



Opdrachtgever:  
Rijkswaterstaat  
Dienst Weg- en Waterbouwkunde, TAW-A2

## Taludbekledingen van gezette steen

Golfdruk op het talud

Deel B: Verbetering van het analytisch model en STEENZET

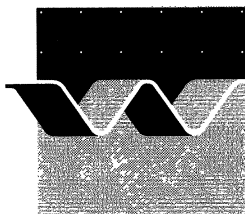
Verslag bureaustudie



December 1995

AFGEHANDELD



GRONDMECHANICA  
DELFT



	<b>bibliotheek</b> postbus 177 - 2600 MH Delft waterloopkundig laboratorium/WL
<b>BB</b>	60526-1000
<b>WL</b>	H 0195
<b>EXPL</b>	 R0003122

## Taludbekledingen van gezette steen

Golfdruk op het talud

J.P. de Waal (WL), M. Klein Breteler (WL) en H. den Adel (GD)

1. Rapport nr. A2.95.98	2. Serie nr. TAW-A2	3. Ontvanger catalogus nummer	
4. Titel en sub-titel  Taludbekledingen van gezette steen Golfdruk op het talud Deel B, verbetering van het analytisch model en STEENZET		5. Datum rapport December 1995	
		6. Kode uitvoerende organisatie H195/H1256/H1770/H2499	
7. Schrijvers  WL: J.P. de Waal, M. Klein Breteler GD: H. den Adel		8. Nr. rapport uitvoerende organisatie 1770-C.WP	
9. Naam en adres opdrachtnemer  Waterloopkundig Laboratorium Voorsterweg 28, Marknesse Postbus 152 8300 AD Emmeloord		10. Projektnaam TAWA*STEENZ	
		11. Kontraktnummer 3100/2062	
12. Naam en adres opdrachtgever  Rijkswaterstaat Dienst Weg- en Waterbouwkunde Postbus 5044 2600 GA Delft		13. Type rapport	
		14. Kode andere opdrachtgever	
15. Opmerkingen			
16. Referaat  Het analytisch rekenmodel voor de bepaling van de stabiliteit van taludbekledingen van gezette steen is op diverse aspecten onderzocht op de mogelijkheid van verbeteringen. Dit heeft ondermeer geleid tot aangepaste grafieken voor de kritieke golfhoogte, aangepaste formules voor de invloed van wrijving en nieuwe formules en inzichten met betrekking tot de belasting van constructies met een berm. In de bijlage is een oriënterende studie gerapporteerd over de mogelijkheid om de nieuwe drukbestanden te gebruiken om STEENZET/1 + te verbeteren.			
17. Trefwoorden  Dijkbekleding, steenzetting, golfbelasting, golfdruk, stijghoogte		18. Distributie systeem	
19. Classificatie  vrij toegankelijk	20. Classificatie deze pagina	21. Aantal blz.	22. Prijs

# Inhoud

Lijst van tabellen

Lijst van figuren

Lijst van symbolen

	blz.
<b>1</b> <b>Rapportsamenvatting</b> .....	1
1.1    Inleiding .....	1
1.2    Samenvatting en conclusies .....	2
<b>2</b> <b>Overzicht belastingformules</b> .....	6
2.1    Inleiding .....	6
2.2    Basis formules .....	7
2.3    Invloed van de lokale waterdiepte .....	9
2.4    Invloedsfactor voor belasting onder een berm .....	10
2.5    Belasting op een berm .....	12
2.5.1    Belastingtypen .....	12
2.5.2    Frontbelasting .....	13
2.5.3    Dalbelasting .....	15
<b>3</b> <b>Kritieke golfhoogte bij begin van schade</b> .....	16
3.1    Bepaling van nieuwe ontwerpgrafieken .....	16
3.2    Analyse van de nieuwe ontwerpgrafieken .....	20
3.3    Toepasbaarheid bij kleine lek lengte .....	23
<b>4</b> <b>Nieuwe formule voor de invloed van wrijving</b> .....	25
4.1    Invloed van wrijving .....	25
4.2    Invloed van wrijving bij schuiven en/of kantelen .....	26
4.3    Vergelijking tussen oude en nieuwe formules .....	27
4.4    Klemkrachten evenwijdig aan de waterlijn .....	28

## Inhoud (vervolg)

		blz.
<b>5</b>	<b>Bruikbaarheid van aanverwante publicaties</b> . . . . .	30
<b>6</b>	<b>Voorbeeldberekeningen</b> . . . . .	34
6.1	Recht talud op diep water . . . . .	34
6.2	Recht talud met ondiep voorland . . . . .	36
6.3	Talud met een berm . . . . .	37
6.3.1	Situatieschets . . . . .	37
6.3.2	Ondertalud . . . . .	38
6.3.3	Berm . . . . .	39

### Referenties

### Tabellen

### Figuren

### Appendix I: Afleiding van de formule voor de invloedsfactor

### Bijlage 1: Oriëntatie onregelmatige golven in STEENZET

# Lijst van tabellen

- 1 Uitkomsten van voorbeeldberekeningen van de kritieke golfhoogte,

## Lijst van figuren

- 1 Kritieke golfhoogte volgens (CUR/TAW, 1992)
- 2 Kritieke golfhoogte volgens nieuwe formules
- 3 Invloed van golfklap op maximaal golfhoogteverschil
- 4 Nieuwe ontwerpprocedure
- 5 Vergelijking tussen oude en nieuwe formules voor invloed wrijving
- 6 Invloed van wrijving voor situaties met  $f_w = 0,5$
- 7 Invloed van wrijving voor situaties met  $f_w = 0,7$
- 8 Hoogte van stijghoogtefront
- 9 Helling van stijghoogtefront
- 10 Diepte van stijghoogtefront
- 11 Plaats van minimale stijghoogte
- 12 Invloed van waterdiepte op hoogte van stijghoogtefront
- 13 Invloed van waterdiepte op helling van stijghoogtefront
- 14 Invloed van waterdiepte op minimale stijghoogte
- 15 Invloed van waterdiepte op plaats van minimale stijghoogte
- 16 Invloedsfactor van berm op helling van stijghoogtefront
- 17 Invloedsfactor van berm op helling van stijghoogtefront
- 18 Invloedsfactor van berm op stijghoogteminimum
- 19 Invloedsfactor van berm op plaats van stijghoogteminimum
- 20 Equivalente taludhelling als functie van de relatieve bermbreedte  $B/H_s$ , bermhelling  $\alpha_B$ , taludhelling onder de berm  $\alpha_1$  en taludhelling boven de berm  $\alpha_2$
- 21 Krachtenspel bij diagonaal geplaatst blok
- 22 Bekledingselement de "grate plate"
- 23 Lotus-ini blok

## Lijst van symbolen

$B$	=	blokbreedte, haaks op waterlijn	(m)
$B$	=	bermbreedte	(m)
$c$	=	parameter in het functievoorschrift voor het stijghoogtefront	(-)
$d_B$	=	bermdiepte	(m)
$D$	=	blokdikte	(m)
$F_{\perp}$	=	contactkracht loodrecht op het vlak van het talud	(N)
$F_{\parallel}$	=	contactkracht in het vlak van het talud	(N)
$F_g$	=	zwaartekracht	(N)
$F_w$	=	wrijvingskracht	(N)
$f_w$	=	wrijvingscoëfficiënt	(-)
$g$	=	versnelling als gevolg van de zwaartekracht	(m/s <sup>2</sup> )
$H$	=	golfhoogte	(m)
$H_s$	=	significante golfhoogte	(m)
$h$	=	waterdiepte op $\frac{1}{2}L_{op}$ van de constructie	(m)
$h_t$	=	waterdiepte bij de teen van de constructie	(m)
$L$	=	bloklengte evenwijdig aan waterlijn	(m)
$L_g$	=	golflengte op ondiep water, gebaseerd op $T_p$	(m)
$L_{kt}$	=	belastinglengte, gedefinieerd als de lengte van het talud langs de waterlijn waarin de momentane uitwijking van het wateroppervlak meer dan 75% van de golfhoogte is	(m)
$L_{op}$	=	golflengte op diep water, gebaseerd op $T_p$	(m)
$\text{MIN}\{..\}$	=	kleinste van de genoemde waarden	
$\text{MAX}\{..\}$	=	grootste van de genoemde waarden	
$Pr$	=	overschrijdingskans	(-)
$P_{f1}$	=	waterdruk in het filter t.p.v. spleet 1	(N/m <sup>2</sup> )
$P_{f2}$	=	waterdruk in het filter t.p.v. spleet 2	(N/m <sup>2</sup> )
$P_t$	=	druk op het talud	(N/m <sup>2</sup> )
$P_{t1}$	=	waterdruk op het talud t.p.v. spleet 1	(N/m <sup>2</sup> )
$P_{t2}$	=	waterdruk op het talud t.p.v. spleet 2	(N/m <sup>2</sup> )
$s_{op}$	=	golfsteilheid ( $H_s/L_{op}$ )	(-)
$T_p$	=	golfperiode behorend bij de piek van het spectrum	(s)
$x$	=	horizontale plaatscoördinaat ten opzichte stilwaterlijn op het talud (positief naar zee)	(m)
$x_s$	=	horizontale afstand van stilwaterlijn op het talud tot plaats waar stijghoogte minimaal is (bij een berm wordt de afstand gerekend vanaf het snijpunt van het rechtdoor gedachte ondertalud en de stilwaterlijn)	(m)
$x_{sm}$	=	horizontale afstand van stilwaterlijn op het talud tot plaats waar stijghoogte minimaal is bij significante belasting	(m)
$x_{se}$	=	horizontale afstand van stilwaterlijn op het talud tot plaats waar stijghoogte minimaal is bij extreme belasting	(m)
$z_1$	=	hoogte van de freatische lijn in de constructie ten opzichte van het zwaarst belaste blok op het talud	(m)



## Lijst van symbolen (vervolg)

$\alpha$	= taludhelling	(°)
$\alpha_B$	= bermhelling	(°)
$\alpha_{eq}$	= equivalente taludhelling die rekening houdt met de berm	(°)
$\beta$	= hoek van golfvoortplantingsrichting	(°)
$\gamma_{\phi b}$	= invloedsfactor voor $\phi_b$ ter verrekening van de invloed van de waterdiepte aan de teen en een berm	(-)
$\gamma_{\theta}$	= invloedsfactor voor $\tan\theta_f$ ter verrekening van de invloed van de waterdiepte aan de teen en een berm	(-)
$\gamma_{\phi min}$	= invloedsfactor voor $\phi_{min}$ ter verrekening van de invloed van de waterdiepte aan de teen en een berm	(-)
$\gamma_{x_s}$	= invloedsfactor voor $x_s$ ter verrekening van de invloed van de waterdiepte aan de teen en een berm	(-)
$\gamma_{\phi bh}$	= invloedsfactor voor $\phi_b$ ter verrekening van de invloed van de waterdiepte aan de teen	(-)
$\gamma_{\theta h}$	= invloedsfactor voor $\tan\theta_f$ ter verrekening van de invloed van de waterdiepte aan de teen	(-)
$\gamma_{\phi min h}$	= invloedsfactor voor $\phi_{min}$ ter verrekening van de invloed van de waterdiepte aan de teen	(-)
$\gamma_{x sh}$	= invloedsfactor voor $x_s$ ter verrekening van de invloed van de waterdiepte aan de teen	(-)
$\gamma_{\phi b B}$	= invloedsfactor voor $\phi_b$ ter verrekening van de invloed van een berm	(-)
$\gamma_{\theta B}$	= invloedsfactor voor $\tan\theta_f$ ter verrekening van de invloed van een berm	(-)
$\gamma_{\phi min B}$	= invloedsfactor voor $\phi_{min}$ ter verrekening van de invloed van een berm	(-)
$\gamma_{x s B}$	= invloedsfactor voor $x_s$ ter verrekening van de invloed van een berm	(-)
$\Gamma$	= samengestelde invloedsfactor	(-)
$\Gamma_1$	= invloedsfactor voor de wrijving	(-)
$\Delta$	= relatieve soortelijke massa van het blok	(-)
$\zeta$	= coëfficiënt die de mate van blokkering van de stroming in een spleet weergeeft bij een gekanteld blok	(-)
$\Lambda$	= leklengte	(m)
$\lambda$	= lekhoogte ( $\lambda = \Lambda \sin\alpha$ )	(m)
$\varphi_t$	= stijghoogte op het talud	(m)
$\varphi_f$	= stijghoogte in het filter	(m)
$\varphi_{eg}$	= stijghoogteverschil dat overeenkomt met het eigen gewicht van de toplaag	(m)
$\varphi_w$	= maximaal stijghoogteverschil over de toplaag	(m)
$\phi_{w, sig}$	= maximaal stijghoogteverschil over de toplaag dat door 13,5% van de inkomende golven wordt overschreden (significante waarde)	(m)
$\phi_{w, 2\%}$	= maximaal stijghoogteverschil over de toplaag dat door 2% van de inkomende golven wordt overschreden (extreme waarde)	(m)
$\phi_b$	= fronthoogte ( $\phi_b = \phi_{max} - \phi_{min}$ )	(m)
$\phi_{bm}$	= fronthoogte bij significante belasting	(m)
$\phi_{be}$	= fronthoogte bij extreme belasting	(m)
$\phi_{bB}$	= hoogte van het stijghoogtefront op een berm	(m)
$\phi_{bBm}$	= hoogte van het stijghoogtefront op een berm bij significante belasting	(m)
$\phi_{bBe}$	= hoogte van het stijghoogtefront op een berm bij extreme belasting	(m)

## Lijst van symbolen (vervolg)

$\phi_d$	= diepte van stijghoogtedal op een berm	(m)
$\phi_{\max}$	= maximale stijghoogte op het talud ten opzichte van de stilwaterlijn	(m)
$\phi_{\min}$	= minimale stijghoogte op het talud ten opzichte van de stilwaterlijn ( $\phi_{\min}$ heeft altijd een negatieve waarde)	(m)
$\phi_{\min,m}$	= minimale stijghoogte bij significante belasting op het talud ten opzichte van de stilwaterlijn ( $\phi_{\min}$ heeft altijd een negatieve waarde)	(m)
$\phi_{\min,e}$	= minimale stijghoogte bij extreme belasting op het talud ten opzichte van de stilwaterlijn ( $\phi_{\min}$ heeft altijd een negatieve waarde)	(m)
$\theta_f$	= gemiddelde helling van het stijghoogtefront tussen het punt waar $\phi = \phi_{\min}$ en $\phi = 0$ op het moment dat dit front het steilst is	(°)
$\theta_{fm}$	= fronthelling bij significante belasting	(°)
$\theta_{fe}$	= fronthelling bij extreme belasting	(°)
$\theta_{fB}$	= helling van het stijghoogtefront op een berm	(°)
$\theta_d$	= helling van het stijghoogtedal op een berm	(°)
$\theta_n$	= frontniveau	(°)
$\rho_s$	= massadichtheid van het blok	(kg/m <sup>3</sup> )
$\rho$	= massadichtheid van water	(kg/m <sup>3</sup> )
$\xi_{op}$	= brekerparameter op basis van de diep-water golflengte, behorend bij de piekperiode van het spectrum	(-)
$\xi_{eq}$	= equivalente brekerparameter waarin berminvloed is verdisconteerd	(m)

# 1 Rapportsumenvatting

## 1.1 Inleiding

Projectgroep A2 van de Technische Adviescommissie voor de Waterkeringen (TAW) werkt ondermeer aan de formulering van ontwerpregels voor taludbekledingen van gezette steen. Deze projectgroep heeft hierbij een analytisch rekenmodel ontwikkeld waarmee de stabiliteit van steenzettingen bepaald kan worden. Enkele onderdelen van dit analytisch rekenmodel worden nog verder ontwikkeld en verfijnd.

In dit kader worden drukken op taluds onder golfaanval onderzocht. Als onderdeel van dit onderzoek zijn gedetailleerde drukmetingen uitgevoerd tijdens het fysisch modelonderzoek naar de waterbeweging op taluds in de Scheldegoet van het Waterloopkundig Laboratorium (WL). Hierbij is ondermeer de invloed van onregelmatige golven, een berm in de constructie en ondiep voorland voor de constructie onderzocht.

De resultaten van deze studies zijn beschreven in deel A. De aanpassingen in het analytisch model hebben betrekking op:

- de frontparameters:
  - De definitie van de frontsteilheid is verbeterd;
  - Het frontniveau is als parameter toegevoegd;
  - De relatie tussen de frontparameters en onregelmatige golven is bepaald.
- het functievoorschrift voor het stijghoogteverloop:
  - Het nieuwe vloeiende stijghoogteverloop sluit beter aan bij de werkelijkheid dan het oude geknikte verloop.
- de ontwerpformules gericht op stijghoogteverschil:
  - De nieuwe ontwerpformules hebben een betere statistische achtergrond dan de oude omdat bij de afleiding van de nieuwe naar karakteristieken van het stijghoogteverschil is gekeken.

De projectgroep besloot in het kader van bovenstaande belangrijke ontwikkelingen in het analytisch model nog enkele andere mogelijkheden tot verbetering uit te werken en daarnaast te bezien of het numerieke model STEENZET aanpassing behoeft:

- een overzicht van alle nieuwe formules voor het bepalen van het stijghoogteverschil over een steenzetting op een talud of op een berm, en
- de formule voor de invloed van wrijving.
- oriënterende studie naar de mogelijkheden om het nieuwe drukkenbestand te gebruiken in STEENZET/1+.

De aanpassing van STEENZET is zeer ingrijpend en kostbaar. Daarom heeft de projectgroep besloten eerst na te gaan of het gebruik van de nieuwe drukregistraties inderdaad de verwachte verbetering van het programma oplevert. De rapportage met betrekking tot STEENZET is in dit verslag opgenomen als bijlage 1.

De onderhavige bureaustudie is uitgevoerd door ir J.P. de Waal en ir M. Klein Breteler van het Waterloopkundig Laboratorium (hoofdverslag) en dr H. den Adel van Grondmechanica Delft (Bjlage 1). Van de DWW-zijde is het project begeleid door ir. B.P. Rigter.

## 1.2 Samenvatting en conclusies

### Stijghoogte op het talud en stijghoogteverschil over de zetting

Fysisch modelonderzoek in de Scheldegoot naar de waterbeweging op taluds heeft een schat aan nieuwe informatie opgeleverd op basis waarvan het analytisch model voor de stabiliteit van taludbekledingen kan worden verbeterd. In Deel A van deze verslagenreeks zijn de meetresultaten gepresenteerd en is een eerste analyse van de stijghoogte op het talud gegeven. In Deel C is nader ingegaan op de maatgevende stijghoogte op berm. In het onderhavige verslag Deel B is deze analyse verder uitgebreid tot een compleet overzicht van de nieuwe formules.

Het betreft formules voor de volgende parameters:

- hoogte van het stijghoogtefront op een talud  $\phi_b$ ,
- karakteristieke helling van het front  $\tan\theta_f$ ,
- diepte van het stijghoogtefront t.o.v. SWL:  $\phi_{\min}$ ,
- plaats van het stijghoogteminimum:  $x_s$ ,
- hoogte van het stijghoogtefront op een eventuele berm:  $\phi_{bB}$  of  $\phi_d$ ,
- helling van het stijghoogtefront op een eventuele berm:  $\tan\theta_{fB}$  of  $\tan\theta_d$ ,
- invloedsfactoren voor een ondiep voorland ( $\gamma_{\phi bh}$ ,  $\gamma_{\theta h}$ ,  $\gamma_{\phi \min h}$  en  $\gamma_{\phi xsh}$ ),
- invloedsfactoren voor de stijghoogte op het talud onder een berm ( $\gamma_{\phi bB}$ ,  $\gamma_{\theta B}$ ,  $\gamma_{\phi \min B}$  en  $\gamma_{\phi xsB}$ ),
- maatgevende stijghoogteverschil over de zetting  $\phi_w$ .

Steeds zijn voor deze parameters twee formules gegeven. De ene is geschikt om het stijghoogteverschil over de zetting te berekenen dat door ca 13,5% van de golven wordt overschreden (significante waarde,  $\phi_{w, sig}$ ) en de andere voor het stijghoogteverschil dat door 2% van de inkomende golven overschreden wordt (extreme waarde,  $\phi_{w, 2\%}$ ). De parameters die bruikbaar zijn voor het berekenen van de significante belasting hebben een index m en de parameters voor de 2%-belasting hebben een index e.

Alle formules zijn weergegeven in hoofdstuk 2. Voorbeeldberekeningen zijn te vinden in hoofdstuk 6.

### Nieuwe ontwerpgrafieken

Op basis van de nieuwe formules zijn nieuwe ontwerpgrafieken gemaakt. De grafieken in Figuur 2 kunnen in de plaats gedacht worden van de Figuur 130 uit het Handboek (CUR/TAW 1992). In deze figuren komen de volgende parameters voor:

- brekerparameter :  $\xi_{op} = \frac{\tan\alpha}{\sqrt{H_s/L_{op}}}$
- belastingparameter :  $\frac{H_s}{\Gamma\Delta D}$
- leklengteparameter :  $\frac{\Lambda}{\Gamma\Delta D}$

met:

$H_s$	=	significante golfhoogte bij de teen van de constructie	(m)
$\alpha$	=	taludhelling	(°)
$L_{op}$	=	golflengte op diep water ( $= 1,56T_p^2$ )	(m)
$T_p$	=	golfperiode bij de piek van het spectrum	(s)
$\Delta$	=	relatieve volumieke massa	(-)
		$= (\rho_s - \rho)/\rho$	
$\rho_s$	=	volumieke massa van blokken	(kg/m <sup>3</sup> )
$\rho$	=	volumieke massa van water	(kg/m <sup>3</sup> )
$D$	=	toplaagdikte	(m)
$\Lambda$	=	lek lengte (langs het talud)	(m)
$\Gamma$	=	invloedsfactor voor wrijving, traagheid en toestroming	(-)

In het Handboek moest dezelfde figuur twee maal gebruikt worden, de eerste keer met  $H = H_s$  (en geen blokbeweging) en de tweede maal met  $H = 1,4 \cdot H_s$  (en wel blokbeweging). De procedure is nu veranderd. Eerst moet de bovenste grafiek van Figuur 2 gebruikt worden met de eis dat er geen blokbeweging mag optreden en vervolgens de onderste waarbij er geringe blokbeweging toelaatbaar is. De mate van blokbeweging komt tot uiting in de waarde van  $\Gamma$ . Zonder blokbeweging is doorgaans  $\Gamma = 1,1$  à  $1,3$  en met blokbeweging is doorgaans  $\Gamma = 1,3$  à  $1,7$ . Het schema van Figuur 4 helpt bij de toepassing van de twee grafieken.

Aan de hand van een rekenvoorbeeld zijn de verschillen tussen de oude en de nieuwe ontwerpgrafieken bekeken:

- De lijnen volgens de nieuwe formules zijn voor  $\xi_{op} < 2,5$  iets steiler dan die volgens de oude (CUR/TAW, 1992). Voor grotere waarden van  $\xi_{op}$  neemt de kritieke golfhoogte volgens de nieuwe formules weer toe, terwijl deze volgens de oude formules blijft afnemen.
- Bij veel voorkomende belasting is in het gekozen rekenvoorbeeld de nieuwe kritieke golfhoogte voor  $\xi_{op} = 1,0$  groter dan de oude, maar bij  $\xi_{op} = 2,0$  zijn de resultaten vrijwel gelijk.
- Bij extreme belasting is in het gekozen rekenvoorbeeld de nieuwe kritieke golfhoogte voor  $\xi_{op} = 2,0$  kleiner dan de oude en bij  $\xi_{op} = 1,0$  zijn de resultaten vrijwel gelijk.
- De invloed van de factor  $\Gamma$  op de nieuwe kritieke golfhoogte is iets kleiner dan op de oude.

Voorlopig zijn de volgende grenzen ten aanzien van het toepassingsgebied opgesteld:

- In de grafiek voor de matige belasting : 
$$\frac{\Lambda}{\Gamma \Delta D} \geq 1,25 \quad (1.1)$$

- In de grafiek voor de extreme belasting: 
$$\frac{\Lambda}{\Gamma \Delta D} \geq 0,75 \quad (1.2)$$

Er is echter nader onderzoek nodig om deze grenzen definitief vast te stellen.

## Nieuwe formules voor de wrijvingsinvloed

Er zijn nieuwe formules voor de wrijving van een vrijwel los liggend blok afgeleid op basis van Rigter (1990). De nieuwe formules zijn gegeven in paragraaf 4.2 en in Figuur 5. De wijziging betreft blokken met blokbreedte-blokdikte verhouding  $B/D < 2$ . In dat geval geeft de nieuwe formule hogere waarden van  $\Gamma$ , vooral bij steile taluds, waardoor de nieuwe formules tot ca 5% dunnere zettingen leiden bij overig gelijke omstandigheden.

## Momentane belastingvariatie langs de waterlijn

Voor de stabiliteit van een zetting is ook de lengte van het gebied van belang waar op één moment hoge stijghoogteverschillen zijn (evenwijdig aan de waterlijn). De lengte van de golfkam in golven met richtingspreiding bepaalt deze lengte (zie paragraaf 4.4).

De kamlengte  $L_{kt}$  kan gedefinieerd worden als de lengte van het interval waartussen de golfhoogte groter is dan 75% van de maximale hoogte (bijvoorbeeld). De lengte van de golfbelasting op het talud is dan als volgt gerelateerd aan de golflengte:

$$\frac{L_{kt}}{L_g} = 1 \text{ à } 3 \quad (1.3)$$

met:

$L_{kt}$  = belastinglengte, gedefinieerd als de lengte van het talud langs de waterlijn waarin de momentane uitwijking van het wateroppervlak meer dan 75% van de golfhoogte is (m)

$L_g$  = golflengte op ondiep water op basis van  $T_p$  (m)

Bovenstaand resultaat is gebaseerd op een zeer sterke schematisatie van de werkelijkheid. In de praktijk van onregelmatige golven met richtingspreiding varieert zowel de kamhoogte als de kamlengte.

## Aanverwante publicaties

Enkele aanverwante publicaties zijn kort onderzocht op mogelijke aanknopingspunten voor verdere verbetering van het analytisch model (zie hoofdstuk 5).

Uit één daarvan (Li et al 1992) is aan het licht gekomen dat bij diagonaal geplaatste blokken de invloed van de wrijving groter is dan bij normaal geplaatste blokken, waar in het analytisch model van uit wordt gegaan. Mogelijk is deze verhoogde wrijvingsinvloed (ook) van toepassing op bekledingen bestaande uit zuilen.

Voor het overige bevatten de bestudeerde aanverwante publicaties geen nieuwe aanknopingspunten voor mogelijke verbetering van het analytisch model.

## Nieuwe drukbestanden voor steenzet

In de oriënterende studie naar de mogelijkheid om de nieuwe drukbestanden met gemeten drukken op taluds met ondiep voorland of een berm op te nemen in STEENZET/1+ is eerst gekeken naar de kwaliteit van de metingen. Deze bleek goed genoeg en bovendien veel beter dan de thans gebruikte bestanden.

Vervolgens is gekeken of het nieuwe bestand met onregelmatige golven betere resultaten geeft dan het oude bestand met regelmatige golven. In het oude bestand wordt de onregelmatigheid van de werkelijke golven gesimuleerd door een paar golven met  $H = H_s$  door te rekenen en een paar met  $H = 1,4H_s$ . Met het nieuwe bestand worden er een beperkt aantal representatieve golven uit de onregelmatige golvenreeks geselecteerd en sluit men dus beter aan op de werkelijkheid.

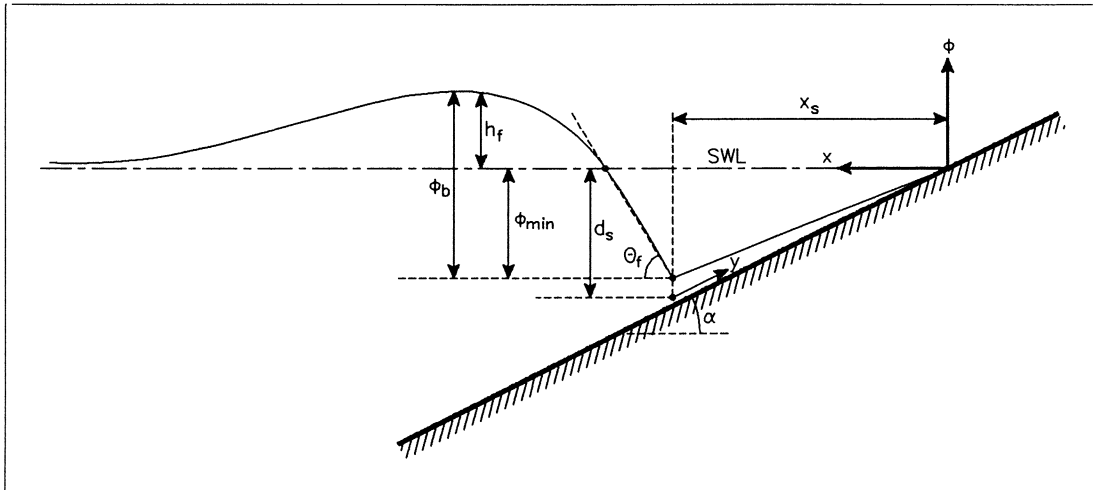
Het bleek daardoor beter mogelijk om alle belangrijke momenten in de golfbelasting door te rekenen dan met de oude methode waar de kans aanwezig was om het maatgevende moment te missen.

Doordat met het nieuwe bestand veel meer golven moeten worden doorgerekend neemt de rekentijd van enkele minuten toe tot ca 15 à 30 minuten. Dit is een belangrijk nadeel.

## 2 Overzicht belastingformules

### 2.1 Inleiding

Als resultaat van verschillende deelstudies zijn de belastingformules binnen het analytisch model aangepast. Dit hoofdstuk heeft tot doel deze aangepaste formules naast elkaar te presenteren. Eerst wordt de belasting op een recht talud (en op het ondertalud in geval van een constructie met een berm) behandeld. In paragraaf 2.5 wordt de belasting op een berm samengevat.



Schematisatie van het maatgevende stijgfront

Het maatgevende moment voor de stabiliteit van de steenzetting is ten tijde van de maximale steilheid van het front. De stijghoogte op het talud (ten opzichte van de stilwaterlijn) blijkt op dat moment goed beschreven te kunnen worden door de volgende gecompliceerde formules:

$$\phi = (x \tan \theta_f - x_s \tan \theta_f + \phi_{\min}) e^{\frac{(x_s - x) \tan \theta_f}{3\phi_b + 2,4\phi_{\min}}} \quad \text{als } x > x_s \quad (2.1)$$

$$\phi = x \frac{\phi_{\min}}{x_s} \quad \text{als } 0 < x < x_s \quad (2.2)$$

met:

- $\phi$  = stijghoogte op het talud ten opzichte van de stilwaterlijn (m)
- $x$  = horizontale plaatscoördinaat ten opzichte stilwaterlijn op het talud (positief naar zee) (m)
- $x_s$  = horizontale afstand van stilwaterlijn op het talud tot plaats waar stijghoogte minimaal is (bij een berm wordt de afstand gerekend vanaf het snijpunt van het rechtdoor gedachte ondertalud en de stilwaterlijn) (m)
- $\phi_b$  = hoogte van het stijgfront ( $\phi_b = \phi_{\max} - \phi_{\min}$ )
- $\phi_{\max}$  = maximale stijghoogte op het talud ten opzichte van de stilwaterlijn (m)



- $\phi_{\min}$  = minimale stijghoogte op het talud ten opzichte van de stilwaterlijn  
 ( $\phi_{\min}$  heeft altijd een negatieve waarde) (m)  
 $\alpha$  = taludhelling ( $^{\circ}$ )  
 $\theta_f$  = gemiddelde helling van het stijghoogtefront tussen het punt waar  $\phi = \phi_{\min}$   
 en  $\phi = 0$  op het moment dat dit front het steilst is ( $^{\circ}$ )

Deze schematisatie is nauwkeurig tot en met de top van de aankomende golf. Verder van het talud valt op dat de formule tendeert naar de stilwaterlijn, terwijl daar in werkelijkheid de volgende golven zich aandienen.

Het maximale stijghoogteverschil  $\phi_w$  (zonder invloed van overgangsconstructies) is:

$$\phi_w = \frac{\Lambda}{2} \left( \frac{-\phi_{\min} c}{1 + c\Lambda} + \frac{\tan\theta_f \cos\alpha}{(1 + c\Lambda)^2} + \sin\alpha \right) \left( 1 - e^{-\frac{2z_1}{\Lambda \sin\alpha}} \right) \quad (2.3)$$

$$c = \frac{\tan\theta_f \cos\alpha}{3\phi_b + 2,4\phi_{\min}} \quad (2.4)$$

Hierin is:

- $\phi_w$  = maximale stijghoogteverschil (m)  
 $\Lambda$  = leklengte (m)  
 $\alpha$  = taludhelling ( $^{\circ}$ )  
 $c$  = constante (m)  
 $z_1$  = niveau van de freatische lijn ten opzichte van het zwaarst belaste blok (m)

Bij benadering kan gesteld worden dat  $z_1 = \phi_{bm}$  (fronthoogte bij significante belasting).

## 2.2 Basis formules

De formules voor de frontparameters zijn gericht op twee statistische karakteristieken van het maatgevende stijghoogteverschil  $\phi_w$ , namelijk een veel voorkomend en een extreem stijghoogteverschil. Deze karakteristieken kunnen goed geïnterpreteerd worden als de significante waarde van het stijghoogteverschil, respectievelijk de waarde met 2% overschrijdingskans. De parameters die op deze twee karakteristieken betrekking hebben worden voorzien van de index 'm', respectievelijk 'e'.

De basisformules voor de frontparameters zijn als volgt:

- voor een veel voorkomend stijghoogteverschil  $\phi_{w,\text{sig}}$

$$\frac{\phi_{bm}}{H_s} = 0,22 \frac{\gamma_{\phi b} \xi_{op}}{(\tan\alpha)^{0,75}} \quad \text{met als maximum: } \phi_{bm}/H_s \leq 2,0 \gamma_{\phi b} \quad (2.5)$$

$$\tan\theta_{fm} = 1,5 \frac{\gamma_{\theta}}{\xi_{op}^{1/3}} \quad (2.6)$$

$$\frac{\phi_{\min,m}}{H_s} = -0,13\gamma_{\phi\min} \left( \frac{\xi_{op}}{\sqrt{\tan\alpha}} \right)^{1,25} \quad \text{met als minimum:} \quad \frac{\phi_{\min,m}}{H_s} \geq \frac{-2,0\gamma_{\phi\min}}{1 + 0,9/\sqrt{\xi_{op}}} \quad (2.7)$$

$$\frac{x_{sm}}{H_s} = \gamma_{xs} \left( 0,4 + 0,16 \frac{\xi_{op}}{(\tan\alpha)^{1,5}} \right) \quad \text{met als maximum:} \quad \frac{x_{sm}}{H_s} \leq \frac{1,5\gamma_{xs}}{\tan\alpha} \quad (2.8)$$

- voor een extreem stijghoogteverschil  $\phi_{w,2\%}$

$$\frac{\phi_{be}}{H_s} = 0,27 \frac{\gamma_{\phi b} \xi_{op}}{(\tan\alpha)^{0,75}} \quad \text{met als maximum:} \quad \phi_{be}/H_s \leq 2,5 \gamma_{\phi b} \quad (2.9)$$

$$\tan\theta_{fe} = 2,7 \frac{\gamma_{\theta}}{\xi_{op}^{1/3}} \quad (2.10)$$

$$\frac{\phi_{\min,e}}{H_s} = -0,16\gamma_{\phi\min} \left( \frac{\xi_{op}}{\sqrt{\tan\alpha}} \right)^{1,25} \quad \text{met als minimum:} \quad \frac{\phi_{\min,e}}{H_s} \geq \frac{-2,5\gamma_{\phi\min}}{1 + 0,9/\sqrt{\xi_{op}}} \quad (2.11)$$

$$\frac{x_{se}}{H_s} = \gamma_{xs} \left( 0,5 + 0,22 \frac{\xi_{op}}{(\tan\alpha)^{1,5}} \right) \quad \text{met als maximum:} \quad \frac{x_{se}}{H_s} \leq \frac{1,8\gamma_{xs}}{\tan\alpha} \quad (2.12)$$

met:

$\gamma_{\phi b}$  = invloedsfactor voor  $\phi_b$  ter verrekening van de invloed van de waterdiepte aan de teen en een berm (-)

$\gamma_{\theta}$  = invloedsfactor voor  $\tan\theta_f$  ter verrekening van de invloed van de waterdiepte aan de teen en een berm (-)

$\gamma_{\phi\min}$  = invloedsfactor voor  $\phi_{\min}$  ter verrekening van de invloed van de waterdiepte aan de teen en een berm (-)

$\gamma_{xs}$  = invloedsfactor voor  $x_s$  ter verrekening van de invloed van de waterdiepte aan de teen en een berm (-)

$H_s$  = inkomende significante golfhoogte aan de teen van de constructie (m)

$\xi_{op}$  = brekerparameter (-)  
 $= \tan\alpha \sqrt{H_s / (1.56 T_p^2)}$

$T_p$  = golfperiode bij de piek van het spectrum (s)

Bij gebrek aan informatie wordt de waarde van  $z_1$  veiligheidshalve vaak gelijk aan de fronthoogte bij significante belasting verondersteld:

$$z_1 = \phi_{bm} \quad (2.13)$$

De invloedsfactor voor iedere parameter bestaat uit een deel voor de invloed van de waterdiepte aan de teen van de dijk en een deel voor de invloed van de berm:

$$\gamma_{\phi b} = \gamma_{\phi bh} \cdot \gamma_{\phi bB} \quad (2.14)$$

$$\gamma_{\theta} = \gamma_{\theta h} \cdot \gamma_{\theta B} \quad (2.15)$$

$$\gamma_{\phi\min} = \gamma_{\phi\min h} \cdot \gamma_{\phi\min B} \quad (2.16)$$

$$\gamma_{xs} = \gamma_{xsh} \cdot \gamma_{xsB} \quad (2.17)$$

met:

- $\gamma_{\phi bh}$  = invloedsfactor voor  $\phi_b$  ter verrekening van de invloed van de waterdiepte aan de teen (-)  
 $\gamma_{\theta h}$  = invloedsfactor voor  $\tan\theta_f$  ter verrekening van de invloed van de waterdiepte aan de teen (-)  
 $\gamma_{\phi minh}$  = invloedsfactor voor  $\phi_{min}$  ter verrekening van de invloed van de waterdiepte aan de teen (-)  
 $\gamma_{xsh}$  = invloedsfactor voor  $x_s$  ter verrekening van de invloed van de waterdiepte aan de teen (-)  
 $\gamma_{\phi bB}$  = invloedsfactor voor  $\phi_b$  ter verrekening van de invloed van een berm (-)  
 $\gamma_{\theta B}$  = invloedsfactor voor  $\tan\theta_f$  ter verrekening van de invloed van een berm (-)  
 $\gamma_{\phi minB}$  = invloedsfactor voor  $\phi_{min}$  ter verrekening van de invloed van een berm (-)  
 $\gamma_{xsb}$  = invloedsfactor voor  $x_s$  ter verrekening van de invloed van een berm (-)

Opgemerkt moet worden dat de gecombineerde invloed van een berm en een ondiep voorland niet met modelproeven geverifieerd is. Verder is de invloedsfactor voor bermen bedoeld om de belasting op het talud *onder* de berm te berekenen. Voor de belasting *op* een berm zijn aparte formules ontwikkeld (zie paragraaf 2.5) en voor de belasting op het talud *boven* de berm zijn helaas nog geen formules beschikbaar.

De formules voor de 2%-belasting zijn voor relatief diep water en zonder berm ( $\gamma_{\phi b} = \gamma_{\theta} = \gamma_{\phi min} = \gamma_{x_s} = 1$ ) in Figuur 8 tot en met 11 weergegeven met de meetpunten.

In onderstaande paragrafen wordt de grootte van alle invloedsfactoren gekwantificeerd.

## 2.3 Invloed van de lokale waterdiepte

De invloed van de lokale waterdiepte is bepaald op basis van modelproeven met een voorlandhelling van 1:100 (deel A). Uit de metingen is gebleken dat deze invloedsfactoren ongeveer 1 zijn als  $h/L_{op} > 0,05$  of  $h/H_s > 3$ , waarbij  $h$  gelijk is aan de waterdiepte aan de teen en  $H_s$  de significante golfhoogte aan de teen is.

Onderstaande formules geven de invloedsfactor voor de waterdiepte:

$$\gamma_{\phi bh} = 1 - 1,4 e^{-70h/L_{op}} \quad (2.18)$$

$$\gamma_{\theta h} = 1 \quad (2.19)$$

$$\gamma_{\phi minh} = 1 - 2,2 e^{-80h/L_{op}} \quad (2.20)$$

$$\gamma_{xsh} = 1 - 1,7 e^{-70h/L_{op}} \quad (2.21)$$

met:

- $h$  = waterdiepte aan de teen van de constructie (m)  
 $H_s$  = significante golfhoogte aan de teen van de constructie (m)  
 $L_{op}$  =  $gT_p^2/(2\pi)$   
 $T_p$  = golfperiode bij de piek van het spectrum (s)

De formules voor de 2%-belasting zijn voor taluds zonder berm ( $\gamma_{\phi bB} = \gamma_{\theta B} = \gamma_{\phi minB} = \gamma_{xSB} = 1$ ) in Figuur 12 tot en met 15 weergegeven met de meetpunten.

Het hanteren van bovenstaande invloedsfactoren blijkt in de praktijk ongeveer dezelfde resultaten op te leveren als de volgende vuistregel:

- Als de golfhoogte  $H_s$  op diep water groter is dan de halve waterdiepte  $h/2$ , hou dan voor de berekeningen  $H_s = h/2$  aan en:
  - als  $T_p > 3,4\sqrt{h}$ , reken dan met  $T_p = 3,4\sqrt{h}$ ,
  - als  $T_p < 3,4\sqrt{h}$ , reken dan gewoon met de onveranderde  $T_p$ .
- Als de golfhoogte  $H_s$  op diep water kleiner is dan de halve waterdiepte  $h/2$ , reken dan gewoon met de onveranderde  $H_s$  en  $T_p$ .

Deze vuistregel mag uitsluitend toegepast worden op steenzettingen. In paragraaf 3.2 is een afleiding hiervan gegeven.

Opgemerkt moet worden dat ook bij het gebruik van de volledige formules eerst de significante golfhoogte bij de teen van de constructie berekend moet worden, bijvoorbeeld met de vuistregel  $H_s = h/2$  indien de golven breken (in deze vuistregel is  $h$  gelijk aan de waterdiepte op  $L_{op}/2$  afstand van de constructie).

## 2.4 Invloedsfactor voor belasting onder een berm

Voor het berekenen van de maatgevende stijghoogte op het talud onder een berm moeten invloedsfactoren gebruikt worden. Het is gebleken dat de invloed van de berm verwaarloosbaar is als de relatieve bermdiepte  $d_B/H_s < -1$  (hoog boven SWL gelegen berm). Het talud onder de berm wordt nauwelijks meer belast als  $d_B/H_s > 2$  (diep onder SWL gelegen berm).

Onderstaande formules geven de invloedsfactor voor de aanwezigheid van een berm.

$$\gamma_{\phi bB} = 1 - 0,017e^{2d_B/H_s} \quad (2.22)$$

$$\text{als } d_B < 0 \text{ (berm boven SWL): } \gamma_{\theta B} = 1 + 0,1e^{2d_B/H_s} \quad (2.23)$$

$$\gamma_{\phi minB} = 1 + 0,1e^{2d_B/H_s} \quad (2.24)$$

$$\text{als } d_B > 0 \text{ (berm onder SWL): } \gamma_{\theta B} = 1,1e^{-(d_B/H_s)^2/2} \quad (2.25)$$

$$\gamma_{\phi minB} = 1,1e^{-(d_B/H_s)^2/3} \quad (2.26)$$

$$\text{als } d_B/H_s < -1 \text{ (berm ver boven SWL): } \gamma_{xsB} = 1 \quad (2.27)$$

als  $-1 < d_B/H_s < 1$  (berm rond SWL):

$$\text{als } \xi_{op} < 2: \quad \gamma_{xsB} = 1 + (0,45 - 0,25\xi_{op})\left(\frac{d_B}{H_s} + 1\right) \quad (2.28)$$

$$\text{als } \xi_{op} > 2: \quad \gamma_{xsB} = 1 - 0,05\left(\frac{d_B}{H_s} + 1\right) \quad (2.29)$$

met:

$d_B$  = bermdiepte (m)

$x_s$  = horizontale afstand van het snijpunt van de stilwaterlijn en een rechte lijn door het ondertalud tot de plaats waar de stijghoogte minimaal is (m)

$B$  = bermbreedte (m)

Het valt op dat de breedte van de berm niet in de formules voorkomt omdat er geen duidelijke invloed was te onderkennen. Tijdens het onderzoek varieerde de relatieve bermbreedte tussen  $2 < B/H_s < 7$ . Als  $\tan\alpha \cdot B/H_s < 0,1$  dan is de berm zo smal dat er geen invloed van te verwachten is en geldt  $\gamma_{\phi bB} = \gamma_{\theta B} = \gamma_{\phi \min B} = \gamma_{xsB} = 1$ .

De formules voor de 2%-belasting zijn voor relatief diep water ( $\gamma_{\phi bh} = \gamma_{\theta h} = \gamma_{\phi \min h} = \gamma_{xsh} = 1$ ) in Figuur 16 tot en met 19 weergegeven met de meetpunten.

De aangepaste formule voor het maximale stijghoogteverschil  $\phi_w$  (zonder invloed van overgangsconstructies) luidt als volgt (mits  $d_B > -z_1 - \phi_{\min}$ ):

$$\phi_w = \frac{\Lambda}{2} \left( \frac{-\phi_{\min} c}{1 + c\Lambda} + \frac{\tan\theta_f \cos\alpha}{(1 + c\Lambda)^2} + \sin\alpha \right) \left( 1 - e^{-\frac{2z_1}{\Lambda \sin\alpha} - \frac{2B}{\Lambda}} \right) - \frac{\Lambda \sin\alpha}{2} (1 - e^{-B/\Lambda}) e^{\frac{-z_1}{\Lambda \sin\alpha}} \quad (2.30)$$

$$c = \frac{\tan\theta_f \cos\alpha}{3\phi_b + 2,4\phi_{\min}} \quad (2.31)$$

$$z_1 = \phi_{bm} \quad (2.32)$$

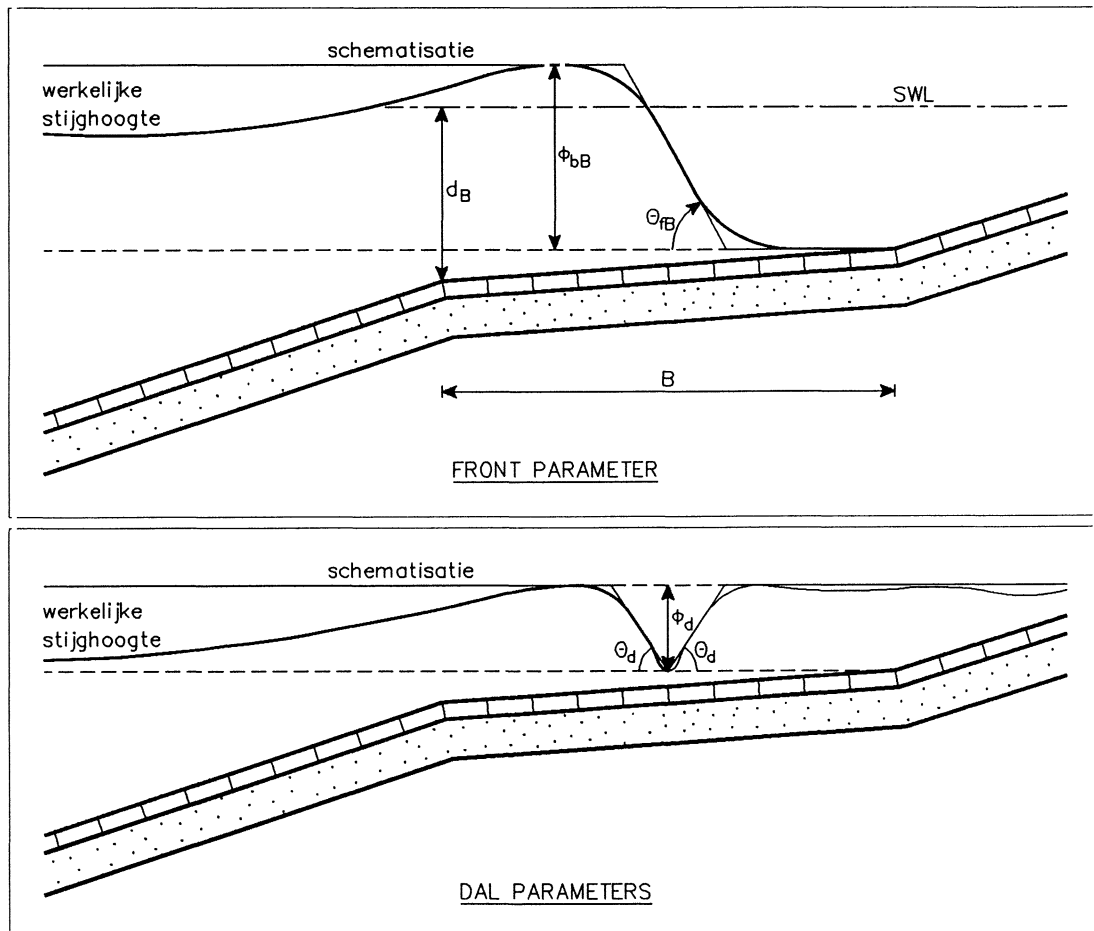
Bij het berekenen van het stijghoogteverschil over de zetting is de bermbreedte derhalve wel van belang.

Als de berm erg hoog boven de waterlijn ligt, dan heeft hij geen invloed: als  $d_B < -z_1 - \phi_{\min}$  dan moet in bovenstaande formules  $B = 0$  worden ingevuld.

## 2.5 Belasting op een berm

### 2.5.1 Belastingtypen

Er worden twee belastingtypen onderscheiden. Het eerste geval is een normaal front dat op een berm staat. Het tweede geval is een 'smal' dal met een V-vorm, zoals geschetst in onderstaande figuren. De frontbelasting wordt gekenmerkt door de fronthoogte  $\phi_{bB}$  en frontsteilheid  $\theta_{fB}$ . De dalbelasting wordt gekenmerkt door de daldiepte  $\phi_d$  en de steilheid van de dalflanken  $\theta_d$ .



