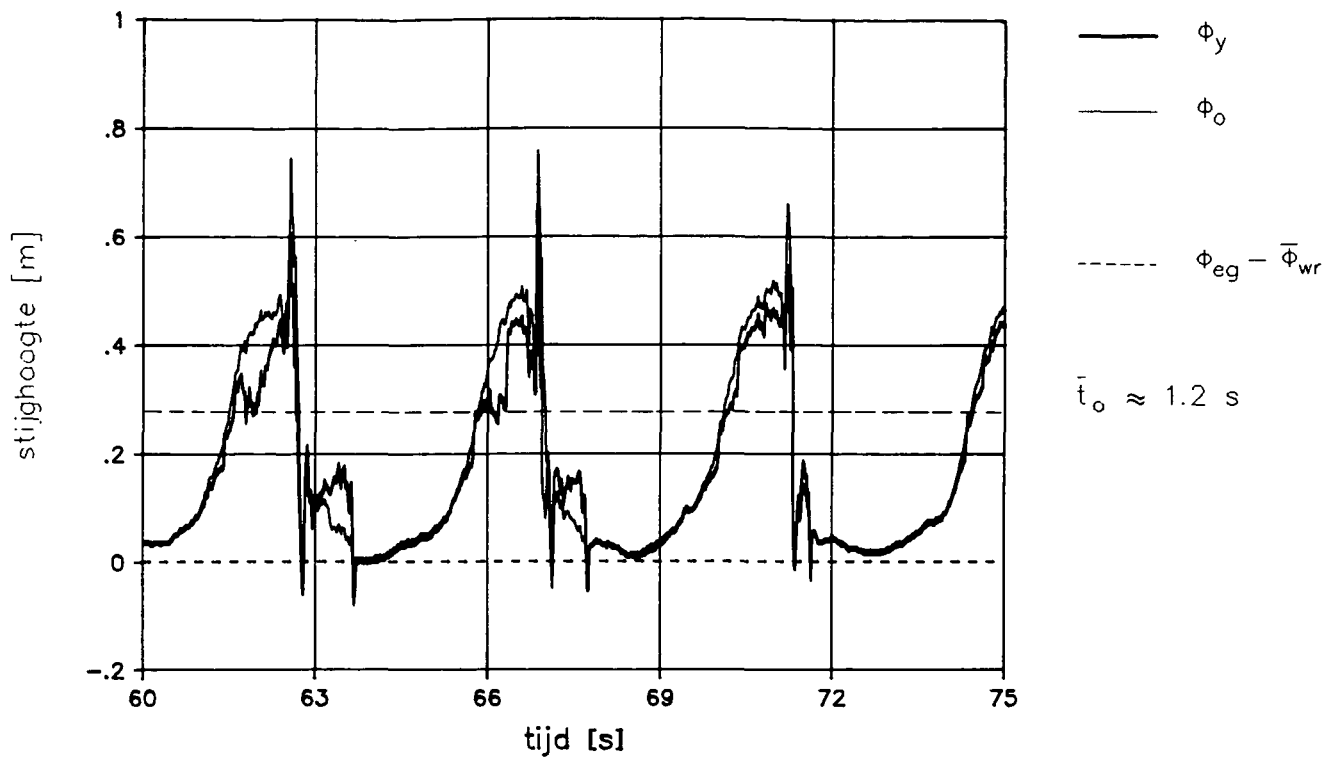
T265 W

C

Waterloopkundig Laboratorium - WL

H0195

FIG. 28



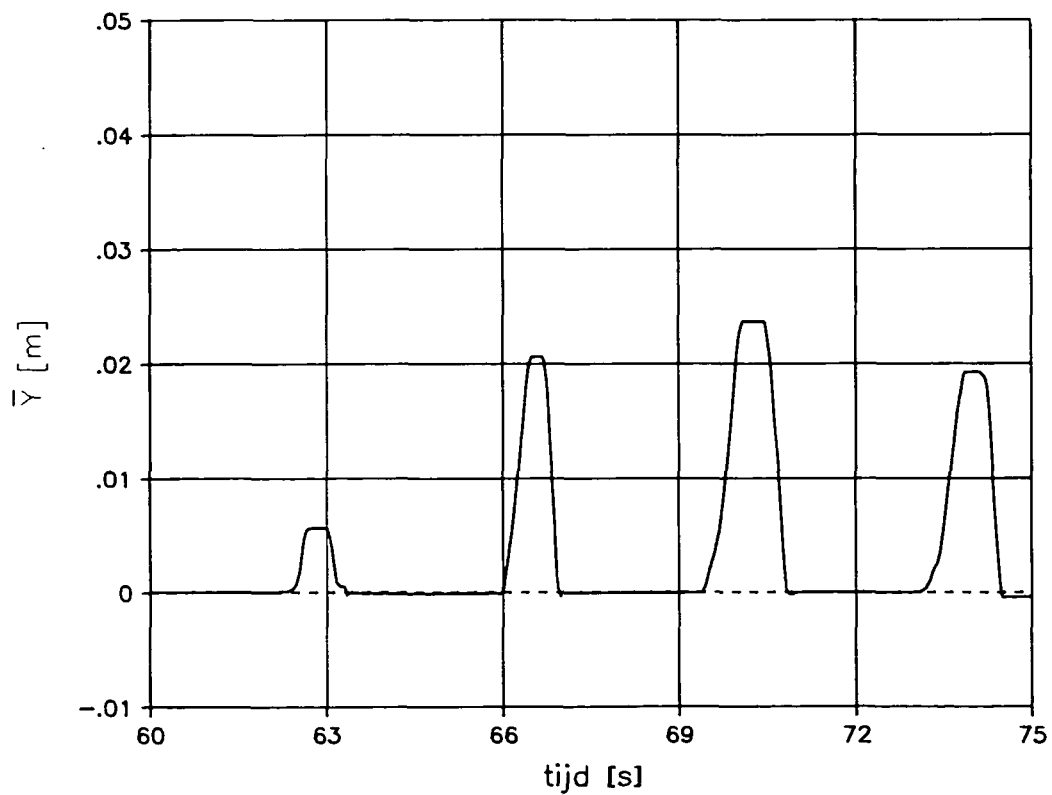
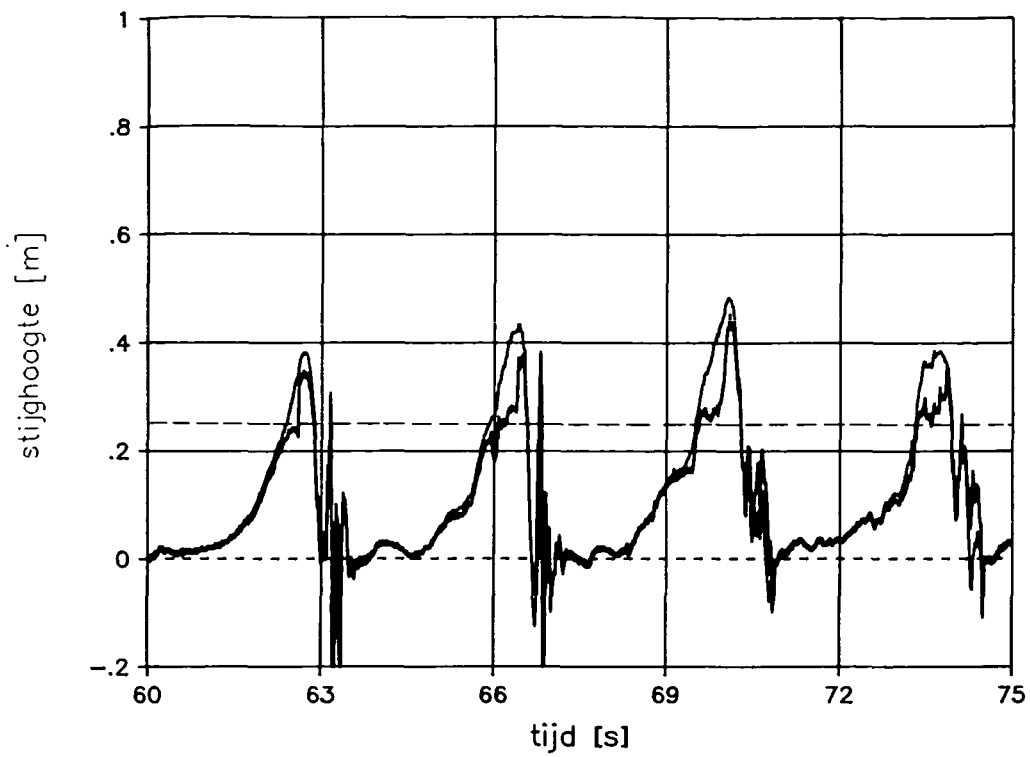
STIJGHOOGTE VERSCHIL OVER BLOK
EN GEMIDDELDE VERPLAATSING

T 119

WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM

H 195

FIG. 29



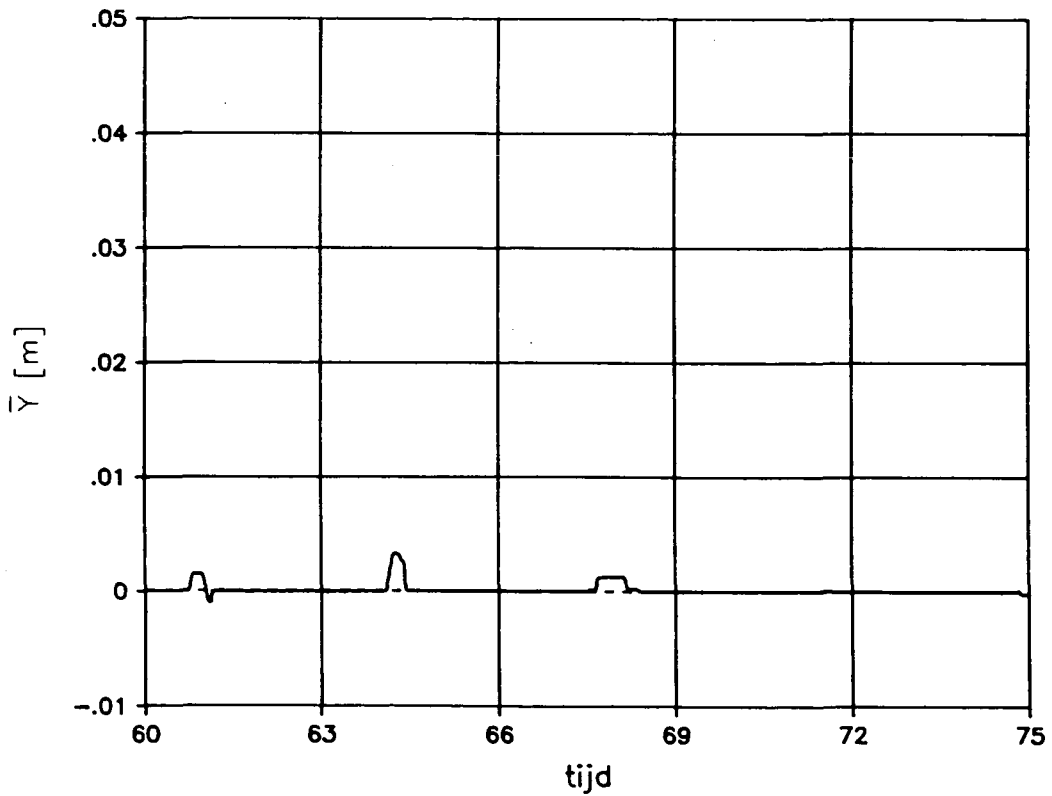
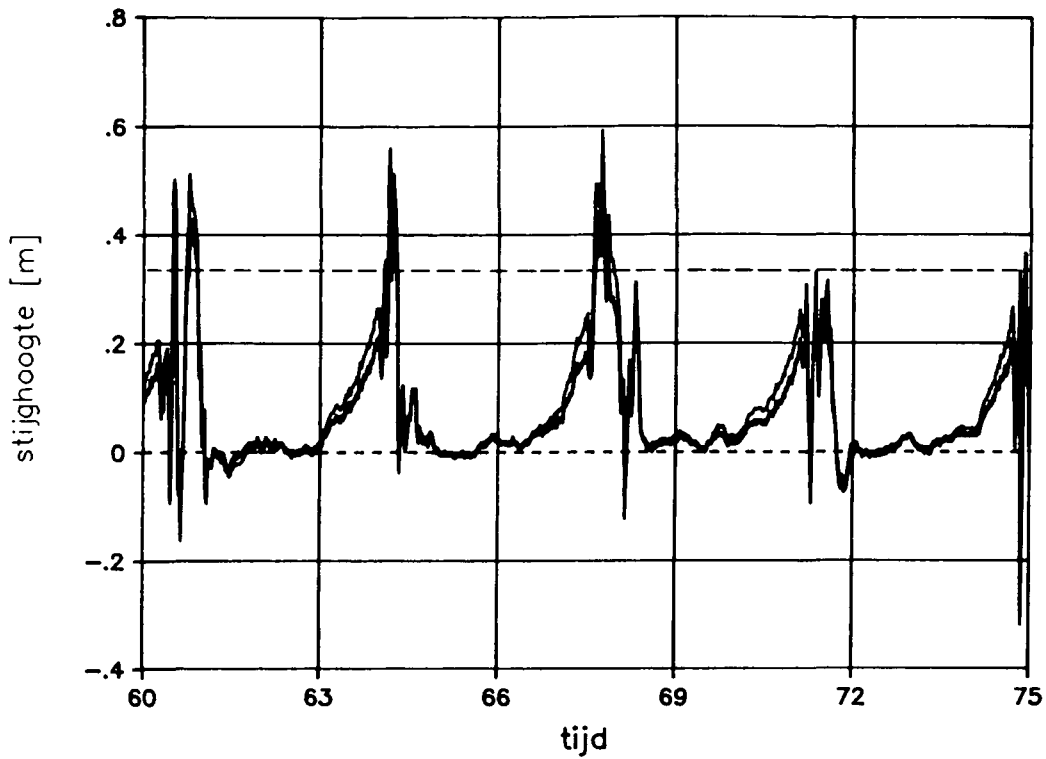
STIJGHOOGTE VERSCHIL OVER BLOK
EN GEMIDDELDE VERPLAATSING

T 122

WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM

H 195

FIG. 30



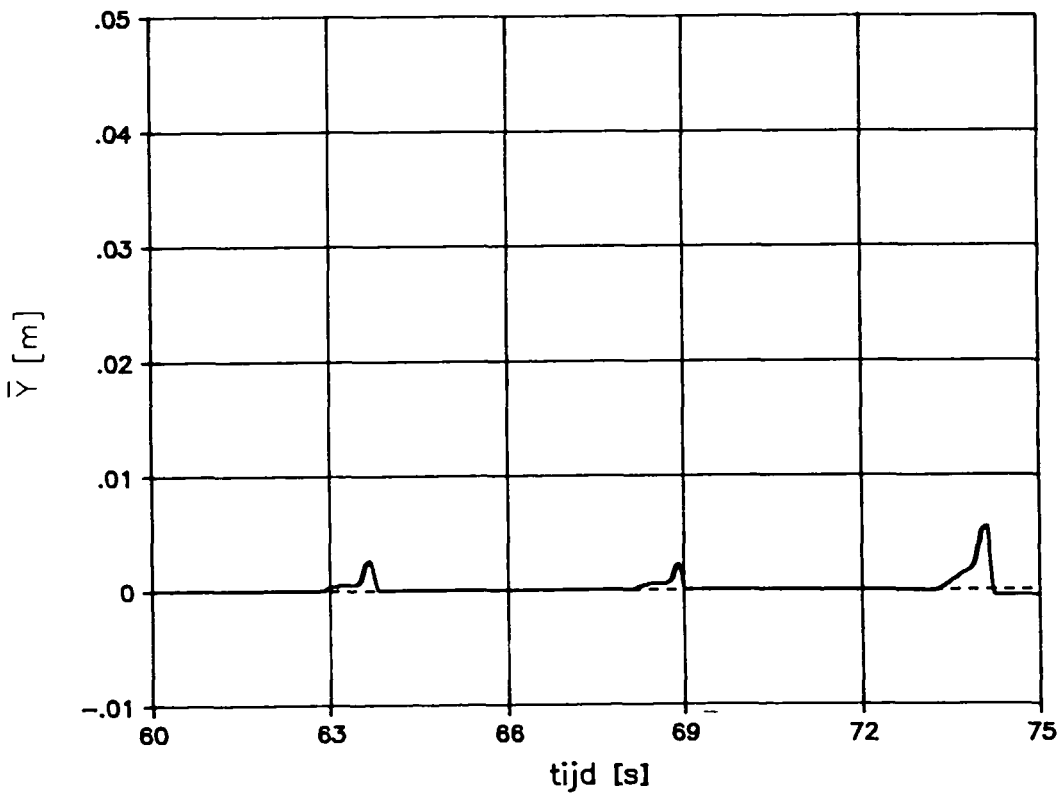
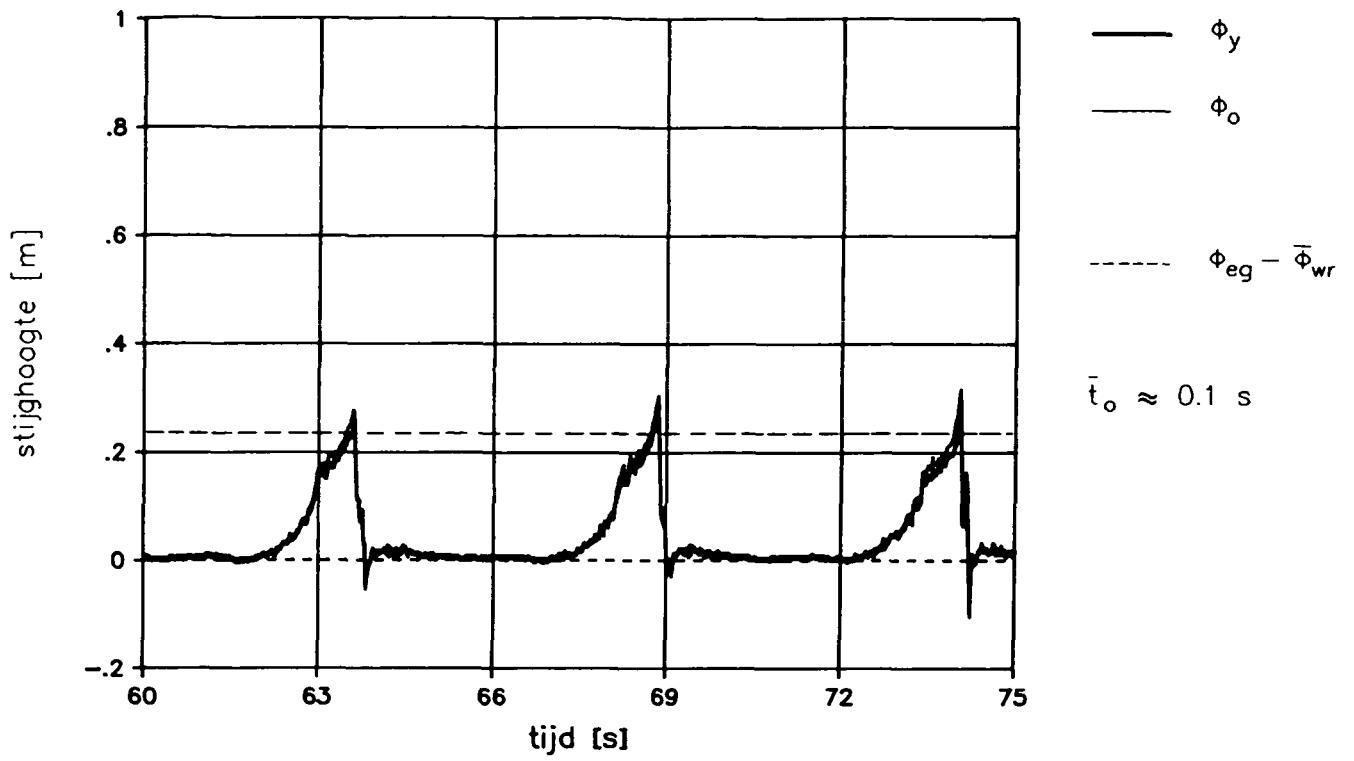
STIJGHOOGTE VERSCHIL OVER BLOK
EN GEMIDDELDE VERPLAATSING

T 143

WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM

H 195

FIG. 31



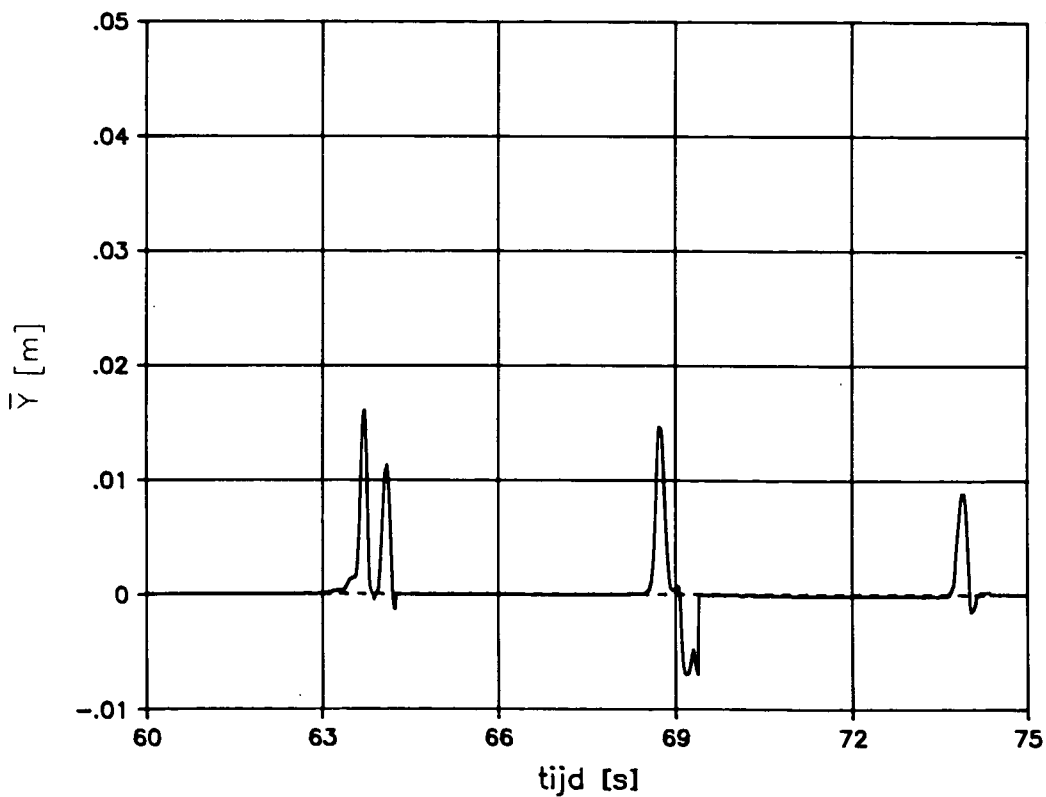
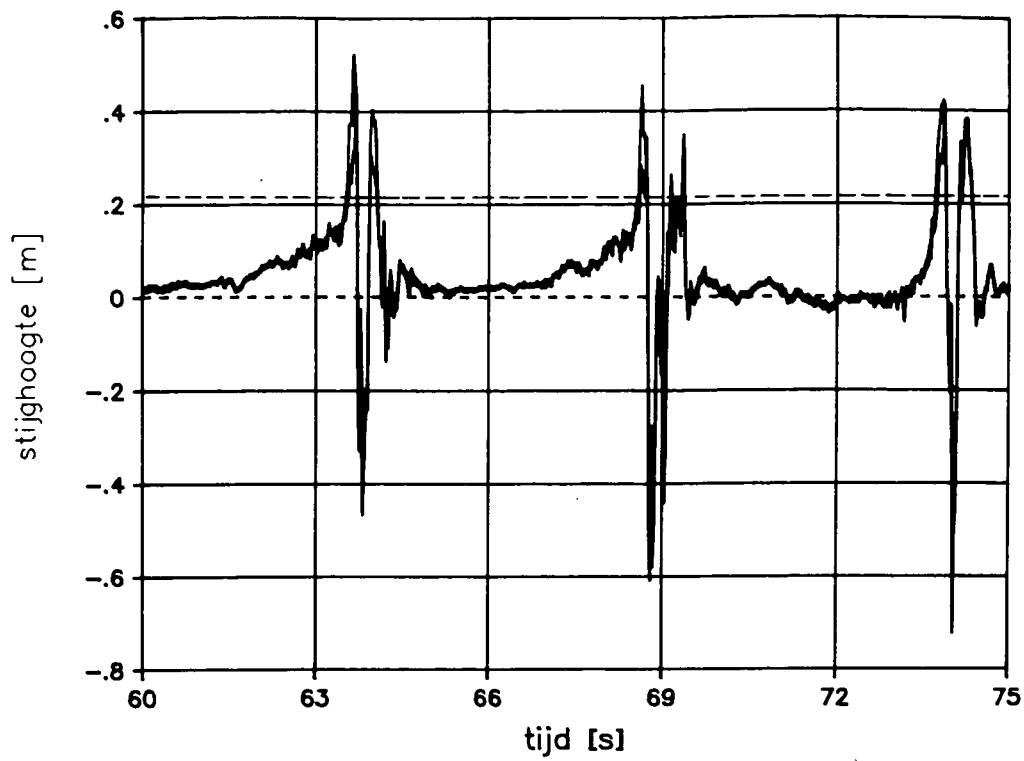
STIJGHOOGTE VERSCHIL OVER BLOK
 EN GEMIDDELDE VERPLAATSING

T 141

WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM

H 195

FIG. 32



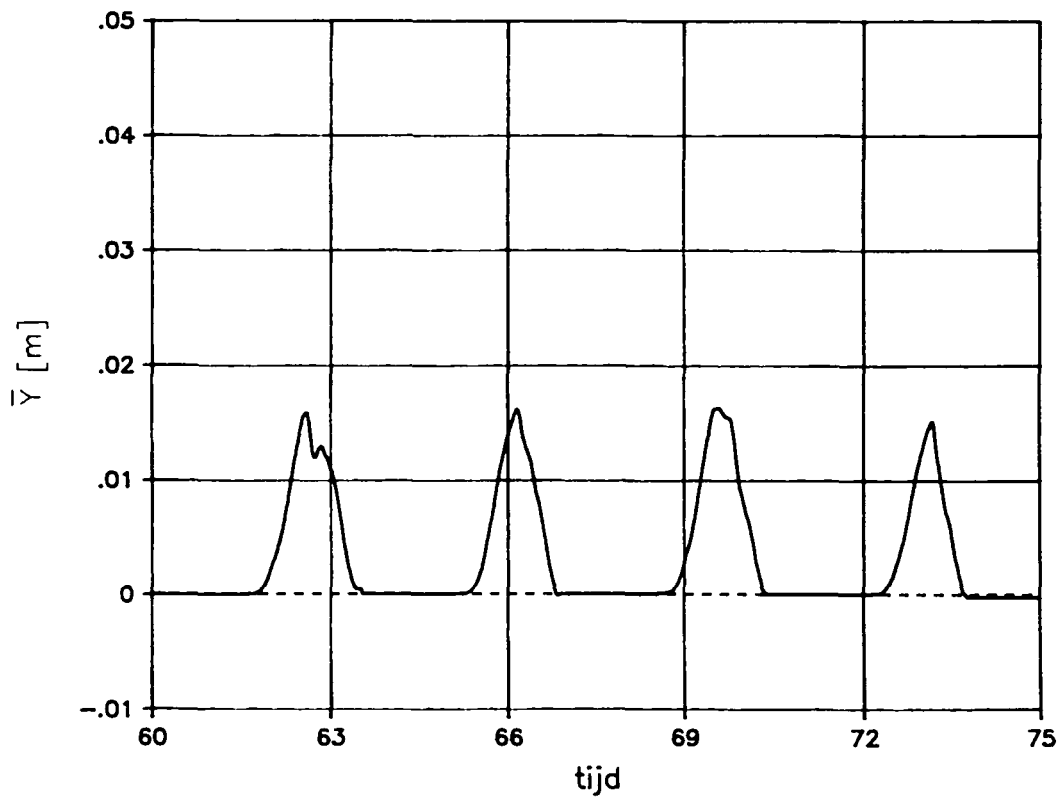
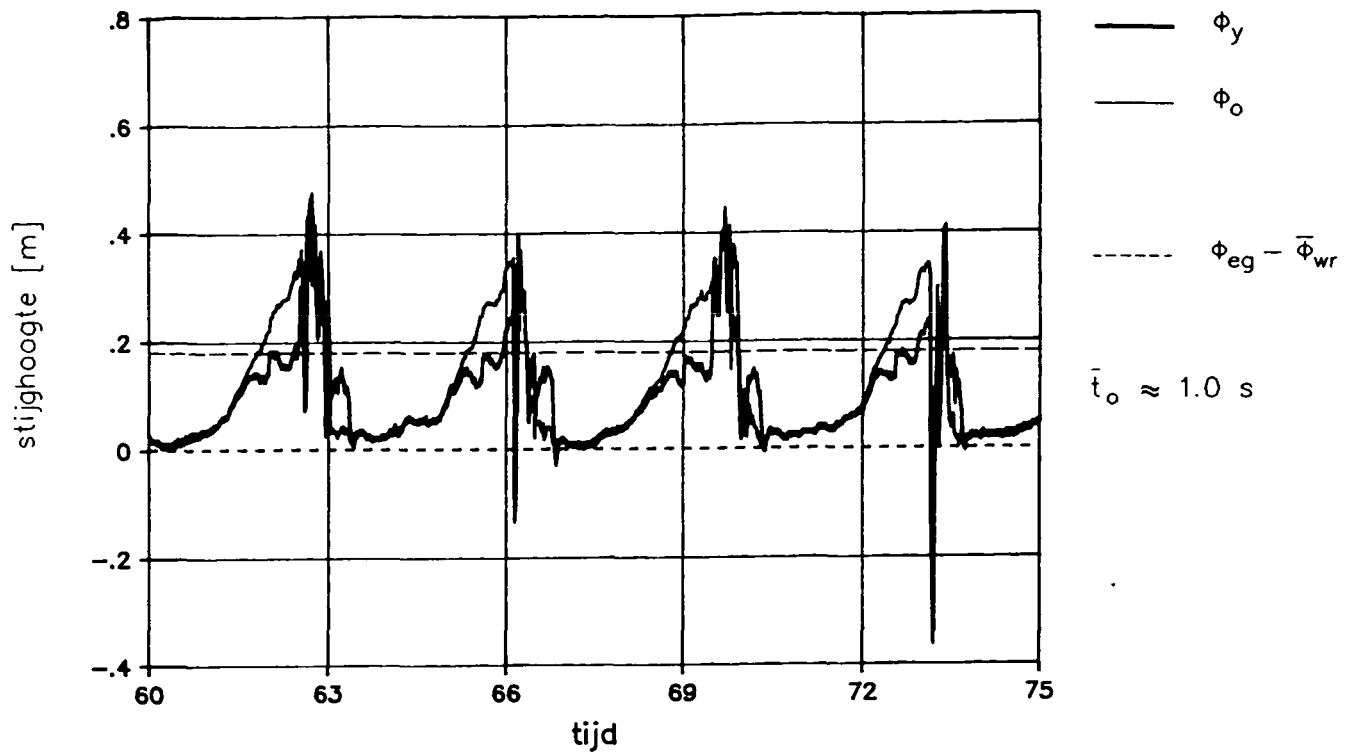
STIJGHOOGTE VERSCHIL OVER BLOK
 EN GEMIDDELDE VERPLAATSING

T 153

WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM

H 195

FIG. 33



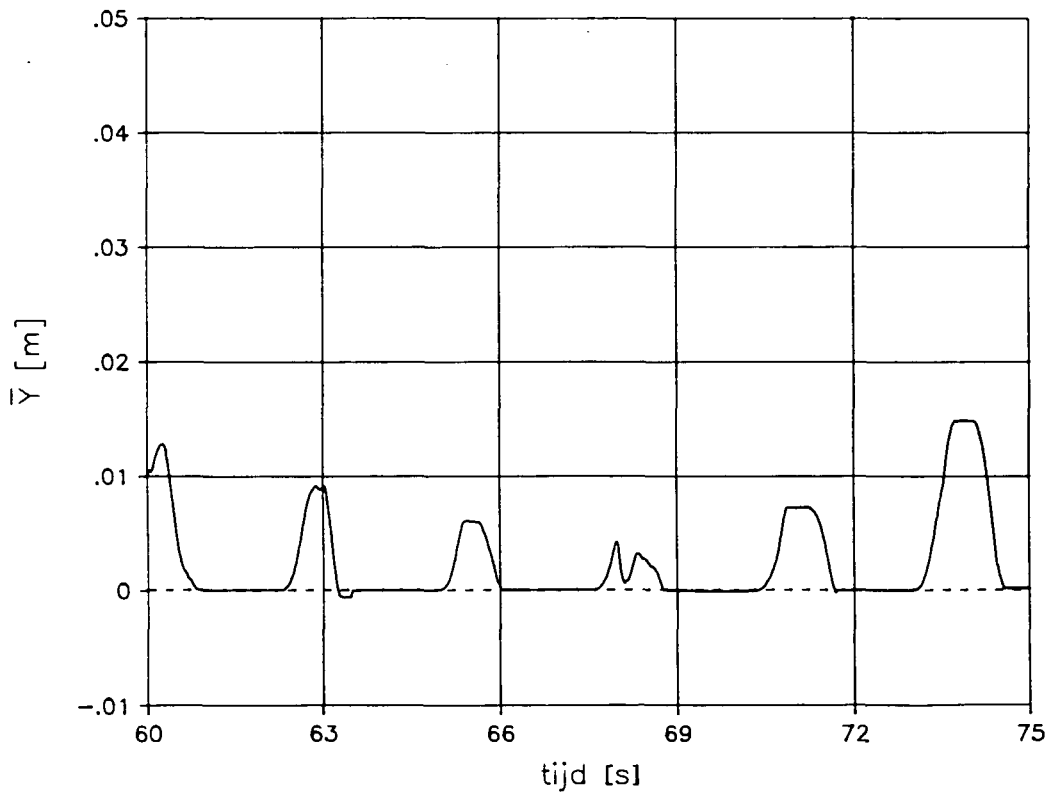
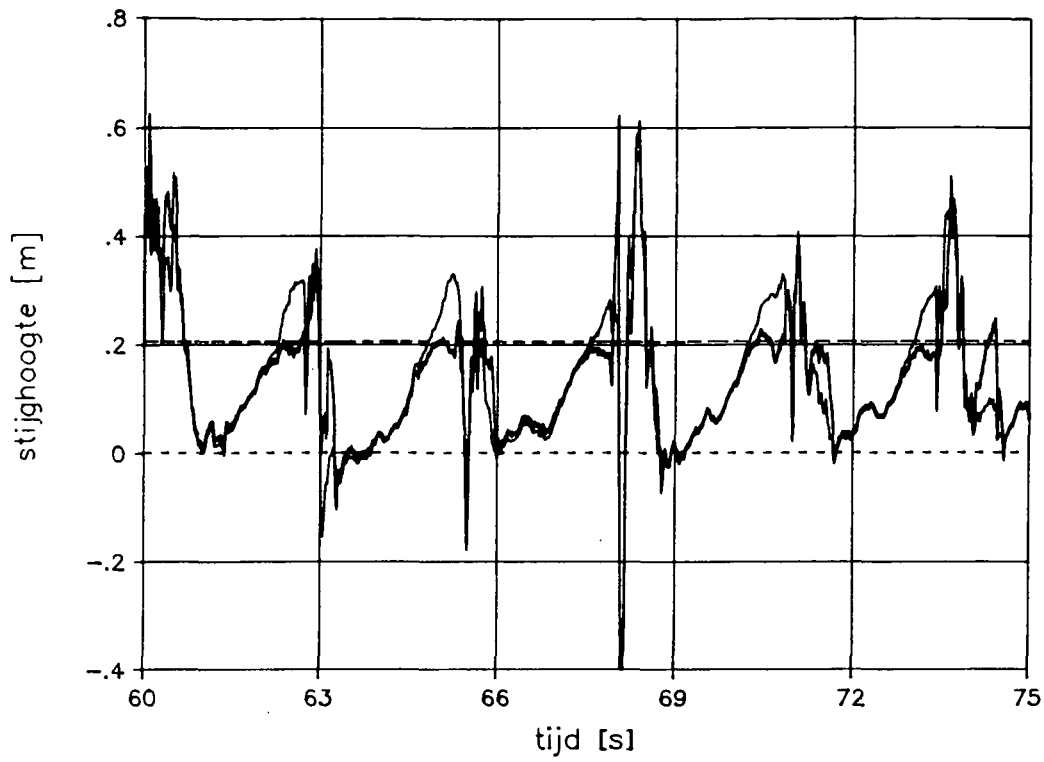
STIJGHOOGTE VERSCHIL OVER BLOK
 EN GEMIDDELTE VERPLAATSING

T 229

WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM

H 195

FIG. 34



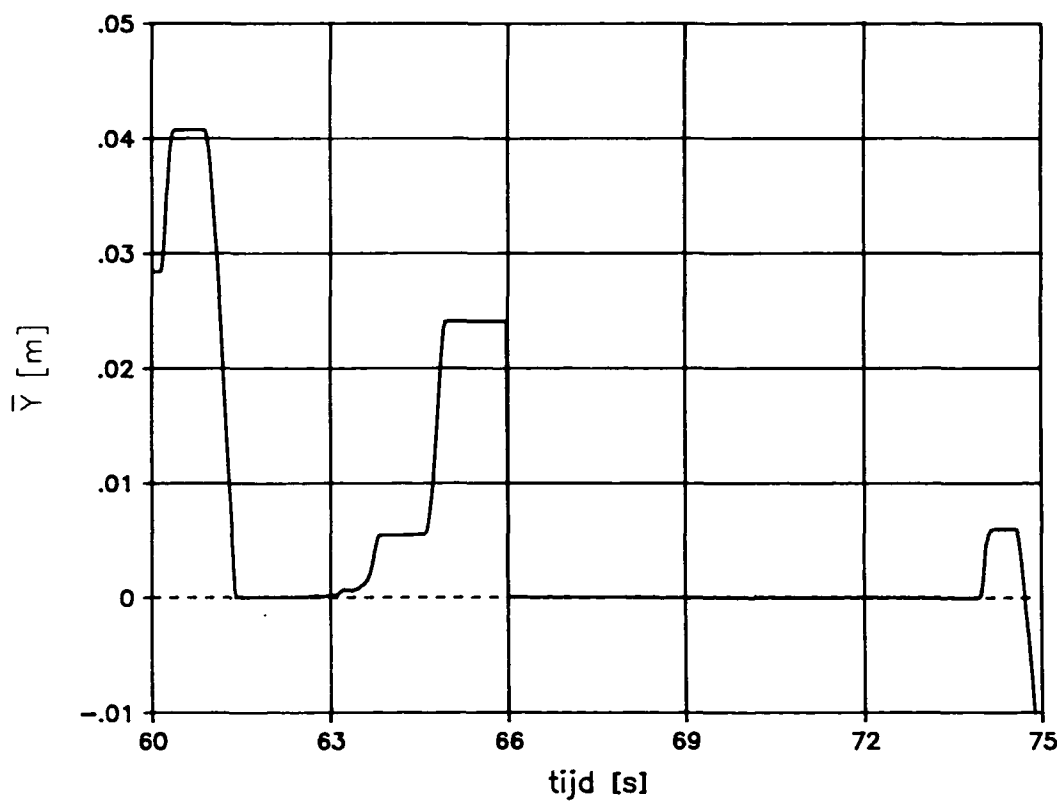
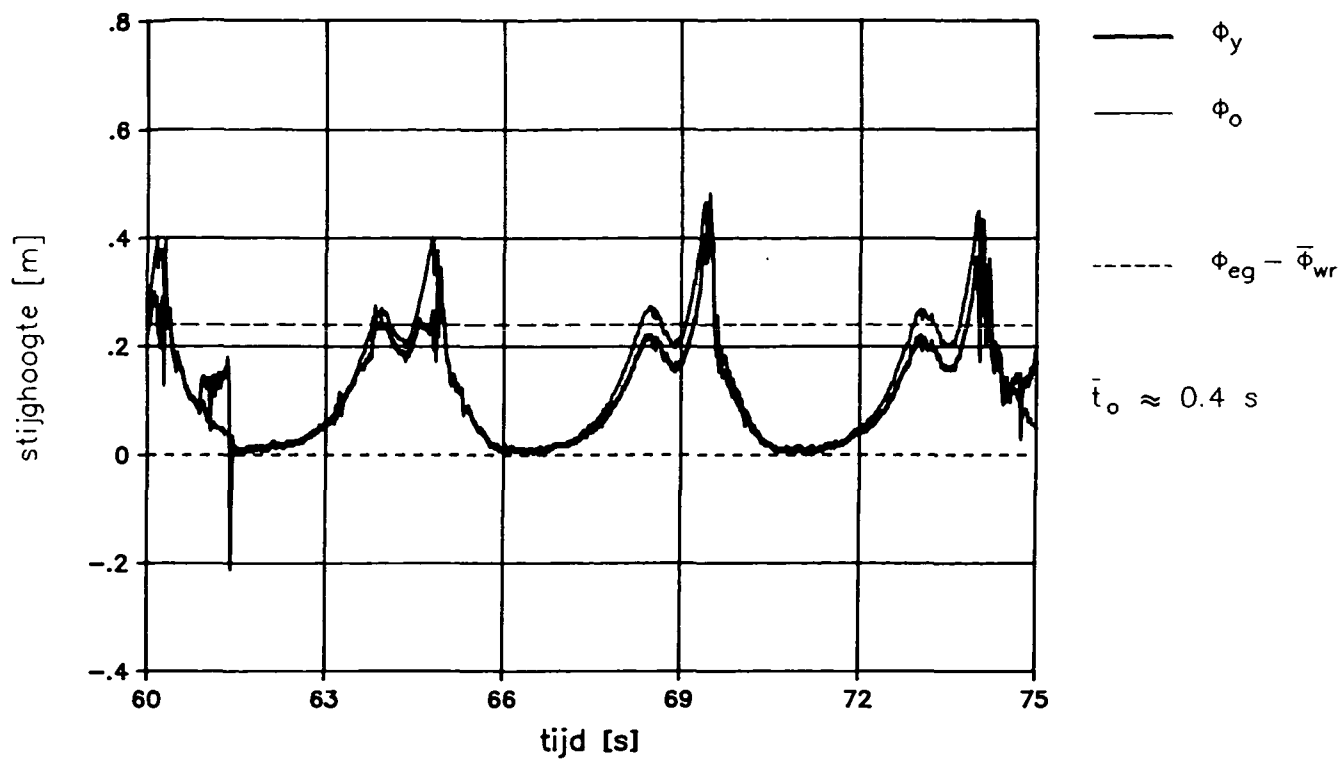
STIJGHOOGTE VERSCHIL OVER BLOK
 EN GEMIDDELDE VERPLAATSING

T 231

WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM

H 195

FIG. 35



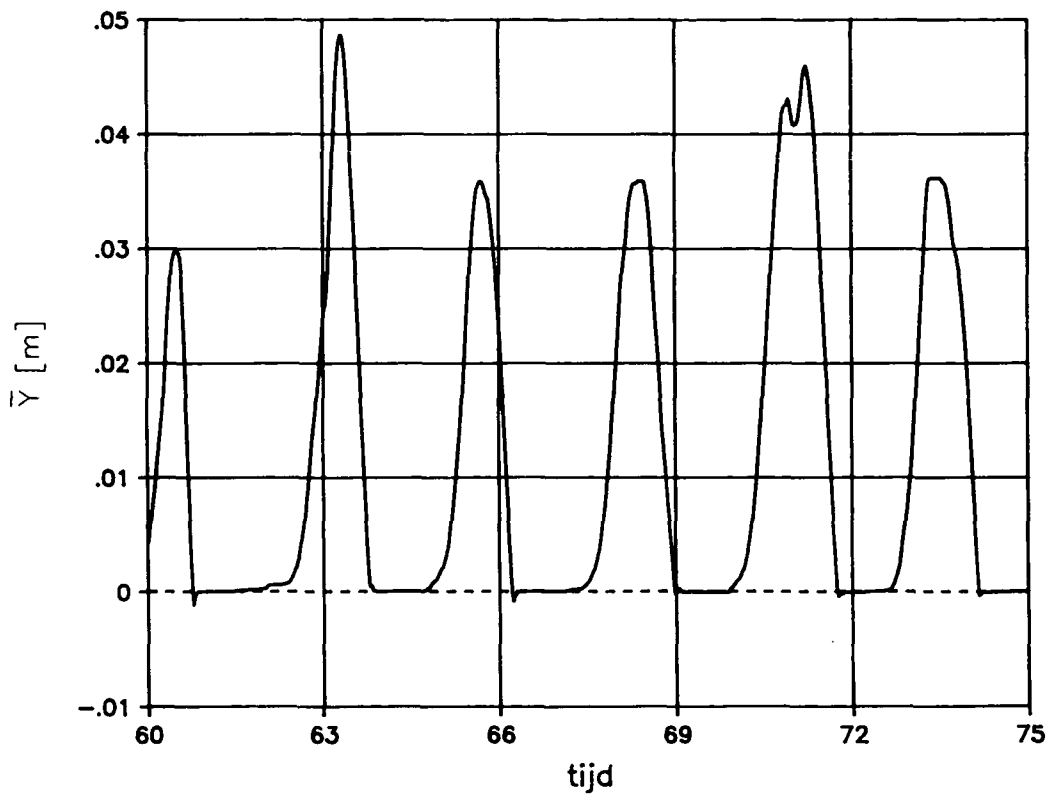
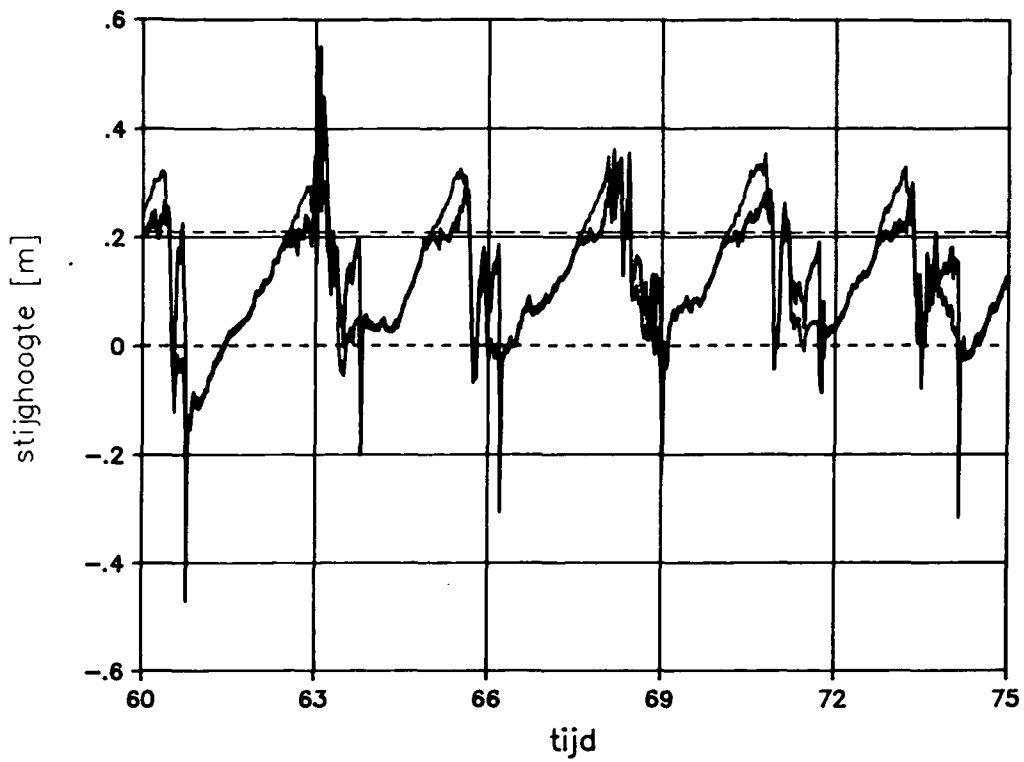
STIJGHOOGTE VERSCHIL OVER BLOK
EN GEMIDDELDE VERPLAATSING

T 228

WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM

H 195

FIG. 36



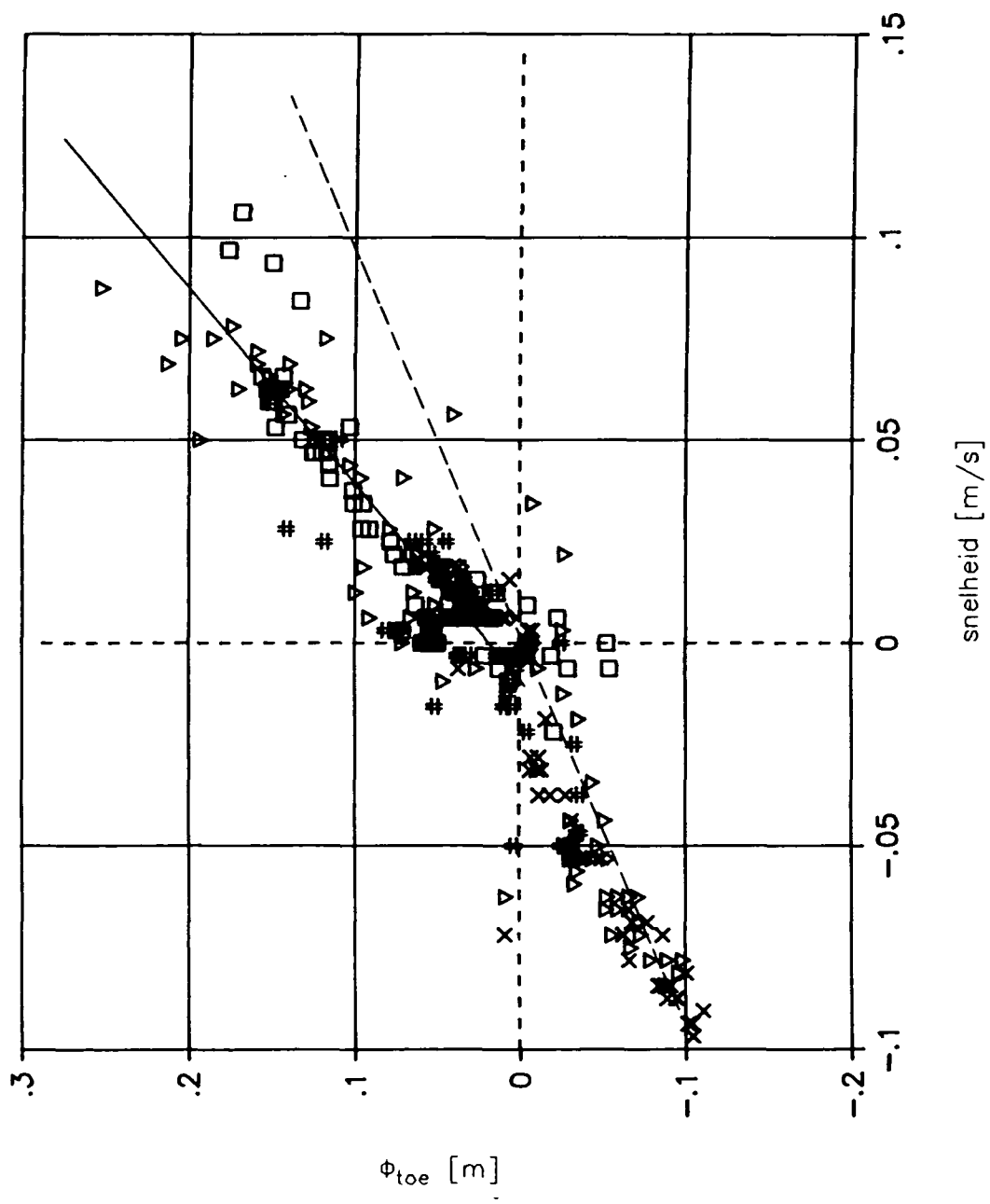
STIJGHOOGTE VERSCHIL OVER BLOK
 EN GEMIDDELDE VERPLAATSING

T 265

WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM

H 195

FIG. 37



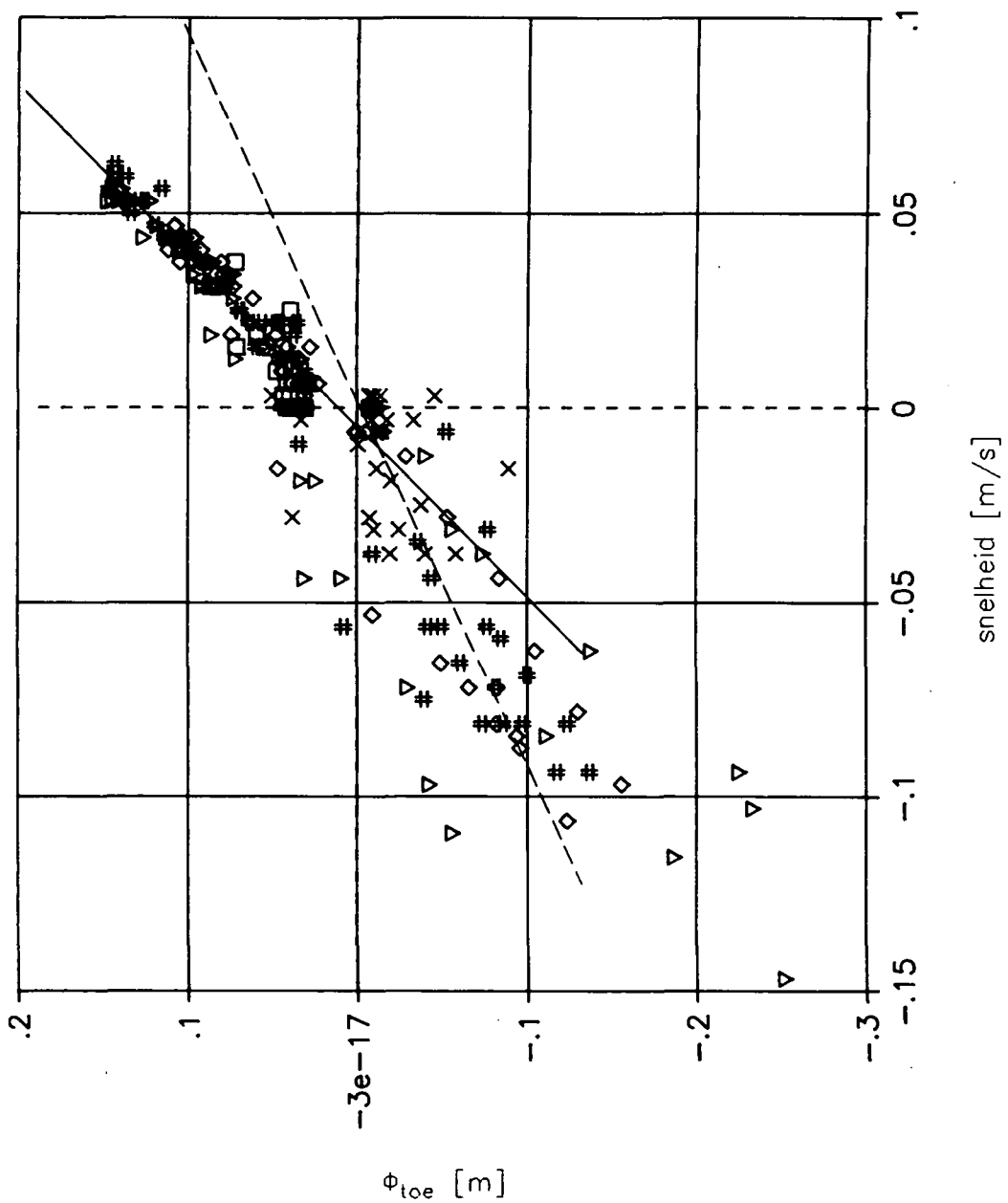
GEMETEN ϕ_{toe} ALS FUNKTIE VAN
GEMETEN BLOKSNELHEID

