

2e EXEMPLAAR

waterloopkundig laboratorium
delft hydraulics laboratory

aantasting van dwarsprofielen in vaarwegen

retourstroom, waterbeweging en stabiliteit

AFGEHANDELD

verslag modelonderzoek

M 1115 deel Xb

december 1986

M 1115-10b

BIBLIOTHEEK
Waterloopkundig Laboratorium
Postbus 177 - DELFT

2e EXEMPLAAR

aantasting van dwarsprofielen in vaarwegen

retourstroom, waterbeweging en stabiliteit

verslag modelonderzoek

M 1115 deel Xb

december 1986

INHOUD

	blz.
1. <u>Inleiding</u>	1
1.1 Opdracht en probleemstelling.....	1
1.2 Samenvatting en konklusies.....	2
2. <u>Modelonderzoek</u>	5
2.1 Detailmodel voor de retourstroom.....	5
2.2 Opzet modelonderzoek.....	5
3. <u>Waterbeweging</u>	8
3.1 Inleiding.....	8
3.2 Berekeningsmethoden.....	10
3.2.1 Berekeningsmethode I.....	10
3.2.2 Berekeningsmethode II.....	17
3.2.3 Berekeningsmethode III.....	24
3.3 Afwijkende snelheidsprofielen.....	25
3.4 Toetsing berekeningsmethoden aan metingen.....	27
4. <u>Stabiliteit en transport</u>	31
4.1 Inleiding.....	31
4.2 Berekeningsmethoden.....	31
4.2.1 Stabiliteitskriterium.....	31
4.2.2 Transportformule.....	39
4.3 Toetsing berekeningsmethoden aan metingen.....	47
4.4 Teenkonstrukties van taludverdedigingen.....	50
5. <u>Voorbeeld</u>	53
5.1 Inleiding.....	53
5.2 Berekening gemiddelde scheepsgeïnduceerde waterbeweging.....	53
5.3 Het stabiliteitskriterium volgens Isbash toegepast op een talud.	54
5.4 Berekening maximale schuifspanning op de kanaalbodem en het talud.....	54
5.5 Stabiliteitskriterium volgens Shields toegepast op het talud en de kanaalbodem.....	56
5.6 Berekeningsmethode II van de waterbeweging.....	57
5.7 Stabiliteit en transport.....	60

INHOUD (vervolg)

6. Aanbevelingen..... 61

LITERATUUR

TABELLEN

FIGUREN

BIJLAGEN

TABELLEN

- 1 Overzicht onderzochte toestanden
- 2 Nauwkeurigheid meetinstrumenten

FIGUREN

- 2.1 Plattegrond model
- 2.2 Plattegrond meetopstelling T 1
- 2.3 Lijnenplan van de duwboot "Superbrousse"
- 2.4 Lijnenplan Europa - II duwbak
- 2.5 Lijnenplan van de duwboot "Vulcaan I"
- 2.6 Lijnenplan van Europa - I duwbak
- 2.7 Meetopstelling T 21...T 24
- 2.8 Meetopstelling T 25...T 28
- 2.9 Meetopstelling, transportmetingen T 21...T 28
- 3.1 Schematisatie retourstroom
- 3.2 c_f volgens Schlichting voor een hydraulisch ruwe plaat
- 3.3 Gemiddeld snelheidsprofiel T 1
- 3.4 Gemiddeld snelheidsprofiel T 1
- 3.5 Ontwikkeling snelheidsprofiel in prototypeonderzoek Hartelkanaal
- 3.6 Berekening c_f , T 1, $v_s = 2,55$ m/s
- 3.7 Berekening c_f , T 1, $v_s = 2,55$ m/s
- 3.8 Berekening c_f , T 1, $v_s = 2,55$ m/s
- 3.9 Berekening c_f , T 1, $v_s = 2,85$ m/s
- 3.10 Berekening c_f , T 1, $v_s = 2,85$ m/s
- 3.11 Berekening c_f , T 1, $v_s = 2,85$ m/s
- 3.12 Berekening c_f , T 1, $v_s = 3,12$ m/s
- 3.13 Berekening c_f , T 1, $v_s = 2,10$ m/s
- 3.14 Het logaritmisch snelheidsprofiel in de grenslaag van de retourstroom
 $v_s = 2,85$ m/s
- 3.15 Het logaritmisch snelheidsprofiel in de grenslaag van de retourstroom
 $v_s = 2,55$ en $3,12$ m/s
- 3.16 Het logaritmisch snelheidsprofiel in de grenslaag van de retourstroom
 $v_s = 2,51$ m/s
- 3.17 Het logaritmisch snelheidsprofiel in een stationaire stroming,
bepaling z_0
- 3.18 Gemeten grenslaagdikten en verplaatsingsdikten T1
- 3.19 Grenslaagdikte en verplaatsingsdikte, T1, $v_s = 2,55$ m/s
- 3.20 Grenslaagdikte en verplaatsingsdikte, T1, $v_s = 2,85$ m/s
- 3.21 Grenslaagdikte en verplaatsingsdikte, T1, $v_s = 3,12$ m/s