Geschematiseerde weergave van maatgevende stijghoogteverlopen op een berm

Een berm heeft in de praktijk vaak een helling van 1:15 à 1:20. De formules in deze paragraaf zijn gebaseerd op modelonderzoek met een bermhelling van 1:15.

De hierna volgende formules hebben het volgende toepassingsgebied:

$$\text{Golfsteilheid} : 0,02 < H_s/L_{op} < 0,04 \quad (2.33)$$

$$\text{Bermbreedte} : 0,4 < B/\sqrt{H_s L_{op}} \leq 1,4 \quad (2.34)$$

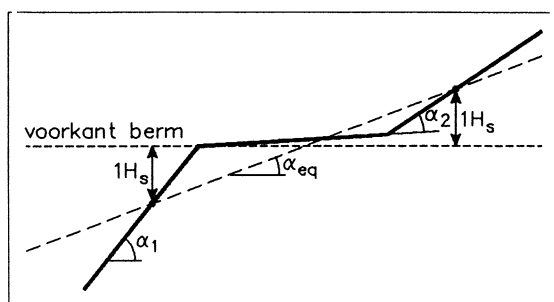
$$\text{Bermdiepte} : 0 \leq d_B/H_s < 1,2 \quad (2.35)$$

$$\text{Taludhelling} : 1/4 \leq \tan\alpha \leq 1/3 \quad (2.36)$$

## 2.5.2 Frontbelasting

De belasting als gevolg van een steil stijghoogtefront op de berm blijkt volgens de metingen afhankelijk te zijn van een equivalente brekerparameter. Deze equivalente brekerparameter is gebaseerd op de equivalente taludhelling, waarin de berm is verdisconteerd.

De equivalente taludhelling is de gemiddelde helling in de zone tussen  $H_s$  onder de voorrand van de berm en  $H_s$  boven de voorrand van de berm, zoals geschetst is in onderstaande figuur.



Talud met berm en bepaling equivalente taludhelling

De equivalente taludhelling  $\tan\alpha_{eq}$  wordt als volgt bepaald:

- zet een punt op het onderbeloop op  $H_s$  onder de voorrand van de berm;
- zet een punt op het bovenbeloop op  $H_s$  boven de voorrand van de berm;
- trek een lijn tussen deze twee punten. De helling van deze lijn is de equivalente taludhelling met betrekking tot de invloed van de berm.

Voor een eenvoudig talud met bermhelling  $\alpha_B$ , taludhelling onder de berm  $\alpha_1$  en taludhelling boven de berm  $\alpha_2$  kan ook Figuur 20 gebruikt worden. Ook kan de volgende formule gebruikt worden als  $\alpha_1 = \alpha_2$ :

$$\tan\alpha_{eq} = \frac{2 + \frac{B}{H_s} \sin\alpha_B}{\frac{B}{H_s} + \frac{2}{\tan\alpha}} \quad (2.37)$$

met:

$$\begin{aligned} \alpha_B &= \text{bermhelling (}^\circ\text{)} \\ \alpha_{eq} &= \text{equivalente taludhelling die rekening houdt met de berm (}^\circ\text{)} \end{aligned}$$

De equivalente brekerparameter is:

$$\xi_{eq} = \frac{\tan\alpha_{eq}}{\sqrt{H_s/L_{op}}} \quad (2.38)$$

met:

$$\begin{aligned} L_{\text{op}} &= \text{golflengte op diep water (m)} \\ &= 1,56 T_p^2 \end{aligned}$$

De frontparameters voor de belasting op de berm kunnen als volgt op basis van onder andere de equivalente taludhelling bepaald worden:

- voor een veel voorkomend stijghoogteverschil  $\phi_{w,\text{sig}}$

$$\frac{\phi_{bBm}}{H_s} = \frac{\sqrt{\xi_{\text{eq}}}}{1,2 + \left(\frac{d_B}{H_s} - 1,25\right)^2} \quad (2.39)$$

$$\tan\theta_{fBm} = \frac{1}{1 + \left(\frac{d_B}{H_s} - \frac{1}{2}\right)^2} \cdot \left(\frac{10}{9,5 + \frac{B}{H_s}}\right) \quad (2.40)$$

- voor een extreem stijghoogteverschil  $\phi_{w,2\%}$

$$\frac{\phi_{bBe}}{H_s} = \frac{\sqrt{\xi_{\text{eq}}}}{1 + 0,8 \cdot \left(\frac{d_B}{H_s} - 1,25\right)^2} \quad (2.41)$$

$$\tan\theta_{fBe} = \frac{1}{1 + \left(\frac{d_B}{H_s} - \frac{1}{2}\right)^2} \cdot \left(\frac{14}{9,5 + \frac{B}{H_s}}\right) \quad (2.42)$$

Steeds geldt dat  $\phi_{bB}$  maximaal de waarde van  $\phi_b$  kan aannemen.

Het maximale opwaartse stijghoogteverschil tijdens een 'front' is:

$$\phi_w = \frac{\Lambda}{2} \tan\theta_{fB} \left(1 - e^{-\frac{\phi_{bB}}{\Lambda \tan\theta_{fB}}}\right) \quad (2.43)$$

Opgemerkt moet worden dat ook het maximale stijghoogteverschil tijdens een 'dal' met de formules uit de volgende paragraaf berekend moet worden. De grootste waarde van beide is maatgevend.

Bij het bepalen van de blokdikte moet er rekening mee worden gehouden dat de wrijving tussen de blokken op de berm veel minder kan zijn dan op een talud. De invloedsfactor  $\Gamma_1$  met betrekking tot de wrijving moet daardoor veiligheidshalve gelijk aan 1 worden gesteld.



### 2.5.3 Dalbelasting

Bij de dalbelasting is alleen een empirische relatie voor de daldiepte  $\phi_d$  beschikbaar. Voor de flanksteilheid  $\theta_d$  is een zo goed mogelijke schatting gegeven.

De dalparameters blijken afhankelijk te zijn van  $\xi_{op}$  en niet van  $\xi_{eq}$ :

- voor een veel voorkomend stijghoogteverschil  $\phi_{w,sig}$

$$\frac{\phi_{d,m}}{H_s} = \frac{3,7}{(3,1 + \xi_{op}) \cdot \left(1 + 0,2 \cdot \left(\frac{d_B}{H_s} - 1,5\right)^2\right)^4} \quad (2.44)$$

$$\tan\theta_d = 1 \quad (2.45)$$

- voor een extreem stijghoogteverschil  $\phi_{w,2\%}$

$$\frac{\phi_{d,e}}{H_s} = \frac{5,0}{(3,1 + \xi_{op}) \cdot \left(1 + 0,2 \cdot \left(\frac{d_B}{H_s} - 1,5\right)^2\right)^4} \quad (2.46)$$

$$\tan\theta_d = 1 \quad (2.47)$$

Steeds geldt dat  $\phi_d$  maximaal de waarde van  $\phi_b$  (op het talud) kan aannemen.

Het maximale stijghoogteverschil op de berm tijdens een 'dal' kan worden berekend met:

$$\phi_w = \Lambda \tan\theta_d \left(1 - e^{-\frac{\phi_d}{\Lambda \tan\theta_d}}\right) \quad (2.48)$$

Opgemerkt moet worden dat ook het maximale stijghoogteverschil tijdens een 'front' met de formules uit de vorige paragraaf berekend moet worden. De grootste waarde van beide is maatgevend.

Bij het bepalen van de blokdikte moet er rekening mee worden gehouden dat de wrijving tussen de blokken op de berm veel minder kan zijn dan op een talud. De invloedsfactor  $\Gamma_1$  met betrekking tot de wrijving moet daardoor veiligheidshalve gelijk aan 1 worden gesteld.

## 3 Kritieke golfhoogte bij begin van schade

### 3.1 Bepaling van nieuwe ontwerpgrafieken

In Figuur 130 van (CUR/TAW, 1992) wordt een grafiek gepresenteerd waarmee de golfhoogte bij begin van schade kan worden bepaald, zie ook Figuur 1. Bij deze kritieke waarde van de golfhoogte is sprake van evenwicht tussen de belasting en de sterkte.

De volgende gegevens zijn bij het gebruik van de grafiek nodig:

- de brekerparameter  $\xi_0$ ,
- de leklengte  $\Lambda$ ,
- de blokdikte en relatieve volumieke massa  $D$  en  $\Delta$ , en
- de invloedsfactor voor wrijving, traagheid en toestroming  $\Gamma$ .

Langs de horizontale as is de brekerparameter  $\xi_0$  uitgezet en langs de verticale as de parameter  $H/(\Delta D)$ . In de grafiek zijn lijnen aangegeven voor verschillende waarden voor de dimensieloze parameter  $\Gamma^{1,25}/\sqrt{(\Delta D/\Lambda)}$ .

De grafiek is gedeeltelijk gebaseerd op formules die inmiddels vervangen zijn door nieuwe formules. Daarom is het gewenst deze grafiek te herzien.

De oude formules waren slechts beperkt geldig en leek de waarde van  $H/\Delta D$  bij een bepaalde waarde van  $\xi_0$  naar oneindig te gaan, hetgeen fysisch gezien niet juist is. De waarde van  $\xi_0$  waarbij dit optreedt is kleiner naarmate de leklengte kleiner is. Vooral voor constructies met een korte leklengte is daarom een speciale methode toegepast om voor een brede range van  $\xi_0$ -waarden zinvolle resultaten voor  $H/\Delta D$  te krijgen. Deze methode is beschreven in Sectie 5 van (Klein Breteler e.a., 1992) en komt in het kort neer op het volgende:

- De beschikbare verzameling formules zijn vereenvoudigd tot relaties tussen  $H/\Delta D$  en  $\xi_0$ ;
- De gevonden relaties zijn geëxtrapolerd naar waarden van  $\xi_0$  die groter zijn dan de waarden waarvoor het analytisch model strikt genomen van toepassing is;
- De extrapolatie is gecontroleerd door middel van een aantal STEENZET sommen.

In Paragraaf 7.4 van deel A is voor een specifieke constructie de  $H_s/\Delta D - \xi_{op}$  relatie gegeven bij de nieuwe formules. Hierbij werd geconstateerd dat het toepassingsgebied van de nieuwe formules veel breder is dan van de oude. Er zijn echter wel grenzen aan de toepasbaarheid, zoals in paragraaf 3.3 zal worden beschreven.

#### Formules met betrekking tot de belasting

De belasting op een taludbekleding bestaat uit een opwaarts stijghoogteverschil over de blokken. In Hoofdstuk 2 zijn de formules gegeven waarmee het maatgevende stijghoogteverschil kan worden bepaald op basis van de golfparameters, de taludkenmerken en de leklengte van de constructie.

In (CUR/TAW, 1992) worden situaties waarin een extreem stijghoogteverschil bepalend is beoordeeld met de extreme golfhoogte  $H = 1,4 \cdot H_s$ , waarna Figuur 130 weer te gebruiken

was. Bij de nieuwe verzameling formules worden twee figuren gegeven, namelijk een voor situaties waarin een veel voorkomend stijghoogteverschil bepalend is en een voor situaties waarin een extreem stijghoogteverschil bepalend is.

Door de formules uit Hoofdstuk 2 te herschrijven is af te leiden dat het stijghoogteverschil bij een recht talud te schrijven is als een functie van vier onafhankelijke parameters:

$$\varphi_w = f(\tan\alpha, s_{op}, H_s, \Lambda) \quad (3.1)$$

(In bovenstaande en hierna volgende formules staat de functie  $f$  voor een functie die per vergelijking anders kan zijn).

### Formules met betrekking tot de sterkte

De belangrijkste sterkteparameter is het eigen gewicht van de blokken, dat wordt uitgedrukt als een maximaal te weerstaan stijghoogteverschil  $\varphi_{eg}$ :

$$\varphi_{eg} = \Delta D \cos\alpha \quad (3.2)$$

De sterkte wordt echter door meer factoren bepaald, die worden gebundeld in een toeslag-factor  $\Gamma$  voor de sterkte. Deze factor bevat de invloed van wrijving en is verder ondermeer afhankelijk van de vraag of blokbeweging is toegestaan.

### Evenwicht tussen sterkte en belasting

Het gelijkstellen van de belasting aan de sterkte levert:

$$\varphi_w = \Gamma \varphi_{eg} \quad (3.3)$$

$$\varphi_w = \Gamma \Delta D \cos\alpha \quad (3.4)$$

$$f(\tan\alpha, s_{op}, H_s, \Lambda) = \Gamma \Delta D \cos\alpha \quad (3.5)$$

De invloed van de taludhelling in het rechterlid kan worden verdisconteerd in de functie in het linkerlid, waardoor de vergelijking herschreven kan worden tot:

$$f(\tan\alpha, s_{op}, H_s, \Lambda) = \Gamma \Delta D \quad (3.6)$$

Dit is in principe te herschrijven tot een relatie van de volgende vorm:

$$H_s = f(\tan\alpha, s_{op}, \Gamma \Delta D, \Lambda) \quad (3.7)$$

Door nu het produkt  $\Gamma \Delta D$  te gebruiken om de golfhoogte en de leklengte dimensieloos te maken, wordt het aantal onafhankelijke variabelen in de functie teruggebracht tot drie:

$$\frac{H_s}{\Gamma \Delta D} = f(\tan\alpha, s_{op}, \frac{\Lambda}{\Gamma \Delta D}) \quad (3.8)$$

Formeel gezien is nu het aantal onafhankelijke parameters in het rechterlid niet meer te reduceren. Dit betekent dat de exacte relatie niet in één figuur is te presenteren.

Met het oog op de beschouwde fysische verschijnselen is het zinvol om de golfsteilheid en de taludhelling samen te voegen tot de brekerparameter  $\xi_{op}$ . Hierdoor ontstaat:

$$\frac{H_b}{\Gamma \Delta D} = f(\xi_{op}, \tan \alpha, \frac{\Lambda}{\Gamma \Delta D}) \quad (3.9)$$

De invloed van de taludhelling ( $\tan \alpha$  in het rechterlid) is hierbij nu klein, zodat deze bij redelijke benadering verwaarloosd kan worden:

$$\frac{H_b}{\Gamma \Delta D} = f(\xi_{op}, \frac{\Lambda}{\Gamma \Delta D}) \quad (3.10)$$

Deze relatie is wèl in één figuur te presenteren. In Figuur 2 wordt deze figuur voor extreme stijghoogteverschillen en veel voorkomende stijghoogteverschillen gegeven. Omdat het gebruik van verschillende waarden voor de taludhelling toch enigszins verschillende lijnen oplevert, is een speciale procedure gevolgd om tot één lijn te komen. In de figuur is bij iedere waarde van  $\xi_{op}$  de kleinste uitkomst gekozen van de volgende waarden van de taludhelling:

- 1  $\cot \alpha = 3$
- 2  $\cot \alpha = 4$
- 3  $\cot \alpha = \left( \frac{0,22}{2,0} \xi_{op} \right)^{-4/3}$ , mits  $3 < \cot \alpha < 4$  (3.11)

De derde keuze voor de taludhelling is gebaseerd op de combinatie van taludhelling en golfsteilheid waar de fronthoogte volgens de basisformule het maximum bereikt.

Onderstaand wordt een rekenvoorbeeld gegeven voor een matig front om de juistheid van de gepresenteerde lijnen te controleren. We bepalen de kritieke golfhoogte voor een constructie met de volgende kenmerken:

$$\cot \alpha = 3,0$$

$$\Lambda = 0,96 \text{ m}$$

$$\Delta D = 0,40 \text{ m}$$

De verwachte brekerparameter is:

$$\xi_{op} = 2,0$$

Controle bij een veel voorkomende belasting (met  $\Gamma = 1,2$ ):

$$\frac{\Lambda}{\Gamma \Delta D} = 2,0$$

$$\frac{H_s}{\Gamma \Delta D} = 1,95 \quad (\text{afgelezen uit Figuur 2a})$$

Hieruit volgt:

$$H_s = 0,94 \text{ m}$$

Hieronder wordt gecontroleerd of hierbij de belasting gelijk is aan de sterkte volgens de formules uit paragraaf 2.2:

$$L_{op} = 33,8 \text{ m}$$

$$T_p = 4,65 \text{ s}$$

Voor de bepaling van de belasting wordt gebruik gemaakt van de formules uit paragraaf 2.2:

$$\phi_{b,m} = 0,94 \text{ m}$$

$$\tan \theta_{f,m} = 1,19$$

$$\phi_{min} = -0,58 \text{ m}$$

$$c = 0,78 \text{ m}^{-1}$$

$$z_1 = 0,94 \text{ m}$$

De belasting (het maximale stijghoogteverschil) is nu:

$$\phi_{w,sig} = 0,45 \text{ m}$$

De sterkte van de bekleding is:

$$\Gamma \Delta D \cos \alpha = 0,46 \text{ m}$$

Er mag dus geconcludeerd worden dat in het betreffende punt de belasting inderdaad gelijk is aan de sterkte.

Controle bij extreme belasting (met  $\Gamma = 1,5$ ):

$$\frac{\Lambda}{\Gamma \Delta D} = 2,0$$

$$\frac{H_s}{\Gamma \Delta D} = 1,55 \quad (\text{afgelezen uit Figuur 2b})$$

Hieruit volgt:

$$H_s = 0,93 \text{ m}$$

Hieronder wordt gecontroleerd of hierbij de belasting gelijk is aan de sterkte:

$$L_{op} = 33,5 \text{ m}$$

$$T_p = 4,63 \text{ s}$$

Voor de bepaling van de belasting wordt weer gebruik gemaakt van de formules uit paragraaf 2.2:

$$\phi_{b,e} = 1,14 \text{ m}$$

$$\tan\theta_{f,e} = 2,14$$

$$\phi_{min} = -0,70 \text{ m}$$

$$c = 1,16 \text{ m}^{-1}$$

$$z_1 = 0,94 \text{ m}$$

De belasting (het maximale stijghoogteverschil) wordt hiermee:

$$\phi_{w,2\%} = 0,55 \text{ m}$$

De sterkte van de bekleding is in dit geval:

$$\Gamma\Delta D \cos\alpha = 0,57 \text{ m}$$

Ook hier mag geconcludeerd worden dat in het betreffende punt de belasting inderdaad ongeveer gelijk is aan de sterkte.

In dit rekenvoorbeeld blijken de criteria van de veel voorkomende belasting en de extreme belasting vrijwel dezelfde waarde voor de kritieke golfhoogte op te leveren.

## 3.2 Analyse van de nieuwe ontwerpgrafieken

In deze paragraaf worden de nieuwe ontwerpgrafieken vergeleken met de oude en wordt aangegeven hoe de grafieken kunnen worden gebruikt om een eerste globaal ontwerp te maken in geval van een ondiep voorland of een berm. Tot slot wordt de ontwerpmethode rond het toepassen van deze grafieken nader belicht.

### Vergelijking tussen de oude en de nieuwe kritieke golfhoogte

In Tabel 1 worden de uitkomsten van enkele voorbeeldberekeningen gepresenteerd. Hierbij worden de nieuwe uitkomsten vergeleken met de oude (volgens (CUR/TAW, 1992)).

$\Delta D = 0,5 \text{ m}$ $\Lambda = 1,2 \text{ m}$	$\xi_{op}$ (-)	$\Gamma$ (-)	Oud $H_{s,cr}$ (m)	Nieuw $H_{s,cr}$ (m)
Veel voorkomende belasting:	1,0	1,2	1,83	2,16
	2,0	1,2	1,23	1,18
Extreme belasting:	1,0	1,4	2,06	1,95
	2,0	1,4	1,33	1,01

Tabel 1 Uitkomsten van voorbeeldberekeningen

Bij de gegeven omstandigheden blijkt het volgende:

- Bij veel voorkomende belasting is de nieuwe kritieke golfhoogte voor  $\xi_{op} = 1,0$  groter dan de oude, maar bij  $\xi_{op} = 2,0$  zijn de resultaten vrijwel gelijk.
- Bij extreme belasting is de nieuwe kritieke golfhoogte voor  $\xi_{op} = 2,0$  kleiner dan de oude en bij  $\xi_{op} = 1,0$  zijn de resultaten vrijwel gelijk.
- De invloed van de factor  $\Gamma$  op de nieuwe kritieke golfhoogte is iets kleiner dan op de oude.
- In dit voorbeeld blijkt de kritieke golfhoogte bij  $\xi_{op} = 1$  toe te nemen van  $H_{scr} = 1,83 \text{ m}$  volgens de oude methode naar  $H_{scr} = 1,95 \text{ m}$  volgens de nieuwe methode. Bij  $\xi_{op} = 2$  is er een afname van  $H_{scr} = 1,23 \text{ m}$  volgens de oude methode naar  $H_{scr} = 1,01 \text{ m}$  volgens de nieuwe methode.

De lijnen volgens de nieuwe formules zijn voor  $\xi_{op} < 2,5$  iets steiler dan die volgens (CUR/TAW, 1992). Voor grotere waarden van  $\xi_{op}$  neemt de kritieke golfhoogte volgens de nieuwe formules weer toe, terwijl deze volgens de oude formules blijft afnemen.

### De invloed van de waterdiepte

Voor het bepalen van de kritieke golfhoogte bij een beperkte voorlanddiepte wordt een vereenvoudigde werkwijze aangehouden, in aansluiting op de opzet in (CUR/TAW, 1992). Daar wordt gesteld dat de significante golfhoogte ter plaatse van de constructie maximaal gelijk aan  $0,5 \text{ h}$  is en de 2% golfhoogte maximaal  $0,6 \text{ h}$  (met  $h = \text{waterdiepte op } \frac{1}{2} L_{op}$  van de constructie). Deze vuistregels hebben een zekere fysische achtergrond.

Bij de nieuwe formules voor de invloed van de waterdiepte uit deel A heeft het toepassen van deze vuistregels niet zonder meer de gewenste resultaten voor de drukken op het talud. De waarde van de fronthoogte kan echter in redelijke overeenstemming gebracht worden als naast de significante golfhoogte nu bovendien de piekperiode aan de waterdiepte wordt aangepast. Als de golven breken en de significante golfhoogte gelijkgesteld is aan  $0,5 \text{ h}$ , dan is de piekperiode maximaal  $T_p = 3,4\sqrt{h}$ , en moet de piekperiode zonodig naar deze maximale waarde verlaagd worden. Deze aanpassing is slechts een rekentruc: Met nadruk moet erop gewezen worden dat deze aanpassing van  $T_p$  alleen is toegestaan voor het dimensioneren van steenzettingen.

De afleiding van bovenstaande ontwerpregels luidt als volgt. Voor de significante fronthoogte  $\phi_{b,sig}$  geldt bij een diep voorland (zie deel A):

$$\phi_{b,sig} = 0,24 (\tan\alpha)^{1/4} \sqrt{H_s L_{op}} \text{ met als maximum } \phi_{b,sig} = 2,2 H_s \quad (3.12)$$

Bij een ondiep voorland ( $1,6 < h/H_s < 2,0$ ) geldt de volgende benadering van de formules uit paragraaf 2.3 (zie deel A):

$$\phi_{b,sig} = 1,44 (\tan\alpha)^{1/4} H_s \quad (3.13)$$

Voor algemeen gebruik wordt aanbevolen hierin de waterdiepte  $h$  op afstand  $\frac{1}{2}L_{op}$  van de constructie te gebruiken. De formules zijn aan elkaar gelijk als voor de golfsteilheid geldt:

$$H_s/L_{op} = 0,028 \quad (3.14)$$

Dan moet de golfperiode als volgt gerelateerd zijn aan de golfhoogte:

$$T_p = 4,8 \sqrt{H_s} \quad (3.15)$$

In ontwerpformules wordt de volgende grenswaarde voor de golfhoogte aangehouden:

$$H_s \leq 0,5 h \quad (3.16)$$

Terwille van de continuïteit van de ontwerpformules voor afnemende waterdiepte wordt de golfperiode alleen aangepast als de golfhoogte gelijk is (gesteld) aan de grenswaarde en bovendien de golfperiode groter is dan volgens formule 3.16. In formulevorm:

$$\text{Als: } H_s = 0,5 h \text{ dan geldt: } T_p \leq 3,4 \sqrt{h} \quad (3.17)$$

Als de golven niet breken (als  $h/H_s > 2$ ), dan geldt deze maximale golfperiode niet en mag de golfperiode dus ook niet aangepast worden.

Bovenstaande vuistregel is een redelijk goede benadering van de volledige formules uit paragraaf 2.3. Het is echter beter om de formules uit paragraaf 2.3 te gebruiken.

### De invloed van een berm

De invloed van een berm in de constructie op de frontparameters is relatief klein. De grotere frontsteilheid geeft weliswaar in het algemeen een iets grotere verschuldruk, maar ongemak van het hanteren van meerdere grafieken voor verschillende bermomstandigheden weegt niet op tegen de winst in nauwkeurigheid van het resultaat. Dit geldt met name voor de handberekening zoals die in (CUR/TAW, 1992) wordt gepresenteerd. In het PC-programma ANAMOS kunnen de volledige formules eenvoudig worden opgenomen.

### Ontwerpmethode

In (CUR/TAW, 1992) wordt voor veel voorkomende fronten gebruik gemaakt van de significante golfhoogte en voor extreme fronten van de golfhoogte met een overschrijdingskans van 2%. Bij de nieuwe formules is deze procedure gewijzigd, hetgeen tot gevolg heeft dat



er nu twee grafieken voor de kritieke golfhoogte zijn. Een deel van de rekenprocedure die in Figuur 116 van (CUR/TAW, 1992) is gegeven moet daarom deels vervangen worden door Figuur 4.

### 3.3 Toepasbaarheid bij kleine leklengte

Bij zeer kleine waarden van de leklengte is de stabiliteitsbepaling volgens het analytisch model niet nauwkeurig, omdat de volgende aspecten een rol gaan spelen:

- Het maximale stijghoogteverschil treedt slechts zeer lokaal op en is daardoor minder representatief voor de belasting op een blok;
- Golfklappen kunnen maatgevend zijn.

Deze aspecten worden hieronder nader toegelicht.

#### Maximaal stijghoogteverschil als belastingmaat

Bij zeer kleine waarden van de leklengte wijkt de stijghoogte in het filter slechts zeer lokaal af van de stijghoogte op de zetting. In de praktijk is echter niet het lokale (maximale) stijghoogteverschil bepalend, maar het stijghoogteverschil geïntegreerd over een blokbreedte. Bij zeer kleine waarden van de leklengte is dit geïntegreerde stijghoogteverschil aanzienlijk kleiner dan op grond van het maximale stijghoogteverschil vermoed zou worden. De grafiek is echter uitsluitend gebaseerd op de maximale waarde van het stijghoogteverschil. Dit betekent dat de grafiek voor de genoemde situatie een te conservatieve waarde van de kritieke golfhoogte oplevert.

Het driehoekige stijghoogteverloop onder een blok heeft echter ook een stabiliteit verkleinende invloed (zie Klein Breteler, 1992, sectie 2, appendix A).

#### Het belang van golfklappen

In Paragraaf 4.2.3 van (De Rijke e.a., 1992) wordt nagegaan voor welke waarden van de leklengte de golfklap maatgevend is in plaats van het golffront. De resultaten van deze studie worden echter sterk beïnvloed door de keuze van het rekenvoorbeeld in Figuur 1a en 1b. Het gekozen rekenvoorbeeld is niet representatief op twee punten.

Ten eerste is de afstand tussen het golffront en de golfklap relatief groot, namelijk ongeveer 2 m bij een fronthoogte van 1,5 m. In werkelijkheid sluit de klap in veel gevallen vrijwel direct aan op het diepste punt van het front.

In de tweede plaats zijn de stijghoogteverschillen vergeleken in de situatie waarbij zowel het front als de klap aanwezig is. Het is beter om het stijghoogteverschil bij alleen een front te vergelijken met het stijghoogteverschil bij de combinatie van het front en de klap.

Indien echter een dergelijke vergelijking gemaakt wordt voor situaties waarbij de klap direct aansluit op het diepste punt van het front, dan zal blijken dat de maximale verschildruk vrijwel altijd groter is voor de combinatie van het front en de klap, *onafhankelijk van de leklengte*. De maximale stijghoogteverschil treedt namelijk in beide gevallen op ter plaatse

van het diepste punt van het golffront (zie Figuur 3). Als er een golfklap aanwezig is zal de stijghoogte in het filter ter plaatse groter zijn dan in de situatie zonder klap, terwijl de stijghoogte op de zetting in beide gevallen gelijk is.

De hieruit volgende conclusie dat het tijdstip van de golfklap maatgevend is stemt echter niet overeen met de ervaring. Daarom moet geconcludeerd worden dat andere aspecten ervoor zorgen dat de situatie met alleen een front maatgevend is. Hierbij moet in de eerste plaats gedacht worden aan de beperkte tijdsduur van de aanwezigheid van de combinatie van golf-front en golfklap en in de tweede plaats aan de (meer) beperkte breedte waarover een verschildruk aanwezig is. In ieder geval is de belasting door een golfklap kleiner dan op grond van een quasi-statische beschouwing kan worden afgeleid.

Bij middelgrote waarden van de lek lengte is de belasting door de golfklap relatief klein en daardoor is het stijghoogtefront maatgevend. Bij zeer kleine lengte is de belasting door het front echter zo klein, dat toch de golfklap maatgevend kan zijn.

### Minimum voor de lek lengte

Uit het voorgaande kan worden geconcludeerd dat de lek lengte groter moet zijn dan een te kiezen minimum waarde, opdat het analytisch model toepasbaar is. In (CUR/TAW, 1992) wordt een dergelijk minimum opgelegd door een grens te stellen aan de dimensieloze parameter waarin de lek lengte voorkomt:

$$\Gamma^{1,25} \sqrt{\frac{\Delta D}{\Lambda}} \leq 2,0 \quad (3.18)$$

Dit is te herschrijven tot:

$$\frac{\Lambda}{\Gamma \Delta D} \geq \frac{\Gamma^{1,50}}{4,0} \quad (3.19)$$

Bij de veel voorkomende waarden  $1,2 \leq \Gamma \leq 1,5$  wordt de toepasbaarheidsgrens van het oude analytische model:

$$\frac{\Lambda}{\Gamma \Delta D} \geq 0,33 \text{ à } 0,46 \quad (3.20)$$

In Figuur 2 is te zien dat de stabiliteit bij een waarde van  $\Lambda/(\Gamma \Delta D)$  van ongeveer 0,5 à 1 de stabiliteit volgens het model sterk begint toe te nemen. Deze sterke stijging lijkt voorlopig niet realistisch. Daarom wordt voorlopig besloten om de grens van de toepasbaarheid van het nieuwe analytische model als volgt te stellen:

$$\text{In de grafiek voor de matige belasting : } \frac{\Lambda}{\Gamma \Delta D} \geq 1,25 \quad (3.21)$$

$$\text{In de grafiek voor de extreme belasting: } \frac{\Lambda}{\Gamma \Delta D} \geq 0,75 \quad (3.22)$$

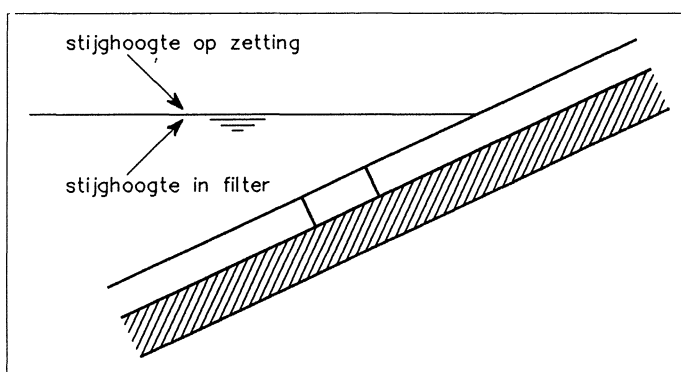
Er is echter nader onderzoek nodig om deze grenzen definitief vast te stellen.

## 4 Nieuwe formule voor de invloed van wrijving

### 4.1 Invloed van wrijving

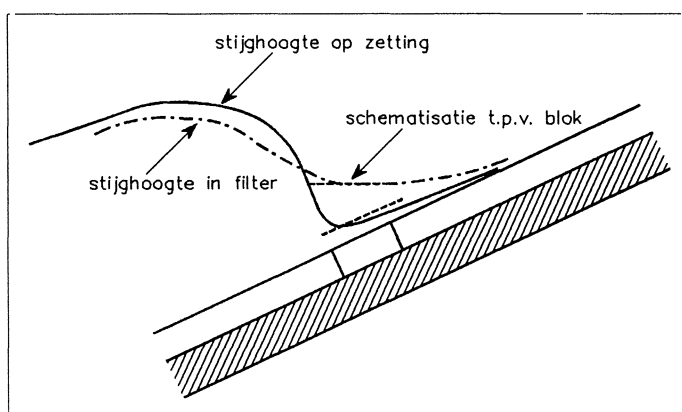
De wrijving tussen de blokken zorgt ervoor dat de kracht die nodig is om een blok uit de zetting te lichten groter is dan de component van de zwaartekracht loodrecht op de zetting. Deze invloed van de wrijving wordt in het analytisch model in rekening gebracht in de vorm van een invloedsfactor voor wrijving ( $\Gamma_1$ ). In dit hoofdstuk wordt een nieuwe formule voor deze invloedsfactor aanbevolen. De aard van de aanpassing van de formule is gebaseerd op (Rigter, 1990).

De wrijvingskracht (loodrecht op het vlak van het talud) is recht evenredig met de contactkracht tussen de blokken (in het vlak van het talud). Samen met de netto opwaarts gerichte waterdruk in het vlak van het talud zorgt deze contactkracht tussen de blokken ervoor dat het blok niet in het vlak van het talud naar beneden beweegt onder invloed van de zwaartekracht.



Geschematiseerde stijghoogtes in oude invloedsfactor

De oude formule is gebaseerd op de statische evenwichtssituatie met stilstaand water. De waterspiegel is horizontaal en de stijghoogte is overal gelijk. Het beschouwde blok bevindt zich geheel onder water. In deze situatie is sprake van een netto opwaarts gerichte waterdruk in het vlak van het talud gelijk aan de druk die nodig is om het blok op de plaats te houden als de massadichtheid van het blok gelijk zou zijn aan die van water.



Geschematiseerde stijghoogtes in nieuwe invloedsfactor

De nieuwe formule is gebaseerd op de quasi-statische situatie van het zwaarst belaste blok op het maatgevende tijdstip. De onderste spleet bevindt zich loodrecht onder het frontdal. In deze situatie wordt het stijghoogteverloop op het blok evenwijdig aan het talud verondersteld en de stijghoogte onder het blok horizontaal. Door de aanpassing in het stijghoogteverloop op het blok is de netto opwaartse waterdruk in het vlak van het talud kleiner dan bij de oude formule. De contactdruk tussen de blokken is daardoor groter. Hierdoor is de wrijvingskracht groter en dus ook de invloed van de wrijving op de stabiliteit van het blok.

De veronderstellingen met betrekking tot het stijghoogteverloop sluiten bij de nieuwe formule beter aan bij de maatgevende situatie voor de stabiliteit van de zetting. Daarom wordt aanbevolen de oude formules voor de invloed van de wrijving te vervangen door deze nieuwe.

De nieuwe formule wordt in appendix I afgeleid. Samengevat is het resultaat van deze afleiding als volgt:

Oude formule:

$$\Gamma_1 = 1 + f_w \tan \alpha \quad (4.1)$$

Nieuwe formule:

$$\Gamma_1 = 1 + f_w \tan \alpha \left(1 + \frac{1}{2\Delta}\right) \quad (4.2)$$

Een kwalitatieve vergelijking tussen de oude formule (4.1) en de nieuwe formule (4.2) laat zien dat de invloedsfactor volgens de nieuwe formule groter is. Dit wordt veroorzaakt door het feit dat de waterdruk in de onderste spleet kleiner wordt verondersteld. Hierdoor is de contactdruk tussen de blokken groter en daarmee ook de wrijvingskracht.

## 4.2 Invloed van wrijving bij schuiven en/of kantelen

### Oude formules

De druk van het water op de vier zijden van het blok heeft bij de veronderstelde stijghoogtes voor oude formule geen resulterend moment. De formules voor het begin van kantelen zijn daardoor betrekkelijk eenvoudig. Het kantelen kan gevolgd worden door het gekanteld uitschuiven of het terugkantelen en uitschuiven. De formules voor deze bewegingen zijn gegeven door Klein Breteler (1987). In de aanbevolen procedure voor het berekenen van de invloedsfactor voor wrijving wordt op basis van een aantal criteria de juiste formule gekozen. In verband met de beoogde aanpassing van de formules wordt de procedure nu zo geformuleerd dat de criteria daarin niet meer expliciet maar alleen nog impliciet voorkomen:

$$a \quad \Gamma_{1a} = 1 + f_w \tan \alpha \quad (4.3)$$

$$b \quad \Gamma_{1b} = 1 + \frac{D}{B} \tan \alpha \quad (4.4)$$

$$c \quad \Gamma_{1c} = \frac{1 + f_w^2 \frac{D}{B} \tan \alpha}{1 + \zeta f_w^2} \quad (4.5)$$

$$d \quad \Gamma_{1d} = \text{MIN} \{ \Gamma_{1a}; \Gamma_{1b} \} \quad (4.6)$$

$$e \quad \Gamma_1 = \text{MAX} \{ \Gamma_{1c}; \Gamma_{1d} \} \quad (4.7)$$

### Nieuwe formules

Bij de veronderstelde stijghoogtes voor de nieuwe formule heeft druk van het water op de vier zijden van het blok wèl een resulterend moment. De formules voor het begin van kantelen zijn daardoor vrij gecompliceerd. Het belangrijkste nadeel is dat de rol van de blokdikte en de blokbreedte in invloedsfactor voor de wrijving niet meer alleen bepaald wordt door de onderlinge verhouding B/D. Een volledige uitwerking zou leiden tot een zeer ondoorzichtige formule voor de invloedsfactor. Bovendien is de te bereiken verbetering van de nauwkeurigheid beperkt, omdat deze nauwkeurigheid mede bepaald wordt door de nauwkeurigheid van een coëfficiënt als  $\zeta$ . (Deze coëfficiënt geeft de mate weer van de blokkering van de stroming in een spleet, als het blok zich in gekantelde positie bevindt). Daarom wordt aanbevolen om de eenvoudige formules voor het kantelen te blijven toepassen, zoals deze gegeven zijn door Klein Breteler (1987).

In de hierboven gepresenteerde procedure wordt alleen de invloedsfactor voor wrijving in geval van schuiven (a) aangepast:

$$a \quad \Gamma_{1a} = 1 + f_w \tan \alpha \left( 1 + \frac{1}{2\Delta} \right) \quad (4.8)$$

$$b \quad \Gamma_{1b} = 1 + \frac{D}{B} \tan \alpha \quad (4.9)$$

$$c \quad \Gamma_{1c} = \frac{1 + f_w^2 \frac{D}{B} \tan \alpha}{1 + \zeta f_w^2} \quad (4.10)$$

$$d \quad \Gamma_{1d} = \text{MIN} \{ \Gamma_{1a}; \Gamma_{1b} \} \quad (4.11)$$

$$e \quad \Gamma_1 = \text{MAX} \{ \Gamma_{1c}; \Gamma_{1d} \} \quad (4.12)$$

### 4.3 Vergelijking tussen oude en nieuwe formules

In Figuur 5 wordt een vergelijking gemaakt tussen resultaten van de oude en de nieuwe formules. De grafiek met de oude invloedsfactor komt overeen met Figuur 129 uit (CUR/TAW, 1992). Voor kleine waarden van B/D (waar het schuiven bepalend is) is de nieuwe invloedsfactor voor de wrijving groter. Het eind van het horizontale deel van de verschillende lijnen (de grens tussen de gebieden waar schuiven of kantelen bepalend is) is verschoven naar kleinere waarden voor B/D.

In Figuur 6 en 7 zijn de nieuwe formules voor een aantal veel voorkomende gevallen grafisch weergegeven. Deze grafieken vervangen de grafiek gegeven in Figuur 129 uit (CUR/TAW, 1992).

#### 4.4 Klemkrachten evenwijdig aan de waterlijn

Voorgaande beschouwing van de invloed van wrijving op de stabiliteit van blokken heeft betrekking op zogenaamde losse blokken. De beschouwing van losse blokken is de basis voor de huidige stabiliteitsbeschouwing omdat verondersteld wordt dat een los blok altijd wel ergens aanwezig is en dan meteen het zwakste punt van de bekleding is.

Uit de analyse van prototype-waarnemingen is inmiddels gebleken dat inklemming tussen blokken zo belangrijk is voor de benodigde uittrekkraft, dat dit aspect meer in de stabiliteitsbeschouwing dient te worden opgenomen.

Klemkrachten tussen blokken kunnen in twee richtingen aanwezig zijn, namelijk zowel loodrecht op de waterlijn als evenwijdig aan de waterlijn (dijkas).

De inklemming evenwijdig aan de waterlijn verliest echter haar stabiliteit vergrotende invloed als sprake is van loodrecht invallende, langkammige golven. In dit theoretische geval wordt namelijk een oneindig lange horizontale rij blokken in een keer uitgelicht, zonder dat inklemming enig remmend effect kan uitoefenen. Dit theoretische geval komt niet voor om de volgende redenen:

- de golfbelasting is niet uniform en synchroon langs de waterlijn door:
  - scheve golfaanval,
  - kortkammigheid,
  - bochten in de dijk.
- de benodigde uittrekkraft van een blok is niet uniform langs de waterlijn door:
  - overgangsconstructies,
  - variatie in de inklemmingskracht die loodrecht op de waterlijn is gericht,
  - variatie in de inklemmingskracht die evenwijdig aan de waterlijn is gericht.

In de praktijk zijn golven altijd in meer of mindere mate kortkammig. De horizontale rij blokken die in één keer uitgelicht kan worden heeft hierdoor altijd een beperkte lengte. Als deze rijlengte voldoende klein is kan een eventuele evenwijdig aan de waterlijn gerichte inklemmingskracht van belang zijn.

Van bovengenoemde oorzaken van variatie langs de waterlijn is de kortkammigheid het enige aspect dat zeker een rol speelt. Bovendien is de invloed betrekkelijk eenvoudig globaal te kwantificeren. Om deze redenen wordt dit aspect hieronder gekwantificeerd.

We gaan eerst uit van twee identieke regelmatige langkammige golven met verschillende voortplantingsrichting. Het interferentiepatroon geeft dan golfkammen die zich voortplanten in de gemiddelde richting van deze twee golven. Loodrecht op deze voortplantingsrichting is weer een patroon van toppen en dalen herkenbaar (waarvan we de toppen de golfkammen noemen). De golflengte  $L_k$  in deze richting is uit te drukken in de golflengte  $L_g$  van de twee golven en de hoek  $\beta$  tussen de twee voortplantingsrichtingen:

$$L_k = \frac{L_g}{\sin(\frac{1}{2}\beta)} \quad (4.13)$$

Representatieve waarden voor  $\beta$  liggen tussen  $10^\circ$  en  $30^\circ$ . Dit betekent dat:

$$\frac{L_k}{L_g} = 4 \text{ à } 11 \quad (4.14)$$

Voor de golfbelasting is de lengte van de kam van belang. Deze kamlengte  $L_{kt}$  kan gedefinieerd worden als de lengte van het interval waartussen de golfhoogte groter is dan (bijvoorbeeld) 75% van de maximale hoogte. Dit resulteert dan in:

$$\frac{L_{kt}}{L_k} = \frac{1}{\pi} \arccos(0,75) \approx 0,23 \quad (4.15)$$

De lengte van de golfbelasting op het talud is dan als volgt gerelateerd aan de golflengte:

$$\frac{L_{kt}}{L_g} = 1 \text{ à } 3 \quad (4.16)$$

Bovenstaande beschouwing is gebaseerd op een zeer sterke schematisatie van de werkelijkheid. In de praktijk van onregelmatige golven met richtingspreiding varieert zowel de kamhoogte als de kamlengte. Toch blijkt uit visuele waarneming van modelonderzoek met richtingspreiding dat het resultaat van de beschouwing redelijk representatief is. Hierbij bevelen wij aan om de golflengte  $L_p$  (op ondiep water, behorend bij de piekperiode  $T_p$ ) te gebruiken voor de boven gehanteerde golflengte  $L_g$ .

Bij een lokale waterdiepte van 2 m en piekperiodes tussen de 3 en de 4 seconden ligt de kamlengte volgens bovenstaande beschouwing tussen de 10 en de 50 m. Bij een blokbreedte van 50 cm betekent dit dat in dit voorbeeld een rij van 20 tot 100 blokken tegelijk een redelijk vergelijkbare belasting ondervindt. In dat geval is het effect van een horizontale inklemmingskracht  $1/20$  à  $1/100$  van de inklemmingskracht op een individueel blok. Dit is een aanzienlijke reductie.

Daarom mag geconcludeerd worden dat het effect van kortkammigheid alleen niet voldoende is om de horizontale inklemmingskracht tussen blokken van grote invloed te laten zijn op de stabiliteit. Andere aspecten, zoals scheve golfaanval, zullen de horizontale inklemmingskracht belangrijker kunnen maken.

## 5 Bruikbaarheid van aanverwante publicaties

In de afgelopen jaren zijn verschillende publicaties als notitie opgenomen in de literatuurlijst van projectgroep TAW-A2. Een aantal van deze notities is niet formeel bestudeerd op bruikbaarheid in het steenzettingenonderzoek. In het kader van de verbetering van het analytisch model is een korte studie naar de bruikbaarheid van deze publicaties opgenomen.

*The determination of cover layer thickness of regular inserted stone on rubble mound breakwater under wave action.*

Li, Yu-Cheng; Zhong, Jiquan; Zhao, Xiu-zhen; Pan, Jia-qing

PIANC/PCDC, second seminar on ports and inland waterways, 1992, N619

In deze publicatie wordt gekeken naar golfbrekers. Er is daardoor sprake van steile taluds. De filterlaag wordt niet beschreven. Meer in het algemeen geldt dat in deze publicatie de doorlatendheid van de verschillende constructieonderdelen buiten beschouwing wordt gelaten.

Onderzocht is de relatie:

$$\frac{H}{\Delta D} = K(\cos\alpha + f\sin\alpha) \quad (5.1)$$

Op basis van modelonderzoek wordt bepaald op welke wijze de parameter K afhangt van de relatieve waterdiepte en de golfsteilheid. Er wordt geen relatie gelegd met doorlatendheid van de toplaag en de onderlagen. De betekenis voor het steenzettingenonderzoek is (mede) daardoor gering.

Opvallend is echter dat vooral wordt gekeken naar diagonaal geplaatste (rechthoekige) elementen. Bij deze plaatsing is volgens deze publicatie de wrijvingskracht groter (en daardoor de benodigde blokdikte kleiner) dan bij de conventionele plaatsing.

Hieronder wordt deze stelling gecontroleerd:

Neem een vierkant blok met breedte B, zie Figuur 21. Bepaal de totale grootte van de contactkracht (de component normaal op het contactvlak):

$$F_w = f_w \sum F_{\parallel} \quad (5.2)$$

Bij conventionele plaatsing geldt:

$$\sum F_{\parallel} = F_g \sin\alpha \quad (5.3)$$

Bij diagonale plaatsing geldt:

$$\frac{F_{\parallel,1}}{\sqrt{2}} + \frac{F_{\parallel,2}}{\sqrt{2}} = F_g \sin\alpha$$

$$F_{\parallel,1} + F_{\parallel,2} = \sqrt{2}F_g \sin\alpha \quad (5.4)$$



Met andere woorden:

$$\sum F_{\parallel} = \sqrt{2} F_g \sin \alpha \quad (5.5)$$

De wrijvingskracht is bij diagonale plaatsing dus een factor  $\sqrt{2}$  groter dan bij de conventionele plaatsing. Omdat diagonale krachten ook bij veelhoekige elementen (zoals zuilen) optreden, is de verwachting dat bij dergelijke zettingen eveneens sprake is van een verhoogde invloed van de wrijving.

(In de Nederlandse praktijksituaties komt de diagonale plaatsing van rechthoekige blokken volgens onze informatie niet voor).

In de gebruikelijke beschouwing bij het steenzettingenonderzoek wordt eenvoudigheidshalve verondersteld dat

$$F_w = f_w F_g \sin \alpha, \quad (5.6)$$

onafhankelijk van de vraag op welke wijze de elementen onderling contact hebben.

*Concrete blocks gain acceptance as erosion-control systems*

C. Fuller

Geotechnical Fabrics Report, April 1992, N615

Deze publicatie geeft voornamelijk een algemene beschrijving van verschillende taludbekledingen bestaande uit blokken op een geotextiel. De toepassingsmogelijkheden worden aangeduid en globale dimensioneringsmethoden voor respectievelijk golven en stroming worden uiteengezet.

De gepresenteerde dimensioneringsmethode bij golfaanval bestaat uit een  $H/\Delta D - \xi$  figuur. Voor achtergronden met betrekking tot deze dimensioneringsmethode wordt verwezen naar:

Guidelines for the design and construction of flexible revetments incorporating geotextiles for inland waterways

PIANC, 1987

De publicatie is meer bedoeld als kennismaking met het onderwerp dan om een bijdrage te leveren aan de kennisontwikkeling op dit gebied.

*Flexible structures for coastal protection*

*Determination of the thickness of revetment block*

Nur Yuwono

N558

De studie bouwt voort op een aanpassing door Kobayashi en Yacobs van de ondiep water golfvergelijkingen. Het verloop van het wateroppervlak van het golf front wordt onder SWL vereenvoudigd tot een rechte lijn. (Dit pad heeft TAW-A2 niet verlaten. De  $H/\Delta D - \xi$  figuur die hieruit bij Yuwono resulteert toont oplopende waarden voor grote  $\xi$ , zoals ook bij de oude TAW-A2 formules voor de frontparameters het geval is.)

Zonder melding te maken van de reeds bekende lek lengte wordt een doorlatendheidsparameter  $\lambda$  geïntroduceerd. Deze parameter is in deze publicatie dimensieloos:

$$\lambda = \frac{k_f}{\sqrt{gL}} \frac{b_f}{s} \quad (5.7)$$

Het rekenmodel voor de berekening van het begin van bewegen wordt niet beschreven. In een  $H/\Delta - \xi$  figuur worden meetpunten afkomstig van een kleinschalig fysisch model onderzoek vergeleken met berekende lijnen. Een dergelijke figuur wordt eveneens gegeven voor de situatie waarin een blok wordt uitgelicht. In deze figuur zijn ook lijnen van andere onderzoekers (Burger, CUR, Pilarczyk) weergegeven. De nieuw gepresenteerde lijnen zijn overigens absoluut niet beter.