T 119

WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM

H 195

FIG. 38



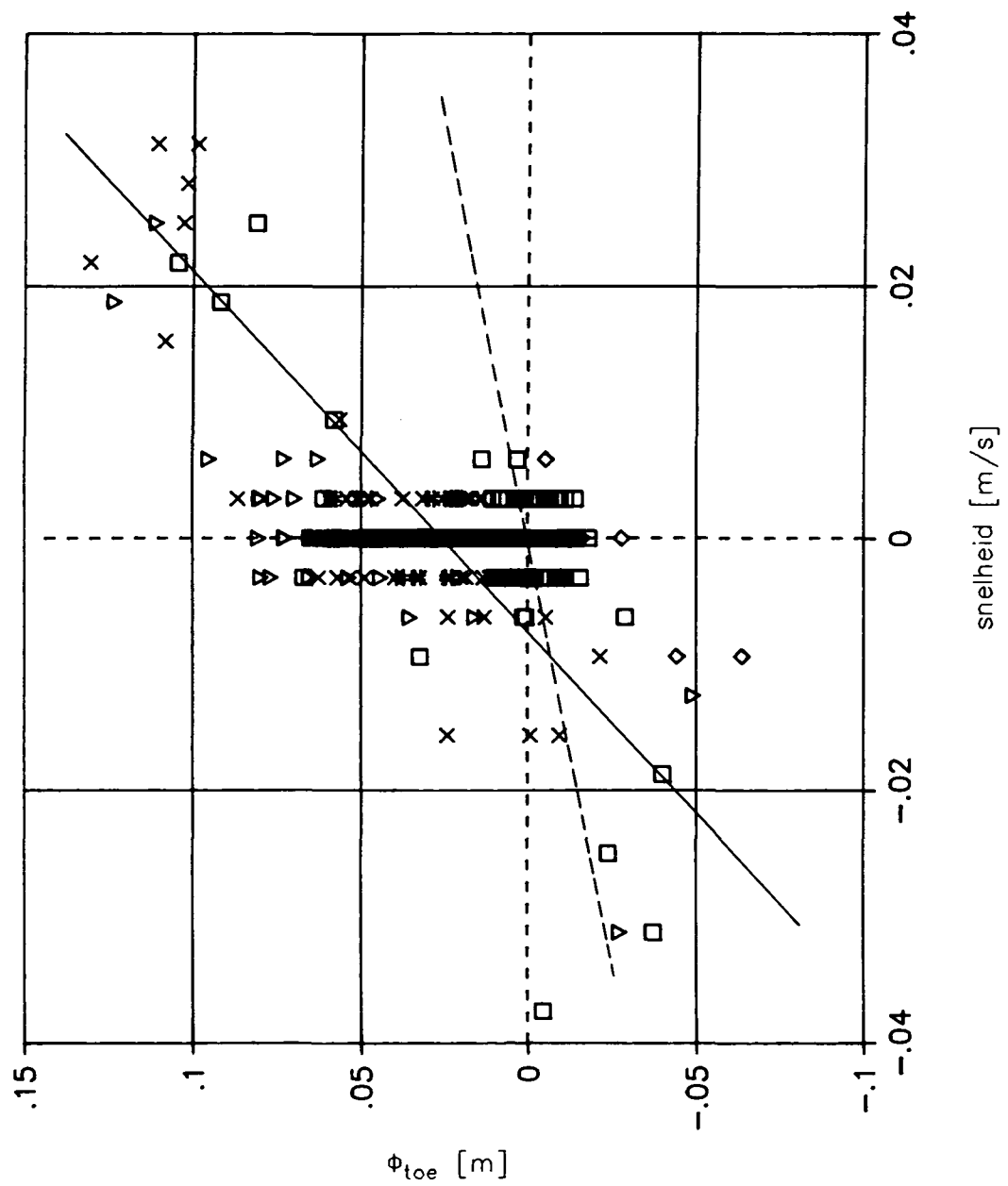
GEMETEN ϕ_{toe} ALS FUNKTIE VAN
GEMETEN BLOKSNELHEID

T 122

WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM

H 195

FIG. 39



GEMETEN ϕ_{toe} ALS FUNKTIE VAN
 GEMETEN BLOKSNELHEID

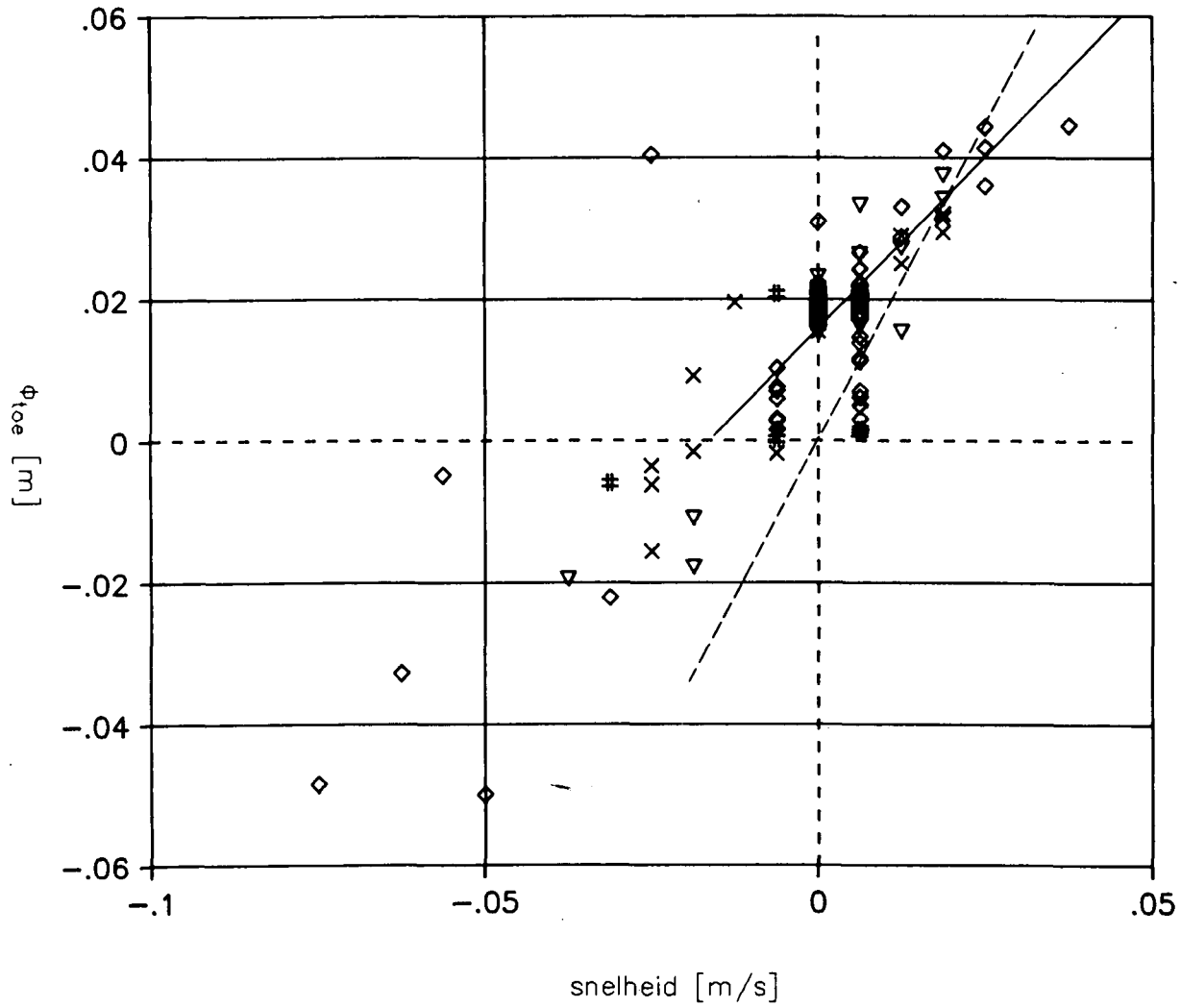
T 143

WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM

H 195

FIG. 40

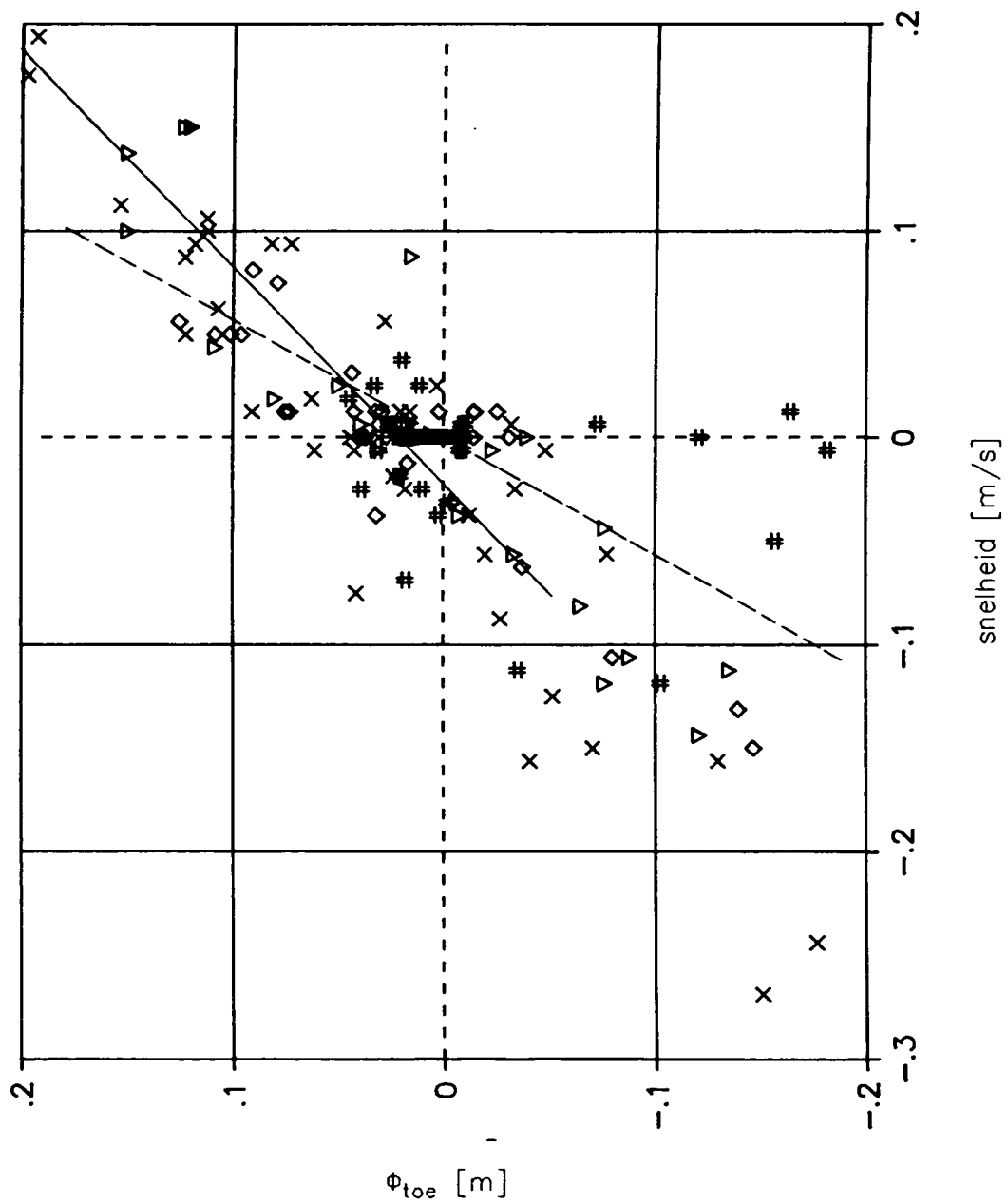
GEMETEN ϕ_{toe} ALS FUNKTIE VAN
GEMETEN BLOKSNELHEID



- 60 < t < 63 s
- × 63 < t < 66 s
- ▽ 66 < t < 69 s
- # 69 < t < 72 s
- ◇ 72 < t < 75 s

gemeten : $\frac{\phi_{toe}}{u} = 0.98$ —

berekend : $\frac{\phi_{toe}}{u} = 1.69$ - - -



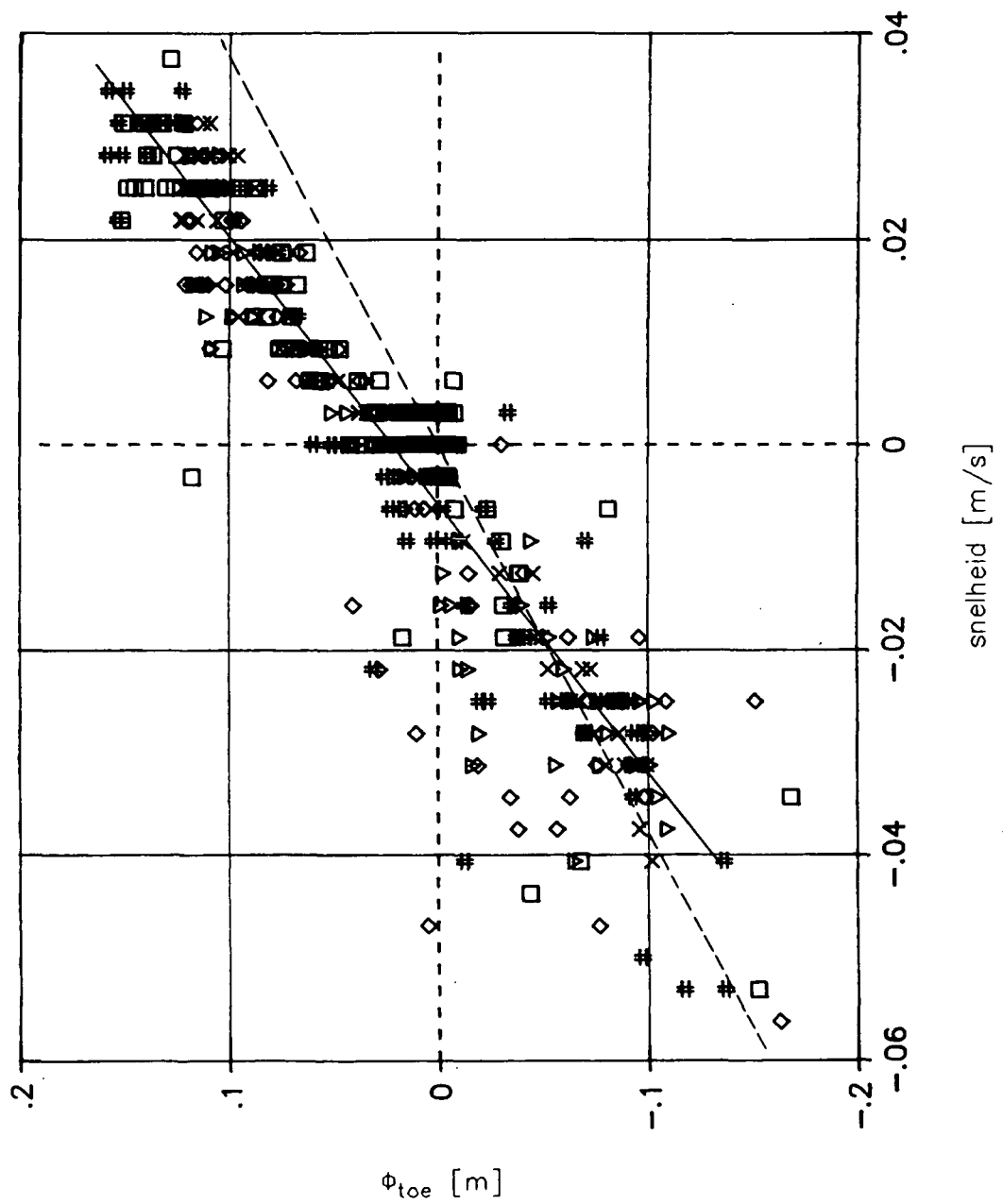
GEMETEN ϕ_{toe} ALS FUNKTIE VAN
GEMETEN BLOKSNELHEID

T 153

WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM

H 195

FIG. 42



GEMETEN ϕ_{toe} ALS FUNKTIE VAN
GEMETEN BLOKSNELHEID

T 229

WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM

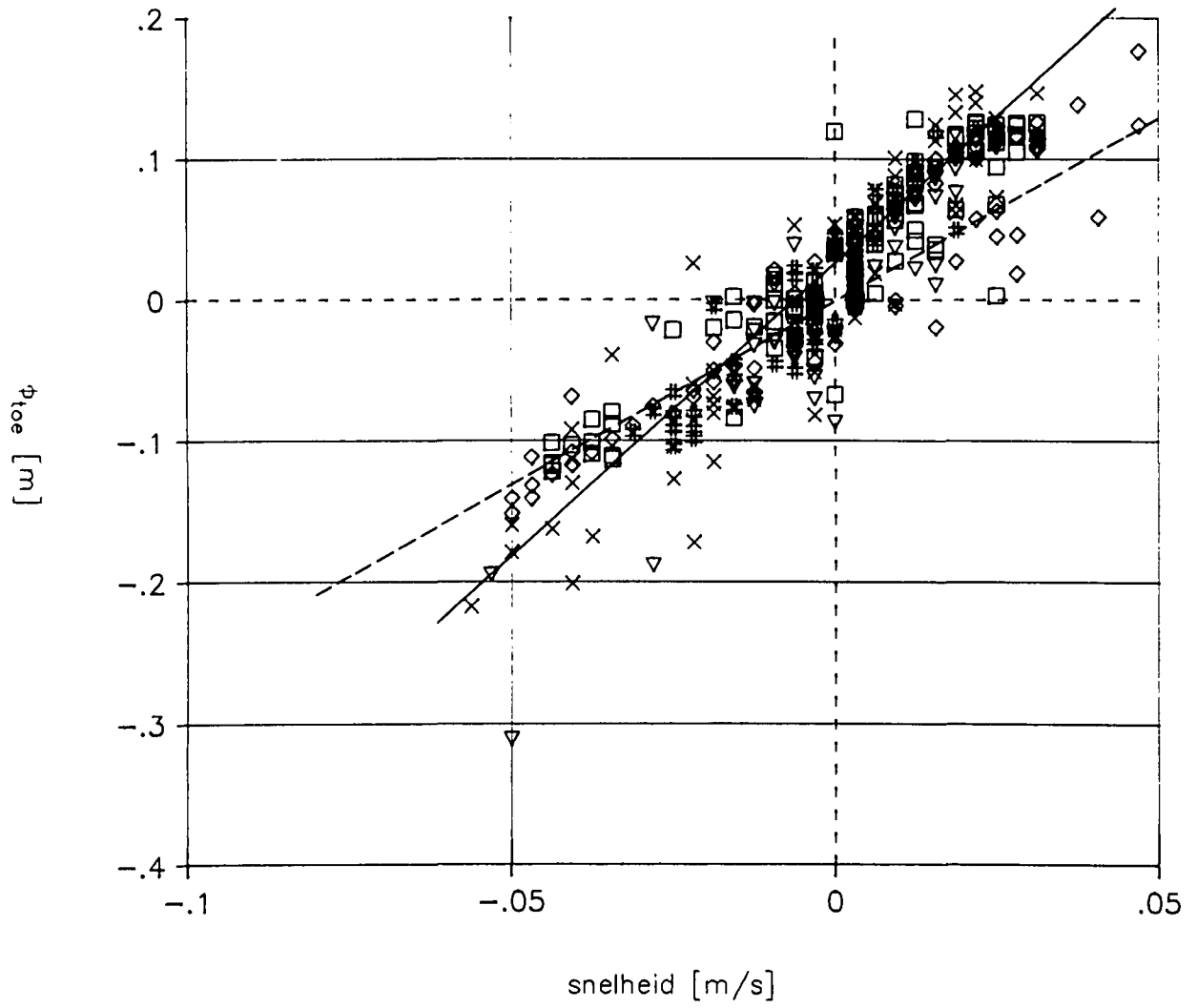
H 195

FIG. 43

T 231

H 195

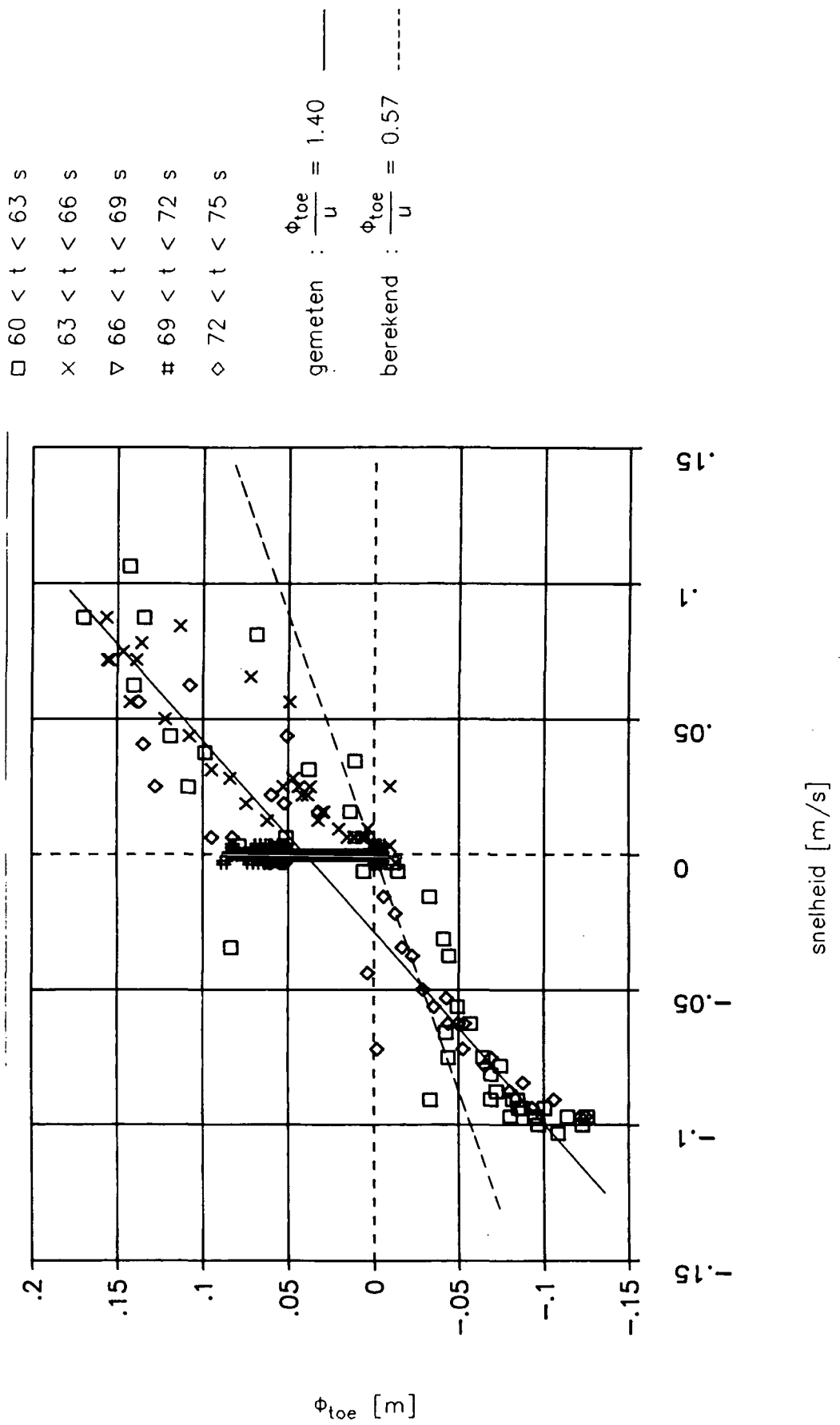
FIG. 44



- $60 < t < 63$ s
- × $63 < t < 66$ s
- ▽ $66 < t < 69$ s
- # $69 < t < 72$ s
- ◇ $72 < t < 75$ s

gemeten : $\frac{\phi_{toe}}{u} = 4.15$ ———

berekend : $\frac{\phi_{toe}}{u} = 2.60$ - - - - -



GEMETEN ϕ_{toe} ALS FUNKTIE VAN
GEMETEN BLOKSNELHEID

T 228

WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM

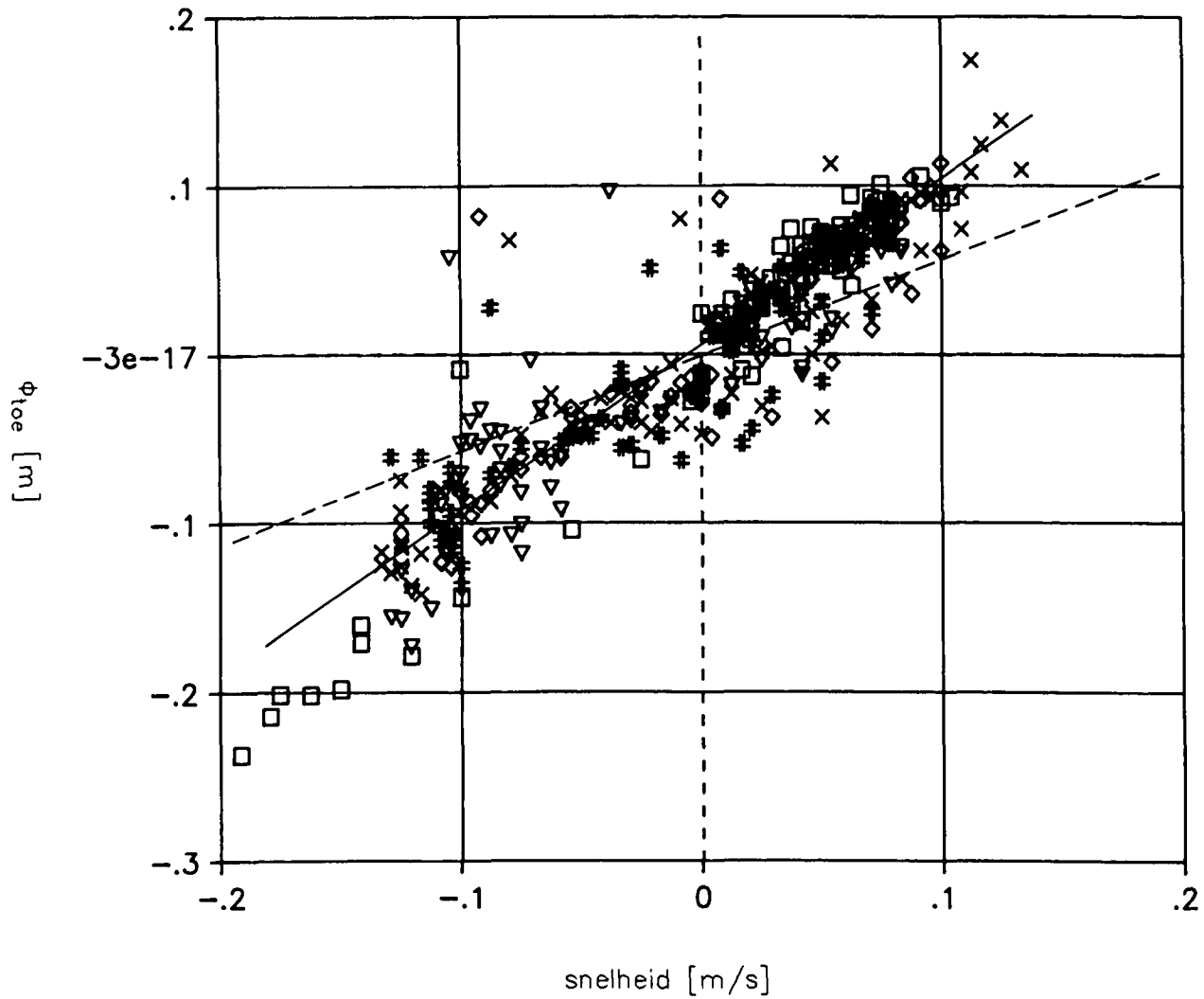
H 195

FIG. 45

T 265

H 195

FIG. 46

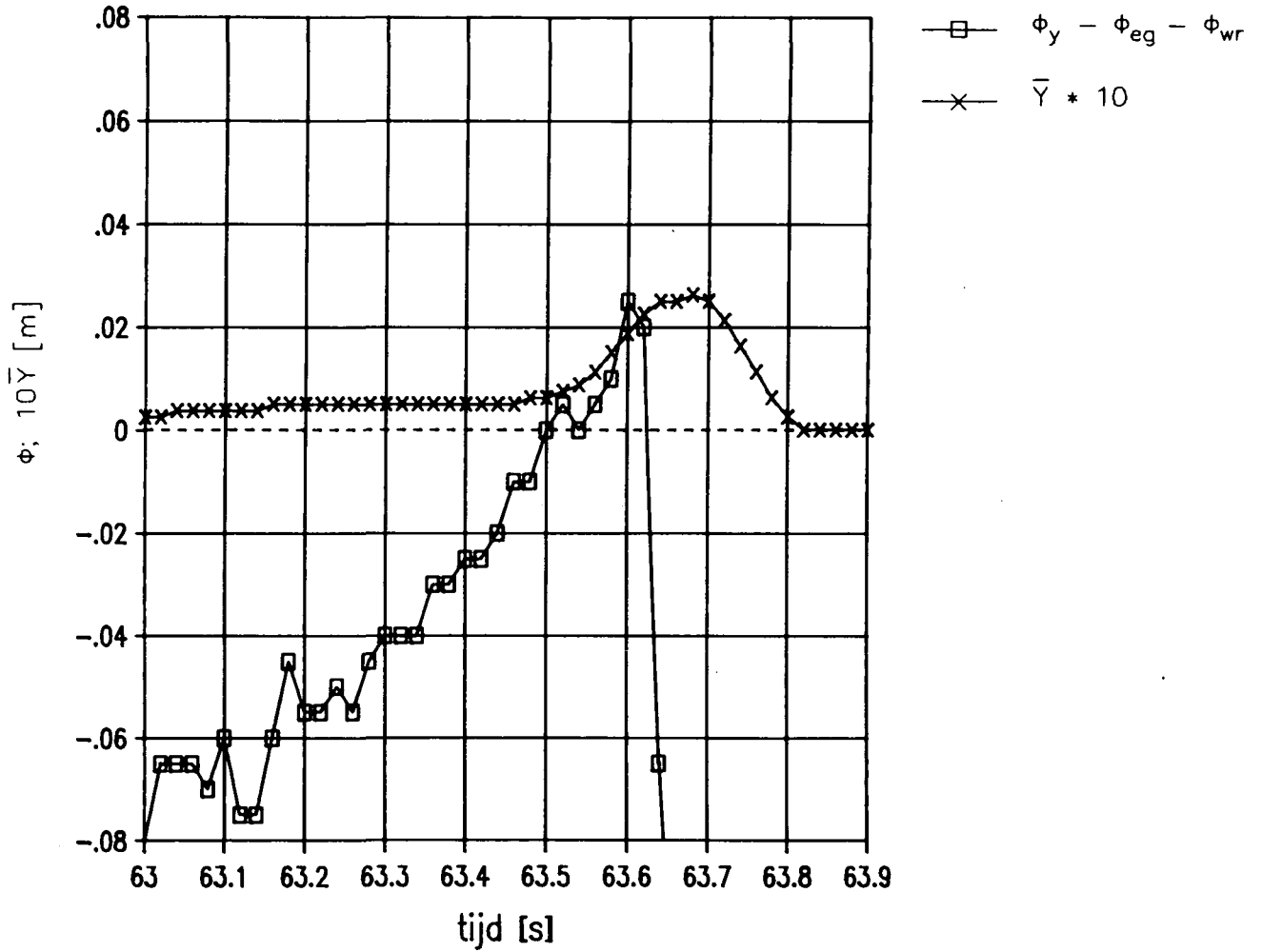


- 60 < t < 63 s
- × 63 < t < 66 s
- ▽ 66 < t < 69 s
- # 69 < t < 72 s
- ◇ 72 < t < 75 s

gemeten : $\frac{\phi_{toe}}{u} = 0.98$ ———

berekend : $\frac{\phi_{toe}}{u} = 0.57$ - - - - -

traagheid T 141
 $\phi_{eg} + \bar{\phi}_{wr} = .224$



NB : de verplaatsing \bar{Y} is in de figuur 10x vergroot weergegeven

STIJGHOOGTE VERSCHIL EN VERPLAATSING

T 141

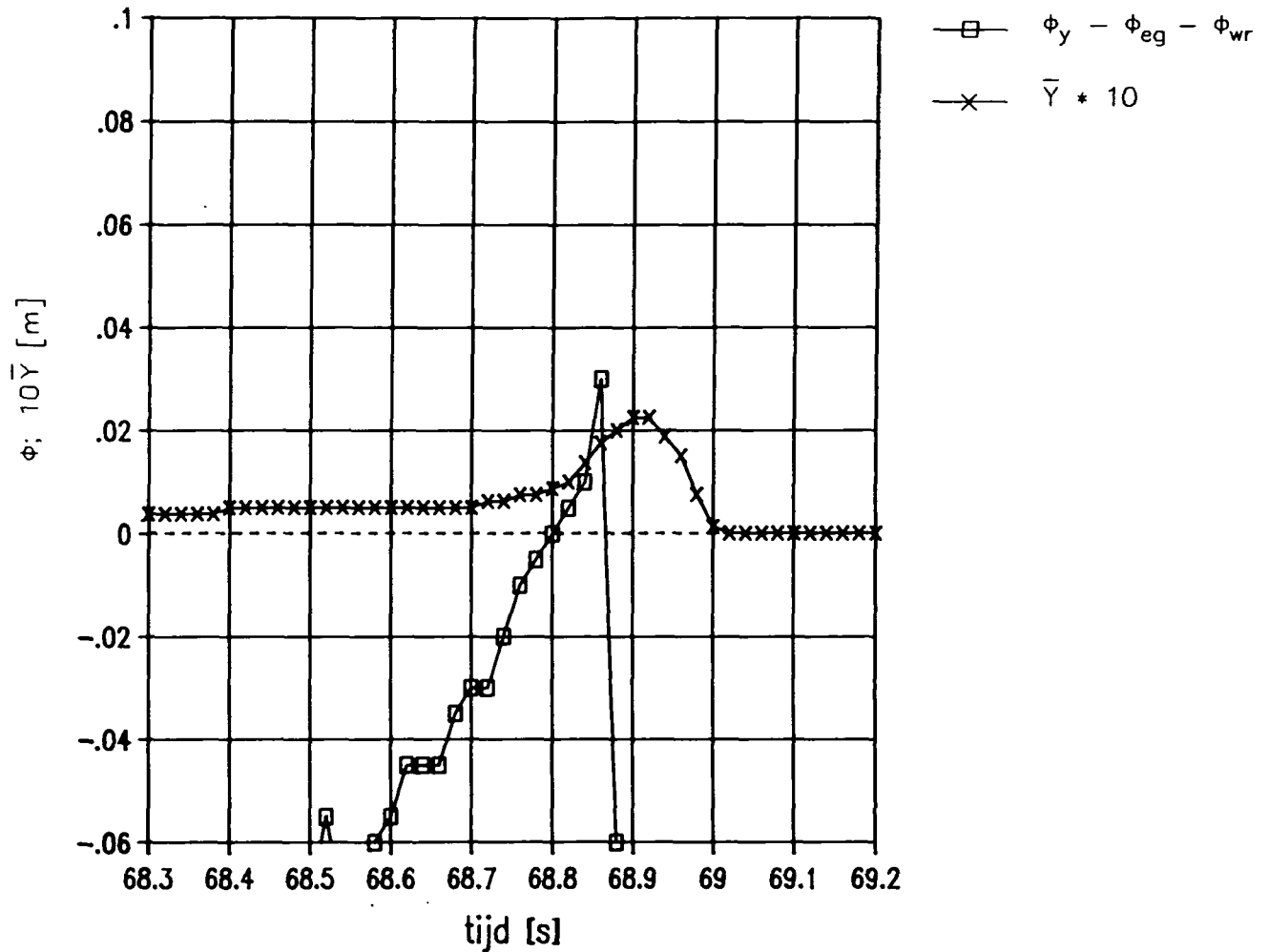
WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM

H 195

FIG. 47

traagheid T 141

$$\phi_{eg} + \bar{\phi}_{wr} = .244$$



NB : de verplaatsing \bar{Y} is in de figuur 10x vergroot weergegeven

STIJGHOOGTE VERSCHIL EN VERPLAATSING

T 141

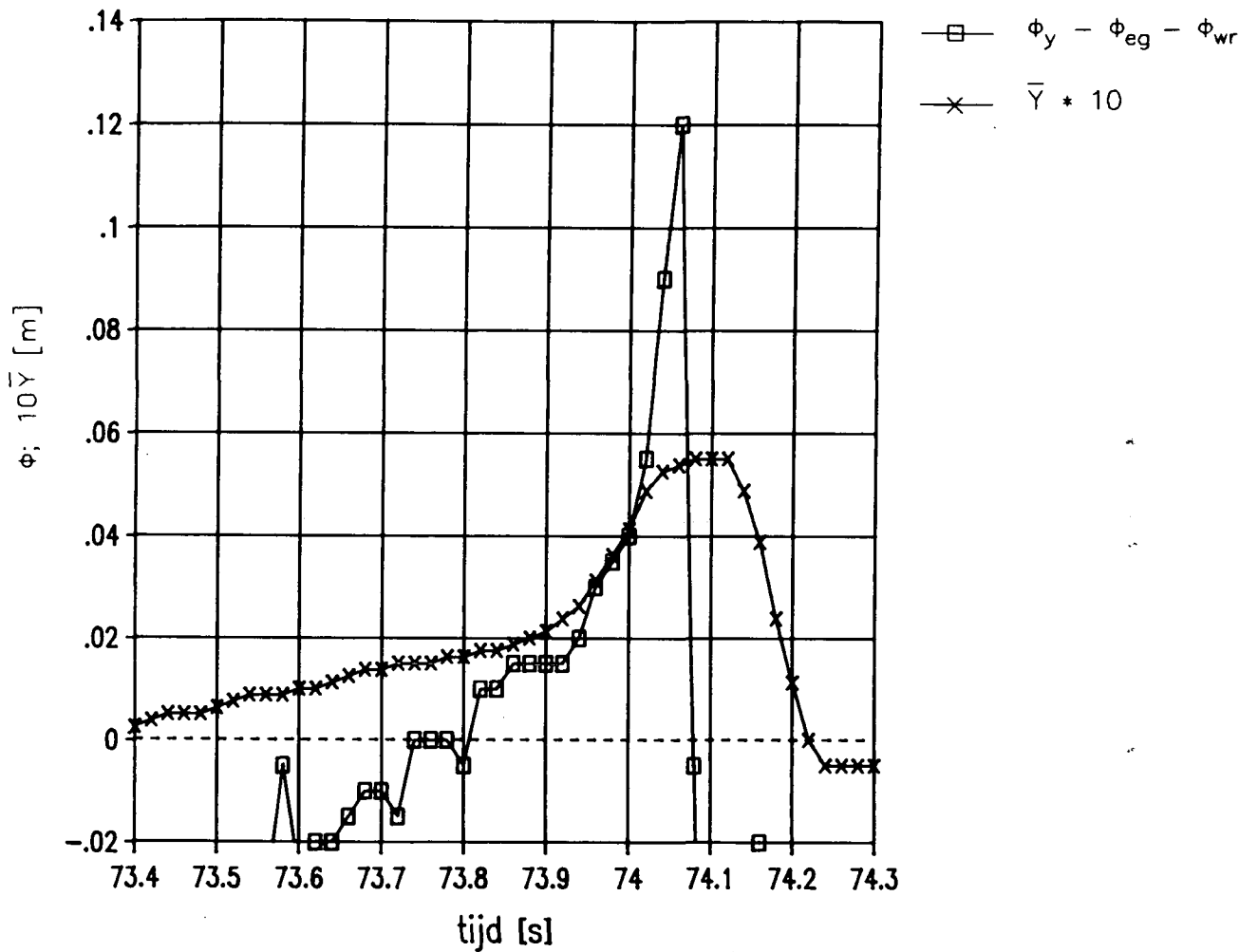
WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM

H 195

FIG. 48

traagheid T 141

$$\phi_{eg} + \bar{\phi}_{wr} = .179$$



NB : de verplaatsing \bar{Y} is in de figuur 10x vergroot weergegeven

STIJGHOOGTE VERSCHIL EN VERPLAATSING

T 141

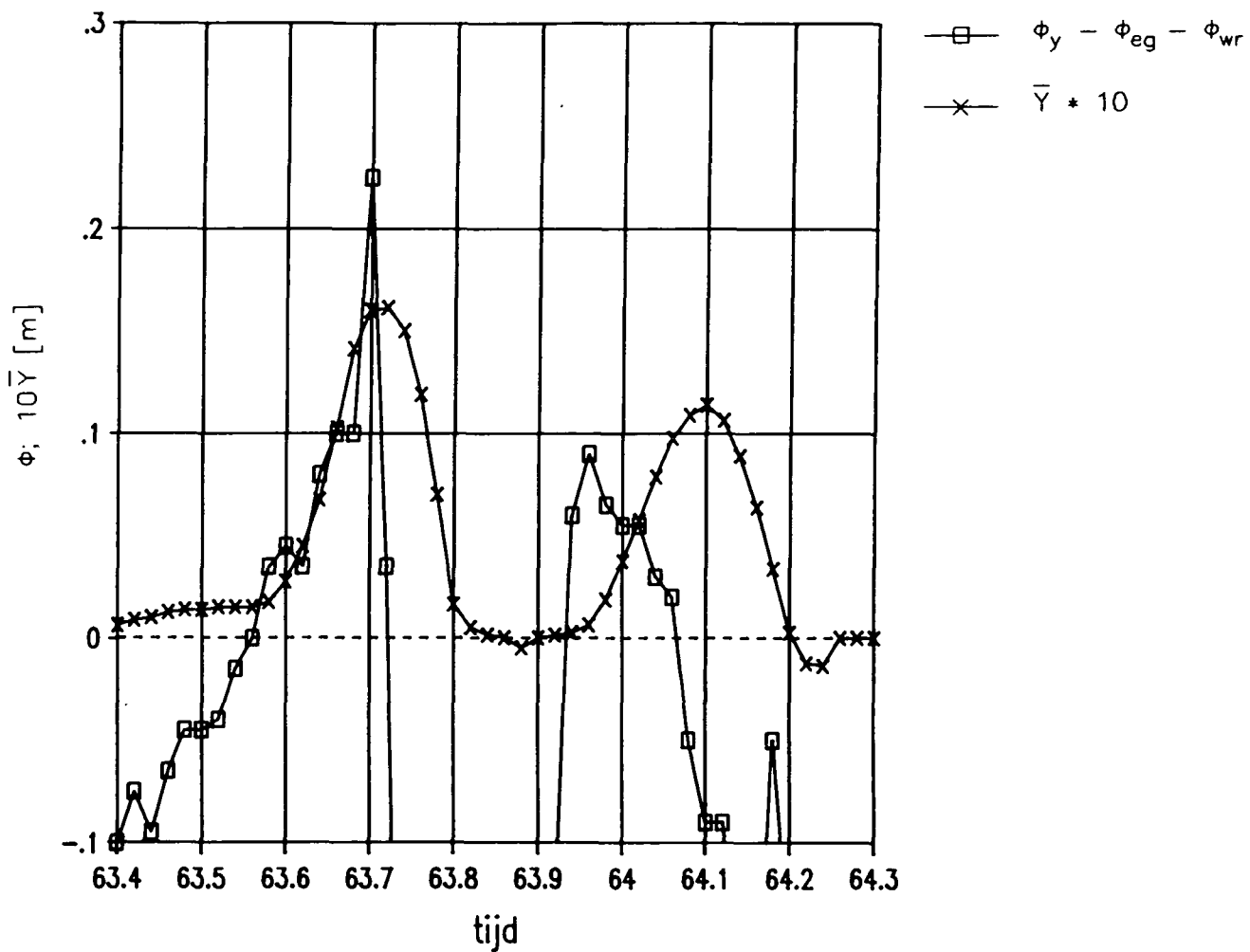
WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM

H 195

FIG. 49

traagheid T 153

$$\phi_{eq} + \bar{\phi}_{wr} = .210$$



NB : de verplaatsing \bar{Y} is in de figuur 10x vergroot weergegeven

STIJGHOOGTE VERSCHIL EN VERPLAATSING

T 153

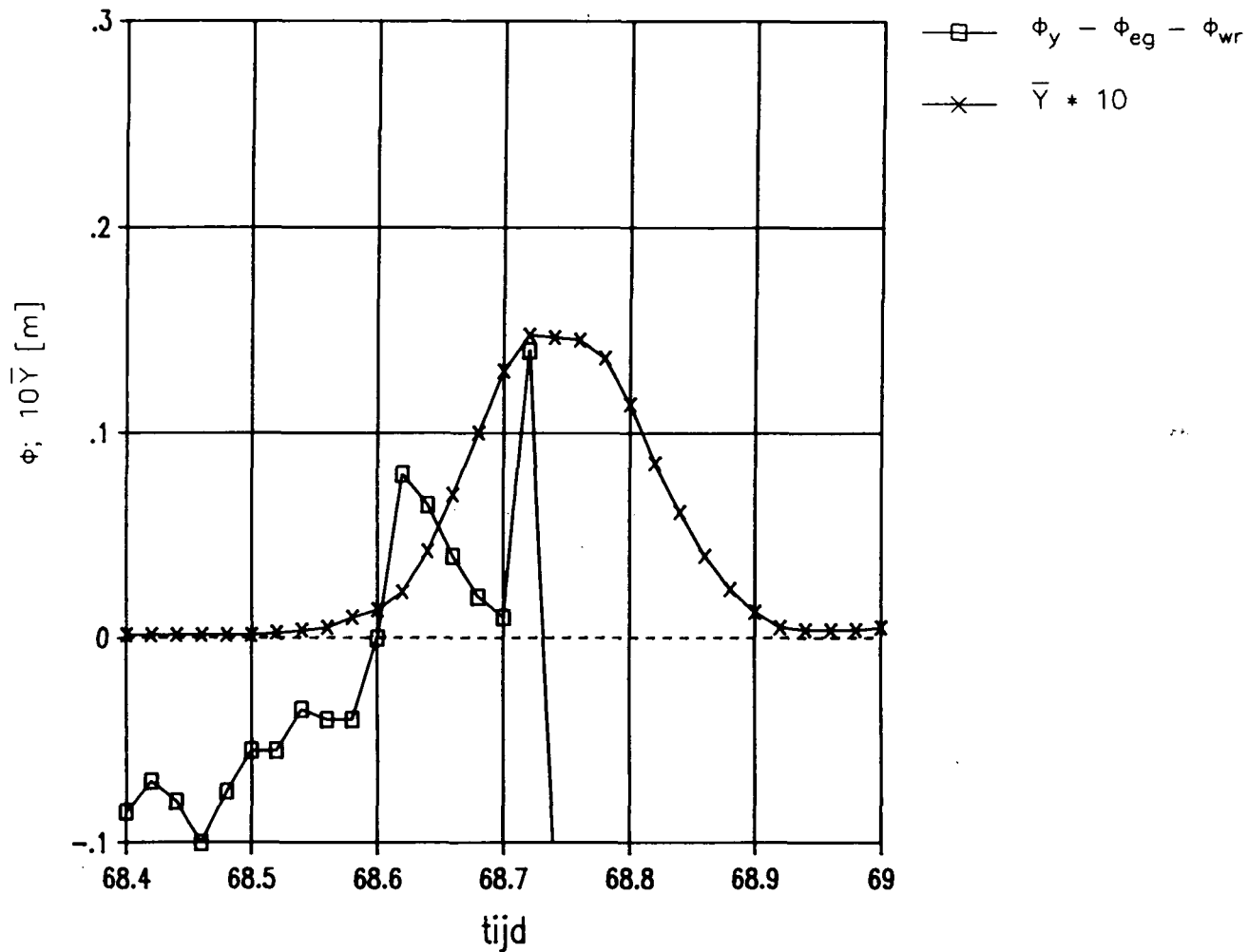
WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM

H 195

FIG. 50

traagheid T 153

$$\phi_{ea} + \bar{\phi}_{wr} = .200$$



NB : de verplaatsing \bar{Y} is in de figuur 10x vergroot weergegeven

STIJGHOOGTE VERSCHIL EN VERPLAATSING

T 153

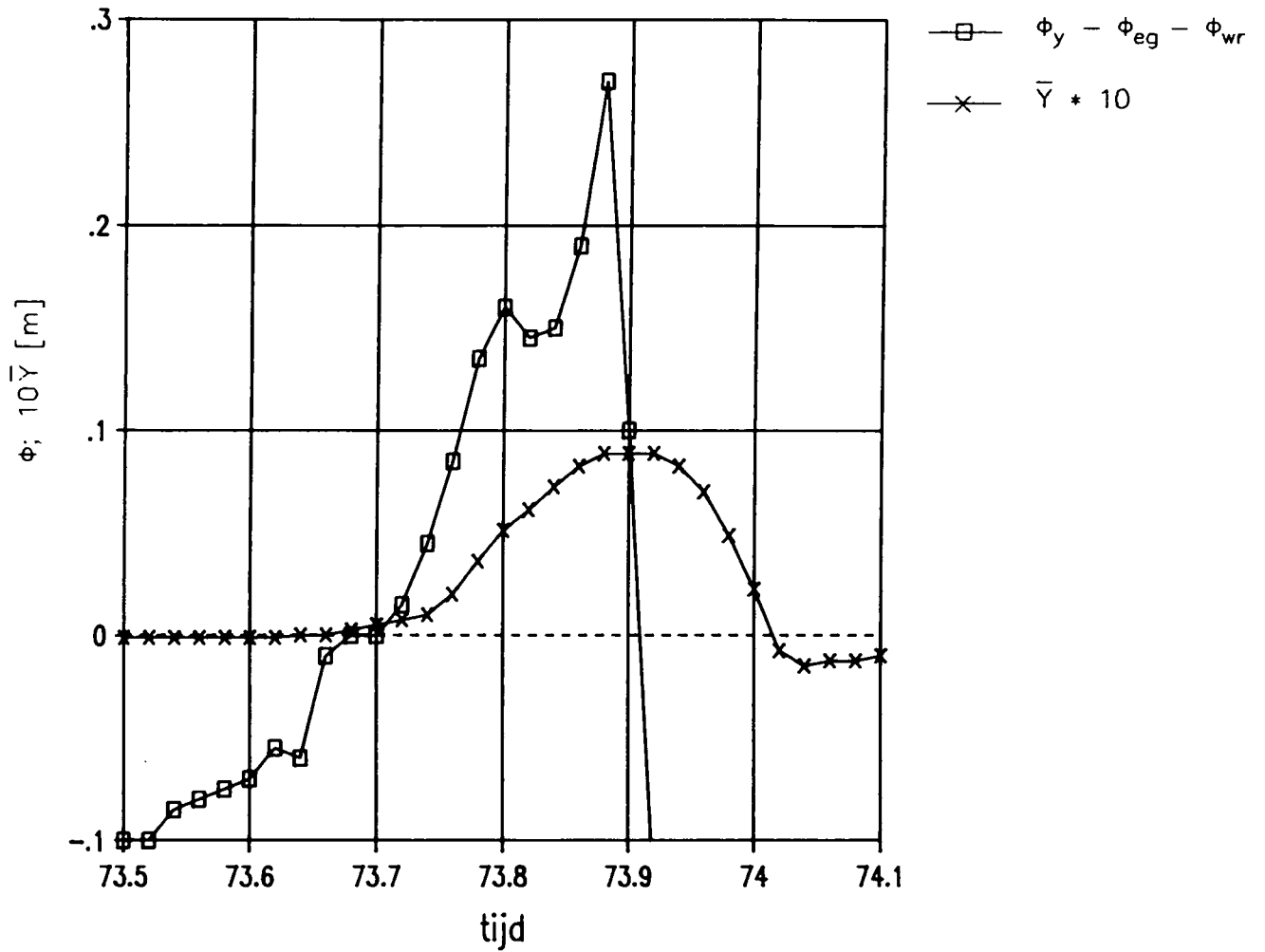
WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM

H 195

FIG. 51

traagheid T 153

$$\phi_{eg} + \bar{\phi}_{wr} = .140$$



NB : de verplaatsing \bar{Y} is in de figuur 10x vergroot weergegeven

STIJGHOOGTE VERSCHIL EN VERPLAATSING

T 153

WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM

H 195

FIG. 52

SECTIE 5

Vereenvoudiging van het analytische model

INHOUD

SYMBOLENLIJST

	blz.
1. <u>Inleiding</u>	1
2. <u>Samenvoeging van de formules</u>	4
3. <u>Grens van het toepasbaarheidsgebied</u>	6
4. <u>Ontwerpdigrammen</u>	10

REFERENTIES

FIGUREN

APPENDIX 1

Verbreding van toepasbaarheid van vereenvoudigd analytisch model

SYMBOLENLIJST

A	= $\Gamma^{1,25} \cdot \sqrt{(\Delta D/A)}$	(-)
b	= dikte filterlaag	(m)
B	= breedte van blok (langs het talud gemeten)	(m)
c	= constante	(-)
d_s	= snijpunt van het stijghoogtefront en het talud, ten opzichte van de stilwaterlijn	(m)
D	= de dikte van de toplaag (blokdikte)	(m)
f_b	= wrijvingscoëfficiënt	(-)
g	= zwaartekrachtversnelling	(m/s ²)
H	= golfhoogte inkomende regelmatige golven, maatgevende golfhoogte	(m)
H_s	= significante golfhoogte	(m)
H_{cr}	= golfhoogte bij bezwijken van de zetting	(m)
i	= verhang	(-)
i_t	= verhang over toplaag	(-)
k	= lineaire doorlatendheid filter ($q = k \cdot i$)	(m/s)
k'	= gelineariseerde doorlatendheid van de toplaag ($q' = k' \cdot i_t$)	(m/s)
L	= bloklengte (evenwijdig aan dijkas)	(m)
L_o	= golflengte op diep water van regelmatige of maatgevende golf = $gT^2/(2\pi)$	(m)
L_{op}	= golflengte op diep water (op basis van T_p) = $gT_p^2/(2\pi)$	(m)
m	= macht	(-)
q	= filtersnelheid (specifiek debiet)	(m/s)
q'	= filtersnelheid door de toplaag (specifiek debiet; debiet per m ² zetting)	(m/s)
R	= sterkte (maximaal toelaatbare stijghoogteverschil over de zetting)	(m)
S	= belasting (= optredende stijghoogteverschil over toplaag)	(m)
t	= tijd	(s)
t_o	= de tijd dat de verschildruk hoger is dan eigen gewicht + wrijving	(s)
t_u	= duur dat het blok omhoog beweegt	(s)
T	= golfperiode van regelmatige golven, maatgevende periode	(s)
T_p	= golfperiode bij piek van spectrum	(s)
X	= ξ_o	(-)
Y	= $H/\{\Delta s \sin \alpha \cdot \sqrt{(\tan \alpha)}\}$	(-)
Z	= $\Delta D \Gamma / (\Delta \tan \alpha)$	(-)
z_1	= niveau van de freatische lijn in het filter t.o.v. het snijpunt van golf front en onderkant toplaag	(m)

SYMBOLENLIJST (vervolg)

α	= taludhelling	(°)
β	= hellingshoek van het stijghoogtefront, ten opzichte van de verticaal	(°)
Γ	= verhouding tussen stijghoogteverschil over toplaag bij bezwijken volgens formule (4) en die overeenkomt met het eigen gewicht van het blok = invloedsfactor voor traagheid, wrijving en toestroming = $\Gamma_1 + \Gamma_2 + \Gamma_3$	(-)
Γ_s	= verhouding tussen verval over de toplaag bij bezwijken en die overeenkomt met het eigen gewicht van het blok = invloedsfactor voor traagheid en wrijving = $\Gamma_1 + \Gamma_2$	(-)
Γ_b	= invloedsfactor met betrekking tot de toestroming naar de ruimte onder een bewegend blok	(-)
Γ_{s1}	= invloedsfactor voor wrijving	(-)
Γ_{s2}	= invloedsfactor voor traagheid	(-)
Γ_1	= Γ_{s1}	(-)
Γ_2	= $\Gamma_{s2} - 1$	(-)
Γ_3	= $(\Gamma_b - 1)\Gamma_s = (\Gamma_b - 1)(\Gamma_1 + \Gamma_2)$	(-)
Δ	= relatieve volumieke massa van blok = $(\rho_b - \rho)/\rho$	(-)
ε	= deel van de blokdikte dat het blok omhoog beweegt	(m)
ζ	= blokvormparameter	(-)
λ	= lekhoogte (= $\sin\alpha\sqrt{(bDk/k')}$)	(m)
Λ	= leklengte (= $\sqrt{(bDk/k')} = D\sqrt{\frac{b}{D} \cdot \frac{k}{k'}}$)	(m)
ξ_o	= brekerparameter op basis van regelmatige of maatgevende golven = $\tan\alpha/\sqrt{(H/L_o)}$	(-)
ξ_{op}	= brekerparameter op basis van piekperiode van onregelmatige golven = $\tan\alpha/\sqrt{H_s/L_{op}}$	(-)
ρ	= volumieke massa van het water	(kg/m ³)
ρ_b	= volumieke massa van de blokken	(kg/m ³)
ϕ	= stijghoogte	(m)
ϕ_w	= stijghoogteverschil over de toplaag ter plaatse van het zwaarst aangevallen blok, vlak vóór de golfklap, berekend volgens methode Wolsink (één-dimensionaal filter en geen bewegend blok)	(m)
ϕ_{eg}	= stijghoogteverschil over toplaag overeenkomend met het eigen gewicht van een blok (= $\Delta D \cos\alpha$)	(m)
ϕ_b	= stijghoogte onder de aankomende golftop, ten opzichte van het punt waar het stijghoogtefront op het talud aansluit	(m)

VEREENVOUDIGING VAN HET ANALYTISCHE MODEL

1. Inleiding

Het analytische model voor het berekenen van de stabiliteit van de toplaag van een steenzetting op een granulair filter is beschreven in sectie 2. Het model is samen te vatten in een aantal formules, namelijk:

a) Belasting:

1) Hoogte van het maatgevende stijghoogtefront op het talud [1]:

$$\text{als } \xi_0/\sqrt{\tan\alpha} < 6: \frac{\phi_b}{H} = 0,36 \cdot \frac{\xi_0}{\sqrt{\tan\alpha}} \quad (1)$$

$$\text{als } \xi_0/\sqrt{\tan\alpha} \geq 6: \frac{\phi_b}{H} = 2,2 \quad (2)$$

2) Helling van het maatgevende stijghoogtefront op het talud [1]:

$$\tan\beta = 0,17 \cdot \xi_0/\tan\alpha \quad (3)$$

3) Stijghoogteverschil over de toplaag [2]:

$$\phi_w = \left(\frac{\Delta \cos\alpha}{2 \tan\beta} \cdot \left\{ 1 - \exp\left[\frac{-\phi_b \tan\beta}{\Delta \cos\alpha} \right] \right\} + \frac{\Delta \sin\alpha}{2} \right) \cdot \left[1 - \exp\left[\frac{-2z_1}{\Delta \sin\alpha} \right] \right] \quad (4)$$

$$\Lambda = \sqrt{(bDk/k')} = D/\left(\frac{b}{D} \cdot \frac{k}{k'} \right) \quad (5)$$

4) Invloed van de toestroming:

$$\Gamma_b = 1 + \frac{\varepsilon D \sqrt{(BL)}}{\pi k' \Delta t_u \Delta (\Gamma_{s1} + \Gamma_{s2} - 1) \cos\alpha} \cdot \left[0,56 + 0,18 \cdot \ln\left(\frac{\sqrt{(BL)}}{\Lambda} \right) \right] \quad (6)$$

b) Sterkte:

1) Stijghoogteverschil dat overeenkomt met het eigen gewicht:

$$\phi_{eg} = \Delta D \cos\alpha \quad (7)$$

2) Invloed van wrijving:

- als $D/B \leq f_b$: $\Gamma_{s1} = 1 + f_b \tan \alpha$ (8)

- als $D/B > f_b$ èn $\zeta D/B < \tan \alpha$: $\Gamma_{s1} = 1 + \frac{D}{B} \cdot \tan \alpha$ (9)

$$\Gamma_{s1} = \frac{1 + f_b^2 \cdot (B/D) \tan \alpha}{1 + \zeta f_b^2} \quad \left. \vphantom{\Gamma_{s1}} \right\} \text{grootste kiezen} \quad (10)$$

- als $D/B > f_b$ èn $\zeta D/B \geq \tan \alpha$: $\Gamma_{s1} = 1 + \frac{D}{B} \cdot \tan \alpha$ (11)

3) Invloed van traagheid:

$$\Gamma_{s2} = 1 + 1,78 \cdot \frac{\varepsilon D \cdot (2 + \Delta)}{g \Delta t_o^2 \cos \alpha} \quad \text{met: } t_u/t_o = 1,5 \quad (12)$$

c) Stabiliteit:

belasting \leq sterkte

$$\phi_w/\Gamma_b \leq \phi_{eg} \cdot (\Gamma_{s1} + \Gamma_{s2} - 1) \quad (13)$$

Voor de verklaring van de gebruikte symbolen wordt verwezen naar de symbolenlijst.