FIGUREN (vervolg)

- 4.1 Indeling van een trapeziumvormig kanaaldwarsprofiel bij de toepassing van een stabiliteitskriterium
- 4.2 Hoek van natuurlijk talud volgens Simons
- 4.3 Begin van beweging, ψ en ϕ als functie van Re_*
- 4.4 Schematisatie transport op een talud
- 4.5 Berekende schuifspanning en gemeten transport T21-2...T21-5
- 4.6 Berekende schuifspanning en gemeten transport T21-6
- 4.7 Berekende schuifspanning en gemeten transport T23
- 4.8 Voorbeelden gemeten retourstroomsnelheden
- 4.9 Typen teenkonstrukties

SYMBOLLEN

A_C	oppervlak van het natte kanaaldwarsprofiel	m^2
A_M	oppervlak van het ondergedompelde deel van het grootspant van het schip	m^2
a	afstand van de boeg tot het eerste grootspant, steendiameter, tesamen met b en c drie steendiameters gemeten langs drie onderling loodrecht op elkaar staande assen, waarbij a de grootste diameter is	m
B_S	breedte van het schip	m
b	steendiameter, tesamen met a en c drie steendiameters gemeten langs drie onderling loodrecht op elkaar staande assen	m
b_b	breedte van het kanaal op de bodem	m
b_t	breedte teenkonstruktie	m
b_w	breedte van het kanaal op de waterspiegel	m
C	coëfficiënt van Chézy	$m^{0.5} s^{-1}$
C_k	coëfficiënt van Chézy betrokken op korrels	$m^{0.5} s^{-1}$
C_t	coëfficiënt van Chézy betrokken op totale stroming	$m^{0.5} s^{-1}$
c	steendiameter, tesamen met a en b drie steendiameters gemeten langs drie onderling loodrecht op elkaar staande assen, waarbij c de kleinste diameter	m
$c_1 \dots c_9$	coëfficiënten	-
c_f	schuifspanningscoëfficiënt	-
c_k	coëfficiënt voor de taludinvloed	-
c_v	vormfaktor van stenen	-
c_{v2}	vormfaktor van stenen	-
D	korreldiameter	m
D_{50}, D_{90}	korreldiameter waarbij 50% respektievelijk 90% van de korrels een kleinere zeefdiameter heeft	m
D_n	nominale korreldiameter	m
D_r	representatieve korreldiameter	m
d_o	maximum amplitude orbitaalbeweging	m
G	gewicht van een steen	kg
g	versnelling zwaartekracht	ms^{-2}
H	maximum golfhoogte	m
H_{ij}	vormfaktor $H_{12} = \delta_1 / \delta_2$, $H_{23} = \delta_2 / \delta_3$	-
h	waterdiepte	m