Geconstateerd wordt dat de doorlatendheidsparameter erg belangrijk is en dat deze bij dimensioneringsmethoden beslist meegenomen moet worden. De publicatie bevat derhalve geen nieuws.

*Design method of the armour grate plate for sloping breakwater*

Zhang Juizi, Ji Zaihua, Sun Xuexin, Wu Guiqiu

N605

De "grate plate" is een betonnen plaat voorzien van brede spleten, zie Figuur 22. In de publicatie wordt ingegaan op de benodigde afmetingen van de plaat zoals de lengte, breedte, dikte, porositeit, enzovoort, voor ontwerpomstandigheden. De beschouwingen zijn erg simpel. Het feitelijke resultaat is een empirische formule die geheel is gebaseerd op een dimensie-analyse en een fitprocedure op de resultaten van 20 modelproeven. De publicatie biedt geen nieuwe aanknopingspunten voor het steenzettingenonderzoek.

*Gentle slope seawalls covered with armour units*

Osamu Toyoshima

N637

Deze publicatie beschrijft de ervaringen met proefvakken met een Lotus-Uni blokkenzetting in Japan. De blokvorm is gegeven in Figuur 23. In de zwaarst aangevallen zone (van de meest uitvoerig beschreven proefvak) bestaat de zetting uit 4-tons blokken (1 meter dik) op een stortsteen filter. De taludhelling is 1:5. De meeste aandacht wordt besteed aan de golfoploop, maar hierbij wordt een tabel met gemeten golfcondities gepresenteerd die de constructie kennelijk heeft weerstaan. De zwaarste condities zijn hieronder samengevat. (Eenvoudigheidshalve wordt de gegeven combinatie van  $H_{10}$  en  $T_{10}$  geïnterpreteerd als combinatie van  $H_s$  en  $T_p$  en de waarde van  $\Delta$  is geschat op 1,33).

Conditie	$H_s$ ( $H_{10}$ ) (m)	$T_p$ ( $T_{10}$ ) (s)	$H_s/\Delta$ (-)	$\xi_{op}$ (-)
1	3,66	9,2	2,8	1,2
2	3,70	10,3	2,8	1,3
3	3,03	12,9	2,3	1,9

De gemeten waarden van  $H_g/\Delta D$  zijn niet hoog genoeg om van een opmerkelijke stabiliteit te kunnen spreken.

*Action of breaking waves on units of shore protection structures*

D.D. Lappo and Ye.I. Koshelnik, 1989

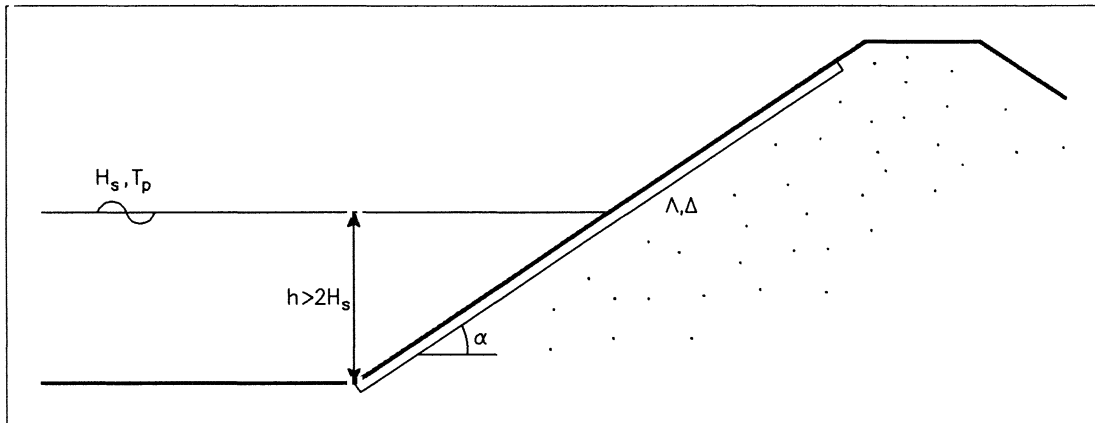
Deze publicatie gaat in op de stabiliteit van een stortsteen taludbekleding of een taludbekleding bestaande uit willekeurig geplaatste elementen. Daarmee valt het buiten het kader van het onderhavige onderzoek.

## 6 Voorbeeldberekeningen

### 6.1 Recht talud op diep water

Hieronder volgt een voorbeeld van toepassing van de formules uit paragraaf 2.2. Steeds is achter de berekende parameters het nummer van de gebruikte formule vermeld.

#### Randvoorwaarden



#### Situatieschets

golfhoogte	$H_s$	=	1,2	m
piekperiode	$T_p$	=	4,5	s
talud	$\cot\alpha$	=	3,0	-
leklengte	$\Lambda$	=	0,60	m
rel. dichtheid	$\Delta$	=	1,33	-

#### Ontwerpcriteria

Bij de te kiezen blokdikte  $D$  moet aan de volgende twee criteria worden voldaan:

$$\Gamma \Delta D \cos\alpha \geq \phi_{w,sig} \quad \text{met } \Gamma = 1,2 \quad (6.1)$$

$$\Gamma \Delta D \cos\alpha \geq \phi_{w,2\%} \quad \text{met } \Gamma = 1,5 \quad (6.2)$$

#### Golfparameters

golfhoogte	$L_{op}$	=	31,6	m
golfsteilheid	$H_s/L_{op}$	=	0,038	-
brekerparameter	$\xi_{op}$	=	1,71	-

### Criterium van veel voorkomende belasting

#### Frontparameters

$$\text{fronthoogte} \quad \phi_{bm} = 1,03 \text{ m} \quad (2.5)$$

$$\text{frontsteilheid} \quad \tan\theta_{fm} = 1,25 \text{ -} \quad (2.6)$$

$$\text{frontdiepte} \quad \phi_{\min,m} = -0,61 \text{ -} \quad (2.7)$$

$$\text{frontplaats} \quad x_{s,m} = 2,19 \text{ m} \quad (2.8)$$

#### Stijghoogteverschil

$$\text{niveau freatische lijn} \quad z_1 = 1,03 \text{ m} \quad (2.13)$$

$$\text{stijghoogteverschil} \quad \phi_{w,\text{sig}} = 0,36 \text{ m} \quad (2.3)$$

#### Blokdikte

$$\text{minimale blokdikte} \quad D = 0,24 \text{ m} \quad (6.1)$$

### Criterium van extreme belasting

#### Frontparameters

$$\text{fronthoogte} \quad \phi_{be} = 1,26 \text{ m} \quad (2.9)$$

$$\text{frontsteilheid} \quad \tan\theta_{fe} = 2,26 \text{ -} \quad (2.10)$$

$$\text{frontdiepte} \quad \phi_{\min,e} = -0,75 \text{ -} \quad (2.11)$$

$$\text{frontplaats} \quad x_{s,e} = 2,95 \text{ m} \quad (2.12)$$

#### Stijghoogteverschil

$$\text{niveau freatische lijn} \quad z_1 = 1,03 \text{ m} \quad (2.13)$$

$$\text{stijghoogteverschil} \quad \phi_{w,2\%} = 0,48 \text{ m} \quad (2.3)$$

#### Blokdikte

$$\text{minimale blokdikte} \quad D = 0,25 \text{ m} \quad (6.2)$$

In dit geval is het criterium van de extreme belasting maatgevend. De minimaal benodigde blokdikte is 25 cm. Dit resultaat kan worden vergeleken met de toepassing van de grafieken in Figuur 2:

#### *Criterium van veel voorkomende belasting:*

$$\text{brekerparameter} \quad \xi_{op} = 1,71 \text{ -}$$

$$\text{leklengteparameter} \quad \Lambda/\Gamma\Delta D = 1,57 \text{ -}$$

$$\text{kritieke belasting} \quad H_s/\Gamma\Delta D = 3,15 \text{ -} \quad (\text{aflezen in Figuur 2a})$$

$$\text{kritieke golfhoogte} \quad H_s = 1,20 \text{ m}$$

#### *Criterium van extreme belasting:*

$$\text{brekerparameter} \quad \xi_{op} = 1,71 \text{ -}$$

$$\text{leklengteparameter} \quad \Lambda/\Gamma\Delta D = 1,20 \text{ -}$$

$$\text{kritieke belasting} \quad H_s/\Gamma\Delta D = 2,16 \text{ -} \quad (\text{aflezen in Figuur 2b})$$

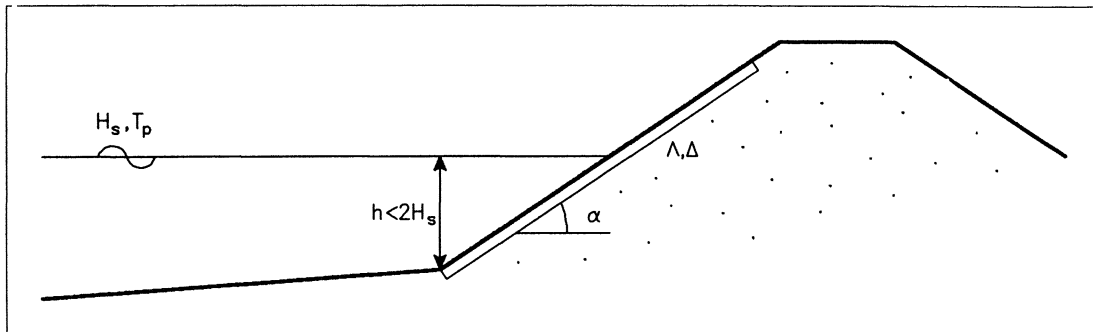
$$\text{kritieke golfhoogte} \quad H_s = 1,08 \text{ m}$$

Voor de veel voorkomende belasting stemt het resultaat van de grafiek goed overeen met dat van de formules. Voor de extreme belasting is de kritieke golfhoogte die uit de grafiek volgt iets lager dan die uit de formules. Dergelijke verschillen worden veroorzaakt door de conservatieve benadering van de invloed van de taludhelling in de grafieken.

## 6.2 Recht talud met ondiep voorland

Hieronder volgt een voorbeeld van toepassing van de formules uit paragraaf 2.3. Steeds is achter de berekende parameters het nummer van de gebruikte formule vermeld.

### Randvoorwaarden



### Situatieschets

golfhoogte op diep water:	$H_s$	=	1,2	m
piekperiode	$T_p$	=	4,5	s
waterdiepte	$h$	=	1,8	m
golfhoogte bij teen	$H_s$	=	1,0	m
talud	$\cot\alpha$	=	3,0	-
leklengte	$\Lambda$	=	0,60	m
rel. dichtheid	$\Delta$	=	1,33	-

### Golfparameters

golflengte	$L_{op}$	=	31,6	m
golfsteilheid	$H_s/L_{op}$	=	0,032	-
brekerparameter	$\xi_{op}$	=	1,87	-

### Invloedsfactoren

fronthoogte	$\gamma_{\phi bh}$	=	0,97	(2.18)
frontsteilheid	$\gamma_{\theta h}$	=	1,00	(2.19)
frontdiepte	$\gamma_{\phi min h}$	=	0,98	(2.20)
frontplaats	$\gamma_{xsh}$	=	0,97	(2.21)

### Criterium van veel voorkomende belasting

#### Frontparameters

fronthoogte	$\phi_{bm}$	=	0,92	m	(2.5)
frontsteilheid	$\tan\theta_{fm}$	=	1,22	-	(2.6)
frontdiepte	$\phi_{min,m}$	=	-0,55	-	(2.7)
frontplaats	$x_{s,m}$	=	1,90	m	(2.8)

**Stijghoogteverschil**

$$\text{niveau freatische lijn} \quad z_1 = 0,92 \text{ m} \quad (2.13)$$

$$\text{constante} \quad c = 0,81 \text{ m}^{-1} \quad (2.4)$$

$$\text{stijghoogteverschil} \quad \phi_{w,\text{sig}} = 0,34 \text{ m} \quad (2.3)$$

**Blokdikte**

$$\text{minimale blokdikte} \quad D = 0,23 \text{ m} \quad (6.1)$$

**Criterium van extreme belasting****Frontparameters**

$$\text{fronthoogte} \quad \phi_{be} = 1,12 \text{ m} \quad (2.9)$$

$$\text{frontsteilheid} \quad \tan\theta_{fe} = 2,19 - \quad (2.10)$$

$$\text{frontdiepte} \quad \phi_{\text{min},e} = -0,68 - \quad (2.11)$$

$$\text{frontplaats} \quad x_{s,e} = 2,56 \text{ m} \quad (2.12)$$

**Stijghoogteverschil**

$$\text{niveau freatische lijn} \quad z_1 = 1,24 \text{ m} \quad (2.13)$$

$$\text{constante} \quad c = 1,20 \text{ m}^{-1} \quad (2.4)$$

$$\text{stijghoogteverschil} \quad \phi_{w,2\%} = 0,45 \text{ m} \quad (2.3)$$

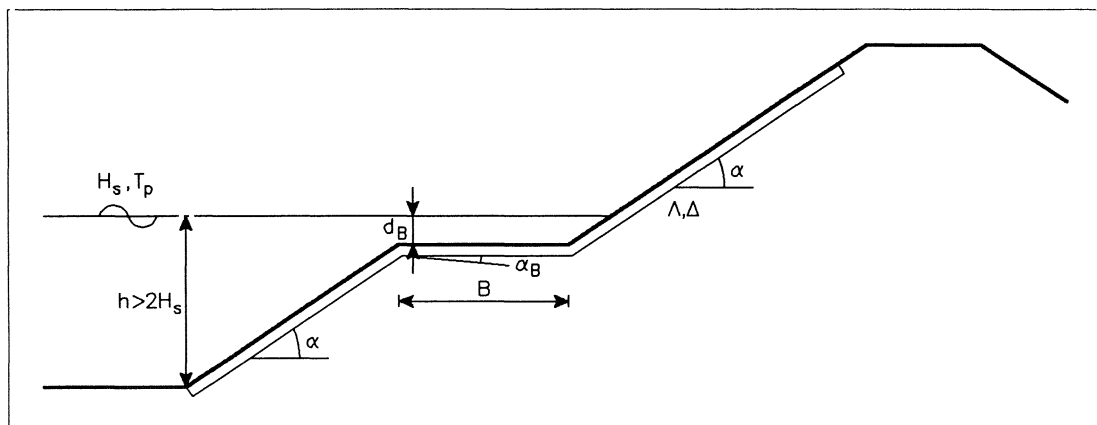
**Blokdikte**

$$\text{minimale blokdikte} \quad D = 0,24 \text{ m} \quad (6.2)$$

Ook in dit geval is het criterium van de extreme belasting maatgevend. De minimaal benodigde blokdikte is 24 cm.

**6.3 Talud met een berm****6.3.1 Situatieschets**

Hieronder volgt een voorbeeld van toepassing van de formules uit de paragrafen 2.4 en 2.5. Steeds is achter de berekende parameters het nummer van de gebruikte formule vermeld.

**Randvoorwaarden**

Situatieschets

golfhoogte op diep water	$H_s$	=	2,8	m
piekperiode	$T_p$	=	6,0	s
waterdiepte	$h$	=	3,4	m
golfhoogte bij teen	$H_s$	=	1,7	m
talud	$\cot\alpha$	=	3,0	-
bermbreedte	$B$	=	4,0	m
bermdiepte	$d_B$	=	0,8	m
bermhelling	$\tan\alpha_B$	=	1/15	-
leklengte	$\Lambda$	=	0,60	m
rel. dichtheid	$\Delta$	=	1,33	-

### Golfparameters

golflengte	$L_{op}$	=	56,2	m
golfsteilheid	$H_s/L_{op}$	=	0,030	-
brekerparameter	$\xi_{op}$	=	1,92	-
rel. bermbreedte	$B/\sqrt{H_s L_{op}}$	=	0,41	-
rel. bermdiepte	$d_B/H_s$	=	0,47	-

### 6.3.2 Ondertalud

De condities vallen binnen het toepassingsgebied van de formules voor de belasting op een talud met een berm.

### Invloedsfactoren

Ondiep voorland:

fronthoogte	$\gamma_{\phi bh}$	=	0,98	(2.18)
frontsteilheid	$\gamma_{\theta h}$	=	1,00	(2.19)
frontdiepte	$\gamma_{\phi minh}$	=	0,98	(2.20)
frontplaats	$\gamma_{xsh}$	=	0,98	(2.21)

Berm:

fronthoogte	$\gamma_{\phi bB}$	=	0,96	(2.22)
frontsteilheid	$\gamma_{\theta B}$	=	0,98	(2.25)
frontdiepte	$\gamma_{\phi minB}$	=	1,02	(2.26)
frontplaats	$\gamma_{xsB}$	=	0,96	(2.28)

### Criterium van veel voorkomende belasting

Frontparameters

fronthoogte	$\phi_{bm}$	=	1,53	m	(2.5)
frontsteilheid	$\tan\theta_{fm}$	=	1,19	-	(2.6)
frontdiepte	$\phi_{min,m}$	=	-1,00	-	(2.7)
frontplaats	$x_{s,m}$	=	3,16	m	(2.8)

Stijghoogteverschil

niveau freatische lijn	$z_1$	=	1,53	m	(2.13)
constante	$c$	=	0,51	$m^{-1}$	(2.31)
stijghoogteverschil	$\phi_{w,sig}$	=	0,41	m	(2.30)



**Blokdikte**

$$\text{minimale blokdikte} \quad D = 0,27 \text{ m} \quad (6.1)$$

**Criterium van extreme belasting****Frontparameters**

$$\text{fronthoogte} \quad \phi_{be} = 1,88 \text{ m} \quad (2.9)$$

$$\text{frontsteilheid} \quad \tan\theta_{fe} = 2,14 - \quad (2.10)$$

$$\text{frontdiepte} \quad \phi_{\min,e} = -1,23 - \quad (2.11)$$

$$\text{frontplaats} \quad x_{s,e} = 4,27 \text{ m} \quad (2.12)$$

**Stijghoogteverschil**

$$\text{niveau freatische lijn} \quad z_1 = 1,41 \text{ m} \quad (2.13)$$

$$\text{constante} \quad c = 0,75 \text{ m}^{-1} \quad (2.31)$$

$$\text{stijghoogteverschil} \quad \phi_{w,2\%} = 0,57 \text{ m} \quad (2.30)$$

**Blokdikte**

$$\text{minimale blokdikte} \quad D = 0,29 \text{ m} \quad (6.2)$$

Ook in dit geval is het criterium van de extreme belasting maatgevend. De minimaal benodigde blokdikte is 29 cm.

**6.3.3 Berm**

De condities vallen binnen het toepassingsgebied van de formules voor de belasting op de berm.

$$\text{eq. taludhelling} \quad \tan\alpha_{eq} = 0,26 - \quad (2.37)$$

$$\text{eq. brekerparameter} \quad \xi_{eq} = 1,49 - \quad (2.38)$$

**Veel voorkomende frontbelasting**

$$\text{fronthoogte} \quad \phi_{bBm} = 1,15 \text{ m} \quad (2.39)$$

$$\text{frontsteilheid} \quad \tan\theta_{fBm} = 0,84 - \quad (2.40)$$

$$\text{stijghoogteverschil} \quad \phi_{w,sig} = 0,23 \text{ m} \quad (2.43)$$

$$\text{minimale blokdikte} \quad D = 0,17 \text{ m} \quad (6.1) \text{ (met } \Gamma = 1,0)$$

**Extreme frontbelasting**

$$\text{fronthoogte} \quad \phi_{bBe} = 1,40 \text{ m} \quad (2.41)$$

$$\text{frontsteilheid} \quad \tan\theta_{fBe} = 1,18 - \quad (2.42)$$

$$\text{stijghoogteverschil} \quad \phi_{w,2\%} = 0,30 \text{ m} \quad (2.43)$$

$$\text{minimale blokdikte} \quad D = 0,19 \text{ m} \quad (6.2) \text{ (met } \Gamma = 1,2)$$

**Veel voorkomende dalbelasting**

$$\text{daldiepte} \quad \phi_{dm} = 0,58 \text{ m} \quad (2.44)$$

$$\text{flanksteilheid} \quad \tan\theta_{dm} = 1,00 - \quad (2.45)$$

$$\text{stijghoogteverschil} \quad \phi_{w,sig} = 0,37 \text{ m} \quad (2.48)$$

$$\text{minimale blokdikte} \quad D = 0,28 \text{ m} \quad (6.1) \text{ (met } \Gamma = 1,0)$$

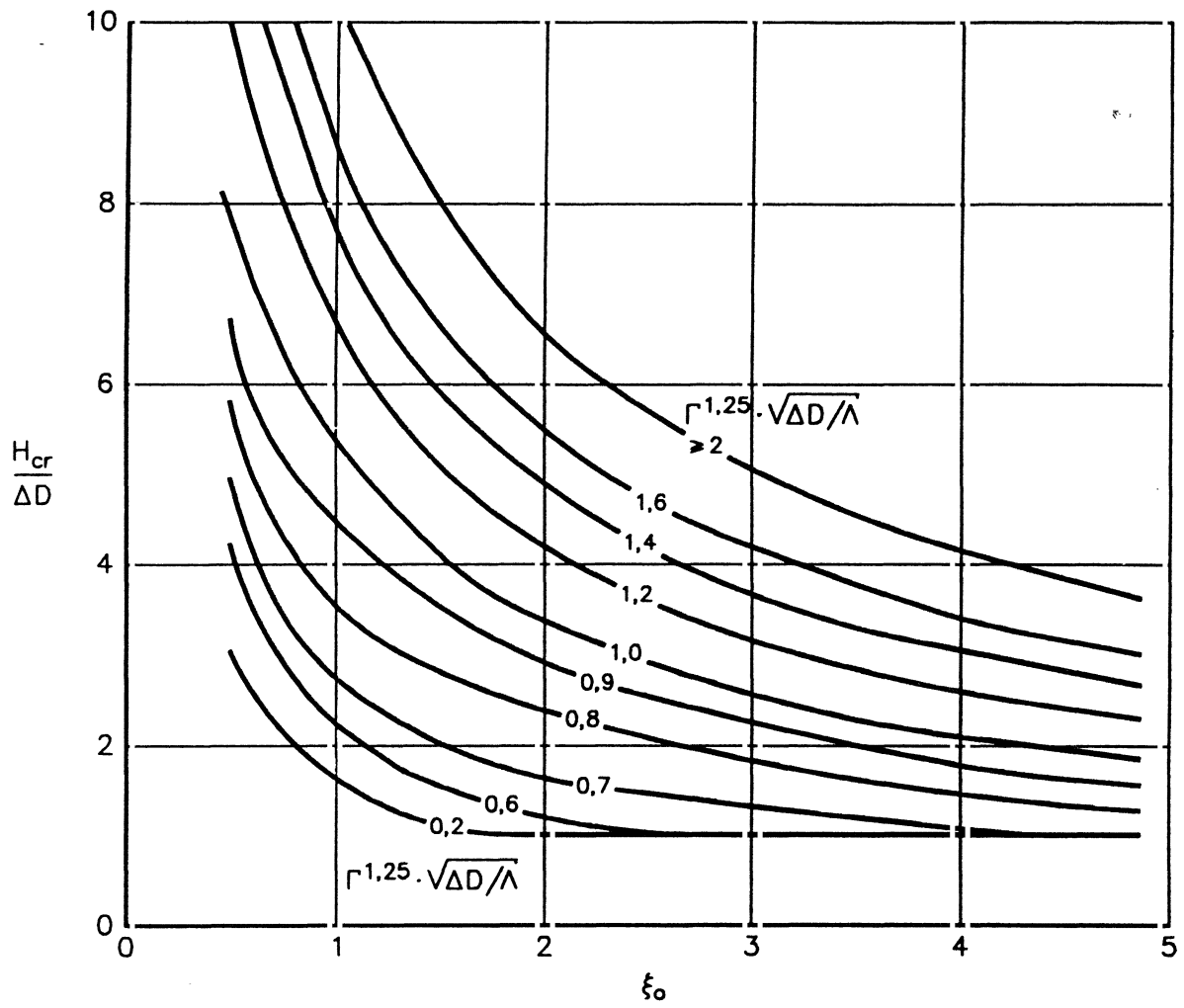
**Extreme dalbelasting**

daldiepte	$\phi_{de}$	=	0,78	m	(2.46)
flanksteilheid	$\tan\theta_{de}$	=	1,00	-	(2.47)
stijghoogteverschil	$\phi_{w,2\%}$	=	0,44	m	(2.48)
minimale blokdikte	D	=	0,28	m	(6.2) (met $\Gamma = 1,2$ )

In dit geval is de dalbelasting maatgevend. De benodigde blokdikte op de berm is 28 cm.

## Referenties

- CUR/TAW (1992). Handboek voor dimensionering van gezette talusbekledingen. CUR rapport 155, Gouda, maart 1992.
- Fuller, C. (1992). Concrete blocks gain acceptance as erosion-control systems. Geotechnical Fabrics Report, April 1992, N615
- Klein Breteler, M. (1987). Talusbekleding van gezette steen. Stabiliteit toplaag zonder inklemming of interlocking. Waterloopkundig Laboratorium, M1881-04/H195-04, november 1987. Opgenomen in Deel XX als Sectie 2.
- Klein Breteler, M. e.a. (1992). Talusbekledingen van gezette steen, Deel XX. Waterloopkundig Laboratorium, Grondmechanica Delft, M1795/H195, CO 285453/7, april 1992.
- Lappo, D.D. and Ye.I. Koshelnik (1989). Action of breaking waves on units of shore protection structures.
- Li, Yu-Cheng; Zhong, Jiquan; Zhao, Xiu-zhen; Pan, Jia-qing (1992). The determination of cover layer thickness of regular inserted stone on rubble mound breakwater under wave action. PIANC/PCDC, second seminar on ports and inland waterways, N619
- Rigter, B.P. (1990). Beweging van een rij blokken. Rijkswaterstaat, DWV, notitie N458, november 1990.
- Rijke, W.G. de, M. Klein Breteler en T.P. Stoutjesdijk (1992). Talusbekledingen van gezette steen. Toepassing kennis op andere systemen. Waterloopkundig Laboratorium en Grondmechanica Delft, N603, oriënterende bureaustudie.
- Toyoshima, O. (1988). Gentle slope seawalls covered with armour units; Proceedings of ICCE '88. TAW-A2 notitie N637.
- Waal, J.P. de, (1992). Talusbekledingen van gezette steen. Invloed van berm en ondiep voorland op drukken op het talud. Waterloopkundig Laboratorium, N597, verslag modelonderzoek, H195.
- Yuwono, N.; Flexible structures for coastal protection, Determination of the thickness of revetment block. Glasgow, UK. (TAW-A2 notitie N558)
- Zhang Juizi, Ji Zaihua, Sun Xuexin, Wu Guiqiu. Design method of the armour grate plate for sloping breakwater. Quindao, China (TAW-A2 notitie N605)

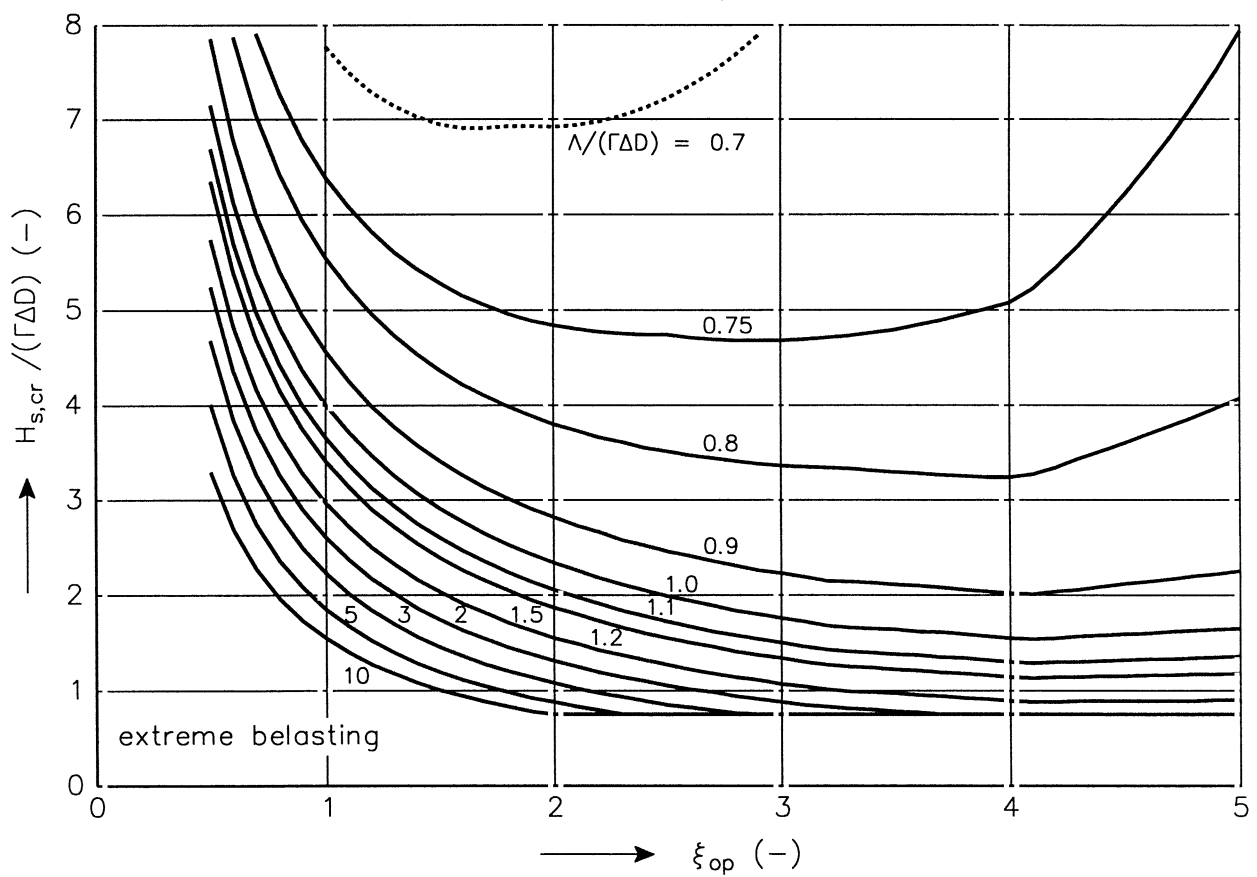
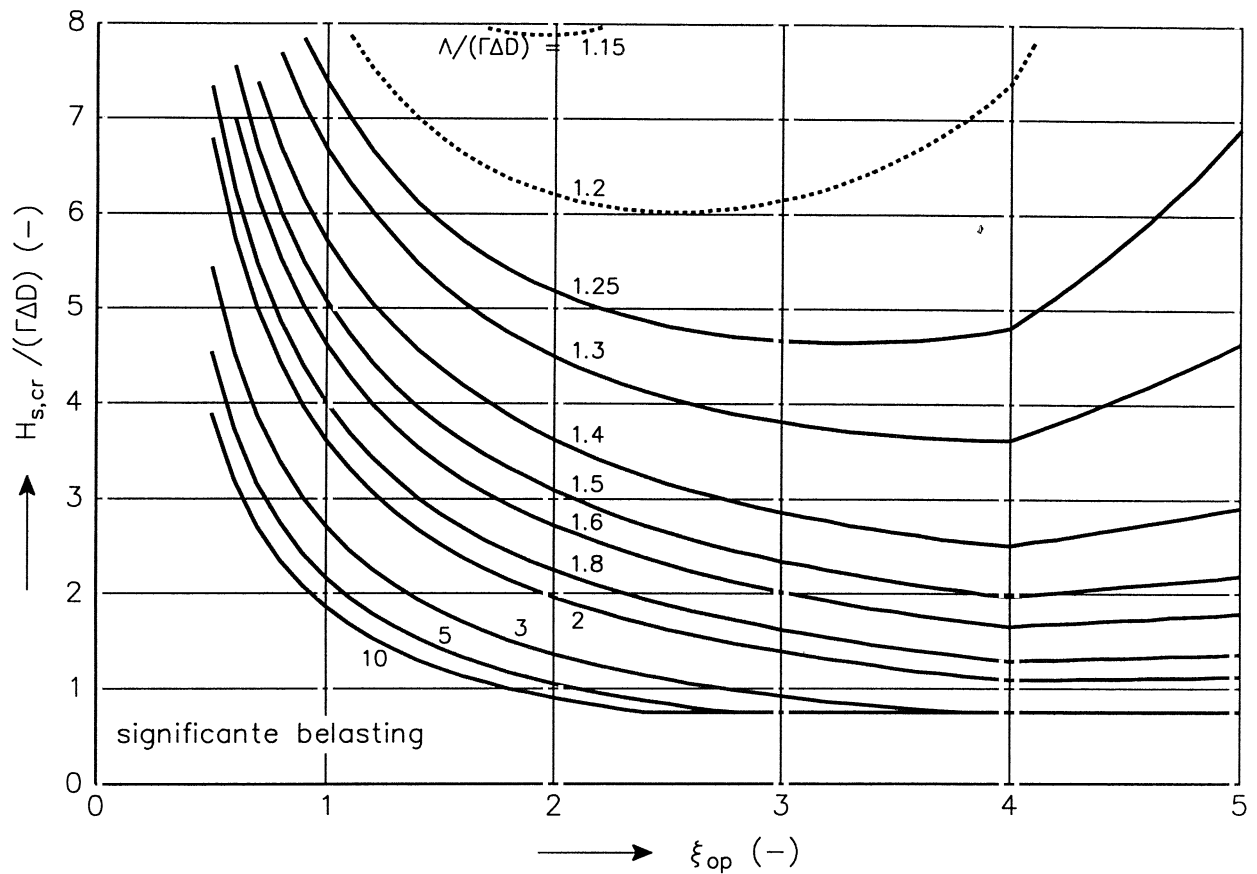