De oorspronkelijke doelstelling van de ontwikkeling van het analytische model was enerzijds het inzicht in de fysische processen te vergroten en anderzijds de ontwikkeling van een methode waarmee zonder computer de noodzakelijke toplaagdikte van een steenzetting kan worden berekend. Helaas zijn bovenstaande 13 formules zo gecompliceerd dat het overzicht verloren gaat en bovendien blijkt het nauwelijks doenlijk de toplaagdikte zonder computer te berekenen.

Daarom worden in deze sectie de formules samengevoegd en vereenvoudigd tot enkele hanteerbare formules en diagrammen. Het overzicht dat deze vereenvoudiging verschaft geeft bovendien de mogelijkheid de grens van het toepasbaarheidsgebied te definiëren.

Verder is appendix 1 een uitbreiding van het analytische model voorgesteld ten einde de stabiliteit van constructies ook buiten het toepassingsgebied van het analytische model te kunnen berekenen. Helaas heeft deze uitbreiding nauwelijks enige fysische achtergrond en moet nog nader onderzocht worden of het resultaat niet overdreven conservatief is.

Deze sectie is samengesteld door ir. M. Klein Breteler van WL (Waterloopkundig Laboratorium) in het kader van het onderzoek naar de stabiliteit van talusbekledingen van gezette steen van TAW-A2 in opdracht van de Dienst Wegen Waterbouwkunde van Rijkswaterstaat.

2. Samenvoeging van de formules

Voor het dimensioneren van de toplaagdikte worden de formules uit hoofdstuk 1 samengevoegd. Uitgangspunt hierbij is dat de sterkte gelijk is aan de belasting, zodat de formules de bezwijkgolffhoogte gaan opleveren (formule (13)):

$$\phi_w / \Gamma_b = \phi_{eg} \cdot (\Gamma_{s1} + \Gamma_{s2} - 1) \quad (14)$$

Met formule (6) is dit om te werken tot:

$$\phi_{eg} \cdot \Gamma = \phi_w \quad (15)$$

met:

Γ = samengestelde invloedsfactor voor wrijving, traagheid en toestroming (-)

$$\Gamma = (\Gamma_{s1} + \Gamma_{s2} - 1) \cdot \Gamma_b = \Gamma_1 + \Gamma_2 + \Gamma_3$$

$$\Gamma_1 = \Gamma_{s1}$$

$$\Gamma_2 = \Gamma_{s2} - 1$$

$$\Gamma_3 = (\Gamma_b - 1) \cdot (\Gamma_{s1} + \Gamma_{s2} - 1) = \frac{\epsilon D \sqrt{(BL)}}{\pi k' \Delta t_u \Delta \cos \alpha} \cdot \left[0,56 + 0,18 \cdot \ln \left(\frac{\sqrt{(BL)}}{\Lambda} \right) \right] \quad (16)$$

De waarde van de invloedsfactoren Γ_1 , Γ_2 en Γ_3 zijn af te lezen in de diagrammen van figuur 1 tot en met 3. Voor het tekenen van de diagrammen is uitgegaan van de volgende aanbevolen waarden:

- wrijvingscoëfficiënt van beton op beton : $f_b = 0,5$
- coëfficiënt : $\zeta = 0,7$ (zie sectie 3)
- toelaatbare relatieve blokbeweging : $\epsilon = 0,1$
- duur van de overbelaste situatie ($\phi_w > \phi_{eg} \cdot \Gamma_1$) : $t_o = 0,4$ s
- invloed van $\cos \alpha$ is verwaarloosd. Gekozen is voor: $\cos \alpha = 0,97$

De keuzes van de waarden voor de toelaatbare blokbeweging en de duur van de overbelaste situatie zijn helaas nauwelijks te onderbouwen. De achterliggende gedachte bij de keuze van de waarde van ϵ is dat een beweging van 10% van de blokdikte waarschijnlijk te klein is om het blok in één keer uit het talud te lichten. Vervolgens kan het blok vast gaan zitten of terugzakken door:

- 1) trilling van het gehele talud, veroorzaakt door de golfklap, waardoor de bovenliggende blokken weer aansluiten op het losse blok;

- 2) een golfklap op het losse blok waardoor het blok terugzakkt;
- 3) een golfklap op het losse blok waardoor het blok vastwigt in scheve positie.

Het terugzakken van het blok is vele malen vastgesteld bij modelonderzoek in de Deltagoot. Er is echter bij regelmatige golfaanval in een model ook geconstateerd dat het blok bij elke golf een beetje verder omhoog beweegt, zonder vastgewigd te raken of terug te zakken.

Over de duur van de overbelaste situatie ($\phi_w > \phi_{eg} \cdot \Gamma_1$) is gerapporteerd in sectie 4. De waarde varieerde tussen 0,07 s (traagheid gedomineerde beweging) en 1,2 s (wrijving en toestroming gedomineerde beweging).

Deze problematiek kan omzeild worden door als criterium voor de dimensionering te stellen dat de blokken niet mogen bewegen ($\epsilon = 0$). Er dient dan gerekend te worden met $\Gamma = \Gamma_1$, dus $\Gamma_2 = \Gamma_3 = 0$.

Formule (7) en (4) kunnen in formule (15) gesubstitueerd worden:

$$\Gamma \Delta D \cos \alpha = \left\{ \frac{\Delta \cos \alpha}{2 \tan \beta} \cdot \left\{ 1 - \exp\left(\frac{-\phi_b \tan \beta}{\Delta \cos \alpha}\right) \right\} + \frac{\Delta \sin \alpha}{2} \right\} \cdot \left(1 - \exp\left(\frac{-2z_1}{\Delta \sin \alpha}\right) \right) \quad (17)$$

De invloed van het niveau van de freatische lijn, z_1 , is meestal niet groot. Daardoor is een ruwe schatting reeds voldoende: $z_1 = \phi_b$ (zie ook [2]).

Met de formules (1) tot en met (3) wordt deze formule:

- als $\xi_0 / \sqrt{\tan \alpha} \leq 6$ (normale omstandigheden; $H/L_0 > 0,005$ à $0,010$):

$$\Gamma \Delta D \cos \alpha = \left\{ \frac{\Delta \sin \alpha}{0,34 \xi_0} \cdot \left\{ 1 - \exp\left(\frac{-0,061 \cdot \xi_0^2 \cdot H}{\Delta \sin \alpha \cdot \sqrt{\tan \alpha}}\right) \right\} + \frac{\Delta \sin \alpha}{2} \right\} \cdot \left(1 - \exp\left(\frac{-0,72 \cdot \xi_0 H}{\Delta \sin \alpha \cdot \sqrt{\tan \alpha}}\right) \right) \quad (18)$$

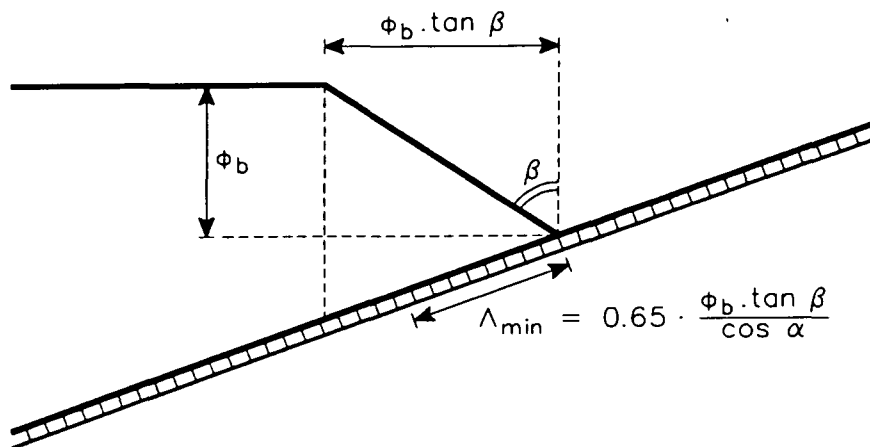
- als $\xi_0 / \sqrt{\tan \alpha} > 6$ (relatief lange golven op een steil talud):

$$\Gamma \Delta D \cos \alpha = \left\{ \frac{\Delta \sin \alpha}{0,34 \xi_0} \cdot \left\{ 1 - \exp\left(\frac{-0,374 \cdot \xi_0 \cdot H}{\Delta \sin \alpha}\right) \right\} + \frac{\Delta \sin \alpha}{2} \right\} \cdot \left(1 - \exp\left(\frac{-4,4 \cdot H}{\Delta \sin \alpha}\right) \right) \quad (19)$$

Deze formules zijn helaas niet analytisch om te werken naar een formule voor de bezwijkgolffhoogte (H). Numeriek is het wel mogelijk. Voorbeelden hiervan zijn gegeven in figuur 4. In deze figuur valt het op dat de relatieve bezwijkgolffhoogte ($H/(\Delta D)$) vanaf een bepaalde waarde van ξ_0 weer gaat toenemen en zelfs asymptotisch naar oneindig loopt. De formules suggereren hier een oneindig hoge stabiliteit die er in werkelijkheid niet is. In het volgende hoofdstuk wordt dit verder uitgewerkt.

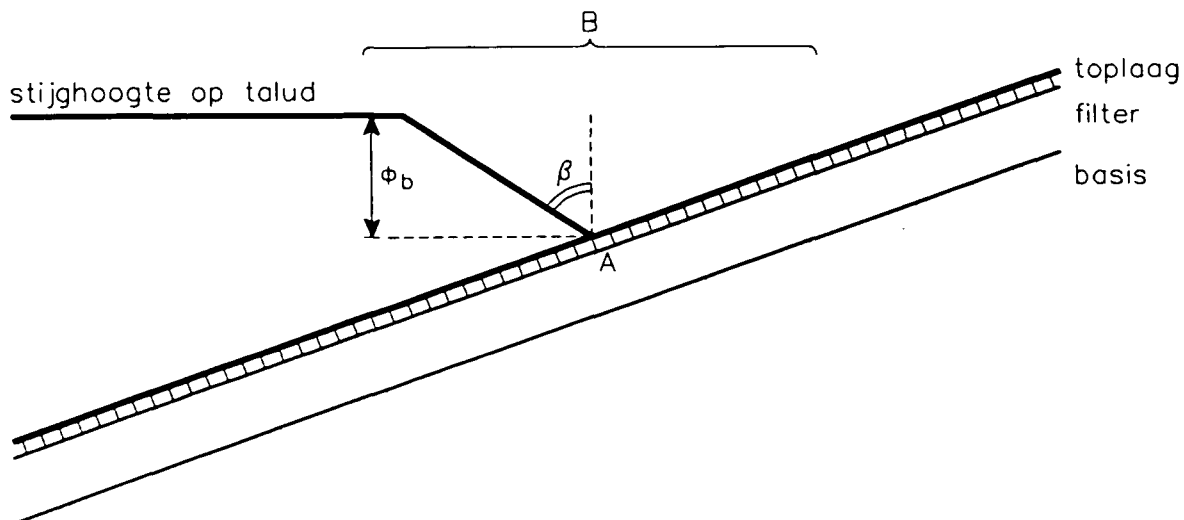
3. Grens van het toepasbaarheidsgebied

De stabiliteitsformules in het analytische model, samengevat in formule (18) en (19), zijn gebaseerd op de aanname dat het moment vlak vóór de golfklap maatgevend is voor de stabiliteit. Deze aanname is niet geldig voor constructies met een kleine lek lengte ten opzichte van het stijghoogtefront op het talud. Dit wordt uiteengezet aan de hand van onderstaande figuur.



Het maximale stijghoogteverschil over de toplaag treedt op aan de voet van het stijghoogtefront (punt A). De grootte van het maximale stijghoogteverschil wordt met name bepaald door de stijghoogte op het talud in de buurt van de voet van het stijghoogtefront. In de figuur is dit schematisch aangegeven met gebied B. Het idee is dat de stijghoogte op het talud buiten gebied B een verwaarloosbare invloed heeft op het maximale stijghoogteverschil (in punt A).

Naarmate de lek lengte kleiner is, is ook gebied B kleiner. In onderstaande figuur is de situatie met een zeer kleine lek lengte getekend.



Gebied B is nu zo klein, dat alléén de helling van het stijghoogtefront op het talud van belang is. De hoogte ervan heeft geen invloed op het maximale stijghoogteverschil, omdat de top van het stijghoogtefront buiten gebied B valt.

Bij een constante waarde van ξ_0 is de grootte van $\tan\beta$ constant (zie formule (3)). Laten we nu de golfhoogte toenemen (bij constante ξ_0), dan neemt uitsluitend de waarde van ϕ_b toe, terwijl die geen invloed heeft op het stijghoogtefront (binnen gebied B).

Hieruit kan geconcludeerd worden dat in dit geval de golfhoogte onbeperkt kan worden vergroot zonder dat het stijghoogteverschil over de toplaag toeneemt. De zetting lijkt dus oneindig stabiel.

Het is duidelijk dat de formules in dit geval niet geldig zijn. De zetting zal hier niet bezwijken door het stijghoogtefront vlak vóór de golfklap, zoals was verondersteld, maar tijdens de golfklap. Deze aanname, die aan de basis van de formule staat, is hier niet juist meer.

Zonder dit te kunnen bewijzen wordt nu gesteld dat het analytische model toepasbaar is tot het moment dat de kromme in een $H/\Delta D - \xi$ grafiek horizontaal loopt (zie figuur 4):

$$\text{Toepasbaar mits: } \frac{\partial(\frac{H}{\Delta D})}{\partial \xi_0} \leq 0 \quad (20)$$

Deze voorwaarde is praktisch hanteerbaar te maken door formule (18) en (19) in formule (20) te substituëren. Helaas worden de formules dan te gecompliceerd om ze analytisch op te kunnen lossen. Daarom is hier gekozen voor een andere aanpak.

Formule (18) (en bij benadering ook formule (19)) is in één figuur grafisch weer te geven als gebruik gemaakt wordt van de volgende parameters:

$$X = \xi_0$$

$$Y = \frac{H}{\Delta \sin\alpha \cdot \sqrt{\tan\alpha}}$$

$$Z = \frac{\Delta D \Gamma}{\Delta \tan\alpha}$$

Substitutie van deze parameters in formule (18) geeft:

$$Z = \left(\frac{1}{0,34 \cdot X} \cdot \{1 - \exp(-0,061 \cdot X^2 \cdot Y)\} + \frac{1}{2} \right) \cdot (1 - \exp(-0,72 \cdot X \cdot Y)) \quad (21)$$

Deze formule is getekend in figuur 5. Het punt waar deze kromme horizontaal loopt komt overeen met het punt waar de $H/\Delta D - \xi_0$ grafiek horizontaal loopt. Dit kan als volgt aangetoond worden:

$$\frac{\partial \left(\frac{H}{\Delta D} \right)}{\partial \xi_0} = \frac{\Lambda \sin \alpha \cdot \sqrt{(\tan \alpha)}}{\Delta D} \cdot \frac{\partial \left(\frac{H}{\Lambda \sin \alpha \cdot \sqrt{(\tan \alpha)}} \right)}{\partial \xi_0} = \frac{\Lambda \sin \alpha \cdot \sqrt{(\tan \alpha)}}{\Delta D} \cdot \frac{\partial Y}{\partial X}$$

$$\Rightarrow \text{als } \frac{\partial \left(\frac{H}{\Delta D} \right)}{\partial \xi_0} = 0 \quad , \text{ dan geldt ook: } \frac{\partial Y}{\partial X} = 0.$$

In figuur 5 is te zien dat de minima van de grafieken goed benaderd kunnen worden met de volgende eenvoudige functie:

$$Y = 25 \cdot X^{-2} \quad (22)$$

Geconcludeerd kan worden dat het analytisch model toepasbaar is mits voldaan wordt aan de volgende voorwaarde:

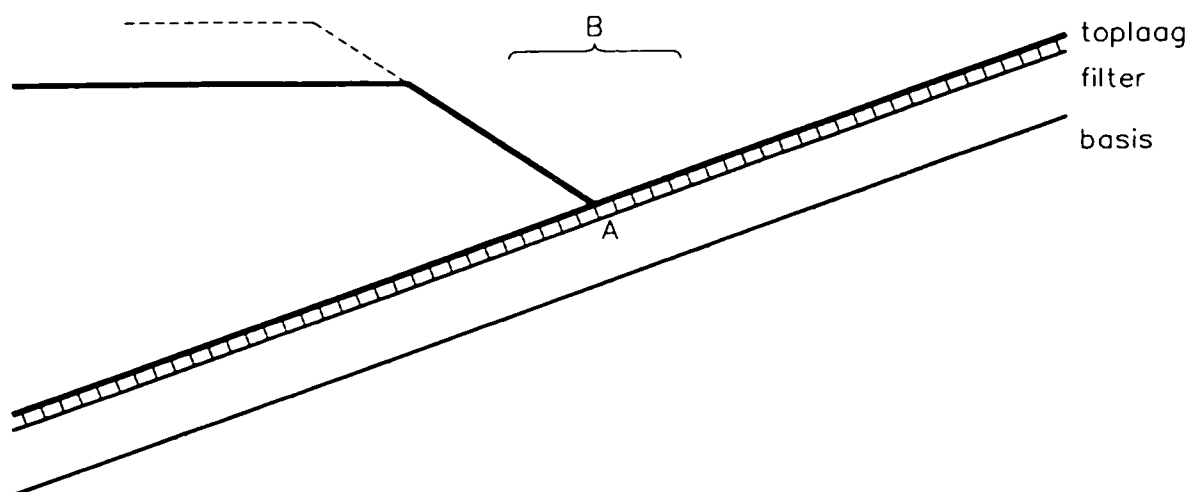
$$\frac{H}{\Lambda \sin \alpha \cdot \sqrt{(\tan \alpha)}} \leq 25 \cdot \xi_0^{-2} \quad (23)$$

Tot slot wordt deze voorwaarde herschreven met formule (3) en (1):

$$\frac{H}{\Lambda \sin \alpha \cdot \sqrt{(\tan \alpha)}} = \frac{\phi_b \cdot \xi_0}{0,36 \cdot \Lambda \sin \alpha} \quad \text{en} \quad \xi_0 = \frac{\tan \beta \cdot \tan \alpha}{0,17} \quad \Rightarrow$$

$$\Lambda \geq 0,65 \cdot \frac{\phi_b \cdot \tan \beta}{\cos \alpha} \quad (24)$$

Deze voorwaarde is in onderstaande figuur getekend. Duidelijk blijkt hieruit de relatie met de theoretische beschouwing uit het begin van dit hoofdstuk.



Naast deze geldigheidsgrens zijn er grenzen die voortvloeien uit het geldigheidsbereik van de empirische formules die verwerkt zijn:

- | | |
|--|--|
| taludhelling | : $2 \text{ à } 2,5 < \text{cota} < 5 \text{ à } 7$ |
| blokgrootte | : $B < 0,6 \text{ à } 1,0 \text{ m}$ en $L < 0,6 \text{ à } 1,0 \text{ m}$ |
| toplaagdikte | : $D < 0,4 \text{ à } 0,6 \text{ m}$ |
| blokvorm | : $B/D < 5 \text{ à } 7$ |
| golfsteilheid | : $0,001 \text{ à } 0,005 < H/L_o < 0,06 \text{ à } 0,07$ |
| relatieve volumieke massa van toplaag: | $1 < \Delta < 1,7 \text{ à } 2,3$ |

4. Ontwerpdiagrammen

Aan de hand van de formules (18) en (19) is in het vorige hoofdstuk al geconcludeerd dat de volgende drie parameters een belangrijke rol spelen:

$$X = \xi_0$$

$$Y = \frac{H}{Asina \cdot \sqrt{(\tan \alpha)}}$$

$$Z = \frac{\Delta DF}{Atan \alpha}$$

Deze parameters hebben voor praktisch gebruik het bezwaar dat de leklengte zowel in Y als in Z voorkomt. Bovendien ontbreekt de ingeburgerde parameter $H/(\Delta D)$.

Om hieraan tegemoet te komen wordt een eenvoudige machtsrelatie opgesteld met X, Y en Z die zo goed mogelijk aansluit bij formule (18) en (19) (binnen het geldigheidsgebied, formule (23)). Op basis van zo'n machtsrelatie kunnen vervolgens nieuwe parameters worden opgesteld.

De gekozen machtsrelatie heeft de volgende vorm:

$$Y \cdot Z^{m_1} = c \cdot X^{m_2} \tag{25}$$

met:

$$m_1, m_2 = \text{macht} \quad (-)$$

$$c = \text{constante} \quad (-)$$

De waarden voor m_1 , m_2 en c zijn bepaald door in een figuur punten te tekenen met een X, Y en Z die voldoen aan formule (18) of (19). De figuur heeft X op de horizontale as en $Y \cdot Z^{m_1}$ op de verticale as. De waarden van X, Y en Z zijn gevarieerd in het gehele interesse-gebied:

$$0,5 < X < 5$$

$$1 < Y < 30$$

$$0,5 < Z < 3$$

Vervolgens is de waarde van m_1 zo gekozen dat de punten een zo klein mogelijke spreiding te zien geven. Dit blijkt bij $m_1 = -1,67$ te zijn (zie figuur 6). Vervolgens zijn m_2 en c uit de figuur afgelezen (getrokken lijn uit figuur 6):

$$Y \cdot Z^{-1,667} = 4,0 \cdot X^{-0,667} \quad (26)$$

Met de definitie van de parameters is dit uit te schrijven tot:

$$\frac{H}{\Lambda \sin \alpha \cdot \sqrt{(\tan \alpha)}} \cdot \left(\frac{\Delta D \Gamma}{\Lambda \tan \alpha} \right)^{-1,667} = 4,0 \cdot \xi_o^{-0,667} \quad (27)$$

Dit is te herleiden tot een formule voor H/(ΔD):

$$\frac{H}{\Delta D} = 4,0 \cdot \left(\frac{\Delta D}{\Lambda} \right)^{0,67} \cdot \Gamma^{1,67} \cdot \xi_o^{-0,67} \cdot \frac{\cos \alpha}{(\tan \alpha)^{0,17}} \quad (28)$$

Als de taludhelling varieert tussen 1:2,5 en 1:6, varieert de term met de taludhelling $(\cos \alpha / (\tan \alpha)^{0,17})$ tussen 1,08 en 1,33. Deze variatie is gering en daarom kan deze term vervangen worden door een constante (1,2):

$$\frac{H}{\Delta D} = 4,7 \cdot \left(\frac{\Delta D}{\Lambda} \right)^{0,67} \cdot \Gamma^{1,67} \cdot \xi_o^{-0,67} \quad (29)$$

$$\text{ofwel: } \frac{H}{\Delta D} = 4,7 \cdot \left(\frac{k'D}{kb} \right)^{0,33} \cdot \Delta^{0,67} \cdot \Gamma^{1,67} \cdot \xi_o^{-0,67} \quad (30)$$

Uit formule (50) blijkt dat de stabiliteit kan worden benaderd met een H/ΔD- ξ_o grafiek. De constructie kan gekarakteriseerd worden met de parameter $A = \Gamma^{1,25} \cdot \sqrt{(\frac{\Delta D}{\Lambda})}$:

$$\begin{aligned} \frac{H}{\Delta D} &= 4,7 \cdot \left(\frac{\Delta D}{\Lambda} \right)^{0,67} \cdot \Gamma^{1,67} \cdot \xi_o^{-0,8} \\ &= 4,7 \cdot \xi_o^{-0,8} \cdot \{ \Gamma^{1,25} \cdot \sqrt{(\Delta D / \Lambda)} \}^{0,75} \\ &= 4,7 \cdot \xi_o^{-0,8} \cdot A^{0,75} \end{aligned} \quad (31)$$

Het resultaat is weergegeven in figuur 7. Deze figuur is niet met bovenstaande formule getekend, maar op basis van formule (18) en (19), zodat eventuele onnauwkeurigheden door bovenstaande vereenvoudigingsprocedure het resultaat zo min mogelijk beïnvloedt.

Het valt op dat de invloed van de taludhelling niet optimaal wordt weergegeven. Dit geldt ook, maar dan in mindere mate, voor de invloed van Γ . Deze onnauwkeurigheden zijn een gevolg van het feit dat de formules omgezet zijn naar een H/(ΔD)- ξ_o relatie. Figuur 7 is toepasbaar als:

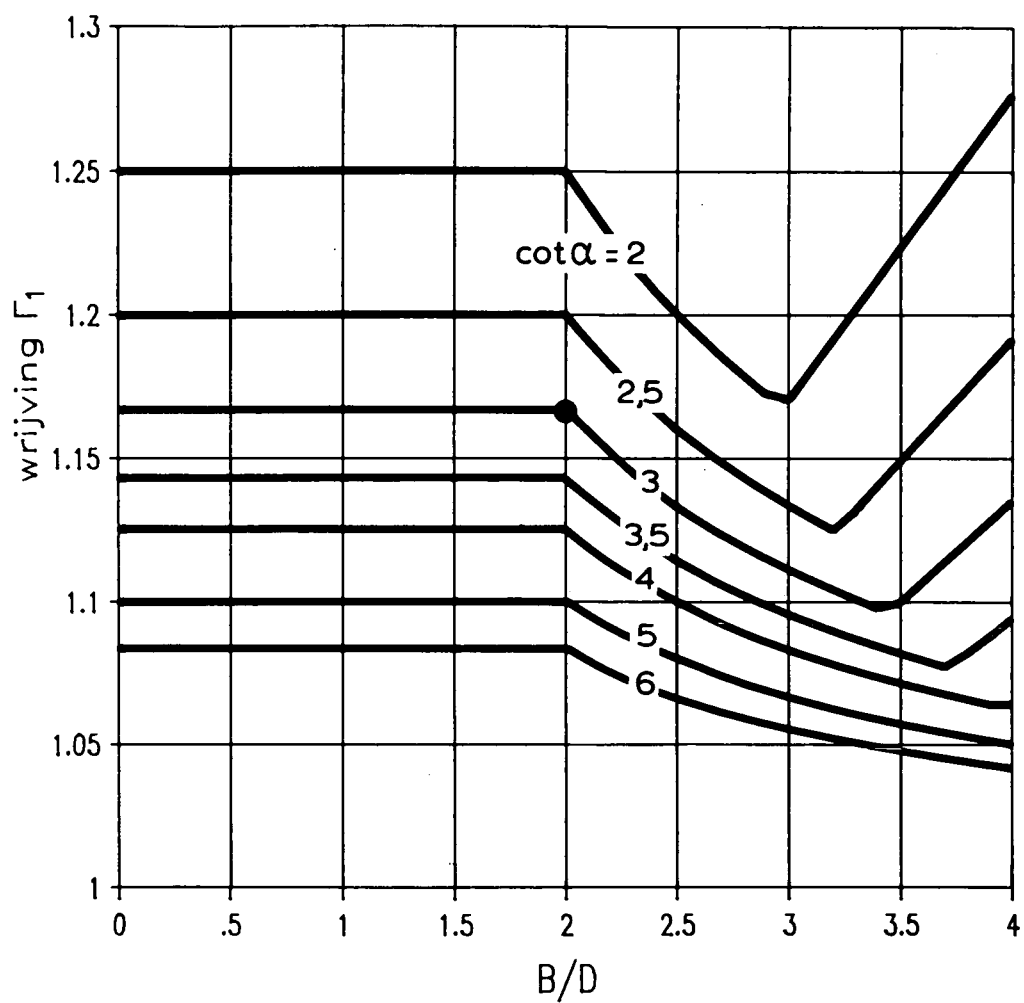
$$1 < \Gamma < 1,5$$

$$0,1 < \Delta D < 1$$

Figuur 7 kan samen met figuur 1 tot en met 3 gebruikt worden om de toplaagdikte van een steenzetting te dimensioneren.

REFERENTIES

1. M. Klein Breteler.
Taludbekledingen van gezette steen.
Waterbeweging en golfbelasting op een glad talud.
Waterloopkundig Laboratorium en Grondmechanica Delft.
M1795/H195 deel XVII, maart 1990.
2. M. Klein Breteler e.a.
Taludbekledingen van gezette steen.
Analytische en numerieke berekening van de stijghoogte onder de toplaag.
Waterloopkundig Laboratorium en Grondmechanica Delft.
M1795/H195 deel XIX, 1991.
3. M. Klein Breteler.
Handboek voor het dimensioneren van gezette dijkbekledingen.
CUR/TAW/WL, verschijnt voorjaar 1992.
4. J.P. de Waal.
Taludbekledingen van gezette steen.
Opzet van analyse drukmetingen per proef.
Waterloopkundig Laboratorium, TAW-A2 notitie N 503, 14-6-'91.
5. A.M. Burger, A. Bezuijen en M. Klein Breteler.
Taludbekledingen van gezette steen.
Samenvatting onderzoeksresultaten 1980-1988.
Waterloopkundig Laboratorium, Grondmechanica Delft en DWV/RWS, H195,
1989.
laatste concept. N354.

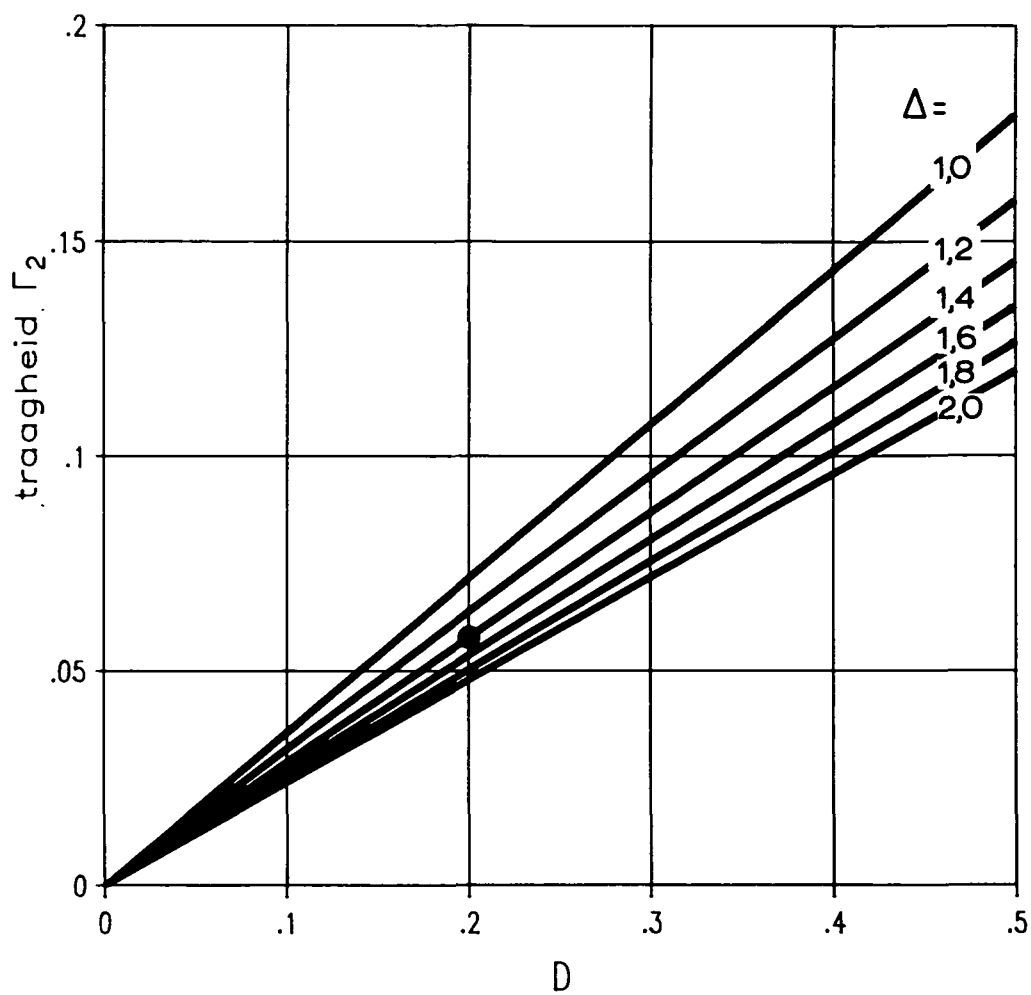


INVLOEDSFACITOR VOOR WRIJVING

WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM

H 195

FIG. 1

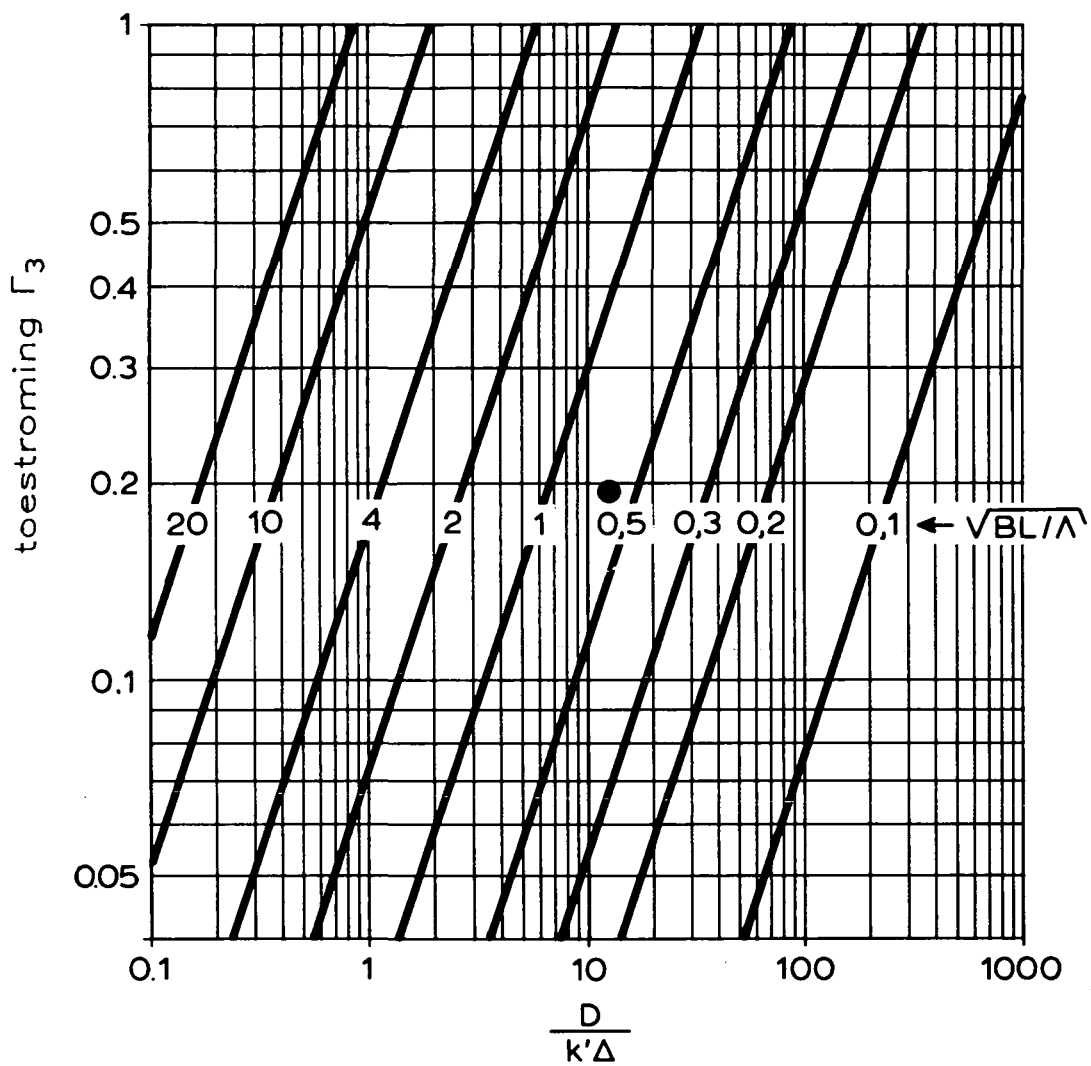


INVLOEDSFACOR VOOR TRAAGHEID

WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM

H 195

FIG. 2

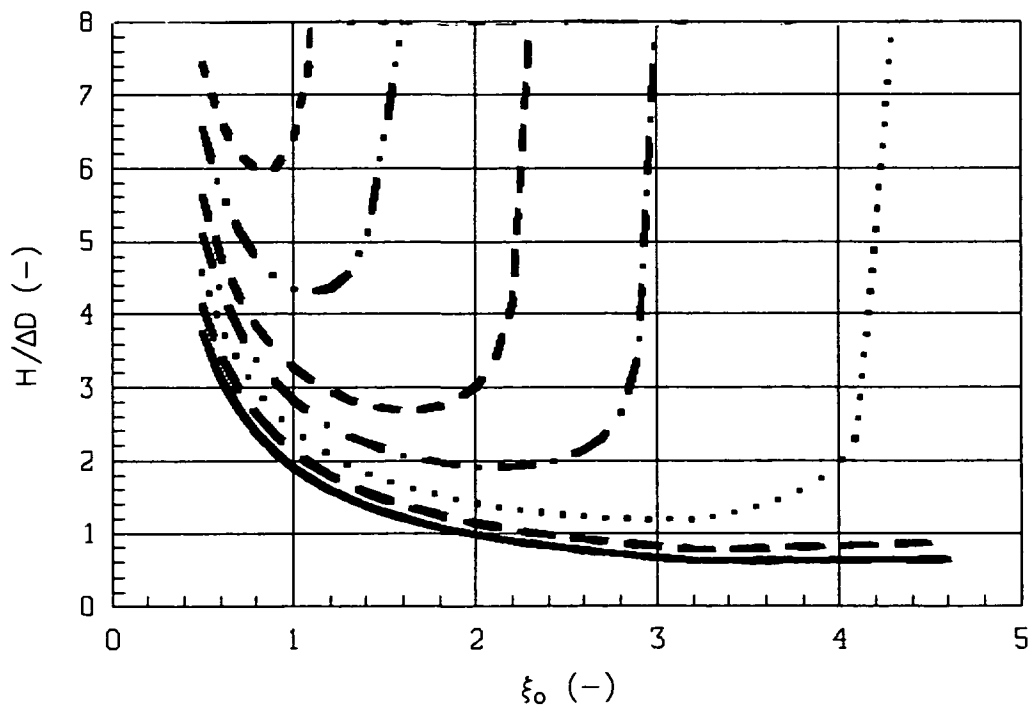
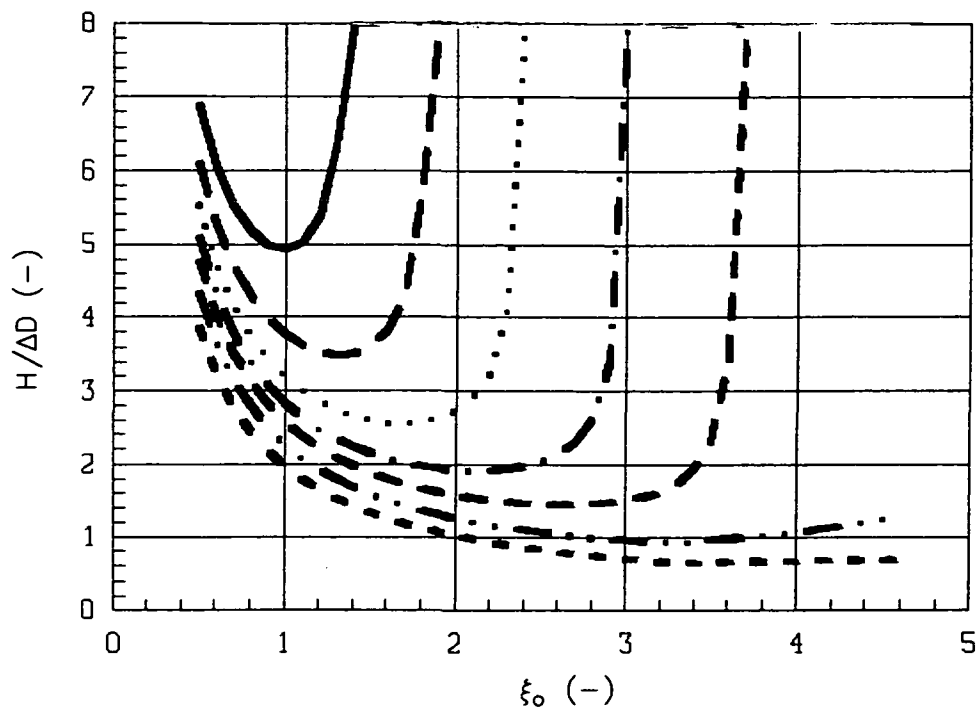


INVLOEDSFACOR VOOR TOESTROMING

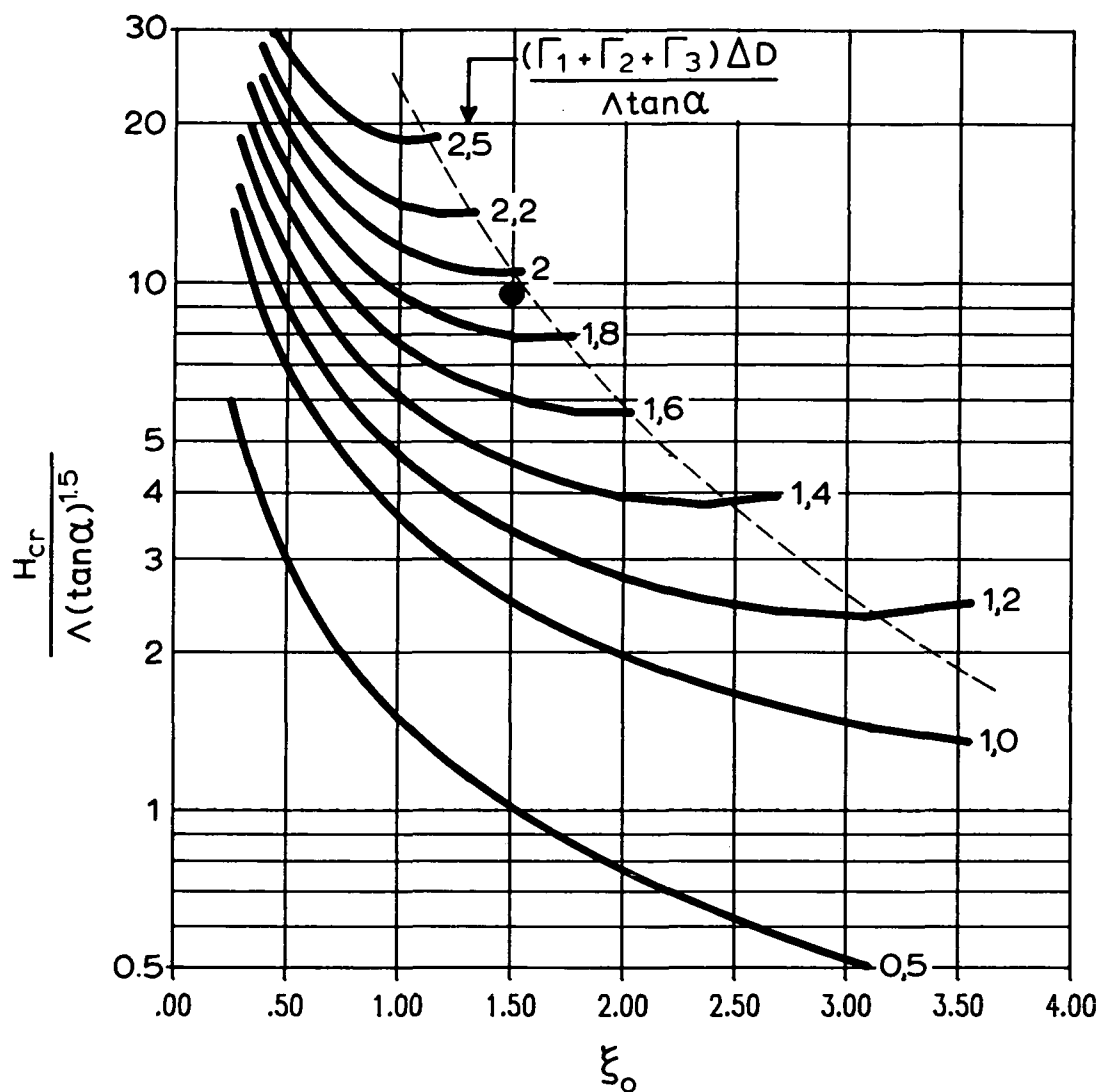
WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM

H 195

FIG. 3



RELATIEVE BEZWIJKGOLFHOOGTE $H/\Delta D$



voorbeeld (●):

$$\begin{array}{l}
 B = L = 0,4 \text{ m} \\
 \cot \alpha = 3 \\
 \Lambda = 0,6 \text{ m} \\
 \xi_0 = 1,5
 \end{array}
 \quad
 \begin{array}{l}
 D = 0,2 \text{ m} \\
 \Delta = 0,4 \text{ m} \\
 k' = 0,01 \text{ m/s}
 \end{array}
 \left. \vphantom{\begin{array}{l} B = L = 0,4 \text{ m} \\ \cot \alpha = 3 \\ \Lambda = 0,6 \text{ m} \\ \xi_0 = 1,5 \end{array}} \right\} \Rightarrow
 \begin{array}{l}
 \Gamma = 1,17 \\
 \Gamma = 0,06 \\
 \Gamma = 0,19
 \end{array}$$

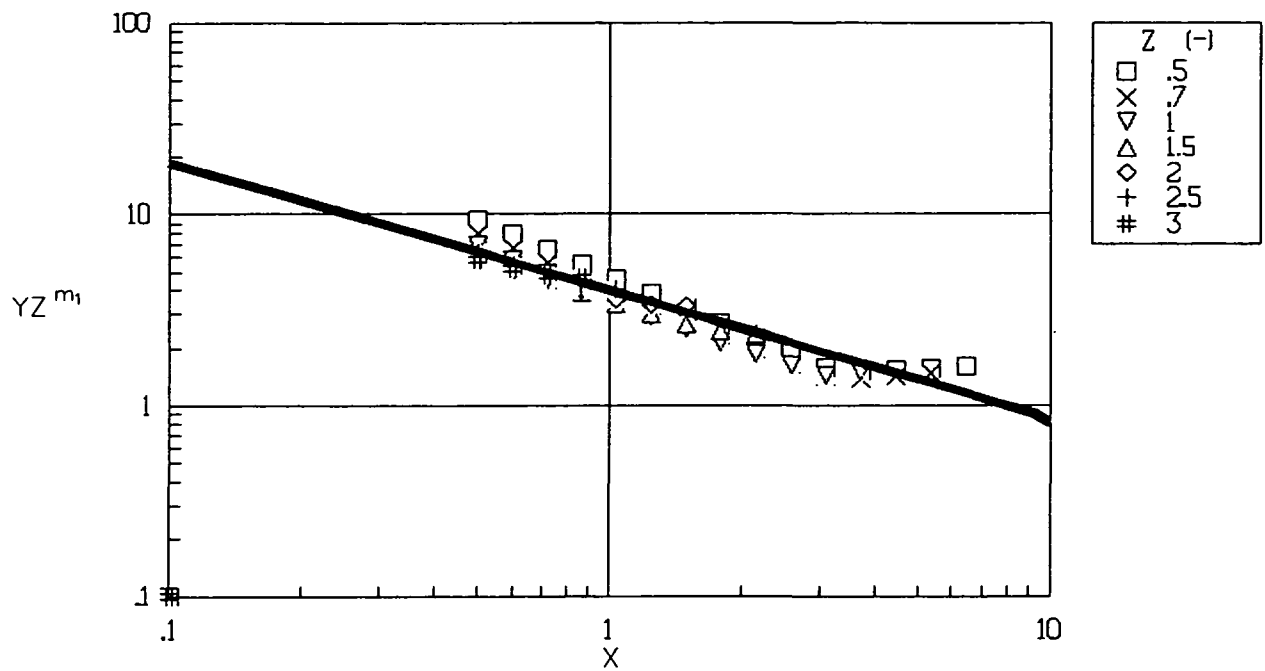
met blokbeweging: $H_{cr} = 1,1 \text{ m}$

(zonder blokbeweging: kies $\Gamma_2 = \Gamma_3 = 0 \Rightarrow H_{cr} = 0,65 \text{ m}$)

----- grens van toepasbaarheidsgebied

N.B.: ter vereenvoediging is $\sin \alpha = \tan \alpha$ gesteld

BEZWIJKGOLFHOORTE ALS FUNCTIE VAN
 ξ_0 EN TALUDKENMERKEN



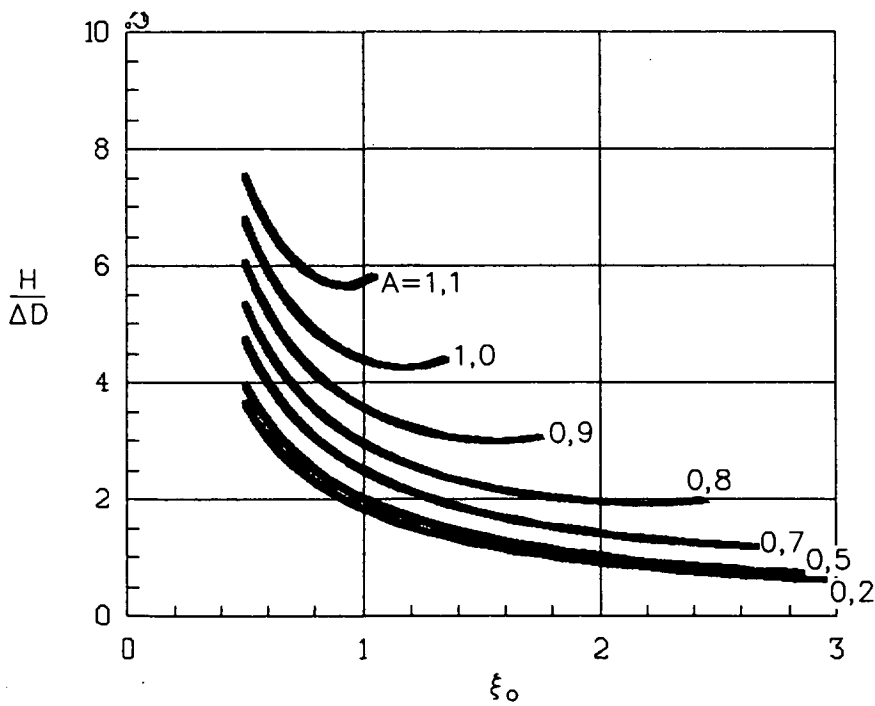
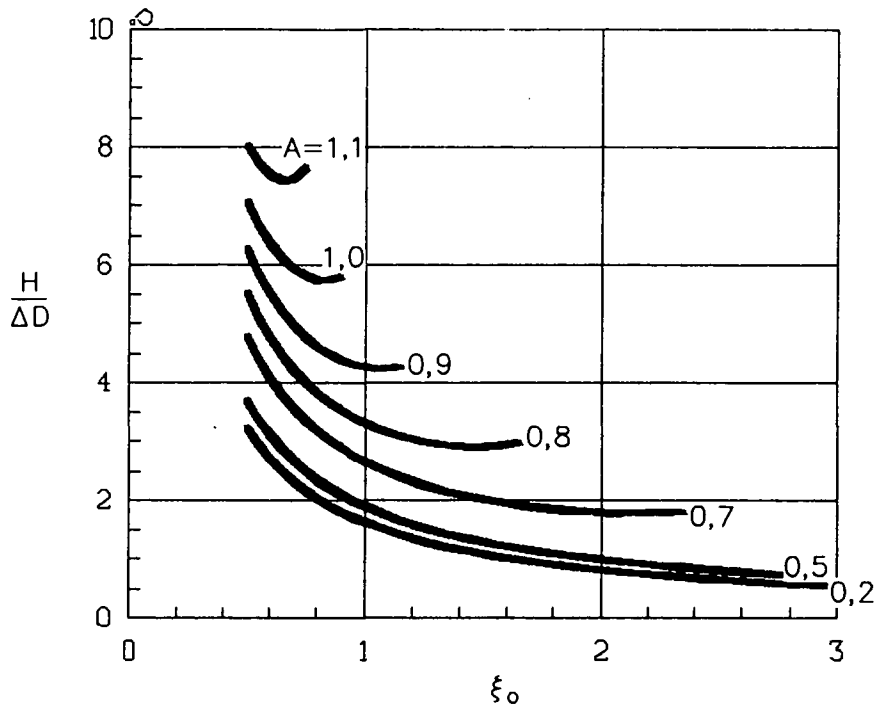
$$X = \xi_0$$

$$Y = \frac{H}{\Lambda \sin \alpha \cdot \sqrt{\tan \alpha}}$$

$$Z = \frac{\Delta D \Gamma}{\Lambda \tan \alpha}$$

$$m_1 = -1,667$$

BENADERING TEN BATE VAN $H/(\Delta D) - \xi_0$ RELATIE



ONTWERPGRAFIEKEN VOOR BEZWIJKGOLFHOOGTE

APPENDIX 1

Verbreiding van toepasbaarheid van vereenvoudigd analytisch model

1. Inleiding

Bij het toepassen van het analytische model loopt men al vrij snel tegen de grenzen van de toepasbaarheid ervan aan (zie sectie 5). Dit is een gevolg van het feit dat een verkleining van de leklengte gunstig is voor de stabiliteit, terwijl juist bij een kleine leklengte het rekenmodel niet meer te gebruiken is.

De toepasbaarheid van het analytische model wordt beperkt door de beperkte geldigheid van de formule van Wolsink [2]. Deze berekent het stijghoogteverschil over de toplaag bij gegeven stijghoogte op de zetting. De formule is beperkt geldig omdat deze gebaseerd is op de aanname dat het maximale stijghoogteverschil optreedt op het moment vlak vóór de golfklap, als de helling van het stijghoogtefront het steilst is. Voor constructies met een zeer korte leklengte is deze aanname onjuist, en is men aangewezen op het gebruik een rekenmethode die tevens de invloed van de golfklap mee neemt, zoals STEENZET.

In deze notitie zijn op basis van STEENZET/1-berekeningen praktisch bruikbare formules opgesteld voor het berekenen van het stijghoogteverschil over de toplaag, gericht op die situaties waarvoor de methode Wolsink niet geschikt is. Helaas hebben de formules geen fysische achtergrond. Het resultaat is vervolgens gebruikt om het vereenvoudigde analytische model uit sectie 5 ($H/\Delta D$ - ξ grafiek) breder toepasbaar te maken.