KRITIEKE GOLFHOOGTE VOLGENS HET HANDBOEK

WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM

H 1770

FIG. 1

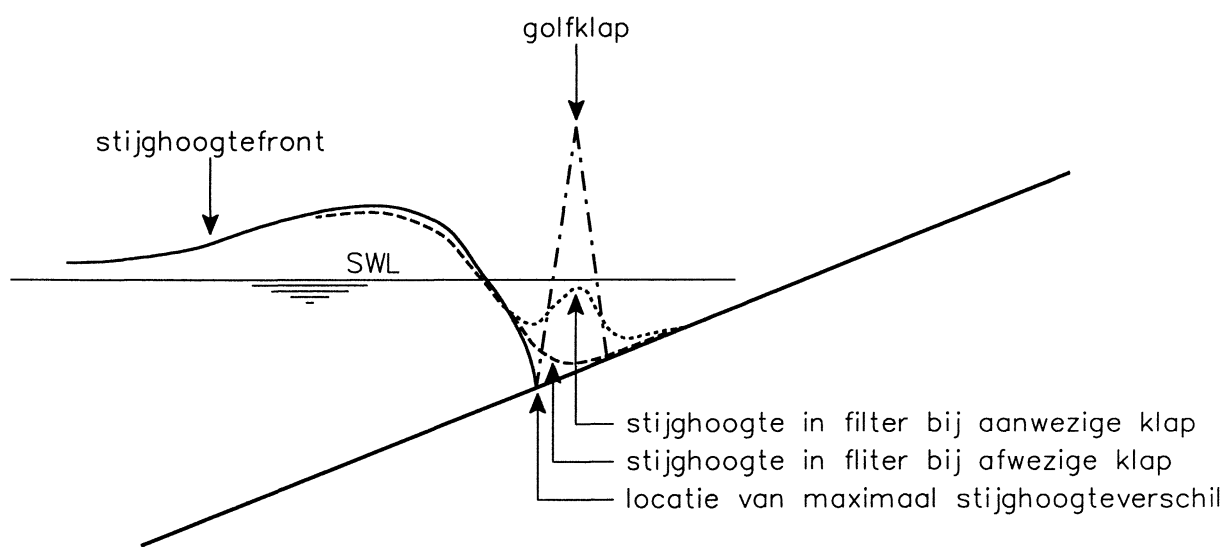


KRITIEKE GOLFHOOGTE VOLGENS NIEUWE FORMULES

WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM

H 1770

FIG. 2

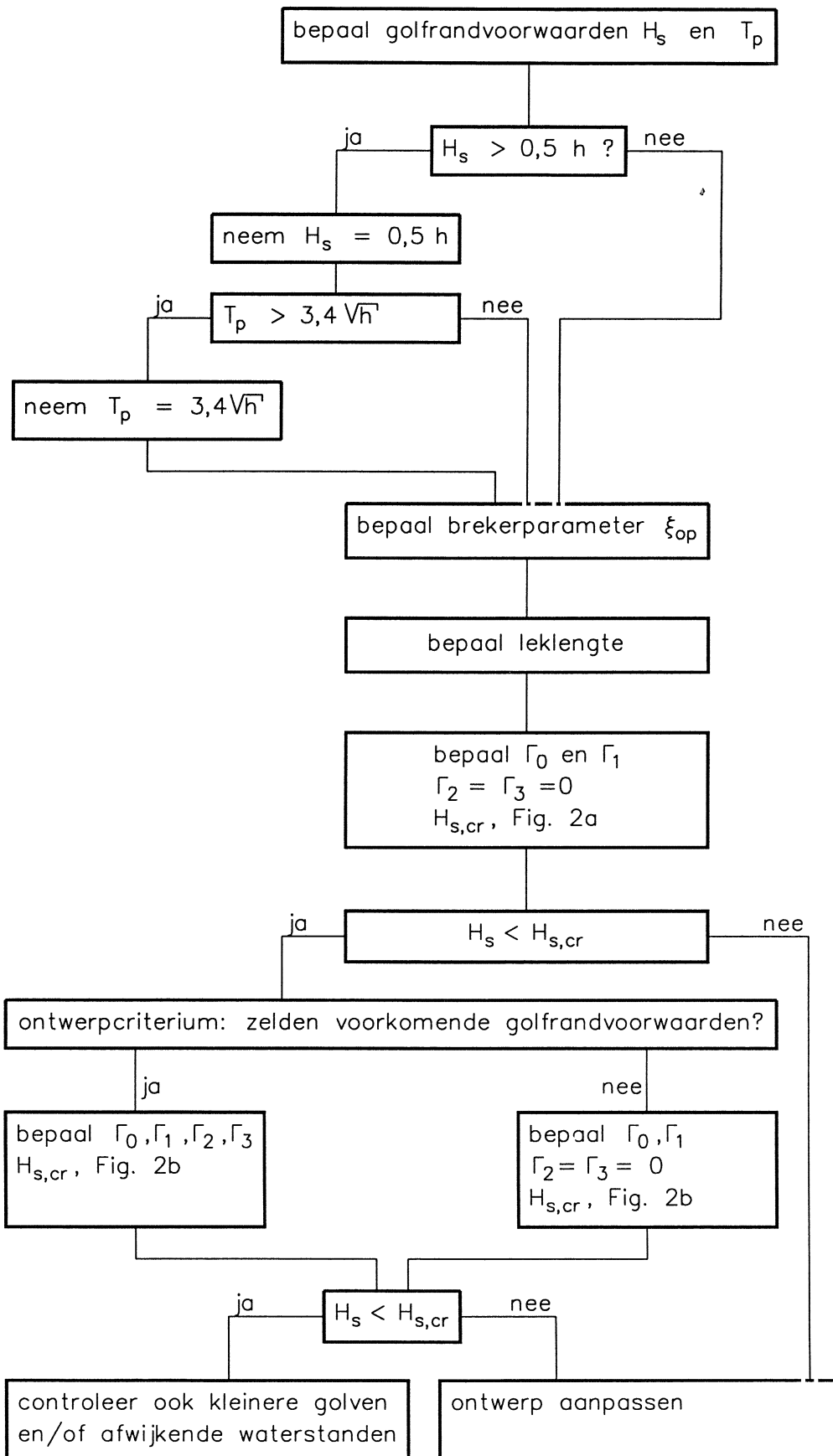


INVLOED VAN GOLFKLAP OP  
MAXIMAAL GOLFHOOGTEVERSCHIL

WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM

H 1770

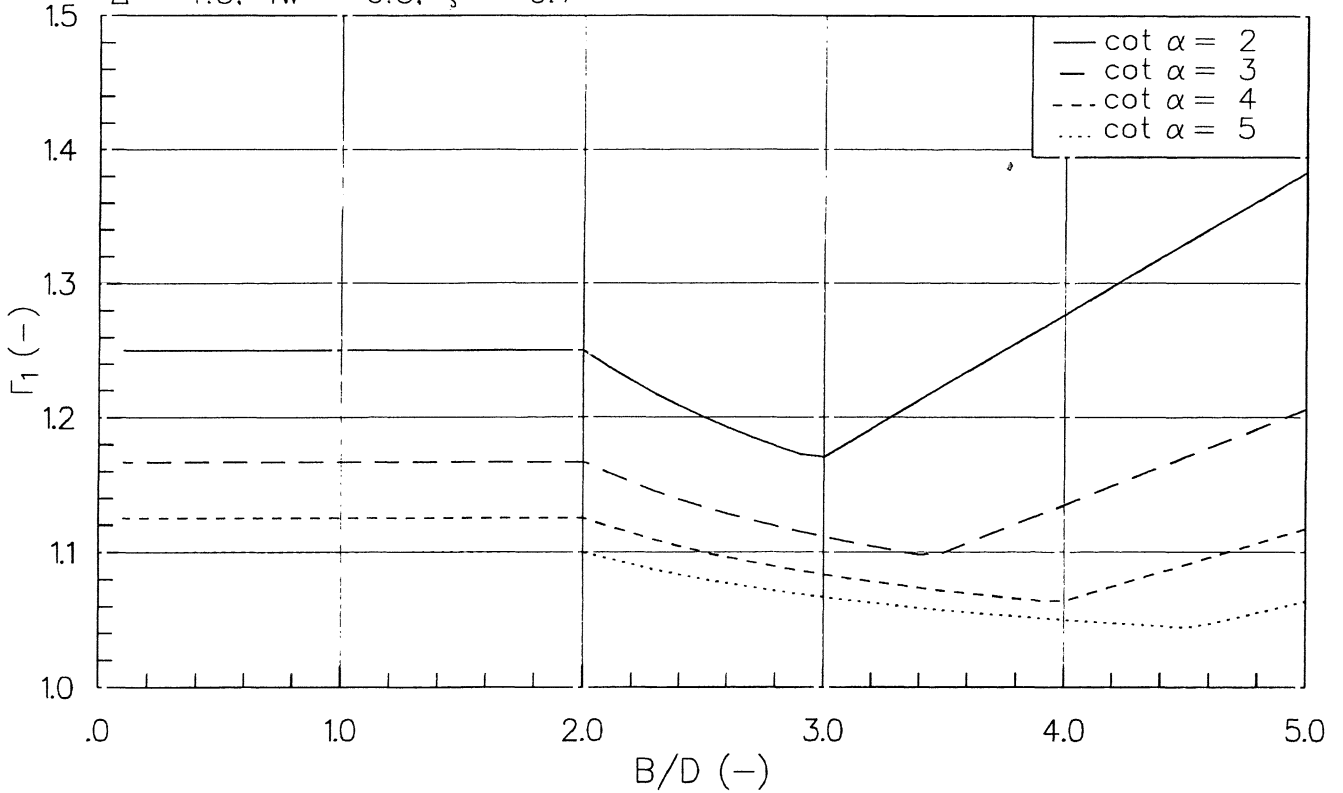
FIG. 3



NIEUWE ONTWERPPROCEDURE

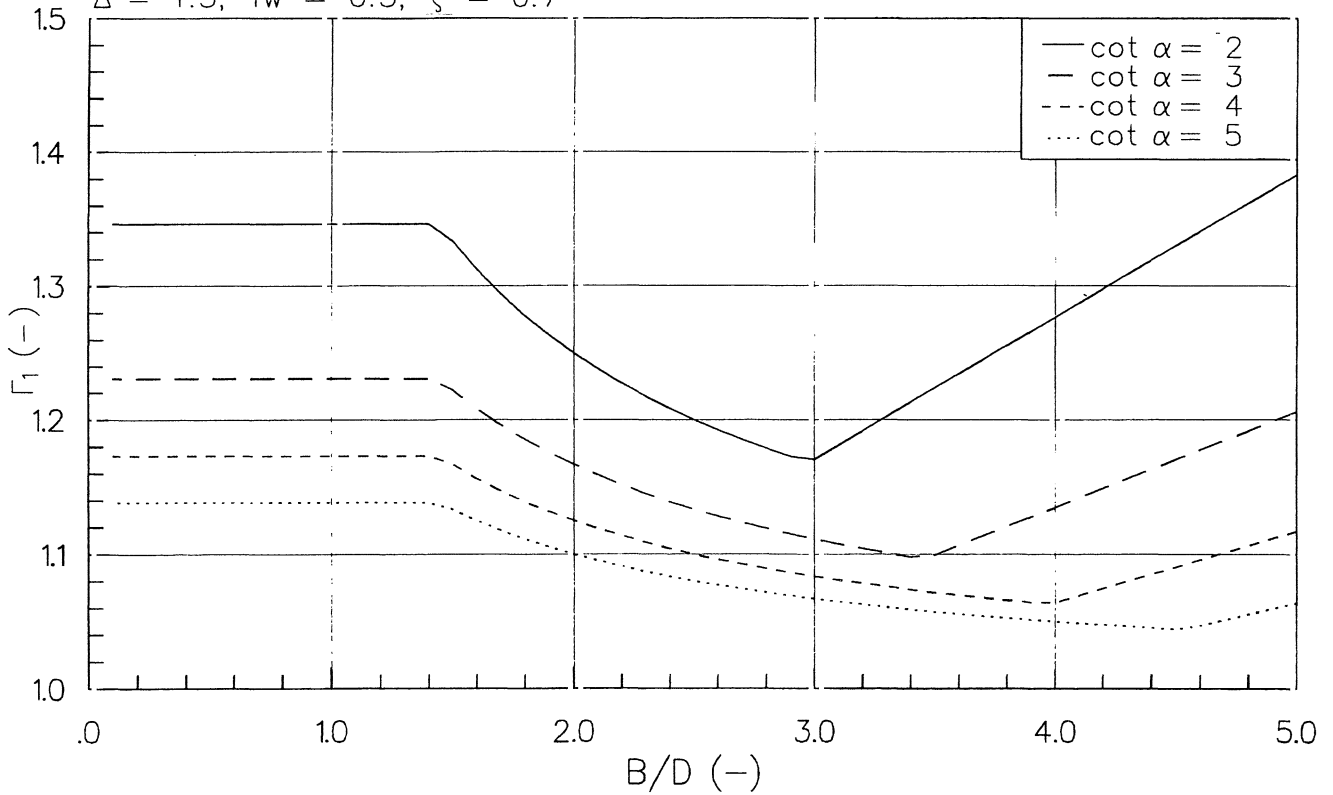
Invloedsfactor volgens oude formules

$\Delta = 1.3; f_w = 0.5; \zeta = 0.7$



Invloedsfactor volgens nieuwe formules

$\Delta = 1.3; f_w = 0.5; \zeta = 0.7$



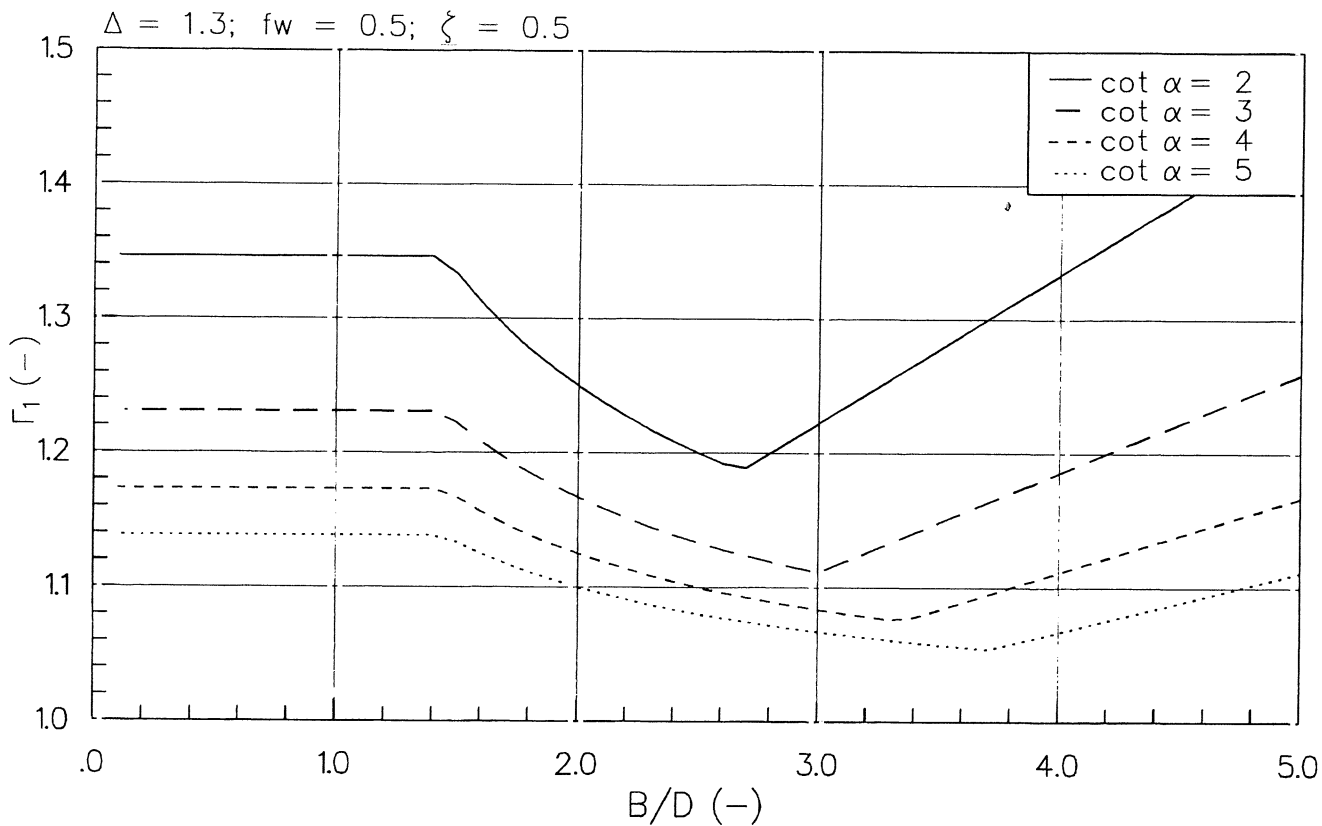
VERGELIJKING TUSSEN OUDE EN NIEUWE  
FORMULES VOOR INVLOED WRIJVING

WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM

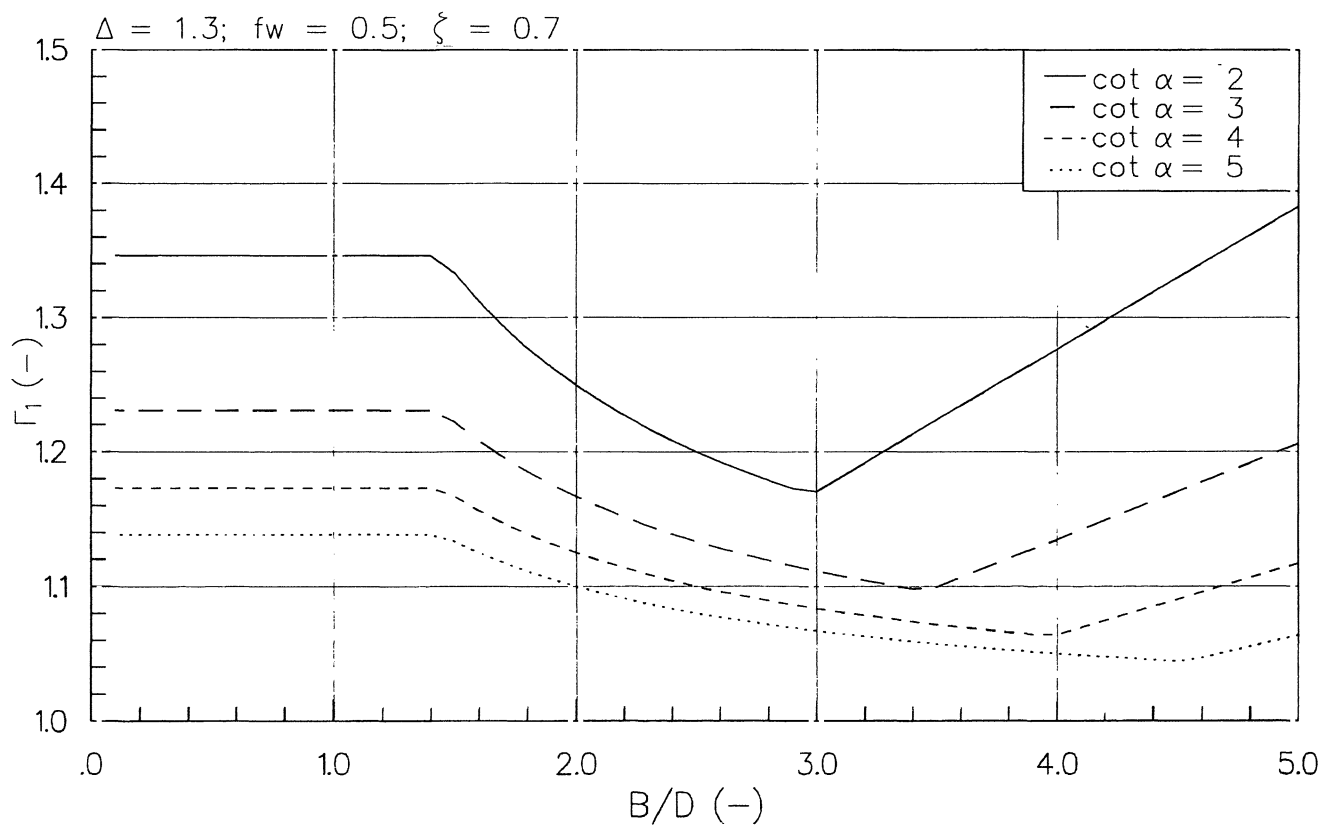
H 1770

FIG. 5

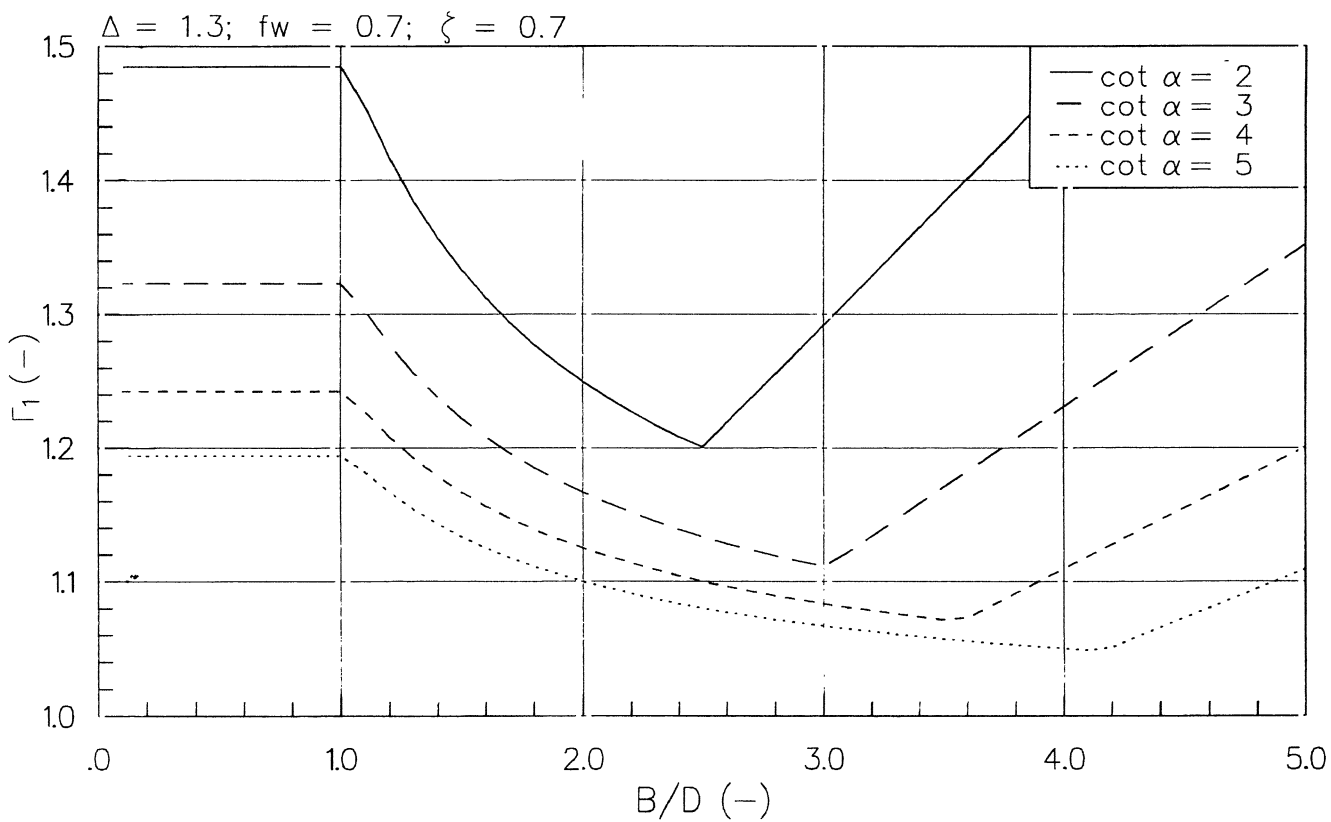
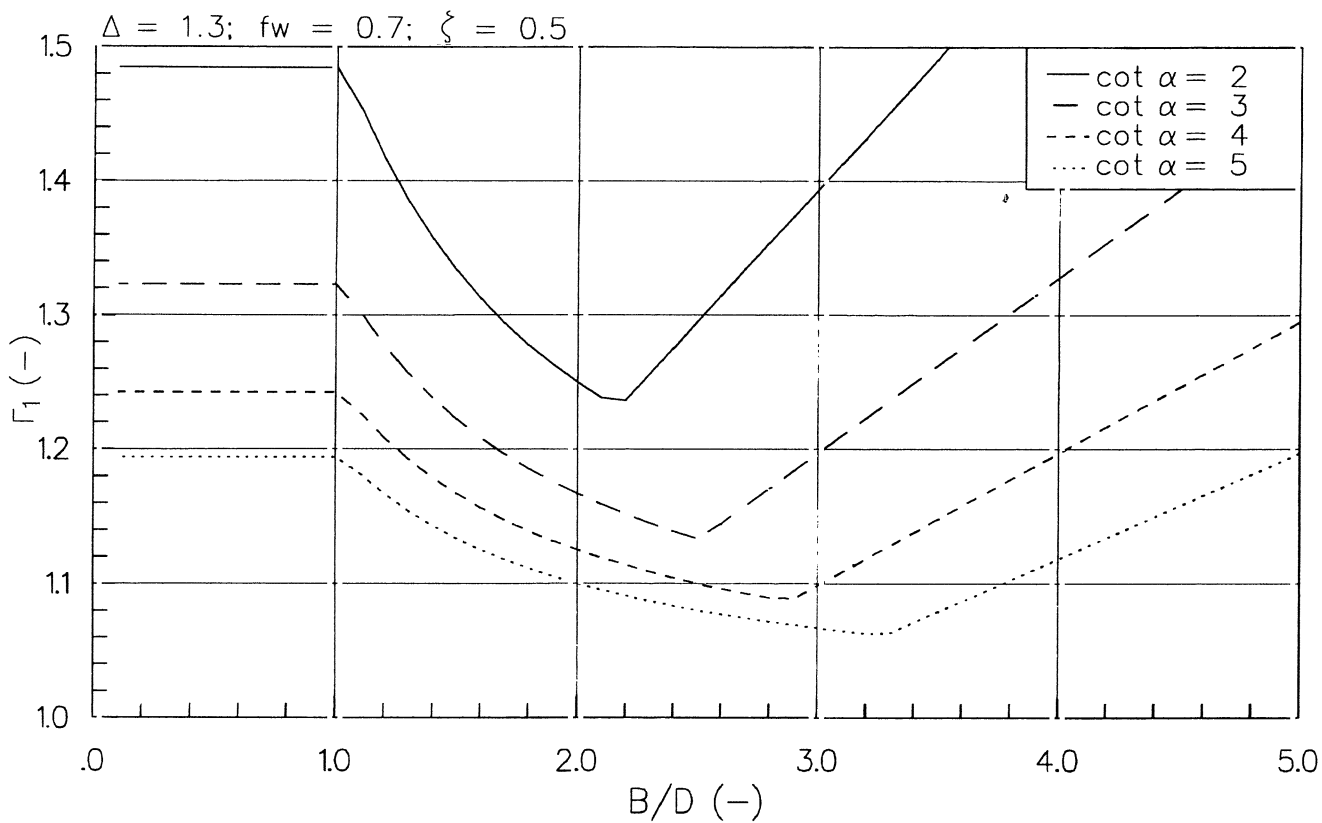




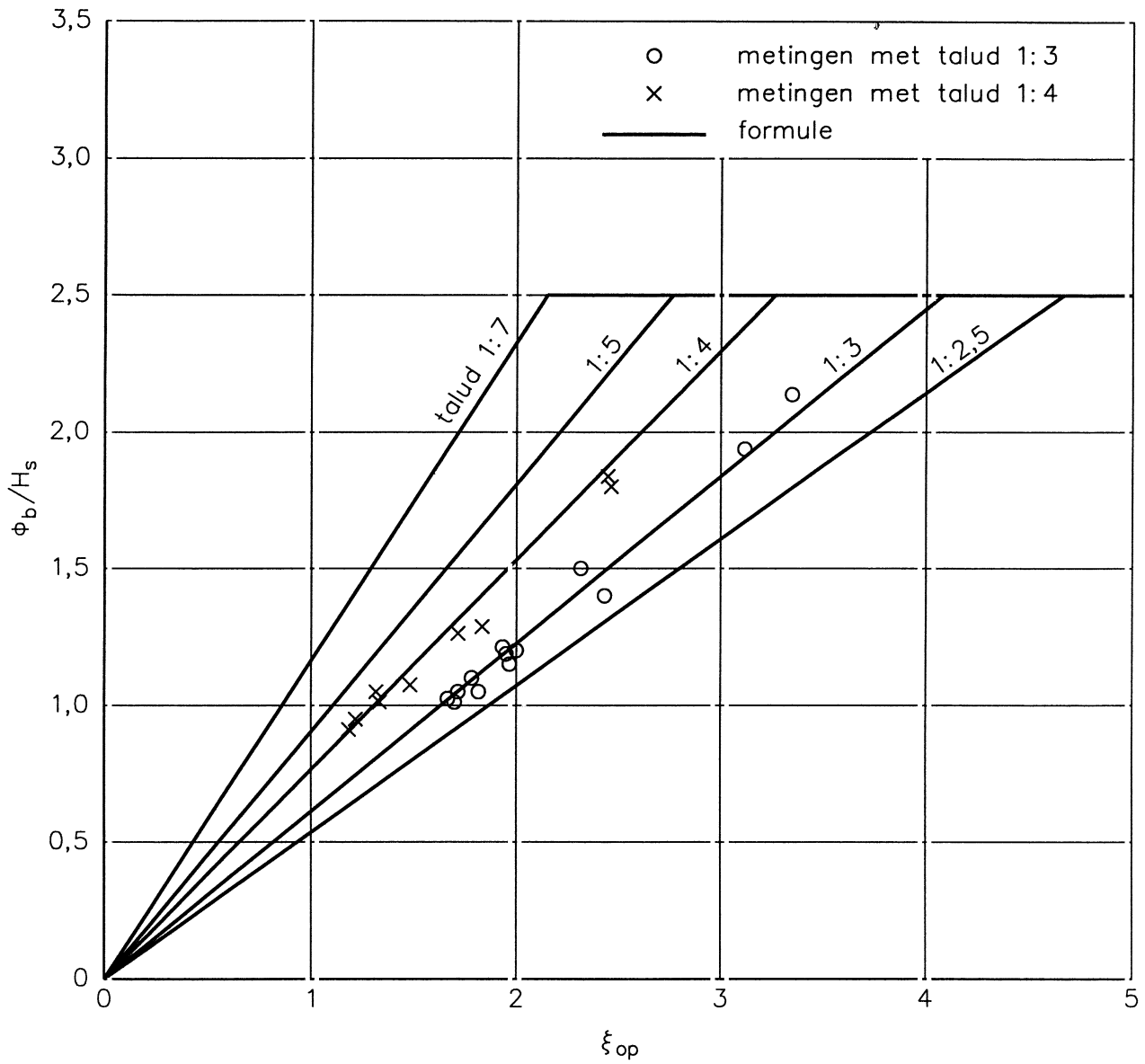
Invloedsfactor volgens nieuwe formules



INVLOED VAN WRIJVING VOOR SITUATIES  
MET  $f_w=0.5$



INVLOED VAN WRIJVING VOOR SITUATIES  
MET  $f_w = 0.7$

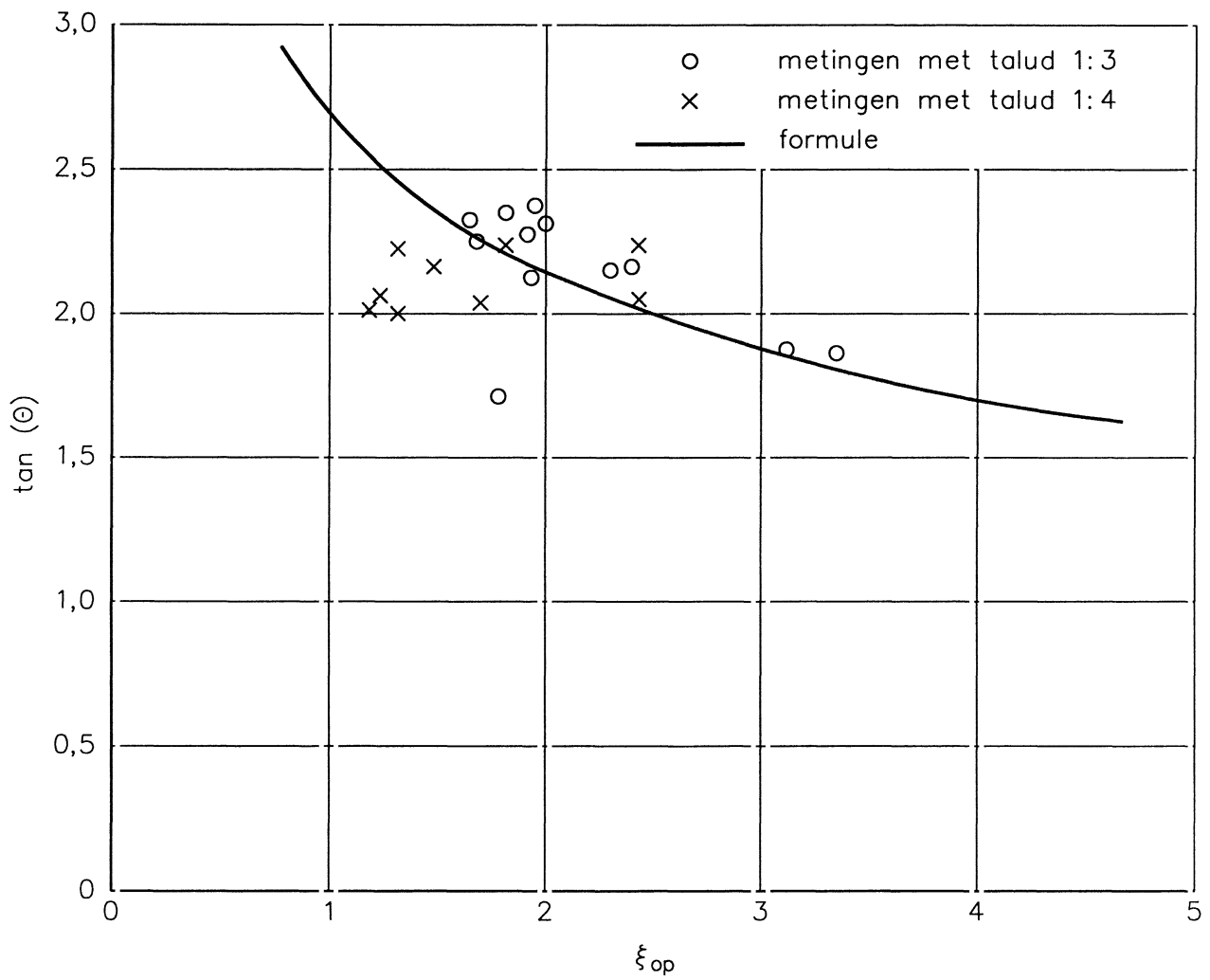


HOOGTE VAN STIJGHOOGTEFRONT

WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM

H 1770

FIG. 8

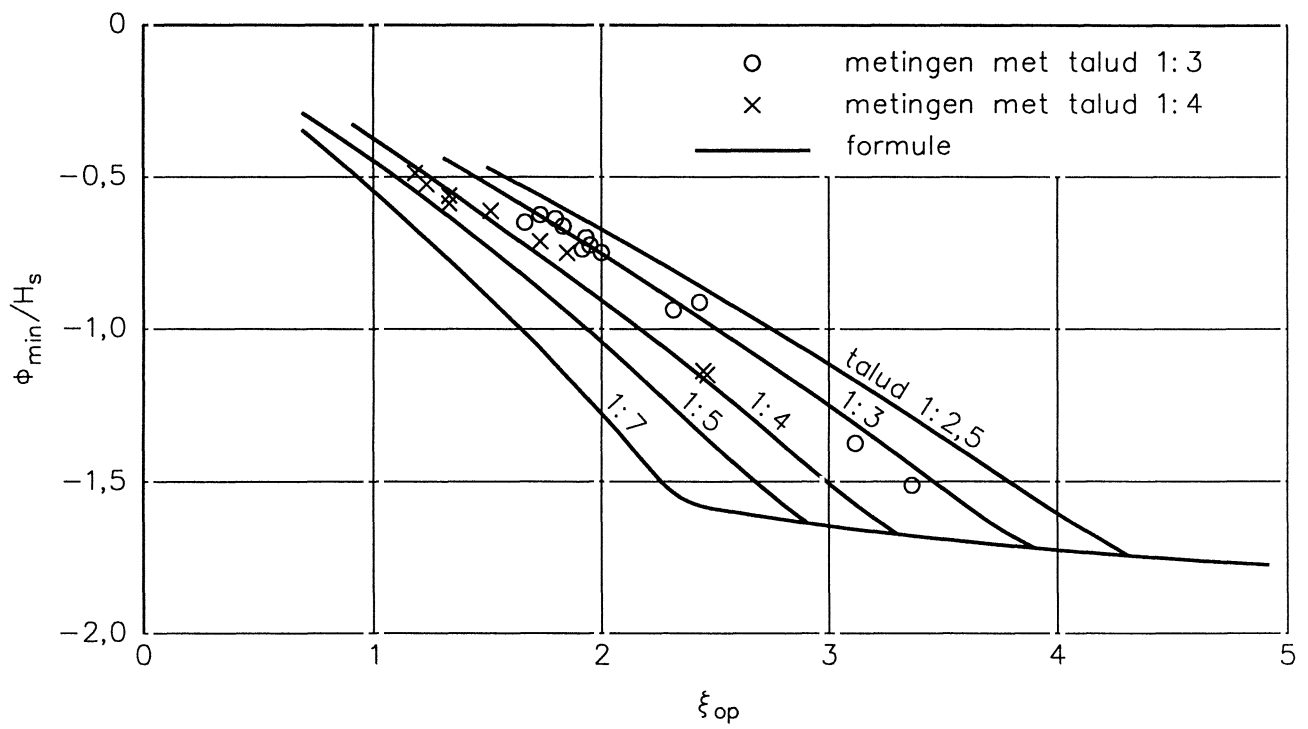


HELLING VAN STIJGHOOGTEFRONT

WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM

H 1770

FIG. 9

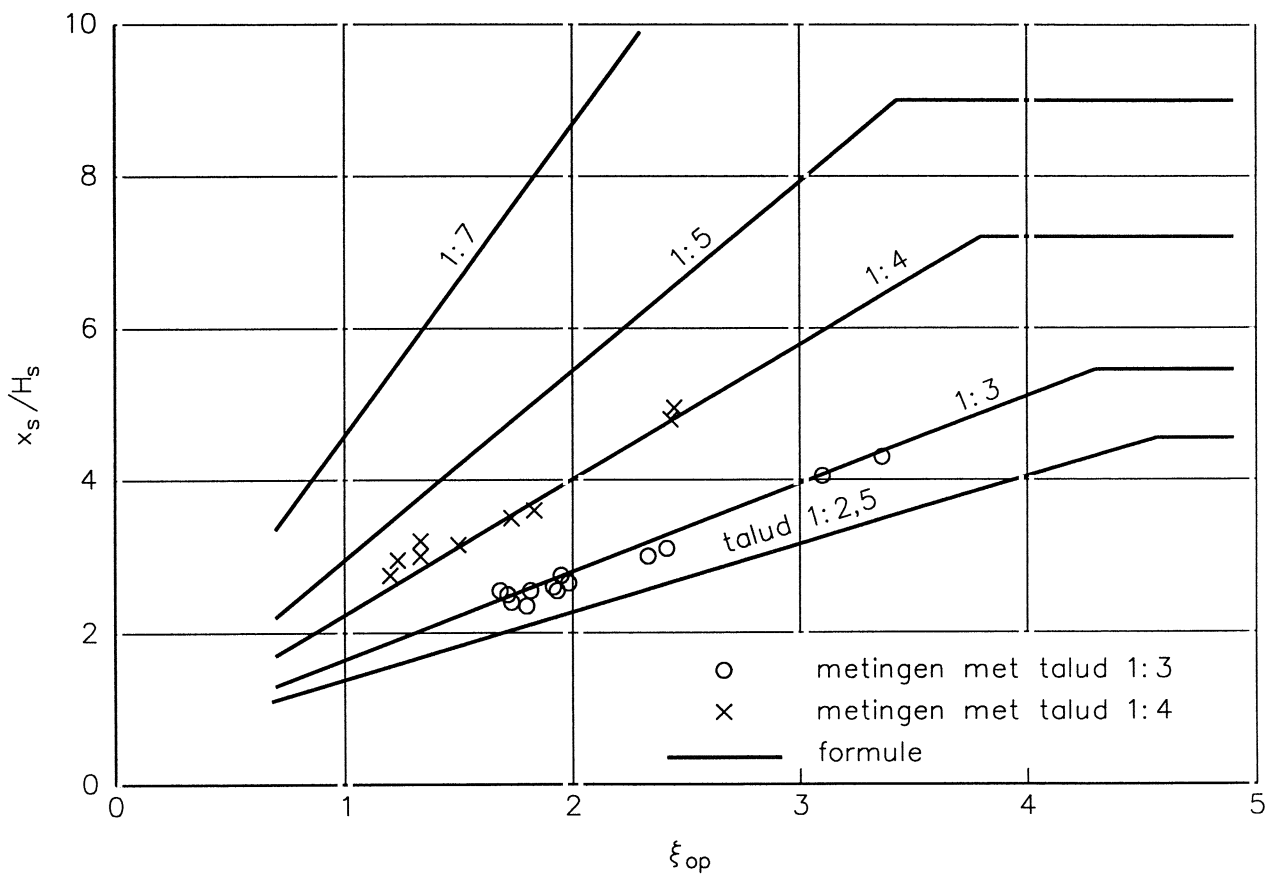


DIEPTE VAN STIJGHOOGTEFRONT

WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM

H 1770

FIG. 10

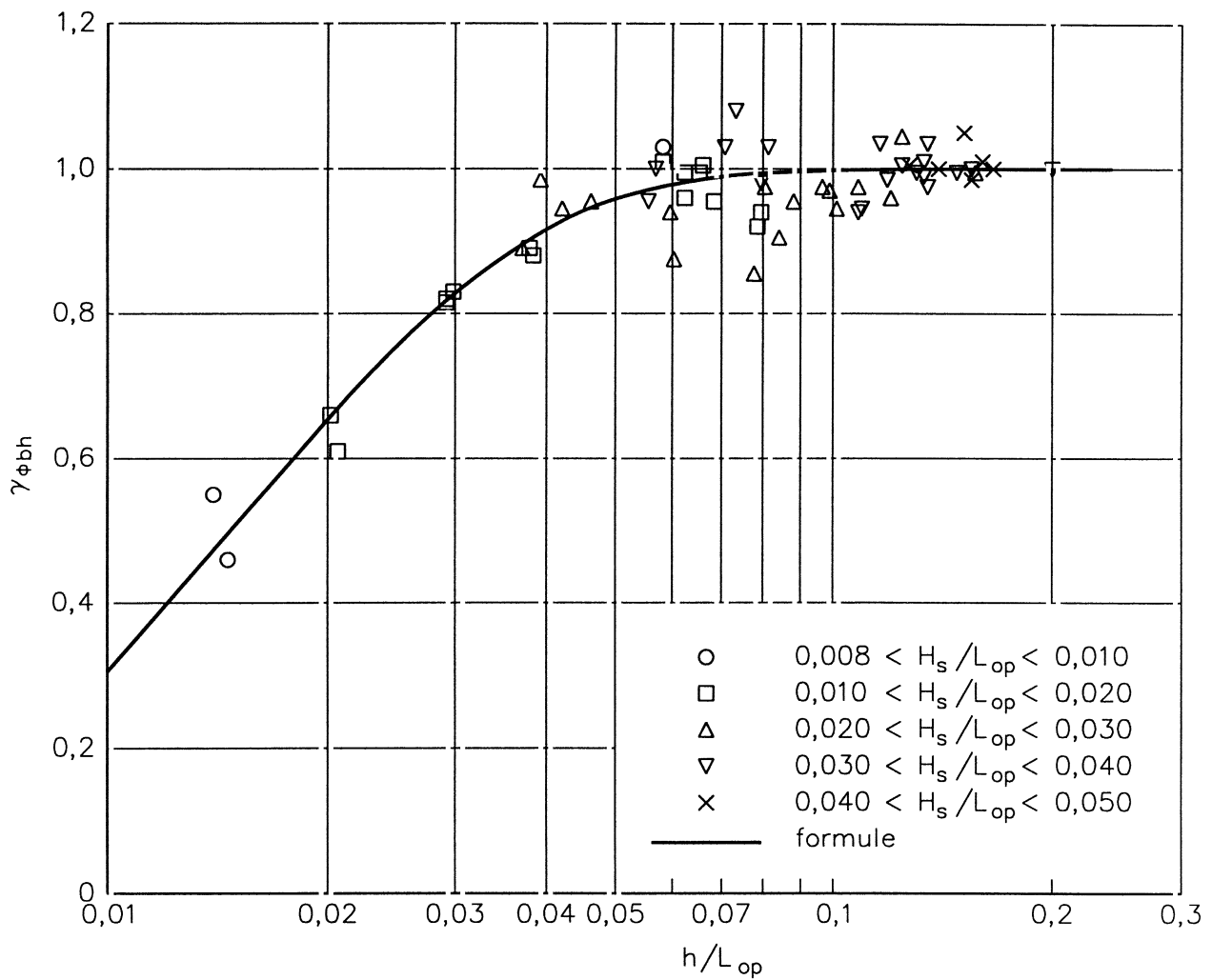


PLAATS VAN MINIMALE STIJGHOOGTE

WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM

H 1770

FIG. 11

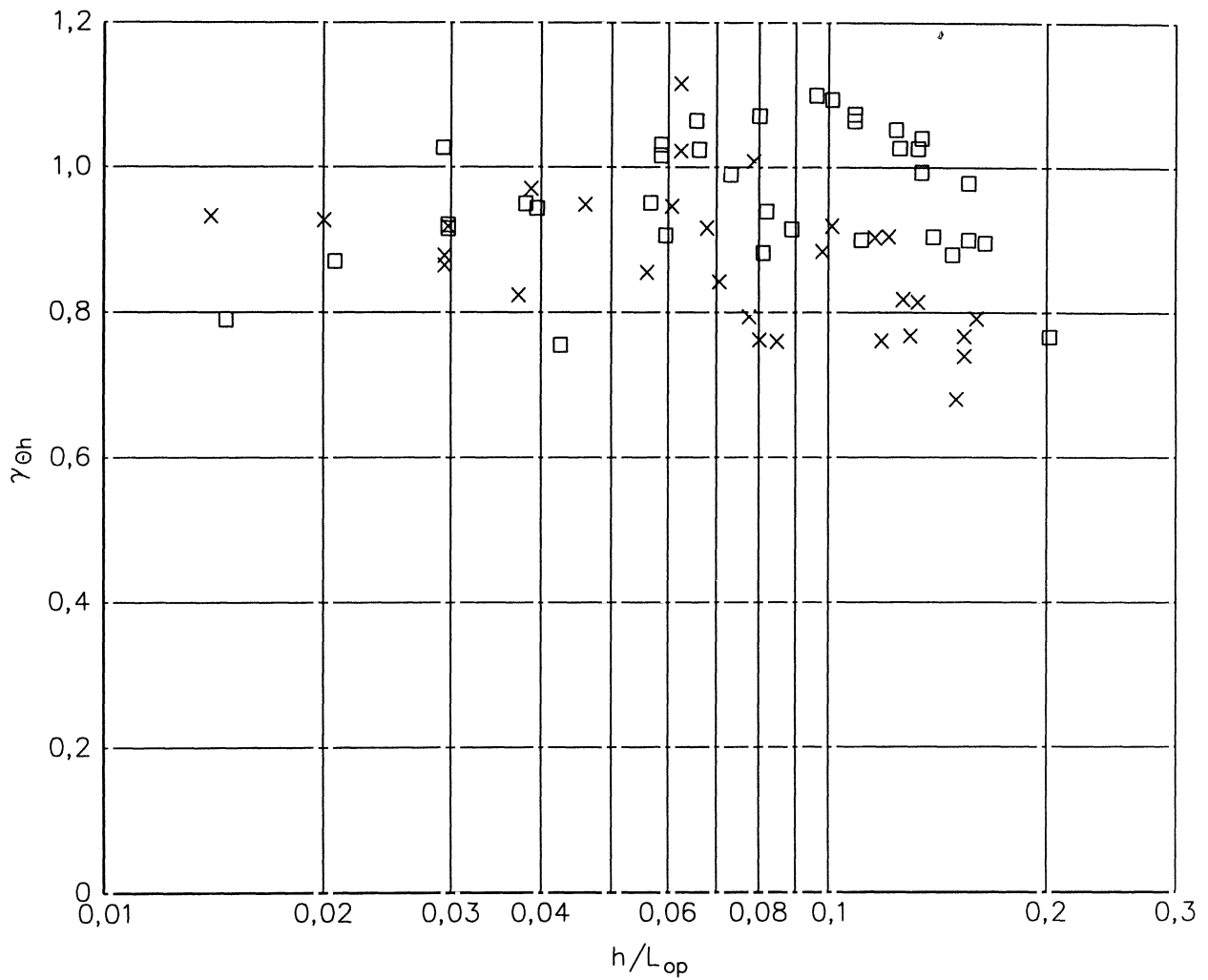


INVLOED VAN WATERDIEPTE OP HOOGTE  
VAN STIJGHOOGTEFRONT

WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM

H 1770

FIG. 12



□ metingen met talud 1:3  
 × metingen met talud 1:4

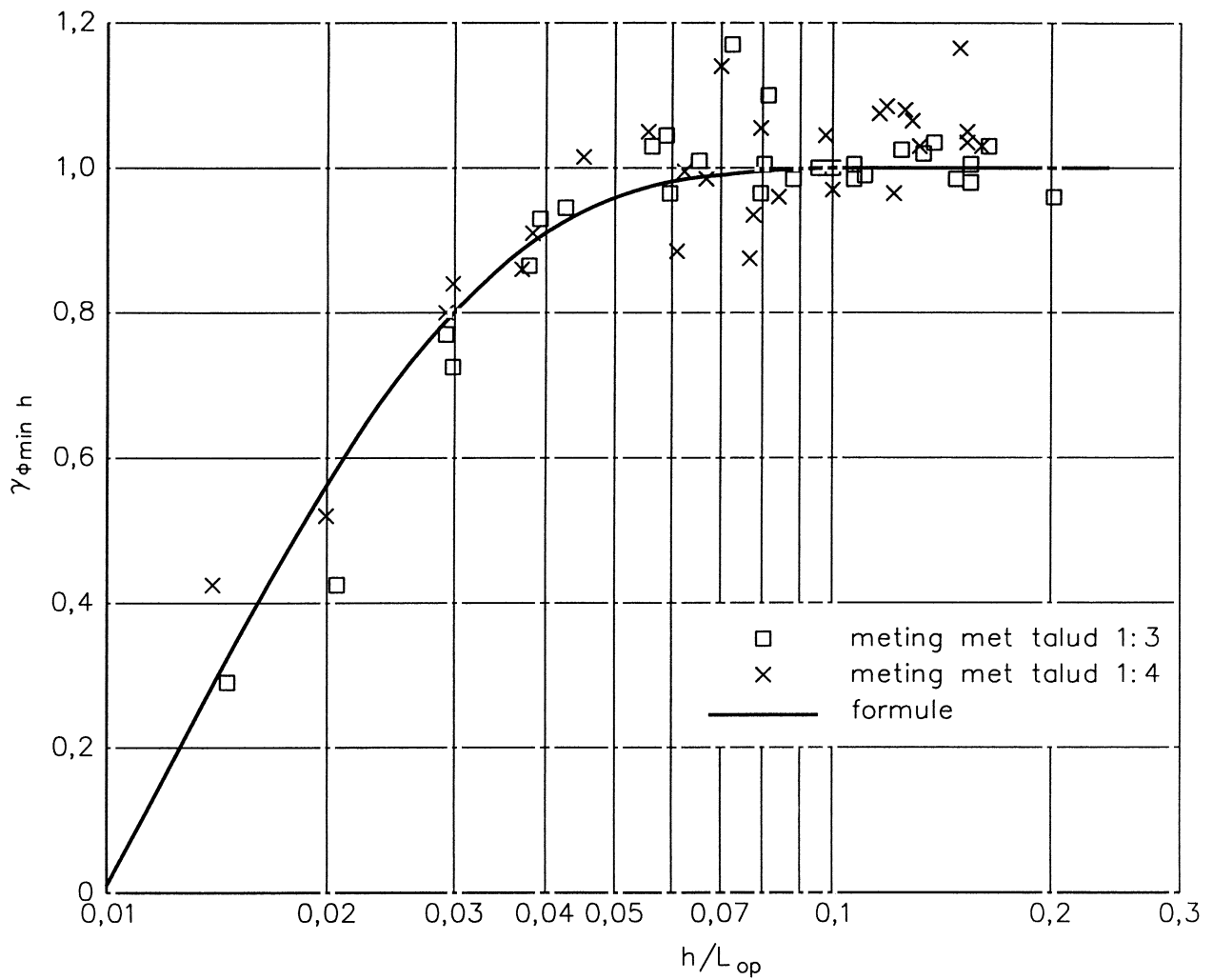
INVLOED VAN WATERDIEPTE OP  
 HELLING VAN STIJGHOOGTEFRONT

WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM

H 1770

FIG. 13



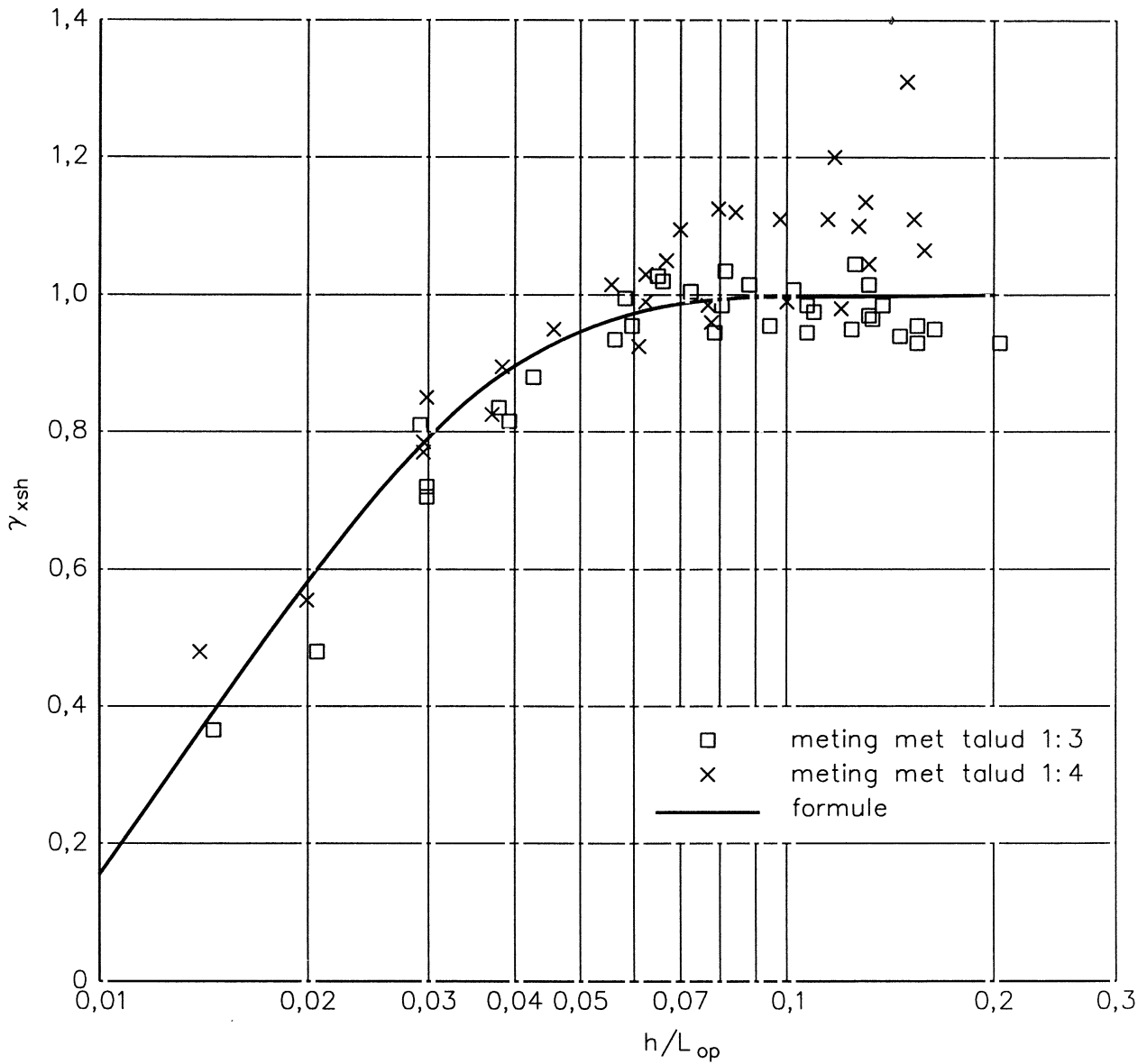


INVLOED VAN WATERDIEPTE OP  
MINIMALE STIJGHOOGTE

WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM

H 1770

FIG. 14

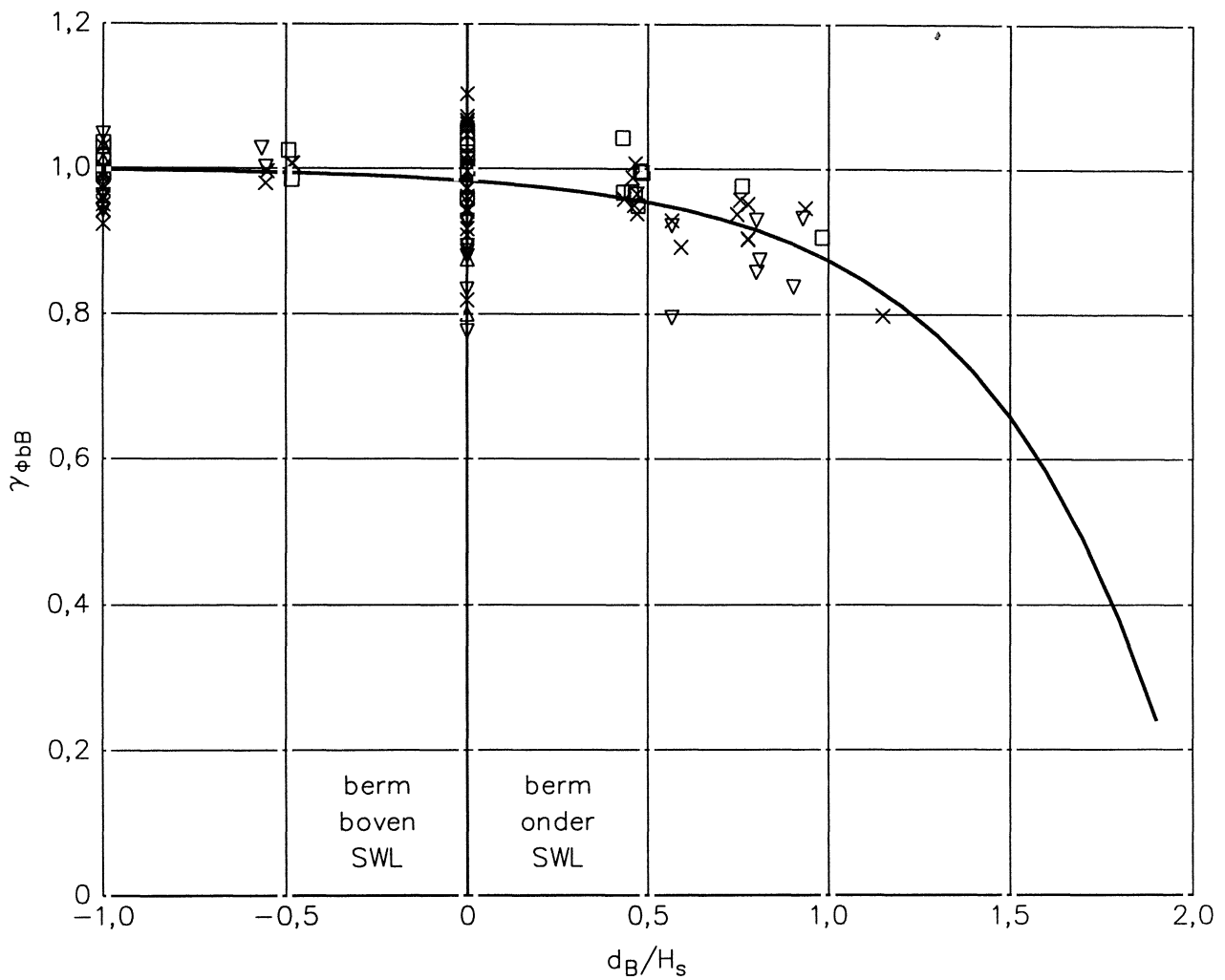


INVLOED VAN WATERDIEPTE OP PLAATS  
 VAN MINIMALE STIJGHOOGTE

WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM

H 1770

FIG. 15



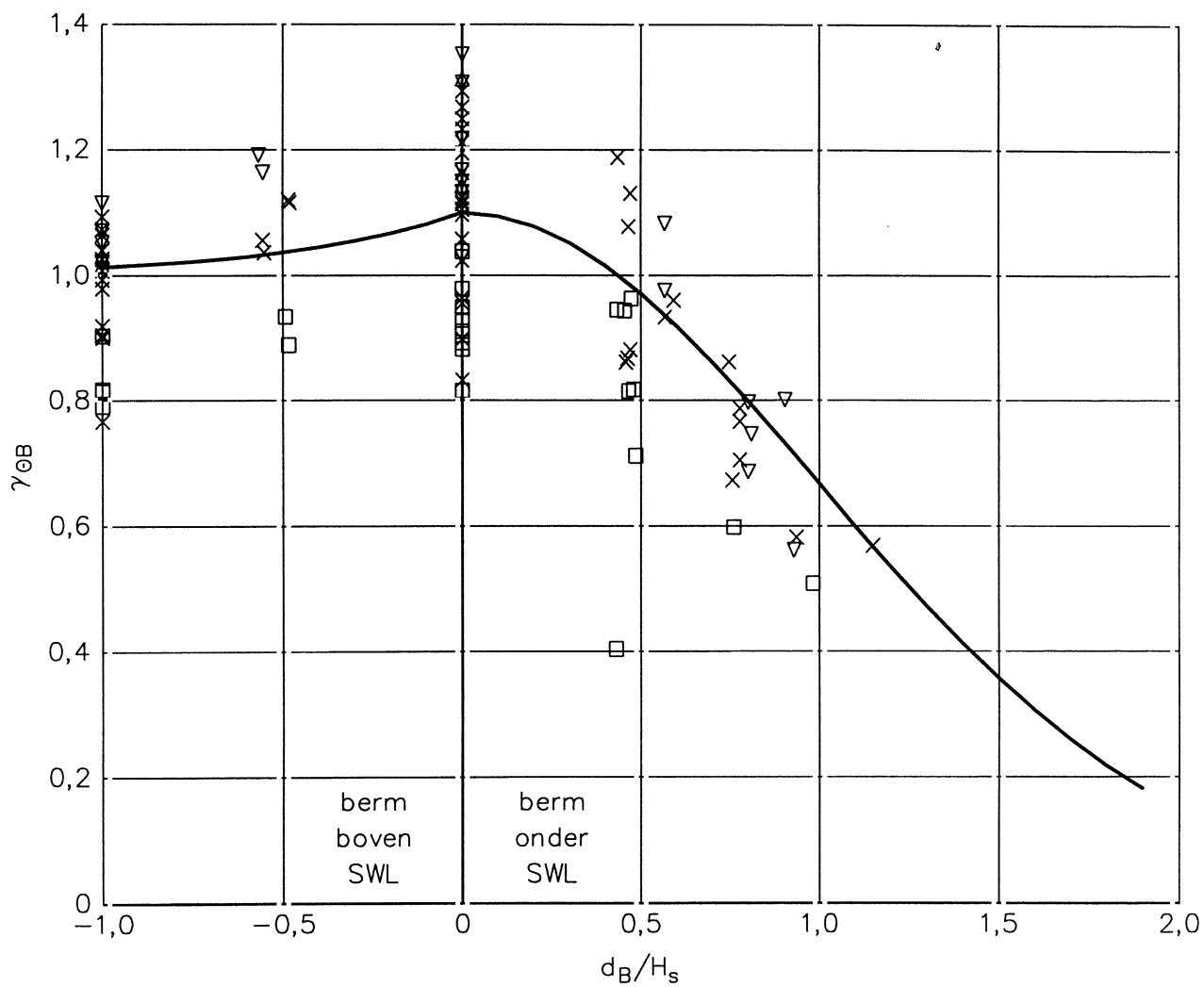
- metingen met  $1,0 < \xi_0 \leq 1,5$
- x metingen met  $1,5 < \xi_0 \leq 2,0$
- ▽ metingen met  $2,0 < \xi_0 \leq 2,5$
- △ metingen met  $3,0 < \xi_0 \leq 3,5$
- formule

INVLOEDSFACOR VAN BERM OP  
HELLING VAN STIJGHOOGTEFRONT

WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM

H 1770

FIG. 16



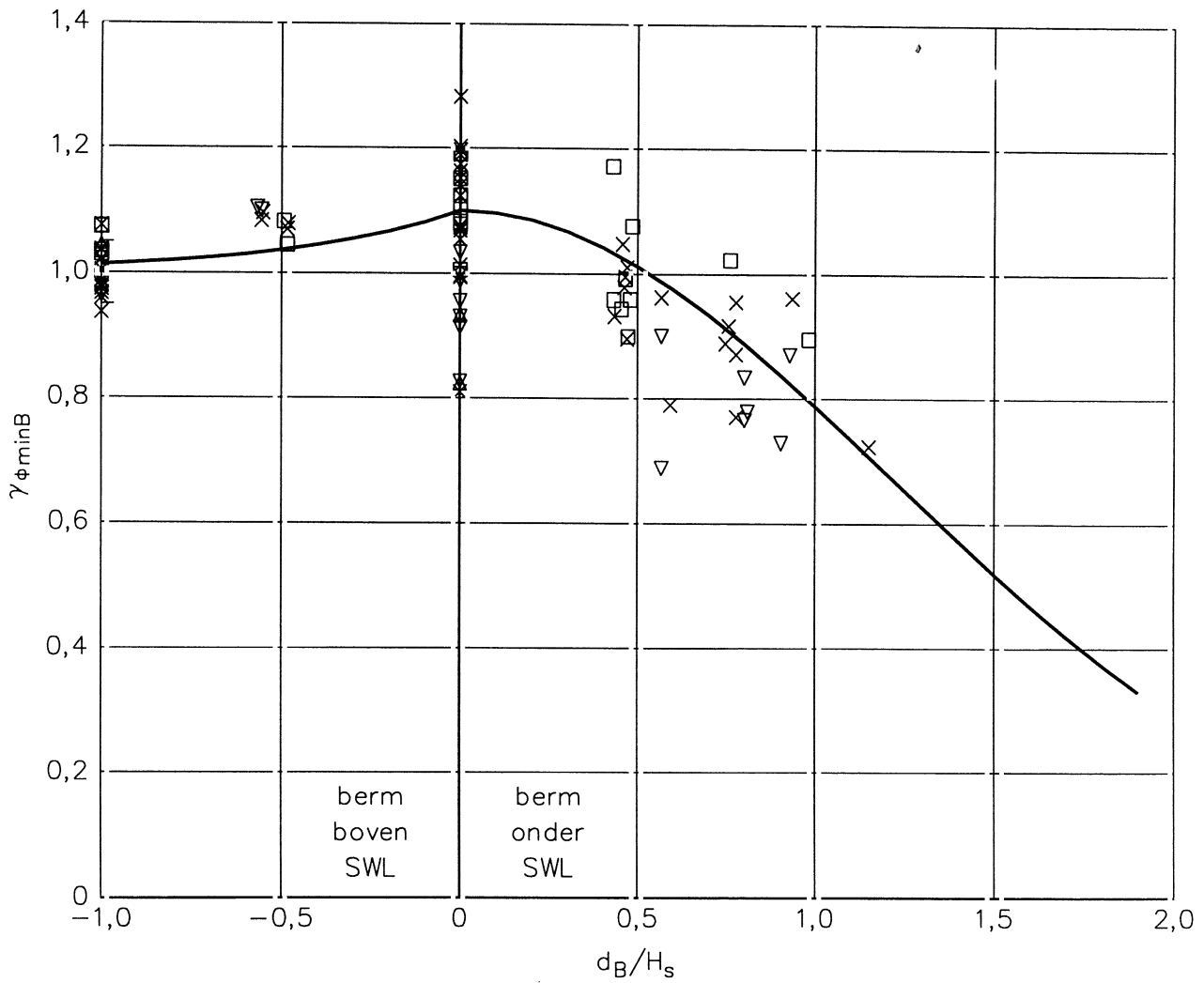
- metingen met  $1,0 < \xi_0 \leq 1,5$
- × metingen met  $1,5 < \xi_0 \leq 2,0$
- ▽ metingen met  $2,0 < \xi_0 < 2,5$
- △ metingen met  $3,0 < \xi_0 < 3,5$
- formule