2. Analytische model

In veel gevallen is het stijghoogteverschil over de toplaag ϕ_w te berekenen met de formule van Wolsink [2]:

$$\phi_w = \left\{ \frac{\Delta \cos \alpha}{2 \tan \beta} \cdot \left[1 - \exp\left(\frac{-\phi_b \tan \beta}{\Delta \cos \alpha}\right) \right] + \frac{\Delta \sin \alpha}{2} \right\} \cdot \left[1 - \exp\left(\frac{-2z_1}{\Delta \sin \alpha}\right) \right] \quad (32)$$

met:

$$\Delta = \text{leklengte} = \sqrt{(bkD/k')} \quad (m)$$

$$\phi_b = \text{maximale hoogte van stijghoogtefront op het talud} \quad (m)$$

$$\phi_w = \text{stijghoogteverschil over toplaag volgens formule van Wolsink} \quad (m)$$

β = helling van stijghoogtefront op het talud (ten opzichte van vertikaal) (°)

z_1 = hoogte van freatische lijn in filter ten opzichte van het punt waar de stijghoogte op het talud minimaal is (m)

De hoogte van de freatische lijn in het filter, z_1 , kan benaderd worden door ϕ_b . Voor β en ϕ_b kunnen de volgende formules ingevuld worden [5]:

$$\tan\beta = 0,17\xi_o/\tan\alpha \quad (33)$$

$$\phi_b/H = 0,36\xi_o/\sqrt{\tan\alpha} \quad \text{als: } \xi_o/\sqrt{\tan\alpha} < 6 \quad (34)$$

$$\phi_b/H = 2,2 \quad \text{als: } \xi_o/\sqrt{\tan\alpha} > 6 \quad (35)$$

met:

$$H = \text{maatgevende golfhoogte} \quad (\text{m})$$

$$\xi_o = \text{brekerparameter} = \tan\alpha/\sqrt{(H/L_o)} \quad (-)$$

$$L_o = \text{golflengte op diep water} = gT^2/(2\pi) \quad (\text{m})$$

$$\alpha = \text{taludhelling} \quad (^\circ)$$

Dit resulteert in de volgende formules voor het stijghoogteverschil over de toplaag:

- als $\xi_o/\sqrt{\tan\alpha} \leq 6$ (normale omstandigheden; $H/L_o > 0,005$ à $0,010$):

$$\phi_w = \left(\frac{\Lambda \sin\alpha}{0,34\xi_o}\right) \cdot \left\{1 - \exp\left(\frac{-0,061 \cdot \xi_o^2 \cdot H}{\Lambda \sin\alpha \cdot \sqrt{\tan\alpha}}\right)\right\} + \frac{\Lambda \sin\alpha}{2} \cdot \left\{1 - \exp\left(\frac{-0,72 \cdot \xi_o \cdot H}{\Lambda \sin\alpha \cdot \sqrt{\tan\alpha}}\right)\right\} \quad (36)$$

- als $\xi_o/\sqrt{\tan\alpha} > 6$ (relatief lange golven op een steil talud):

$$\phi_w = \left(\frac{\Lambda \sin\alpha}{0,34\xi_o}\right) \cdot \left\{1 - \exp\left(\frac{-0,374 \cdot \xi_o \cdot H}{\Lambda \sin\alpha}\right)\right\} + \frac{\Lambda \sin\alpha}{2} \cdot \left\{1 - \exp\left(\frac{-4,4 \cdot H}{\Lambda \sin\alpha}\right)\right\} \quad (37)$$

Zoals afgeleid is in sectie 5 zijn deze formules slechts geldig mits:

$$\frac{H}{\Lambda \sin\alpha \cdot \sqrt{\tan\alpha}} \leq 25 \cdot \xi_o^{-2} \quad (38)$$

Door de gecompliceerde vorm van deze formules is het niet goed mogelijk om tendenzen direct te zien. Daarom is in sectie 3 formule (36) (met $\phi_w = \Gamma \Delta D \cos\alpha$) getransformeerd naar een eenvoudige machtsfunctie:

$$\frac{H}{Asin\alpha \cdot \sqrt{(\tan\alpha)}} \cdot \{\phi_w / (Asin\alpha)\}^{-1,667} = 4,0 \cdot \xi_o^{-0,667} \quad (39)$$

Dit is te herleiden tot:

$$\frac{H}{Asin\alpha \cdot \sqrt{(\tan\alpha)}} \cdot \xi_o^{0,67} = 4,0 \cdot \{\phi_w / (Asin\alpha)\}^{1,67} \quad (40)$$

$$\text{met: } \Omega = \frac{H}{Asin\alpha \cdot \sqrt{(\tan\alpha)}} \cdot \xi_o^{0,67}$$

In figuur 1 is te zien dat het dimensieloze stijhoogteverschil $\phi_w / (Asin\alpha)$ bijna uitsluitend afhankelijk is van de parameter Ω .

3. Analytisch model in vergelijking tot STEENZET/1

In het verloop van het dimensieloze stijhoogteverschil $\phi_w / (Asin\alpha)$, zoals dat getekend is in figuur 2 voor $\xi_o = 1.6$ en $\tan\alpha = 1/3$, is duidelijk te zien wat het resultaat is van het toepassen van het analytisch model buiten het geldigheidsgebied (formule (38)). Als de leklengte, de taludhelling, en de brekerparameter konstant worden gehouden, dan zien we binnen het geldigheidsgebied (getrokken lijn in figuur 2) het stijhoogteverschil sterk toenemen als de golfhoogte toeneemt. Dit is ook conform de verwachting. Buiten het geldigheidsgebied (gestreepte lijn) wordt bij toenemende golfhoogte al snel een asymptoot bereikt. Dit betekent dat volgens de formules de stijhoogte niet meer toeneemt als de golfhoogte toeneemt, hetgeen een onjuist resultaat is.

In de figuur is ook de formule (40) getekend (stippellijn), die als volgt te herschrijven is:

$$\frac{\phi_w}{Asin\alpha} = 0.44 \Omega^{0.6} \quad (41)$$

$$\text{met: } \Omega = \frac{H}{Asin\alpha \cdot \sqrt{(\tan\alpha)}} \cdot \xi_o^{0,67}$$

Het numerieke rekenmodel STEENZET/1 is ook toepasbaar als niet aan de voorwaarde van formule (38) voldaan wordt. Er zijn daarom voor het concrete geval van figuur 2 een aantal STEENZET/1-berekeningen gemaakt om het verloop van $\phi_w / (Asin\alpha)$ buiten het geldigheidsgebied van het analytisch model te bepalen.

De volgende constructies zijn doorgerekend:

	constructie 1	constructie 2
blokdikte	D = 0,2 m	idem
blokbreedte	B = 0,3 m	idem
bloklengte	L = 0,3 m	idem
takudhelling	$\tan\alpha = 1/3$	idem
dikte filterlaag	b = 0,25 m	idem
korrelgrootte filter	$D_{f15} = 4 \text{ mm}$	idem
porositeit filter	$n_{f15} = 0,3$	idem
spleetbreedte	s = 1,5 mm	4 mm
lek lengte	$\Lambda = 0,56$	0,379 m
lekhoogte	$\lambda = 0,18$	0,120 m
toplaagdoorlatendheid	$a' = 76,8 \text{ s/m}$	15,0 s/m
	$b' = 19687,3 \text{ s}^2/\text{m}^2$	5564,0 s ² /m ²
doorlatendheid filter	a = 22,2 s/m	idem
	b = 623,6 s ² /m ²	idem

Alle berekeningen zijn uitgevoerd met een brekerparameter $\xi_0 = 1,6$, terwijl de golfhoogte stap voor stap is opgevoerd van 0,5 m tot 2,5 m.

Bij elke berekening was het noodzakelijk om de waterdiepte handmatig enkele centimeters te variëren, ter verkrijging van de meest ongunstige belastings-situatie. Het feit dat de STEENZET/1-resultaten zeer gevoelig zijn voor waterstandsvariaties is een gevolg van de toevallige lokatie van de spleten tussen de blokken ten opzichte van de maximale belasting.

De berekende waarden van het maximale stijghoogteverschil over de toplaag zijn in tabel 1 en 2 voor elke berekening weergegeven.

De waarden behorende bij de meest ongunstige waterstand zijn in figuur 3 getekend. In deze figuur is te zien dat het stijghoogteverschil over de toplaag volgens STEENZET/1 gewoon blijft toenemen met toenemende golfhoogte, ook als volgens het analytische model een asymptoot bereikt wordt.

Bovendien is te zien dat de benadering van het analytische model (gestreepte lijn, zie formule (41)) ook buiten het geldigheidsgebied een veilige benadering van het stijghoogteverschil oplevert. Met behulp van nader onderzoek moet vastgesteld worden of deze benadering niet overdreven conservatief is.

De STEENZET/1-berekeningen zijn ruim buiten het geldigheidsgebied van het analytische model uitgevoerd, hetgeen blijkt uit het volgende:

- toepasbaarheidsgrens analytisch model: $\frac{H \cdot \xi_0^2}{\Lambda \sin \alpha \cdot \sqrt{\tan \alpha}} \leq 25$
- uitgevoerde STEENZET/1-berekeningen : $12,4 \leq \frac{H \cdot \xi_0^2}{\Lambda \sin \alpha \cdot \sqrt{\tan \alpha}} \leq 92,7$

4. Berekening van stijghoogteverschil buiten geldigheidsgebied van het analytische model

In figuur 1 valt op dat binnen het geldigheidsgebied van het analytische model, er een duidelijk verband is tussen $\phi_w / (\Lambda \sin \alpha)$ en de parameter Ω . Dit verband is benaderd met formule (41).

Binnen het geldigheidsgebied wordt het stijghoogteverschil uitsluitend bepaald door het stijghoogtefront op het talud, vlak vóór de golfklap. Als we echter net buiten het geldigheidsgebied komen, dan gaat de golfklap ook een niet te verwaarlozen bijdrage leveren. Wellicht is er ook een gebied aanwijsbaar waar het maximale stijghoogteverschil uitsluitend door de grootte van de golfklap wordt bepaald.

Er is derhalve bij het bereiken van de grenzen van het geldigheidsgebied tevens een overgang van het ene naar het andere fysische proces. Desondanks wordt toch verondersteld dat de tendens tussen Ω en $\phi_w / (\Lambda \sin \alpha)$, zoals weergegeven in formule (41), bij benadering overal gelijk is. Ook in het gebied waar de golfklap belangrijk wordt.

Deze benadering wordt uiteraard steeds minder nauwkeurig naarmate men verder van de grenzen van het geldigheidsgebied van het analytische model af gaat.

Bovenstaande hypothese wordt bevestigd door de STEENZET/1-berekeningen, zie figuur 3. Het is aan te bevelen nog veel meer berekeningen uit te voeren teneinde een beter gefundeerde ondersteuning van de hypothese te verkrijgen, zeker ook met andere ξ_0 -waarden.

Bij de concrete uitwerking van de hypothese in de vorm van een berekeningsmethode is als eis gesteld dat het berekende stijghoogteverschil over de toplaag een continue functie van de golfhoogte (e.d.) moet zijn. Daardoor kan niet zomaar van formule (36) of (37), bij het bereiken van de grens (formule (38)), overgestapt worden op formule (40).

Teneinde een continue functie te krijgen wordt de toepasbaarheidsgrens (formule (38)) in formule (36) gesubstitueerd, gebruik makend van de parameter Ω :

$$\frac{\phi_w}{\Lambda \sin \alpha} = \{0,206 \cdot \Omega^{0,75} + 0,5\} \cdot [1 - \exp(-1,611 \cdot \Omega^{0,75})] \quad (42)$$

Deze formule geeft het stijghoogteverschil over de toplaag, ϕ_w , voor alle combinaties van H, ξ_o , Λ en α op de grens van het toepasbaarheidsgebied. Aannemende dat $\phi_w/(\Lambda \sin \alpha)$ alléén afhankelijk is van Ω (zie vorige paragraaf), kan deze formule gebruikt worden om ϕ_w buiten het geldigheidsgebied van het analytische model te berekenen.

Hierdoor is een formule verkregen die zonder discontinuïteit de tendenzen van formule (36) ook buiten het geldigheidsgebied voortzet.

Er moet echter op gewezen worden dat nog niet is aangetoond dat de relatie tussen $\phi_w/(\Lambda \sin \alpha)$ en Ω ook ver buiten het geldigheidsgebied van het analytische model bruikbaar is. Met behulp van de STEENZET/1-berekeningen is slechts aannemelijk gemaakt dat de formule bruikbare resultaten oplevert.

Het resultaat is verwerkt in figuur 3.

Gezien het feit dat formule (42) is afgeleid op basis van formule (36) is het onvermijdelijk dat bij $\xi_o/\sqrt{\tan \alpha} > 6$, als dus gebruik gemaakt zou moeten worden van formule (37), er toch een discontinuïteit optreedt in het verloop van ϕ_w op de grens van het toepasbaarheidsgebied. Omdat formule (37) slechts in uitzonderlijke situaties van toepassing is, is dit in de praktijk nauwelijks een probleem.

5. Uitbreiding van het vereenvoudigde analytische model

De bezwijkgolffhoogte kan met de formules voor ϕ_w berekend worden als het volgende erin gesubstitueerd wordt:

$$\phi_w = \Gamma \Delta D \cos \alpha \quad (43)$$

Dit geeft:

1) als $\frac{H}{\Lambda \sin \alpha \sqrt{\tan \alpha}} \leq 25 \cdot \xi_o^{-2}$ (analytisch model):

a) als $\xi_o/\sqrt{\tan \alpha} \leq 6$:

$$\frac{\Gamma \Delta D}{\Delta \tan \alpha} = \left(\frac{1}{0,34 \xi_0} \cdot \left\{ 1 - \exp\left(\frac{-0,061 \cdot \xi_0^2 \cdot H}{\Delta \sin \alpha \cdot \sqrt{\tan \alpha}}\right) \right\} + \frac{1}{2} \right) \cdot \left(1 - \exp\left(\frac{-0,72 \cdot \xi_0 \cdot H}{\Delta \sin \alpha \cdot \sqrt{\tan \alpha}}\right) \right) \quad (44)$$

b) als $\xi_0 / \sqrt{\tan \alpha} > 6$:

$$\frac{\Gamma \Delta D}{\Delta \tan \alpha} = \left(\frac{1}{0,34 \xi_0} \cdot \left\{ 1 - \exp\left(\frac{-0,374 \cdot \xi_0 \cdot H}{\Delta \sin \alpha}\right) \right\} + \frac{1}{2} \right) \cdot \left(1 - \exp\left(\frac{-4,4 \cdot H}{\Delta \sin \alpha}\right) \right) \quad (45)$$

2) als $\frac{H}{\Delta \sin \alpha \cdot \sqrt{\tan \alpha}} \geq 25 \cdot \xi_0^{-2}$ (uitbreiding van analytisch model):

$$\begin{aligned} \frac{\Gamma \Delta D}{\Delta \tan \alpha} = & \left(0,206 \cdot \left(\frac{H}{\Delta \sin \alpha \cdot \sqrt{\tan \alpha}} \right)^{0,75} \cdot \xi_0^{0,5} + 0,5 \right) \cdot \\ & \cdot \left(1 - \exp\left(-1,611 \cdot \left(\frac{H}{\Delta \sin \alpha \cdot \sqrt{\tan \alpha}} \right)^{0,75} \cdot \xi_0^{0,5}\right) \right) \end{aligned} \quad (46)$$

Met deze formules blijkt, zoals ook geconcludeerd is in sectie 5, dat de volgende drie parameters een belangrijke rol spelen:

$$X = \xi_0$$

$$Y = \frac{H}{\Delta \sin \alpha \cdot \sqrt{\tan \alpha}}$$

$$Z = \frac{\Delta D \Gamma}{\Delta \tan \alpha}$$

Deze parameters hebben voor praktisch gebruik het bezwaar dat de lek lengte zowel in Y als in Z voorkomt. Bovendien ontbreekt de ingeburgerde parameter $H/(\Delta D)$.

Om hieraan tegemoet te komen wordt een eenvoudige machtsrelatie opgesteld met X, Y en Z, zoals dat ook in sectie 5 is gedaan. De gekozen machtsrelatie heeft de volgende vorm:

$$Y \cdot Z^{m_1} = c \cdot X^{m_2} \quad (47)$$

met:

$$m_1, m_2 = \text{macht} \quad (-)$$

$$c = \text{constante} \quad (-)$$

De waarden voor m_1 , m_2 en c zijn bepaald door in een figuur punten te tekenen met een X, Y en Z die voldoen aan de formules (44) tot/met (46). De figuur heeft X op de horizontale as en $Y \cdot Z^{m_1}$ op de verticale as. De waarden van X, Y en Z zijn gevarieerd in het gehele interesse-gebied:

$$0,5 < X < 5$$

$$1 < Y < 30$$

$$0,5 < Z < 3$$

Vervolgens is de waarde van m_1 zo gekozen dat de punten een zo klein mogelijke spreiding te zien geven. Dit blijkt bij $m_1 = -1,67$ te zijn (zie figuur 4). Vervolgens zijn m_2 en c uit de figuur afgelezen (getrokken lijn uit figuur 4):

$$Y \cdot Z^{-1,667} = 4,0 \cdot X^{-0,8} \quad (48)$$

Met de definitie van de parameters is dit uit te schrijven tot:

$$\frac{H}{\Delta \sin \alpha \cdot \sqrt{(\tan \alpha)}} \cdot \left(\frac{\Delta D \Gamma}{\Delta \tan \alpha} \right)^{-1,667} = 4,0 \cdot \xi_o^{-0,8} \quad (49)$$

Dit is te herleiden tot een formule voor $H/(\Delta D)$ (met: $\cos \alpha / (\tan \alpha)^{0,17} = 1,2$):

$$\frac{H}{\Delta D} = 4,7 \cdot \left(\frac{\Delta D}{\Delta} \right)^{0,67} \cdot \Gamma^{1,67} \cdot \xi_o^{-0,8} \quad (50)$$

$$\text{ofwel: } \frac{H}{\Delta D} = 4,7 \cdot \left(\frac{k'D}{kb} \right)^{0,33} \cdot \Delta^{0,67} \cdot \Gamma^{1,67} \cdot \xi_o^{-0,8} \quad (51)$$

Ten opzichte van het resultaat in sectie 5 valt op dat $H/(\Delta D)$ nu evenredig blijkt te zijn met $\xi_o^{-0,8}$, in plaats van met $\xi_o^{-0,67}$.

Uit formule (50) blijkt dat de stabiliteit kan worden benaderd met een $H/\Delta D - \xi_o$ grafiek. De constructie kan gekarakteriseerd worden met de volgende parameter: $A = \Gamma^{1,25} \cdot \sqrt{\left(\frac{\Delta D}{\Delta} \right)}$:

$$\begin{aligned} \frac{H}{\Delta D} &= 4,7 \cdot \left(\frac{\Delta D}{\Delta} \right)^{0,67} \cdot \Gamma^{1,67} \cdot \xi_o^{-0,8} \\ &= 4,7 \cdot \xi_o^{-0,8} \cdot \{ \Gamma^{1,25} \cdot \sqrt{(\Delta D/\Delta)} \}^{0,75} \\ &= 4,7 \cdot \xi_o^{-0,8} \cdot A^{0,75} \end{aligned} \quad (52)$$

Het resultaat is weergegeven in figuur 5 (getekend met formule (44) tot en met (46)). Het valt op dat de invloed van de taludhelling niet optimaal wordt weergegeven.

Dit geldt ook, maar dan in mindere mate, voor de invloed van Γ . Voor het tekenen van de figuren is $\Gamma = 1,2$ gesteld, maar in de praktische range van Γ (van 1 tot 1,4) is de invloed van Γ verwaarloosbaar.

Deze onnauwkeurigheden zijn een gevolg van het feit dat de formules omgezet zijn naar een $H/(\Delta D) - \xi_0$ relatie.

Omdat een kleine waarde van ξ_0 doorgaans bij relatief flauwe taluds wordt gevonden, en grote ξ_0 -waarden bij steile taluds, is in figuur 6 de taludhelling van links naar rechts geleidelijk steiler gekozen. Ook deze figuur is getekend met de uitgebreide formules, namelijk (44) tot en met (46). Bij $\xi_0 = 0,5$ is gerekend met $\cot\alpha = 5$, bij $\xi_0 = 1,3$ is $\cot\alpha = 4$ en bij $\xi_0 = 5$ is gewerkt met $\cot\alpha = 3$. Dit geeft een (kleine) compensatie van de geïntroduceerde onnauwkeurigheid.

De figuur is verder op een aantal punten aangepast ten einde geschikt te zijn om op te nemen in het handboek [3]:

- Als de berekeningen aangeven dat $H/\Delta D < 1$, dan is de grafiek op $H/\Delta D = 1$ getekend, omdat $H/\Delta D < 1$ niet waarschijnlijk is.
- Voor het geval dat $\Gamma^{1,25} \cdot \sqrt{\left(\frac{\Delta D}{\Lambda}\right)} > 2$ wordt geadviseerd om de lijn met $\Gamma^{1,25} \cdot \sqrt{\left(\frac{\Delta D}{\Lambda}\right)} = 2$ te gebruiken, omdat dit zeer uitzonderlijke constructies betreft waarvan nog niet is aangetoond dat ze inderdaad een zeer hoge stabiliteit hebben.
- Het verloop is bij de grens van de toepasbaarheid van het analytische model vloeiender gemaakt.

Figuur 6 wordt in het handboek [3] opgenomen.

6. Conclusie

Uit het verloop van het stijghoogteverschil over de toplaag (ϕ_w) als functie van bijvoorbeeld de golfhoogte (H) of de lek lengte (Λ), kan geconcludeerd worden dat de analytische model geldig is zolang:

$$\frac{H}{\Lambda \sin\alpha \cdot \sqrt{\tan\alpha}} \leq 25 \cdot \xi_0^{-2} \quad (53)$$

Binnen dit geldigheidsgebied blijkt er een duidelijke relatie te bestaan tussen het dimensieloze stijghoogteverschil $\phi_w/(\Lambda \sin\alpha)$ en de parameter Ω :

$$\frac{\phi_w}{\Lambda \sin\alpha} \approx 0.44 \Omega^{0,6} \quad (54)$$

$$\text{met: } \Omega = \frac{H}{A \sin \alpha \cdot \sqrt{\tan \alpha}} \xi_o^{0,67}$$

Met behulp van STEENZET/1-berekeningen is aannemelijk gemaakt dat de parameter Ω ook buiten het geldigheidsgebied een geschikte parameter is om de grootte van $\phi_w / (A \sin \alpha)$ te berekenen. Met behulp van nader onderzoek moet nog vastgesteld worden of deze benadering niet overdreven conservatief is.

Op basis hiervan zijn formules afgeleid waarmee de bezwijkgolffhoogte ook buiten het geldigheidsgebied van het analytische model berekend kan worden (formule (44) tot en met (46)). Deze formules zijn redelijk nauwkeurig in een $H/(\Delta D) - \xi_o$ grafiek weer te geven (zie figuur 6) en kunnen benaderd worden met de volgende 'black-box' formule:

$$\frac{H}{\Delta D} = 4,7 \cdot \left(\frac{\Delta D}{A}\right)^{0,67} \cdot \Gamma^{1,67} \cdot \xi_o^{-0,8} \quad (55)$$

Ten opzichte van het resultaat in sectie 5 valt op dat $H/(\Delta D)$ nu evenredig blijkt te zijn met $\xi_o^{-0,8}$, in plaats van met $\xi_o^{-0,67}$.

Aanbevolen wordt om de formules opnieuw af te leiden als de resultaten zijn gerapporteerd van het recent uitgevoerde modelonderzoek naar de druk op het talud bij onregelmatige golven [4]. Dat onderzoek levert relaties tussen de maatgevende stijghoogte op het talud en de hydraulische belasting met onregelmatige golven (H_s en T_p), zodat ontwerpformules en -diagrammen voor onregelmatige golven kunnen worden afgeleid.

REFERENTIES

1. M. Klein Breteler.
Taludbekledingen van gezette steen.
Waterbeweging en golfbelasting op een glad talud.
Waterloopkundig Laboratorium en Grondmechanica Delft.
M1795/H195 deel XVII, maart 1990.
2. M. Klein Breteler e.a.
Taludbekledingen van gezette steen.
Analytische en numerieke berekening van de stijghoogte onder de toplaag.
Waterloopkundig Laboratorium en Grondmechanica Delft.
M1795/H195 deel XIX, 1991.

3. M. Klein Breteler.
Handboek voor het dimensioneren van gezette dijkbekledingen.
CUR/TAW/WL, verschijnt voorjaar 1992.

4. J.P. de Waal.
Taludbekledingen van gezette steen.
Opzet van analyse drukmetingen per proef.
Waterloopkundig Laboratorium, TAW-A2 notitie N 503, 14-6-'91.

5. A.M. Burger, A. Bezuijen en M. Klein Breteler.
Taludbekledingen van gezette steen.
Samenvatting onderzoeksresultaten 1980-1988.
Waterloopkundig Laboratorium, Grondmechanica Delft en DWW/RWS, H195,
1989.
laatste concept. N354.

		H (m)	0,500	1,000	1,500	2,000	2,500
		T (s)	2,718	3,843	4,707	5,435	6,077
		$H\xi_0^{0,67}/(\lambda\sin\alpha/\tan\alpha)$	6,633	13,266	19,898	26,531	33,164
		$H\xi_0^2/(\lambda\sin\alpha/\tan\alpha)$	12,4	24,8	37,2	48,7	62,1
water-stand							
	3,94					0,46	
	3,96		0,18	0,27		0,51	0,48
	3,98		0,22		0,36		0,53
	4,00		0,19	0,34	0,37	0,42	0,52
	4,02						
	4,04			0,30	0,45		0,44
4,06				0,40			
	grootste:		0,22	0,34	0,45	0,51	0,53

Tabel 1 Met STEENZET/1 berekende stijghoogteverschil (m) over de toplaag bij verschillende waterstanden. Constructie 1.

		H (m)	0,500	1,000	1,500	2,000	2,500
		T (s)	2,718	3,843	4,707	5,435	6,077
		$H\xi_0^{0,67}/(\lambda\sin\alpha/\tan\alpha)$	9,905	19,809	29,714	39,619	49,523
		$H\xi_0^2/(\lambda\sin\alpha/\tan\alpha)$	18,5	37,1	55,6	74,1	92,7
water-stand							
	3,94					0,29	
	3,96		0,12	0,18		0,33	0,28
	3,98		0,18	0,21	0,23	0,30	0,33
	4,00		0,16	0,26	0,25	0,26	0,32
	4,02			0,25	0,29		0,28
	4,04				0,31		
4,06				0,26			
	grootste:		0,18	0,26	0,31	0,33	0,33

Tabel 2 Met STEENZET/1 berekende stijghoogteverschil (m) over de toplaag bij verschillende waterstanden. Constructie 2.

SECTIE 6

Toplaagsterkte, enige aspecten waaronder cumulatie

NOTITIE DDWT-86.214

Aan : De leden van de werkgroep Steenzettingen
Van : Ir K.J. Bakker
Datum : 18 juni 1986

Onderwerp : Toplaagsterkte; enige aspecten, waaronder cumulatie

1. Inleiding

Bij het analyseren van de sterkte van steenzetting tegen bezwijken door uittreden van de stenen, blijkt de benadering van deze sterkte door alleen het effectief eigen gewicht loodrecht op de bekleding, niet voldoende om het bezwijken te kunnen verklaren. Het blijkt nodig, om een aantal extra, de sterkte verhogende factoren, ook in rekening te brengen.

Er zijn globaal een drietal neven mechanismen te noemen, welke een extra bijdrage aan de toplaagsterkte leveren:

- Wrijving met de omringende blokken
- Massatraagheid
- Belemmerde toestroming van water vanuit de ondergrond

Met name ten aanzien van dit laatste punt zullen enige beschouwingen worden gegeven.

2. De invloed van toestroming

Als de verschildruk over een steen groter is geworden, dan het resulterend eigen gewicht plus de nuttige wrijving, is de steen potentieel instabiel, en zal in beweging komen.

Voordat de steen daadwerkelijk in beweging is, moet eerst nog een extra kracht worden geleverd, voor de versnelling. Bovendien zal onder de steen een drukdaling optreden, omdat zich in het filter een stroming zal gaan instellen zodanig, dat de door het omhoogkomen van de steen ontstane ruimte zich kan opvullen met water. Deze drukdaling zal afhankelijk zijn van de doorlatendheid van het filter, c.q. de basis, (bij blokken op zand), en groter zijn bij een materiaal met een lagere doorlatendheid. Er wordt hierbij vanuitgegaan, dat bij heel fijn materiaal direct onder de bekleding, een filterdoek aanwezig zal zijn, zodat de ruimte welke ontstaat door het omhoog komen van de steen, zich niet met dat materiaal kan vullen.

Uitgaande van een dergelijke beschouwing is o.a. in het concept rapport M 1881-04 "Stabiliteit toplaag zonder inklemming of interlocking" een analytische uitdrukking gegeven voor de vergrotingsfactor waarmee de stabiliteit van de toplaag toeneemt, (uitgedrukt in het effectieve eigen gewicht van de stenen $\Delta \cdot D \cdot \cos(\alpha)$).

Bij een dergelijke analytische beschouwing wordt er vanuit gegaan, dat de steen er in één golf uit gaat. Binnen een golfperiode moet zoveel water toestromen, als nodig is om de steen geheel te doen uittreden. Impliciet is hierbij dus ook aangenomen, dat per periode de steen weer geheel terugzakt tot op zijn oorspronkelijke plaats, en dus dat al het toegestroomde water ook weer wegstroomt.

Met name ten aanzien van dit laatste aspect zullen verderop in dit verhaal enige kanttekeningen worden geplaatst.

3. Doorlatendheid

In het nu volgende zal worden gepoogd aannemelijk te maken, dat bij een fijn basis- c.q. filter-materiaal, er een mechanisme mogelijk is waarbij de steen er pas na een aantal golven uitgaat. Het hierbij gedachte mechanisme is, dat de doorlatendheid van de ondergrond bij uittreden van de steen anders zal zijn, dan bij het terugzakken van de steen.

Bij uittreden van de steen, zou de doorlatendheid in bepaalde gevallen veel groter kunnen zijn. Hierdoor zou het water dat onder de steen gestroomd is, in bepaalde gevallen niet geheel de gelegenheid hebben, om in dezelfde periode weer in het filter cq de basis terug te stromen. Hierdoor zal water onder de steen cumuleren (ophopen), met als gevolg dat, zich na een x aantal golven zoveel water heeft gecumuleerd dat de steen toch uittreedt.

De basis voor een dergelijke redenering is tweeledig, n.l.

- Waarnemingen tijdens het Delta-goot onderzoek naar verweking (maart '86), met Basalton blokken op filterdoek, op zand, waarbij bij een regelmatige golfhoogte van .86 m een blok uittrad. Uit eigen waarneming bleek het blok niet plotseling in één keer omhoog te komen, maar langzaam, na elke golf een stukje, totdat de steen geheel was uitgetreden.
- Uit berekeningen met STEENZET/2 waarbij werd getracht het toestromen naar een uittredende steen te modelleren, bleek, dat zich in het materiaal vlak onder het gat zich verhangen gaan ontwikkelen waarbij het materiaal zal fluidiseren.

Deze fluidisatie zal tot gevolg hebben, dat de doorlatendheid in een bepaald gebied sterk zal toenemen.

Bij het terugzakken van de steen, zal deze fluidisatie echter snel teniet worden gedaan, en zal de doorlatendheid weer sterk afnemen.

Het optreden van het hiervoor geschetste mechanisme zal sterk afhangen van de fijnheid van het granulaire materiaal. Bij een grof materiaal zoals grind, zullen de verhangen veel kleiner blijven, en is de kans op fluidisatie veel kleiner, dan bijvoorbeeld bij zand. Dit zou er ook de oorzaak van kunnen zijn, dat de berekeningen voor een relatief grof filter beter overeenkomen, met de proeven, dan voor blokken op zand.

Met fluidisatie wordt in het huidige analytische rekenmodel vrijwel geen rekening gehouden. Ook dit aspect alleen, zonder cumulatie zou een mogelijke verklaring kunnen geven, voor het feit, dat toplaagsterkte bij blokken op fijn materiaal lager is, dan met het analytische rekenmodel verkregen.

Bij een bepaalde drempelwaarde voor de doorlatendheid van het materiaal zou een gefluidiseerde zone kunnen ontstaan, welke groter zal zijn hoe ondoorlatender de ondergrond. Met als gevolg een benedengrens ten aanzien van de toestroomdoorlatendheid. Belemmerde toestroming voor fijn materiaal treedt dan niet op.

Dit zou betekenen, dat de coëfficiënt r_0 boven bepaalde waarden zou moeten worden afgetopt.

4. Cumulatie

In het nu volgende zal worden gepoogd, af te schatten, of cumulatie een mogelijk mechanisme is, en hoe de invloeden liggen.

Teneinde het effect van cumulatie op een zo eenvoudig mogelijke wijze te schetsen, zal worden uitgegaan van de schematisering tot een putstroming.

Het is denkbaar, dat in bepaalde gevallen, schematisering tot een boltoestroming beter zal zijn. Vanwege de beperkte opzet van dit verhaal, en de complexiteit van een dergelijk probleem, is in deze notitie hier vanaf gezien. In een vervolgstudie zou dit mogelijk wel aan de orde kunnen komen.

De schematisering van het gefluidiseerde gebied gebeurt, door voor uitstroming een grotere putdiameter te kiezen dan voor terugstroming. Om het verhaal algemeen te houden, is alles voor een aantal diameters van dit tot een put met verschillende diameters, geschematiseerde gefluidiseerde gebied uitgewerkt.

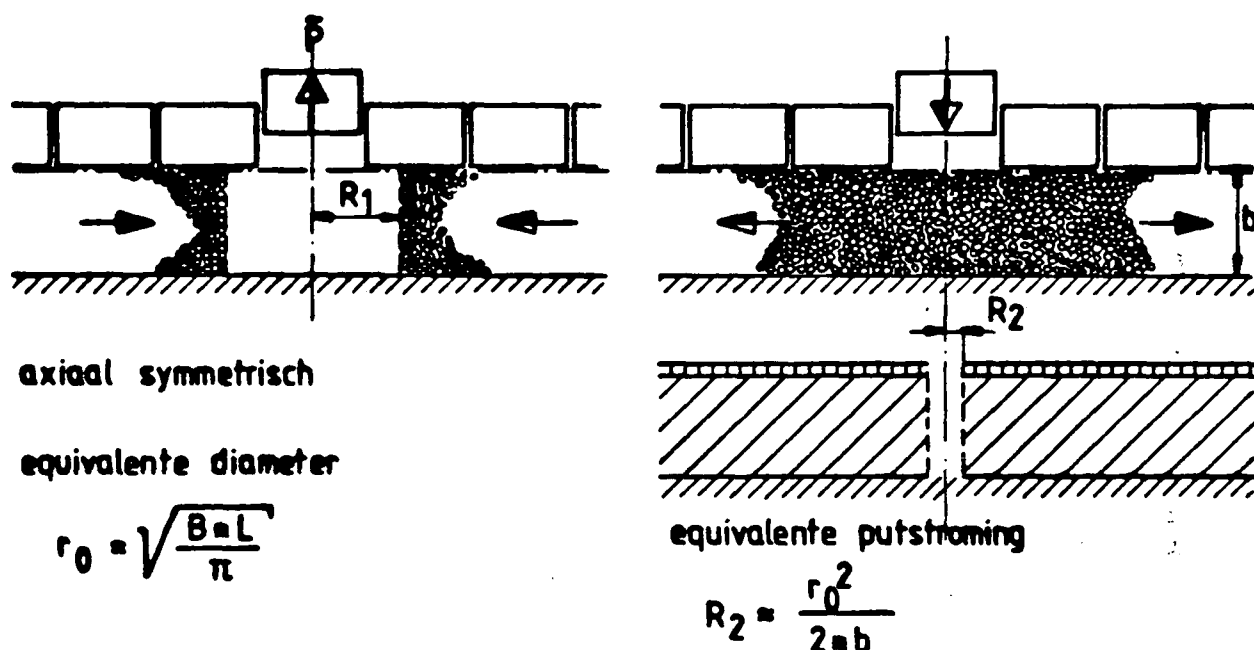


Fig. 1 Schematisering tot een putstroming.

Voor deze putstroming is een analytische oplossing bekend, zie o.a. Verruijt, Groundwaterflow, 1982, Macmillan.

$$\Delta \varnothing = \frac{Q}{2 \cdot \pi \cdot T} * K_0(r/\lambda)$$

Waarbij K_0 is een gemodificeerde Besselfunctie van de tweede soort, zie o.a. Abramowitz, M and Stegun, I.A. (1965) Handbook of Mathematical Functions, (Dover, New York)

- Hierbij is:
- $\Delta \varnothing$ = Stijghoogteverschil
 - Q = Debiet
 - T = Transmissiviteit van de filterlaag = $k \cdot b$
 - k = doorlatendheid
 - b = filterdikte
 - r = straal van de put

Anders geschreven

$$Q = \frac{\Delta\phi * 2 * \pi * k * b}{K_0(r/\lambda)}$$

Voor ons is met name de verhouding tussen het uitstromend, en het terugstromend debiet van belang

$$V = Q_u/Q_i = K_0(R2/\lambda) / K_0(R1/\lambda)$$

Dit nu is uitgewerkt voor het geval van een "filterdikte" welke drie maal de diameter is van de equivalente straal van een steen; $b = 3 * r_0$.

De diameter van de put voor het geval van terugstroming, is zo gekozen, dat het uitstromend oppervlak aan de binnenzijde van de put gelijk is aan het uitstromend oppervlak onder de steen.

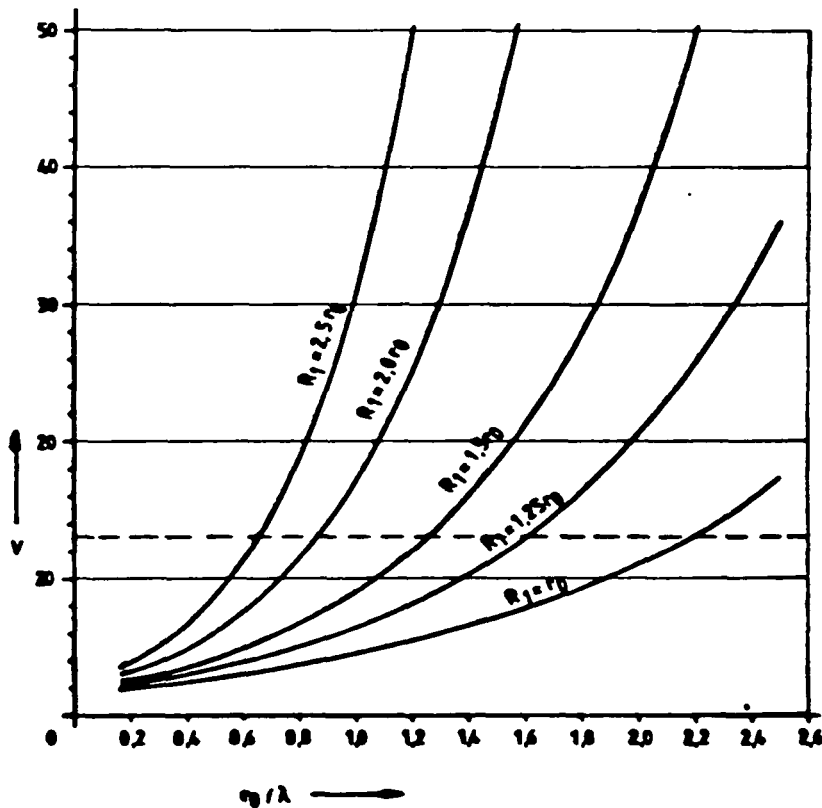


Fig. 2 Doorlatendheidsverhouding V als functie van r_0/λ voor verschillende waarden van R_1

Dit geeft: $R_1 = \text{factor} * r_0$

$$R_2 = r_0^2 / 2 * b = r_0 / 6$$

Dit is uitgewerkt voor verschillende verhoudingen tussen R_1 en r_0 , d.w.z. voor verschillende afmetingen van het gefluidiseerde gebied.

De resultaten van de berekeningen zijn weergegeven in figuur 2.

5. Resultaten

Om enig idee te krijgen van de gevonden oplossing wordt nu voor een drietal constructies de verhouding r_0/λ berekend. Hierbij is gebruik gemaakt van de notitie N38 "Berekening leklengte van enige constructies"

Bij de interpretatie van de hier gebruikte leklengte dienen we er op te letten, dat de definitie van de leklengte zoals deze wordt gebruikt in de formules welke in paragraaf 4 zijn weergegeven, anders is, dan deze welke bij het steenzettingen-onderzoek wordt gebruikt. Het verschil is, dat bij steenzettingen, de leklengte nog vermenigvuldigt wordt met de sinus van de helling van het talud. Dit houdt in, dat om een goede vergelijkbare berekening te maken, de leklengte welke in notitie N38 wordt gevonden, voor toepassing bij het verschijnsel cumulatie nog door $\sin(\alpha)$ moet worden gedeeld.

In de betreffende notitie worden leklengten (volgens de steenzet-definitie) berekend welke variëren tussen 0.10 m en 1.00 m

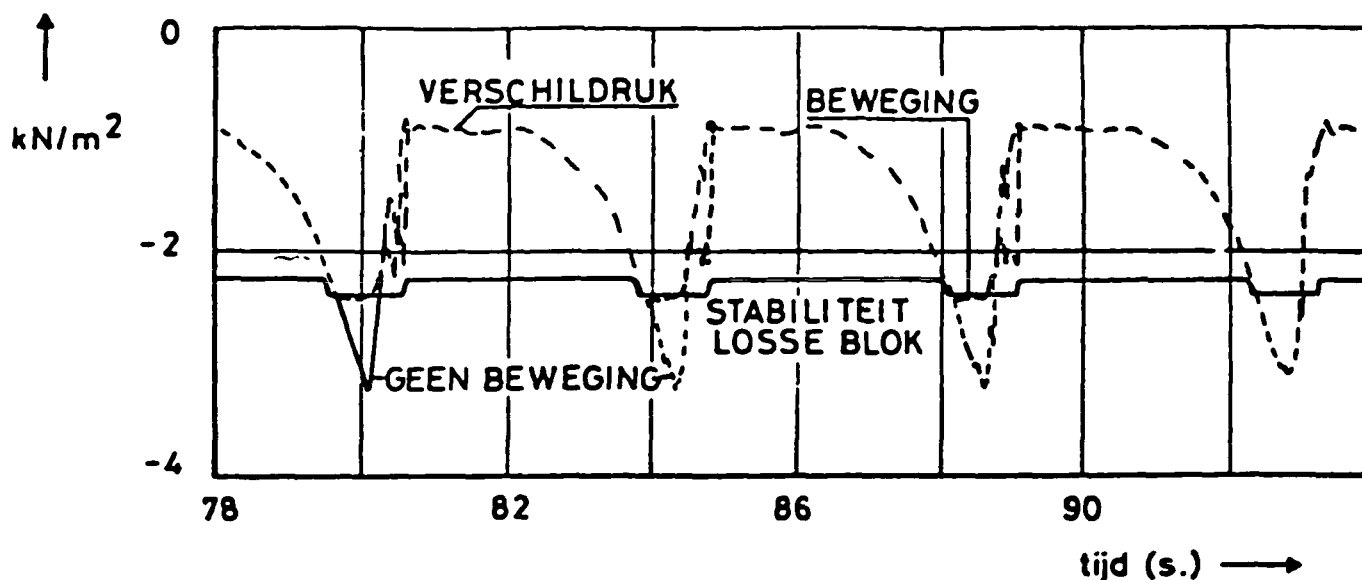
- Betonblokken op geotextiel op zand (M1795XII)
leklengte $\lambda = 0.26$ m, taludhelling 1 : 3, eff. leklengte: 0.822
blokken # 0.25 m, (spleten 0.04 m) $r_0/\lambda = 0.17$
- Basalton op geotextiel op zand (Oebes 5a)
leklengte $\lambda = 0.17$ m, taludhelling 1 : 3, eff. leklengte: 0.538
blokken # 0.22 m, (spleten 0.11 m) $r_0/\lambda = 0.23$
- Betontegels op grind (Oebes 3a)
leklengte $\lambda = 0.08$ m, taludhelling 1 : 3, eff. leklengte: 0.253
blokken # 0.30 m, (spleten 0.0075 m) $r_0/\lambda = 0.67$

Als de tijd van instromen en van uitstromen, en het daarbij behorende potentiaalverschil voor wat betreft de putstroming, gelijk zouden zijn, zou hiermee cumulatie aannemelijk zijn gemaakt. Zodra het blok potentieel instabiel zou worden, en er blok beweging gaat optreden, zou direct cumulatie optreden.

Dit laatste nu, is niet het geval. Zoals uit figuur 3 is te zien (overgenomen uit het conceptrapport "Beweging van blokken", M 1881-04, CO-280050), zijn tijd en druk voor instromen, en uitstromen geheel verschillend.

De tijd dat het blok potentieel instabiel is, is veel kleiner, dan dat het blok in de zetting wordt gedrukt. Bovendien is het potentiaalverschil ook kleiner.

Waarschijnlijk een goede maat om toch e.e.a. te vergelijken is het oppervlak tussen de druklijn, en de lijn welke de stabiliteit van het blok aangeeft, de gestippelde en de getrokken lijn in figuur 3.



Figuur 3 : Verloop verschildruk bij proef T30 en schematisatie voor analytische berekening

In de hier gepresenteerde figuur is deze verhouding ongeveer 1 : 12. Een voorzichtige conclusie zou zijn, dat voor constructies met een V waarde groter dan 12, er gevaar bestaat voor cumulatie, met als gevolg een lagere toplaagsterkte.

Deze lijn is gestippeld in figuur 2 getekend.

N.B. dit is beslist geen absolute maat. Dit geldt slechts voor het belastingspectrum zoals geschetst in figuur 3. Deze maat hangt af van het golfspectrum.

Voor het geval van Basalton op geotextiel op zand zou, (wel uitgaande van een verhouding van 1 : 12), hieruit volgen, dat een gebied zou moeten fluidiseren, dat een straal heeft welke ongeveer de diameter heeft van een blok. Vergelijking met STEENZET/2 sommen zou kunnen uitwijzen, of dit realistisch is.

6. Conclusie

- Cumulatie treedt eerder op bij grotere r_0/λ verhoudingen, dus bij kleine lek lengten.
- Hoe groter de gefluidiseerde zone, des te eerder zal ook cumulatie optreden.
- Hoe ondoorlatender het filtermateriaal, c.q. de ondergrond (bij blokken op zand), des te hoger de verhangen, en ook des te kleiner de lek lengte. Dit resulteert dan in een grotere kans op een gefluidiseerde zone van enige omvang, met een groter kans op cumulatie.
- Het gevaar van cumulatie moet vooral worden gevreesd bij een ondoorlatende basis, ergo een fijn gegradeerd materiaal (blokken op zand).

7. Aanbevelingen

Als we bij de afronding van de studie naar steenzettingen een antwoord willen geven hoe de stabiliteit van losse blokken in een gezette steenbekleding moet worden beschreven, dan dient het onderzoek naar de stabiliteit verhogende factoren, zoals wrijving, traagheid en toestroming in de komende periode enige prioriteit te worden gegeven.

SECTIE 7

Stabiliteit van de toplaag volgens "black-box"-model

INHOUD

SYMBOLENLIJST

	blz.
1. <u>Inleiding</u>	1
2. <u>Samenvatting en konklusies</u>	3
3. <u>Tendensen volgens het analytische model</u>	8
3.1 Verband tussen dimensieloze golfhoogte bij bezwijken ($H/\Delta D$) en de brekerparameter (ξ_0).....	8
3.2 Onderverdeling in konstruktie-typen.....	10
4. <u>Analyse van de resultaten van grootschalig modelonderzoek</u>	15
4.1 Regelmatige golven.....	15
4.2 Onregelmatige golven.....	20
5. <u>Vergelijking tussen black-box model en analytisch model</u>	23

REFERENTIES

TABELLEN

FIGUREN

APPENDIX 1:

Samenvatting van enkele TEKMARINE verslagen

SYMBOLENLIJST

A_g	= gatoppervlak per gat	(m ²)
a	= H/H_s bij bezwijken = verhoudingsfaktor tussen regelmatige en onregelmatige golfbelasting	(-)
B	= blokbreedte	(m)
b	= dikte van filterlaag	(m)
b	= dikte van filterlaag direkt onder toplaag (uitvullaag)	(m)
D	= dikte van de toplaag	(m)
D_{f15}	= korrelgrootte van het filter direkt onder toplaag (uitvullaag) die door 15 gewichtsprocenten wordt onderschreden	(m)
D_{b50}	= korrelgrootte van het zand direkt onder toplaag die door 50 gewichtsprocenten wordt onderschreden	(m)
f	= faktor die bijzonderheden van de konstruktie weergeeft	(-)
F_s	= stabiliteitsfaktor voor onregelmatige golven ($H_s/(\Delta D) = F_s \xi_{op}^{-0.67}$)	
F_a	= stabiliteitsfaktor voor regelmatige golven volgens vereenvoudigd analytisch model ($H/(\Delta D) = F_a \xi_o^{-0.67}$)	
F	= stabiliteitsfaktor voor regelmatige golven ($H/(\Delta D) = F \cdot \xi_o^{-0.67}$)	
g	= zwaartekrachtsversnelling	(m/s ²)
H	= hoogte van regelmatige golven die net het bezwijken van de konstruktie veroorzaken	(m)
H_s	= significante golfhoogte bij bezwijken	(m)
h.o.h.	= hart op hart afstand van de gaten	(m)
id	= identifikatie van een groep metingen, die ook is weergegeven in de grafieken	
k	= doorlatendheid van filter	(m/s)
k'	= doorlatendheid van toplaag	(m/s)
L	= bloklengte	(m)
L_o	= golflengte op diep water = $\frac{g}{2\pi} T^2$	(m)
m	= exponent ($0,5 < m < 1$; $m = 2/3$ is representatieve waarde)	(-)
n	= porositeit filter	(-)
s	= spleetbreedte	(m)
SWL	= stilwaterlijn	
T	= golfperiode	(s)
T_p	= golfperiode bij de piek van het spektrum	(s)
Y	= de grootste blokbeweging tijdens de proef	(m)

SYMBOLENLIJST (vervolg)

α	= taludhelling	(°)
Γ	= invloedsfaktor voor wrijving, traagheid en toestroming	(-)
Δ	= relatieve soortelijke massa van de toplaagelementen = $(\rho_s - \rho)/\rho$	
λ	= lekhoogte = $\sin\alpha \sqrt{(kbD/k')}$	(m)
Λ	= leklengte = $\sqrt{(kbD/k')}$	(m)
ξ_{op}	= brekerparamter bij onregelmatige golven = $\tan\alpha/\sqrt{H_s/(1.56T^2)}$	(-)
ξ_o	= brekerparamter bij regelmatige golven = $\tan\alpha/\sqrt{H/(1.56T^2)}$	(-)
ρ_s	= soortelijke massa van de toplaagelement	(kg/m ³)
ρ	= soortelijke massa van water	(kg/m ³)
Φ_t	= parameter met betrekking tot doorlatendheidsverhouding van toplaag en filterlaag	(-)
Φ_f	= parameter met betrekking tot laagdikteverhouding van toplaag en filterlaag	(-)
Ω	= relatieve open oppervlak	(%)

STABILITEIT VAN DE TOPLAAG VOLGENS "BLACK-BOX"-MODEL

1. Inleiding

In het kader van het onderzoek naar de stabiliteit van taludbekledingen van gezette steen zijn er in het verleden vele resultaten van grootschalig modelonderzoek verzameld en weergegeven in eenvoudig hanteerbare vorm, het "black-box" model genaamd, zoals in het samenvattend verslag [1].

Er is steeds alleen gebruik gemaakt van de modelonderzoeken die zijn uitgevoerd met een schaalfactor van maximaal 3, omdat in [2] is aangetoond dat de stabiliteit van de toplaag beïnvloed wordt door schaalearfenen.

Recente ontwikkelingen maken het nodig om het reeds bestaande black-box model voor de stabiliteit van de toplaag aan te passen:

- Er zijn nieuwe onderzoeksresultaten beschikbaar gekomen ([16], [17], [18] en [19]).
- Voor de eerste globale veiligheidstoetsing van bestaande steenzettingen is een black-box model nodig dat een onder- en bovengrens van de stabiliteit weergeeft, met ertussen een zogenaamd "grijs" gebied. Bovendien moet dit zodanige resultaten opleveren dat bij toepassing van het meer gedetailleerde analytische model [3] er geen strijdige konklusies ten opzichte van het black-box model wordt verkregen.
- Recent ontwikkelingen ten aanzien van het vereenvoudigen van het analytische model maken het mogelijk om beide modellen beter op elkaar af te stemmen [4].

In dit verslag wordt allereerst het analytische model gebruikt om globale tendensen vast te stellen en een verantwoorde indeling in konstruktie-typen mogelijk te maken. Dit leidt tot een basisformule voor de markering van het "grijze" gebied. Vervolgens worden de meetresultaten gebruikt om de basisformule zodanig te korrigeren dat het black-box model een goede weergave van de meetresultaten is.

Gezien het feit dat de basis van het black-box model opgesteld is aan de hand van het analytische model, dat juist een belangrijke theoretische achtergrond heeft, is het verkregen model geen echte black-box. Een black-box model is namelijk een model dat alleen de relatie legt tussen de golven

en de stabiliteit van de konstruktie, zonder dat er enige kennis is (of gebruikt wordt) van de fysische processen die er een rol spelen. Omdat de benaming "black-box" ingeburgerd is geraakt en goed voldoet ter onderscheiding van het analytisch model en de numerieke modellen, wordt de naam toch gehandhaafd.

Het onderhavige onderzoek is uitgevoerd in het kader van het onderzoek naar de stabiliteit van steenzettingen in opdracht van de Dienst Weg- en Waterbouwkunde van Rijkswaterstaat, die optreedt namens de Technische Adviescommissie voor de Waterkeringen (TAW-A2). De studie en rapportage zijn uitgevoerd door ir. M. Klein Breteler van het Waterloopkundig Laboratorium.

2. Samenvatting en konklusies

In het kader van het onderzoek naar de stabiliteit van taludbekledingen van gezette steen zijn er in het verleden vele resultaten van grootschalig modelonderzoek verzameld en weergegeven in eenvoudig hanteerbare vorm, het "black-box" model genaamd (zie bijvoorbeeld [1]).

Het geeft de verhouding tussen brekerparameter en de dimensieloze golfhoogte bij bezwijken van de toplaag van de konstruktie:

- dimensieloze golfhoogte bij het bezwijken: $\frac{H}{\Delta D}$
- brekerparameter: $\xi_o = \frac{\tan \alpha}{\sqrt{H/L_o}}$ (1)

met:

- H = hoogte van regelmatige golven die net het bezwijken van de konstruktie veroorzaken (m)
- $\Delta = \text{relatieve soortelijke massa van de toplaagelementen} = (\rho_s - \rho) / \rho$
- $\rho_s = \text{soortelijke massa van de toplaagelementen}$ (kg/m³)
- $\rho = \text{soortelijke massa van water}$ (kg/m³)
- D = dikte van de toplaag (m)
- $\alpha = \text{taludhelling}$ (°)
- $L_o = \text{golflengte op diep water} = \frac{g}{2\pi} T^2$ (m)
- T = golfperiode (s)
- g = zwaartekrachtsversnelling (m/s²)

Vanwege recente ontwikkelingen is het black-box model aangepast. Deze zijn:

- Er zijn nieuwe onderzoeksresultaten beschikbaar gekomen ([16], [17], [18] en [19]).
- Voor de eerste globale veiligheidstoetsing van bestaande steenzettingen is een black-box model nodig dat een onder- en bovengrens van de stabiliteit weergeeft, met ertussen een zogenaamd "grijs" gebied. Bovendien moet dit zodanige resultaten opleveren dat bij toepassing van het meer gedetailleerde analytische model [3] er geen strijdige konklusie ten opzichte van het black-box model wordt verkregen.
- Recente ontwikkelingen ten aanzien van het vereenvoudigen van het analytische model maken het mogelijk om beide modellen beter op elkaar af te stemmen [4].

Allereerst is op basis van het analytische model [3] een onderverdeling in konstruktie-typen gemaakt, voor zover het konstrukties met een toplaag op een granulaair filter betreft (zie paragraaf 3.2). Er is onderscheid gemaakt tussen gunstige konstrukties (type a; zeer doorlatende toplaag, weinig doorlatende filterlaag), ongunstige konstrukties (type c; weinig doorlatende toplaag, zeer doorlatende filterlaag) en een tussengroep (type b):

type a: Gunstige konstrukties met toplaag op filter.

als: dunne filterlaag: $b/D < 0.5$ èn
fijn filter: $D_{f15} < 10 \text{ mm}$ èn
open toplaag: bij spleten: $\Omega > 3\%$
 bij gaten met h.o.h. afstand tot 0.3 m: $\Omega > 7\%$
 bij gaten met h.o.h. afstand vanaf 0.3 m: $\Omega > 15\%$
 èn geen gat- of spleetvulling

type b: Normale konstrukties met toplaag op filter.

als niet voldaan is aan voorwaarden voor type a en c.

type c: Ongunstige konstrukties met toplaag op filter.

als: dikke filterlaag: $b/D \geq 0.5$ èn
grof filter: $D_{f15} > 3 \text{ à } 5 \text{ mm}$ èn
dichte toplaag: bij spleten: $\Omega < 2\%$
 bij gaten met h.o.h. afstand tot 0.3 m: $\Omega < 5\%$
 bij gaten met h.o.h. afstand vanaf 0.3 m: $\Omega < 10\%$

met:

b = dikte van filterlaag direkt onder toplaag (uitvullaag) (m)
 D_{f15} = korrelgrootte van het filter direkt onder toplaag
 (uitvullaag) die door 15 gewichtsprocenten wordt
 onderschreden (m)
 Ω = relatieve open oppervlak (%)
h.o.h. = hart op hart afstand van de gaten (m)

Naast deze onderverdeling worden konstrukties met de toplaag direkt op zand en direkt op goede klei onderscheiden en bovendien is er onderscheid gemaakt tussen toplagen met losse elementen (zoals blokken en ingewassen zuilen) en geschakelde elementen (blokkenmatten en interlock blokken).

Omdat er veel meer meetresultaten beschikbaar zijn met regelmatige golven, is gekozen voor een procedure waarbij de onregelmatige golfaanval moet worden omgerekend naar een ekwivalente regelmatige golfaanval. De analyse van

de metingen leidt tot de volgende voorlopige konklusie (zie paragraaf 4.2):

ekwivalente regelmatige golfhoogte : $H = 1,4 \cdot H_s$

ekwivalente regelmatige golfperiode: $T = T_p$

In paragraaf 3.1 is met behulp van het analytische model de globale relatie tussen $H/(\Delta D)$ en ξ_0 voor konstrukties met een granulair filter bepaald. Deze relatie is bij gebrek aan informatie hieromtrent ook van toepassing verklaard op toplagen direkt op zand of goede klei:

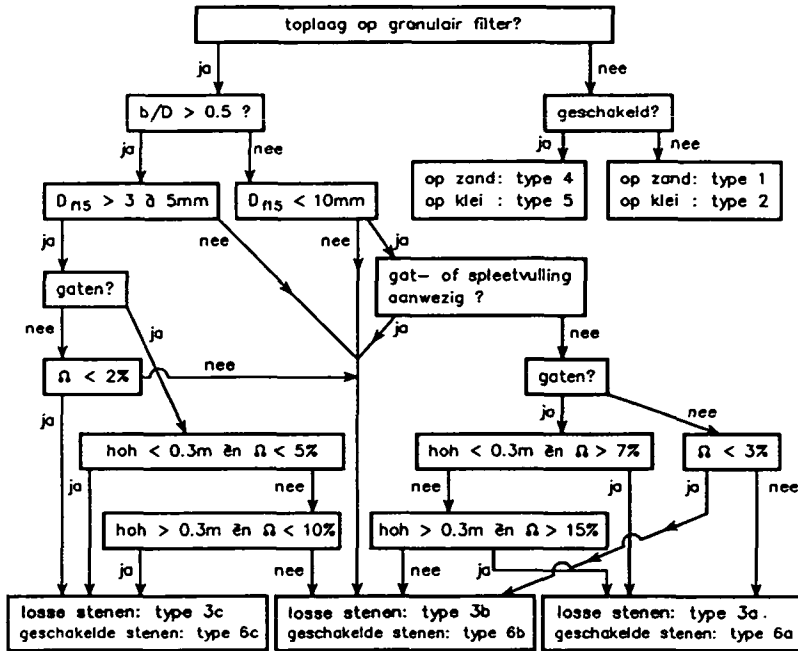
$$\frac{H}{\Delta D} = F \cdot \xi_0^{-0.67} \quad (2)$$

Op basis van de metingen met regelmatige golven is de waarde van de stabiliteitsparameter F bepaald (zie ook figuur 2 tot en met 10):

konstruktie-type	ondergrens F	bovengrens F
<u>losse elementen:</u>		
1 : op zand	4.6	10.0
2 : op goede klei	6.4	14.0
3a: op filter (gunstige konstr.)	7.0	15.1
3b: op filter (normale konstr.)	4.6	10.0
3c: op filter (ongunstige konstr.)	3.2	6.9
<u>geschakelde elementen:</u>		
4 : op zand	6.4	14.0
5 : op goede klei	7.8	17.0
6a: op filter (gunstige konstr.)	7.0	15.1
6b: op filter (normale konstr.)	4.6	10.0
6c: op filter (ongunstige konstr.)	3.7	7.9

Tabel Waarde van F voor regelmatige golven

Met onderstaand schema kan het konstruktietype vastgesteld worden.



Stroomschema voor vaststellen van type konstruktie

Bovenstaande tabel kan in combinatie met formule (2) gebruikt worden om vast te stellen of een konstruktie stabiel is. Als de optredende golfhoogte zodanig is dat $H/(\Delta D)$ kleiner is dan de waarde van de ondergrens (bij gegeven waarde van ξ_0), dan is de konstruktie zeker stabiel. Is $H/(\Delta D)$ groter dan de bovengrens, dan is de konstruktie zeker instabiel. Tussen de onder- en bovengrens in is er een "grijs" gebied, waarin het onzeker is of de konstruktie stabiel is of niet. In het grijze gebied liggen ook de meeste meetpunten.

Hoewel de meetresultaten met een toplaag direkt op zand een redelijk consistent beeld te zien geven, moet toch niet vergeten worden dat een dergelijke konstruktie ook kan bezwijken door het ontstaan van een S-profiel in het zand (grondmechanische instabiliteit).

Aangezien er zeer weinig metingen zijn met $H/(\Delta D) > 10$, wordt aanbevolen als uiterste bovengrens $H/(\Delta D) = 10$ aan te houden.

Tot slot is in hoofdstuk 5 het black-box model vergeleken met het vereenvoudigde analytische model uit sekte 5. Het blijkt dat de bovengrens van type

3a door het analytische model sterk wordt overschat, omdat dit model voor dit type konstrukties niet toepasbaar is (te kleine leklengte).

De ondergrens volgens het analytische model is konsekwent lager dan die van het black-box model. Dit is voor een deel verklaarbaar met het feit dat de konstruktie, waarmee de ondergrens volgens het analytische model is berekend, veel ongunstiger is dan de meest ongunstige konstruktie uit het black-box bestand. Daarnaast blijft er een groot verschil (ca. faktor 1.2 à 1.5) dat toegeschreven moet worden aan het feit dat het analytisch model een konservatief resultaat geeft.

3. Tendensen volgens het analytische model

3.1 Verband tussen dimensieloze golfhoogte bij bezwijken ($H/\Delta D$) en de brekerparameter (ξ_o)

Het black-box model is een weergave van de grootte van de dimensieloze golfhoogte bij het bezwijken van de konstruktie en de brekerparameter. Deze parameters zijn in geval van regelmatige golven als volgt gedefinieerd:

- dimensieloze golfhoogte bij het bezwijken: $\frac{H}{\Delta D}$
- brekerparameter: $\xi_o = \frac{\tan\alpha}{\sqrt{H/L_o}}$ (3)

met:

H = hoogte van regelmatige golven die net het bezwijken van de konstruktie veroorzaken (m)

Δ = relatieve soortelijke massa van de toplaagelementen = $(\rho_s - \rho)/\rho$

ρ_s = soortelijke massa van de toplaagelementen (kg/m³)

ρ = soortelijke massa van water (kg/m³)

D = dikte van de toplaag (m)

α = taludhelling (°)

L_o = golflengte op diep water = $\frac{g}{2\pi} T^2$ (m)

T = golfperiode (s)

g = zwaartekrachtsversnelling (m/s²)

Er wordt hier gebruik gemaakt van regelmatige golven, omdat de meeste meetgegevens betrekking hebben op de stabiliteit van de konstruktie bij regelmatige golven en bovendien het analytische model hierop gericht is.

Zolang de konstruktie bestaat uit een toplaag op één of meer filterlagen, kan de stabiliteit bepaald worden met het analytische model. Dit model is samen te vatten tot het volgende [4]:

$$\frac{H}{\Delta D} = 4,0 \cdot \left(\frac{\Delta D}{\Delta}\right)^{0.67} \cdot \Gamma^{1.67} \cdot \xi_o^{-0.67} \cdot \frac{\cos\alpha}{(\tan\alpha)^{0.17}} \quad (4)$$

met:

- Λ = leklengte = $\sqrt{(kbD/k')}$ (m)
 k = doorlatendheid van filter (m/s)
 k' = doorlatendheid van toplaag (m/s)
 b = dikte van filterlaag (m)
 Γ = invloedsfaktor voor wrijving, traagheid en toestroming (-)

Met enig rekenwerk is de formule als volgt te herschrijven:

$$\frac{H}{\Delta D} = \xi_o^{-0.67} \cdot \left(\frac{k'D}{kb}\right)^{0.33} \cdot (4.0 \cdot \cos\alpha \cdot (\tan\alpha)^{-0.17} \cdot \Gamma^{1.67} \cdot \Delta^{0.67}) \quad (5)$$

Voor de in de praktijk voorkomende steenzettingen geldt:

- talud: $0.15 < \tan\alpha < 0.4$
- invloedsfaktor: $1.2 < \Gamma < 1.6$
- relatieve soortelijke massa van stenen: $1.2 < \Delta < 2.0$

Hiermee kan de formule verder vereenvoudigd worden tot:

$$\frac{H}{\Delta D} = f \cdot \xi_o^{-0.67} \cdot \left(\frac{k'D}{kb}\right)^{0.33} \quad \text{met: } 7 < f < 18 \quad (6)$$

$$\text{of: } \frac{H}{\Delta D} = f \cdot \frac{\cos\alpha}{\xi_o^m} \cdot \Phi_f^{1/3} \cdot \Phi_t^{1/3} \quad (\text{zie [21]}) \quad (7)$$

met:

- f = faktor die bijzonderheden van de konstruktie weergeeft (-)
 m = exponent ($0,5 < m < 1$; $m = 2/3$ is representatieve waarde) (-)
 Φ_t = parameter met betrekking tot doorlatendheidsverhouding van toplaag en filterlaag (-)
 Φ_f = parameter met betrekking tot laagdikteverhouding van toplaag en filterlaag (-)

Formule (6) geeft de invloed van de belangrijkste parameters op de stabiliteit weer, terwijl de minder belangrijke invloeden zijn ondergebracht in de faktor f . Het kan gezien worden als een benadering van de globale tendensen volgens het analytische model.

Het type konstruktie wordt weergegeven door de term $(k'D)/(kb)$, die vergelijkbaar is met de dimensieloze leklengte Λ/D :

$$(k'D)/(kb) = (\Lambda/D)^{-2} \quad (8)$$

met:

$(k'D)/(kb) = 0.01$ als dichte toplaag op grofkorrelige en dikke filterlaag
(ondergrens)

$(k'D)/(kb) = 10$ als open toplaag op fijne en dunne filterlaag (boven-
grens).

In figuur 4 is formule (6) voor $f = 10$ en $(k'D)/(kb) = 0.1$ en 1 tezamen met metingen getekend.

3.2 Onderverdeling in konstruktie-typen

Reeds in voorgaande rapportages van het black-box model is een onderverdeling in konstruktietypen voorgesteld, zoals:

- 1) open toplaag op fijn filter
- 2) open toplaag op grof filter
- 3) dichte toplaag op fijn filter
- 4) dichte toplaag op grof filter

Ook zijn hier konkrete kriteria voor gegeven (zie bijvoorbeeld [1]). Thans is echter duidelijk dat vooral gelet moet worden op de parameter $(k'D)/(kb)$, hetgeen een onderverdeling mogelijk maakt die optimaal aansluit op het analytisch model. Dit is noodzakelijk om te voldoen aan de eis die gesteld wordt ten aanzien van de veiligheidstoetsing. In hoofdstuk 1 is hierover gesteld: als de globale toetsing met het black-box model positief (of negatief) uitvalt, dan moet dit ook zo zijn bij een gedetailleerde toetsing met het analytische model.

Gezien het bovenstaande is het zinvol de onderverdeling opnieuw te bezien.

In de parameter $(k'D)/(kb)$ komen de eigenschappen van de toplaag en het filter naar voren, hetgeen opgesplitst kan worden in de doorlatenheidsverhouding k'/k en de laagdikte verhouding b/D . Voor de onderverdeling in konstruktie-typen is het eerst nodig de range van deze verhoudingen te schatten, hetgeen onderstaand wordt gedaan.

Het filter bestaat doorgaans òf uit een enkele laag, òf uit een uitvullaag op mijnsteen. De dikte van de enkele laag is meestal orde 0.2 à 0.4 m, en kan in uitzonderingsgevallen een dikte van meer dan een meter hebben. Ook in

het laatste geval kan er voor de stabiliteit gerekend worden met een laagdikte van orde 0.5 m, omdat het dieper gelegen filter nauwelijks zal bijdragen aan de grondwaterstroming die leidt tot instabiliteit (zie [1]).

Als er sprake is van een uitvullaag op mijnsteen is de doorlatenheid van de mijnsteen meestal zo klein ten opzichte van de uitvullaag, dat deze nauwelijks bijdraagt aan de voor de toplaagstabiliteit van belang zijnde grondwaterstroming. De mijnsteen is dan bij benadering niet van belang en blijft de dikte (en doorlatendheid) van de uitvullaag over. De dikte varieert globaal tussen 0.05 m en 0.2 m.

Hieruit kan gekonkludeerd worden dat de effectieve filterlaagdikte varieert tussen 0.05 m en 0.5 m. Met een variatie van de toplaagdikte tussen 0.15 en 0.4 m levert dit de range van b/D op:

$$0.1 < b/D < 3.$$

De wens om konstruktietypen te onderscheiden leidt met deze range voor de parameter b/D tot het volgende:

- konstruktie met een relatief dunne filterlaag: $b/D < 0.5$
- konstruktie met een relatief dikke filterlaag: $b/D > 0.5$

Hierbij is de range gesplitst in twee delen die elk een faktor 5 à 6 in de waarde van b/D overbruggen.

De doorlatenheidsverhouding k'/k is voornamelijk afhankelijk van het relatieve open oppervlak van de toplaag en de korrelgrootte van het filter. Daarnaast zijn natuurlijk ook de mate van verspreiding van het open oppervlak (weinig grote gaten versus veel kleine) en de porositeit van het filter etc. van belang, maar deze hebben een kleinere invloed en kunnen bij deze globale beschouwing achterwege blijven.

De grootte van het open oppervlak, Ω , en de korrelgrootte van het filter, D_{f15} , variëren tussen de volgende waarden:

$$0.5 < \Omega < 25\%$$

$$2 < D_{f15} < 30 \text{ mm}$$

Ten einde een goede onderverdeling in konstruktie-typen te kunnen maken zijn in figuur 1 voor $b/D = 0.3$ (dun filter) en voor $b/D = 1$ (dik filter) waarden van $(k'D)/(kb)$ berekend voor een groot aantal combinaties van Ω en D_{f15} .

Voor de berekeningen is aangenomen dat het open oppervlak bestaat uit spleten tussen de blokken (geen gaten).

In figuur 1 is te zien dat een kleine D_{f15} in combinatie met een grote Ω bij een dun filter de grootste waarden van $(k'D)/(kb)$ opleveren (meest stabiele konstruktie). Daarentegen levert een combinatie van grote D_{f15} , kleine Ω en een dik filter juist een zeer kleine waarde van $(k'D)/(kb)$ op (weinig stabiele konstruktie).

Aanbevolen wordt onderscheid te maken tussen gunstige konstrukties ($(k'D)/(kb)$ groter dan 0.5 à 1), de ongunstige konstrukties ($(k'D)/(kb)$ kleiner dan 0.05 à 0.1) en de overige konstrukties. Met figuur 1 kan het volgende gekonkludeerd worden, mits het open oppervlak bestaat uit spleten:

- a) Gunstige konstrukties (type a, $(k'D)/(kb) \geq 0.5$ à 1):
als: $b/D < 0.5$ (dunne filterlaag) èn
 $D_{f15} < 10$ mm (fijn filtermateriaal) èn
 $\Omega > 3\%$ (open toplaag, zonder spleetvulling)
- b) Normale konstrukties (type b, $0.1 \leq (k'D)/(kb) \leq 1$):
als niet voldaan is aan voorwaarden voor type a en c.
- c) Ongunstige konstrukties (type c, $(k'D)/(kb) \leq 0.05$ à 0.1):
als: $b/D > 0.5$ (dikke filterlaag) èn
 $D_{f15} > 3$ à 5 mm (grof filtermateriaal) èn
 $\Omega < 2\%$ (dichte toplaag)

Deze onderverdeling is ook in figuur 1 aangegeven. Hierin valt op dat de grootte van $(k'D)/(kb)$ niet altijd helemaal overeenkomt met de doelstelling. Een verbetering op dit gebied zou echter leiden tot een veel gekompliceerdere set voorwaarden, en dat is in strijd met de eis dat het black-box model eenvoudig hanteerbaar moet zijn.

Voor konstruktie-type c is aangegeven dat de korrelgrootte groter dan 3 à 5 mm moet zijn. Hierbij moet in gedachten gehouden worden dat het uiteindelijk gaat om de gezamenlijke invloed van de doorlatenheid van het filter, die van de toplaag èn de laagdikte verhouding (relevante parameter: $(k'D)/(kb)$). Als de laagdikte verhouding zeer groot is ($b/D \gg 1$), dan is er al sprake van type c als $D_{f15} > 3$ mm. Dit geldt ook voor een zeer dichte toplaag ($\Omega \ll 1\%$).

Als echter de laagdikteverhouding en het open oppervlak beide in de buurt zitten van de gegeven grens ($0.5 < b/D < 1.5$ en $1 < \Omega < 2\%$), dan moet $D_{f15} > 5$ mm zijn om tot type c te horen.

Een ingewassen toplaag van bijvoorbeeld basalt(on) wordt bij deze indeling nooit ingedeeld bij type a. Weliswaar geeft de inwassing een belangrijke vergroting van de sterkte, maar doordat de doorlatendheid sterk afneemt is de stabiliteit toch niet zeer groot te noemen. Mede omdat op elke dijk enkele (of vele) nauwelijks ingewassen zuilen voorkomen waar de schade zal aanvangen.

Ten aanzien van toplagen met gaten kan niet voorbij gegaan worden aan het feit dat gaten, vooral grote, veel minder effectief zijn dan spleten. Dit komt doordat de lagere aanstroomweerstand bij een grotere spreiding van het open oppervlak de toplaagdoorlatendheid groter doet zijn (zie [20]). Ter illustratie zijn in onderstaande tabel de doorlatendheden van enkele toplagen gegeven.

Algemeen: korrelgrootte filter: $D_{f15} = 5 \text{ mm}$
porositeit filter: $n = 0.4$
blokdikte: $D = 0.2 \text{ m}$
Open oppervlak: $\Omega = 12 \%$
geen gat- of spleetvulling

Toplaag 1: kleine blokken met alleen spleten:

spleetbreedte: $s = 6 \text{ mm}$
blokgrootte: $B = L = 0.1 \text{ m} \Rightarrow k' = 77 \text{ mm/s}$

Toplaag 2: grote blokken met alleen spleten:

spleetbreedte: $s = 35 \text{ mm}$
blokgrootte: $B = L = 0.6 \text{ m} \Rightarrow k' = 36 \text{ mm/s}$

Toplaag 3: blokken met gaten op 21 cm uit elkaar:

(verwaarloosbare spleten):
gatoppervlak: $A_g = 50 \text{ cm}^2 \Rightarrow k' = 23 \text{ mm/s}$

Toplaag 4: blokken met gaten op 60 cm uit elkaar:

(verwaarloosbare spleten):
gatoppervlak: $A_g = 400 \text{ cm}^2 \Rightarrow k' = 14 \text{ mm/s}$

Tabel Vergelijking van doorlatendheid van toplagen met gelijke open oppervlak, maar verschillende mate van spreiding ervan.

A_g = gatoppervlak (m^2)
 B = blokbreedte (loodrecht op dijkas) (m)
 L = bloklengte (evenwijdig aan dijkas) (m)
h.o.h. = hart op hart afstand

Uit dit voorbeeld blijkt dat een zeer grote verspreiding van het open oppervlak (toplaag 1) een ruim 5 maal grotere doorlatendheid geeft dan een top-laag waarin al het open oppervlak gekoncentreerd is in enkele zeer grote gaten (toplaag 4, gaten van 20x20 cm² op h.o.h. 60 cm).

Gezien deze invloed van de verspreiding van het open oppervlak moet bij de indeling in konstruktie-typen hiermee rekening gehouden worden. Konkreet betekent dit de volgende verfijning ten opzichte van de boven gegeven kriteria:

- Gunstige konstrukties (type a, $(k'D)/(kb) \geq 0.5$ à 1):
 - als: dunne filterlaag: $b/D < 0.5$ èn
 - fijn filter: $D_{f15} < 10$ mm èn
 - open toplaag: bij spleten: $\Omega > 3\%$
 - bij gaten met h.o.h. afstand tot 0.3 m: $\Omega > 7\%$
 - bij gaten met h.o.h. afstand vanaf 0.3 m: $\Omega > 15\%$
 - èn geen gat- of spleetvulling
- Normale konstrukties (type b, $0.1 \leq (k'D)/(kb) \leq 1$):
 - als niet voldaan is aan voorwaarden voor type a en c.
- Ongunstige konstrukties (type c, $(k'D)/(kb) \leq 0.05$ à 0.1):
 - als: dikke filterlaag: $b/D > 0.5$ èn
 - grof filter: $D_{f15} > 3$ à 5 mm èn
 - dichte toplaag: bij spleten: $\Omega < 2\%$
 - bij gaten met h.o.h. afstand tot 0.3 m: $\Omega < 5\%$
 - bij gaten met h.o.h. afstand vanaf 0.3 m: $\Omega < 10\%$

De gunstige konstrukties hebben een hoge toplaagdoorlatendheid en lage filterdoorlatendheid. Bij ongunstige konstrukties is het juist omgekeerd: de doorlatendheid van het filter is hoog en die van de toplaag is laag.

Ten opzichte van de indeling volgens het oude black-box model [1] is de voorwaarde voor type a verscherpt: nu is ook een dunne filterlaag vereist. Daarnaast zijn de oude typen 2 en 3 (open toplaag op grof filter en dichte toplaag op fijn filter) samengevoegd in het nieuwe type b en is de voorwaarde voor type c, ten opzichte van het oude type 4, verscherpt: nu is ook een dikke filterlaag vereist.

Verder is het verschil in criterium ten aanzien van toplagen met spleten en gaten vergroot.

4. Analyse van de resultaten van grootschalig modelonderzoek

4.1 Regelmatige golven

De meeste grootschalige modelonderzoeken zijn uitgevoerd met regelmatige golven. Daarom wordt het black-box model primair hierop gebaseerd. In de volgende paragraaf wordt aangegeven hoe onregelmatige golven omgerekend kunnen worden tot ekwivalente regelmatige golven.

Een overzicht van alle thans beschikbare onderzoeksresultaten zijn weergegeven in tabel 1 tot en met 3. De tabellen 1 en 2 hebben betrekking op konstrukties met losse elementen, terwijl alle onderzoeksresultaten met konstrukties met onderling geschakelde elementen zijn gegeven in tabel 3 (zoals interlocking blokken en blokkenmatten).

In de tabel zijn de resultaten gerubriceerd naar konstruktie-type, hetgeen aangegeven is door middel van een kode (kolom "kon. type"):

- losse elementen: - op zand.....type 1
 - op goede klei.....type 2
 - op filter: - gunstige konstruktie....type 3a
 - normale konstruktie.....type 3b
 - ongunstige konstruktie..type 3c
- geschakelde elementen: - op zand.....type 4
 - op goede klei.....type 5
 - op filter: - gunstig.....type 6a
 - normale.....type 6b
 - ongunstig.....type 6c

Deze rubricering is gebaseerd op het analytische model, zoals gespecificeerd in paragraaf 3.2.

De volgende specificaties van de proeven zijn in de tabellen opgenomen (in dezelfde volgorde als de kolommen in tabel 1 en 3):

- 1) naam van het onderzoek, die tevens een omschrijving van het soort konstruktie inhoudt.
- 2) id : identifikatie van een groep metingen, die ook is weergegeven in de grafieken
- 3) relevante informatie omtrent een groep metingen

- 4) golven : r = regelmatige golven
o = onregelmatige golven
- 5) ξ_o : brekerparameter
- 6) $H/(\Delta D)$: grootte van dimensieloze golfhoogte bij bezwijken
- 7) b : filterlaagdikte
- 8) D : topplaatdikte
- 9 en 10) D_{f15} : korrelgrootte van het filter die door 15 gewichtspercenten wordt onderschreden
- Vaak is niet de exacte waarde bekend en is een schatting gegeven van de waarden waartussen de D_{f15} waarschijnlijk zal liggen
- 11 en 12) Ω : relatieve open oppervlak van de topplaat (onder- en bovengrens)
- 13) Δ : relatieve soortelijke massa van de stenen (vaak beton)
- 14) talud : cotanges van de taludhelling
- 15 en 16) Λ : lek lengte (onder- en bovengrens)
- 17 en 18) $(k'D)/(kb)$: konstruktie-parameter uit formule (6) (onder- en bovengrens).

In tabel 2 zijn de resultaten van het eindverifikatie-onderzoek uit 1987 opgenomen, waar veel meer informatie over beschikbaar is [15]. De tabel is daarom aangevuld met:

- de grootte van het blokkoppervlak (B = blokbreedte, L = blok lengte)
- de spleetbreedte (s)
- de grootste blokbeweging (Y)
- het aantal gaten en hun diameter
- de porositeit van het filter (n)
- de eventuele aanwezigheid van een geotextiel onder de topplaat (geo.)
- de doorlatendheid van het filter (k)
- de doorlatendheid van de topplaat (k').

In de figuren 2 tot en met 13 zijn alle resultaten in $H/\Delta D$ - ξ grafieken gegeven. De verschillende symbolen zijn in de legende met een trefwoord en een identifikatie-letter verklaard. Deze identifikatie-letter komt overeen met de letter in de tweede kolom van tabel 1 en 3.

Alle resultaten van het eindverifikatie-onderzoek uit 1987, die gegeven zijn in tabel 2, zijn in de figuren met de identifikatie "ac" aangeduid. Deze zijn tevens apart weergegeven in figuur 11 en 12.

De proefresultaten uit [18] en [19] zijn niet allemaal in de figuren verwerkt. Steeds zijn de metingen geselecteerd met de laagste verhouding tussen $H/(\Delta D)$ en $\xi_0^{-0.67}$ (laagste waarde van F, zie formule (9)). De proefresultaten zijn apart gepresenteerd in figuur 13.

In alle figuren zijn bovendien twee lijnen op basis van het analytische model getekend. Hiervoor is gebruik gemaakt van formule (6), die vereenvoudigd is tot een verband tussen $H/\Delta D$ en ξ_0 :

$$\frac{H}{\Delta D} = F \cdot \xi_0^{-0.67} \quad (9)$$

met:

$$F = f \cdot \left(\frac{k'D}{kb}\right)^{0.33} = \text{parameter die konstruktie-type karakteriseert } (-)$$

Steeds is er voor gezorgd dat de ondergrens vlak onder de onderste meetpunten ligt, waarbij echter de laagste meetpunten (ten opzichte van de lijnen) buiten beschouwing zijn gelaten. Er kan namelijk aangenomen worden dat deze door spreiding in de metingen of bijzondere invloeden buiten de normale range van de meetpunten zijn gevallen en derhalve niet de primaire tendens in de metingen weergeven.

De onderlinge ligging van de onder- en bovengrens zijn afgestemd op de range van $\left(\frac{k'D}{kb}\right)^{0.33}$ voor elk type. In de vorige paragraaf is de range voor $\frac{k'D}{kb}$ gegeven, waaruit bleek dat dit voor type a varieert van ca. 1 tot 10, voor type b van ca. 0.1 tot ca. 1 en type c van 0.01 tot ca. 0.1. Dit betekent dat de onder- en bovengrenzen een faktor 10 uit elkaar liggen. Omgerekend naar $\left(\frac{k'D}{kb}\right)^{0.33}$ levert dit een verhouding van de ondergrens tot de bovengrens op van $10^{0.33} = 2.15$. De grootte van F van de bovengrens is dus 2.15 maal zo groot die van de ondergrens.

De ondergrens in elk van de black-box figuren (figuur 2 tot en met 12) is afgestemd op de beschikbare meetpunten, terwijl de bovengrens een faktor 2.15 hoger is gekozen. In figuur 2, 4, 5 en 7 is te zien dat ook de bovengrens redelijk aansluit op de hoogste meetpunten (behalve de allerhoogste meetpunten). Bij de andere konstruktietypen zijn er te weinig metingen beschikbaar om de exakte ligging van zowel de boven- als de ondergrens uit de metingen te halen. Daarom is voor alle konstruktietypen de verhouding tussen de onder- en bovengrens gelijk gehouden.

De boven gegeven onder- en bovengrenzen zijn strikt genomen alleen van toepassing op konstrukties met een filterlaag (type 3 en 6), omdat het analytische model geen uitspraak doet over konstrukties van een toplaag op zand of goede klei. Vanwege het ontbreken van goede relaties voor laatst genoemde konstruktietypen is er toch van formule (9) gebruik gemaakt.

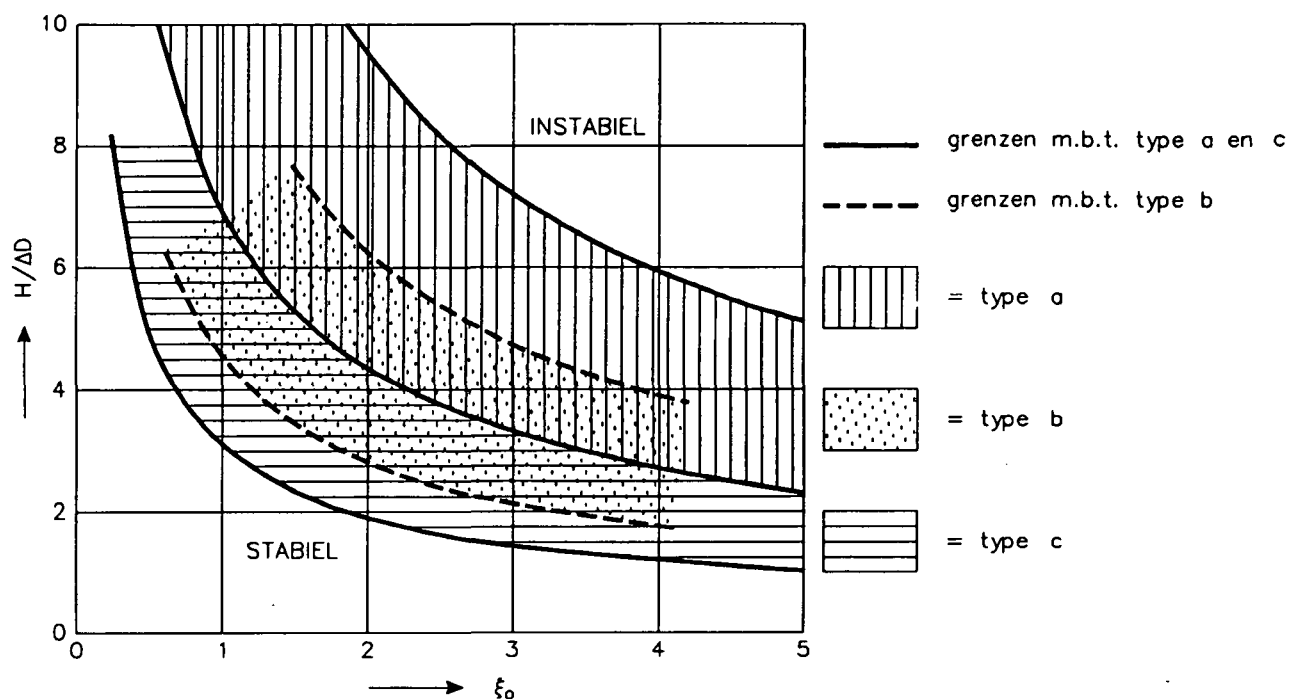
Voor alle konstrukties waar metingen van beschikbaar zijn, zijn er waarden voor F vastgesteld, waarmee de onder- en bovengrenzen voor de stabiliteit vastliggen (zie figuur 2 t/m 10). Met behulp van trendextrapolatie is een zo goed mogelijke (veilige) schatting gegeven van F voor de konstrukties waarvan geen of slechts weinig metingen beschikbaar zijn (te weten 2, 3a, 4, 5 en 6a).

De resulterende waarden van F zijn samengevat in onderstaande tabel.

konstruktie-type	ondergrens F	bovengrens F
<u>losse elementen:</u>		
1 : op zand	4.6	10.0
2 : op goede klei	6.4	14.0
3a: op filter (gunstige konstr.)	7.0	15.1
3b: op filter (normale konstr.)	4.6	10.0
3c: op filter (ongunstige konstr.)	3.2	6.9
<u>geschakelde elementen:</u>		
4 : op zand	6.4	14.0
5 : op goede klei	7.8	17.0
6a: op filter (gunstige konstr.)	7.0	15.1
6b: op filter (normale konstr.)	4.6	10.0
6c: op filter (ongunstige konstr.)	3.7	7.9

Tabel Grootte van stabiliteitsfaktor F (zie formule (9)).

Uit de grootte van F voor de konstrukties met losse elementen op een filter blijkt dat de ondergrens van type a ongeveer samenvalt met de bovengrens van type c. Type b overlapt de onderste helft van type a en de bovenste helft van type c, zoals geschetst in onderstaande figuur:



Figuur Overgangszones tussen stabiele en instabiele konstrukties met losse elementen op granulair filter

Zoals blijkt uit deze tabel hebben konstrukties op een filter met geschakelde elementen een gelijke stabiliteit als die met losse elementen, behalve bij type c waarbij de geschakelde elementen wat sterker zijn.

Verder laat de tabel zien dat geschakelde elementen op goede klei het meest stabiel zijn. Daarbij moet echter opgemerkt worden dat van deze konstruktie geen metingen beschikbaar zijn en de stabiliteit slechts geschat is op basis van de konstatering dat geschakelde elementen op zand stabielier zijn dan losse elementen op zand. Daarom mag verwacht worden dat ook geschakelde elementen op goede klei stabielier zijn dan losse elementen op goede klei.

Bovenstaande tabel kan in combinatie met formule (9) gebruikt worden om vast te stellen of een konstruktie stabiel is. Als de optredende golfhoogte zodanig is dat $H/(\Delta D)$ kleiner is dan de waarde van de ondergrens (bij gegeven waarde van ξ_0), dan is de konstruktie zeker stabiel. Is $H/(\Delta D)$ groter dan de bovengrens, dan is de konstruktie zeker instabiel. Tussen de onder- en bovengrens in is er een "grijs" gebied, waarin het onzeker is of de konstruktie stabiel is of niet. In het grijze gebied liggen ook de meeste meetpunten.

Hoewel de meetresultaten met een toplaag direkt op zand een redelijk konsistent beeld te zien geven, moet toch niet vergeten worden dat een dergelijke konstruktie ook kan bezwijken door het optreden van grondmechanische instabiliteit van het zand (ontstaan van een S-profiel in het zand). Afhankelijk van de korrelgrootte van het zand, de taludhelling en de golfsteilheid kan dit al optreden bij $H/(\Delta D) = 1.5$ à 2 . Het gegeven black-box model is uitsluitend bruikbaar als er geen grondmechanische instabiliteit kan ontstaan, doordat er bijvoorbeeld grof zand onder de toplaag ligt en de taludhelling flauw is (zie ook [22]).

Aangezien er zeer weinig metingen zijn met $H/(\Delta D) > 10$, wordt aanbevolen als uiterste bovengrens $H/(\Delta D) = 10$ aan te houden.

4.2 Onregelmatige golven

Helaas zijn er slechts weinig proefresultaten beschikbaar die verkregen zijn met onregelmatige golven. Daarom is voor het black-box model gekozen voor een opzet waarbij de optredende significante golfhoogte eerst door middel van een nog te bepalen faktor, a , wordt omgerekend naar een ekwivalente regelmatige golfhoogte, aannemende dat de de ekwivalente periode gelijk is aan de piekperiode:

- **onregelmatige golfbelasting:**

$$H_s = \text{signifikante golfhoogte} \quad (\text{m})$$

$$T_p = \text{golfperiode bij de piek van het spektrum} \quad (\text{s})$$

$$\xi_{op} = \text{brekerparameter} = \frac{\tan \alpha}{\sqrt{(H_s / (1.56 T_p^2))}}$$

- **Ekwivalente regelmatige golfbelasting:**

$$H = a \cdot H_s = \text{ekwivalente regelmatige golfhoogte} \quad (\text{m})$$

$$T = T_p = \text{ekwivalente regelmatige golfperiode} \quad (\text{s})$$

$$\xi_o = \text{ekwivalente regelmatige brekerparameter} = \frac{\tan \alpha}{\sqrt{(a \cdot H_s / (1.56 T_p^2))}}$$

De grootte van a wordt bepaald aan de hand van de verhouding van $H/(\Delta D)$ bij proeven met regelmatige golven en $H_s/(\Delta D)$ bij proeven met dezelfde konstruktie, maar met onregelmatige golven. Er moet echter rekening gehouden worden met het feit dat de faktor a ook de verhouding tussen ξ_o en ξ_{op} beïnvloedt:

$$\xi_{op} = \frac{\tan \alpha}{\sqrt{H_s / (1.56 T_p^2)}} \quad (10)$$

Met $H_s = H/a$ en $T_p = T$ volgt hieruit:

$$\xi_{op} = \frac{\tan \alpha}{\sqrt{H_s / (a \cdot 1.56 T_p^2)}} = \xi_o \cdot \sqrt{a} \quad (11)$$

Als er derhalve bij onregelmatige golfbelasting een stabiliteitsparameter F_s wordt vastgesteld, dan kan uit de verhouding van F_s en F de grootte van a berekend worden:

$$\text{regelmatige golven: } \frac{H}{\Delta D} = F \cdot \xi_o^{-0.67} \quad (9)$$

$$\text{onregelmatige golven: } \frac{H_s}{\Delta D} = F_s \cdot \xi_{op}^{-0.67} \quad (12)$$

Met $H = aH_s$ en $\xi_o = \xi_{op}/\sqrt{a}$ volgt hieruit:

$$\frac{F}{F_s} = \frac{\frac{H}{\Delta D} \xi_o^{0.67}}{\frac{H_s}{\Delta D} \xi_{op}^{0.67}} = \frac{aH_s (\xi_{op}/\sqrt{a})^{0.67}}{H_s \xi_{op}^{0.67}} = a^{0.67} \quad (13)$$

Dit resulteert in een formule voor a :

$$a = (F/F_s)^{1.5} \quad (14)$$

De proeven met onregelmatige golven (zie tabel 1) zijn voor wat betreft konstruktietype 3b en 3c in figuur 9 en 10 weergegeven.

Een goed beeld van de grootte van F/F_s kan verkregen worden als voor elke meting de grootte van $F (= \xi_o^{0.67} H / (\Delta D))$ of F_s worden bepaald en vervolgens per serie metingen, die betrekking hebben op één konstruktie, de zo berekende waarden te middelen. De resultaten hiervan zijn gegeven in onderstaande tabel:

ID	konstruktie/proef	type	gemiddelde			
			F	F_s	F/F_s	a
u	Ingewassen Basalton op zand	1	8.15	6.30	1.29	1.5
v	Oesterdam, losse blokken op klei	2	8.64	5.70	1.52	1.9
j	Armorflex zonder kabels of inwas.	3b	10.22	7.81	1.31	1.5
p	Gidsonderz. met dichte toplaag	3c	5.06	4.20	1.20	1.3
r	Oesterdam, dichte blokken	3c	3.87	4.28	0.90	0.9
gemiddelde:					1.24	1.4

Tabel Gemeten waarden van de stabiliteitsfactoren F en F_s

Uit de tabel blijkt dat de verhouding van F/F_s van proef tot proef sterk wisselt. Opmerkelijk zijn de uitschieters van de Oesterdamproeven, zowel naar boven (blokken op klei) als naar beneden (blokken op filter). Al deze proeven zijn uitgevoerd met een berm op of iets boven SWL. Wellicht wijkt daardoor de verhouding F/F_s bij deze proeven af.

Hoewel het geringe aantal metingen en de grote spreiding harde konklusies in de weg staan, wordt voorlopig gekonkludeerd dat $F/F_s = 1.25$ een redelijke schatting is. Met formule (14) volgt hieruit een waarde van a:

$$\underline{a \approx 1.4}$$

Dit betekent dat de stabiliteit van een konstruktie onder onregelmatige golfaanval bepaald kan worden met een ekwivalente regelmatige golfaanval als het volgende wordt aangehouden:

$$H = 1.4 \cdot H_s$$

$$T = T_p$$

In figuur 14 en 15 zijn de meetresultaten met onregelmatige golven van konstruktietype 3b en 3c volgens deze formules omgerekend en zijn die punten vergeleken met de meetresultaten met regelmatige golven. De punten blijken goed op elkaar aan te sluiten.

Alleen de punten uit meetserie n (Vilvoordse steen) blijken wat te laag te liggen. Tijdens dat onderzoek was echter al gekonstateerd dat de individuele stenen elkaar onvoldoende konden ondersteunen vanwege hun ronde vorm. Daardoor is een lage stabiliteit wel te verwachten. Op grond van de vorm van de stenen zou deze konstruktie wellicht tot type 3c gerekend moeten worden.

5. Vergelijking tussen black-box model en analytisch model

Het black-box model uit het vorige hoofdstuk geeft de dimensieloze golfhoogte bij bezwijken, $H/\Delta D$, bij een zekere waarde van de brekerparameter ξ_0 . De kenmerken van de konstruktie zijn opgenomen in de koëfficiënt F:

$$\frac{H}{\Delta D} = F \cdot \xi_0^{-0.67} \quad (9)$$

Het vereenvoudigde analytische model geeft ook een relatie tussen $H/\Delta D$ en ξ_0 , maar geeft een gekompliceerdere karakterisering van de konstruktie:

$$\begin{aligned} \frac{H}{\Delta D} &= 4.0 \cdot \left(\frac{k'D}{kb}\right)^{0.33} \cdot \cos\alpha \cdot (\tan\alpha)^{-0.17} \cdot \Gamma^{1.67} \cdot \Delta^{0.67} \cdot \xi_0^{-0.67} \\ &= F_a \cdot \xi_0^{-0.67} \end{aligned} \quad (5)$$

Dit is slechts toepasbaar voor konstrukties met losse blokken op een filter. De vergelijking tussen het analytische model en het black-box model blijft daarom beperkt tot konstruktietype 3.

Onderstaand wordt de waarde van F (black-box model) vergeleken met de waarde van F_a (analytisch model). Voor een vergelijking van respectievelijk de onder- en bovengrens van F en F_a wordt gebruik gemaakt van:

- Bovengrens van F_a : $\tan\alpha = 1/6$
 $\Delta = 1.5$
 $\Gamma = 1.4$
- Ondergrens van F_a : $\tan\alpha = 1/3$
 $\Delta = 1.2$
 $\Gamma = 1.1$

Deze waarden geven een extreme, doch reële, waarde van F_a . In onderstaande tabel is het resultaat gepresenteerd.

konstruktietype		analytisch model		black-box model
		$\frac{k'D}{kb}$	F_a	F
boven- grens	gunstige konstr. (3a)	10	26.5	15.1
	normale konstr. (3b)	1	12.3	10.0
	ongunstige konstr. (3c)	0.1	5.7	6.9
onder- grens	gunstige konstr. (3a)	1	6.1	7.0
	normale konstr. (3b)	0.1	2.8	4.6
	ongunstige konstr. (3c)	0.01	1.3	3.2

Tabel Vergelijking tussen analytisch model en black-box model

In deze tabel valt allereerst op dat de bovengrens van F_a bij type 3a veel hoger ligt dan F. Bij dit type constructies is de lek lengte echter zo klein, dat het analytisch model niet toepasbaar meer is. Doordat de golfklap niet is gemodelleerd, wordt de stabiliteit overschat, hetgeen ook blijkt uit de vergelijking met het black-box model.

De ondergrens van F_a is konsekwent lager dan die van F. Bij type 3c is het verschil tussen de ondergrens van F en F_a zelfs zeer groot is. Dit is voor een deel verklaarbaar met het feit dat de constructie, die hoort bij de berekende F_a , nog ongunstiger is dan de meest ongunstige constructie uit het black-box bestand. Daarnaast blijft er een groot verschil (ca. faktor 1.5) dat toegeschreven moet worden aan het feit dat het analytisch model bij regelmatige golven een konservatief resultaat geeft.

REFERENTIES

1. BEZUIJEN, A., A.M. Burger en M. Klein Breteler
Taludbekleding van gezette steen
Samenvatting van onderzoeksresultaten 1980 - 1988
Waterloopkundig Laboratorium, Grondmechanica Delft, M1795/H195, deel XXIV
Dienst Weg- en Waterbouwkunde van RWS, Delft, ISBN 90-9003232-0

2. KLEIN BRETELER, M. (1986)
Taludbekleding van gezette steen
Te stellen eisen aan een schaalmodel van een steenzetting
Waterloopkundig Laboratorium, notitie N 168, M1881/H195.04, sept. '86
Zie sectie 8

3. KLEIN BRETELER, M. (1991)
Taludbekleding van gezette steen
Stabiliteit toplaag zonder inklemming of interlocking
Waterloopkundig Laboratorium
Zie sectie 2

4. KLEIN BRETELER, M. (1991)
Taludbekleding van gezette steen
Vereenvoudiging van het analytische model
Waterloopkundig Laboratorium
Zie sectie 5

5. BURGER, A.M. (1983)
Taludbekleding van gezette steen, fase 2
Grootschalig gidsonderzoek
Verslag M1795/M1881, deel IX, dec. 1983
Waterloopkundig Laboratorium, Grondmechanica Delft

6. LINDENBERG, J. (1983a)
Stabiliteit van Armoflex-steenzettingen onder golfaanval
Waterloopkundig Laboratorium en Laboratorium voor Grondmechanica, verslag
modelonderzoek M1910, jan. 1983

REFERENTIES (vervolg)

7. WEIDE, J. V.D. EN VISSER, P. (1983)
Basalton, stabiliteit onder golfaanval
Waterloopkundig Laboratorium en Laboratorium voor Grondmechanica
Verslag modelonderzoek M1900, febr. 1983
8. GROOTSCHALIG ONDERZOEK TBV DE OESTERDAM
Verslag modelonderzoek, M1795/M1881, deel VI, juli 1982
Waterloopkundig Laboratorium, Grondmechanica Delft
9. BOER, K. den (1982)
Taludbekleding van gezette steen, fase 0
Hydraulische aspecten
Verslag literatuurstudie, M1795, deel II, juli 1982
Waterloopkundig Laboratorium, Grondmechanica Delft
10. BURGER, A.M. (1985)
Sterkte Oosterscheldedijken onder Geconcentreerde Golfaanval.,
Waterloopkundig Laboratorium, project M2036, maart 1985
11. MEER, J.W. van der, en A. Bezuijen (1983)
Taludbekleding van gezette steen, fase 4
Grootschalig modelonderzoek naar een steenzetting op zand
Verslag modelonderzoek, M1795/M1881, deel XII, dec. 1983
Waterloopkundig Laboratorium, Grondmechanica Delft
12. LINDENBERG, J. (1988)
Verweking van zand onder een steenzetting talud 1:3 onder invloed van
golfbelasting
Verslag modelonderzoek
Onderdeel van deel XXII:
Grondmechanische stabiliteit in de golfzone, M1795/M1881 deel XXII C,
1988
Waterloopkundig Laboratorium, Grondmechanica Delft
13. LARGE SCALE MODEL STUDY OF ARMORFLEX slope protection
Tekmarine inc., Sierra Madre, California, May '84

REFERENTIES (vervolg)

14. LARGE SCALE MODELLING OF ARMORFLEX slope protection system
Tekmarine inc., Sierra Madre, California, Oct. '83
15. BURGER, A.M. (1988)
Taludbekleding van gezette steen
Eindverificatie-onderzoek Deltagoot
Eerste concept meetverslag
Waterloopkundig Laboratorium, H195.25; april 1988
Wordt opgenomen in deel XXIII over taludbekleding van gezette steen
16. FUHRBOTER, A. and U. Sparboom
Full-scale investigations on the stability of concrete block revetments
Proceedings of the International Symposium on Modelling Soil-Water-
Structure interactions, SOWAS, Delft 1988
Balkema, Rotterdam, 1988
17. LARGE-SCALE MODEL STUDIES of arctic island slope protection
Tekmarine inc., Project TCN-015, April 1982
Sierra Madre, California, USA
Zie appendix 1
18. LARGE-SCALE MODEL INVESTIGATION of compound slope profiles
Tekmarine inc., Project TCN-024, May/June 1983
Sierra Madre, California, USA
Zie appendix 1
19. TWO-DIMENSIONAL MODEL STUDY of slope protection systems for the Sohio
Endicott Project
Tekmarine inc., January 1985
Sierra Madre, California, USA
Zie appendix 1
20. KLEIN BRETELER, M. (1990)
Taludbekleding van gezette steen
Doorlatendheid van toplaag en filter en berekening van lek lengte
M1795/H195, deel 18
Waterloopkundig Laboratorium/Grondmechanica Delft, jan. 1990

REFERENTIES (vervolg)

21. PILARCZYK, K.W.
Coastal protection
Balkema, Rotterdam, 1990, ISBN 90 6191 127 3

22. KLEIN BRETELER, M. (1991)
Handboek voor dimensionering van gezette dijkbekledingen
Waterloopkundig Laboratorium, concept H865, mei 1991

omschrijving/onderzoeksnaam	id	proef	kon- type	gol- ven r/o	E ₀	H/AD	b	D	D ₁₅		open opp.		Δ	talud cota	A		(k'D)/(kb)					
									min	max	min	max			min	max	min	max				
									mm	mm	%	%			m	m	m	m				
Blokken op zand [11]	t		1	r	2.10 3.30 2.70	4.20 2.70 5.60	-	.105	-	-	.3	.8	1.410	3	-	-	-	-				
Basalton op zand [12]	u	ingewassen niet ingewassen ingewassen	1	o r r	1.50 1.40 1.90	4.80 3.30 5.30	-	.200	-	-	10	20	1.300	3	-	-	-	-				
Blokken op non-woven geot. op zand (GWK, [16]) D _{b50} = 0.25 mm	x	dikke blokken	1	r	1.47 1.33 1.54	4.62 5.39 6.16	-	.200	-	-	.5	1	1.200	4	-	-	-	-				
	x	dunne blokken	1	r	1.40 2.42	4.16 6.62	-	.100	-	-	1	2	1.300	4	-	-	-	-				
	x	dikke met 1X open opp. aan gaten	1	r	1.54 2.52	4.62 3.15	-	.200	-	-	1.5	2.5	1.200	4	-	-	-	-				
Oesterdam, op klei en berm op of boven SWL [8]	v	losse blokken	2	r	1.40 1.00	6.90 5.70	-	.100	-	-	.3	.8	1.365	4	-	-	-	-				
Gidsonderzoek met brede spalten [5]	f	ingewassen	3b	r	2.40	5.70	.35	.150	20	30	15	17	1.350	3	.47	.79	.04	.11				
	g	niet ingewassen	3b	r	2.90	2.10		.150						3	.22	.38	.17	.51				
Oesterdam, blokken met gat (h.o.h. 25 cm) en berm op of boven SWL [8]	h	losse blokken	3b	o	1.20 1.10 1.10	3.60 3.30 3.20	.15	.100	14	14	6	8	1.400	4	.41	.62	.03	.06				
Niet ingewassen Basalton [7]	i		3b	o	1.40	4.90	.15	.180	20	25	10	15	1.400	3	.28	.41	.21	.44				
Armorflex zonder kabels [6]	j	niet ingewassen	3b	r	1.20	6.30	.25	.115	25	25	21	21	1.400	3	.22	.32	.15	.30				
				r	2.10	8.90																
				r	1.60	6.50																
				o	1.60	5.70																
Gobi-blokken op geotextiel McCartney+Ahrens (1975) [9]	k	1	3b	r	2.90	3.80	"=	.100	.5	2	25	35	1.300	3.5	.07	.15	.51	2.04				
				r	2.60	4.70																
				r	2.60	4.70																
				r	3.10	7.50																
				r	2.10	4.00																
				r	2.10	4.00																
				r	1.40	3.80																
m	ingewassen	3b	r	1.20	5.20		.100						3.5	.18	.73	.02	.33					
Provo-onderzoek [10]	n	Vilvoortse steen (met puin en vleilaag)	3b	o	1.40	2.20	.05	.220	10	20	17	23	1.530	3.5	.15	.29	.62	2.47				
				o	1.40	2.90																
				o	2.10	2.20																
				o	1.30	2.20																
				o	1.50	2.90	.05	.250	10	20	12	18	2.000	3.5	.18	.36	.51	2.04				
s	Haringmanblokken	3b	o	1.60 1.50	3.10 2.50	.04	.200	9	9	.3	.8	1.380	3.5	.55	.91	.05	.15					
Gidsonderzoek met dichte toplagen [5]	p	niet ingewassen	3c	r	1.30	4.40	.35	.150	20	30	1	2	1.350	3	1.26	1.90	.01	.02				
				r	2.20	3.00																
				r	3.90	1.40																
				r	4.10	1.30																
				r	4.20	1.80																
				r	3.50	2.60																
				r	3.00	3.60																
				o	1.90	2.70																
				o	1.70	2.80																
				o	1.90	2.90																
				o	2.60	4.60																
				r	3.21	2.10																
				Oesterdam, dichte blokken en berm op of boven SWL [8]	r	losse blokken	3c	o	1.10	3.80	.15	.100	14	14	.3	.8	1.365	4	1.03	1.24	.01	.01
								o	2.20	3.70												
o	1.20	3.50																				
o	1.30	3.50																				
o	1.10	3.70	.15					.150	14	14	.3	.8	1.365	4	1.03	1.24	.02	.02				
o	1.10	3.60																				
o	1.10	3.50																				
r	2.20	2.30	.15	.100	14	14	.3	.8	1.365	4	1.03	1.24	.01	.01								
r	1.10	3.60																				
Blokken op filter (GWK, [16])	y		3c	r	2.03	3.12	.20	.200	10	14	.5	1	1.300	4	.45	.91	.05	.21				