INVLOEDSFACOR VAN BERM OP  
HELLING VAN STIJGHOOGTEFRONT

WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM

H 1770

FIG. 17



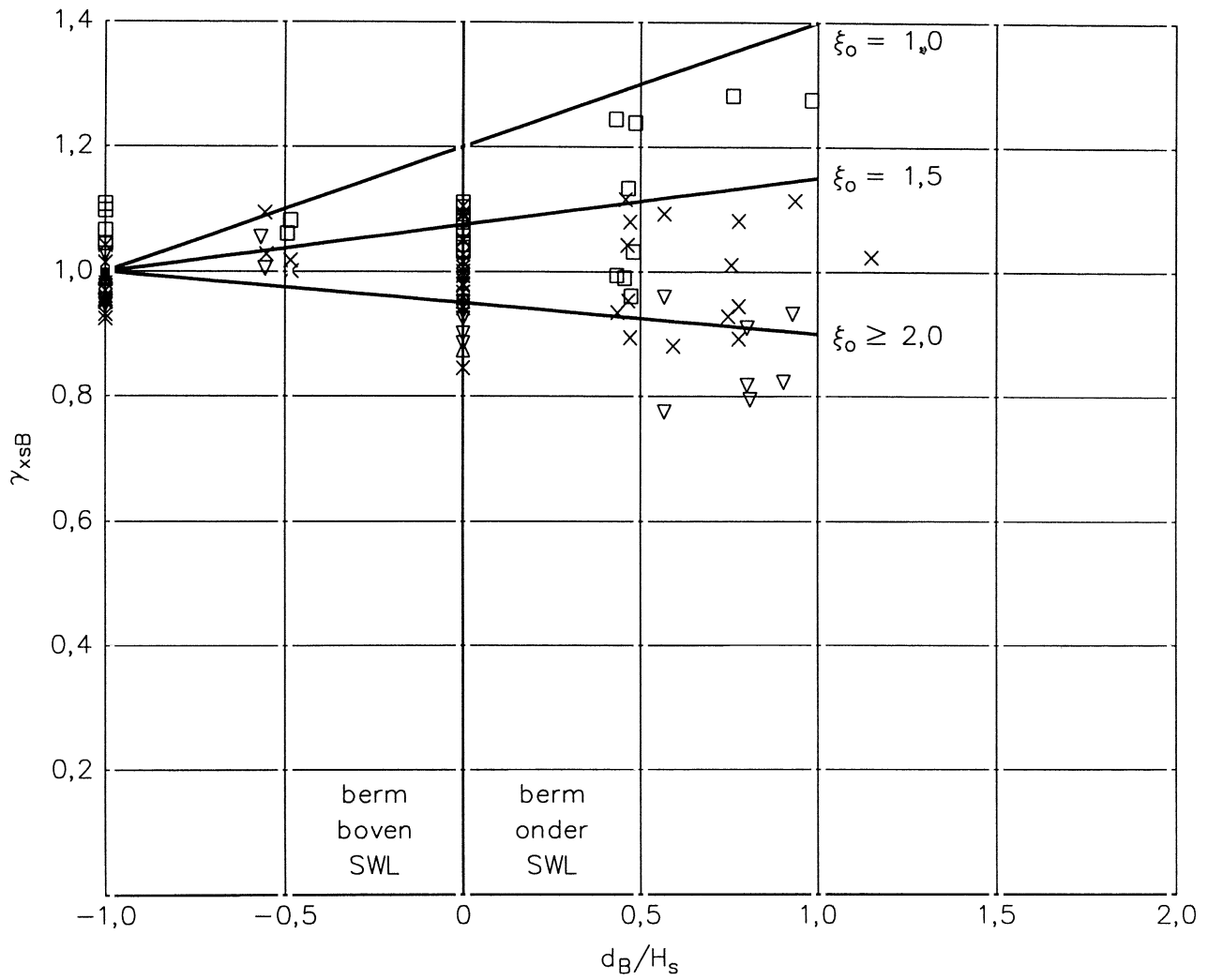
- metingen met  $1,0 < \xi_0 \leq 1,5$
- × metingen met  $1,5 < \xi_0 \leq 2,0$
- ▽ metingen met  $2,0 < \xi_0 \leq 2,5$
- △ metingen met  $3,0 < \xi_0 \leq 3,5$
- formule

INVLOEDSFACOR VAN BERM OP  
STIJGHOOGTEMINIMUM

WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM

H 1770

FIG. 18



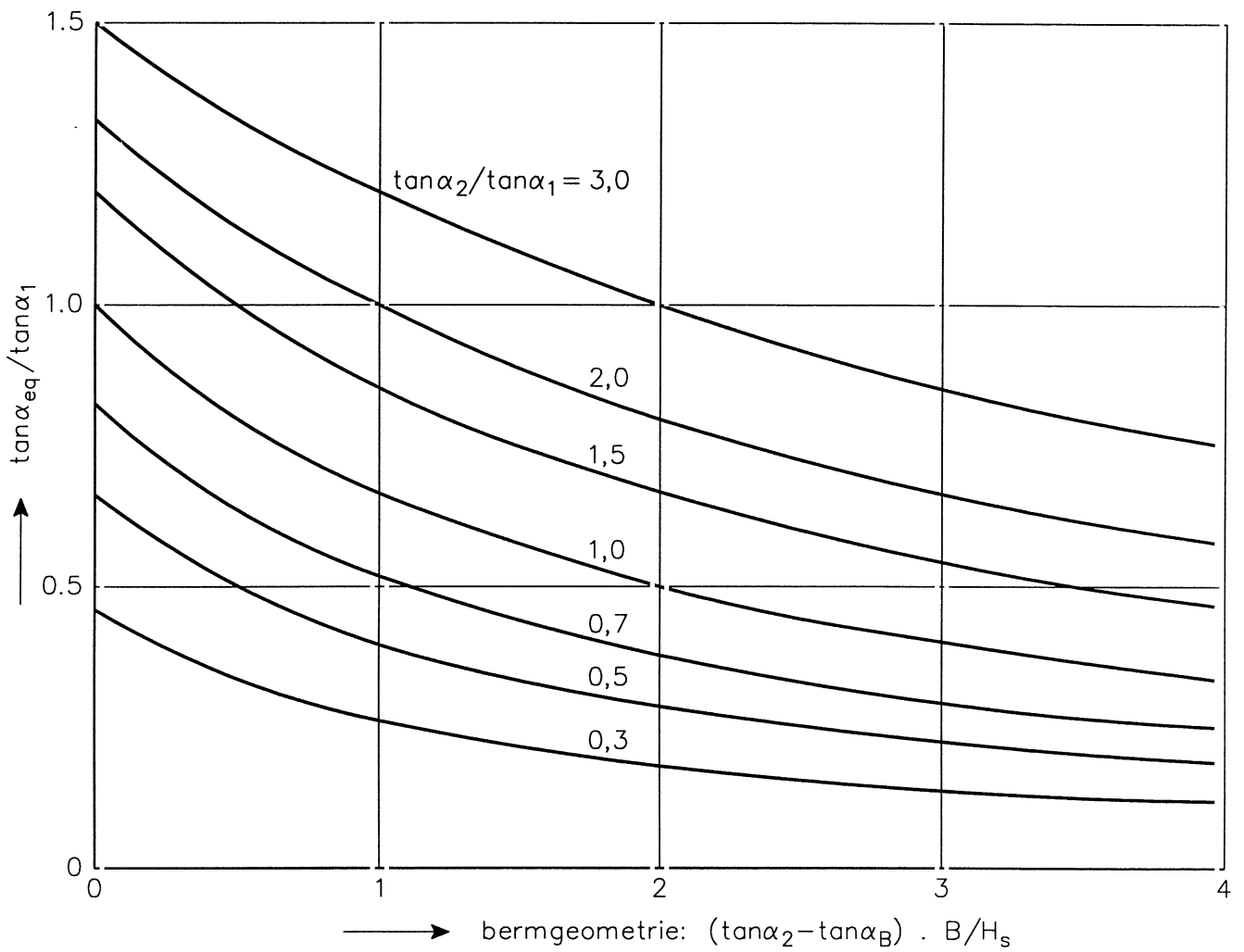
- metingen met  $1,0 < \xi_0 \leq 1,5$
- × metingen met  $1,5 < \xi_0 \leq 2,0$
- ▽ metingen met  $2,0 < \xi_0 \leq 2,5$
- △ metingen met  $3,0 < \xi_0 \leq 3,5$
- formule

INVLOEDSFACOR VAN BERM OP PLAATS  
VAN STIJGHOOGTEMINIMUM

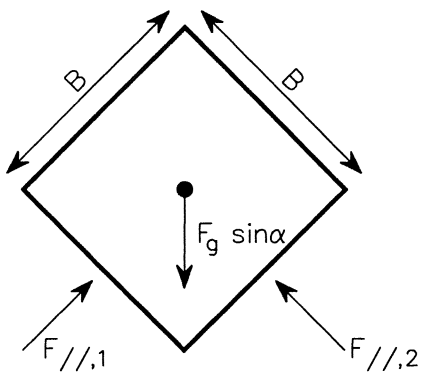
WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM

H 1770

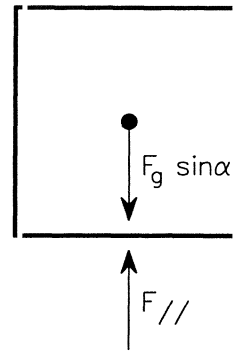
FIG. 19



EQUIVALENTE TALUDHELLING ALS FUNCTIE VAN DE  
 RELatieve BERM-BREEDTE  $B/H_s$ , BERMHELLING  $\alpha_B$ ,  
 TALUDHELLING ONDER DE BERM  $\alpha_1$  EN  
 TALUDHELLING BOVEN DE BERM  $\alpha_2$

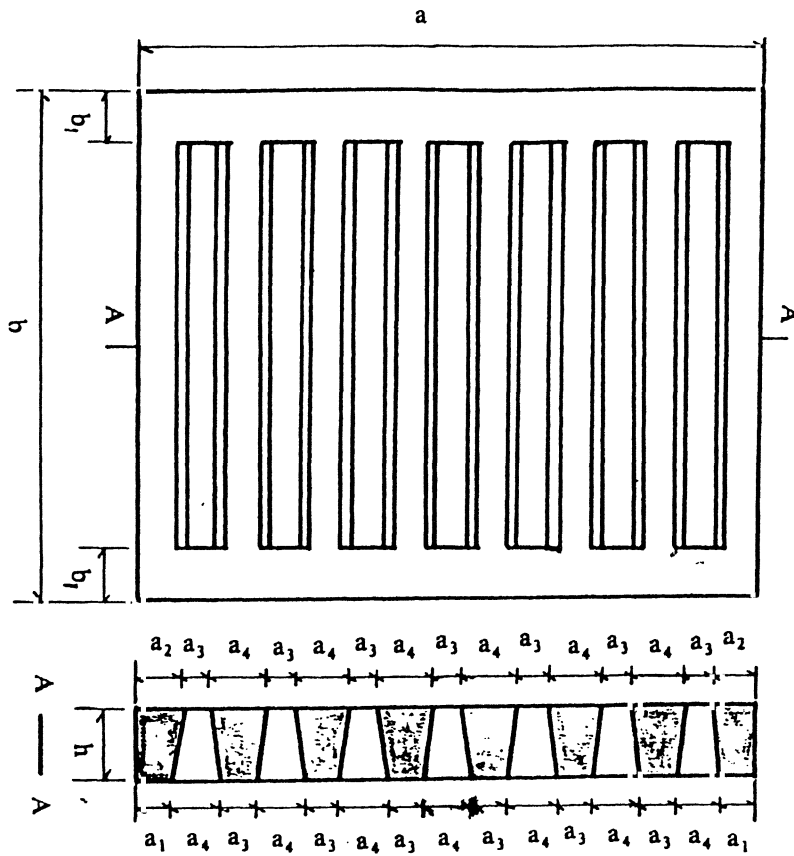


diagonaal geplaatst blok



conventioneel geplaatst blok



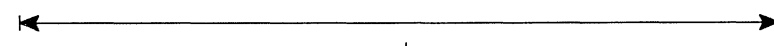
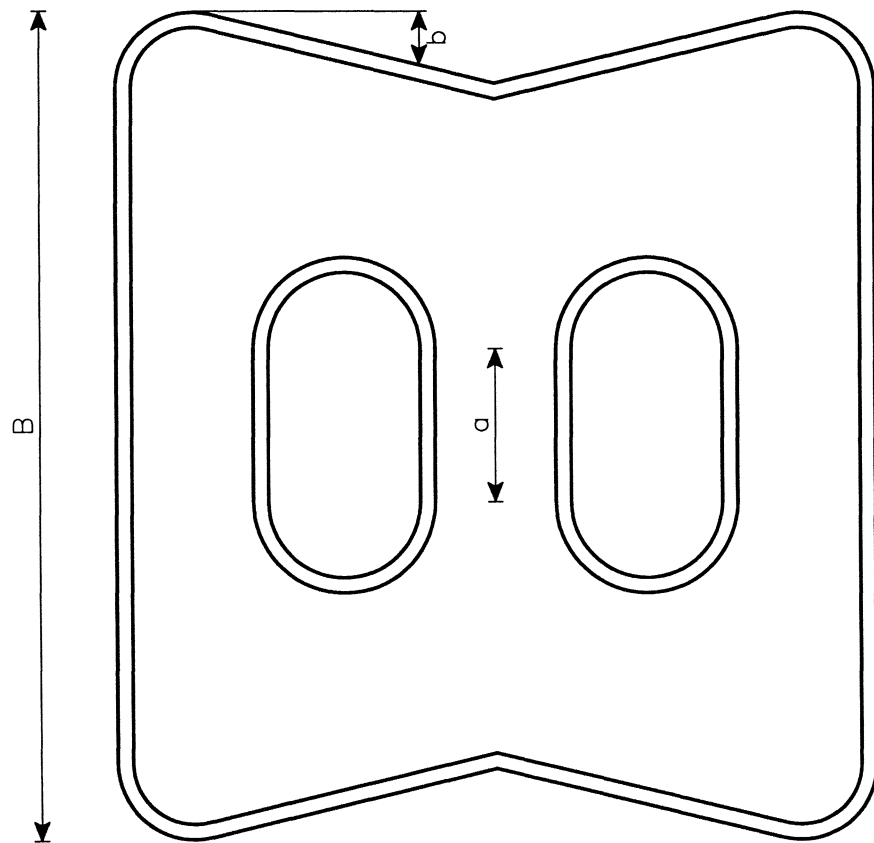
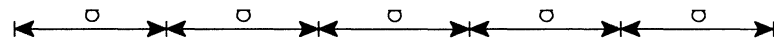
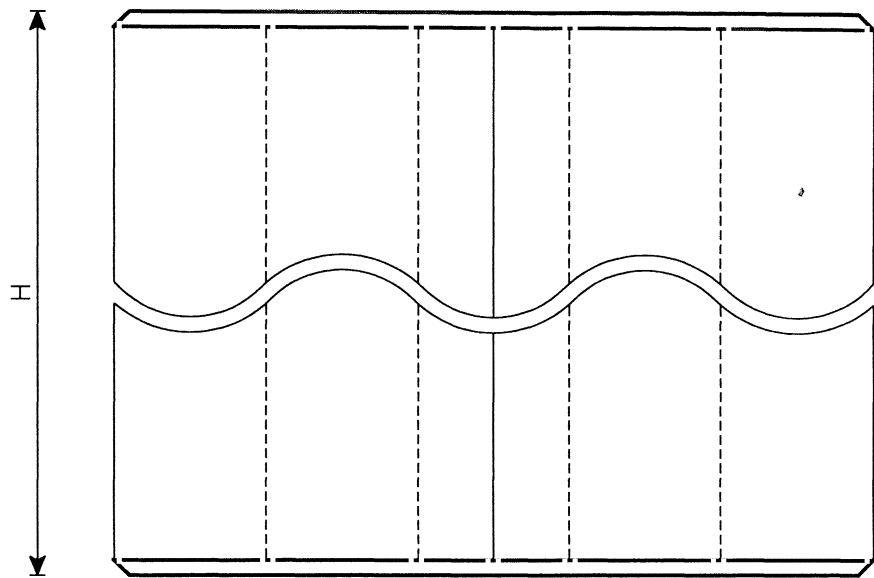


BEKLEDINGSELEMENT DE "GRATE PLATE"

WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM

H 1770

FIG. 22



LOTUS-UNI BLOK

WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM

H 1770

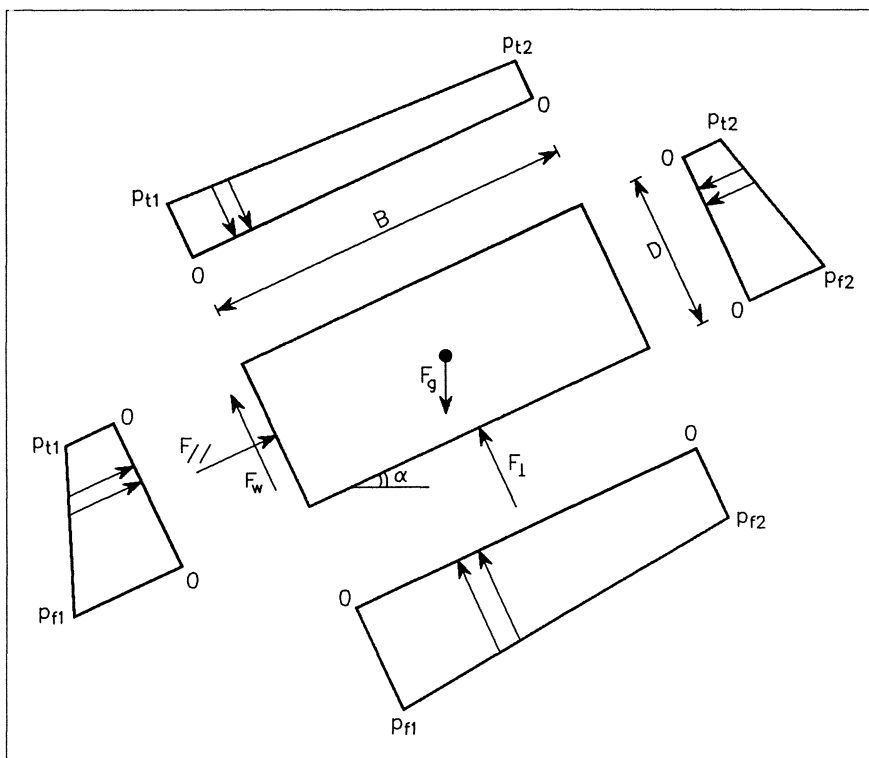
FIG. 23

# **Appendix I**

## **Afleiding van de formule voor de invloedsfactor**

# Afleiding van de formule voor de invloedsfactor

## I.1 Invloed van wrijving bij het schuiven van een blok



Krachten op een blok in de zetting

$D$	=	blokdikte	(m)
$B$	=	blokbreedte	(m)
$F_{\perp}$	=	contactkracht loodrecht op het vlak van het talud	(N)
$F_{\parallel}$	=	contactkracht in het vlak van het talud	(N)
$F_g$	=	zwaartekracht	(N)
$F_w$	=	wrijvingskracht	(N)
$p_{f1}$	=	waterdruk in het filter t.p.v. spleet 1	(N/m <sup>2</sup> )
$p_{f2}$	=	waterdruk in het filter t.p.v. spleet 2	(N/m <sup>2</sup> )
$p_{t1}$	=	waterdruk op het talud t.p.v. spleet 1	(N/m <sup>2</sup> )
$p_{t2}$	=	waterdruk op het talud t.p.v. spleet 2	(N/m <sup>2</sup> )
$\alpha$	=	taludhelling	(°)

Voor het evenwicht loodrecht op het talud geldt:

$$F_{\perp} = F_g \cos \alpha + F_w + \frac{1}{2}(p_{t1} + p_{t2})B - \frac{1}{2}(p_{f1} + p_{f2})B \quad (\text{I.1})$$

Voor het evenwicht langs het talud geldt:

$$F_{\parallel} = F_g \sin \alpha - \frac{1}{2}(p_{t1} + p_{f1})D + \frac{1}{2}(p_{t2} - p_{f2})D \quad (\text{I.2})$$

De volgende definities worden gehanteerd:

$$\Gamma_1 = \frac{\varphi_w}{\varphi_{eg}} \quad (I.3)$$

$$\varphi_{eg} = \Delta D \cos \alpha \quad (I.4)$$

$$\varphi_w = \frac{1/2(p_{f1} + p_{f2})}{\rho_w g} - \frac{1/2(p_{t2} + p_{t1})}{\rho_w g} - D \cos \alpha \quad (I.5)$$

Invullen van (I.5) in (I.1) geeft:

$$F_{\perp} = F_g \cos \alpha + F_w - \rho_w g B (\varphi_w + D \cos \alpha) \quad (I.6)$$

Bij begin van bewegen geldt:

$$F_w = f_w F_{\parallel} \quad (I.7)$$

$$F_{\perp} = 0 \quad (I.8)$$

Hierin is  $f_w$  de dimensieloze wrijvingscoëfficiënt.

Verder uitwerken van (I.6) geeft nu:

$$\rho_w g B (\varphi_w + D \cos \alpha) = F_g \cos \alpha + F_w$$

$$\rho_w g B (\varphi_w + D \cos \alpha) = \rho_s g B D \cos \alpha + F_w$$

$$\varphi_w = \Delta D \cos \alpha + \frac{F_w}{\rho_w g B} \quad (I.9)$$

De wrijvingsterm kan verder worden uitgewerkt met (I.7):

$$F_w = f_w (F_g \sin \alpha - 1/2(p_{t1} + p_{f1})D + 1/2(p_{t2} - p_{f2})D)$$

$$F_w = f_w (\rho_s g B D \sin \alpha - 1/2(p_{t1} + p_{f1})D + 1/2(p_{t2} - p_{f2})D)$$

$$\frac{F_w}{\rho_w g B} = f_w (D \sin \alpha (\Delta + 1) + \frac{1/2(p_{t2} - p_{f1})}{\rho_w g B} D + \frac{1/2(p_{f2} - p_{f1})}{\rho_w g B} D) \quad (I.10)$$

### Oude formule

Bij de afleiding van de oude formule is verondersteld dat het stijghoogteverloop ter plaatse van het beschouwde blok horizontaal is, zowel op het talud als in het filter. Voor de drukverschillen in (I.10) geldt dan:

$$p_{t2} - p_{t1} = \rho_w g B \sin \alpha \quad (\text{I.11})$$

$$p_{f2} - p_{f1} = \rho_w g B \sin \alpha \quad (\text{I.12})$$

Invullen van (I.11) en (I.12) in (I.10) en verder uitwerken geeft:

$$\frac{F_w}{\rho_w g B} = f_w (D \sin \alpha (\Delta + 1) - \frac{1}{2} D \sin \alpha - \frac{1}{2} D \sin \alpha)$$

$$\frac{F_w}{\rho_w g B} = f_w \Delta D \sin \alpha$$

$$\varphi_w = \Delta D \cos \alpha + f_w \Delta D \cos \alpha$$

$$\varphi_w = \Delta D \cos \alpha (1 + f_w \tan \alpha)$$

$$\varphi_w = \varphi_{eg} (1 + f_w \tan \alpha)$$

$$\Gamma_1 = 1 + f_w \tan \alpha \quad (\text{I.13})$$

### Nieuwe formule

Bij de afleiding van de nieuwe formule wordt verondersteld dat het stijghoogteverloop ter plaatse van het beschouwde blok in het filter horizontaal is en op het talud evenwijdig is aan het talud. Voor de drukverschillen in (I.10) geldt dan:

$$p_{t2} - p_{t1} = 0 \quad (\text{I.14})$$

$$p_{f2} - p_{f1} = \rho_w g B \sin \alpha \quad (\text{I.15})$$

Invullen van (I.14) en (I.15) in (I.10) en verder uitwerken geeft:

$$\frac{F_w}{\rho_w g B} = f_w (D \sin \alpha (\Delta + 1) - 0 - \frac{1}{2} D \sin \alpha)$$

$$\frac{F_w}{\rho_w g B} = f_w \Delta D \sin \alpha (1 - \frac{1}{2\Delta})$$

$$\varphi_w = \Delta D \cos \alpha + f_w \Delta D \cos \alpha (1 + \frac{1}{2\Delta})$$

$$\varphi_w = \Delta D \cos \alpha (1 + f_w \tan \alpha (1 + \frac{1}{2\Delta}))$$

$$\varphi_w = \varphi_{eg} (1 + f_w \tan \alpha (1 + \frac{1}{2\Delta}))$$

$$\Gamma_1 = 1 + f_w \tan \alpha (1 + \frac{1}{2\Delta}) \quad (\text{I.16})$$

Vergelijking tussen de oude formule (I.13) en de nieuwe formule (I.16) laat zien dat de invloedsfactor volgens de nieuwe formule groter is. Dit wordt veroorzaakt door het feit dat de waterdruk in de onderste spleet kleiner wordt verondersteld. Hierdoor is de contactdruk tussen de blokken groter en daarmee ook de wrijvingskracht.

# **Bijlage 1**

## **Orientatie onregelmatige golven in STEENZET**



OPEN TALUDBEKLEDINGEN  
ORIENTATIE ONREGELMATIGE GOLVEN

CO-340660/32  
augustus 1993

Opgesteld in opdracht van:  
Rijkswaterstaat  
Dienst Weg en Waterbouwkunde

AFDELING GRONDCONSTRUCTIES  
Projectleider: dr. H. den Adel  
Projectbegeleider: ir. T. Stoutjesdijk  
Afdelingshoofd: ir. J. A. van Twillert

INHOUD:	blz.:
1. INLEIDING	1
2. GOLFREGISTRATIES	2
2.1 Korte beschrijving	2
2.2 Vergelijking met Banach-registraties	3
2.3 Proeven met bermen	5
2.4 Conclusies	6
3. REKENEN MET ONREGELMATIGE GOLVEN	7
3.1 Aanpak	7
3.2 Resultaten aanpak met onregelmatige golven	7
3.3 Resultaten huidige aanpak met regelmatige golven	7
3.4 Conclusies	8
4. SAMENVATTING EN VERVOLGONDERZOEK	9
4.1 Samenvatting	9
4.2 Onregelmatige golven	9
4.2.1 Implementatie van onregelmatige golven in STEENZET/1+	9
4.2.2 Theoretische achtergronden en ontwerpfilosofie	9
4.3 Verbetering STEENZET/1+ met regelmatige golven	10
REFERENTIES	12
Bijlagen	

bladnummer: - 1 -

oms kenmerk: CO-340660/32

datum : augustus 1993

## 1. INLEIDING

In het lopende onderzoek aan open talusbekledingen (TAW-A2) is in de plannen opgenomen, dat het PC-programma STEENZET/1+ zodanig wordt aangepast dat er met onregelmatige golven gerekend kan worden. In principe is de rekenprocedure hetzelfde als voor regelmatige golven. Er is echter een fundamenteel verschil tussen regelmatige en onregelmatige golven. Bij regelmatige golven is er sprake van exact 1 golfhoogte en 1 golfperiode. Bij onregelmatige golven is er sprake van een significante golfhoogte en een karakteristieke (gemiddelde of piek-) periode. Hierbij is in feite sprake van een groot aantal golfhoogten en golfperiodes, ieder met een zekere frequentie van voorkomen.

In dit onderzoek wordt uitgegaan van de golfregistraties van het onderzoek naar de invloed van bermen en ondiep voorland op de drukken op het talud (lit. 1) dat van september 1990 tot januari 1991 in de Scheldegoot van Waterloopkundig Laboratorium "de Voorst" is uitgevoerd. Hieraan zal in dit rapport worden gerefereerd als "onregelmatige golven" of "Scheldegoot-golven". Dit is om onderscheid te maken met de "regelmatige golven" of "Banach-golven", zoals die in het huidige STEENZET/1+ programma worden gebruikt.

In dit rapport worden ten aanzien van onregelmatige golven een aantal zaken op een rijtje gezet. De voorgestelde wijziging van het programma STEENZET/1+ is nogal ingrijpend, en daarom kostbaar. Vanuit de werkgroep werd daarom het verzoek naar voren gebracht eerst na te gaan of het gebruik van de golfregistraties van de Scheldegootproeven inderdaad de verwachte verbetering van het programma op zullen leveren. Hiertoe zijn twee vergelijkende analyses uitgevoerd:

- een vergelijking met de Banach-golven. Hierbij gaat het met name om de vraag of de golven goed bemeten zijn. Omdat de Banach-golven kleinschalig zijn, worden ze in het STEENZET programma opgeschaald. Dit heeft als nadeel, dat ook meetfouten worden opgeschaald. Voorts bleek bij de Banach-golven, dat de bemeting van het golffront niet optimaal was, omdat er relatief te weinig drukopnemers op het talud waren gemonteerd. Tenslotte bleek, dat bij de Banach-golven in veel gevallen een laag water werd gemeten op het talud boven het punt van maximale golfterugloop. Dit dunne laagje water wordt bij opschaling naar prototype-afmetingen een dikke laag water. Het is de vraag of dit reëel is.
- een vergelijking met de huidige benadering van onregelmatige golven. De huidige benadering komt er kort gezegd op neer, dat een waarde voor de golfhoogte van 1,4 maal de significante golfhoogte wordt gekozen. Vervolgens wordt het programma voor regelmatige golven toegepast.

In hoofdstuk 2 wordt het eerste deel van deze vraagstelling uitgewerkt. De Scheldegoot-golven worden vergeleken met de Banach-golven. In hoofdstuk 3 komt de vergelijking van regelmatige golven met onregelmatige golven aan de orde. In hoofdstuk 4 worden de uitkomsten nog eens op een rijtje gezet.

## 2. GOLFREGISTRATIES

### 2.1 Korte beschrijving

Het proevenprogramma voor het Scheldegootonderzoek heeft bestaan uit meerdere onderdelen, onder andere proeven met een berm, een ondiep voorland en overslagproeven. Het doel van de proeven was uiteraard ook om hier de invloed van te bestuderen. In het kader van dit onderzoek zijn we echter met name geïnteresseerd in de referentieproeven op een recht talud met een diep voorland. De proeven zijn alle uitgevoerd bij taludhellingen van 1 : 3 en 1 : 4. In tabel 2.1 zijn de proefgegevens samengevat.

Proef [No.]	$\cot\alpha$ [-]	h [m]	$H_s$ [m]	$T_p$ [s]	$H_s/L_o$ [-]	$\xi_o$ [-]
3001	3	.60	.100	2.56	.010	3.33
3002	3	.60	.143	2.19	.019	2.42
3003	3	.60	.173	1.95	.029	1.96
3004	3	.60	.185	1.88	.034	1.81
3005	3	.60	.190	1.75	.040	1.67
3006	3	.60	.171	1.69	.038	1.71
3007	3	.60	.100	1.76	.021	2.30
3008	3	.60	.103	1.38	.035	1.78
3009	3	.60	.144	1.57	.037	1.73
3010	3	.60	.114	1.57	.030	1.92
3011	3	.60	.135	1.69	.030	1.92
3012	3	.60	.154	1.88	.028	1.99
3015	3	.60	.117	2.56	.011	3.18
4001	4	.60	.101	2.48	.011	2.38
4002	4	.60	.143	2.21	.019	1.81
4003	4	.60	.164	1.95	.028	1.49
4004	4	.60	.182	1.82	.035	1.34
4005	4	.60	.194	1.74	.041	1.23
4006	4	.60	.105	1.78	.021	1.73
4007	4	.60	.158	1.70	.035	1.34
4008	4	.60	.100	2.48	.010	2.50
4009	4	.60	.165	1.55	.044	1.19

Tabel 2.1 Meetgegevens proeven recht talud in de Scheldegoot (onregelmatige golven)

bladnummer: - 3 -  
ons kenmerk: CO-340660/32  
datum : augustus 1993

In totaal werden 35 drukopnemers gebruikt met een onderlinge afstand in de golfterugloopzone van ongeveer 4 cm.

Van enkele van de golven zijn figuren gemaakt van de drukverdeling op het talud op enkele maatgevende tijdstippen. Deze maatgevende tijdstippen zijn uit de totale golfregistraties geselecteerd door het WL. Het betreft proeven 3001 (bijlagen 1 t/m 4), proef 3003 (bijlagen 5 t/m 8) en proef 4003 (bijlagen 9 t/m 12). Er is steeds drie figuren met een golf op het gehele talud, en 1 figuur met een detailopname van het golffront.

Betreffende de golven kan het volgende worden opgemerkt:

- De golven lijken meer dan voldoende bemeten. De golfterugloop en de golfklap vallen steeds in het gebied dat het dichtst bemeten is.
- De vorm van de golven is soms enigszins "piekerig"; kleine piekjes en dalletjes tussen twee opeenvolgende meters komen voor. Dit hangt echter ook samen met de korte afstand tussen de meters; als de meters verder van elkaar afzitten zijn de verschillen tussen twee meters ook groter, en valt een kleine piek of dal niet op. Er zijn geen meters die stelselmatig te hoog of te laag zitten.
- Bij de golven uit de 3003 en 4003-serie bevindt zich, net als bij de Banach-golven een laagje water op het talud als de golf zich terugtrekt. Kennelijk is dit verschijnsel niet simpel een fout in de Banach-registraties, maar treedt het bij sommige golven daadwerkelijk op.
- Proef 4003, tijdstip 607,72 seconden, is geen maatgevende golf. Dat dit tijdstip is gekozen kan veroorzaakt zijn doordat op steile golffronten is geselecteerd.
- Een aantal golven geeft golfklappen. Ook over het gebied waar zich de golfklap concentreert zijn meerdere drukopnemers aanwezig. Dit betekent, dat de klap goed bemeten is.
- De golven in model zijn 10 à 20 cm hoog. Om prototype-golven tussen 0,5 en 3 meter te representeren zijn schaalfactoren tussen 2,5 en 30 nodig.

## 2.2 Vergelijking met Banach-registraties

De gegevens uit de vorige paragraaf kunnen worden vergeleken met de gegevens van de proeven die zijn uitgevoerd in februari 1987, eveneens in de Scheldegoot, en die zijn gerapporteerd door Banach (lit. 2). Dit zijn de golven die in het huidige STEENZET/1+ golfbestand zitten. Er zijn door Banach proeven gedaan op taluds 1 : 2, 1 : 3 en 1 : 4. Een deel van de proeven werd gedaan met onregelmatige golven. Het proefprogramma (alleen voor de taluds 1 : 3 en 1 : 4) worden in tabellen 2.2 en 2.3 op dezelfde manier samengevat als in tabel 2.1 is gedaan voor de proeven uit 1990.

Uit de tabellen is duidelijk, dat de Banach-golven een groter gebied dekken dan de Scheldegootproeven uit 1990:

- Er zijn Banach-proeven op een talud 1 : 2
  - De waarden voor de brekerparameter variëren tussen:
    - $1,8 < \xi < 12,3$  voor talud 1 : 2
    - $1,2 < \xi < 8,2$  voor talud 1 : 3
    - $0,9 < \xi < 6,6$  voor talud 1 : 4
- Voor het Scheldegoot-onderzoek is dit:
- $1,7 < \xi < 3,3$  voor talud 1 : 3
  - $1,2 < \xi < 2,5$  voor talud 1 : 4
- De golven worden opgeschaald met een factor die evenredig is aan de golfhoogte in prototype gedeeld door de golfhoogte in model. De Banach-golfhoogte ligt tussen 5 cm en 30 cm. De golfhoogte in de Scheldegoot (1990) ligt tussen 10 en 20 cm. De opschaling is dus van dezelfde orde van grootte, maar de zeer kleine golfhoogtes ontbreken.

bladnummer: - 4 -

ons kenmerk: CO-340660/32

datum : augustus 1993

- De Banach-golven zijn het gemiddelde van een aantal (20 ?) regelmatige golven. Hierdoor worden toevallige pieken afgevlakt. De golven hebben in vergelijking met de Scheldegootgolven een meer afgeronde vorm.

De vergelijking tussen Banach-golven en Scheldegootgolven valt niet zonder meer in het voordeel van de laatste uit. Er zijn echter twee fundamentele verschillen tussen de Banach golven en de Scheldegootgolven (1990). Er is ten eerste de nauwkeurigheid waarmee de golven zijn bemeten, en ten tweede is er in het eerste geval sprake van regelmatige golven en in het tweede van onregelmatige. Aan deze aspecten wordt in het volgende meer aandacht besteed.

Proef [No.]	$\cot\alpha$ [-]	h [m]	H [m]	T [s]	H/L <sub>o</sub> [-]	$\xi_{\infty}$ [-]
301	3	.5	.05	4.58	.002	8.2
302	3	.5	.10	4.58	.003	6.1
303	3	.5	.16	4.58	.005	4.8
304	3	.5	.22	4.58	.007	4.1
305	3	.5	.28	4.58	.009	3.6
306	3	.8	.07	3.04	.005	4.8
307	3	.8	.16	3.04	.011	3.2
308	3	.8	.24	3.04	.016	2.6
309	3	.8	.31	3.04	.022	2.3
310	3	.8	.07	1.76	.015	2.7
311	3	.8	.12	1.76	.025	2.1
312	3	.8	.15	1.76	.031	1.9
313	3	.8	.20	1.76	.041	1.7
314	3	.8	.23	1.76	.048	1.5
315	3	.8	.26	1.76	.054	1.4
316	3	.8	.08	1.32	.029	2.0
317	3	.8	.10	1.32	.037	1.7
318	3	.8	.13	1.32	.037	1.5
319	3	.8	.16	1.32	.057	1.4
320	3	.8	.19	1.32	.071	1.2
321	3	.8	.20	1.32	.074	1.2

Tabel 2.2 Meetgegevens Banach-proeven recht talud 1 : 3 (regelmatige golven)

Proef [No.]	$\cot\alpha$ [-]	h [m]	H [m]	T [s]	H/L <sub>o</sub> [-]	$\xi_o$ [-]
401	4	.5	.05	4.58	.001	6.6
402	4	.5	.10	4.58	.003	4.6
403	4	.5	.14	4.58	.004	3.8
404	4	.5	.19	4.58	.006	3.3
405	4	.5	.14	4.58	.004	3.8
406	4	.8	.07	3.04	.005	3.5
407	4	.8	.15	3.04	.010	2.5
408	4	.8	.24	3.04	.017	1.9
409	4	.8	.31	3.04	.021	1.7
410	4	.8	.08	1.76	.016	2.0
411	4	.8	.11	1.76	.024	1.6
412	4	.8	.15	1.76	.031	1.4
413	4	.8	.19	1.76	.039	1.3
414	4	.8	.24	1.76	.049	1.1
415	4	.8	.28	1.76	.058	1.0
416	4	.8	.07	1.32	.026	1.5
417	4	.8	.10	1.32	.036	1.3
418	4	.8	.13	1.32	.047	1.1
419	4	.8	.16	1.32	.058	1.0
420	4	.8	.18	1.32	.067	1.0
421	4	.8	.20	1.32	.074	0.9

Tabel 2.3 Meetgegevens Banach-proeven recht talud 1 : 4 (regelmatige golven)

### 2.3 Proeven met bermen

Omdat STEENZET/1+ niet is uitgerust met de mogelijkheid om met bermen te rekenen zijn de proeven met bermen niet zonder meer bruikbaar om te dienen als golfrandvoorwaarde.

Met het oog op de studies naar berm en kruin is het wel interessant om even te kijken hoe de golven eruit zien. In bijlagen 13 tot en met 16 (smalle berm) en 17 tot en met 20 (brede berm) is een indruk gegeven. Te zien is, dat zich op de berm een redelijk grote hoeveelheid water verzamelt. Dit lijkt gunstig, maar met name als het golf front zich kort onder de knik tussen berm en talud bevindt, en op de berm, behalve op het buitenste blok, zich druk bevindt, kan dit vervelende consequenties hebben.

bladnummer: - 6 -  
ons kenmerk: CO-340660/32  
datum : augustus 1993

Op de proeven met berm en met ondiep voorland wordt, afgezien van deze korte indruk, verder niet ingegaan.

## 2.4 Conclusie

Het verschil tussen de Banach golven en de Scheldegoot-golven is toegelicht in de vorige paragrafen. Omdat het in het ene geval regelmatige golven betreft en in het andere geval onregelmatige golven zijn de gegevens niet direct onderling uitwisselbaar. In het ene geval wordt gesproken over regelmatige golfhoogte en in het andere geval over significante golfhoogte. Dit maakt verschil. Het doel van de exercitie is echter niet zozeer een directe vergelijking tussen beide onderzoeken te maken, maar om te bekijken of de geconstateerde gebreken van de Banach-golven zich ook in het geval van de Scheldegootgolven hebben voorgedaan. Hierover kan kort het volgende worden opgemerkt:

- De opschaling van beide typen golven ligt in dezelfde orde van grootte.
- Bij beide typen golven blijft in sommige gevallen een laagje water boven het punt van maximale golfterugloop staan
- De bemeting van de onregelmatige golven is aanzienlijk beter dan de bemeting van de regelmatige golven. Bij de regelmatige Banach-golven werden maximaal 19 drukopnemers op het talud gemonteerd. De onderlinge afstand van de meters in de golfterugloopzone bedroeg 15 cm. Bij de onregelmatige Scheldegoot-golven (1990) werden 35 drukopnemers gebruikt. De onderlinge afstand in de golfterugloopzone bedroeg ongeveer 4 cm. Dit verschil is met name bij de bemeting van het golffront en de golfklap van belang.

De onregelmatige golven uit de Scheldegoot (1990) zijn zonder twijfel beter bemeten dan de Banach-golven zoals die nu in het golvenbestand van STEENZET/1+ gebruikt worden. Het totale gebied dat door de golven wordt beschreven is echter kleiner. Er zijn geen registraties op een talud 1 : 2, zoals die wel van de Banach-registraties beschikbaar zijn. Voorts is het bereik in termen van brekerparameter  $\xi$  kleiner. Hierbij kan overigens wel worden opgemerkt, dat het gebied waar binnen de brekerparameter  $\xi$  in Nederlandse omstandigheden zal liggen goed wordt bestreken.

Het lijkt dus vooralsnog, dat de golfregistraties van de Scheldegoot (1990) goed bruikbaar zijn om een onregelmatig golvenbestand in STEENZET op te zetten. Uit de projectgroep TAW-A2 kwam vervolgens de vraag, of het implementeren van dit golvenbestand voldoende winst oplevert ten opzichte van de huidige aanpak om de kosten te rechtvaardigen. Hierop wordt in het volgende hoofdstuk nader ingegaan.



bladnummer: - 7 -

ons kenmerk: CO-340660/32

datum : augustus 1993

### 3. REKENEN MET ONREGELMATIGE GOLVEN

#### 3.1 Aanpak

In dit hoofdstuk is onderscheid gemaakt in "huidige aanpak met regelmatige golven" en "aanpak met onregelmatige golven". De huidige aanpak van een probleem met onregelmatige golven is: neem de golfkarakteristieken van het onregelmatige golfveld en vertaal deze naar karakteristieken voor regelmatige golven op een dusdanige wijze dat de verwachte schade even groot is. In de praktijk houdt deze vertaalslag in, dat de significante golfhoogte  $H_s$  met 1,4 wordt vermenigvuldigd en dat de piekperiode wordt gekozen als periode voor de regelmatige golf.

De aanpak met onregelmatige golven is eenvoudig: reken met onregelmatige golven.

De probleemstelling luidt als volgt: wat is het verschil tussen de huidige aanpak en de aanpak met onregelmatige golven ?

Het meest volledige antwoord hierop wordt gegeven door zowel regelmatige als onregelmatige golven met STEENZET/1+ door te rekenen. Hiervan is echter geoordeeld dat, mede gezien het benodigde programmeerwerk, dit in het kader van deze beperkte studie niet mogelijk is. Daarom is voor een alternatieve benadering gekozen. Van de Scheldegoetgolven zijn van enkele proeven de maatgevende tijdstippen geselecteerd door het Waterloopkundig Laboratorium. Elk golffront geeft een drukverdeling op het talud. Deze drukverdeling kan rechtstreeks worden gebruikt als golfrandvoorwaarde in de STEENZET/ATARI versie. Dit programma rekent voor 1 moment, gegeven een bekende druk op het talud, de bijbehorende druk in de filterlaag. Hieruit kunnen vervolgens de verschildrukken over de toplaag worden afgeleid. Op deze manier kan een maximale verschildruk voor het onregelmatige golfveld worden bepaald.

Een zelfde benadering is gehanteerd om de aanpak met regelmatige golven door te rekenen. Met STEENZET/1+ is het maatgevende tijdstip bepaald voor de Banach-golf. De golfhoogte is gekozen op  $1,4 \cdot H_s$ . Uit de Banach-registraties kan vervolgens de drukverdeling op het talud op dat tijdstip worden bepaald. Deze drukverdeling is vervolgens gebruikt als golfrandvoorwaarde voor de STEENZET/ATARI berekeningen.

#### 3.2 Resultaten aanpak met onregelmatige golven

Er zijn sommen gemaakt voor een aantal tijdstippen van golf P3003 en golf P4003. Hierbij is het maatgevende tijdstip volgens het WL genomen (het steilste golffront) en twee tijdstippen op respectievelijk 0,1 s ervoor en 0,1 s er na (golflap).

De berekeningen met de STEENZET/ATARI versie zijn uitgevoerd met verschillende leklengtes. De gedachte hierachter is, dat voor verschillende constructies ook verschillende tijdstippen maatgevend kunnen zijn. De verwachting is, dat voor constructies met een korte leklengte de golflap bepalend kan zijn, terwijl voor grotere leklengtes het steilste golffront vermoedelijk de grootste verschildruk zal geven. Dit blijkt bij golf P4003 ook op te treden. Golf P3003 geeft geen golflap van voldoende betekenis. In bijlagen 21 tot en met 28 zijn de resultaten gegeven in de bovenste grafiek. Alleen de golf met de grootste verschildruk (bij die leklengte is gegeven).

#### 3.3 Resultaten huidige aanpak met regelmatige golven

Een vergelijkbare serie berekeningen is ook uitgevoerd met de golfrandvoorwaarde zoals deze wordt afgeleid uit de Banach-registraties met  $H = 1,4 \cdot H_s$ .

In bijlagen 21 tot en met 28 zijn in de onderste grafiek de resultaten gegeven.

### 3.4 Conclusies

De resultaten van de twee verschillende aanpakken kunnen nu worden vergeleken. In bijlagen 30 en 31 staan de maatgevende drukverdelingen in een grafiek uitgezet. Uit de grafiek kan het verschil in bemeting aardig worden afgelezen: de regelmatige golven geven een verloop in een aantal lijnstukken te zien (niet ieder symbool is een drukopnemer), terwijl de onregelmatige golven een beter beeld geven (in dit geval is wel ieder punt een drukopnemer).

Opvallend is, dat in beide gevallen (zowel golf P3003 als golf P4003) de regelmatige golf de maximale stijghoogte op het talud voor de regelmatige en de onregelmatige golf elkaar niet veel ontlopen. Dit is tegen de verwachting in. Immers, als de golfhoopte  $1,4 \cdot H_s$  wordt gekozen, dan heeft een individuele golf uit het onregelmatige golfveld een kans van 2 % dat de golfhoopte groter is. In een golfveld van 1000 golven echter is deze kans

$$P(H > 1,4 \cdot H_s) = 1 - (1 - 0,02)^{1000} = 0,9999999 \text{ \%}.$$

De kans, dat er geen grotere golfhoopte uit de onregelmatige golfvelden zou komen is dus bijzonder klein. De selectie van de golven uit de meetserie heeft plaatsgevonden op basis van de grootste stijghoogte op het talud. Deze grootte is aan de significante golfhoopte gekoppeld volgens de formule (zie lit. 5):

$$\phi_{b, \text{sig}} = 0,24 \cdot (\tan \alpha)^{0,25} \cdot \sqrt{H_s \cdot L_o}$$

De stijghoogte die in 2 % van de gevallen wordt overschreden is, volgens lit. 5, 1,25 maal zo groot. Merk op dat 1,25 ongeveer de wortel uit 1,4 is ( $\sqrt{1,4} = 1,18$ ). Uit de 1000 golven zijn voor iedere proef de 5 golven met de grootste stijghoogte op het talud geselecteerd. Deze golven hebben een kans op voorkomen van 5/1000 ofwel 0,2 %. Volgens de kansverdeling is de golfhoopte dan  $1,75 \cdot H_s$ . De maximale stijghoogte op het talud is  $\sqrt{1,75} \cdot \phi_{b, \text{sig}}$  ofwel  $1,32 \cdot \phi_{b, \text{sig}}$ . De maximale stijghoogte op het talud zou derhalve circa 10 % groter moeten zijn bij de onregelmatige golfregistraties, dan bij de benadering met  $1,4 \cdot H_s$ . Dit klopt niet met de waarneming. De maximale stijghoogte op het talud volgt kennelijk niet de Rayleigh-kansverdeling. Dit is ook in lit. 5 al geconstateerd. Wellicht speelt hier ook het breken van de golven een belangrijke rol: hoe hoger de golf, hoe groter de kans dat hij breekt. Hierdoor wordt de kansverdeling van de maximale stijghoogte op het talud beïnvloedt.