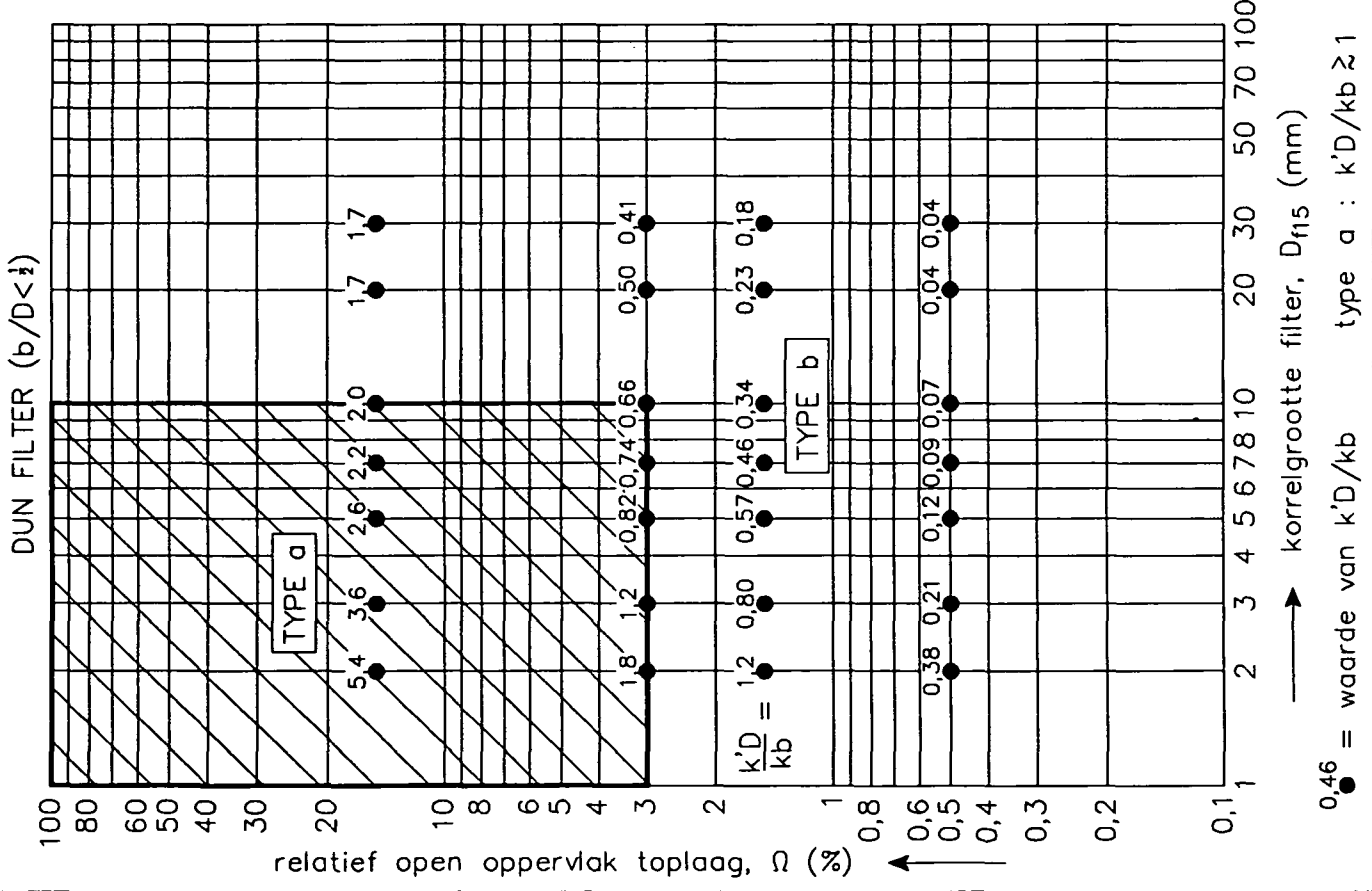
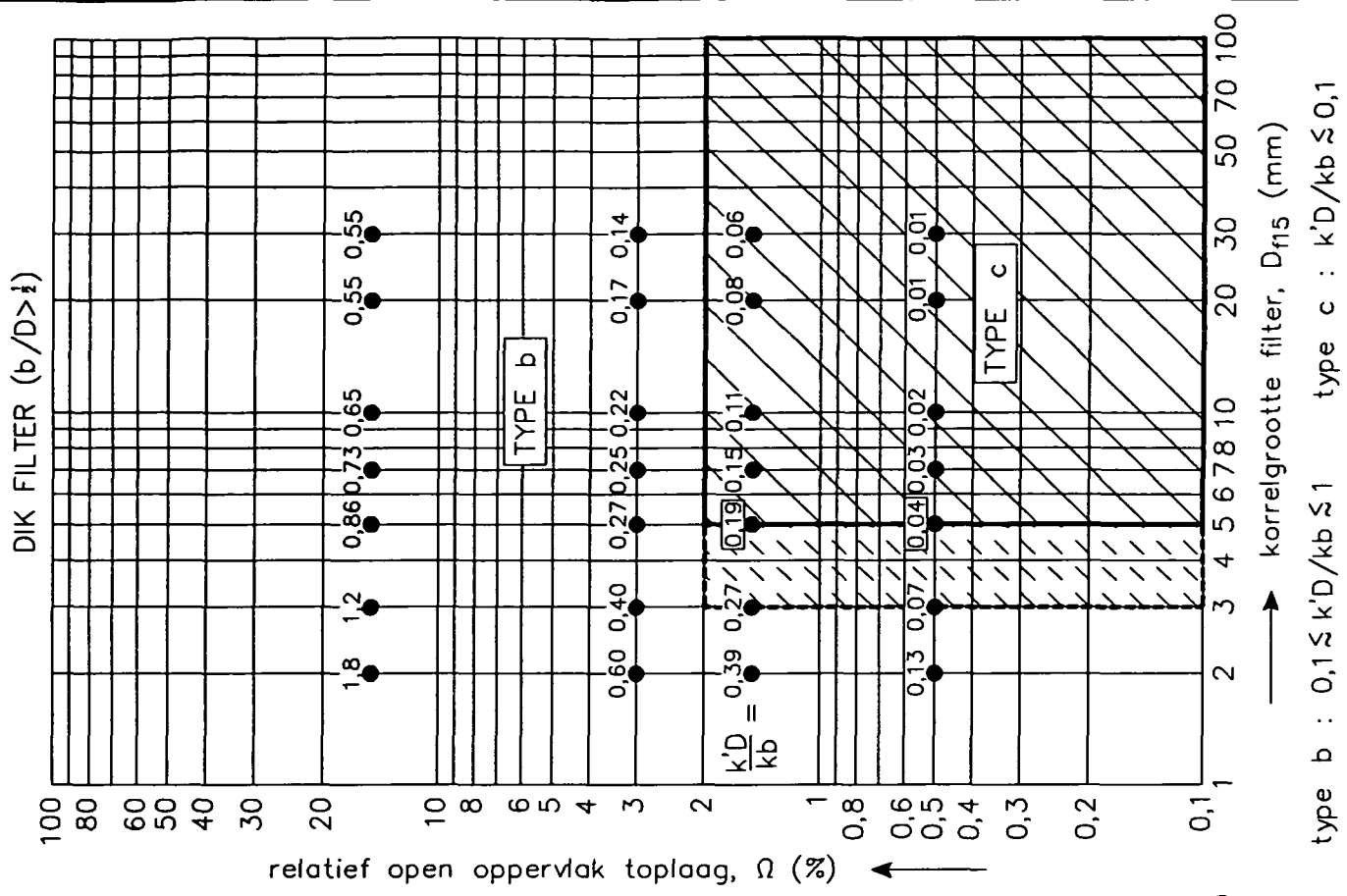
Tabel 1 Resultaten van grootschalig modelonderzoek met losse elementen

proef	kon. type	ε _o	H/ΔD	Y	Δ	D	B	L	s	gaten		Ω	b	D _{f15}	n	geo.	k	k'	Λ	k _D /k _b
										aan-tal	diam. mm									
103 oost	3c	1.56	2.89	.002	1.375	.151	.251	.301	2.7	0	0	2.0	.50	3.6	.38	-	56.1	11.6	.60	.06
104 oost	3c	2.13	2.12	.001	1.375	.151	.251	.301	2.7	0	0	2.0	.50	3.6	.38	-	56.1	11.6	.60	.06
120 oost	3c	3.89	2.70	.002	1.375	.151	.251	.301	2.7	0	0	2.0	.50	3.6	.38	-	56.1	11.6	.60	.06
121 oost	3c	1.84	3.37	.002	1.375	.151	.251	.301	2.7	0	0	2.0	.50	3.6	.38	-	56.1	11.6	.60	.06
225 west	3c	1.61	3.01	.020	1.354	.147	.250	.301	2.7	0	0	2.0	.50	9.2	.34	+	107.0	11.4	.83	.03
230 west	3c	1.60	3.47	.007	1.354	.147	.250	.301	2.7	0	0	2.0	.50	9.2	.34	+	107.0	11.4	.83	.03
242 west	3c	1.05	3.47	.002	1.354	.147	.250	.301	2.7	0	0	2.0	.50	9.2	.34	+	107.0	11.4	.83	.03
260 west	3c	2.10	1.83	.017	1.200	.150	.251	.299	2.7	0	0	2.0	.50	9.2	.34	-	107.0	13.6	.77	.04
263 west	3c	2.12	2.33	.014	1.200	.150	.251	.299	2.7	0	0	2.0	.50	9.2	.34	-	107.0	13.6	.77	.04
225 oost	3c	1.61	2.89	.016	1.383	.150	.500	.500	2	0	0	.8	.50	3.6	.38	+	56.1	4.2	1.00	.02
226 oost	3c	1.12	4.53	.022	1.383	.150	.500	.500	2	0	0	.8	.50	3.6	.38	+	56.1	4.2	1.00	.02
229 oost	3c	2.10	2.31	.016	1.383	.150	.500	.500	2	0	0	.8	.50	3.6	.38	+	56.1	4.2	1.00	.02
230 oost	3c	1.60	3.33	.015	1.383	.150	.500	.500	2	0	0	.8	.50	3.6	.38	+	56.1	4.2	1.00	.02
242 oost	3c	1.05	3.33	.008	1.383	.150	.500	.500	2	0	0	.8	.50	3.6	.38	+	56.1	4.2	1.00	.02
260 oost	3c	2.10	1.59	.004	1.383	.150	.500	.500	2	0	0	.8	.50	3.6	.38	-	56.1	4.9	.93	.03
262 oost	3c	1.08	3.76	.002	1.383	.150	.500	.500	2	0	0	.8	.50	3.6	.38	-	56.1	4.9	.93	.03
263 oost	3c	2.12	2.02	.001	1.383	.150	.500	.500	2	0	0	.8	.50	3.6	.38	-	56.1	4.9	.93	.03
302 west	3c	3.11	1.44	.002	1.388	.150	.500	.500	1	6	51	5.3	.50	8.5	.34	-	100.9	11.5	.81	.03
303 west	3c	2.60	1.68	.003	1.388	.150	.500	.500	1	6	51	5.3	.50	8.5	.34	-	100.9	11.5	.81	.03
306 west	3c	1.61	2.88	.003	1.388	.150	.500	.500	1	6	51	5.3	.50	8.5	.34	-	100.9	11.5	.81	.03
315 west	3c	2.64	2.31	.001	1.388	.150	.500	.500	1	6	51	5.3	.50	8.5	.34	-	100.9	11.5	.81	.03
301 oost	3c	4.00	1.27	.004	1.391	.153	.500	.500	1	1	125	5.3	.50	8.5	.34	-	100.9	7.9	.99	.02
302 oost	3c	3.11	1.41	.002	1.391	.153	.500	.500	1	1	125	5.3	.50	8.5	.34	-	100.9	7.9	.99	.02
305 oost	3c	1.86	2.40	.002	1.391	.153	.500	.500	1	1	125	5.3	.50	8.5	.34	-	100.9	7.9	.99	.02
306 oost	3c	1.61	2.82	.001	1.391	.153	.500	.500	1	1	125	5.3	.50	8.5	.34	-	100.9	7.9	.99	.02
311 oost	3c	2.09	2.68	.002	1.391	.153	.500	.500	1	1	125	5.3	.50	8.5	.34	-	100.9	7.9	.99	.02
315 oost	3c	2.64	2.26	.002	1.391	.153	.500	.500	1	1	125	5.3	.50	8.5	.34	-	100.9	7.9	.99	.02
317 oost	3c	2.71	2.77	.002	1.391	.153	.500	.500	1	1	125	5.3	.50	8.5	.34	-	100.9	7.9	.99	.02
407 oost	3c	3.11	1.44	.001	1.358	.153	.500	.500	1	1	170	9.5	.50	8.5	.34	-	100.9	12.4	.79	.04
410 oost	3c	2.09	2.07	.001	1.358	.153	.500	.500	1	1	170	9.5	.50	8.5	.34	-	100.9	12.4	.79	.04
411 oost	3c	2.56	1.73	.001	1.358	.153	.500	.500	1	1	170	9.5	.50	8.5	.34	-	100.9	12.4	.79	.04
412 oost	3c	1.86	2.45	.002	1.358	.153	.500	.500	1	1	170	9.5	.50	8.5	.34	-	100.9	12.4	.79	.04
413 oost	3c	1.61	2.89	.002	1.358	.153	.500	.500	1	1	170	9.5	.50	8.5	.34	-	100.9	12.4	.79	.04
414 oost	3c	1.35	3.56	.002	1.358	.153	.500	.500	1	1	170	9.5	.50	8.5	.34	-	100.9	12.4	.79	.04
617 west	3c	2.13	1.56	.023	1.376	.299	.499	.500	3.8	0	0	1.5	.35	17.3	.34	-	161.9	14.1	1.10	.07
619 west	3c	1.57	3.81	.005	1.376	.299	.499	.500	3.8	0	0	1.5	.35	17.3	.34	-	161.9	14.1	1.10	.07
620 west	3c	3.53	3.38	.013	1.376	.299	.499	.500	3.8	0	0	1.5	.35	17.3	.34	-	161.9	14.1	1.10	.07
621 west	3c	2.99	1.87	.029	1.376	.299	.499	.500	3.8	0	0	1.5	.35	17.3	.34	-	161.9	14.1	1.10	.07
622 west	3c	3.47	1.43	.008	1.376	.299	.499	.500	3.8	0	0	1.5	.35	17.3	.34	-	161.9	14.1	1.10	.07
623 west	3c	2.04	2.14	.040	1.376	.299	.499	.500	3.8	0	0	1.5	.35	17.3	.34	-	161.9	14.1	1.10	.07
625 west	3c	1.49	2.72	.008	1.376	.299	.499	.500	3.8	0	0	1.5	.35	17.3	.34	-	161.9	14.1	1.10	.07
141 west	3b	3.12	2.41	.011	1.354	.147	.250	.301	2.7	0	0	2.0	.25	3.6	.38	-	56.1	11.5	.42	.12
152 west	3b	1.94	5.98	.002	1.354	.147	.250	.301	2.7	0	0	2.0	.25	3.6	.38	-	56.1	11.5	.42	.12
153 west	3b	1.92	6.13	.008	1.354	.147	.250	.301	2.7	0	0	2.0	.25	3.6	.38	-	56.1	11.5	.42	.12
130 oost	3b	3.03	1.98	.001	1.348	.150	.252	.301	2.7	2	40	5.3	.50	3.6	.38	-	56.1	14.5	.54	.08
137 oost	3b	2.02	3.51	.005	1.348	.150	.252	.301	2.7	2	40	5.3	.50	3.6	.38	-	56.1	14.5	.54	.08
143 oost	3b	1.56	4.55	.007	1.348	.150	.252	.301	2.7	2	40	5.3	.50	3.6	.38	-	56.1	14.5	.54	.08
413 west	3b	1.61	2.89	.001	1.357	.153	.499	.499	1	6	70	9.7	.50	8.5	.34	-	100.9	19.0	.64	.06
418 west	3b	2.94	2.41	.002	1.357	.153	.499	.499	1	6	70	9.7	.50	8.5	.34	-	100.9	19.0	.64	.06
419 west	3b	1.82	3.08	.001	1.357	.153	.499	.499	1	6	70	9.7	.50	8.5	.34	-	100.9	19.0	.64	.06
420 west	3b	1.82	3.08	.001	1.357	.153	.499	.499	1	6	70	9.7	.50	8.5	.34	-	100.9	19.0	.64	.06
421 west	3b	1.57	3.66	.001	1.357	.153	.499	.499	1	6	70	9.7	.50	8.5	.34	-	100.9	19.0	.64	.06
427 west	3b	2.57	3.03	.001	1.357	.153	.499	.499	1	6	70	9.7	.50	8.5	.34	-	100.9	19.0	.64	.06
518 west	3b	1.53	3.84	.001	1.388	.150	.500	.501	1	6	91	16.0	.50	8.5	.34	-	100.9	29.6	.51	.09
526 west	3b	2.70	2.74	.002	1.388	.150	.500	.501	1	6	91	16.0	.50	8.5	.34	-	100.9	29.6	.51	.09
530 west	3b	2.03	3.75	.001	1.388	.150	.500	.501	1	6	91	16.0	.50	8.5	.34	-	100.9	29.6	.51	.09
531 west	3b	1.85	3.89	.002	1.388	.150	.500	.501	1	6	91	16.0	.50	8.5	.34	-	100.9	29.6	.51	.09
510 oost	3b	2.61	2.30	.001	1.391	.153	.500	.500	1	1	225	16.3	.50	8.5	.34	-	100.9	20.2	.62	.06
511 oost	3b	2.08	2.73	.001	1.391	.153	.500	.500	1	1	225	16.3	.50	8.5	.34	-	100.9	20.2	.62	.06
516 oost	3b	1.35	3.48	.001	1.391	.153	.500	.500	1	1	225	16.3	.50	8.5	.34	-	100.9	20.2	.62	.06

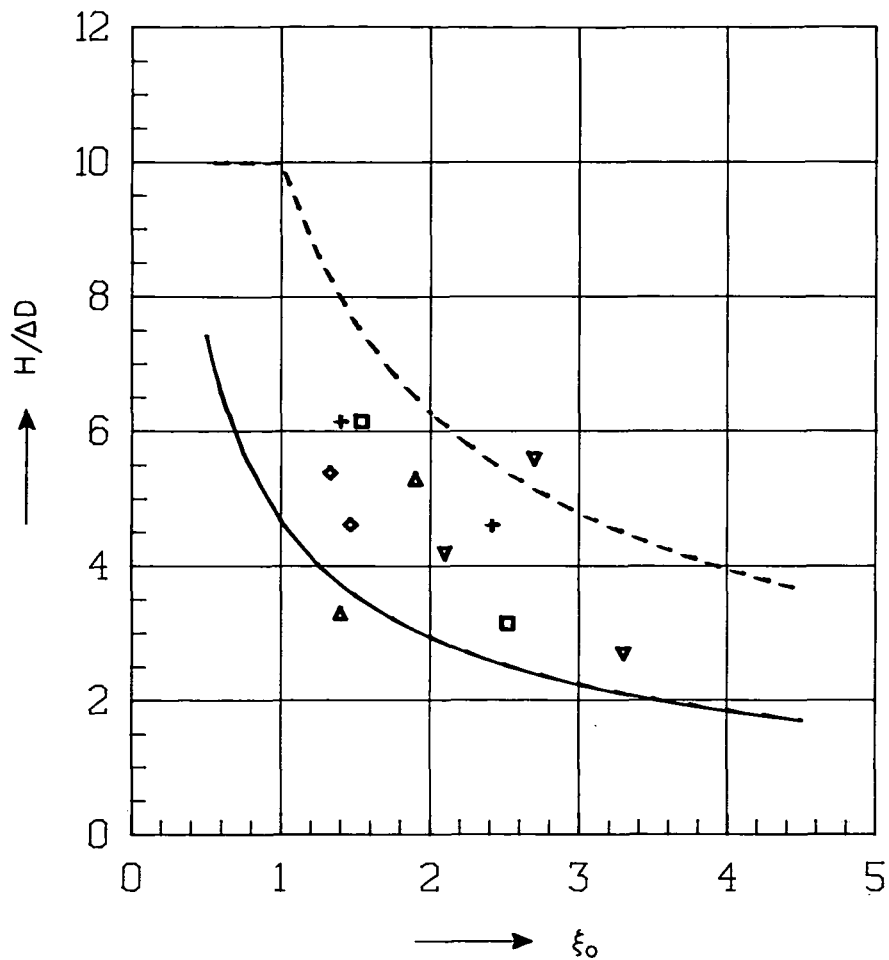
Tabel 2 Resultaten van grootschalig modelonderzoek in Deltagoot uit 1987 [15] met losse blokken (zie figuur 11 en 12)

omschrijving/onderzoeksnaam	id	proef	kon. type	golven r/o	E_o -	H/ Δ D -	b m	D m	D_{f15}		open opp.		Δ -	talud cota	Λ		$(k'D)/(kb)$		
									min mm	max mm	min %	max %			min m	max m	min -	max -	
Ingewassen Armorflex [14]	w	op zand $D_{b50} = 0.5$ mm	4	r	1.90	6.80	-	.100	-	-	9	11	1.300	3	-	-	-	-	
Mat op dik geo. [17]	z	op zand	4	r	1.83	10.28	-	.051	-	-	14	15	1.430	3	-	-	-	-	
Blokkenmat op granulair filter [18]	aa	smalle berm boven SWL	6b	r	1.91	3.86	.15	.076	70	80	14	15	1.450	3	.25	.35	.05	.10	
				r	1.60	5.52													
				r	2.65	3.59													
	aa	brede berm op SWL	6b	r	2.09	4.41													
				r	1.46	6.62	.15	.076	70	80	14	15	1.450	3	.25	.35	.05	.10	
				r	1.35	7.72													
	aa	brede berm onder SWL	6b	r	1.70	6.62													
				r	1.78	6.07	.15	.076	70	80	14	15	1.450	3	.25	.35	.05	.10	
				r	1.67	6.90													
Blokkenmat op geotextiel granulair filter [19] (vrij kleine schaal)	ab3	zonder berm	6b	r	1.49	4.24	.10	.057	9	11	19	20	1.280	3	.22	.32	.04	.07	
				r	1.67	5.32													
				r	1.67	3.19	.10	.095	9	11	19	20	1.280	3	.25	.35	.08	.16	
	4	smalle berm boven SWL	6b	r	2.07	2.99													
				r	1.57	3.59													
				r	1.74	3.12	.10	.057	9	11	19	20	1.280	3	.22	.32	.04	.07	
	5	smalle berm op SWL	6b	r	1.43	4.65													
				r	1.88	4.20													
				r	2.04	5.11													
	4	smalle berm onder SWL	6b	r	1.92	3.46	.10	.095	9	11	19	20	1.280	3	.25	.35	.08	.16	
				r	1.68	4.51													
				r	1.92	3.99	.10	.057	9	11	19	20	1.280	3	.28	.38	.03	.04	
	6	smalle berm onder SWL	6b	r	2.99	4.24													
				r	1.88	4.20	.10	.057	9	11	19	20	1.280	3	.22	.32	.04	.07	
				r	1.70	5.11													
	16	brede berm boven SWL	6b	r	1.50	4.20	.10	.057	9	11	19	20	1.280	3	.22	.32	.04	.07	
				r	2.31	3.99													
				r	1.30	3.16	.10	.057	9	11	19	20	1.280	3	.28	.38	.03	.04	
11	brede berm onder SWL	6b	r	2.18	3.12														
			r	1.43	4.65														
			r	2.19	4.44	.10	.057	9	11	19	20	1.280	3	.22	.28	.04	.07		
12	brede berm onder SWL	6b	r	3.08	3.99														
			r	1.49	6.65	.10	.057	9	11	19	20	1.280	3	.22	.32	.04	.07		
			r	2.51	5.98														
Armorflex met kabels op dik geotextiel [13] (1" beweging)	b		6b	r	2.90	5.00	"=	.100	2	4	10	20	1.130	3	1.58	2.21	.00	.00	
				r	2.30	6.20													
				r	2.50	6.70													
				r	2.50	6.70													
				r	2.30	6.10													
Interlock blocks CERC, 1966 (Hall) [9]	d	type A, open	6b	r	1.70	10.20	.15	.143	15	25	1	2	1.300	2	.45	.67	.06	.13	
				r	2.10	4.40	.15	.143	15	25	.1	1	1.300	2	.67	1.12	.02	.06	
				r	3.40	6.20	.15	.152	15	25	.5	1	1.300	2	1.34	2.24	.01	.02	
				r	2.50	7.40	.15	.152	15	25	.5	1	1.300	2	1.34	2.24	.01	.02	
visbek interlock [15]	a	schade	6c	r	1.60	5.10	.54	.116	8	9	1.5	2	1.349	3	.63	.95	.02	.04	

Tabel 3 Resultaten van grootschalig modelonderzoek met geschakelde elementen



ONDERVERDELING IN KONSTRUKTIETYPEN
(WAARDEN VAN $(k'D)/(kb)$)



konstruktie :

— ondergrens ($F= 4.6$) } $H/\Delta D = F \xi_0^{-0.67}$
 - - - - - bovengrens ($F=10.0$) }

- ▽ t, blokken
- △ u, basalt
- ◇ x, dikke blokken
- + x, dunne blokken
- x, dik met gaten

LOSSE ELEMENTEN OP ZAND

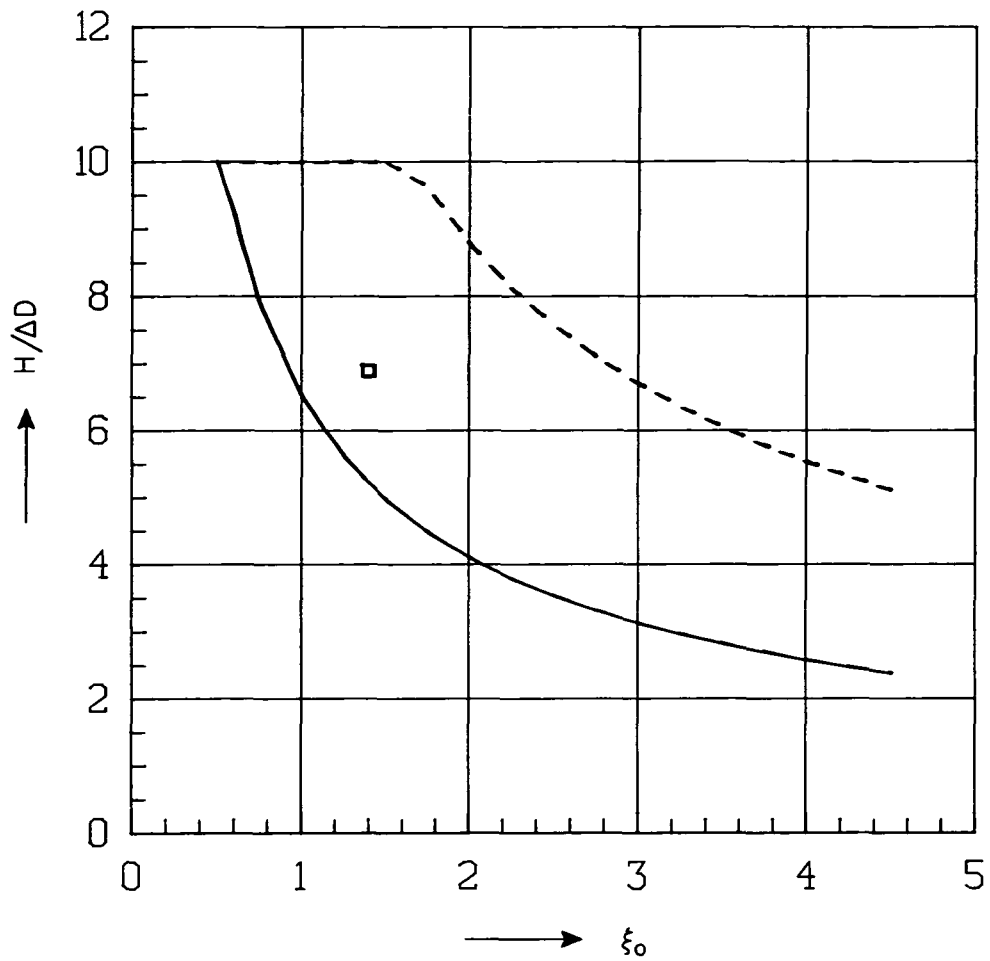
TYPE 1

REGELMATIGE GOLVEN

WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM

H 195

FIG. 2



konstruktie :

- ondergrens ($F= 6.4$)
 - - - - - bovengrens ($F=14.0$)
 - v, Oesterdam
- $$\left. \begin{array}{l} \text{— ondergrens (F= 6.4)} \\ \text{- - - - - bovengrens (F=14.0)} \end{array} \right\} H/\Delta D = F \xi_0^{-0.67}$$

LOSSE ELEMENTEN OP GOEDE KLEI

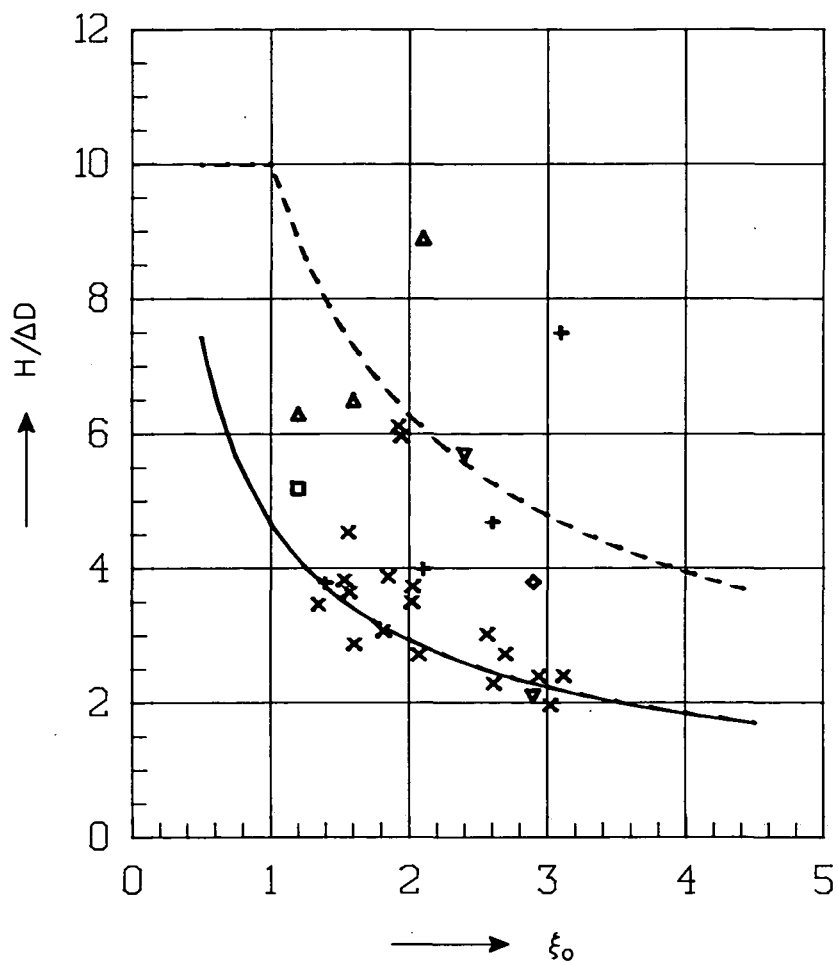
TYPE 2

REGELMATIGE GOLVEN

WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM

H 195

FIG. 3



konstruktie :

— ondergrens ($F= 4.6$) } $H/\Delta D = F \xi_0^{-0.67}$
 - - - - - bovengrens ($F=10.0$) }

- ∇ f, gidsond.
- Δ j, armorflex
- \diamond k, gobi
- $+$ l, gobi
- \square m, gobi
- \times ac, eindverifikatie

zie ook figuur 9 en 11

LOSSE ELEMENTEN OP FILTER (NORMAAL)

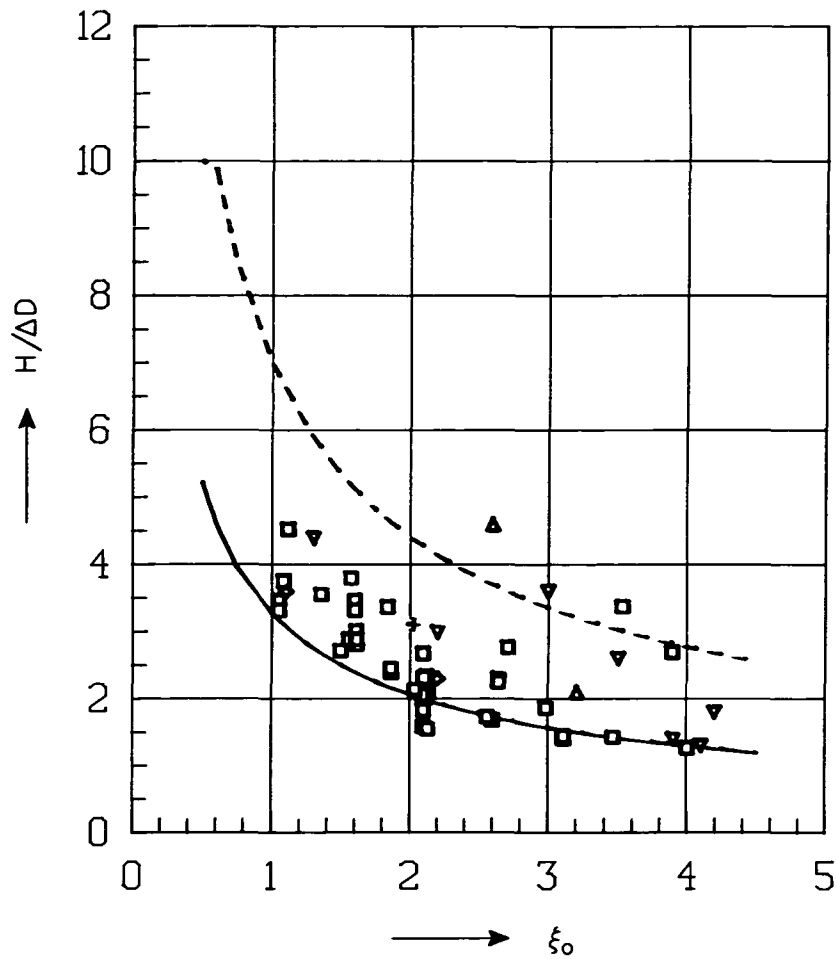
TYPE 3b

REGELMATIGE GOLVEN

WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM

H 195

FIG. 4



konstruktie :

$$\left. \begin{array}{l} \text{—} \quad \text{ondergrens (F= 3.2)} \\ \text{- - - -} \quad \text{bovengrens (F= 6.9)} \end{array} \right\} H/\Delta D = F \xi_0^{-0.67}$$

- ▽ p, gidsond.
- △ q, gidsond.
- ◇ r, Oesterdam
- + y, Grosse Wellen K.
- ac, eindverifikatie

zie ook figuur 10 en 12

LOSSE ELEMENTEN OP FILTER (ONGUNSTIG)

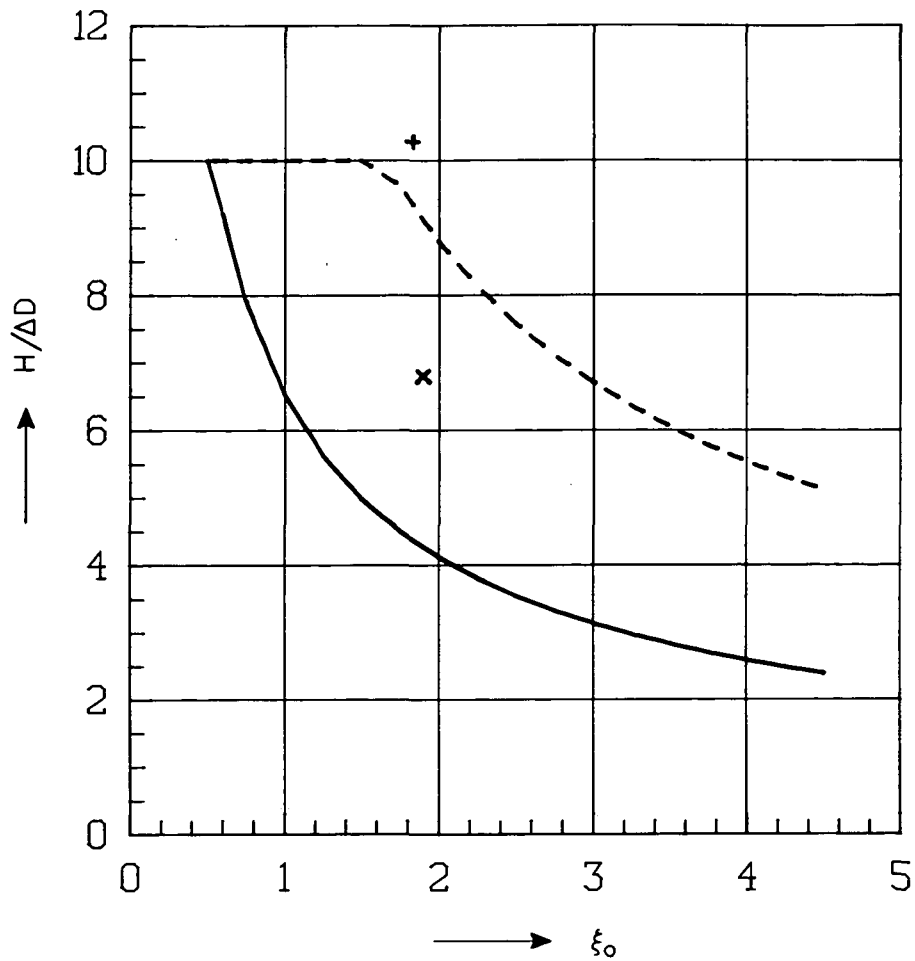
TYPE 3c

REGELMATIGE GOLVEN

WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM

H 195

FIG. 5



konstruktie :

- ondergrens (F= 6.4) } $H/\Delta D = F \xi_0^{-0.67}$
 - - - - - bovengrens (F= 14.0) }
 x w, armorflex
 + z, tekmarine (17)

GESCHAKELDE ELEMENTEN OP ZAND

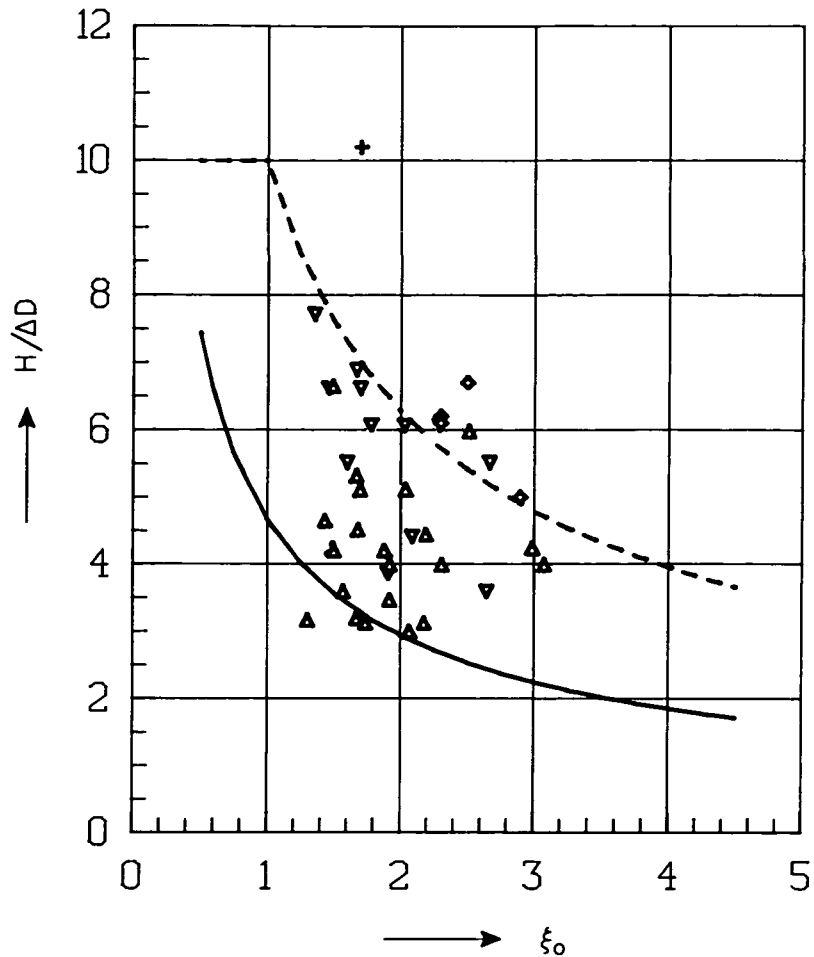
TYPE 4

REGELMATIGE GOLVEN

WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM

H 195

FIG. 6



konstruktie :

- ondergrens ($F= 4.6$)
 - - - - - bovengrens ($F=10.0$)
 - ∇ aa, tekmarine (18)
 - Δ ab, tekmarine (19)
 - \diamond b, armorflex
 - + d, interlock, A open
- } $H/\Delta D = F \xi_0^{-0.67}$

zie ook figuur 13

GESCHAKELDE ELEMENTEN OP FILTER (NORMAAL)

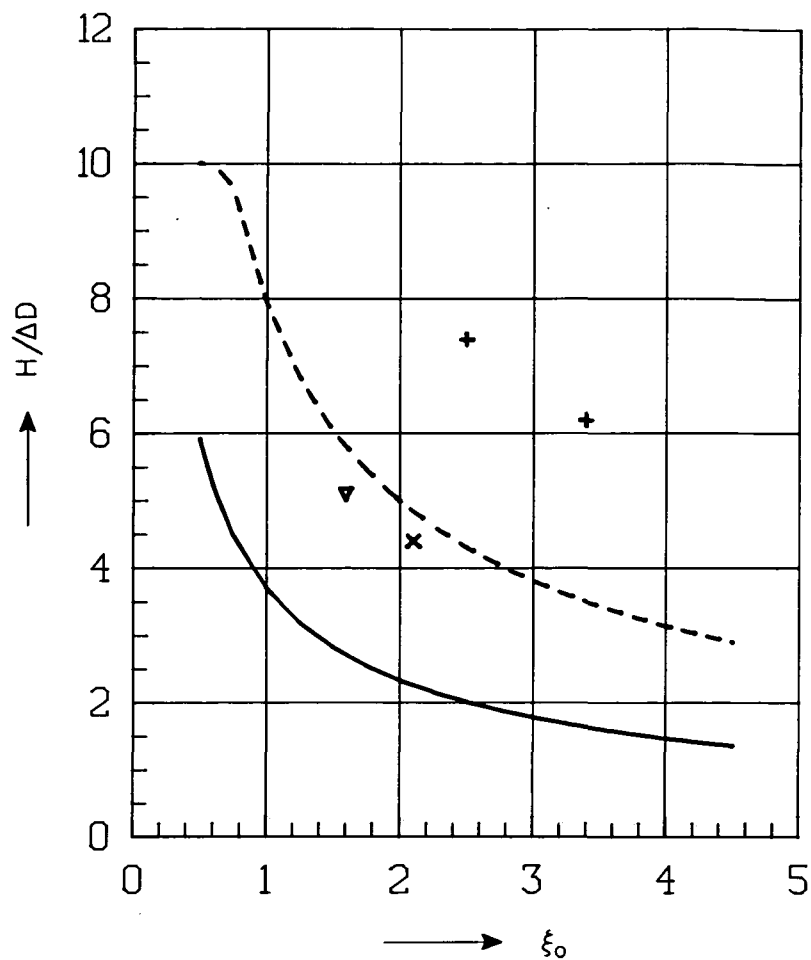
TYPE 6b

REGELMATIGE GOLVEN

WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM

H 195

FIG. 7



konstruktie :

- ondergrens ($F= 3.7$) } $H/\Delta D = F \xi_0^{-0.67}$
 - - - bovengrens ($F= 7.9$) }
 x c, interlock, A dicht
 + e, interlock, B
 ∇ a, visbek

GESCHAKELDE ELEMENTEN OP FILTER (ONGUNSTIG)

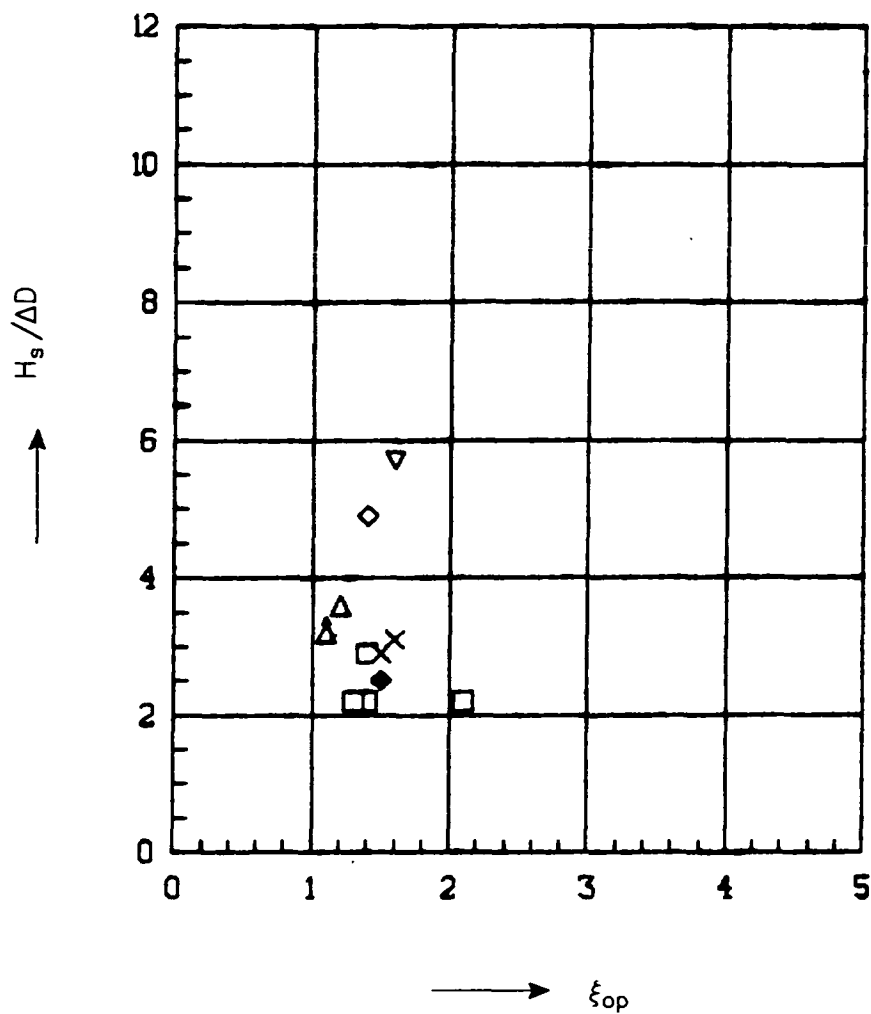
TYPE 6c

REGELMATIGE GOLVEN

WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM

H 195

FIG. 8



konstruktie :

- Δ onreg., meetserie h
- ◇ onreg., meetserie i
- ▽ onreg., meetserie j
- onreg., meetserie n
- × onreg., meetserie o
- ◆ onreg., meetserie s

zie ook figuur 4 en 14

LOSSE ELEMENTEN OP FILTER (NORMAAL)

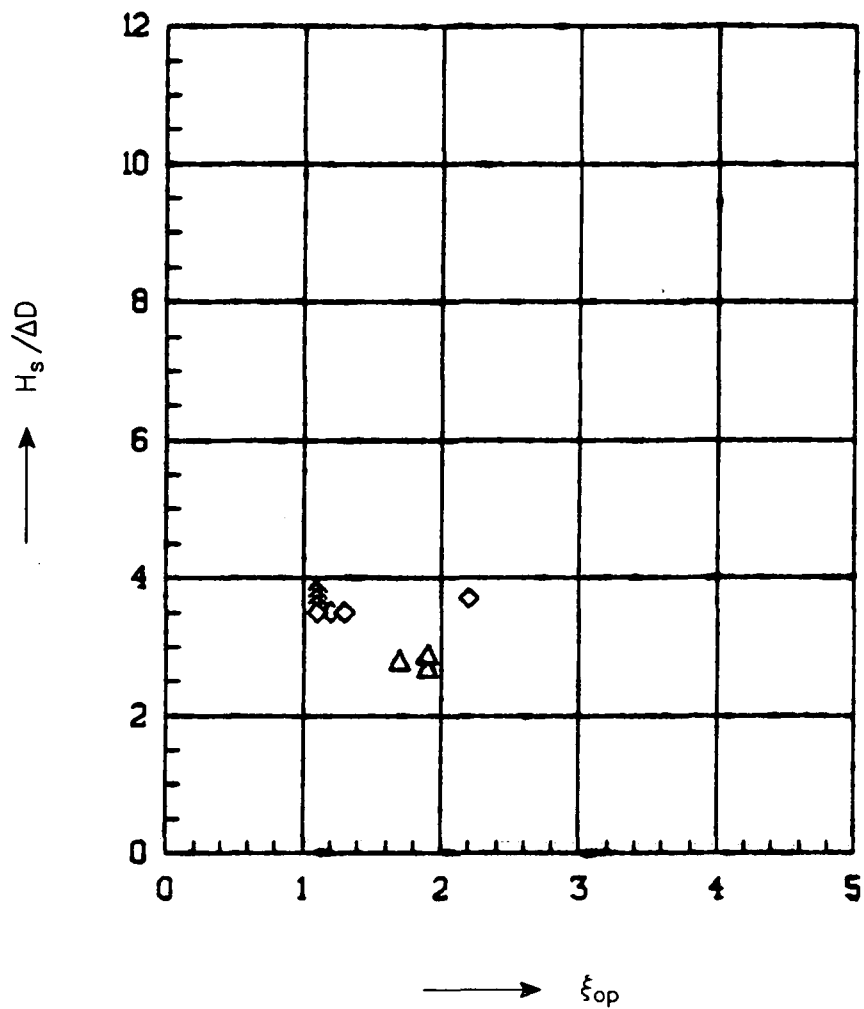
TYPE 3b

ONREG.GOLVEN

WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM

H 195

FIG. 9



konstruktie :

- Δ onreg., meetserie p
- \diamond onreg., meetserie r

zie ook figuur 5 en 15

LOSSE ELEMENTEN OP FILTER (ONGUNSTIG)

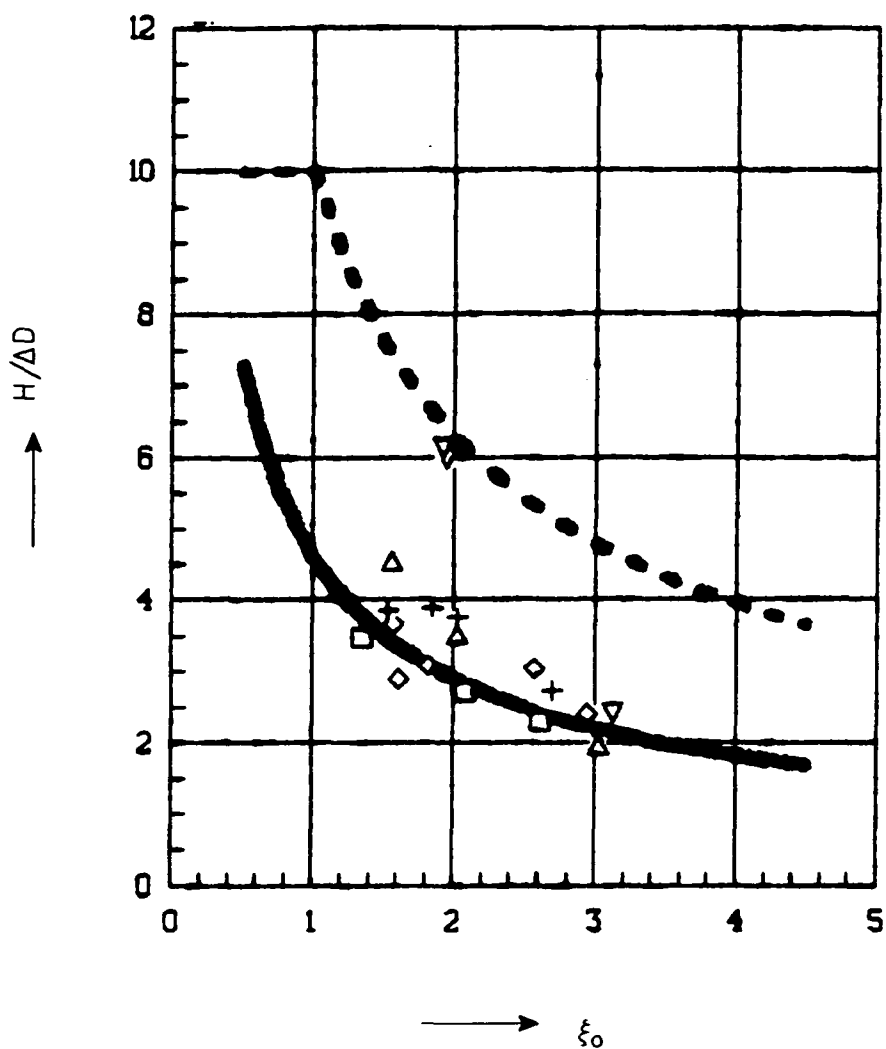
TYPE 3c

ONREG. GOLVEN

WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM

H 195

FIG. 10



konstruktie :

$$\left. \begin{array}{l} \text{—} \quad \text{ondergrens (F= 4.6)} \\ \text{- - - -} \quad \text{bovengrens (F= 10.0)} \end{array} \right\} H/\Delta D = F \xi_0^{-0.67}$$

- ▽ 1, west, $D_f=4\text{mm}$, $b=0,25\text{m}$, $\Omega=2\%$, geen gaten
- △ 1, oost, $D_f=4\text{mm}$, $b=0,5\text{m}$, $\Omega=5\%$, gatafstand=0,2m
- ◇ 4, west, $D_f=9\text{mm}$, $b=0,5\text{m}$, $\Omega=10\%$, gatafstand=0,2m
- + 5, west, $D_f=9\text{mm}$, $b=0,5\text{m}$, $\Omega=16\%$, gatafstand=0,2m
- 5, oost, $D_f=9\text{mm}$, $b=0,5\text{m}$, $\Omega=16\%$, gatafstand=0.5m

zie ook figuur 4

EINDVERIFIKATIE IN DELTAGOOT [15]

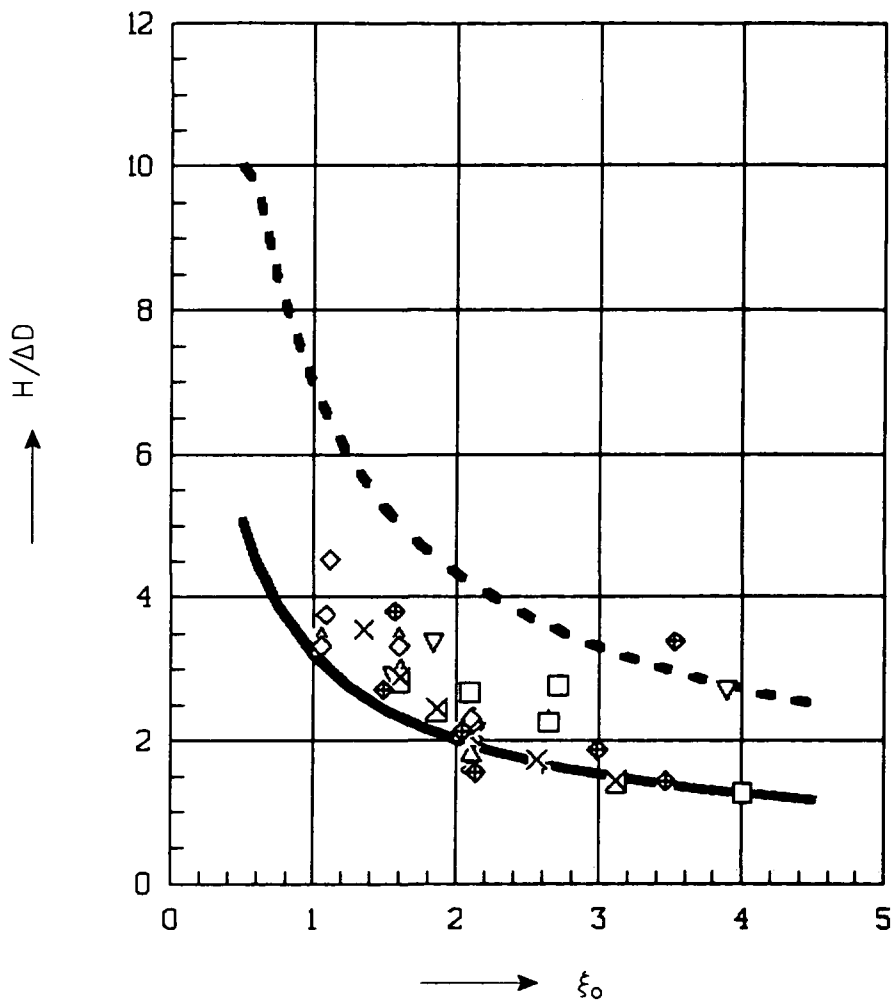
TYPE 3b

REGELMATIGE GOLVEN

WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM

H 195

FIG. 11



konstruktie :

$$\left. \begin{array}{l} \text{—} \quad \text{ondergrens (F= 3.2)} \\ \text{- - -} \quad \text{bovengrens (F= 6.9)} \end{array} \right\} H/\Delta D = F \xi_0^{-0.67}$$

- ▽ 1, oost, $D_f=4\text{mm}$, $b=0,5\text{m}$, $\Omega=2\%$, geen gaten
- △ 2, west, $D_f=9\text{mm}$, $b=0,5\text{m}$, $\Omega=2\%$, geen gaten
- ◇ 2, oost, $D_f=4\text{mm}$, $b=0,5\text{m}$, $\Omega=1\%$, geen gaten
- + 3, west, $D_f=9\text{mm}$, $b=0,5\text{m}$, $\Omega=5\%$, gatafstand=0,2m
- 3, oost, $D_f=9\text{mm}$, $b=0,5\text{m}$, $\Omega=5\%$, gatafstand=0.5m
- × 4, oost, $D_f=9\text{mm}$, $b=0,5\text{m}$, $\Omega=10\%$, gatafstand=0.5m
- ◆ 6, west, $D_f=9\text{mm}$, $b=0,5\text{m}$, $\Omega=2\%$, geen gaten

zie ook figuur 5

EINDVERIFIKATIE IN DELTAGOOT [15]

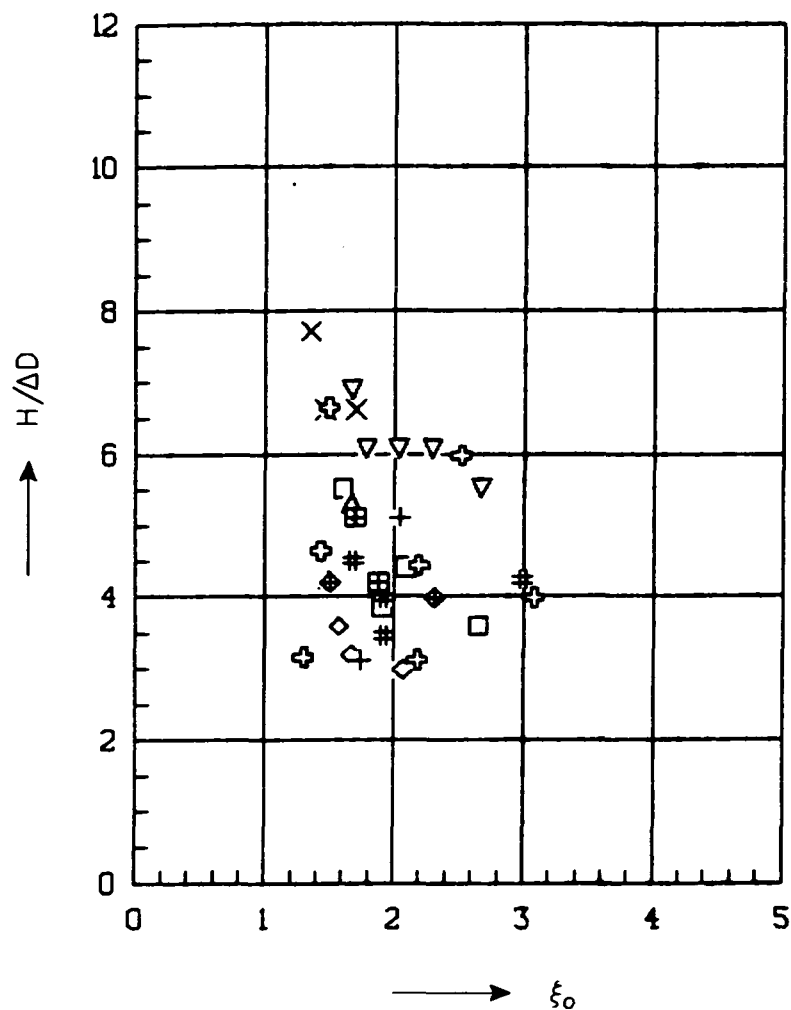
TYPE 3c

REGELMATIGE GOLVEN

WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM

H 195

FIG. 12



taludvorm :

- | | | |
|---|-----------------------|--------|
| □ | smalle berm boven SWL | } [18] |
| × | brede berm op SWL | |
| ▽ | brede berm onder SWL | |
| △ | zonder berm | } [19] |
| ◇ | smalle berm boven SWL | |
| + | smalle berm op SWL | |
| # | smalle berm onder SWL | |
| ⊞ | brede berm boven SWL | |
| ⊠ | brede berm op SWL | |
| ⊡ | brede berm onder SWL | |

zie ook figuur 7

BLOKKENMAT OP FILTER (TEKMARINE [18] EN [19])

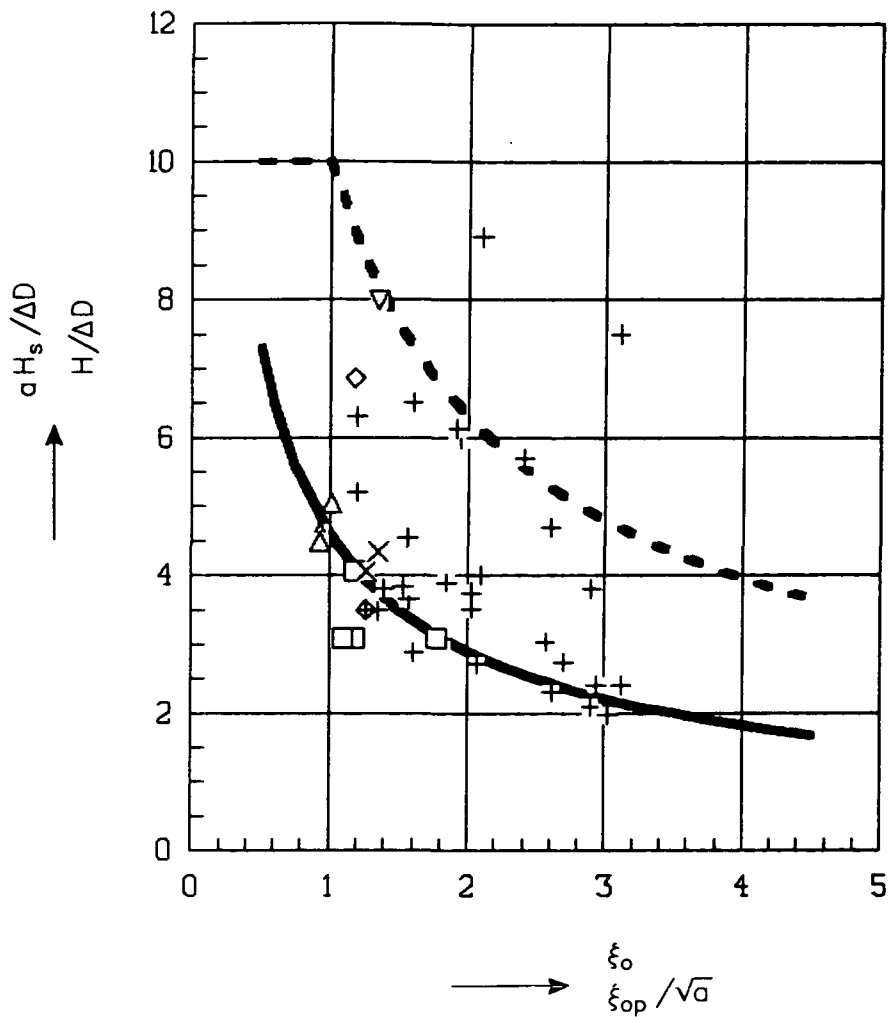
TYPE 6b

REGELMATIGE GOLVEN

WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM

H 195

FIG. 13



konstruktie :

- theorie (F= 4.6)
- - - - theorie (F= 10.0)
- Δ onreg., meetserie h
- ◇ onreg., meetserie i
- ▽ onreg., meetserie j
- onreg., meetserie n
- × onreg., meetserie o
- ◆ onreg., meetserie s

theorie : $H/\Delta D = F \xi_0^{-0.67}$
 $a=1.4$

zie ook figuur 4 en 9

LOSSE ELEMENTEN OP FILTER (NORMAAL)

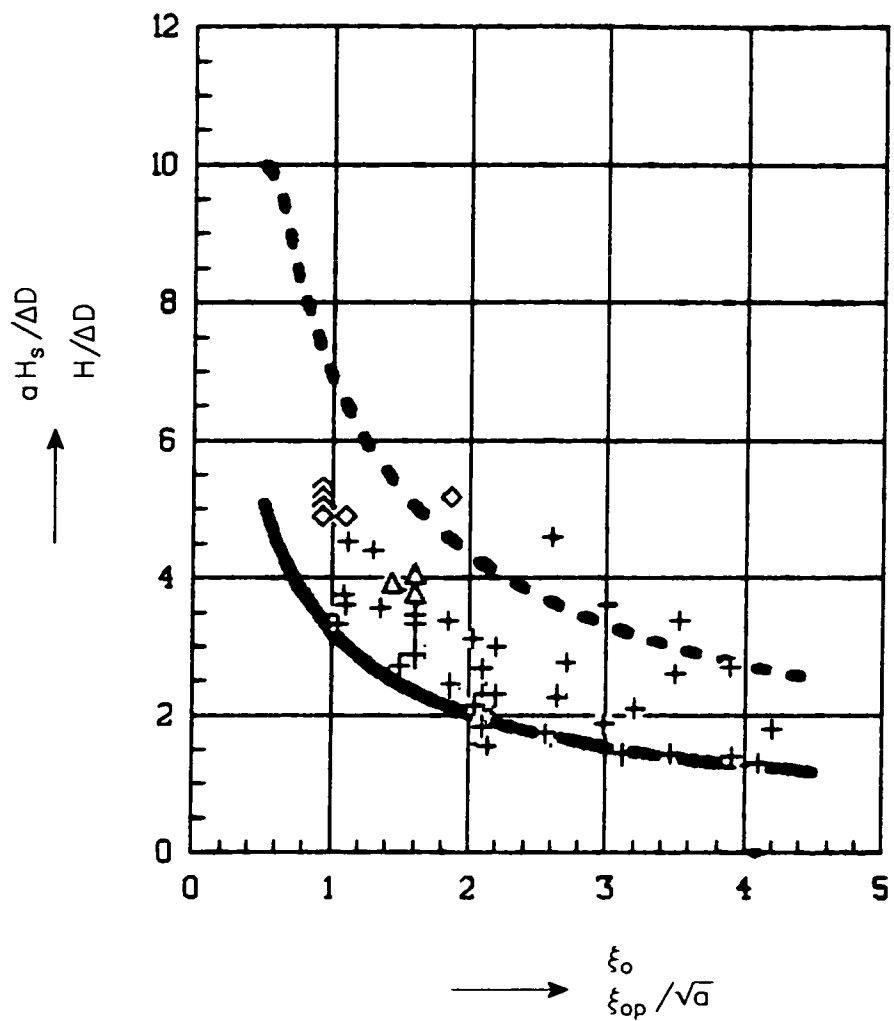
TYPE 3b

REG. EN ONREG. GOLVEN

WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM

H 195

FIG. 14



konstruktie :

- ondergrens (reg. golven)(F=3.2)
 - - - - - bovengrens (reg. golven)(F=6.9)
 - + regelmatige golven
 - Δ onreg., meetserie p
 - ◇ onreg., meetserie r
 - α=1.4
- $$\left. \begin{array}{l} \text{—} \\ \text{- - - - -} \end{array} \right\} H/\Delta D = F \xi_0^{-0.67}$$

zie ook figuur 5 en 10

LOSSE ELEMENTEN OP FILTER (ONGUNSTIG)	TYPE 3c
	REG. EN ONREG. GOLVEN
WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM	H 195 FIG. 15

APPENDIX 1

Samenvatting van enkele TEKMARINE verslagen

Samenvatting van enkele TEKMARINE verslagen

1. Inleiding

Van 1982 tot en met 1985 zijn door Tekmarine inc. (Sierra Madre, California, USA) verschillende modelonderzoeken uitgevoerd naar de stabiliteit van kustverdedigingen met blokkenmatten. Ten behoeve van de inpassing van de resultaten in het Black-box model voor steenzettingen zijn de verslagen onderstaand kort samengevat.

2. Konstruktie-eigenschappen

De toplaag van de konstrukties bestond steeds uit een blokkenmat, zoals weergegeven in figuur 1. Het open oppervlak is door wijziging van de blokmatten niet steeds hetzelfde. Bij de eerste twee onderzoeken ([1] en [2]) was het 15% en bij de laatste 20% [3].

De taludhelling was steeds 1:3, al of niet met een berm. In een aantal gevallen was de taludverdediging deels gerealiseerd met 'gravel bags' (zie figuur 1 tot en met 5).

In [1] en [3] is er gebruik gemaakt van een geotextiel onder de blokkenmat. Alleen in [3] zijn hierover specificaties vermeld:

nummer	type	gebruikt in konstruktie	permeabiliteit	dikte	$b_g T_g$
1	Nicolon PDE 313A	3, 4, 5, 7, 14, 15 en 16	2.0 /s	4.2 mm	5 s ² /m
2	Burlington 16806	12 en 13	2.4 /s	0.7 mm	3 s ² /m
3	Burlington 26539	6 en 11	1.2 /s	0.5 mm	14 s ² /m

De gegevens uit de laatste kolom zijn in het kader van deze samenvatting berekend. Deze gegevens zijn nodig voor het berekenen van de lek lengte van de konstrukties. De waarden zijn als volgt berekend.

De permeabiliteit van het geotextiel (k_p) is de verhouding tussen de filtersnelheid door het geotextiel (q) en het verval erover ($\Delta\phi$):

$$k_p = \frac{q}{\Delta\phi}$$

De doorlatendheid van een geotextiel wordt in de formules voor de topplag-doorlatendheid [4] weergegeven door een lineaire en een turbulente term:

$$\frac{\Delta\phi}{T_g} = a_g q + b_g q^2$$

met:

$$T_g = \text{dikte van geotextiel} \quad (\text{m})$$

$$a_g = \text{lineaire weerstandskoefficiënt van geotextiel} \quad (\text{s/m})$$

$$b_g = \text{turbulente weerstandskoefficiënt van geotextiel} \quad (\text{s}^2/\text{m}^2)$$

In [3] is aangegeven dat de permeabiliteit bepaald is bij een verval van 5 cm en dat er daarbij turbulente stroming optrad. Dit betekent dat $a_g = 0$ en:

$$b_g T_g = \frac{(\Delta\phi/q)^2}{\Delta\phi} = k_p^{-2} / \Delta\phi \quad \text{met } \Delta\phi = 0.05 \text{ m}$$

Met deze formule zijn de waarden van $b_g T_g$ berekend, zie bovenstaande tabel.

De eigenschappen van het geotextiel, dat in [1] is gebruikt, zijn niet in het verslag vermeld. Er is slechts aangegeven dat het 'similar to material used on previously mentioned Arctic island installations' was. Omdat deze mat direct op zand is gelegd, en daardoor de doorlatendheid van het geotextiel van minder belang kan worden verondersteld, is hier niet verder naar gezocht. Ter illustratie is in berekeningen aangenomen dat er een Nicolon PDE 313A is toegepast.

De mat die in [2] is beschreven, was niet op een geotextiel maar op een filterkonstruktie van twee lagen. De bovenste laag bestond uit kubussen van 76 mm.

In tabel 1 zijn de belangrijkste konstruktie-eigenschappen vermeld (modelmaten). Tevens zijn resultaten gegeven van berekende doorlatendheden en lekhoogten. Hiervoor is gebruik gemaakt van het analytisch model en de volgende definitie van de lekhoogte:

$$\lambda = \sin\alpha \sqrt{(bDk/k')}$$

met:

λ	= lekhoogte	(m)
α	= taludhelling	(°)
b	= dikte van filterlaag	(m)
D	= dikte van toplaag	(m)
k	= gelineariseerde doorlatendheid van filter (secant methode voor $i = 0.3$)	
k'	= gelineariseerde doorlatendheid van de toplaag (secant methode voor $i' = 1$)	
D_{f15}	= korrelgrootte van filter dat door 15% op basis van gewicht wordt onderschreden	(m)
n	= porositeit van filter	(-)

Bij de berekening van de lekhoogte voor de konstruktie uit [1] is aangenomen dat het geotextiel fungeert als een uitvullaag. Het zand onder het geotextiel is betreffende een laag van 25 cm opgevat als filter, aannemende dat het zand dat zich dieper bevindt niet mee doet bij het watertransport onder de toplaag.

In [3] is gerapporteerd dat de fijne fraktie in een laag van 7.6 à 11.4 cm van het filter door het aanbrenge en door de inwerking van golven uitgespoeld raakt, ter simulatie van een dergelijk proces in het prototype. Daarom is voor de berekening van de lekhoogte een filterlaag van 10 cm aangehouden met een grotere D_{f15} dan de laag eronder. Aan de hand van een foto is de korrelgrootte in de uitgespoelde laag geschat op 10 mm.

3. Resultaten

De meeste onderzoeksresultaten zijn verkregen met regelmatige golven. Deze proeven zijn uitgevoerd met 30 tot 100 golven teneinde een lange slingering als gevolg van reflekties zo klein mogelijk te houden. De golfhoogte is met twee vaste golfhoogtemeters, of met één rijdende, gemeten, zodat de inkomende en gereflekteerde golven konden worden onderscheiden.

Aan het eind van elk onderzoek zijn tevens enkele proeven met onregelmatige golven uitgevoerd. Deze hadden meer het karakter van speelproefjes. Ook bij deze proeven is korte tijd gegolfd (~ 8 min.) teneinde zo min mogelijk lange slingering in de goot te hebben. Dit had echter als konsekwentie dat het spektrum geen nette vorm had, maar meestal drie toppen.

Verder is bij de onregelmatige golven geen onderscheid gemaakt tussen de inkomende en gereflekteerde golven, waardoor de gerapporteerde significante golfhoogte (H_s) in feite gelijk is aan $H_{si} + H_{sr}$, met H_{si} = inkomende golfhoogte en H_{sr} = gereflekteerde golfhoogte. Het verschil tussen de gerapporteerde H_s en de eigenlijk gewenste H_{si} is sterk afhankelijk van de vorm van de konstruktie en de golfsteilheid. Gedacht moet worden aan een fout in de orde van 10% à 50%.

Er kan daarom gekonkludeerd worden dat de proeven met onregelmatige golven slechts een indicatieve waarde hebben.

Alle proefresultaten waarvoor geldt dat er minimale beweging tot maximaal 6 mm (model) is geregistreerd, zijn weergegeven in tabel 2 tot en met 6. De maten gelden voor het (schaal) model. Steeds is de blokdikte gegeven die gebruikt is op het talud en niet de blokdikte van de mat die op de berm lag. Deze was soms dunner.

Met de resultaten zijn de figuren 6 tot en met 10 opgesteld. In deze figuren valt op dat een berm iets onder SWL een hogere stabiliteit oplevert. Verder is te zien dat een slecht doorlatend geotextiel (geo.3) de stabiliteit negatief beïnvloedt.

De spreiding in de proefresultaten is zo groot dat het moeilijk is om gedetailleerde konklusies te trekken. De spreiding wordt niet kleiner als bijvoorbeeld alleen de proeven met beweging tussen 3 en 3.5 mm worden geselecteerd, of de proeven met $0 < \text{beweging} < 3$ mm.

REFERENTIES

1. Tekmarine inc.
Large-scale model studies of arctic island slope protection
Project TCN-015, April 1982
Sierra Madre, California, USA
2. Tekmarine inc.
Large-scale model investigation of compound slope profiles
Project TCN-024, May/June 1983
Sierra Madre, California, USA

3. Tekmarine inc.

Two-dimensional model study of slope protection systems for the Sohio
Endicott Project

January 1985

Sierra Madre, California, USA

4. M. Klein Breteler

Talusbekledingen van gezette steen

Doorlatendheid van toplaag en filter en berekening van lek lengte

M1795/H195, deel 18

Waterloopkundig Laboratorium/Grondmechanica Delft, jan. 1990

referentie konstruktie	[1]	[2]	[3]				
			3, 5 en 14t/ml6	4	6 en 11	7	12 en 13
D [m] (blokdikte)	.051	.076	.057	.095	.057	.038	.057
B [m] (blokbreedte)	.203	.305	.300	.300	.300	.300	.300
L [m] (bloklengte)	.203	.305	.300	.300	.300	.300	.300
tan(α)	.333	.333	.333	.333	.333	.333	.333
<u>Uitvullaag:</u>							
b [m]	-	.152	.1	.1	.1	.1	.1
D _{f15} [m]	-	.076	.010	.010	.010	.010	.010
n [-]	-	.450	.350	.350	.350	.350	.350
<u>Filter:</u>							
b [m]	.250	.152	.250	.250	.250	.250	.250
D _{f15} [m]	.001	.019	.003	.003	.003	.003	.003
n [-]	.300	.350	.320	.320	.320	.320	.320
geot.:Bg*Tg [s ² /m]	0.	0.	5.	5.	14.	5.	3.
spleetbreedte [mm]	6.3	9.5	12.7	12.7	12.7	12.7	12.7
gatafstand B' [m]	.203	.305	.300	.300	.300	.300	.300
gatafstand L' [m]	.068	.102	.100	.100	.100	.100	.100
gatoppervlak [cm ²]	11.6	26.1	33.8	33.8	33.8	33.8	33.8
k uitvullaag [m/s]	.047*	.477	.118	.118	.118	.118	.118
k filter [m/s]	.003	.177	.020	.020	.020	.020	.020
k' [m/s]	.018	.085	.014	.018	.009	.011	.016
open oppervlak [%]	14.6	14.6	19.7	19.7	19.7	19.7	19.7
Lekhoogte [m]	.016	.094	.084	.096	.103	.076	.079

* doorlatendheid geotextiel

Tabel 1 Overzicht van de konstruktie-eigenschappen

Alle maten uit bovenstaande tabel gelden voor het model

Δ [-]	D [m]	λ [m]	ξ_0 [-]	H/(\Delta D) [-]	resultaat
1.43	.051	.016	1.83	10.28	schade
1.43	.051	.016	2.00	8.60	geen schade
1.43	.051	.016	4.01	4.32	geen schade

Tabel 2 Proefresultaten uit [1] (figuur 1 en 6)
Mat op dik geotextiel op zand (Tekmarine, Apr. '82)
Talud 1:3
Regelmatige golven

Berm		Δ	D	λ	ξ_0	H/(\Delta D)
B	d_B					
[m]	[m]	[-]	[m]	[m]	[-]	[-]
3.05	-.46	1.45	.076	.094	1.91	3.86
3.05	-.46	1.45	.076	.094	1.60	5.52
3.05	-.46	1.45	.076	.094	1.40	7.17
3.05	-.46	1.45	.076	.094	2.65	3.59
3.05	-.46	1.45	.076	.094	2.09	4.41
3.05	.15	1.45	.076	.094	1.74	4.69
3.05	.15	1.45	.076	.094	1.60	5.52
3.05	.15	1.45	.076	.094	1.43	6.90
3.05	.15	1.45	.076	.094	2.81	4.97
3.05	.15	1.45	.076	.094	2.54	6.07
6.10	-.30	1.45	.076	.094	1.04	5.79
6.10	-.30	1.45	.076	.094	1.79	4.41
6.10	.00	1.45	.076	.094	1.46	6.62
6.10	.00	1.45	.076	.094	1.35	7.72
6.10	.00	1.45	.076	.094	1.70	6.62
6.10	.30	1.45	.076	.094	1.78	6.07
6.10	.30	1.45	.076	.094	1.67	6.90
6.10	.30	1.45	.076	.094	2.03	6.07
6.10	.30	1.45	.076	.094	2.03	6.07
6.10	.30	1.45	.076	.094	1.31	8.28
6.10	.30	1.45	.076	.094	1.66	9.10
6.10	.30	1.45	.076	.094	1.87	7.17
6.10	.30	1.45	.076	.094	1.74	8.28
6.10	.30	1.45	.076	.094	2.29	6.07
6.10	.30	1.45	.076	.094	2.15	6.90
6.10	.30	1.45	.076	.094	2.67	5.52
6.10	.30	1.45	.076	.094	2.29	7.45
6.10	.30	1.45	.076	.094	2.14	8.55

B = bermbreedte [m]

d_B = bermdiepte ten opzichte van SWL [m] (als negatief, dan ligt berm boven SWL)

Tabel 3 Proefresultaten uit [2] (figuur 2 en 7)

Mat op twee filterlagen (zonder geotextiel) (Tekmarine, mei/juni 83)

Talud 1:3

Regelmatige golven, minimale beweging

konstruktie	Berm		Δ [-]	D [m]	type geo.*	λ [m]	ξ_o [-]	H/(\Delta D) [-]
	B [m]	d_B [m]						
system 3	-	-	1.28	.057	1	.084	1.49	4.24
	-	-	1.28	.057	1	.084	1.67	5.32
	-	-	1.28	.057	1	.084	1.87	6.11
	-	-	1.28	.057	1	.084	1.99	7.31
	-	-	1.28	.057	1	.084	2.14	8.22
system 4	1.14	-.10	1.28	.095	1	.096	1.67	3.19
	1.14	-.10	1.28	.095	1	.096	2.07	2.99
	1.14	-.10	1.28	.095	1	.096	2.24	3.46
	1.14	-.10	1.28	.095	1	.096	1.57	3.59
	1.14	-.10	1.28	.095	1	.096	1.79	3.99
	1.14	-.10	1.28	.095	1	.096	1.69	4.46
	1.14	-.10	1.28	.095	1	.096	1.87	4.98
	1.14	-.10	1.28	.095	1	.096	1.61	4.91
	1.14	.13	1.28	.095	1	.096	1.92	3.46
	1.14	.13	1.28	.095	1	.096	1.68	4.51
	1.14	.13	1.28	.095	1	.096	1.96	4.51
system 5	1.14	-.02	1.28	.057	1	.084	1.74	3.12
	1.14	-.02	1.28	.057	1	.084	1.43	4.65
	1.14	-.02	1.28	.057	1	.084	1.88	4.20
	1.14	-.02	1.28	.057	1	.084	1.74	4.90
	1.14	-.02	1.28	.057	1	.084	2.04	5.11
	1.14	-.02	1.28	.057	1	.084	2.28	5.57
	1.14	-.02	1.28	.057	1	.084	1.51	6.44
	1.14	-.02	1.28	.057	1	.084	1.82	6.44
	1.14	-.02	1.28	.057	1	.084	1.73	7.10
	1.14	-.02	1.28	.057	1	.084	2.02	7.10
	1.14	-.02	1.28	.057	1	.084	1.65	7.77
	1.14	-.02	1.28	.057	1	.084	2.07	8.85
	1.14	-.02	1.28	.057	1	.084	2.02	9.30
1.14	.21	1.28	.057	1	.084	1.76	6.90	
system 6	1.14	-.02	1.28	.057	3	.103	1.46	4.44
	1.14	-.02	1.28	.057	3	.103	2.19	4.44
	1.14	.18	1.28	.057	3	.103	1.92	3.99
	1.14	.18	1.28	.057	3	.103	2.99	4.24
system 7	1.14	.00	1.28	.038	1	.076	1.35	4.36
	1.14	.00	1.28	.038	1	.076	1.89	6.17
	1.14	.00	1.28	.038	1	.076	1.46	6.67

type geo.*: geotextieltype: 1 = Nicolon PDE 313 A
 2 = Burlington 16806
 3 = Burlington 26539

Tabel 4 Proefresultaten uit [3] met smalle berm (figuur 3, 4 en 8)
 Mat op geotextiel op (Tekmarine, jan. '85)
 Talud 1:3, Regelmatige golven, 0 < beweging < 6 mm

konstruktie	Berm		Δ [-]	D [m]	type geo.*	λ [m]	ϵ_0 [-]	H/(\Delta D) [-]
	B [m]	d_B [m]						
system 11	3.81	.11	1.28	.057	3	.103	1.30	3.16
	3.81	.11	1.28	.057	3	.103	2.18	3.12
	3.81	.11	1.28	.057	3	.103	1.43	4.65
	3.81	.11	1.28	.057	3	.103	3.03	4.11
	3.81	.11	1.28	.057	3	.103	1.67	5.32
	3.81	.11	1.28	.057	3	.103	3.14	5.98
	3.81	.11	1.28	.057	3	.103	3.03	6.44
	3.81	.11	1.28	.057	3	.103	2.84	7.31
system 12	3.81	.11	1.28	.057	2	.079	1.43	4.65
	3.81	.11	1.28	.057	2	.079	2.19	4.44
	3.81	.11	1.28	.057	2	.079	3.08	3.99
	3.81	.11	1.28	.057	2	.079	1.51	6.44
	3.81	.11	1.28	.057	2	.079	1.82	6.44
	3.81	.11	1.28	.057	2	.079	2.46	6.23
	3.81	.11	1.28	.057	2	.079	1.68	7.52
	3.81	.11	1.28	.057	2	.079	2.21	7.77
	3.81	.11	1.28	.057	2	.079	1.53	9.10
	3.81	.11	1.28	.057	2	.079	1.65	7.77
	3.81	.11	1.28	.057	2	.079	2.18	7.98
	3.81	.11	1.28	.057	2	.079	1.97	9.76
	3.81	.31	1.28	.057	2	.079	2.72	7.98
	3.81	.31	1.28	.057	2	.079	1.40	10.84
system 13	3.81	.31	1.28	.057	2	.079	1.63	7.98
	3.81	.31	1.28	.057	2	.079	2.65	8.39
	3.81	.11	1.28	.057	2	.079	2.12	8.43

type geo.* : geotextieltype: 1 = Nicolon PDE 313 A
 2 = Burlington 16806
 3 = Burlington 26539

B = bermbreedte [m]

d_B = bermdiepte ten opzichte van SWL [m] (als negatief, dan ligt berm boven SWL)

Tabel 5 Proefresultaten uit [3] met brede berm (zie figuur 4, 5 en 9)
 Mat op geotextiel op (Tekmarine, jan. '85)
 Talud 1:3, Regelmatige golven, $0 < \text{beweging} < 6 \text{ mm}$

konstruktie	Berm		Δ	D	type	λ	ξ_o	H/(\Delta D)
	B	d_B						
	[m]	[m]	[-]	[m]	geo.*	[m]	[-]	[-]
system 14	3.81	-.04	1.28	.057	1	.084	1.46	4.44
	3.81	-.04	1.28	.057	1	.084	2.25	4.20
	3.81	-.04	1.28	.057	1	.084	1.63	5.57
	3.81	-.04	1.28	.057	1	.084	1.87	6.11
	3.81	-.04	1.28	.057	1	.084	2.20	5.98
	3.81	-.04	1.28	.057	1	.084	2.73	6.44
	3.81	-.04	1.28	.057	1	.084	1.73	7.10
	3.81	-.04	1.28	.057	1	.084	2.05	6.85
	3.81	-.04	1.28	.057	1	.084	2.35	6.85
	3.81	-.04	1.28	.057	1	.084	1.96	7.56
	3.81	-.04	1.28	.057	1	.084	2.38	8.43
	3.81	-.04	1.28	.057	1	.084	1.85	8.43
	3.81	-.04	1.28	.057	1	.084	2.09	8.64
	3.81	.16	1.28	.057	1	.084	1.49	6.65
	3.81	.16	1.28	.057	1	.084	2.51	5.98
3.81	.16	1.28	.057	1	.084	2.69	8.18	
system 15	3.81	.01	1.28	.057	1	.084	1.50	4.20
	3.81	.01	1.28	.057	1	.084	2.31	3.99
	3.81	.01	1.28	.057	1	.084	1.85	6.23
	3.81	.01	1.28	.057	1	.084	2.35	8.64
	3.81	.01	1.28	.057	1	.084	2.16	10.22
system 16	3.81	-.19	1.28	.057	1	.084	1.88	4.20
	3.81	-.19	1.28	.057	1	.084	1.70	5.11
	3.81	-.19	1.28	.057	1	.084	1.83	6.31
	3.81	-.19	1.28	.057	1	.084	1.63	7.98
	3.81	-.19	1.28	.057	1	.084	2.21	7.77
	3.81	-.19	1.28	.057	1	.084	2.09	8.64

type geo.*: geotextieltype: 1 = Nicolon PDE 313 A
 2 = Burlington 16806
 3 = Burlington 26539

B = bermbreedte [m]

d_B = bermdiepte ten opzichte van SWL [m] (als negatief, dan ligt berm boven SWL)

Vervolg tabel 5 Proefresultaten uit [3] met brede berm (zie figuur 4, 5 en 9)

Mat op geotextiel op (Tekmarine, jan. '85)

Talud 1:3, Regelmatige golven, $0 < \text{beweging} < 6 \text{ mm}$

konstruktie	Berm		Δ [-]	D [m]	type geo.*	λ [m]	ξ_{op} [-]	$H_s/(\Delta D)$ [-]
	B [m]	d_B [m]						
system 3	-	-	1.28	.057	1	.084	3.29	5.44
system 5	1.14	-.02	1.28	.057	1	.084	2.49	7.02
system 6	1.14	-.02	1.28	.038	1	.076	2.91	4.20
system 11	3.81	.11	1.28	.057	3	.103	2.77	5.11
system 11	3.81	.11	1.28	.057	3	.103	3.40	4.74
system 12	3.81	.11	1.28	.057	2	.079	2.46	6.23
system 13	3.81	.31	1.28	.057	2	.079	2.49	9.43
system 15	3.81	.01	1.28	.057	1	.084	2.76	8.64
system 16	3.81	-.19	1.28	.057	1	.084	2.55	6.65

type geo.*: geotextieltype: 1 = Nicolon PDE 313 A
 2 = Burlington 16806
 3 = Burlington 26539

B = bermbreedte [m]

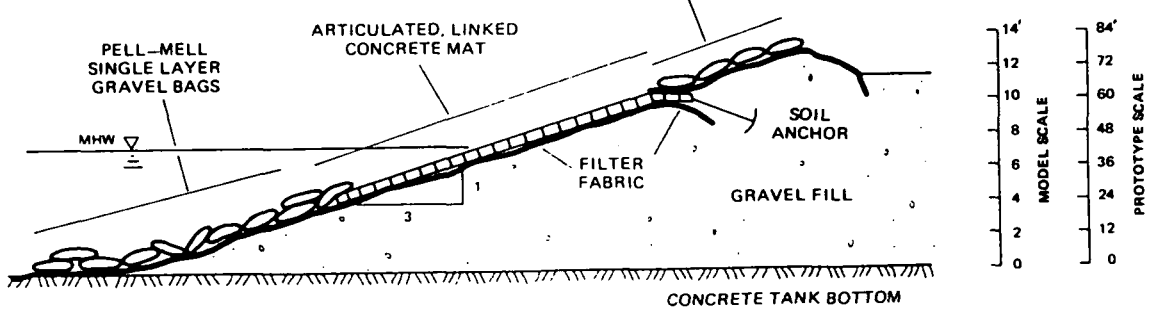
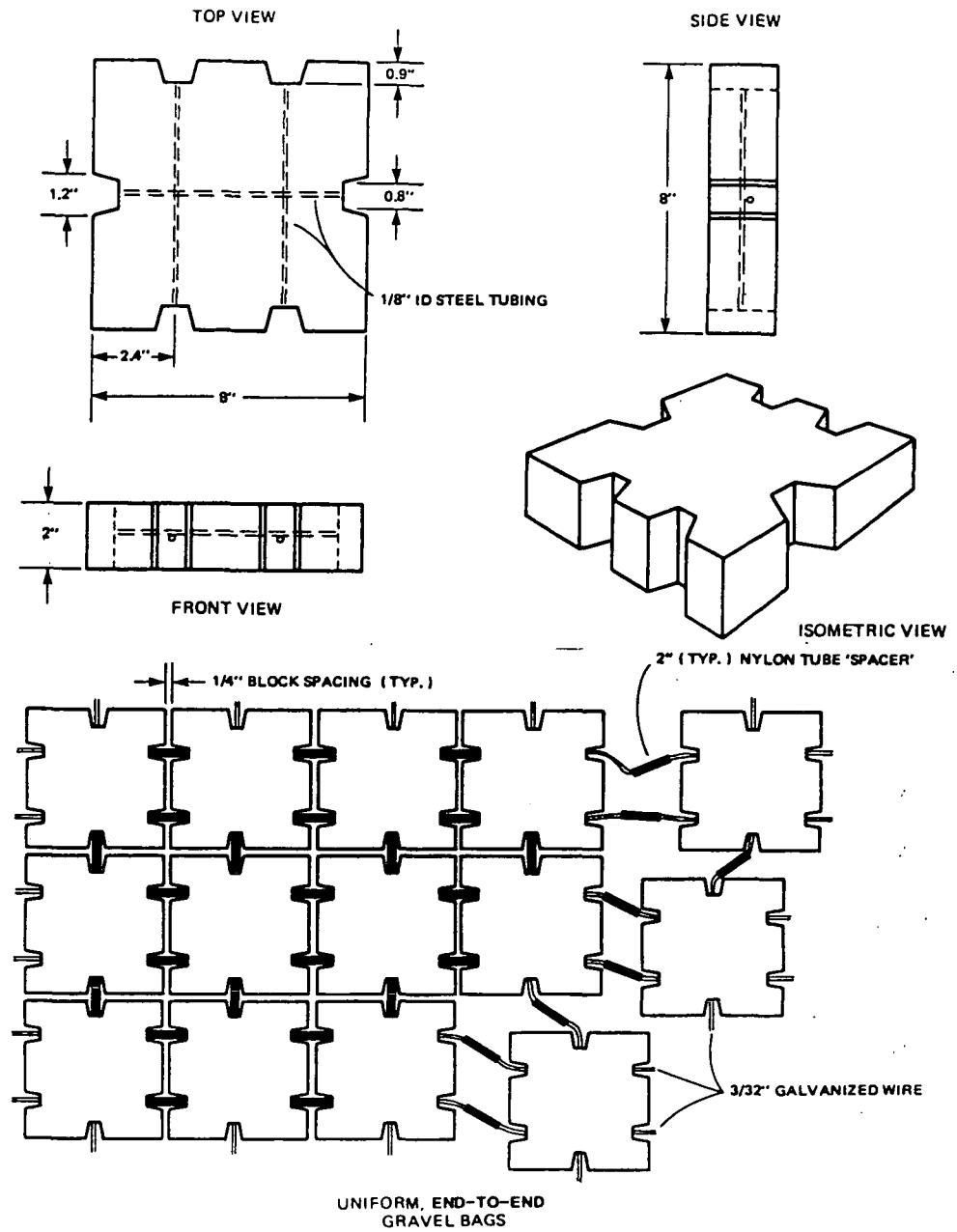
d_B = bermdiepte ten opzichte van SWL [m] (als negatief, dan ligt berm boven SWL)

H_s = som van inkomende en gereflekteerde significante golfhoogte (m)

Tabel 6 Proefresultaten uit [3] (zie figuur 10)

Mat op geotextiel op (Tekmarine, jan. '85)

Talud 1:3, Onregelmatige golven, $0 < \text{beweging} < 6 \text{ mm}$



DESIGN 4: ARTICULATED, LINKED CONCRETE MAT BETWEEN -15' AND +15' (MLLW), ELSEWHERE END-TO-END PLACEMENT.

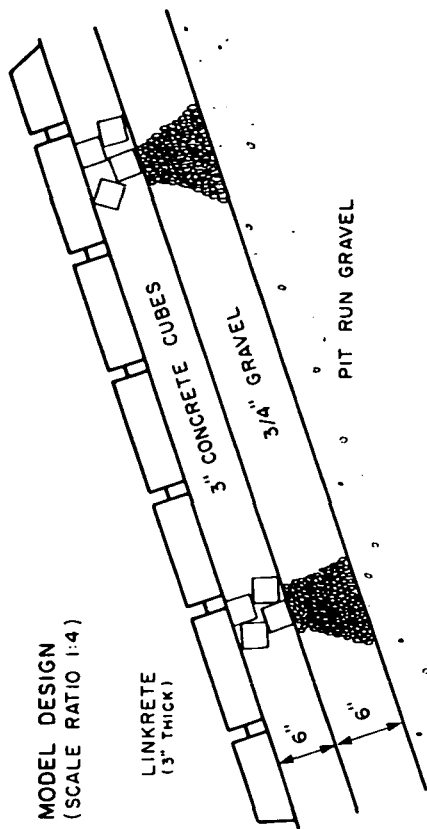
MODELOPSTELLING UIT [1], MAT OP ZAND

DIK GEOTEXTIEL

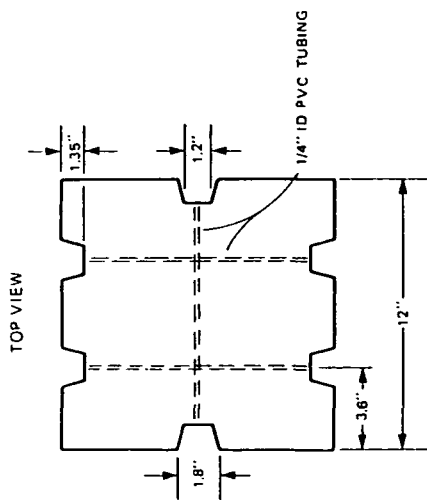
WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM

H 195

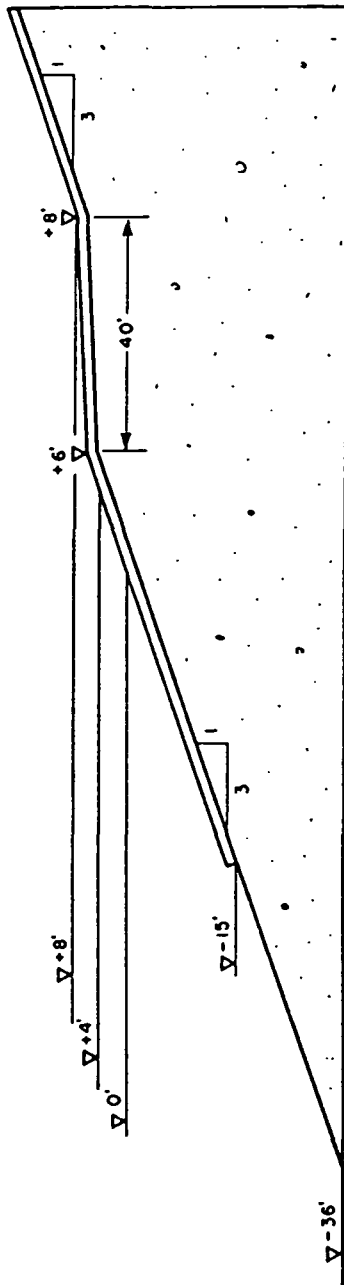
FIG. 1



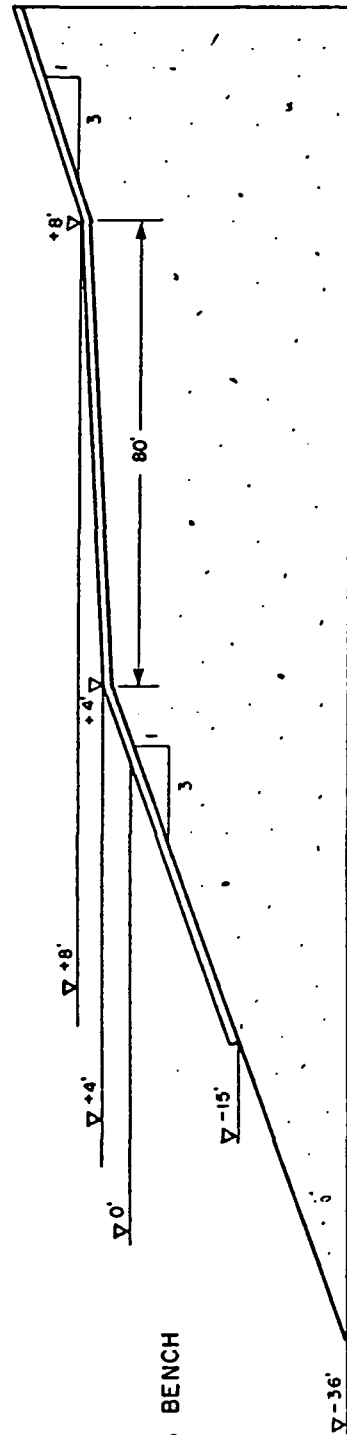
MODEL DESIGN
(SCALE RATIO 1:4)



TOP VIEW



HIGH BENCH



LONG BENCH

- NOTES
- 1) DIMENSIONS SHOWN AT PROTOTYPE SCALE
 - 2) ARMOR UNDERLAYERS NOT SHOWN FOR CLARITY

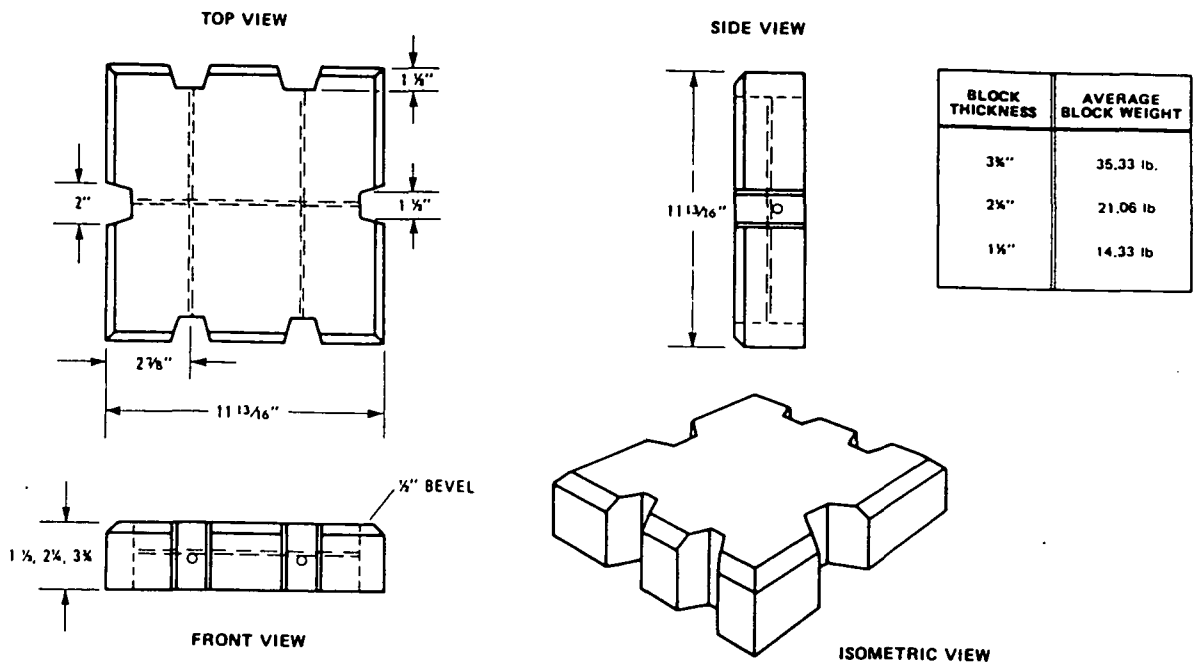
MODELOPSTELLING UIT [2], MAT OP FILTER

ZONDER GEOTEXTIEL

WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM

H 195

FIG. 2



SYSTEM NO.	FILTER FABRIC	CREST ELEV. (FT., MSL)	ADDITIONAL CREST ELEV. TESTED (FT., MSL)*
3	NICOLON PDE 313A	13.1'	15.8'

*HIGHER CREST ELEVATION ACHIEVED BY ADDING GRAVEL BAG BERM.

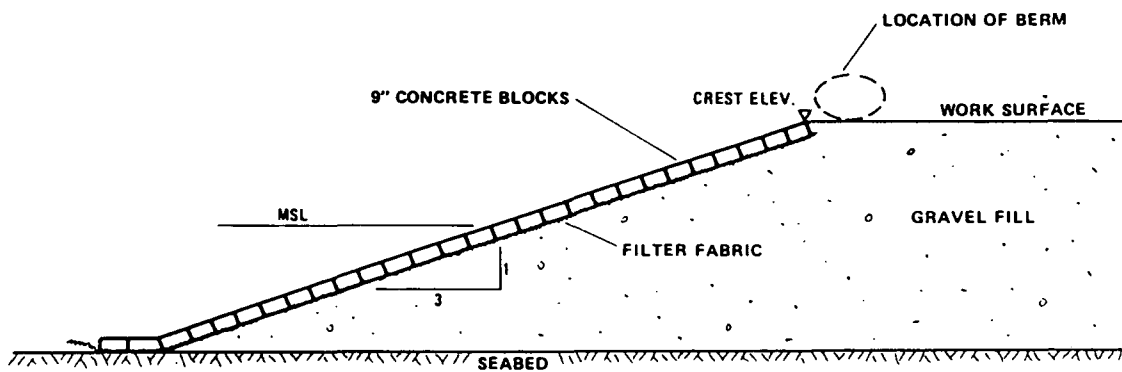


FIGURE 3.8: CROSS-SECTION OF THE 1V:3H CONCRETE BLOCK SYSTEM CONCEPT

MODELOPSTELLING UIT [3], SYSTEM 3

WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM

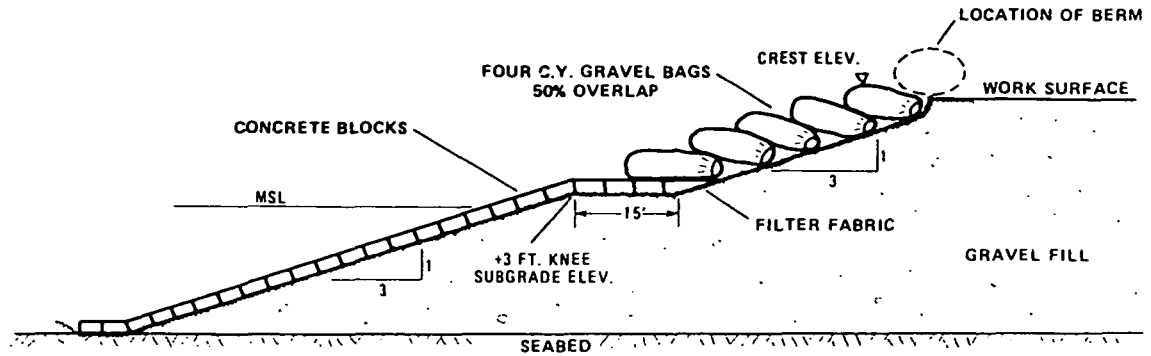
H 195

FIG. 3

SYSTEM NO.	CONCRETE BLOCKS THICKNESS	NO. OF BAG ROWS	FILTER FABRIC	CREST ELEV. (FT., MSL)	ADDITIONAL CREST ELEV. TESTED (FT., MSL) ¹
4	15"	5	NICOLON PDE 313A	11.7'	14.2', 17.2', 19.2'
5	9"	6	NICOLON PDE 313A	15.4'	13.0"
6	9"	6	BURLINGTON 26539 (TIGHT)	15.4'	14.8", 16.7'
7	6"	6	NICOLON PDE 313A	14.4'	16.7'

*TOP ROW OF BAGS REMOVED TO TEST LOWER CREST ELEVATION.

¹HIGHER CREST ELEVATIONS ACHIEVED BY ADDING A ROW OF GRAVEL BAGS AND/OR A GRAVEL BAG BERM.



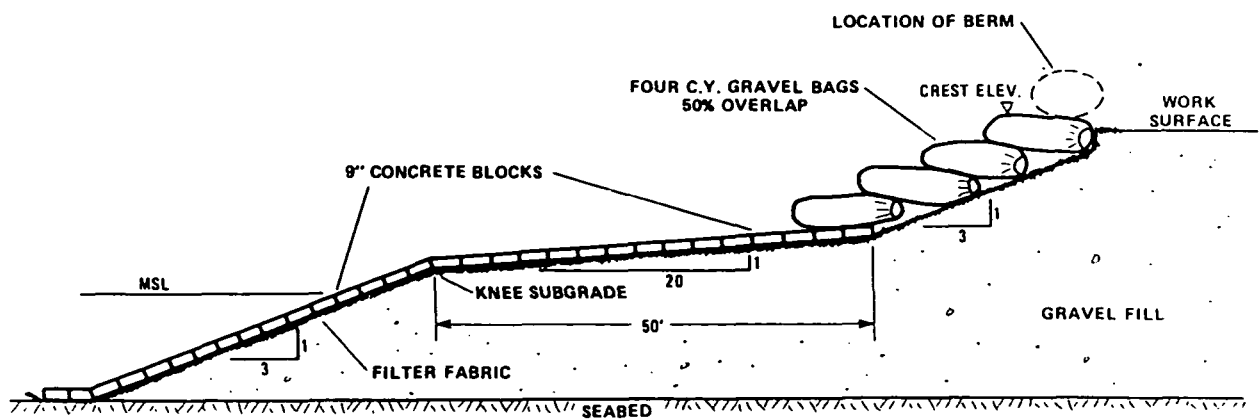
NOTE: ALL DIMENSIONS ARE SHOWN IN PROTOTYPE SCALE

FIGURE 3.7: CROSS-SECTION OF THE 1V:3H HYBRID SYSTEM CONCEPT

SYSTEM NO.	NO. OF BAG ROWS	FILTER FABRIC	KNEE SUBGRADE ELEV. (FT., MSL)	CREST ELEV. (FT., MSL)	ADDITIONAL CREST ELEV. TESTED (FT., MSL) ¹
11	4	BURLINGTON 26539 (TIGHT)	+2'	13.4'	12.8"
12	4	BURLINGTON 16806 (OPEN)	+2'	13.0'	14.3', 16.6'

*TOP ROW OF BAGS REMOVED TO TEST LOWER CREST ELEVATION.

¹HIGHER CREST ELEVATIONS ACHIEVED BY ADDING A GRAVEL BAG BERM.



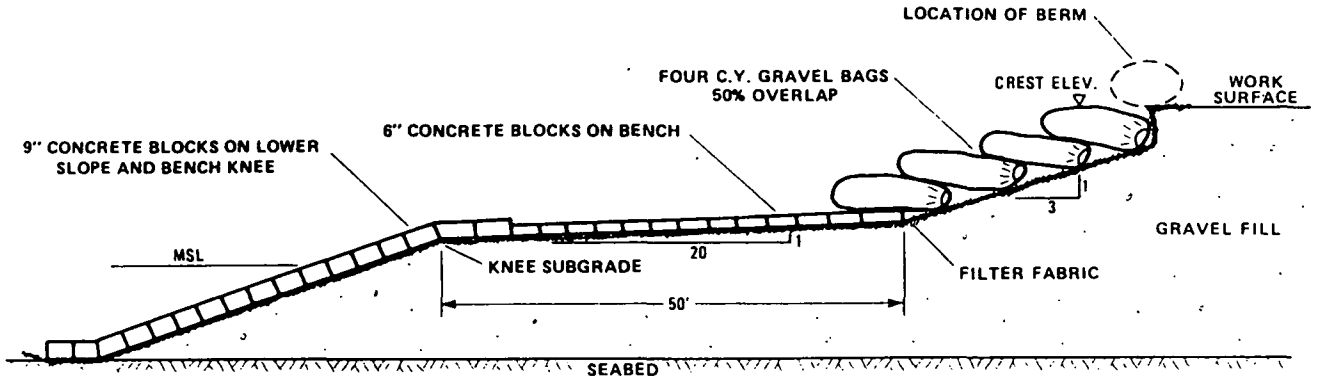
NOTE: ALL DIMENSIONS ARE SHOWN IN PROTOTYPE SCALE.

FIGURE 3.11: CROSS-SECTION OF THE BENCHED HYBRID SYSTEM CONCEPT (I)

MODELOPSTELLING UIT [3],
SYSTEM 4 t/m 7 EN 11 EN 12

SYSTEM NO.	NO. OF BAG ROWS	FILTER FABRIC	KNEE SUBGRADE ELEV. (FT., MSL)	CREST ELEV. (FT., MSL)	ADDITIONAL CREST OR WORK SURFACE ELEV. TESTED (FT., MSL)*
13	4	BURLINGTON 16800 (OPEN)	+2'	13.1'	15.2', 17.4'
14	3	NICOLON PDE 313A	+4'	13.5'	13.8', 14.25', 15.0', 15.7', 16.1', 16.4'
15	2	NICOLON PDE 313A	+6'	13.6'	15.3', 15.4', 16.1'

*HIGHER ELEVATIONS ACHIEVED BY ADDING ROW OF GRAVEL BAGS, GRAVEL BAG BERM OR RAISING WORK SURFACE.

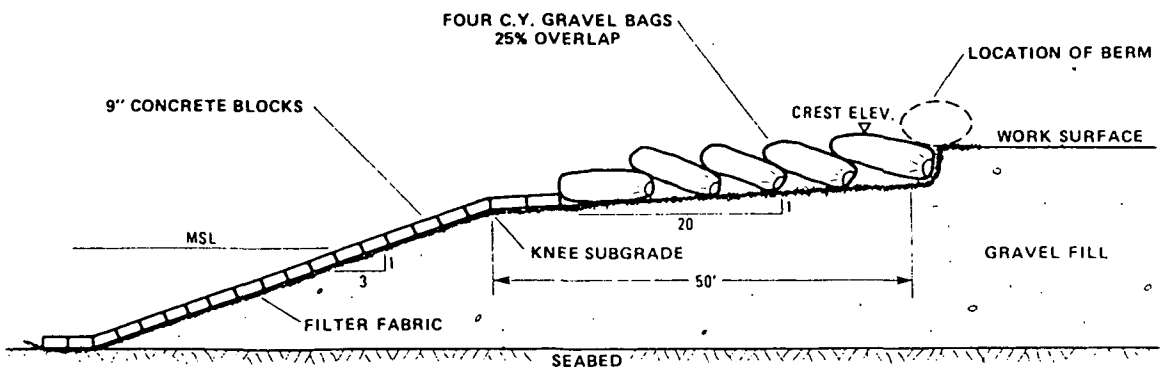


NOTE: ALL DIMENSIONS ARE SHOWN IN PROTOTYPE SCALE.

FIGURE 3.12: CROSS-SECTION OF THE BENCHED HYBRID SYSTEM CONCEPT (II)

SYSTEM NO.	NO. OF BAG ROWS	FILTER FABRIC	KNEE SUBGRADE ELEV. (FT., MSL)	CREST ELEV. (FT., MSL)	ADDITIONAL CREST ELEV. TESTED (FT., MSL)*
16	5	NICOLON PDE 313A	+6'	13.0'	14.8', 15.4'

*HIGHER CREST ELEVATION ACHIEVED BY ADDING GRAVEL BAG BERM.