Er is echter nog meer aan de hand. Bij de omrekening van onregelmatig naar regelmatige golven wordt de significante golfhoopte met een factor vermenigvuldigd. De golfperiode blijft echter gelijk. Door deze procedure neemt de  $\xi$ -waarde af. Er wordt dus een steilere golf gecreëerd. Hierdoor worden de verschildrukken bij de benadering met  $1,4 \cdot H_s$  ook groter.

Met deze wetenschap kan naar de resultaten van de vergelijking tussen de aanpak met regelmatige golven en de aanpak met onregelmatige golven worden gekeken.

De maximale verschildruk als functie van de leklengte is gegeven in bijlage 29.

Het blijkt, dat in het gebied met leklengtes kleiner dan 2 m het al dan niet optreden van een golfklap maatgevend is. Bij een talud 1 : 3 treedt dit op bij de regelmatige golven, bij een talud 1 : 4 juist bij de onregelmatige golven. Waar dit het geval is zijn de verschillen tussen regelmatige golf en onregelmatige golf groot. Bij grotere leklengtes is het verschil klein: de maximale stijghoogte en de steilheid van de niet-brekende golven zijn vergelijkbaar.

Het voordeel van de aanpak met de onregelmatige golfvelden is derhalve gelegen in het feit, dat zowel brekende als niet-brekende golven worden berekend. De kans dat de maatgevende golf niet wordt berekend is nihil. Zoals gezien, kan het verschil, met name bij kleine leklengte, groot zijn.

#### 4. SAMENVATTING EN VERVOLGONDERZOEK

##### 4.1 Samenvatting

In dit rapport zijn twee zaken aan de orde geweest. In eerste instantie is bekeken of de bemeting van met name de golffronten in het Scheldegootonderzoek (1990) beter is dan die van de Banachgolven. Dit bleek inderdaad het geval. In tweede instantie zijn twee aanpakken voor het bepalen van de belasting op een talud met onregelmatige golven vergeleken. In het ene geval wordt direct met de registraties van onregelmatige golven gewerkt, in het andere geval wordt gerekend met regelmatige golven waarbij voor de golfhoogte een waarde 1,4 maal de significante golfhoogte wordt aangenomen. Hierbij bleek, dat voor de maximale belasting, met name bij constructies met een leklengte kleiner dan 2 meter, bepalend is of de golven breken of niet. Bij constructies met een grotere leklengte is de vorm van de stijghoogte op het talud minder kritiek. Het grote voordeel van rekenen met onregelmatige golven is, dat de kans dat de maatgevende golfconditie over het hoofd wordt gezien nihil is.

In dit hoofdstuk komen een tweetal zaken aan de orde. Ten eerste zullen voorstellen worden gedaan om met onregelmatige golven om te gaan. Een tweede voorstel onderzoekt de mogelijkheid het bestaande golfbestand in STEENZET/1+ (regelmatige golven) te verbeteren.

##### 4.2 Onregelmatige golven

###### 4.2.1 Implementatie van onregelmatige golven in STEENZET/1+

Het karakteristieke van het rekenen met onregelmatige golven is vanzelfsprekend, dat het golfveld een statistisch karakter heeft. Juist in dit gegeven echter ligt een probleem ten aanzien van de inpassing van onregelmatige golven in STEENZET/1+. De Scheldegootproeven omvatten per proef zo'n 1000 golven.

In de praktijk is het vermoedelijk niet nodig alle 1000 golven uit de registratie te berekenen met STEENZET/1+. Er kunnen een aantal maatgevende golven worden geselecteerd. De maatgevende golf is echter niet voor iedere constructie dezelfde, zoals in hoofdstuk 3 al is aangetoond. Er moeten dus altijd meerdere, mogelijk maatgevende, condities worden doorgerekend. De rekentijd neemt navenant toe. Het is dus van belang het aantal golven te beperken.

Een STEENZET-gebruiker die met onregelmatige golven wil rekenen zal een storm karakteriseren met een karakteristieke golfhoogte en een piekperiode. Het programma selecteert vervolgens uit de registraties van de Scheldegootproeven de proef waarvan de  $\xi_0$  die hier het dichtst bij ligt. Uit de registratie van 1000 golven is een aantal golven (5 ?, 10 ?, 20 ? 100 ?) geselecteerd die wel eens maatgevend zouden kunnen zijn. Deze worden doorgerekend.

Een praktisch nadeel van deze methode is, dat de rekentijd toeneemt van enkele minuten tot 15 minuten of een half uur. Er moet veel aandacht worden besteed aan het selecteren van de juiste maatgevende golven. In principe moeten voor een aantal leklengtes alle golven van alle registraties worden doorgerekend. Dit is praktisch onmogelijk. Vermoedelijk kan het aantal door te rekenen golven worden teruggebracht, door bijvoorbeeld de golven met een golfhoogte kleiner dan de significante golfhoogte buiten beschouwing te laten. Dan blijft nog zo'n 15 % van het totaal over. Deze moeten aan een nauwkeuriger beschouwing worden onderworpen.

###### 4.2.2 Theoretische achtergronden en ontwerpfilosofie

Het belang van het rekenen met onregelmatige golven is gelegen in het feit, dat in praktische situaties altijd sprake is van een onregelmatige golfbelasting. Dit houdt in, dat rekenen met regelmatige golven zonder afdoende theoretische achtergrond onvoldoende is om praktische situaties op hun veiligheid te beoordelen. Het is met andere woorden twijfelachtig of de huidige

bladnummer: - 10 -  
ons kenmerk: CO-340660/32  
datum : augustus 1993

aanpak geschikt is voor ontwerpdoeleinden of voor toetsing van bestaande zettingen op hun veiligheid. De volgende overwegingen spelen hierbij een rol:

- De golfregistraties omvatten per stuk zo'n 1000 golven. In het theoretische geval dat deze alle met STEENZET/1+ zijn doorgerekend, dan is het resultaat van de berekening alleen geldig voor stormen van 1000 golven of minder. Als een storm bijvoorbeeld 3000 golven telt (circa 3 uur), dan is de kans groot dat er een nog gevaarlijkere golf optreedt. Aan dit aspect moet de nodige aandacht worden geschonken.
- De huidige aanpak om een onregelmatig golfveld te schematiseren gaat uit van regelmatige golven met een golfhoogte gelijk aan  $1,4 \cdot H_s$  en een periode gelijk aan de piekperiode van het onregelmatige golfveld. De theoretische achtergrond hierachter is weergegeven in [lit. 3]. Kort gezegd komt het er op neer, dat een beperkt aantal proevenseries met regelmatige en onregelmatige golven zijn vergeleken wat betreft de  $H/\Delta D$  verhouding bij het optreden van schade. Hieruit volgde de relatie  $H = a \cdot H_s$ , waarbij de factor  $a$  varieerde tussen 0,9 en 1,9 (gemiddeld 1,4). Uit het feit, dat er slechts een beperkt aantal proeven beschikbaar is met onregelmatige golven, en de spreiding in de factor  $a$  kan worden afgeleid, dat dit een wankelende basis is om bijvoorbeeld een ontwerp op te baseren.

Gezien bovenstaande overwegingen wordt voorgesteld een ontwerpfilosofie op te stellen die beter aansluit bij de praktijk. Deze ontwerpfilosofie moet een ingang bieden voor een statische of (semi-) probabilistische beoordeling van de veiligheid van een bekleding. Hierbij wordt uitgegaan van een stormveld dat gekarakteriseerd wordt door een significante golfhoogte, een piekperiode, maar tevens een stormduur. De stormduur is in twee opzichten van belang:

- voor het model met onregelmatige golven wordt een omrekenfactor toegepast voor wat betreft de maximale belasting. Bijvoorbeeld kan worden gekozen voor een opschaling van de significante golfhoogte.
- voor de ontwerpfilosofie met regelmatige golven geeft dit de kans aan van voorkomen van bepaalde combinaties van golfhoogte en golfperiode. Bij het berekenen van de veiligheid met regelmatige golven geeft dit een kans dat de belasting groter is dan de sterkte.

Vervolgens worden beide benaderingen met elkaar vergeleken. Zodra de benaderingen vergelijkbare resultaten geven kan de beste benadering worden vastgesteld om te rekenen met onregelmatige golven. De benadering met regelmatige golven kan dan ook in ANAMOS worden gebruikt.

#### 4.3 Verbetering STEENZET/1+ met regelmatige golven

In de hier gepresenteerde visie is het rekenen met onregelmatige golven van cruciaal belang voor ontwerpdoeleinden en het beoordelen van bestaande constructies. In deze redenering is verbetering van de STEENZET/1+ met regelmatige golven eerder van secundair belang, namelijk als onderzoeksinstrument. Dit is niet helemaal juist. Nog afgezien van het belang van nauwkeuriger onderzoek, is het zo dat uit de ontwerpfilosofie kan blijken, dat het rekenen met regelmatige golven, met de juiste theoretische achtergrond, een goed middel kan zijn om onregelmatige golven te benaderen. Daarom wordt een verbetering van het regelmatige golvenbestand in STEENZET/1+ niet als nutteloos gezien.

De onregelmatige golven uit het Scheldegootonderzoek (1990) zijn aanzienlijk beter bemeten dan de Banach-golven. Er kunnen uit de registraties individuele golven worden geselecteerd op basis van criteria als grote stijghoogte op het talud, steil golfvront en dergelijke, die vervolgens worden gebruikt als regelmatige golf. Dit heeft als voordeel, dat een golvenbestand wordt opgebouwd dat nauwkeuriger is bemeten dan het huidige golvenbestand met Banach-golven. Geconstateerd is, dat de Banach-golven een groter gebied beslaan dan de Scheldegoot-golven,

bladnummer: - 11 -  
ons kenmerk: CO-340660/32  
datum : augustus 1993

bijvoorbeeld voor wat betreft een taludhelling 1 : 2. Er kunnen een aantal Banach-golven worden gehandhaafd, maar deze moeten wel zijn gecontroleerd op de correcte bemeting. Als deze onvoldoende is, dan vallen deze golven alsnog af.

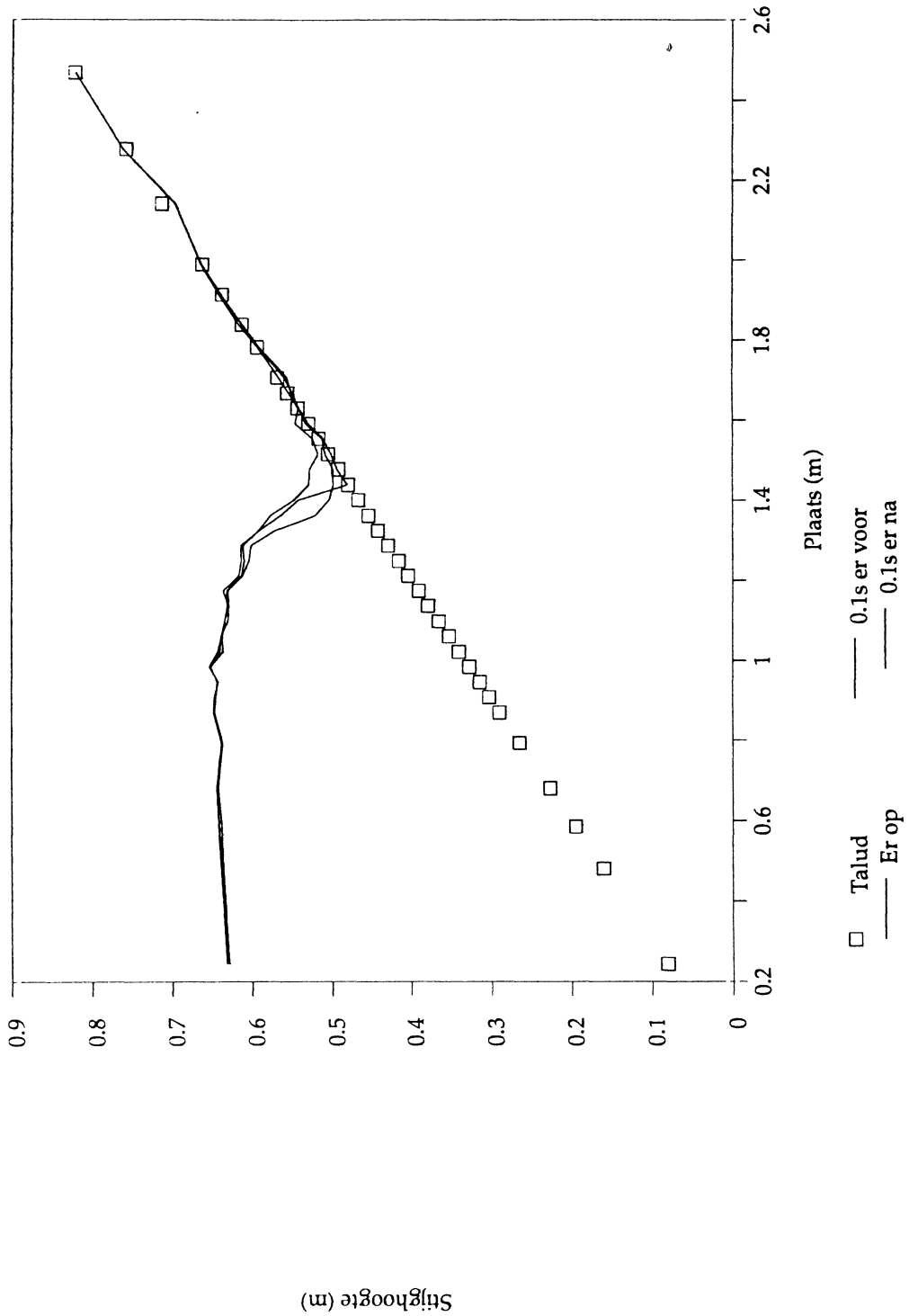
bladnummer: - 12 -  
ons kenmerk: CO-340660/32  
datum : augustus 1993

#### REFERENTIES

1. Invloed van berm en ondiep voorland op drukken op het talud. Verslag modelonderzoek. N 597. Waterloopkundig Laboratorium. Maart 1992.
2. Evaluation of measurements of wave pressures on a slope. H 195/20. Waterloopkundig Laboratorium. L. Banach. 1987. Opgenomen in deel XVII van de serie Taludbekledingen van gezette steen.
3. Stabiliteit van de toplaag. Taludbekledingen van gezette steen. Deel XX, Band A, Sectie 7.
4. Metingen in de Afsluitdijk. Notitienr. A2.93.37. Ir. B. P. Rigter. Juli 1993.
5. Golfdruk op het talud. Deel A: Analyse van meetgegevens, N649. Waterloopkundig Laboratorium, december 1992.

# Golven van P3001 max. golffront

Rond tijdstip 1009.24



**GRONDMECHANICA  
DELFT**

Postbus 69, 2600 AB Delft Nederland  
Telefoon (015) 69 35 00

Telefax (015) 61 08 21  
Telex 38234 soil nl

Gemeten stijgheightes op talud  
Golf P3001, tijdstip 1  
Onregelmatige golven

datum  
Mei 1993

CO-340660

BIJL. 1

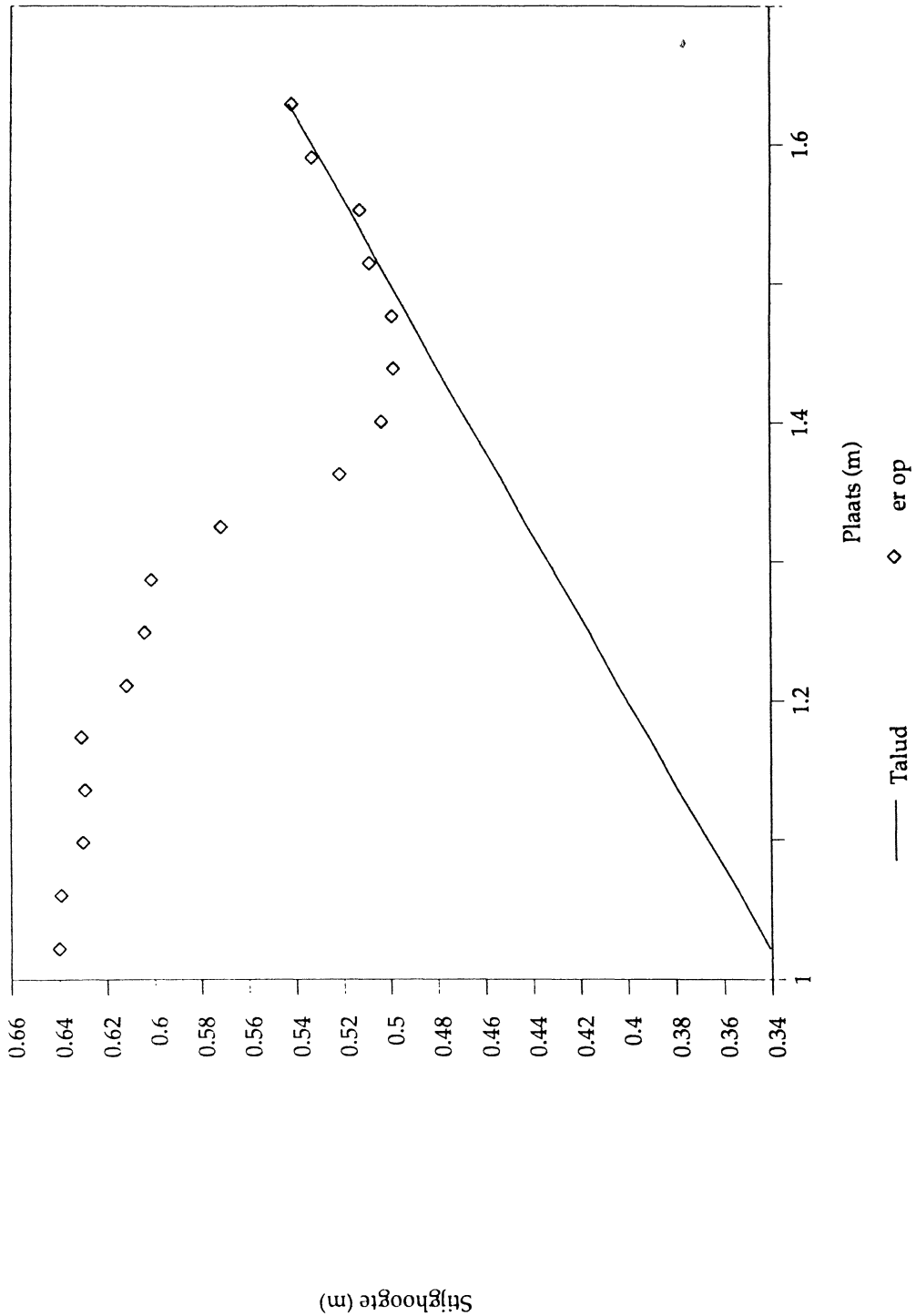
get.  
Std

gez.

form.  
A  
4

# Golven van P3001 max. golffront

Rond tijdstip 1009.24



**GRONDMECHANICA  
DELFT**

Postbus 69, 2600 AB Delft Nederland  
Telefoon: (015) 69 35 00

Telefax (015) 61 08 21  
Telex 38234 soif nl

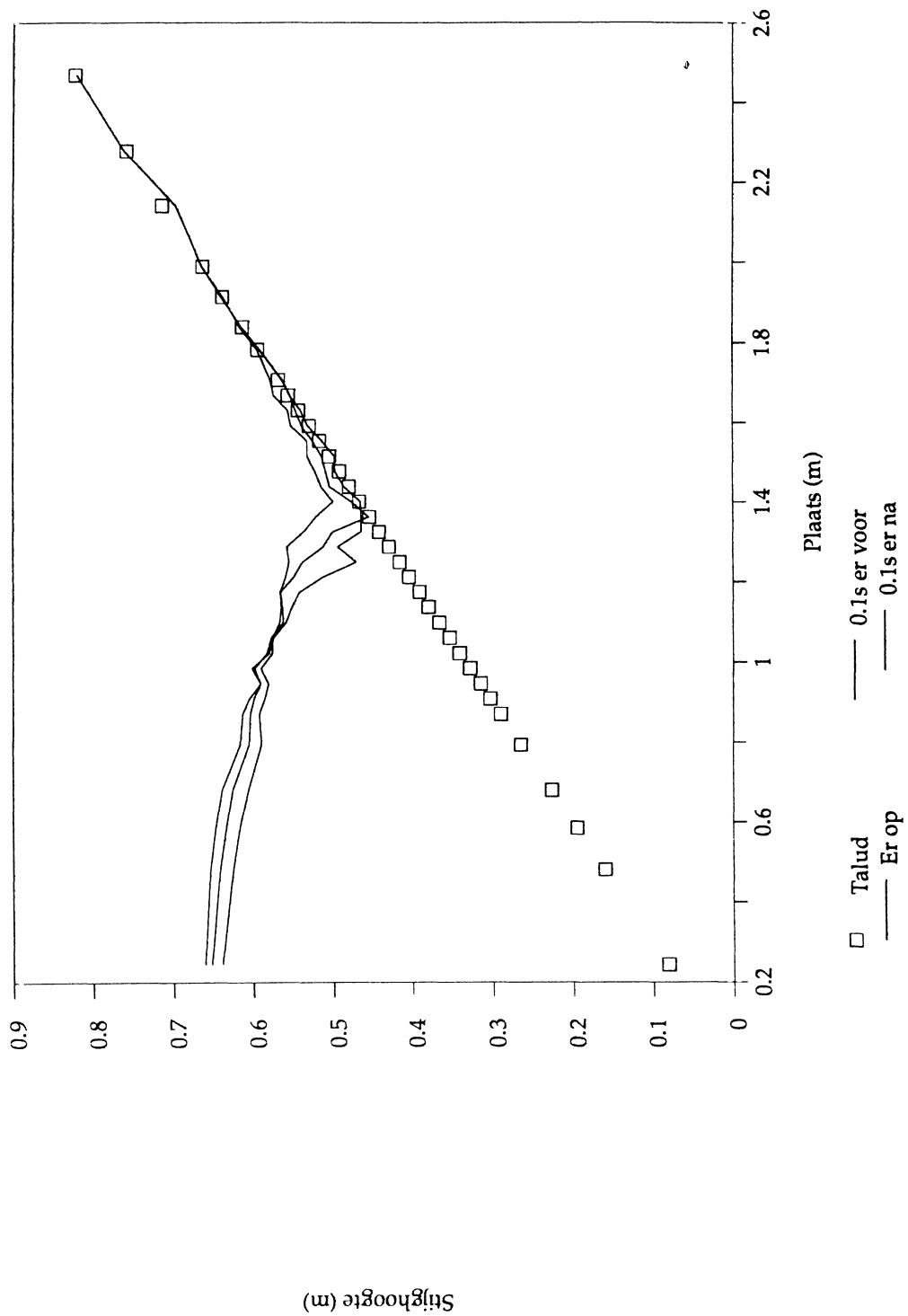
datum	get.
Mei 1993	Std
CO-340660	gez.
BIJL. 2	form A 4

Gemeten stijghoogtes op talud  
Detailopname, golf P3001, tijdstip 1  
Onregelmatige golven



# Golven van P3001 max. golffront

Rond tijdstip 1015.08



**GRONDMECHANICA  
DELFT**

Postbus 69 2600 AB Delft Nederland  
Telefoon (015) 69 35 00

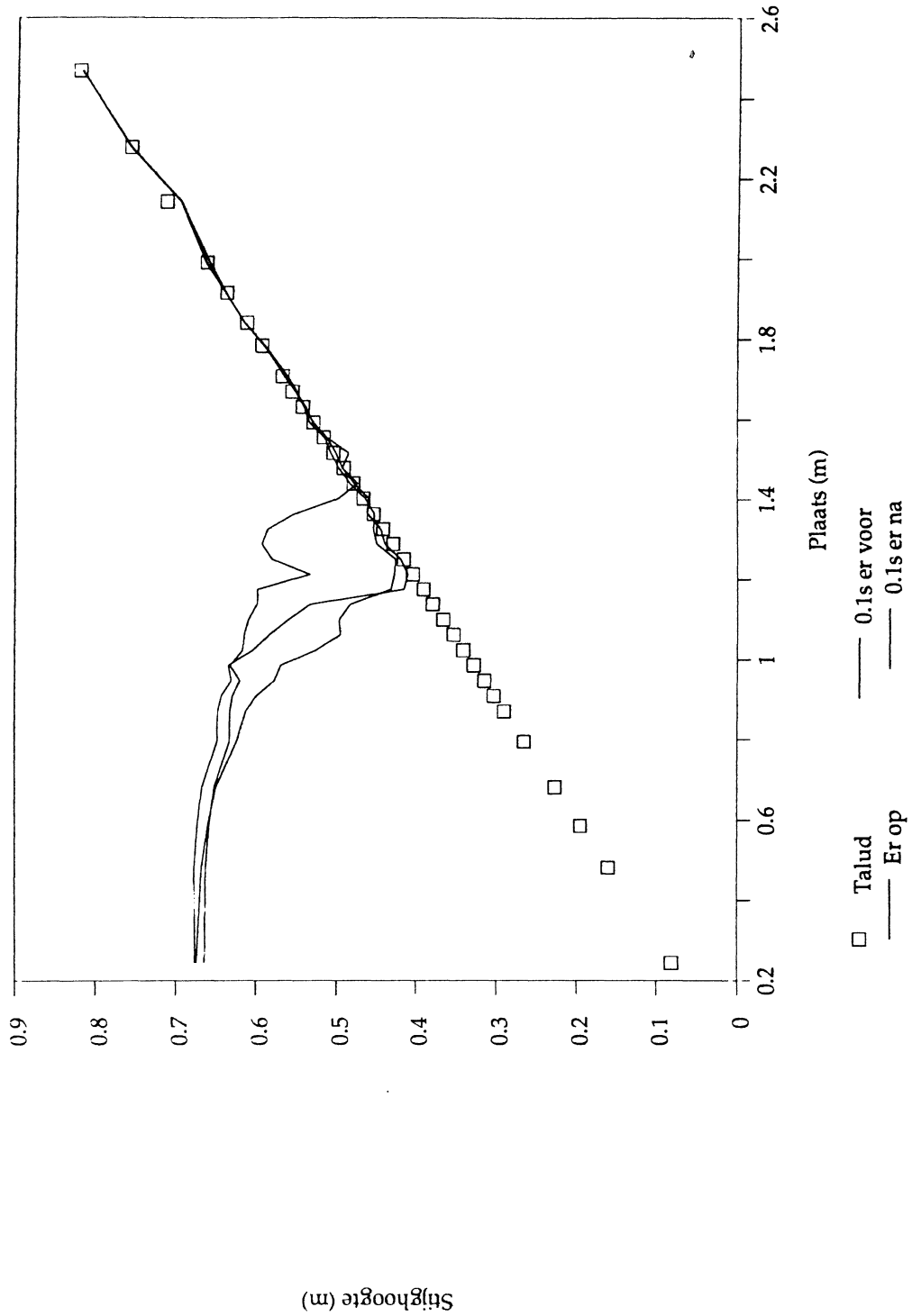
Telefax (015) 61 08 21  
Telex 38234 soil nl

datum	get.
Mei 1993	Std
CO-340660	gez.
BIJL. 3	form.
	A/4

Gemeten stijghoogtes op talud  
Golf P3001, tijdstip 2  
Onregelmatige golven

# Golven van P3001 max. golffront

Rond tijdstip 1017.92



**GRONDMECHANICA  
DELFT**

Postbus 69 2600 AB Delft Nederland  
Telefoon (015) 69 35 00

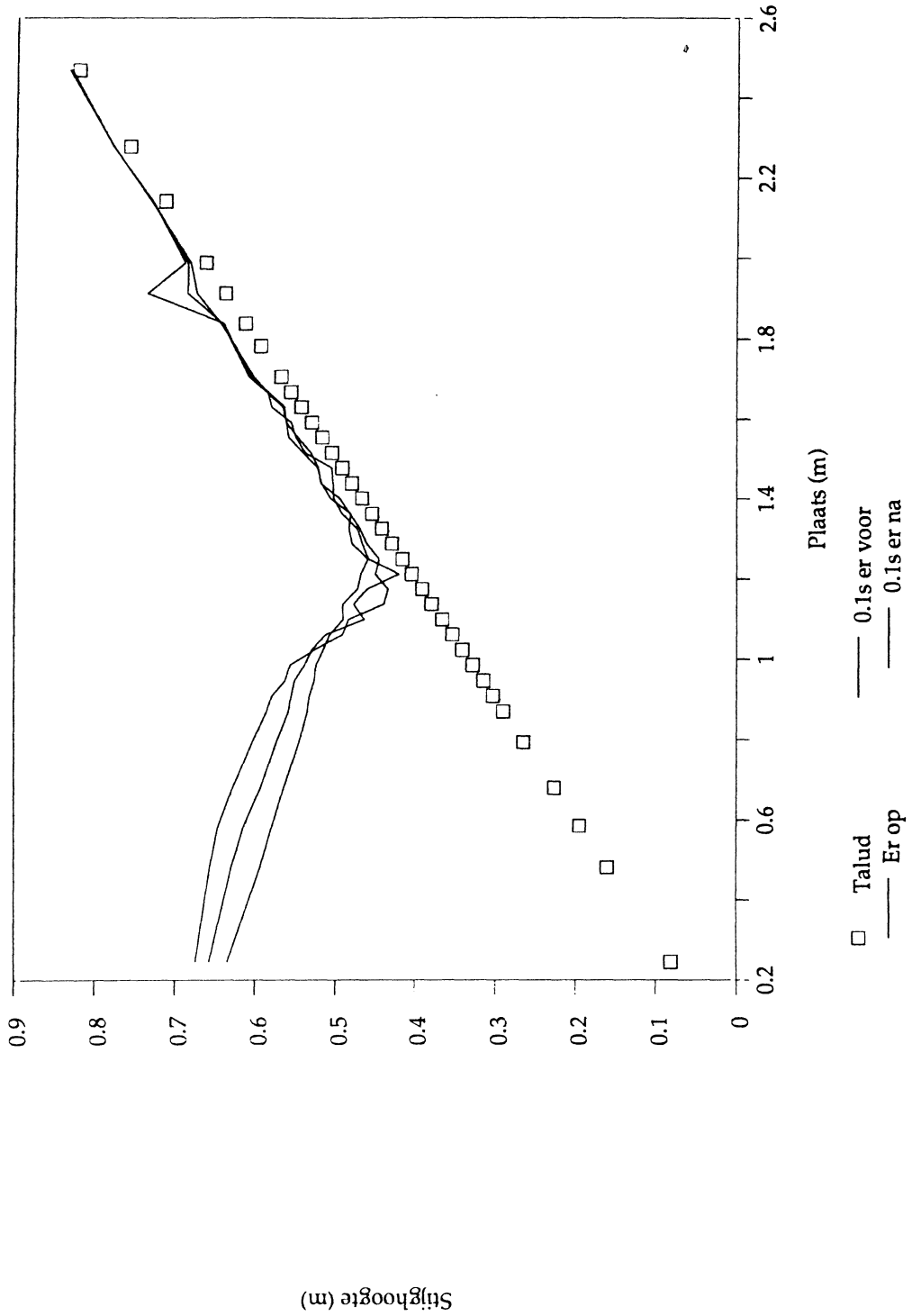
Telefax (015) 61 08 21  
Telex 38234 soil nl

datum	get.
Mei 1993	Std
CO-340660	gez.
BIJL. 4	form. A 4

Gemeten stijghoogtes op talud  
Golf P3001, tijdstip 3  
Onregelmatige golven

# Golven van P3003 max. golffront

Rond tijdstip 582.80



**GRONDMECHANICA  
DELFT**

Postbus 69 2600 AB Delft Nederland  
Telefoon (015) 69 35 00

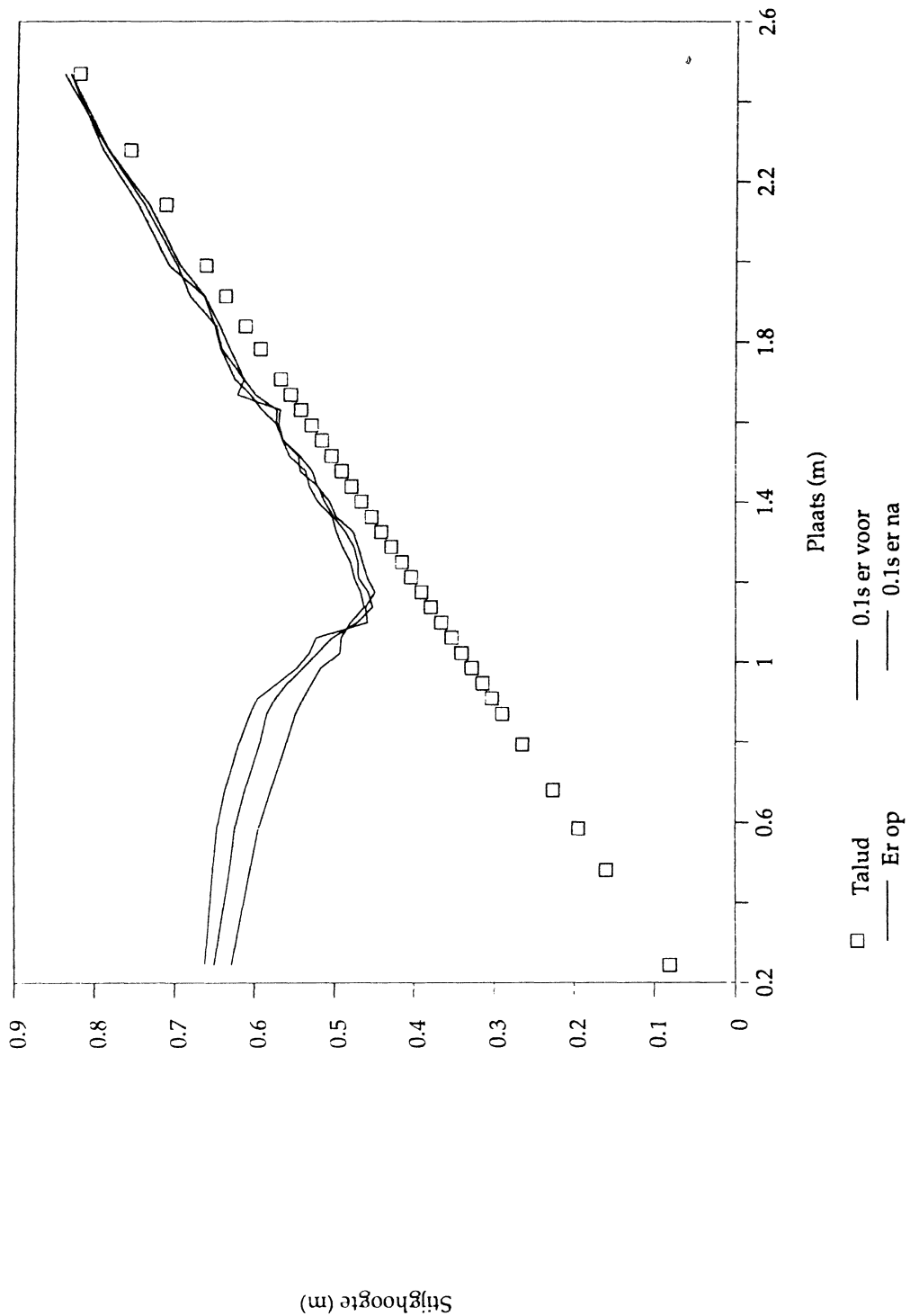
Telefax (015) 61 08 21  
Telex 38234 soil nl

datum	get.
Mei 1993	Std
CO-340660	gez.
BIJL. 5	form A 4

Gemeten stijghoogtes op talud  
Golf P3003, tijdstip 1  
Onregelmatige golven

# Golven van P3003 max. golffront

Rond tijdstip 584.84



Postbus 69 2600 AB Delft Nederland  
Telefoon: (015) 69 35 00

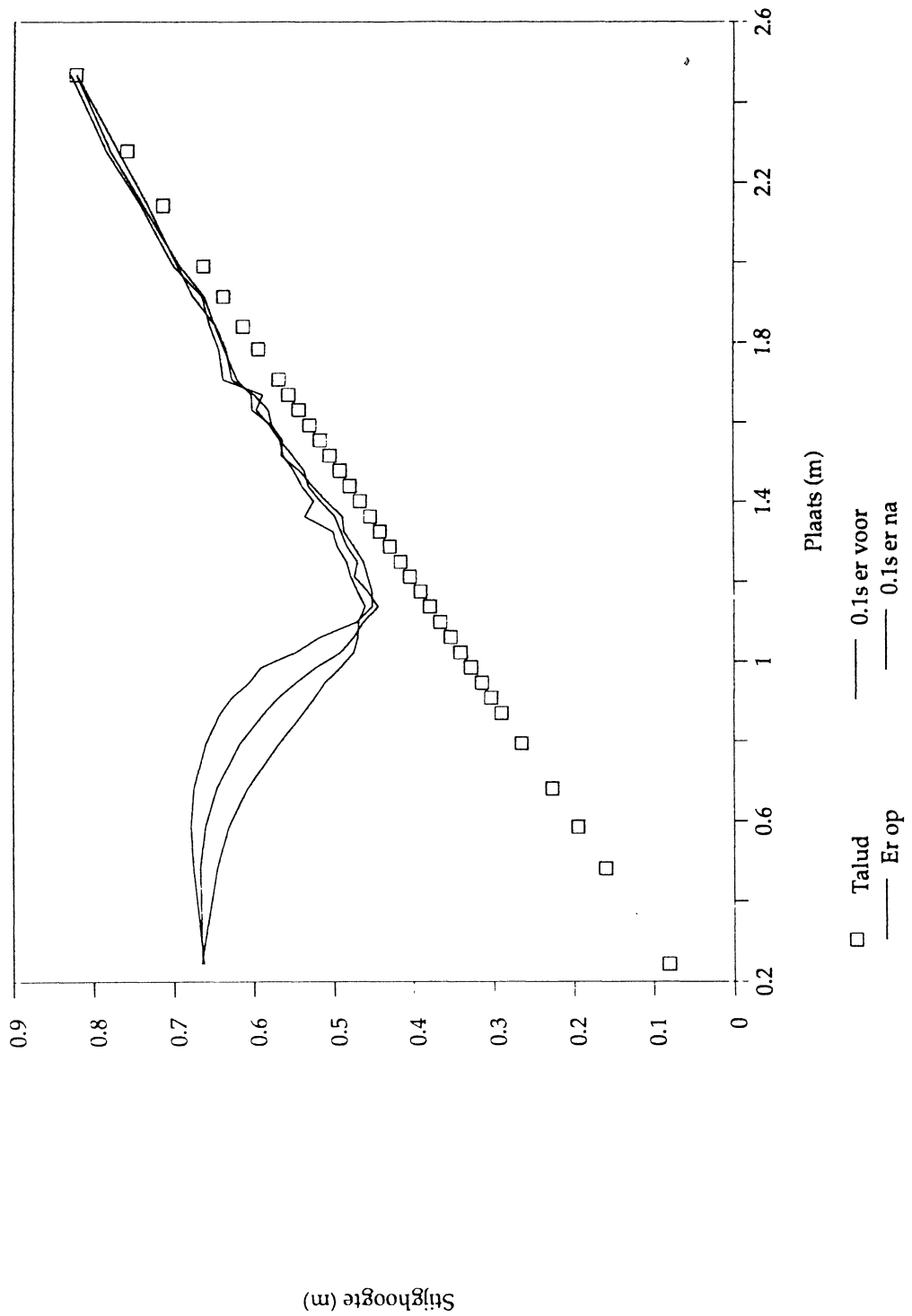
Telefax (015) 61 08 21  
Telex 38234 soil nl

datum	get.
Mei 1993	Std
CO-340660	gez.
BIJL. 6	form.
	A/4

Gemeten stijghoogtes op het talud  
Golf P3003, tijdstip 2  
Onregelmatige golven

# Golven van P3003 max. golffront

Rond tijdstip 586.90



**GRONDMECHANICA  
DELFT**

Postbus 69 2600 AB Delft Nederland  
Telefoon (015) 69 35 00

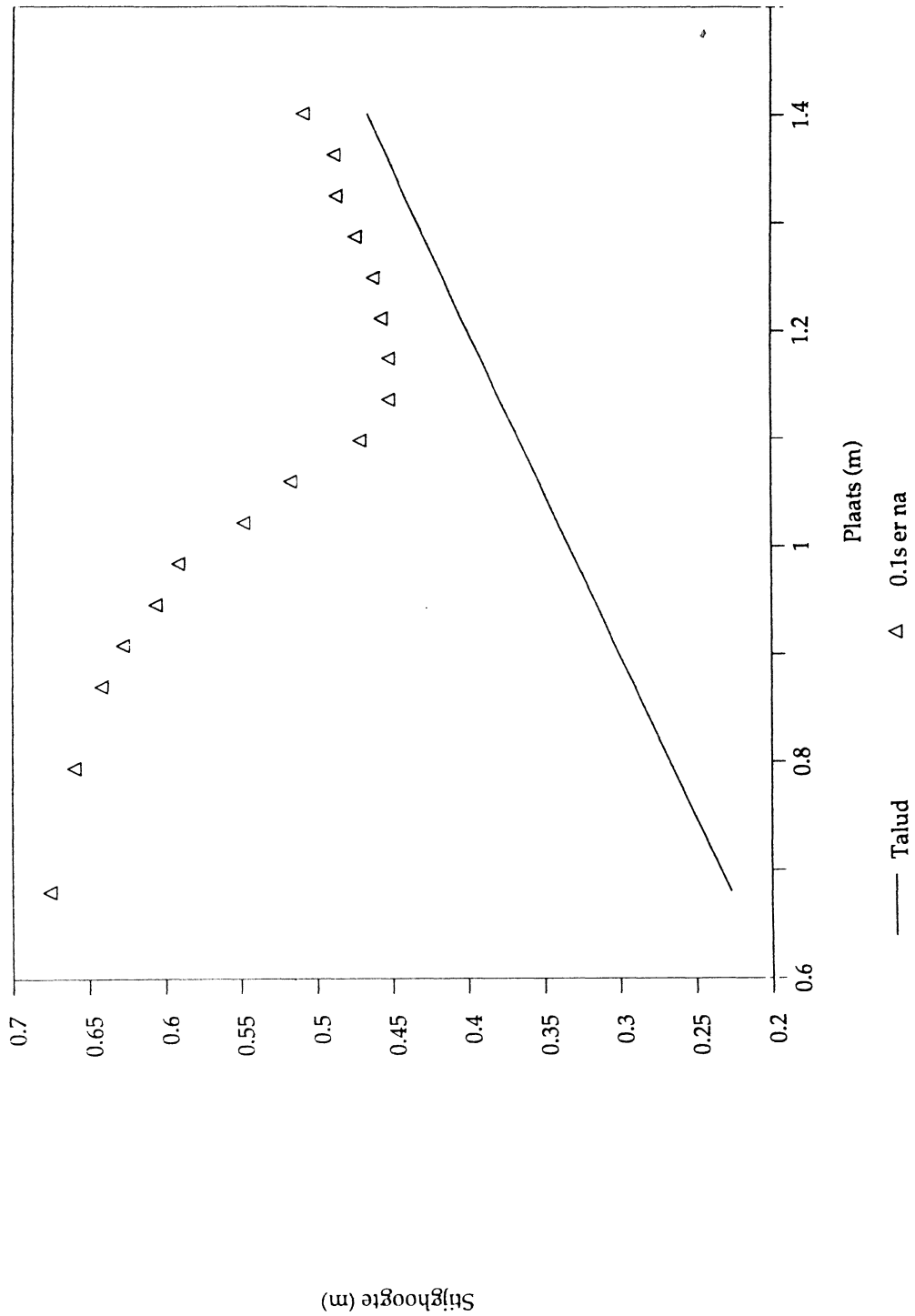
Telefax (015) 61 08 21  
Telex 38234 soil nl


datum	get.
Mei 1993	Std
CO-340660	gez.
BIJL. 7	form
	A/4

Gemeten stijghoogtes op het talud  
Gol P3003, tijdstip 3  
Onregelmatige golven

# Golven van P3003 max. golffront

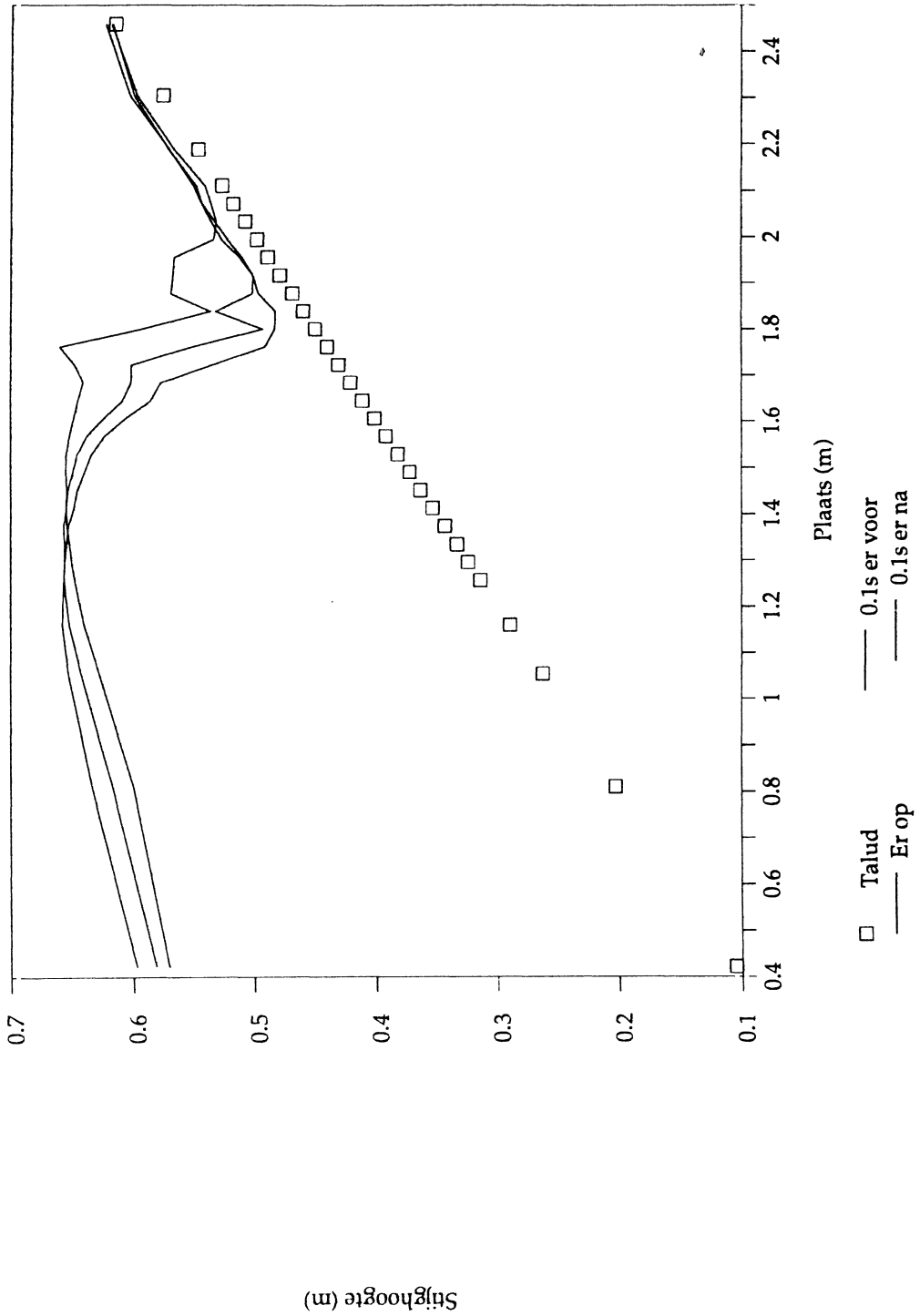
Rond tijdstip 586.90



 <b>GRONDMECHANICA DELFT</b>	Postbus 69 2600 AB Delft Nederland Telefoon (015) 69 35 00	Telefax (015) 61 08 21 Telex 38234 soil nl	datum	get.
			Mei 1993	Std
Gemeten stijghoogtes op talud Detailopname, golf P3003, tijdstip 3 Onregelmatige golven			gez.	
			CO-340660	
			form	
			BIJL. 8	A/4

# Golven van P4003 max. golffront

Rond tijdstip 595.08



**GRONDMECHANICA  
DELFT**

Postbus 69, 2600 AB Delft Nederland  
Telefoon (015) 69 35 00

Telefax (015) 61 08 21  
Telex 38234 soil nl

datum

Mei 1993

get.

Std

gez.