NOTE: ALL DIMENSIONS ARE SHOWN IN PROTOTYPE SCALE

FIGURE 3.15: CROSS-SECTION OF THE BENCHED MODIFIED HYBRID SYSTEM CONCEPT

MODEL OPSTELLING UIT [3], SYSTEM 13 t/m 16

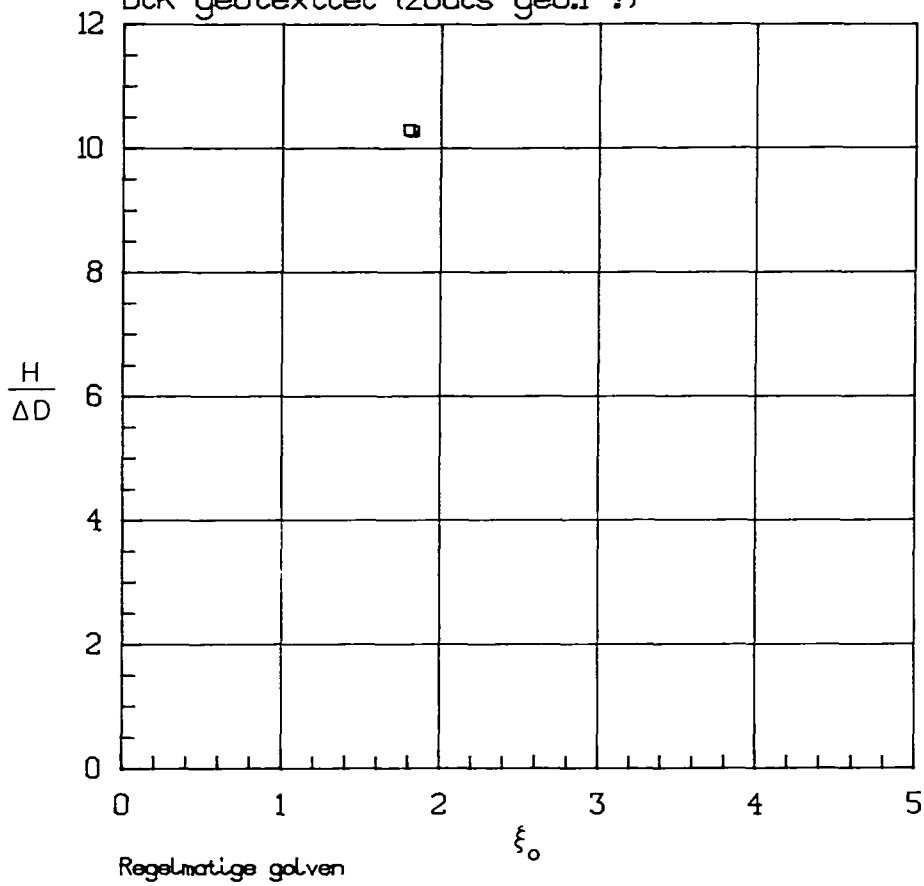
WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM

H 195

FIG. 5

Tekmarine april '82

Dik geotextiel (zoals geo.1 ?)



□ mat op zand

RESULTAAT MET BLOKKENMAT OP ZAND

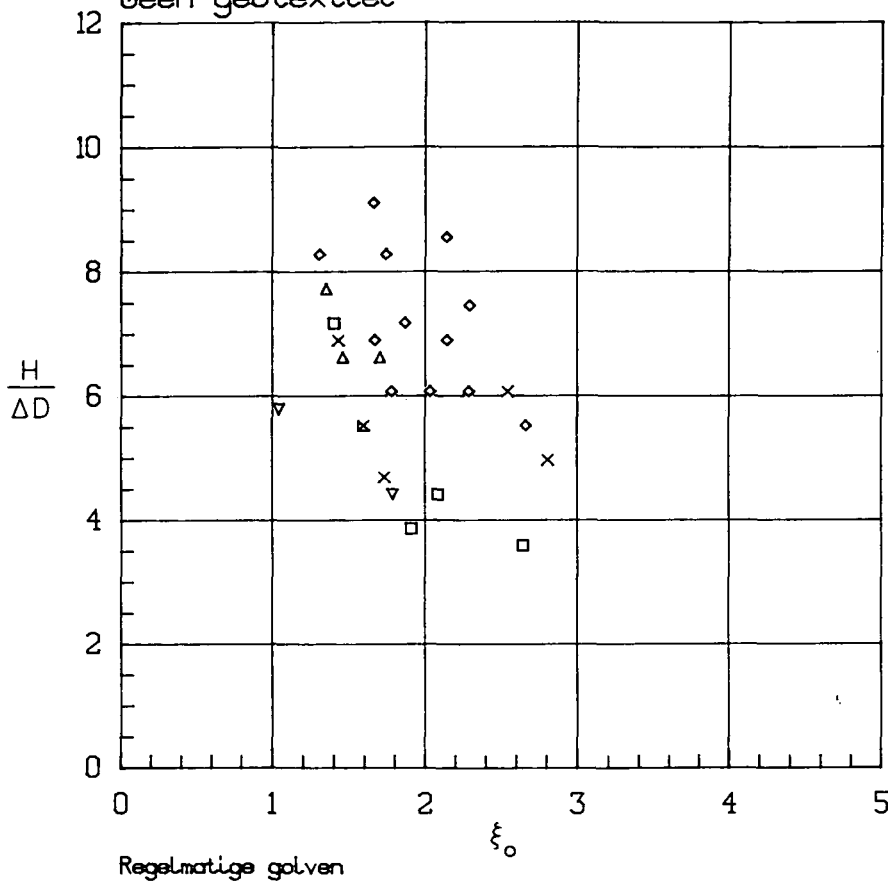
WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM

H 195

FIG. 6

Tekmarine mei/juni 1983

Geen geotextiel

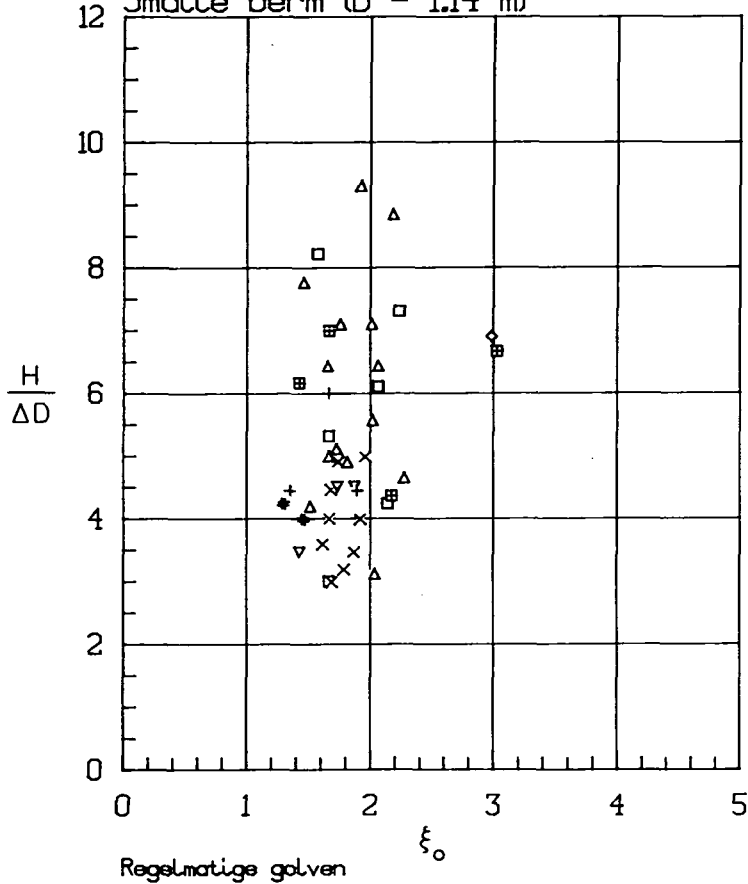


Berm breedte & -diepte	
□	B=3m, dB=0.46m
x	B=3m, dB=0.15m
▽	B=6m, dB=0.31m
△	B=6m, dB=0
◇	B=6m, dB=0.31m

RESULTAAT MET MAT OP FILTER ZONDER GEOTEXTIEL

Tekmarine jan. 1985

Smalle berm (B = 1.14 m)

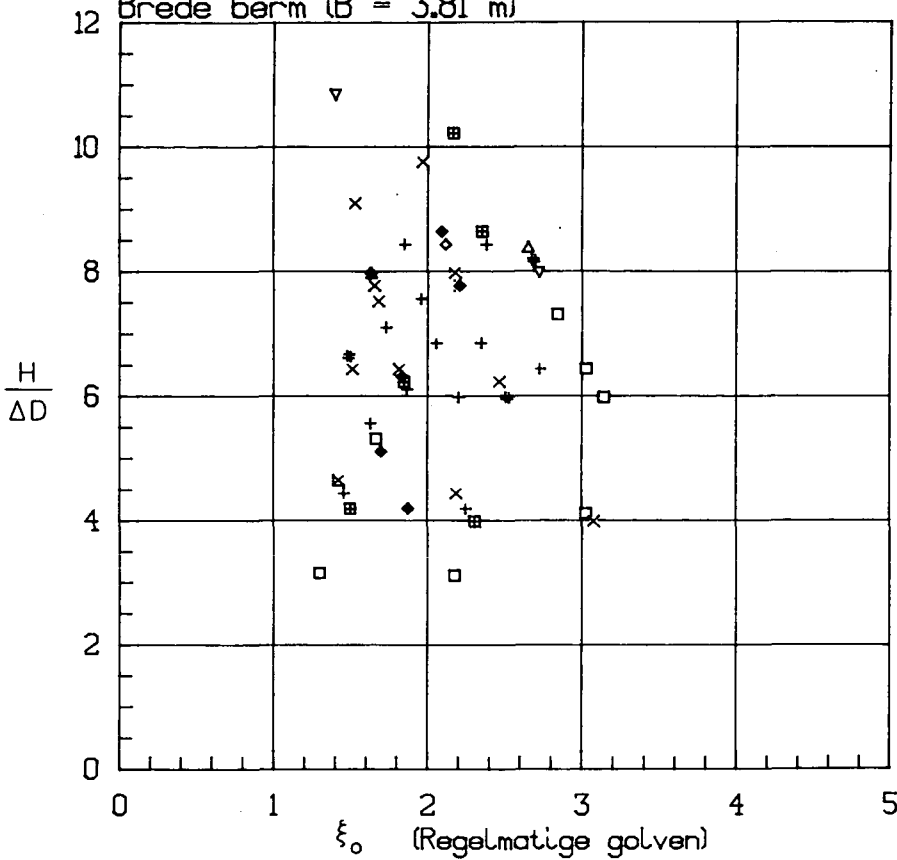


Geotextiel nr. 1	
□	D=5.7cm, L=8.4cm
×	D=9.5cm, L=9.6cm, dB=10cm
▽	D=9.5cm, L=9.6cm, dB=13cm
△	D=5.7cm, L=8.4cm, dB=2cm
◇	D=5.7cm, L=8.4cm, dB=21cm
+	D=5.7cm, L=10cm, dB=2cm
●	D=5.7cm, L=10cm, dB=18cm
■	D=3.8cm, L=7.6cm, dB=0

RESULTATEN MET SMALLE BERM

Tekmarine jan. 1985

Brede berm (B = 3.81 m)



Geo.1: Lekhoogte=8.4cm, geo.2: Lekh.=7.9cm, geo.3: Lekh.=10.3cm

RESULTATEN MET BREDE BERM

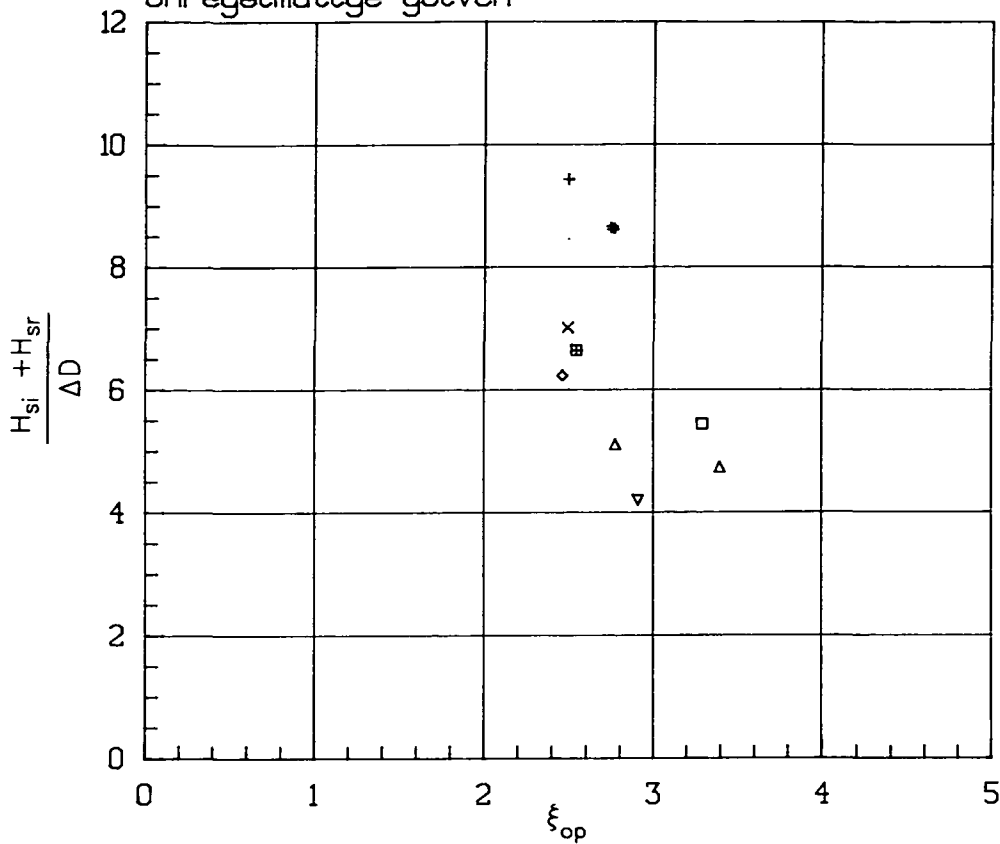
WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM

H 195

FIG. 9

Tekmarine jan. 1985

Onregelmatige golven



- Zie tabel 6
- system 3
 - × system 5
 - ▽ system 6
 - △ system 11
 - ◇ system 12
 - + system 13
 - * system 15
 - ⊠ system 16

LET OP: alleen som van inkomende en gereflekteerde H_s bekend.

RESULTATEN MET ONREGELMATIGE GOLVEN

SECTIE 8

Te stellen eisen aan een schaalmodel van een steenzetting

INHOUD

SYMBOLENLIJST

	blz.
1. <u>Inleiding</u>	1
2. <u>Waterbeweging op het talud</u>	1
3. <u>Stroming in het filter</u>	2
4. <u>Krachten op het blok</u>	5
5. <u>Stroming door de toplaag</u>	6
6. <u>Verschildruk</u>	7
7. <u>De invloed van toestroming</u>	8
8. <u>Konklusie</u>	9

REFERENTIES

APPENDIX 1:

Vergelijkend modelonderzoek op kleine schaal

SYMBOLENLIJST

a	versnelling
a_f	lineaire weerstandskoefficiënt voor stroming in filter
a'	lineaire weerstandskoefficiënt voor stroming door de top laag
A	aanstroomoppervlak filterkorrel
B	blokbreedte
b_f	kwadratische weerstandskoefficiënt voor stroming in filter
b'	kwadratische weerstandskoefficiënt voor stroming door de top laag
C_d	weerstandskoefficiënt voor kracht op filterkorrel
D	blokdikte
D_{15}	karacteristieke diameter van filterkorrels
e	grondtal van natuurlijke logaritme
F	kracht
f_b	wrijvingskoefficiënt
g	zwaartekrachtversnelling
i	verhang
i_t	verhang over top laag
k	doorlatendheid filter
k'	doorlatendheid top laag
L	bloklengte
l	geometrie-parameter ($= BL/(B.s + L.s)$)
n	porositeit
n_a, n_b, \dots	schaalfactor (van a, b, ...)
n_x	lengteschaal
N	normaalkracht
p	druk
r_{min}	afstand vanaf spleet waarbinnen er geen verhang in het filtermateriaal optreedt
s	spleetbreedte
t	tijd
v	snelheid
v_f	filtersnelheid
v_b	bloksnelheid
x	koördinaat (lengte)
z	koördinaat (hoogte)
α	taludhelling

SYMBOLENLIJST (vervolg)

Δ	relatieve soortelijke massa ($= \rho_a / \rho - 1$)
ρ	soortelijke massa van water
ρ_a	soortelijke massa van blok
ϕ	stijghoogte
λ	lek lengte
ν	viscositeit van water

Te stellen eisen aan een schaalmodel van een steenzetting

1. Inleiding

Op basis van het huidige inzicht op het gebied van de fysische processen die een rol spelen bij het bezwijken van een steenzetting, zijn eisen geformuleerd voor een schaalmodel waarin deze processen te onderzoeken zijn. De fysische processen zijn:

- Golfbeweging op het talud.
- Grondwaterstroming in het filter en door de toplaag
- Wrijving tussen de blokken
- Beweging van een blok
- Vorming van een fluïdisatie-gebied in het filter onder een bewegend blok.
- De stromingskracht op filterkorrels en bijbehorende beweging van filtermateriaal naar het gat in de bekleding dat ontstaat als een blok beweegt.

De processen die van invloed zijn op de sterkte van de steenzetting, zijn beschreven in [1].

In de navolgende paragrafen komen elk van bovenstaande processen aan de orde en worden met behulp van elementaire formules schaalregels geformuleerd. Het doel dat voor ogen staat is een schaalmodel waarin het bezwijken van een zetting bestudeerd kan worden waarbij schaalearfenen een ondergeschikte rol spelen.

Deze notitie is opgesteld door ir. M. Klein Breteler in het kader van het onderzoek naar de stabiliteit van taludbekledingen van gezetten steen.

2. Waterbeweging op het talud

Er moet voldaan worden aan schaalwetten, die afgeleid kunnen worden op basis van elementaire formules uit de kinematica:

$$\frac{\partial^2 x}{\partial t^2} = a \quad (1)$$

$$\frac{\partial x}{\partial t} = v \quad (2)$$

$$n_a = n_g \quad (3)$$

- a = versnelling van water op het talud
g = zwaartekrachtsversnelling
x = plaatkoördinaat (afstand, lengte)
t = tijd
v = watersnelheid op talud
 n_a, n_g = schaalfactoren (van respektievelijk a en g)

Uit formule (1) tot en met (3) en het feit dat $n_g = 1$ volgt:

$$n_t = \sqrt{n_x} \quad (4)$$

$$n_v = \sqrt{n_x} \quad (5)$$

$$n_a = n_g = 1 \quad (6)$$

3. Stroming in het filter

De stroming in het filter is primair afhankelijk van de stijghoogte:

$$\phi = \frac{p}{\rho g} + z \quad (7)$$

ϕ = stijghoogte

ρ = soortelijke massa van water

z = verticale plaatskoördinaat

Om schaalearfenen te voorkomen, moet voldaan worden aan:

$$n_\phi = \frac{n_p}{n_\rho \cdot n_g} \quad (8)$$

$$\text{en } n_\phi = n_z \quad (9)$$

Gezien het feit dat $n_\rho = 1$, volgt met formule (6) de volgende eis:

$$n_\phi = n_z = n_p \quad (10)$$

Later zal blijken dat geen vertrokken schaal mogelijk is, zodat $n_x = n_z$. Met formule (10) volgt dan:

$$n_\phi = n_x = n_p \quad (11)$$

Voor het verhang i geldt:

$$\frac{\partial \phi}{\partial x} = -i \quad \Rightarrow \quad \frac{n_{\phi}}{n_x} = n_i = 1 \quad (12)$$

Zodra het blok in beweging komt, ontstaat er een extra debiet in het filter naar het blok (toestroming [1]). Vlak onder het blok geldt:

$$v_f = v_b \quad (13)$$

v_f = filtersnelheid

v_b = bloksnelheid

De bloksnelheid wordt primair beschreven door:

$$v_b = \frac{\partial x}{\partial t} \quad (14)$$

$$\text{zodat: } n_{v_b} = \frac{n_x}{n_t} \quad (15)$$

Met formule (13) en (4) volgt hieruit:

$$n_{v_f} = \sqrt{n_x} \quad (16)$$

De schaalregels voor het filtermateriaal volgen uit de formule van Forchheimer:

$$i = a_f \cdot v_f + b_f v_f^2 \quad (17)$$

$$a_f = 190 \nu \frac{(1-n)^2}{g n^3 D_{15}^2} \quad (18)$$

$$b_f = \frac{0,13}{n^5 g D_{15}} \quad (19)$$

a_f = lineaire koëfficiënt voor stromingsweerstand

b_f = kwadratische weerstandskoefficiënt

ν = viscositeit water

n = porositeit van filter

D_{15} = karakteristieke korrelgrootte van filter

Aannemende dat $n_n = 1$ en $n_v = 1$, zijn met formule (6), (16) en (12) de volgende schaalregels af te leiden:

$$n_{D_{15}} = \sqrt[4]{n_x} \quad (20)$$

$$n_{D_{15}} = n_x \quad (21)$$

Er moet aan beide regels voldaan worden, hetgeen alleen mogelijk is als $n_x = 1$ (triviaal). Formule (20) volgt uit het lineaire deel van formule (17) en formule (21) volgt uit het kwadratische deel.

Het probleem van de strijdigheid van formule (20) en (21) is te omzeilen door te verlangen dat òf de lineaire term òf de kwadratische term overheerst. Dit is hieronder nader uitgewerkt.

Laminaire stroming

Aangenomen wordt dat de kwadratische term in formule (27) in the prototype verwaarloosbaar is als:

$$\frac{b_f v_f^2}{a_f v_f + b_f v_f^2} < 0,3 \text{ als } i=1 \quad (22)$$

Als $i=1$, dan geldt bij benadering:

$$v_f = a_f^{-1} \quad (23)$$

Invullen van formule (18), (19) en (23) in (22) levert:

$$\frac{a_f^2}{b_f} = \frac{(190v)^2}{0,13 g} \cdot \frac{(1-n)^4}{n D_{15}^3} > 2,3 \quad (24)$$

Met $n = 0,4$ en $v = 1,2 \cdot 10^{-6} \text{ m}^2/\text{s}$ volgt hieruit:

$$D_{15} < 1,8 \text{ mm (in model en prototype)} \quad (25)$$

$$\text{Schaalregel: } n_{D_{15}} = \sqrt[4]{n_x} \quad (26)$$

Turbulente stroming

Aangenomen wordt dat de lineaire term in formule (17) in het model verwaarloosbaar is als:

$$\frac{a_f v_f}{a_f v_f + b_f v_f^2} < 0,3 \text{ als } i = 0,1 \quad (27)$$

Als $i = 0,1$, dan geldt bij benadering:

$$v_f = 0,3/\sqrt{b_f} \quad (28)$$

Invullen van formule (18), (19) en (28) in (27) levert:

$$\frac{a_f^2}{b_f} < 0,018 \quad (29)$$

Met $n = 0,4$ en $v = 1,2 \cdot 10^{-6} \text{ m}^2/\text{s}$ volgt hieruit:

$$D_{15} > 9 \text{ mm (in model en prototype)} \quad (30)$$

$$\text{Schaalregel: } n_{D_{15}} = n_x \quad (31)$$

4. Krachten op het blok

Er zijn drie belangrijke krachten op een blok die allen in het model op dezelfde schaal moeten worden weergegeven:

- kracht als gevolg van overdruk:

$$F = B L p \quad (32)$$

F = kracht

B = blokbreedte

L = bloklengte

p = druk (verschil-)

Hieruit is de volgende schaalregel af te leiden (met formule (11)):

$$n_F = n_x^3 \quad (33)$$

- zwaartekracht:

$$F = B L D \cdot \Delta \cdot g$$

$$\Delta = \rho_a / \rho - 1$$

D = dikte van blok

Δ = relatieve soortelijke massa van blok

ρ_a = soortelijke massa van blok

Hieruit volgen twee schaalregels:

$$n_F = n_x^3 \quad (34)$$

$$n_{\rho_a} = n_p = 1 \quad (35)$$

- wrijvingskracht:

$$F = N \cdot f_b \quad (36)$$

N = normaalkracht

f_b = wrijvingscoëfficiënt

Hieruit volgt:

$$n_{f_b} = 1 \quad (37)$$

Zoals beschreven in [1], is de grootte van de wrijving (en de vorming van aqua-planning) afhankelijk van de geometrie-verhoudingen, zodat het volgende moet gelden:

$$n_L = n_B = n_D = n_x$$

5. Stroming door de toplaag

Het verband tussen het verhang over de toplaag en de filtersnelheid (debiet per m² zetting) erdoorheen wordt beschreven door de volgende formules [2]:

$$i_t = \frac{\phi}{D} = a' v_f + b' v_f^2 \quad (38)$$

- ϕ = stijghoogte verval over toplaag
 a' = lineaire koëfficiënt voor stromingsweerstand
 b' = kwadratische weerstandskoëfficiënt

$$a' = \frac{12\nu\ell}{gs^2} + \frac{\ell s a_f}{\pi D} \ln \left(\frac{\ell s}{\pi \cdot e \cdot r_{\min}} \right) \quad (39)$$

$$b' = \frac{\ell^2}{2gD} \cdot \left(\left(\frac{1}{n} - 1 \right)^2 + 1 \right) + \frac{\ell s b_f}{\pi D} \left(\frac{\ell s}{\pi r_{\min}} - 2 \right) \quad (40)$$

$$\ell = BL / (Bs + Ls) \quad (41)$$

s = spleetbreedte

e = grondtal van natuurlijke logaritme

r_{\min} = max ($\frac{1}{2} D_{15}$; $0,4 \cdot s$)

Gekonkludeerd moet worden dat schaaleffekten slechts te vermijden zijn als één term uit formule (38) tot en met (40) alle andere overheerst. Dit leidt echter tot onwerkbaar strenge eisen.

Het probleem wordt omzeilt door te eisen dat in model en prototype òf de lineaire òf de kwadratische term uit formule (38) overheerst. Vervolgens moet de spleetbreedte in het model zo gekozen worden dat voldaan wordt aan onderstaande schaalregel:

- als lineaire term domineert:

$$n_a' = \frac{1}{\sqrt{n_x}} \quad (42)$$

- als kwadratische term domineert:

$$n_b' = \frac{1}{n_x} \quad (43)$$

6. Verschildruk

De verschildruk over de toplaag wordt voor een belangrijk deel bepaald door de leklengte:

$$\lambda = \sin \alpha \sqrt{\frac{bDk}{k'}} \quad (44)$$

λ = leklengte

α = taludhelling

b = filterlaagdikte
k = doorlatendheid filter
k' = doorlatendheid toplaag

In een onvertrokken model geldt dat $n_{\alpha} = 1$. Verder geldt dat de schaalfactoren van k en k' gelijk moeten zijn, zodat met formule (44) de volgende schaalregel voor de lek lengte volgt:

$$n_{\lambda} = n_x \quad (45)$$

7. De invloed van toestroming

Uit [1] blijkt dat de invloed van toestromend water door het filter naar een bewegend blok bepaald wordt door de geometrie-verhoudingen, de doorlatendheid van filter en toplaag en de lokale fluidisatie van het filter onder het bewegende blok.

De juiste geometrie-verhoudingen zijn gegarandeerd als geldt:

$$n_L = n_B = n_D = n_b = n_x \quad (46)$$

Fluidisatie van het filter treedt op bij een verhang $i=1$. Gezien het feit dat $n_i = 1$ (formule (12)), zijn hier geen problemen te verwachten. Zolang $i < 1$ moet de doorlatendheidsrelatie van het filter vrij zijn van schaalearfenen. Bij de in formule (22) gegeven eis is hier reeds rekening mee gehouden.

Vlak bij het bewegende blok mag verwacht worden dat de stroming krachtig genoeg is om filtermateriaal weg te spoelen. Dit heeft uiteraard grote invloed op de stroming. De stromingskracht op de filterkorrels kan beschreven worden met de volgende formule:

$$F = C_d \cdot \rho A v_f^2 \quad (47)$$

C_d = weerstands-koëfficiënt

A = aanstroomoppervlak van filterkorrel ($= \pi D_{15}^2/4$)

In normale gevallen ($100 < v_f D_{15}/\nu < 10000$) geldt [3]:

$$n_{C_d} = 1 \quad (48)$$

Met formule (33), (47) en (48) is de volgende schaalregel af te leiden:

$$n_{D_{15}} = n_x \quad (49)$$

Deze regel is strijdig met formule (26), zodat gekonkludeerd moet worden dat de schade aan het filter tijdens de beweging van het blok niet goed wordt weergegeven als $D_{15} < 1,8$ mm (laminaire stroming in het filter). Als het filter volgens formule (26) wordt geschaald, wordt in het model de schade aan het filter onderschat en de sterkte van de toplaag overschat.

8. Konklusie

Uit de voorgaande hoofdstukken is duidelijk geworden dat het niet eenvoudig is om met een schaalmodel de sterkte van een steenzetting te onderzoeken. Het belangrijkste knelpunt wordt gevormd door de stroming in het filter dat ook bij het bewegende blok nog goed weergegeven moet worden.

De sterkte kan met verwaarloosbare schaaleardeffekten bepaald worden als voldaan wordt aan de volgende schaalregels en beperkingen:

$n_t = \sqrt{n_x}$	(tijdschaal)
$n_v = n_{v_f} = \sqrt{n_x}$	(snelheidsschaal)
$n_a = n_g = 1$	(versnellingen)
$n_\phi = n_x$	(stijghoogte)
$n_i = 1$	(verhang)
$n_F = n_x^3$	(kracht)
$n_\rho = n_{\rho_a} = 1$	(soortelijke massa)
$n_B = n_L = n_D = n_b = n_x$	(geometrie)
$n_{f_b} = 1$	(wrijving)
$n_\lambda = n_x$	(lek lengte)
$n_{D_{15}} = n_x$	(korrelgrootte filter)
$D_{15} > 9$ mm	(in model en prototype)

Tevens moet de spleetbreedte zodanig gekozen worden dat geldt:

- in geval van lineaire toplaagdoorlatendheid:

$$n_a' = \frac{1}{\sqrt{n_x}}$$

- in geval van kwadratische toplaagdoorlatendheid:

$$n_b' = \frac{1}{n_x}$$

Er kan fijn filtermateriaal ($D_{15} < 1,8 \text{ mm}$) worden toegepast als in het prototype door bijzondere omstandigheden geen schade aan het filter kan ontstaan als gevolg van de blokbeweging. Dit is bijvoorbeeld het geval bij een toplaag op een geotextiel. Het filtermateriaal moet dan als volgt geschaald worden:

$$n_{D_{15}} = \sqrt[4]{n_x} \quad (D_{15} < 1,8 \text{ mm})$$

Helaas moet gekonkludeerd worden dat de sterkte van de meest toegepaste zetssteenkonstrukties (zetting op een uitvullaag op mijnsteen) niet in een schaalmodel onderzocht kan worden.

Wèl is het mogelijk om deelprocessen in een kleinschalig model te onderzoeken (zie appendix 1), zoals de druk op het talud tijdens de golfaanval. Dit kan de invoer voor STEENZET-berekeningen geven, waarmee de stabiliteit van de constructie kan worden berekend.

Een ander voorbeeld van detailonderzoek op kleine schaal is het meten van de blokbeweging tijdens de golfaanval, waarbij de nadruk ligt op het vaststellen of de toestroming de verschilddruk beïnvloedt en het vaststellen van globale tendensen. Een verifikatie op kleine schaal is niet mogelijk.

REFERENTIES

1. M. Klein Breteler
Taludbekleding van gezette steen
Stabiliteit top laag zonder inklemming of interlocking
Waterloopkundig Laboratorium, M1881-04, N85, oktober 1985

2. M. Klein Breteler
Taludbekleding van gezette steen
Toplaagdoorlatendheid (herzien t.o.v. N119)
Waterloopkundig Laboratorium, M1881/H195-07, december 1986

3. M. v.d. Wal e.a.
Aantasting van dwarsprofielen in vaarwegen
Erosie en stabiliteit van bodems en oevers, inleiding tot relevante
verschijnselen
Waterloopkundig Laboratorium, M1115 deel VIII, januari 1982

APPENDIX 1

Vergelijkend modelonderzoek op kleine schaal

VERGELIJKEND ONDERZOEK OP KLEINE SCHAAL

In sectie 8 is gekonkludeerd dat voor vele konstrukties het niet mogelijk is om op kleine schaal de sterkte vast te stellen. Aanvullend op de buro-studie is onderzocht of de volgende zaken wel op kleine schaal zijn te onderzoeken:

- sterkte-verhouding van twee konstrukties,
- invloed van klemkrachten,
- detailstudies naar delen van de totale problematiek.

Hiertoe worden twee konstruktie-varianten doorgerekend, elk met prototype-waarden en met modelwaarden (schaal 1:10).

Opgemerkt moet worden dat steenzettingen op zand in deze studie buiten beschouwing moeten blijven omdat het bezwijkmechanisme van deze konstrukties nog onvoldoende begrepen is.

Sterkte van het losse blok

In tabel 1 zijn 4 konstrukties gegeven. Konstruktie 1 en 2 zijn op prototype schaal, terwijl konstruktie 3 en 4 de schaalmodellen zijn van respectievelijk konstruktie 1 en 2. De in de tabel gegeven golfhoogte is zodanig gekozen dat de konstrukties nog net stabiel zijn. Bij de berekening hiervan is voor het filter, waar dit mogelijk was, uitgegaan van de doorlatendheidsrelatie van Forchheimer. De verschilddruk is echter berekend met de formules van Wolsink (schuin golfvront), die uitgaan van een gelineariseerde doorlatendheid. Dit heeft als konsekwentie dat de eventuele schaal effecten niet in de optredende verschilddruk tot uiting kunnen komen. Schaal effecten kunnen wel naar voren komen in de berekening van Γ_b (invloed van toestroming naar de open ruimte onder het bewegende blok).

Uit de tabel blijkt dat konstruktie 1 op het punt staat te bezwijken als de golfhoogte $H = 1.3$ m. Konstruktie 2 bezwijkt echter al bij $H = 1.0$ m. Dit verschil zit 'm voornamelijk in de grootte van Γ_b .

De konstrukties 3 en 4 zijn zo goed mogelijk ontworpen schaalmodellen met een lengteschaal 10. De korrelgrootte van het filtermateriaal is bepaald met de regel dat bij overgangstype stroming de schaal factor ongeveer gelijk is aan $\sqrt{\eta_x}$ of $\sqrt[3]{\eta_x}$. De spleetbreedte s is vervolgens zo gekozen dat de lek lengte op de lengteschaal is weergegeven.

Zonder schaaleffekten zouden de konstrukties 3 en 4 bij respektievelijk $H = .13$ m en $H = .10$ m bezwijken, wegens het feit dat de golfhoogte volgens de lengteschaal (10) wordt weergegeven. Het blijkt echter dat beide konstrukties bij een golfhoogte van 10 cm bezwijken! Het schaalmodel van konstruktie 1 is derhalve 30% minder sterk dan het prototype.

De oorzaak van dit schaaleffekt is te vinden bij Γ_b . Deze faktor beschrijft de invloed van de toestroming van water naar de ruimte die ontstaat onder het bewegende blok. In de formule van Γ_b is een lineaire en een kwadratische term te onderscheiden, die respektievelijk de laminaire en turbulente stromingsweerstand van het filter weergeven. Bij konstruktie 1 is de kwadratische term maatgevend, terwijl die bij konstruktie 3 verwaarloosbaar is. Hierdoor is Γ_b bij konstruktie 3 veel kleiner dan bij konstruktie 1. Dit verschil is niet aanwezig bij konstrukties 2 en 4. Tevens verschilt Γ_b zo weinig van 1 dat eventuele schaaleffekten niet in de uiteindelijke bezwijk-golfhoogte zijn terug te vinden.

Door de schaaleffekten is het blijkbaar niet mogelijk om het sterkteverschil van konstrukties 1 en 2 in een model (met konstrukties 3 en 4) te meten.

Het is gevaarlijk om uit het bovenstaande te konkluderen dat de sterkte van het schaalmodel altijd kleiner of gelijk is aan de sterkte van het prototype. Voor een black-box-achtig onderzoek moet gekonkludeerd worden dat de sterkte van een steenzetting niet met een schaalmodel te bepalen is als sterk afgeweken wordt van de beperkingen die gegeven zijn in sektion 8 en als tevens de toestroming een belangrijke invloed heeft. Als de blokbeweging wordt uitgesloten, of als Γ_b ongeveer gelijk is aan 1, dan is modelonderzoek op kleine schaal zeker zinvol, mede omdat de eventuele schaaleffekten in de stroming in het filter met behulp van STEENZET-berekeningen gekorrigeerd kunnen worden.

Klemkrachten

De onderlinge klemkrachten van blokken die niet los liggen zijn afhankelijk van de volgende faktoren:

- wrijvingskoefficient,
- taludhelling,
- aantal blokken boven het beschouwde blok,
- vorm van de blokken,

- soortelijke massa van de blokken,
- onregelmatigheden die er voor zorgen dat niet alle blokken boven het beschouwde blok bijdragen aan de klemkracht,
- ingewassen of ingespoeld materiaal,
- plaatwerking.

De klemkrachten zijn echter additionele krachten die opgeteld moeten worden bij de sterkte die een los blok al heeft. De totale sterkte van een geklemde zetting (uitgedrukt in de bezwijkgolffhoogte) is daarom afhankelijk van genoemde factoren en van factoren die van toepassing zijn op de losse blokken. Hier komt nog eens bij dat een geklemde zetting soms bezwijkt als een opbollende plaat of rij blokken, waarbij toestroming uiteraard een veel grotere invloed heeft dan op een enkel bezwijkend blok. Hierdoor is het in principe niet mogelijk om met een black-box-achtig modelonderzoek op kleine schaal de sterkte van een geklemde zetting vast te stellen.

Detailstudies

Met een beperkte doelstelling is wel zinnig modelonderzoek op kleine schaal mogelijk. Men kan zich bijvoorbeeld beperken tot het vaststellen van de sterkte waarbij nog geen beweging (opbolling) optreedt. Of men probeert een eerste indruk te krijgen of het fenomeen "toestroming" inderdaad zo'n duidelijke rol speelt als de formules suggereren. Het is dan niet zo erg als de Γ_b als gevolg van schaaleardeffekten iets te hoog of te laag is.

Ook kan het sterkte-verschil vastgesteld worden tussen een konstruktie op een zeer doorlatende ondergrond (dus geen invloed van toestroming) met losse blokken en een met ingeklemde blokken. Mits het bezwijkmechanisme niet veranderd kan ook de invloed van de taludhelling, wrijvingscoëfficiënt, inwassing etc. bekeken worden.

Als een konstruktie bij een bepaalde golffhoogte slechts ligt te "ademen" en pas bij een duidelijk hogere golffhoogte bezwijkt, dan is de waarde van de gevonden bezwijkgolffhoogte zeer twijfelachtig, tenzij aan de voorwaarden uit sekte 8 is voldaan. Het verloop van de verschildruk etc. tijdens het ademen is uiteraard wel bruikbaar voor het verkrijgen van inzicht in de fysische processen en als basis voor het ontwikkelen van ontwerpformules.

Konstruktienummer		1	2	3	4	
H	[m]	1.3	1.0	.1	.1	golfhoogte
T	[s]	5	5	1.581	1.581	periode
D	[m]	.2	.2	.02	.02	blokdikte
B	[m]	.4	.15	.04	.015	breedte
L	[m]	.4	.15	.04	.015	lengte
Δ		1.22	1.22	1.22	1.22	soort. massa
f (wrijving)		.6	.6	.6	.6	wrijvingscoeff.
Uitvullaag: b	[m]	.15	.3	.015	.03	dikte
D_{f15}	[m]	.02	.005	.006	.0025	korrelgrootte
n	[-]	.38	.42	.38	.42	porositeit
$\tan(\alpha)$.25	.25	.25	.25	talud
s	[m]	.002	.0013	.0005	.0004	spleet
ϵ	[-]	.3	.3	.3	.3	blokbeweging
h	[m]	5	5	.5	.5	waterdiepte
t_o	[s]	.4	.4	.1265	.1265	duur $\Delta\phi > e.g. \cdot \Gamma_{s1}$
ν	[m ² /s]	1e-6	1e-6	1e-6	1e-6	viscositeit
TUSSENRESULTATEN						
k (lin) uitvullaag		.1929	.1025	.0891	.0448	doorl. filter
k'	[m/s]	.0088	.0130	.0039	.0054	doorl. top laag
λ	[m]	.1968	.1666	.0200	.0171	lekhoogte
ϕ_b	[m]	.9017	.7597	.0760	.0760	ϕ op talud
$\tan(\beta)$.6554	.7230	.7230	.7230	drukfronthoek
t_u ($t_o \cdot 1.5$)	[s]	.6	.6	.1897	.1897	beweegtijd
b*k uitvullaag		.0289	.0307	.0013	.0013	transmitiviteit
Γ_{s1}		1.125	1.15	1.125	1.15	wrijving
Γ_{b2}		1.447	1.042	1.273	1.046	toestroming
Γ_{s2}		1.185	1.185	1.185	1.185	traagheid
Γ_{b1}		1.011	1.064	1.011	1.060	2-dim. filter
$\Gamma_s \cdot \Gamma_b$		1.768	1.440	1.595	1.441	$\sum \Gamma_i$
$\Delta D \cos \alpha$	[m]	.2367	.2367	.0237	.0237	eigen gewicht
RESULTAAT:						
Belasting (pot. verschil)	[m]	.4154	.3421	.0375	.0347	
Sterkte (pot. verschil)	[m]	.4186	.3409	.0377	.0341	

SECTIE 9

Toetsing van toplaagstabiliteit met analytisch model

INHOUD

	blz.
1. <u>Inleiding</u>	1
2. <u>Criterium voor bovengrens van twijfelachtige gebied</u>	2
3. <u>Verhouding tussen onder- en bovengrens van twijfelachtige gebied</u> ..	3
4. <u>Conclusie</u>	6

REFERENTIES

FIGUREN

Toetsing van top laag stabiliteit met analytisch model

1. Inleiding

Ten behoeve van de toetsing van de stabiliteit van een taludbekleding van gezette steen is het wenselijk om niet alleen een veilige ondergrens te hebben, maar ook een bovengrens van de stabiliteit. Dit is reeds uitgewerkt in het black-box model (sectie 7).

In dat model zijn in $H/(\Delta D) - \xi$ grafieken twee lijnen getekend (zie figuur 1). Als de optredende $H/\Delta D$ -waarde (belasting) onder de onderste lijn blijft, dan is de constructie zeker stabiel. Ligt deze $H/\Delta D$ -waarde boven de bovenste lijn, dan is de constructie zeker instabiel. Tussen deze lijnen is een uitspraak over de stabiliteit niet mogelijk (twijfelachtige stabiliteit).

De opzet van de toetsing is zodanig dat bij twijfelachtige stabiliteit een hoogwaardiger rekenmodel moet worden toegepast. In geval van het black-box model is dat het analytische model (sectie 2).

Onderstaand is aan de hand van resultaten van Deltagootonderzoek de bovengrens van het twijfelachtige gebied voor het analytisch model afgeleid.

De resultaten van deze sectie worden gebruikt in de het "Handboek voor dimensionering van gezette dijkbekledingen" [1].

2. Criterium voor bovengrens van twijfelachtige gebied

De bovengrens van het twijfelachtige gebied betreft in feite de overgang van "mogelijk stabiel" naar "zeker instabiel". Deze overgang moet zo hoog gekozen worden dat constructies, die als "zeker instabiel" worden beoordeeld, niet met hoogwaardiger middelen als "stabiel" of "twijfelachtig" wordt beoordeeld. Dit is een voorwaarde die door TAW-D9 is geformuleerd.

In het handboek [1] is aanbevolen om een steenzetting te dimensioneren door gebruik te maken van karakteristieke waarden, in combinatie met het analytisch model. In [2] is aangetoond dat op deze wijze een faalkans van ten hoogste 1/10 à 1/100 van de voorgeschreven overschrijdingskans van de waterstand wordt gerealiseerd. Deze faalkans is verondersteld toelaatbaar te zijn en geldt op de grens tussen de "stabiel" en "twijfelachtig".

Het is niet nodig om op de grens tussen "twijfelachtig" en "zeker instabiel" de faalkans gelijk aan 1 te stellen. Het gaat immers om constructies waarvan met zekerheid gezegd kan worden dat ze een ontoelaatbare faalkans hebben, en dat is niet per definitie gelijk aan 1.

Hoewel vele criteria mogelijk zijn, wordt als grens tussen "twijfelachtig" en "zeker instabiel" een faalkans van 50% bij het optreden van de maatgevende hydraulische omstandigheden voor de maatgevende (zwakste) doorsnede aangehouden. Dit is gekozen omdat het zonder veel (probabilistische) berekeningen snel tot een bruikbaar resultaat leidt.

Doordat gekozen wordt voor de zwakste doorsnede wordt het probleem van de dijk lengte omzeild (zie [2]).

In dit criterium wordt gewerkt met een conditionele faalkans: faalkans, gegeven het optreden van de "ontwerpstorm" (maatgevende hydraulische omstandigheden). Als deze ontwerpstorm een overschrijdingsfrequentie van 10^{-4} /jaar heeft en de conditionele faalkans gelijk is aan 0,50, dan is de totale faalkans groter dan $0,5 \cdot 10^{-4}$ /jaar. Gezien het feit dat dit zeer veel groter is dan de toelaatbare faalkans, kan geconcludeerd worden dat het criterium niet leidt tot een te lage grens tussen "twijfelachtig" en "zeker instabiel". Het is eerder aan de hoge kant.

3. Verhouding tussen onder- en bovengrens van twijfelachtige gebied

Voor de kwantificering van de verhouding tussen de waarde van $H/\Delta D$ op de rand van het stabiele gebied en die op de rand van het instabiele gebied, wordt gebruik gemaakt van resultaten van het eindverificatie-onderzoek in de Deltagoot in vergelijking tot het analytische model (zie [2]):

proef	blokdikte D		gemeten/berekend
	gemeten	berekend	
119 oost	0,151	0,204	0,74
122 oost	0,151	0,211	0,72
143 oost	0,150	0,253	0,59
229 oost	0,150	0,211	0,71
231 oost	0,150	0,254	0,59
228 west	0,147	0,233	0,63
265 west	0,150	0,258	0,58
	gemiddeld:		0,65

In deze tabel is de gebruikte blokdikte in de Deltagoot gegeven (gemeten blokdikte) en de blokdikte die volgens het analytische model een blokbeweging geeft die gelijk is aan de gemeten blokbeweging. Uit de verhouding tussen de berekende en gemeten blokdikte is de mate van overdimensionering met het analytische model te halen.

Deze tabel is ook gebruikt voor het berekenen van de ondergrens van het twijfelachtige gebied. Het leidde tot de conclusie dat de met het analytisch model berekende blokdikte met 0,8 vermenigvuldigd mag worden, teneinde de toelaatbare faalkans te realiseren ([2]):

$$\text{Ondergrens: } D = 0,8 \cdot D_{\text{ana}} \quad (1)$$

met:

D = blokdikte die, samen met de karakteristieke waarden, leidt tot de toelaatbare faalkans (m)

D_{ana} = blokdikte die, samen met de karakteristieke waarden, volgt uit het analytische model (m)

Voor de bovengrens van het twijfelachtige gebied moet er gewerkt worden met de gemiddelde verhouding tussen de werkelijkheid (Deltagootresultaat) en het analytische model, zodat een faalkans van 50% gerealiseerd wordt:

$$\text{Bovengrens: } D_b = 0,65 \cdot D_{ana} \quad (2)$$

met:

D_b = blokdikte die, samen met de karakteristieke waarden, leidt tot een ontoelaatbare faalkans (m)

D_{ana} = blokdikte die, samen met de karakteristieke waarden, volgt uit het analytische model (m)

Verder moet er voor het realiseren van een faalkans van 50% gerekend worden met de verwachtingswaarde van de belasting ($\mu(H_s)$), in plaats van de karakteristieke waarde ervan ($\mu(H_s) + 1,65 \cdot \sigma(H_s)$). De verhouding tussen de verwachtingswaarde en de karakteristieke waarde is van veel zaken afhankelijk, maar wordt hier ter vereenvoudiging benaderd met:

$$H_o/H_b = 1,1 \quad (3)$$

met:

H_o = rekenwaarde voor de belasting die leidt tot een constructie met ontoelaatbare faalkans (karakteristieke waarde, $\mu(H_s) + 1,65 \cdot \sigma(H_s)$) (m)

H_b = rekenwaarde voor de belasting die leidt tot een constructie met ontoelaatbare faalkans (verwachtingswaarde, $\mu(H_s)$) (m)

Met de formules (1) tot en met (3) en de black-box formule (afgeleid op basis van het analytische model) kan de verhouding tussen $H/\Delta D$ op de boven- en ondergrens van het twijfelachtige gebied bepaald worden:

$$\frac{H}{\Delta D} = f \cdot \xi^{-0.67} \cdot \left(\frac{k'D}{kb}\right)^{0.33} \quad (4)$$

Met de formules (1) tot en met (3) volgt:

$$\text{ondergrens: } \frac{1,1 \cdot H}{\Delta D_{ana}} = f \cdot \xi^{-0.67} \cdot \left(\frac{k'D_{ana}}{kb}\right)^{0.33} \text{ met } D = 0,8 \cdot D_{ana} \Rightarrow$$

$$\frac{H}{\Delta D} = 1,22 \cdot f \cdot \xi^{-0.67} \cdot \left(\frac{k'D}{kb}\right)^{0.33} \quad (5)$$

bovengrens: $\frac{H}{\Delta D_{ana}} = f \cdot \xi^{-0.67} \cdot \left(\frac{k' D_{ana}}{kb} \right)^{0.33}$ met $D = 0,65 \cdot D_{ana} \Rightarrow$

$$\frac{H}{\Delta D} = 1,78 \cdot f \cdot \xi^{-0.67} \cdot \left(\frac{k' D}{kb} \right)^{0.33} \quad (6)$$

Hieruit kan geconcludeerd worden dat de $H/\Delta D$ -waarde op de bovengrens van het twijfelachtige gebied $1,78/1,22 = 1,45$ maal hoger is dan op de ondergrens.

In het black-box model is deze verhouding 2,15.

4. Conclusie

Voor de gedetailleerde toetsing van de stabiliteit van de toplaag geldt het volgende:

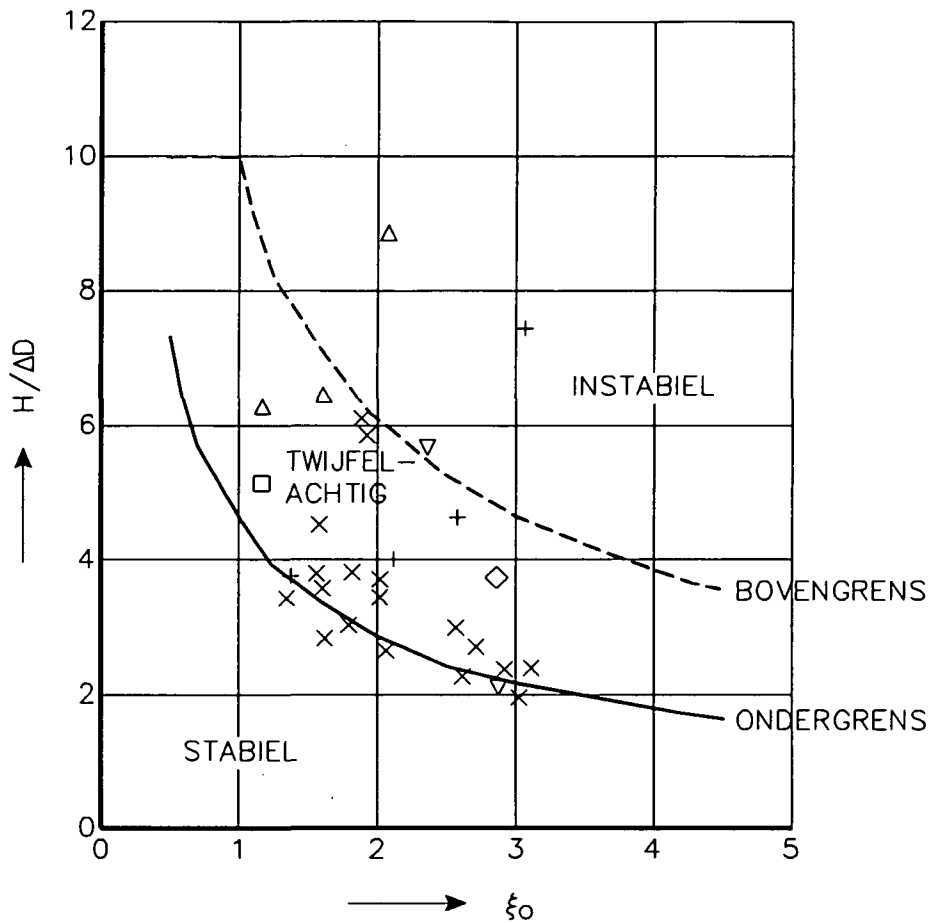
- De toplaagstabiliteit is zeker voldoende als de toplaagdikte groter is dan volgt uit een berekening met het analytische model, rekening houdend met de karakteristieke waarden [2].
- De toplaagstabiliteit is twijfelachtig als de optredende waarde van $H/(\Delta D)$ groter is dan toelaatbaar is volgens het analytisch model, maar niet meer is dan 1,5 maal die toelaatbare waarde.
- De toplaagstabiliteit is zeker onvoldoende de bij het betreffende dijkvak optredende waarde van $H/(\Delta D)$ meer dan 1,5 maal groter is dan de $H/(\Delta D)$ waarbij nog net voldaan wordt aan de eisen van het analytische model.

Dit is schematisch weergegeven in figuur 2.

REFERENTIES

1. M. Klein Breteler.
Handboek voor het dimensioneren van gezette dijkbekledingen.
CUR/TAW/WL, verschijnt voorjaar 1992.

2. M. Klein Breteler en W.G. de Rijke.
Taludbekledingen van gezette steen.
Veiligheidsfilosofie.
Waterloopkundig Laboratorium, Grondmechanica Delft, H195 deel 25, okt.
1991.



konstruktie :

- ondergrens ($F = 4.6$)
 - bovengrens ($F = 10.0$)
- } $H/\Delta D = F \xi_0^{-0.67}$
- ▽ f, gidsond.
 - △ j, armorflex
 - ◇ k, gobi
 - + l, gobi
 - m, gobi
 - x ac. eindverifikatie

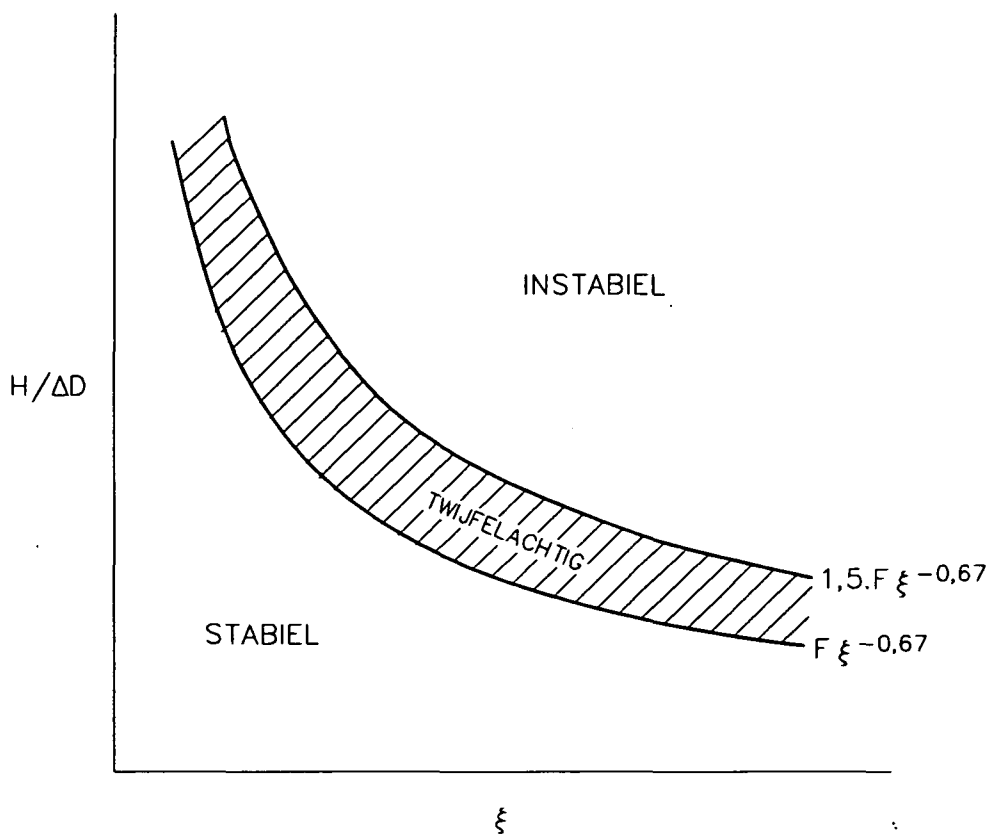
LOSSE ELEMENTEN OP FILTER (NORMAAL)

REGELMATIGE GOLVEN

WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM

H 195

FIG. 1



ONDER EN BOVENRENS VAN TWIJFELACHTIG
GEBIED IN $H/\Delta D - \xi$ FIGUUR

ANALYTISCH MODEL

WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM

H 195

FIG. 2

• locatie 'De Voorst'

• hoofdkantoor

hoofdkantoor
Rotterdamseweg 185
postbus 177
2600 MH Delft
telefoon (015) 56 93 53
telefax (015) 61 96 74
telex 38176 hydnl-nl

locatie 'De Voorst'
Voorsterweg 28, Marknesse
postbus 152
8300 AD Emmeloord
telefoon (05274) 29 22
telefax (05274) 35 73
telex 42290 hylvo-nl