Gemeten stijghoogtes op het talud  
Golf P4003, tijdstip 1

CO-340660

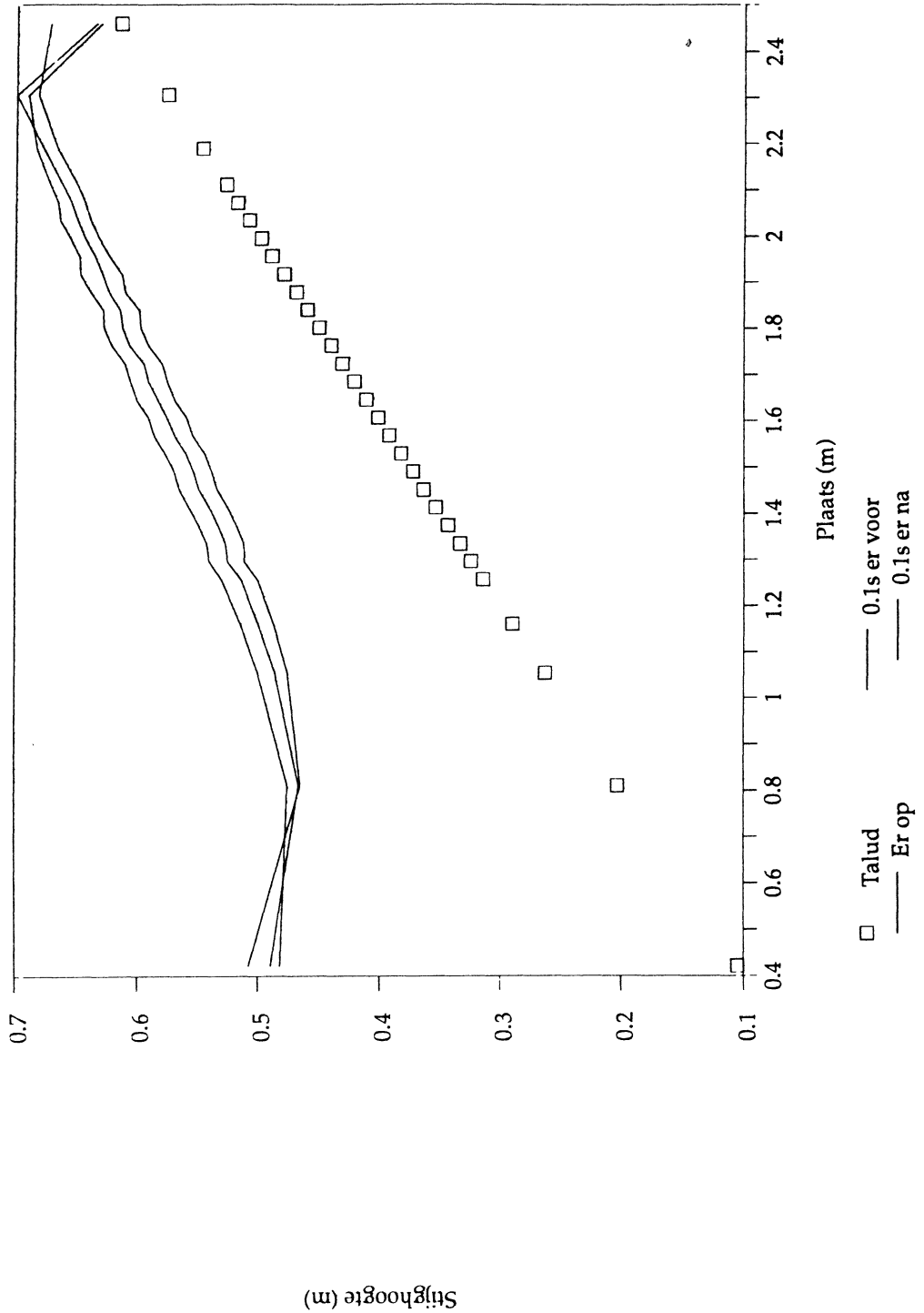
Onregelmatige golven

BIJL. 9

form.  
A  
4

# Golven van P4003 max. golffront

Rond tijdstip 602.72



**GRONDMECHANICA  
DELFT**

Postbus 69 2600 AB Delft Nederland  
Telefoon (015) 69 35 00

Telefax (015) 61 08 21  
Telex 38234 soil nl

datum

Mei 1993

get.

Std

Gemeten stijghoogtes op het talud  
Golf P4003, tijdstip 2

CO-340660

gez.

Onregelmatige golven

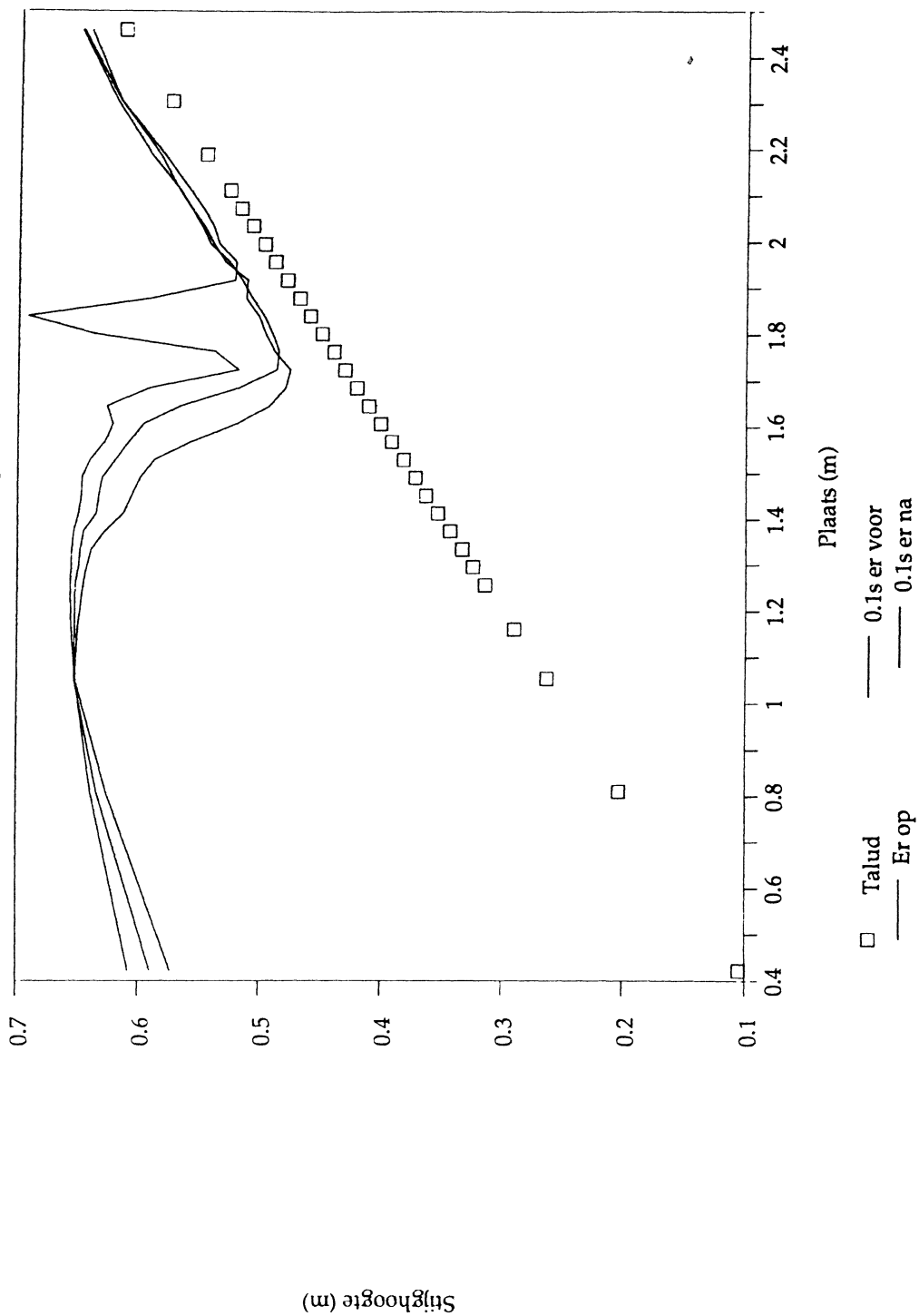
BIJL. 10

form  
A  
4



# Golven van P4003 max. golffront

Rond tijdstip 605.62



Postbus 69, 2600 AB Delft Nederland  
Telefoon (015) 69 35 00

Telefax (015) 61 08 21  
Telex 38234 soil nl

datum  
Mei 1993

get.  
Std

Gemeten stijghoogtes op het talud  
Golf P4003, tijdstip 3

CO-340660

gez.

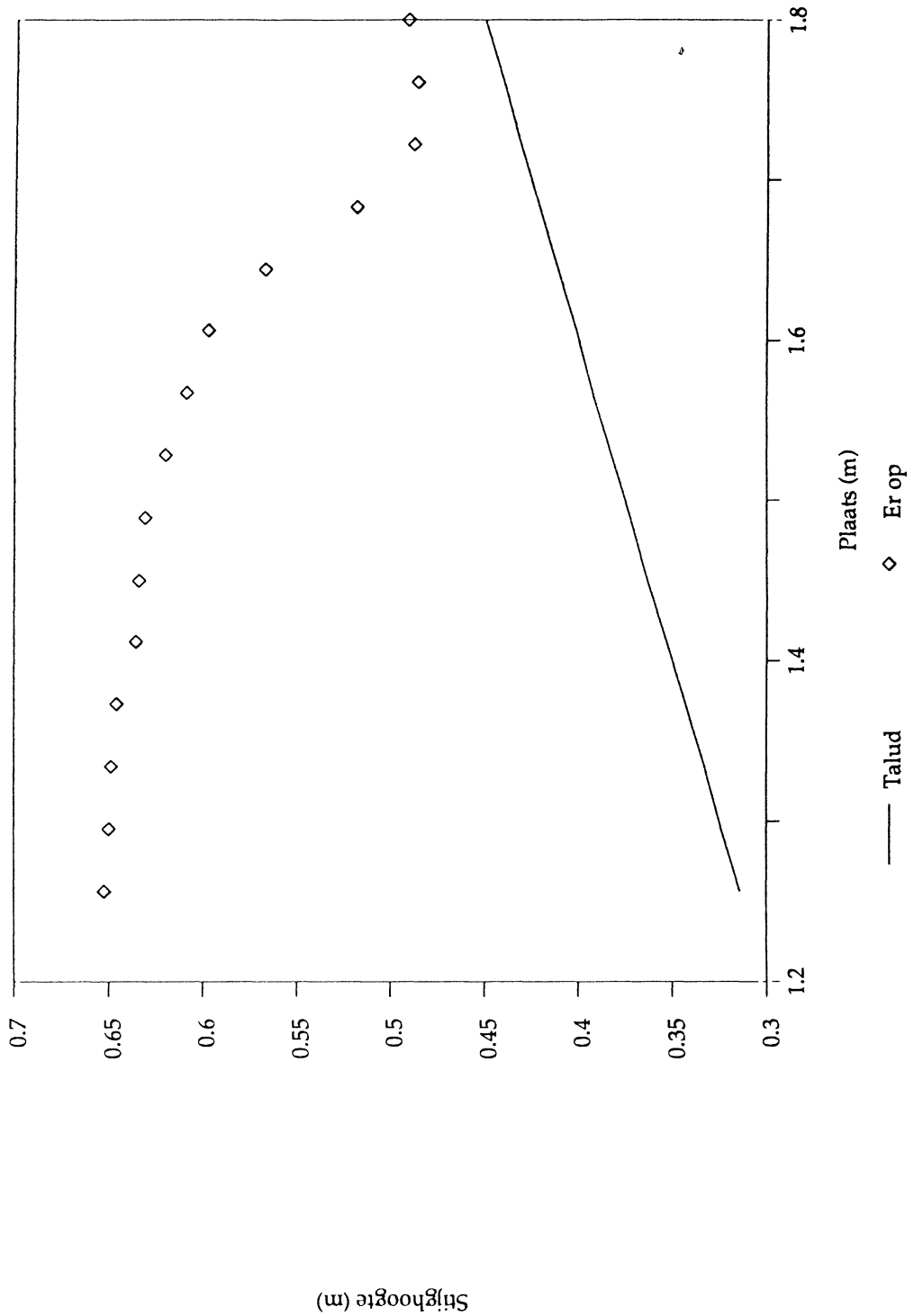
Onregelmatige golven

BIJL. 11

form.  
A/4

# Golven van P4003 max. golffront

Rond tijdstip 605.62



**GRONDMECHANICA  
DELFT**

Postbus 69, 2600 AB Delft Nederland  
Telefoon (015) 69 35 00

Telefax (015) 61 08 21  
Telex 38234 soil nl

datum

Mei 1993

get.

Std

Gemeten stijgheightes op het talud  
Detailopname golf P4003, tijdstip 3

CO-340660

gez.

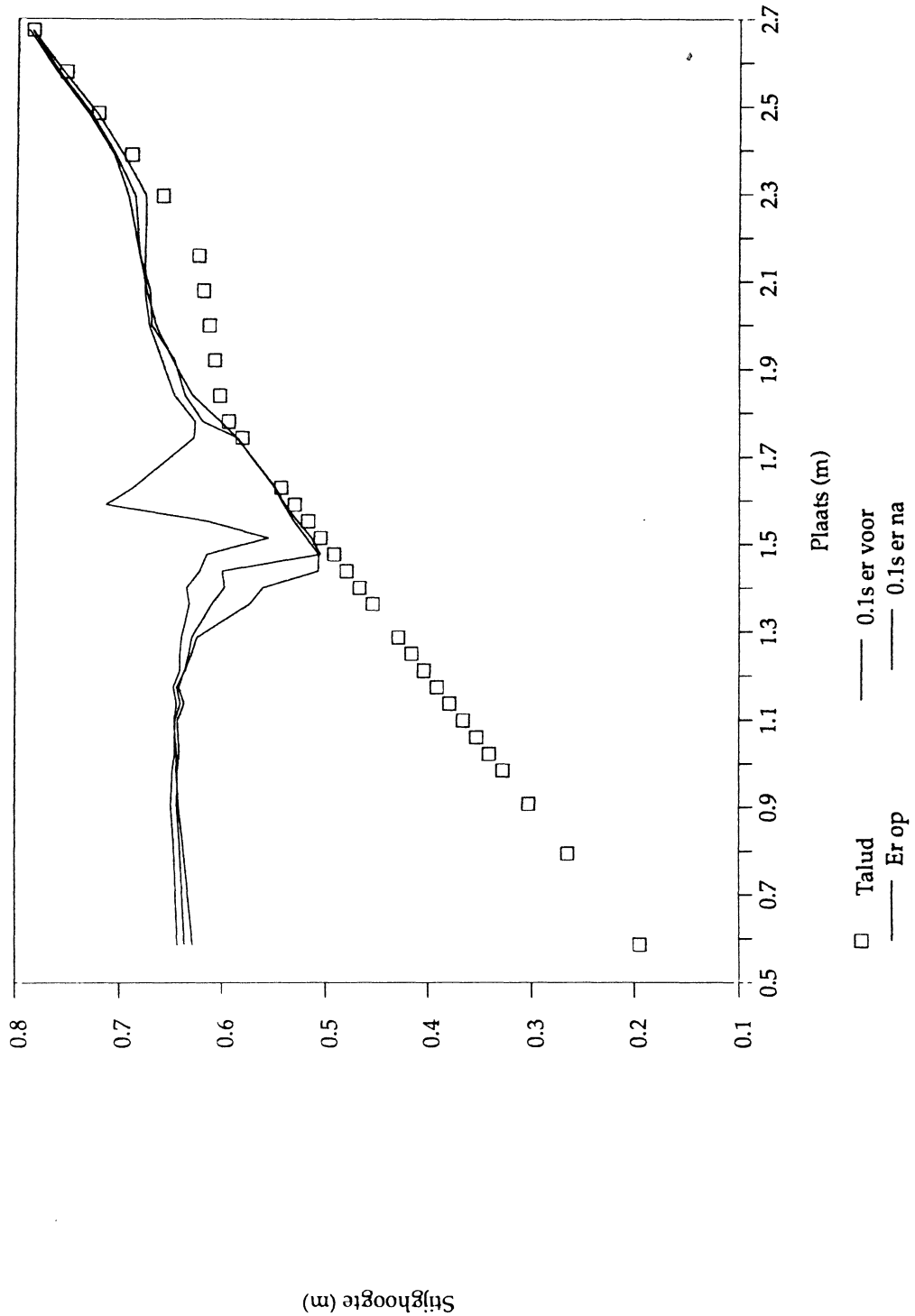
Onregelmatige golven

BIJL. 12

form  
A  
4

# Golven van P3105 max. golffront

Rond tijdstip 116.86



**GRONDMECHANICA  
DELFT**

Postbus 69, 2600 AB Delft Nederland  
Telefoon (015) 69 35 00

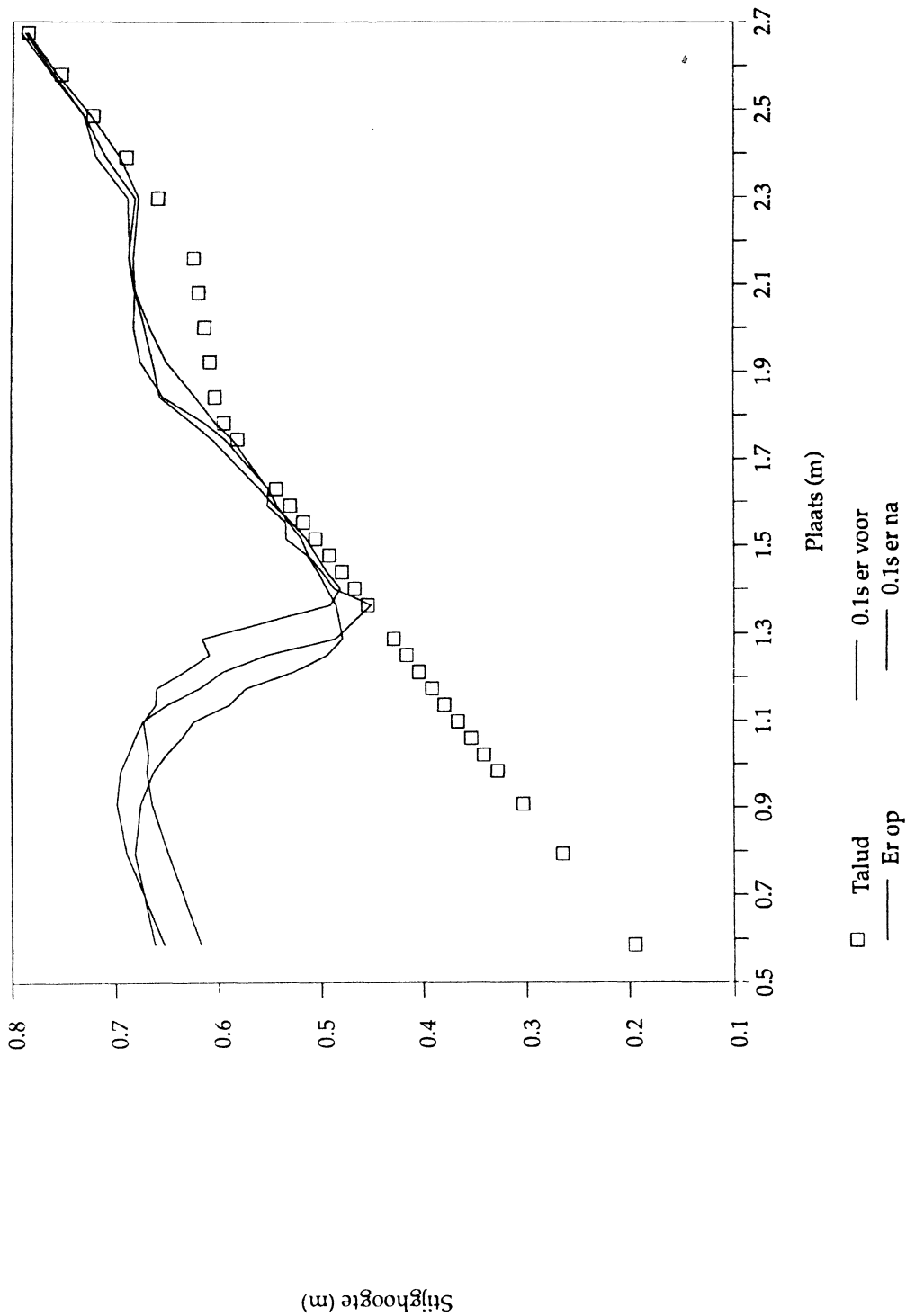
Telefax (015) 61 08 21  
Telex 38234 soil nl


Gemeten stijghoogtes op talud  
Smalle berm, tijdstip 1  
Onregelmatige golven

datum	get.
Mei 1993	Std
CO-340660	gez.
BIJL. 13	form.
	A
	4

# Golven van P3105 max. golffront

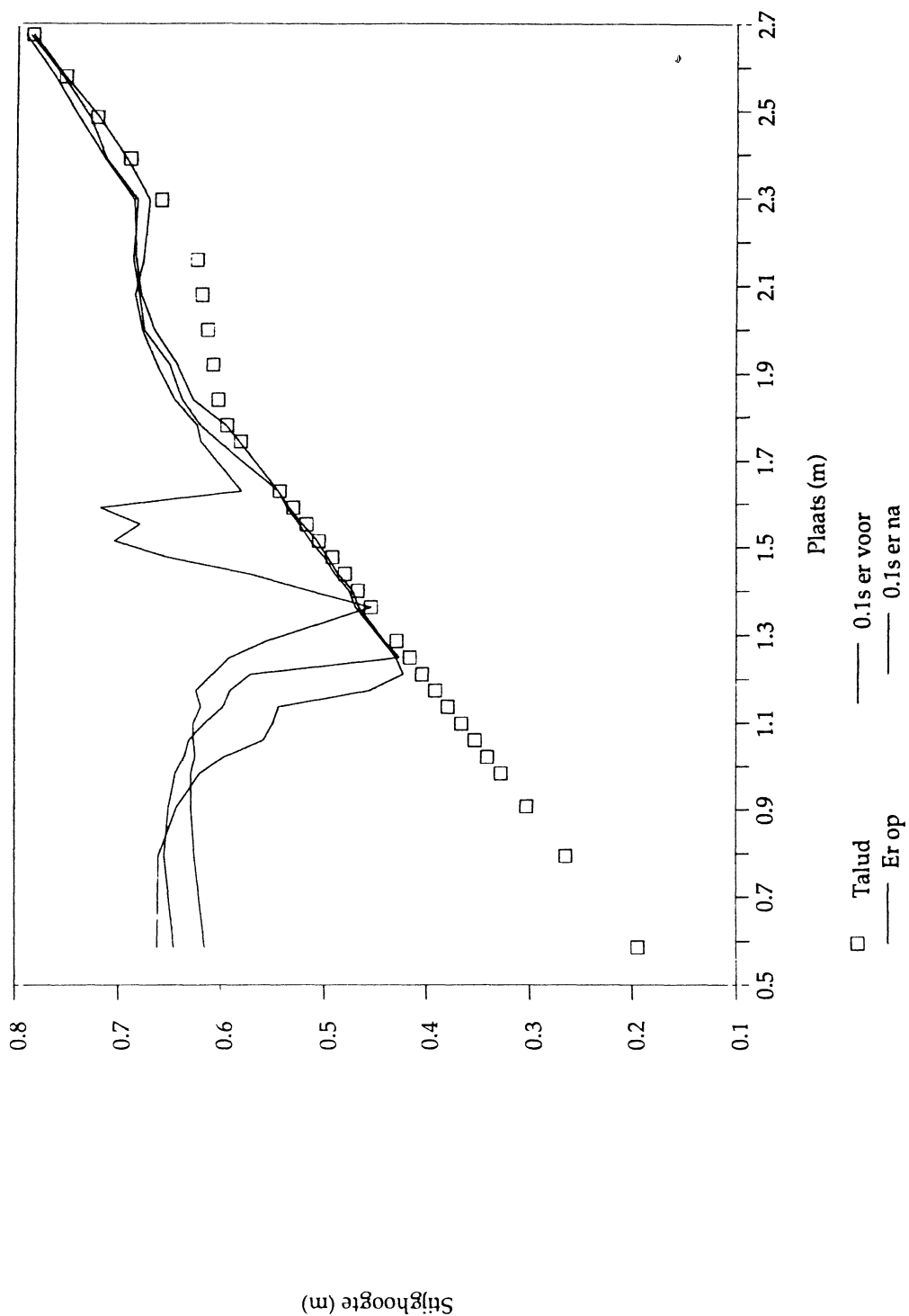
Rond tijdstip 123,48



 <b>GRONDMECHANICA DELFT</b>	Postbus 69 2600 AB Delft Nederland Telefoon (015) 69 35 00	Telefax (015) 61 08 21 Telex 38234 soil nl	datum	get.
			Mei 1993	Std
Gemeten stijghoogtes op talud Smalle berm, tijdstip 2 Onregelmatige golven			CO-340660	gez.
			BIJL. 14	form. A 4

# Golven van P3105 max. golffront

Rond tijdstip 125.16



**GRONDMECHANICA  
DELFT**

Postbus 69, 2600 AB Delft Nederland  
Telefoon (015) 69 35 00

Telefax (015) 61 08 21  
Telex 38234 soil nl

datum

Mei 1993

get.

Std

Gemeten stijgheightes op talud  
Smalle berm, tijdstip 3

CO-340660

gez.

Onregelmatige golven

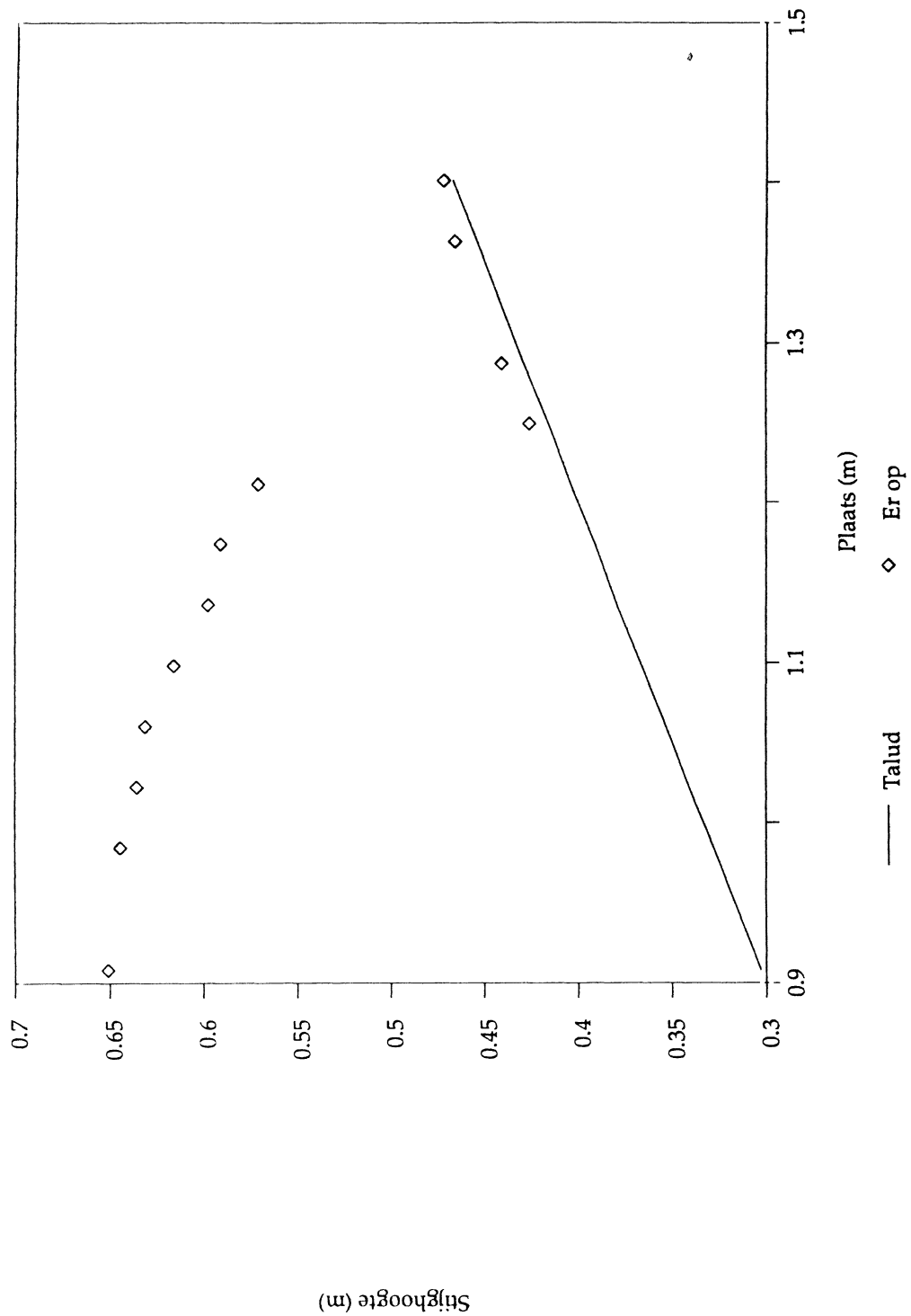
BIJL. 15

form.

A/4

# Golven van P3105 max. golffront

Rond tijdstip 125.16



**GRONDMECHANICA  
DELFT**

Postbus 69 2600 AB Delft Nederland  
Telefoon (015) 69 35 00

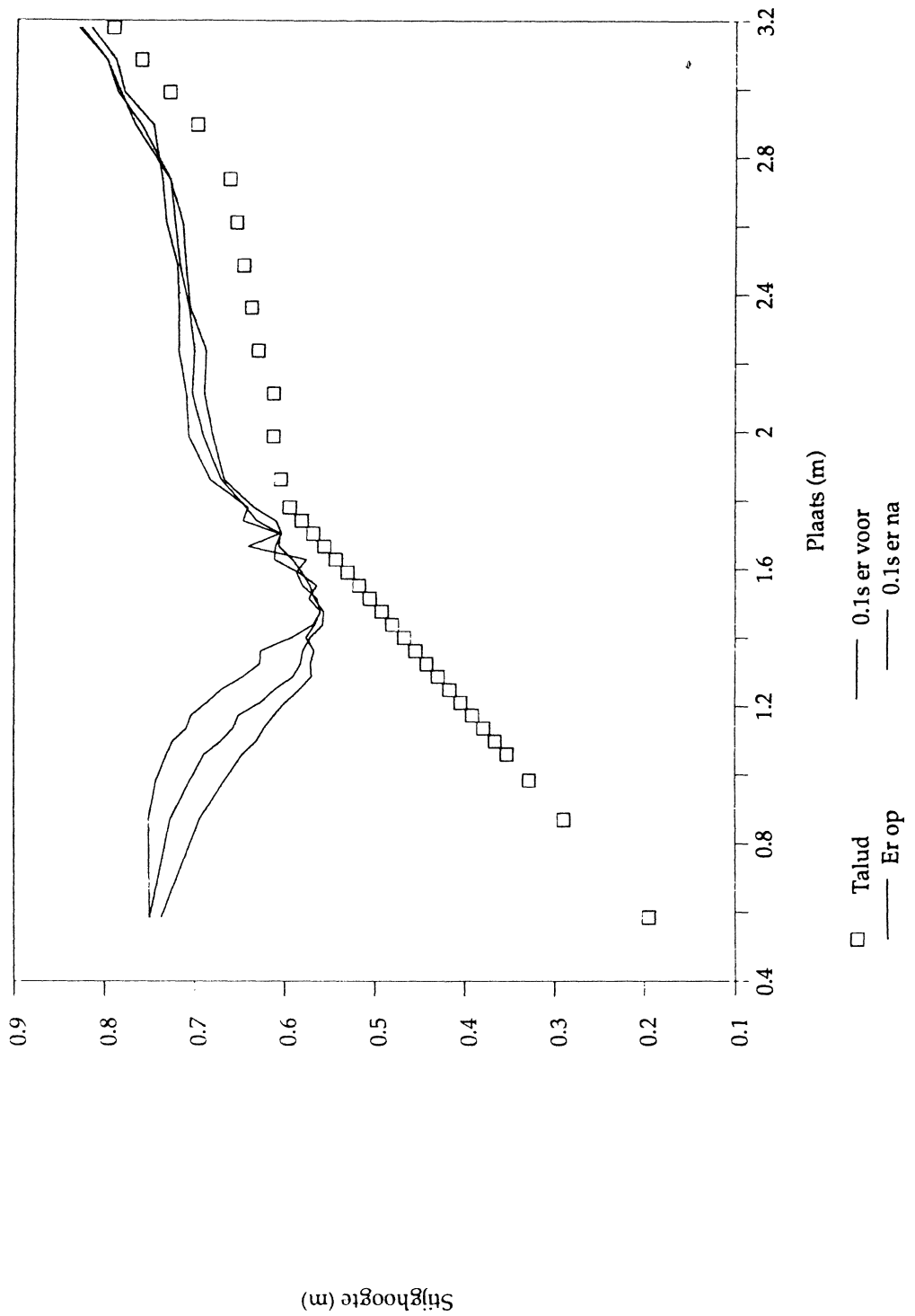
Telefax (015) 61 08 21  
Telex 38234 soil nl

datum	get.
Mei 1993	Std
CO-340660	gez.
BIJL. 16	form.
	A / 4

Gemeten stijghoogtes op talud  
Detailopname, smalle berm, tijdstip 3  
Onregelmatige golven

# Golven van P3204 max. golffront

Rond tijdstip 1366.96



**GRONDMECHANICA  
DELFT**

Postbus 69 2600 AB Delft Nederland  
Telefoon (015) 69 35 00

Telefax (015) 61 08 21  
Telex 38234 soil nl

datum

Mei 1993

get.

Std

Gemeten stijghoogtes op talud

Brede berm, tijdstip 1

Onregelmatige golven

CO-340660

gez.

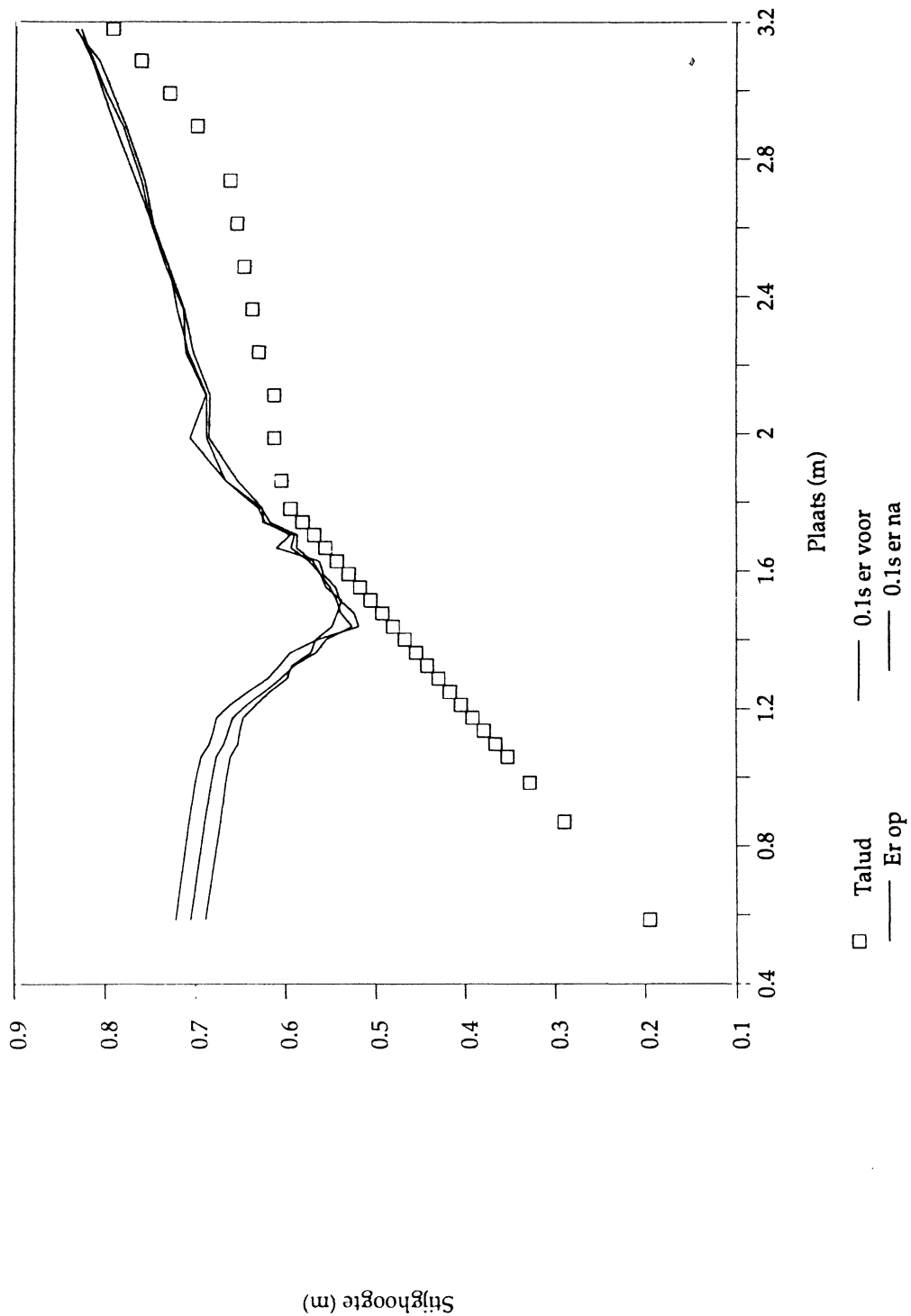
BIJL. 17

form.

A  
4

# Golven van P3204 max. golffront

Rond tijdstip 1368.90



**GRONDMECHANICA  
DELFT**

Postbus 69 2600 AB Delft Nederland  
Telefoon (015) 69 35 00

Telefax (015) 61 08 21  
Telex 38234 soil nl

datum

Mei 1993

get.

Std

Gemeten stijghoogtes op talud

Brede berm, tijdstip 2

Onregelmatige golven

CO-340660

gez.

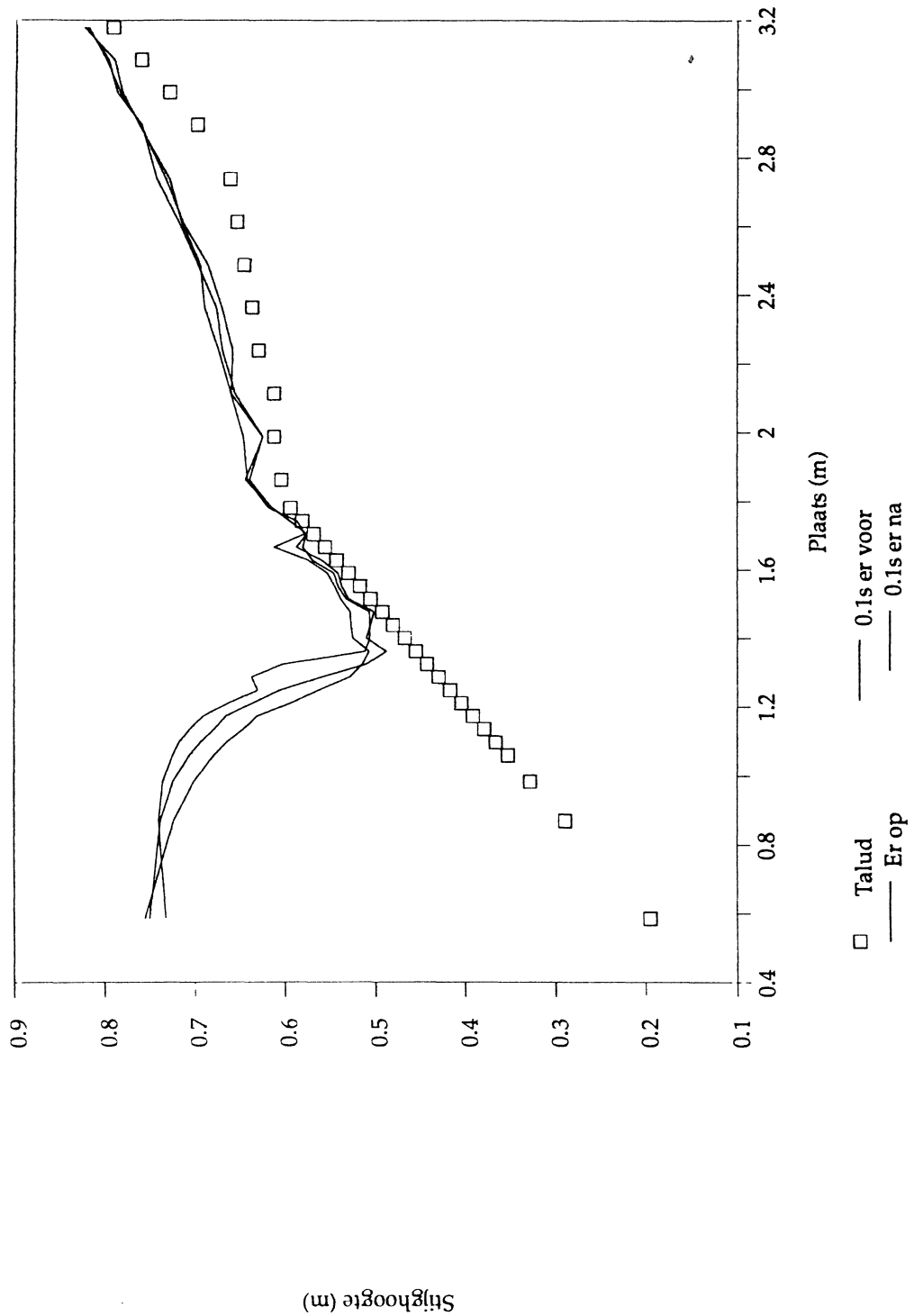
BIJL. 18

form.  
A  
4



# Golven van P3204 max. golffront

Rond tijdstip 1371.20



**GRONDMECHANICA  
DELFT**

Postbus 69, 2600 AB Delft Nederland  
Telefoon (015) 69 35 00

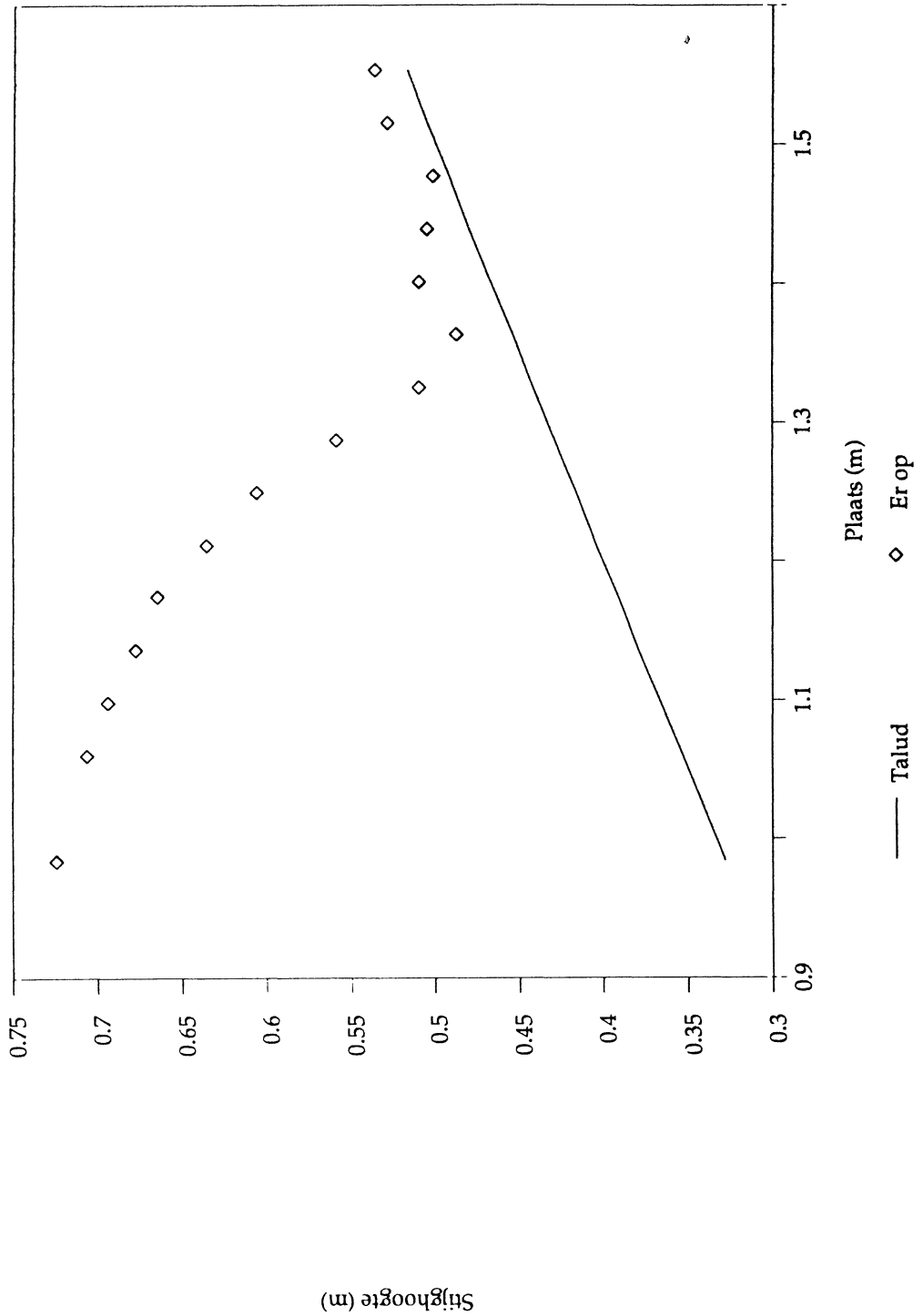
Telefax (015) 61 08 21  
Telex 38234 soil nl

datum	get.
Mei 1993	Std
CO-340660	gez.
BIJL. 19	form A 4

Gemeten stijghoogtes op talud  
Brede berm, tijdstip 3  
Onregelmatige golven

# Golven van P3204 max. golffront

Rond tijdstip 1371.20



**GRONDMECHANICA  
DELFT**

Postbus 69, 2600 AB Delft Nederland  
Telefoon (015) 69 35 00

Telefax (015) 61 08 21  
Telex 38234 soil nl

datum

Mei 1993

get.

Std

Gemeten stijgheightes op talud  
Detailopname, brede berm, tijdstip 3

CO-340660

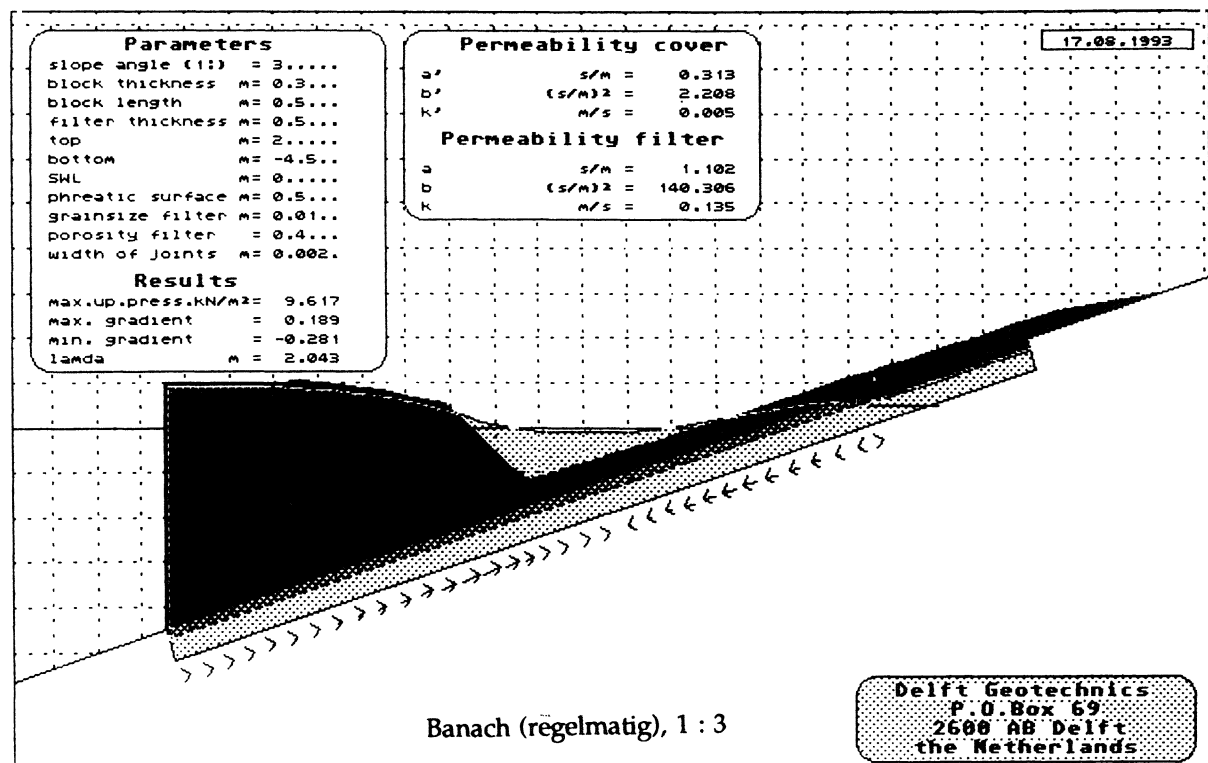
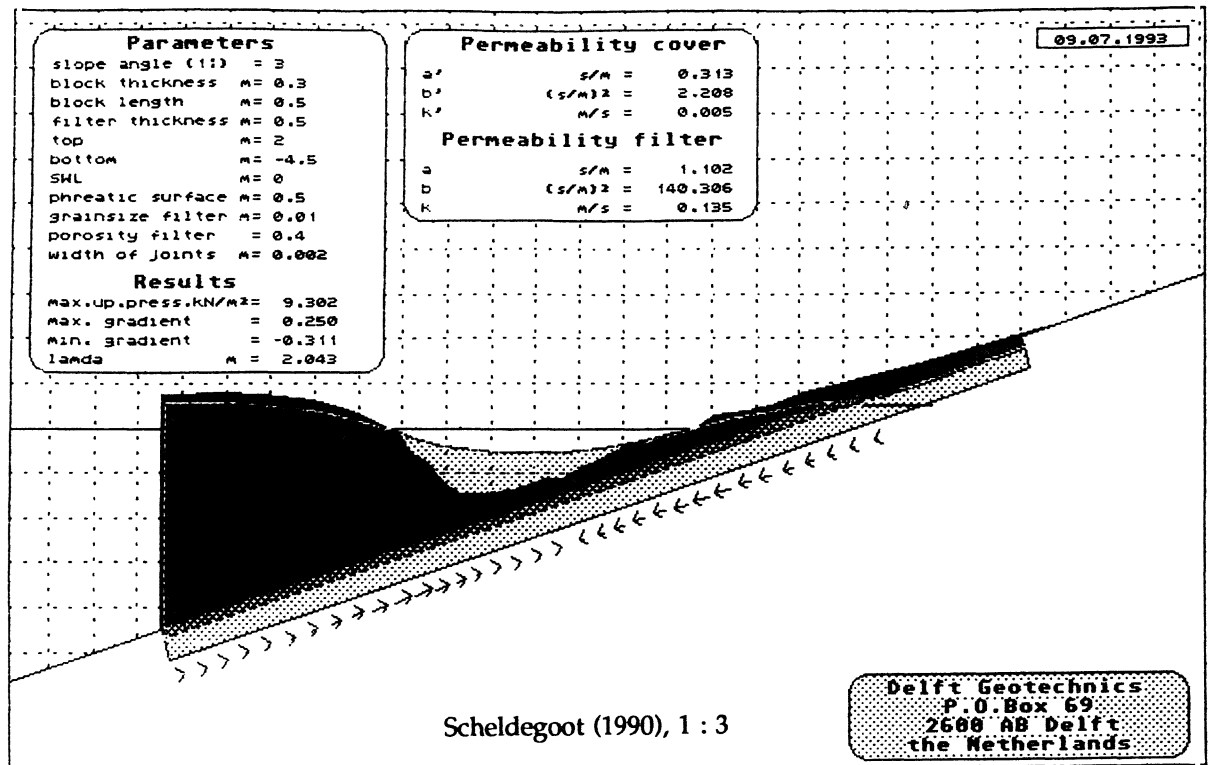
gez.

Onregelmatige golven

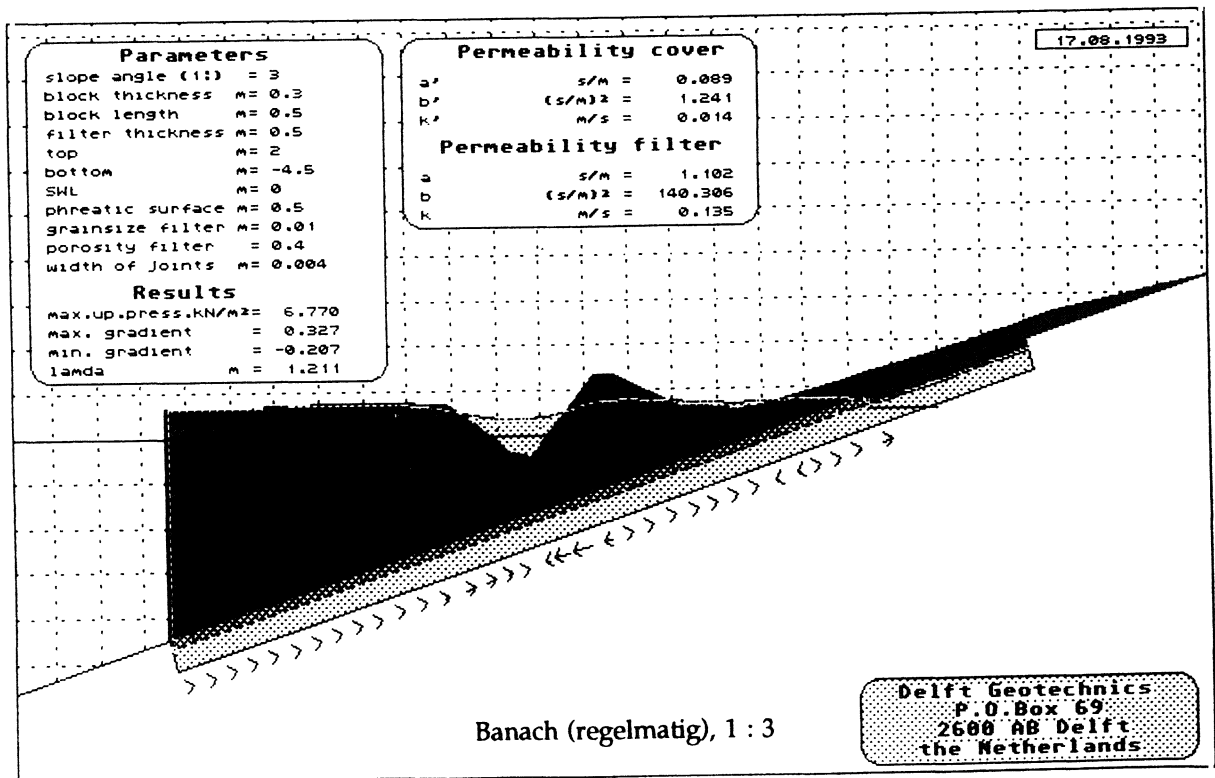
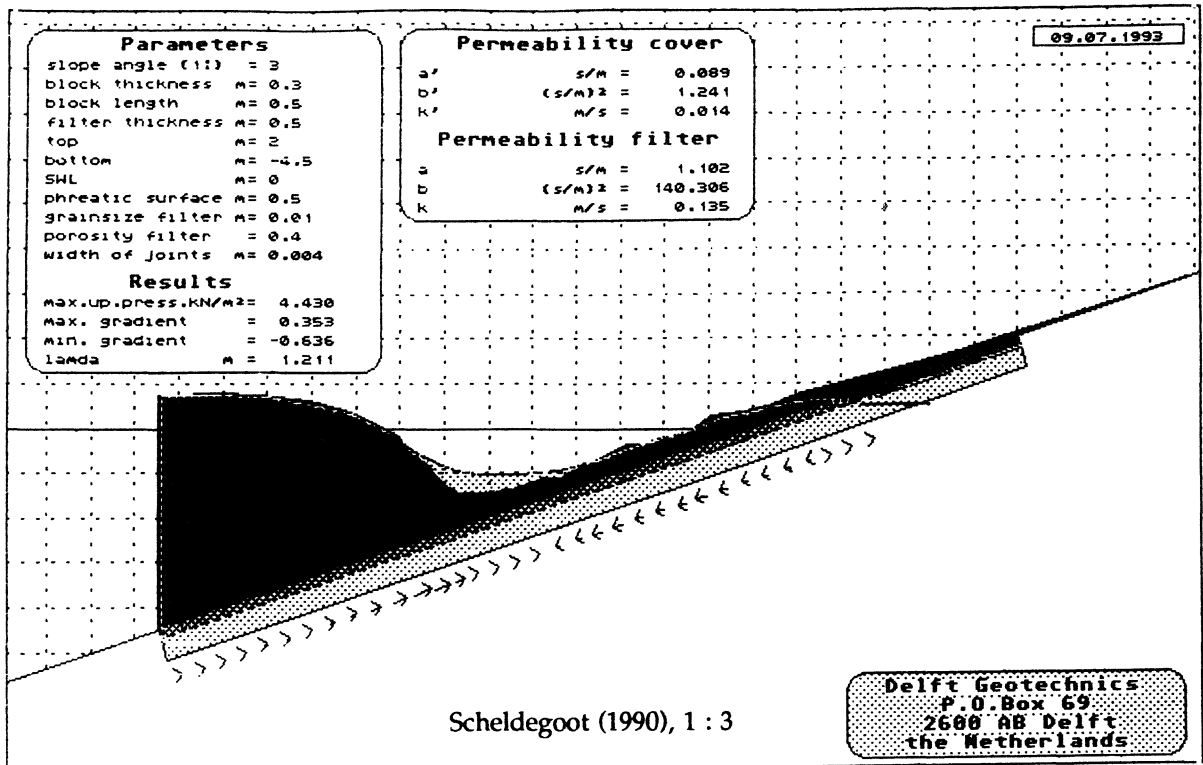
BIJL. 20

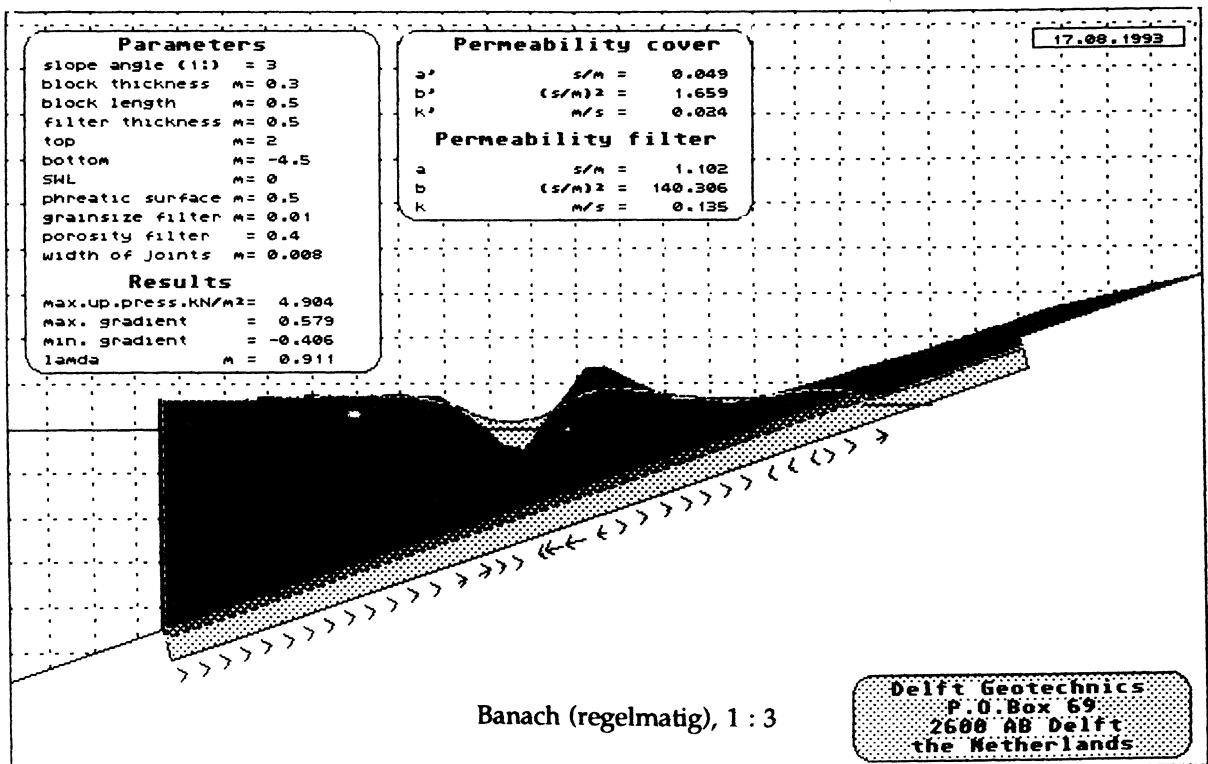
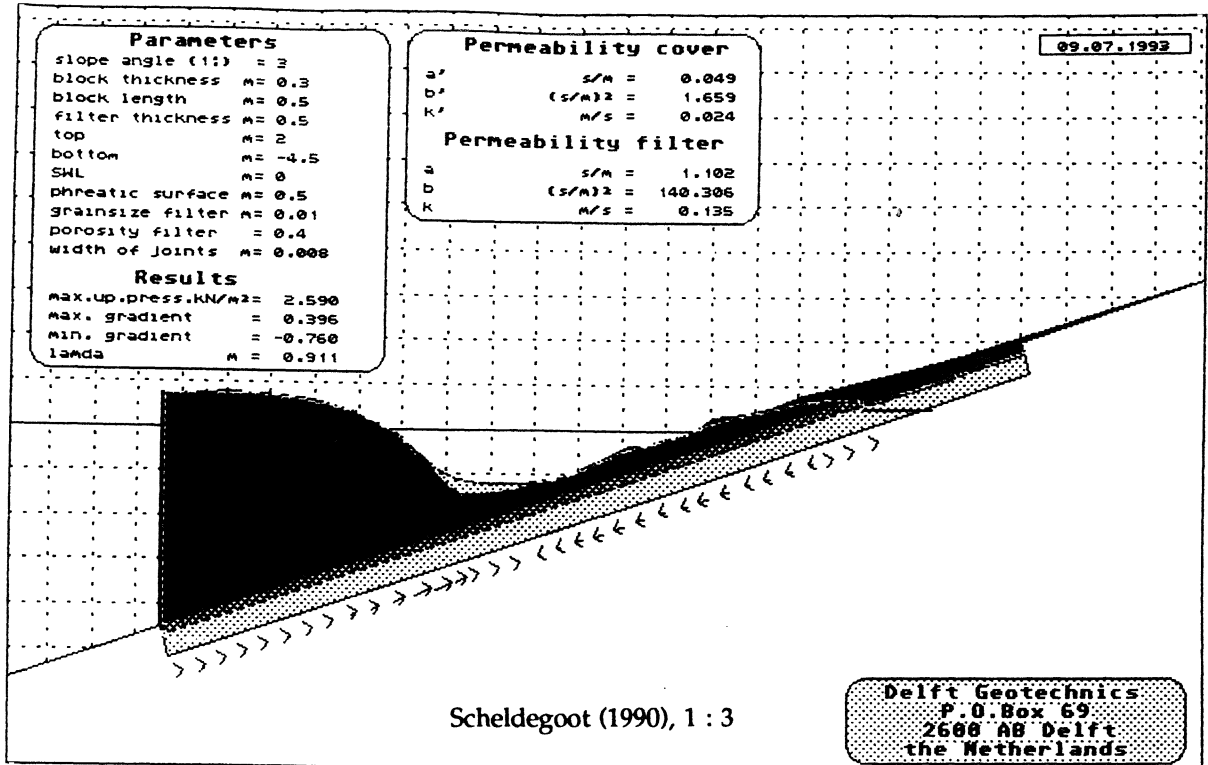
form.

A  
4



<b>GRONDMECHANICA DELFT</b>	Postbus 69, 2600 AB Delft Nederland Telefoon (015) 69 35 00	Telefax (015) 61 08 21 Telex 38234 soil nl	datum	get.
			aug. 93	Std
Vergelijk regelmatig/onregelmatig Helling 1 : 3, lamda = 2.024 m Onregelmatige golven			gez.	form.
			CO-340660	A 4
			BIJL. 21	





	Postbus 69, 2600 AB Delft Nederland Telefoon (015) 69 35 00	Telefax (015) 61 08 21 Telex 38234 soil nl	datum <b>aug. 93</b>	get. <b>Std</b>
	Vergelijk regelmatig onregelmatig Helling 1 : 3, lambda = 0.911 <b>Onregelmatige golven</b>			Co-340660
BIJL. 23				form. A / 4

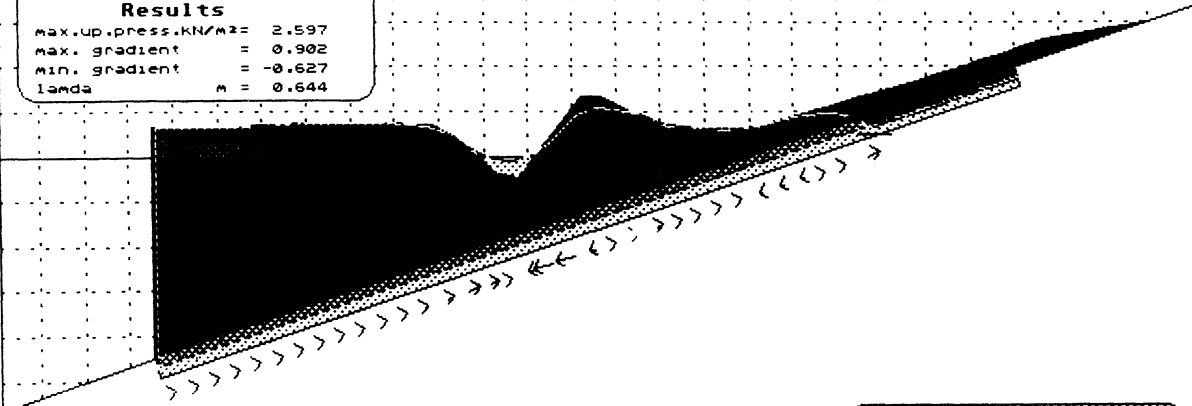
17.08.1993

**Parameters**  
 slope angle (1:3) = 3  
 block thickness m = 0.3  
 block length m = 0.5  
 filter thickness m = 0.25  
 top m = 2  
 bottom m = -4.5  
 SWL m = 0  
 phreatic surface m = 0.5  
 grainsize filter m = 0.01  
 porosity filter = 0.4  
 width of joints m = 0.008

**Results**  
 max.up.press.KN/m<sup>2</sup> = 2.597  
 max. gradient = 0.902  
 min. gradient = -0.627  
 lambda m = 0.644

**Permeability cover**  
 a' s/m = 0.049  
 b' (s/m)<sup>2</sup> = 1.659  
 k' m/s = 0.024

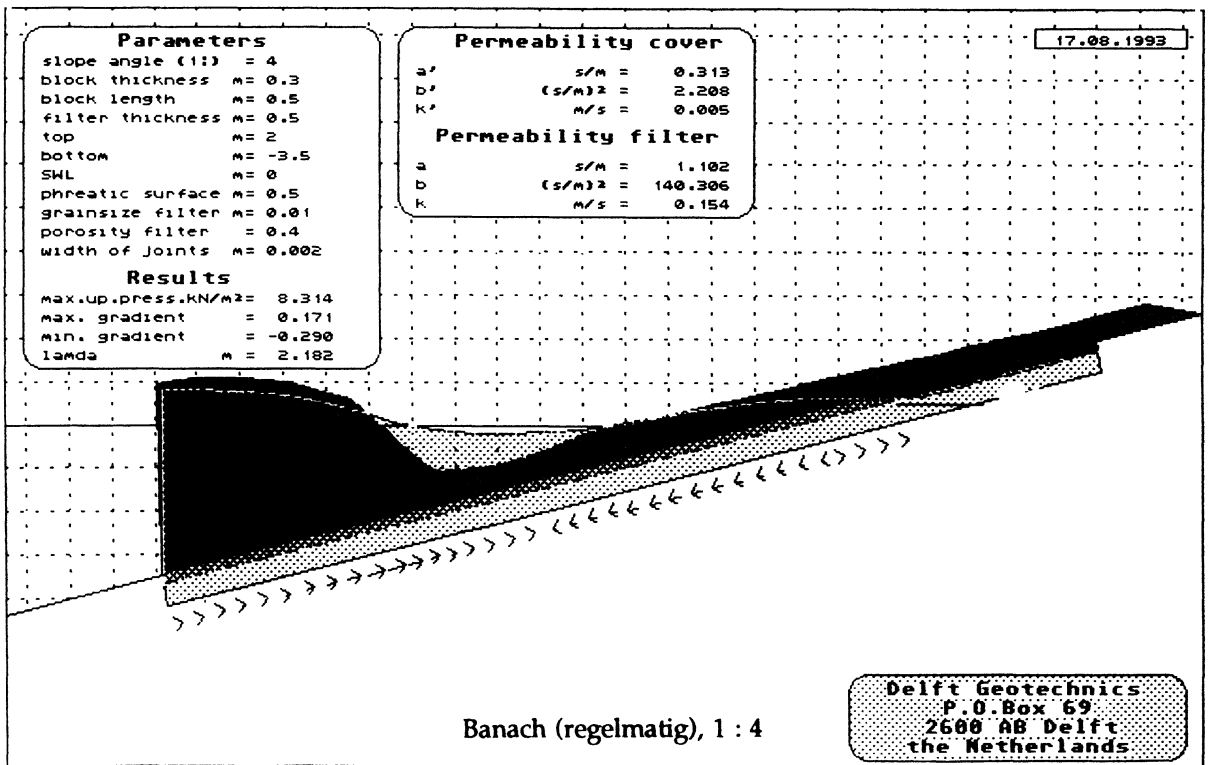
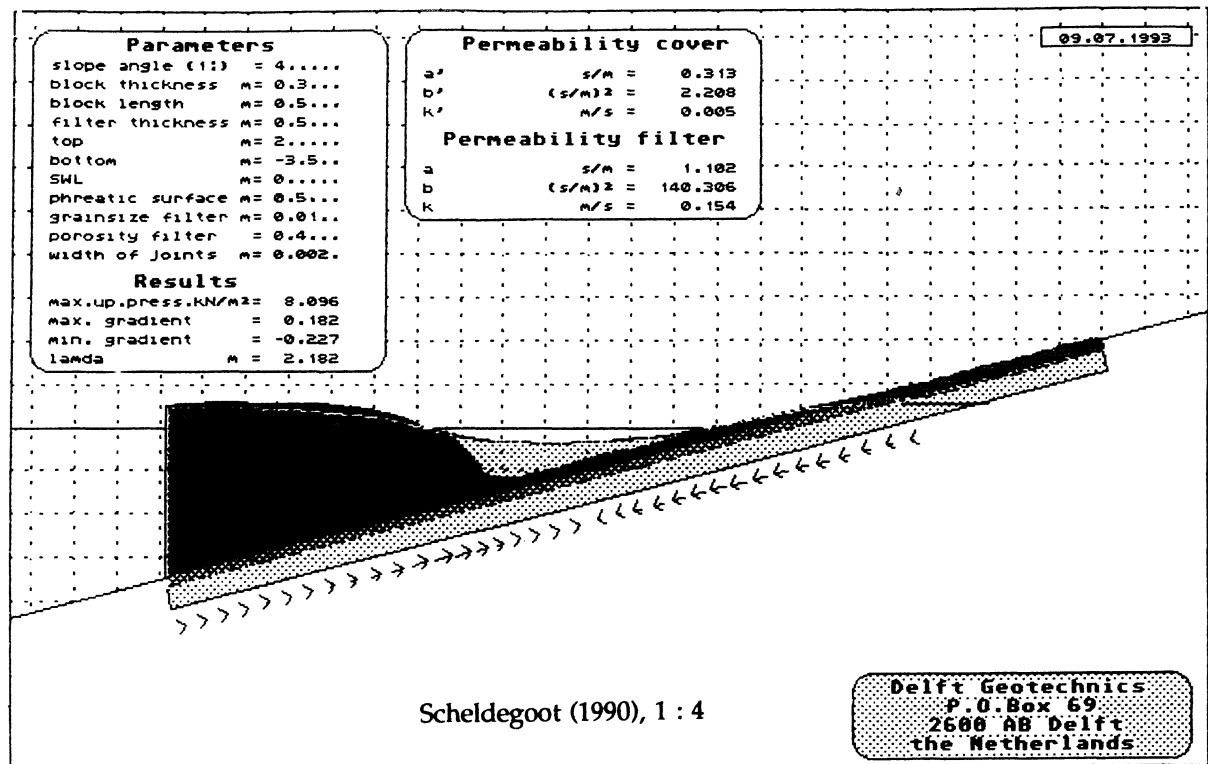
**Permeability filter**  
 a s/m = 1.102  
 b (s/m)<sup>2</sup> = 140.306  
 k m/s = 0.135



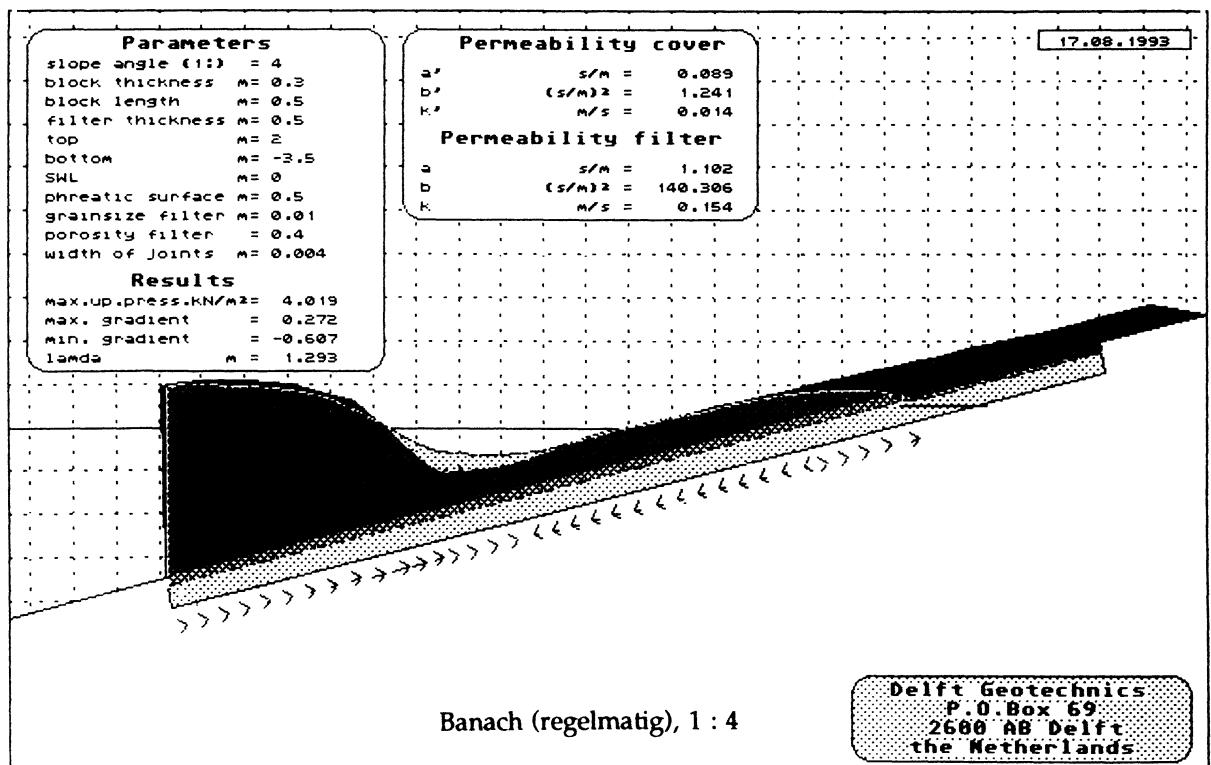
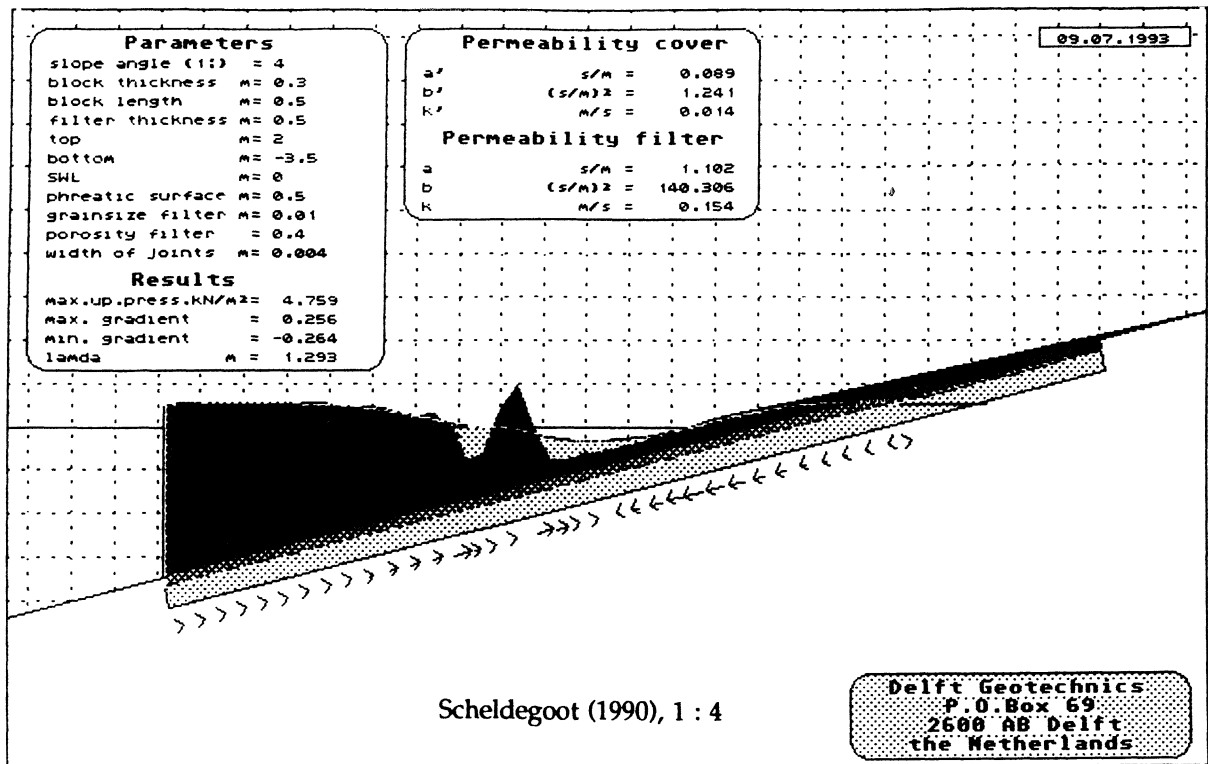
Banach (regelmatig), 1 : 3

Delft Geotechnics  
 P.O. Box 69  
 2600 AB Delft  
 the Netherlands

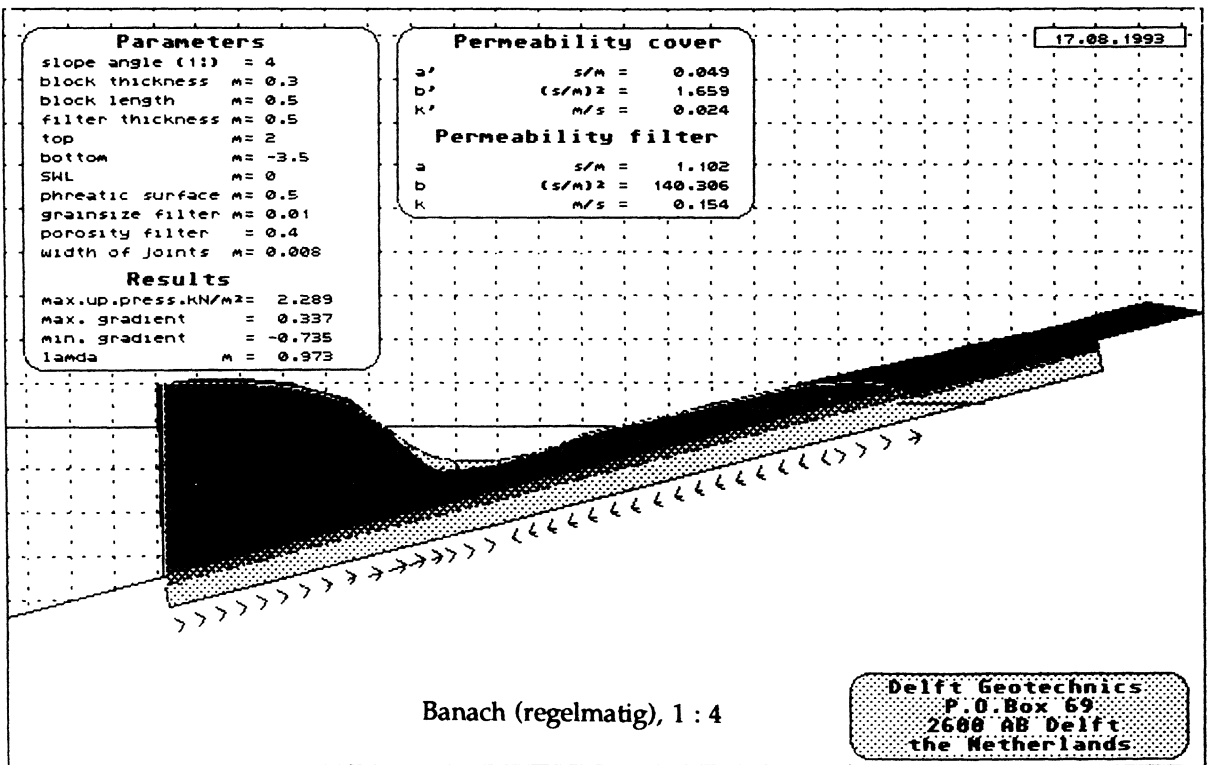
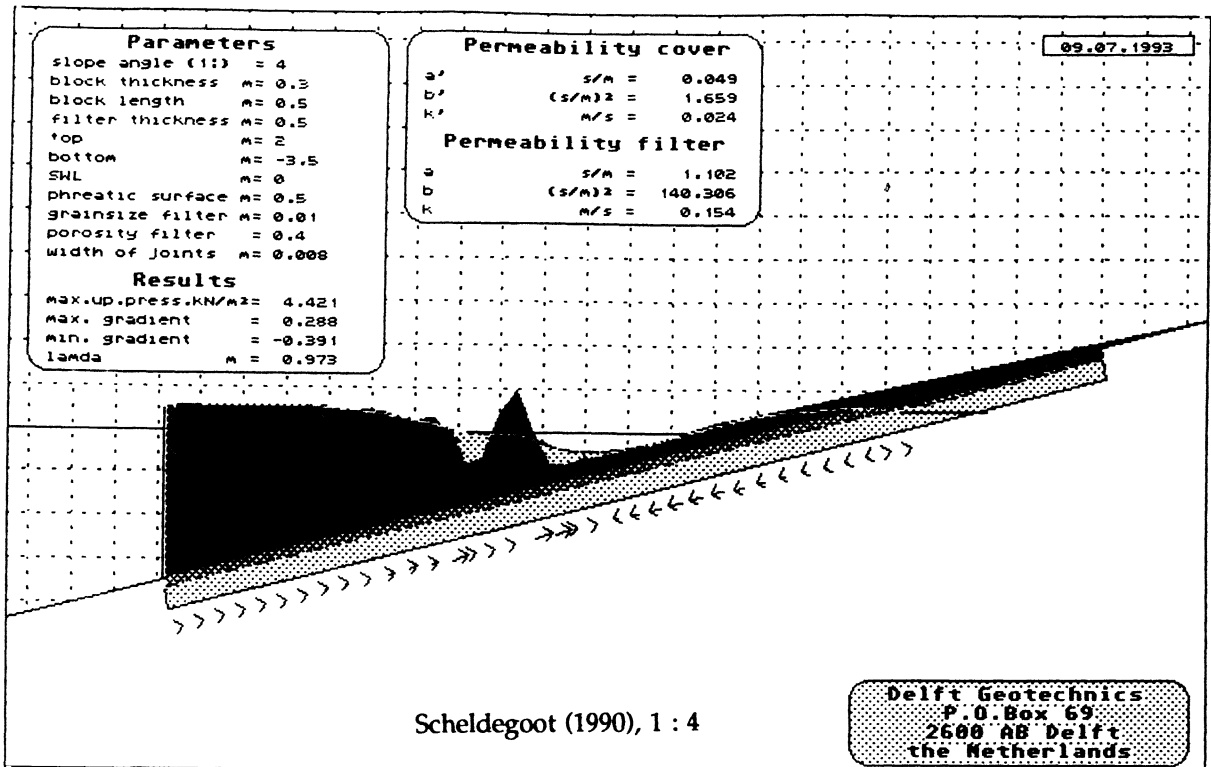
	Postbus 69, 2600 AB Delft Nederland Telefoon (015) 69 35 00	Telefax (015) 61 08 21 Telex 38234 soil nl	datum <b>aug.1993</b>	get. Std
	Vergelijk regelmatig/onregelmatig Helling 1 : 3, lambda = 0.644		CO-340660	gez.
	Onregelmatige golven		BIJL. 24	form A / 4



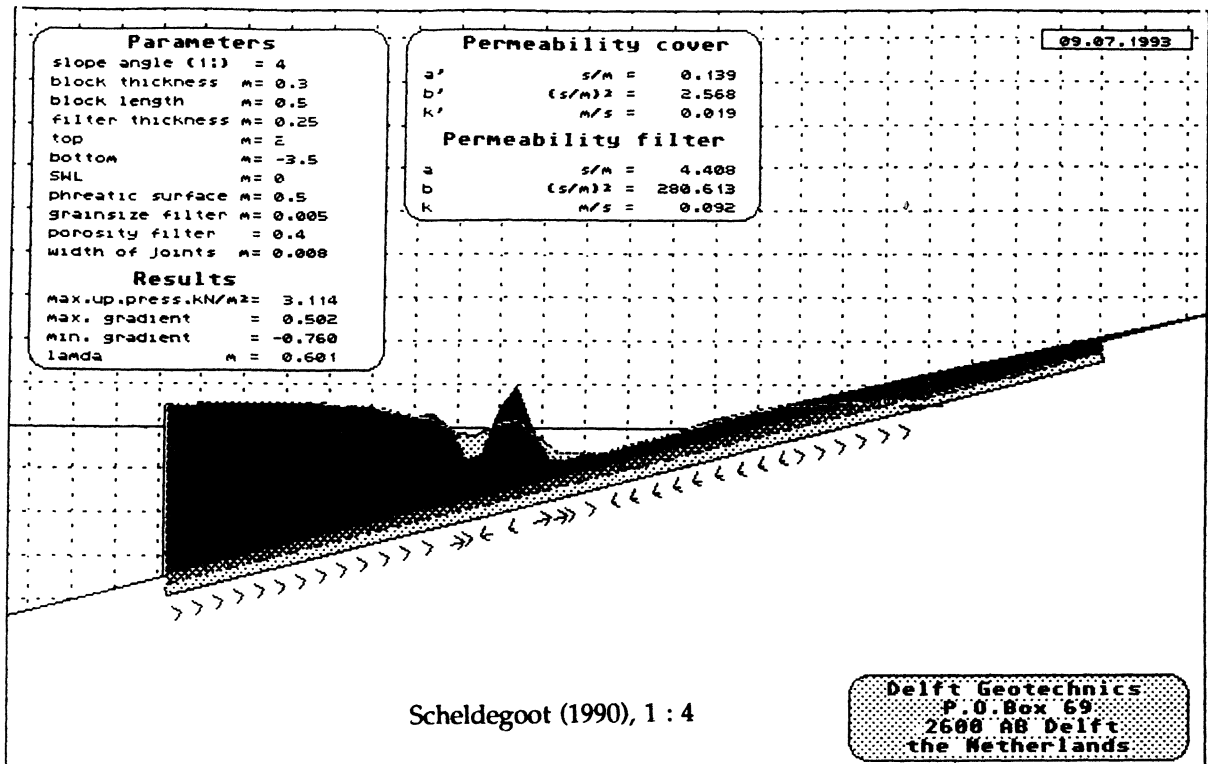
	Postbus 69, 2600 AB Delft Nederland Telefoon (015) 69 35 00	Telefax (015) 61 08 21 Telex 38234 soil nl	datum <b>aug.1993</b>	get. <b>Std</b>
	Vergelijk regelmatig/onregelmatig Helling 1 : 4, lambda = 2.182 <b>Onregelmatige golven</b>			gez. <b>CO-340660</b>
<b>BIJL. 25</b>				<b>4</b>



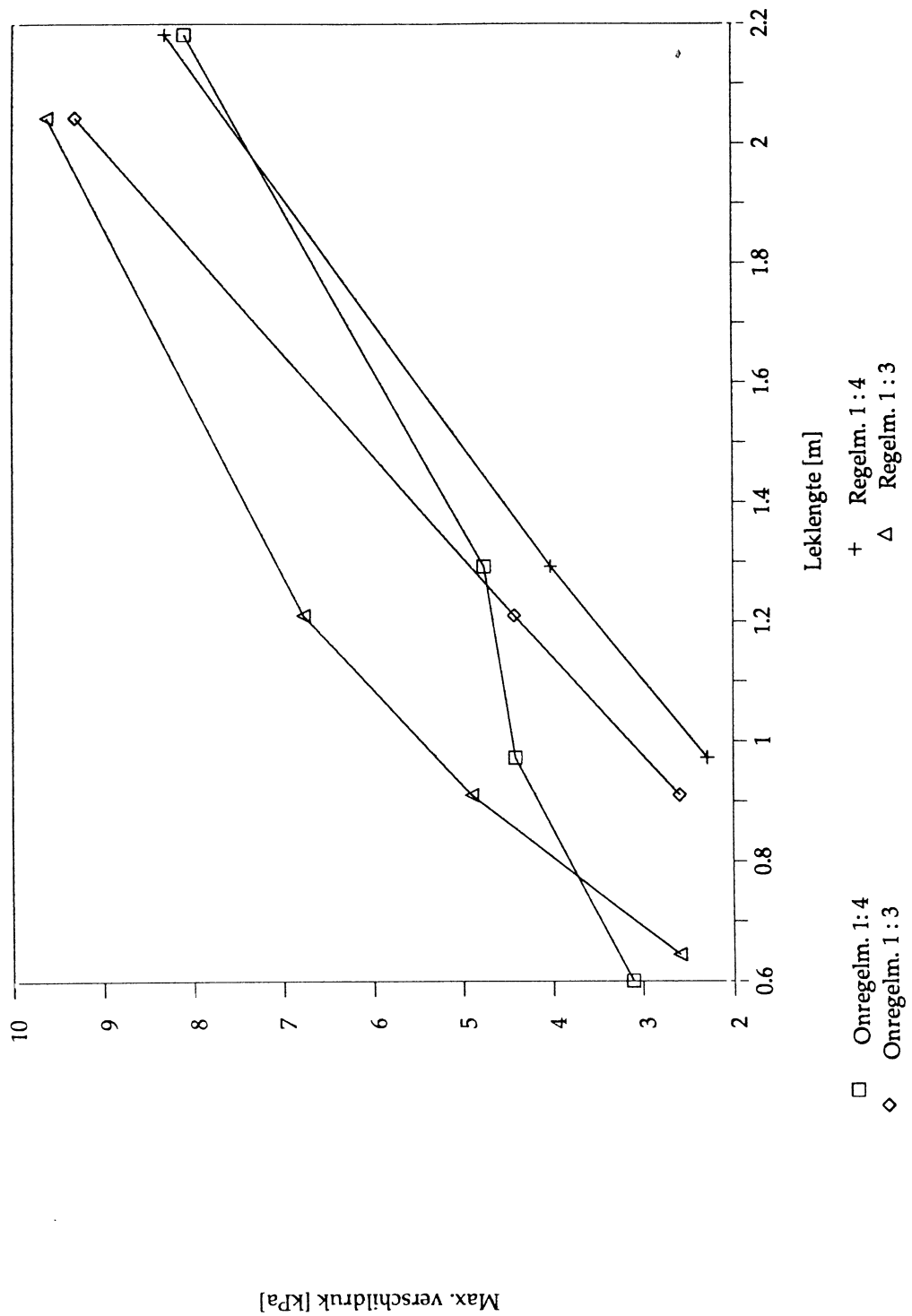




	Postbus 69, 2600 AB Delft Nederland Telefoon (015) 69 35 00	Telefax (015) 61 08 21 Telex 38234 soil nl	datum <b>aug. 1993</b>	get. <b>Std</b>
	Vergelijk regelmatig/onregelmatig Helling 1 : 4, lambda = 0.973 <b>Onregelmatige golven</b>			CO-340660
BIJL. 27				form. <b>A</b> 4



	Postbus 69, 2600 AB Delft Nederland Telefoon (015) 69 35 00	Telefax (015) 61 08 21 Telex 38234 soil nl	datum <b>aug. 1993</b>	get. <b>Std</b>
	Vergelijk regelmatig/onregelmatig Helling 1 : 4, lambda = 0.601 <b>Onregelmatige golven</b>			CO-340660
BIJL. 28				form. A / 4



**GRONDMECHANICA  
DELFT**

Postbus 69, 2600 AB Delft Nederland  
Telefoon (015) 69 35 00

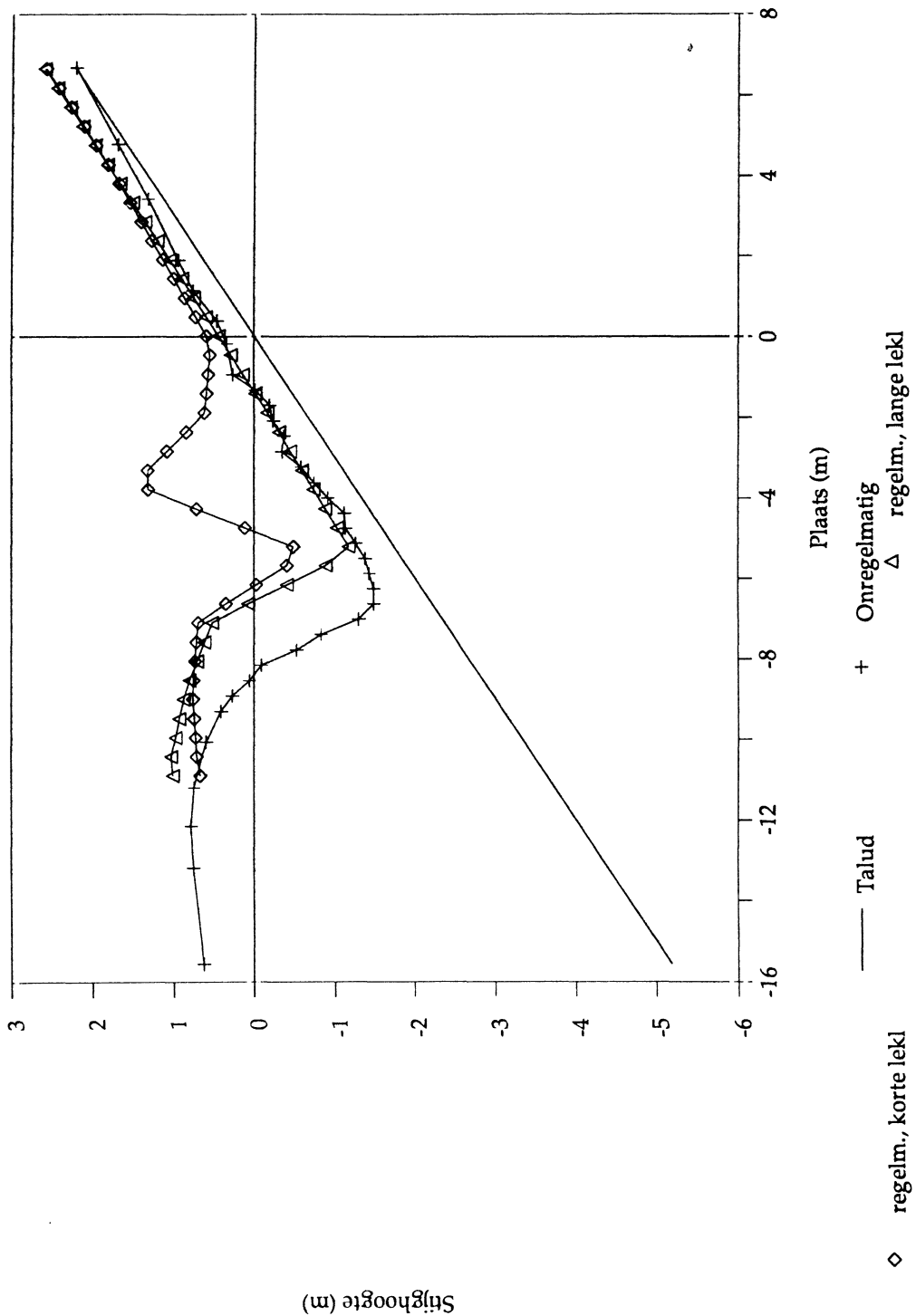
Telefax (015) 61 08 21  
Telex 38234 soil nl

Vergelijk regelmatig/onregelmatig  
Berekende verschildrukken als functie leklengte  
Onregelmatige golven

datum	get.
aug.1993	Std
CO-340660	gez.
BIJL. 29	form.
	A
	4

# Golven van P3003

Maatgevende tijdstippen



**GRONDMECHANICA  
DELFT**

Postbus 69, 2600 AB Delft Nederland  
Telefoon (015) 69 35 00

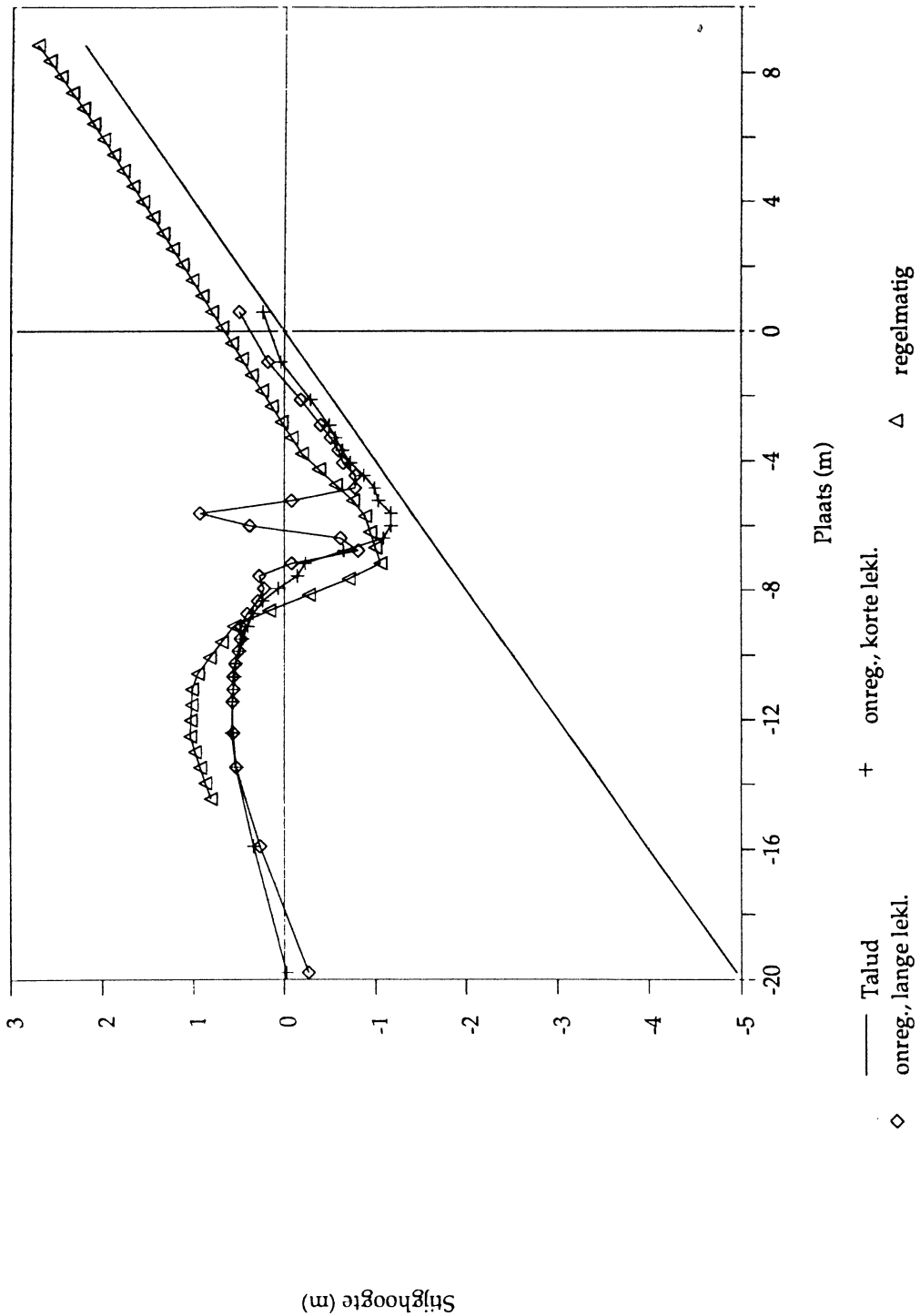
Telefax (015) 61 08 21  
Telex 38234 soil nl


datum	get.
aug. 93	Std
CO-340660	gez.
BIJL. 30	form.
	A/4

Vergelijk regelmatig/onregelmatig  
Vergelijking golfdruk op talud, 1 : 3  
Onregelmatige golven

# Golven van P4003

Maatgevende tijdstippen



 <b>GRONDMECHANICA DELFT</b> Postbus 69, 2600 AB Delft Nederland Telefoon (015) 69 35 00 Telefax (015) 61 08 21 Telex 38234 soil nl	datum	get.
	aug. 1993	Std
Vergelijk regelmatig/onregelmatig Vergelijking golfdruk op talud, 1 : 4 Onregelmatige golven	CO-340660	gez.
	BIJL. 31	form. A/4