SYMBOLLEN (vervolg)

k_1	konstante	-
k_s	equivalente korrelruwheid	m
L_s	lengte schip op de waterlijn	m
l	looplengte waterdeeltje	m
m	taludhelling 1:m	-
p	percentage	-
q_s	transportintensiteit	$m^3 m^{-1} s^{-1}$
r	straal van een pijp	m
Re_*	Reynoldsgetal betrokken op D , u_* en v	-
Re_l	Reynoldsgetal betrokken op u_r , l en v	-
Re_{1s}	Reynoldsgetal betrokken op $v_s + u_r$, x en v	-
T	diepgang schip, golfperiode van de frontgolf	m, s
U	stroomsnelheid buiten de grenslaag	ms^{-1}
u_{cr}	kritieke stroomsnelheid	ms^{-1}
u_r	retourstroomsnelheid	ms^{-1}
u	stroomsnelheid, stroomsnelheid in de grenslaag	ms^{-1}
u_{rv}	retourstroomsnelheid in frontgolf	ms^{-1}
u_*	schuifspanningsnelheid	ms^{-1}
v_s	vaarsnelheid	ms^{-1}
v_g	grenssnelheid volgens Schijf	ms^{-1}
x	afstand	m
y	afstand loodrecht op de kanaalas, excentriciteit van schip in het kanaal	m
z_0	hoogte vanaf de bodem waarop $u(z) = 0$	m
α	taludhelling	°
γ	hoek	°
Δ	relatieve dichtheid	-
ρ	dichtheid water	$kg\ m^{-3}$
ρ_s	dichtheid korrel	$kg\ m^{-3}$
δ	grenslaagdikte	m
δ_1	verdringingsdikte	m
δ_2	impulsverliesdikte	m
δ_3	energieverliesdikte	m
ϵ_i	exposure correctie coëfficiënt	-
κ	konstante van von Karman	-

SYMBOLLEN (vervolg)

μ	ribbelfactor	-
ν	kinematische viscositeit	$m^2 s^{-2}$
π	konstante, 3,14	-
τ	schuifspanning	$N m^{-2}$
ϕ	transportparameter	-
ϕ_t	transportparameter voor het totaal transport op een talud	-
ϕ_y	transportparameter voor transport loodrecht op de kanaalas	-
ψ	schuifspanningsparameter	-
σ_g	geometrische standaardafwijking	m
ω	hoekfrequentie	s^{-1}
Δh	waterspiegeldaling	m

indexen:

b	bodem
t	talud
s	schip
^	extreem
-	gemiddelde

AANTASTING VAN DWARSPROFIELEN IN VAARWEGEN
Retourstroom, waterbeweging en stabiliteit

1. Inleiding

1.1 Opdracht en probleemstelling

In de bestaande berekeningsmethoden van de stabiliteit van oever- en bodemverdedigingen ontbreekt een voldoende kennis van de waterbeweging door scheepvaart en de eroderende werking van die waterbeweging. Mede in verband met deze gekonstateerde leemte in de kennis werd in 1972 door de Waterloopkundige Afdeling van de Deltadienst van Rijkswaterstaat, besloten het Waterloopkundig Laboratorium een systematisch onderzoek naar de aantasting van dwarsprofielen in vaarwegen op te dragen. Sinds enkele jaren wordt het onderzoek begeleid door de Dienst Verkeerskunde en de Dienst Weg- en Waterbouwkunde van Rijkswaterstaat.

Voor de motivering van de opdracht tot het systematisch onderzoek wordt verwezen naar verslag M 1115, deel I [37]. In dat verslag is tevens het onderzoek naar de oeververdediging in de Schelde-Rijnverbinding beschreven. De opdracht tot het uitvoeren van een systematisch onderzoek is nader uitgewerkt tijdens een bespreking op 13 juli 1972 in het Laboratorium De Voorst, naar aanleiding van een door het Waterloopkundig Laboratorium op 14 februari 1972 toegezonden programma. Dat programma is sindsdien regelmatig in overleg met de opdrachtgever bijgesteld.

In dat programma zijn enkele detailonderzoeken opgenomen naar onderdelen van de waterbeweging die door binnenvaartschepen wordt opgewekt. Eén van deze detailonderzoeken betreft het onderzoek naar de erosie door de retourstroom. Een eerste verkennend fysisch modelonderzoek is reeds in 1978 uitgevoerd. Dat onderzoek omvatte tevens een vooronderzoek naar de stabiliteit en het transport van loskorrelig materiaal in een uniforme stroming, zie deelvorslag X bl [43].

Een van de konklusies was dat onzekerheden bestonden ten aanzien van de verkregen resultaten als gevolg van schaaleffekten in het gemeten transport van het bodemmateriaal.

Daarom is in aansluiting op het haalgolfonderzoek in 1981 een modelonderzoek naar de retourstroom uitgevoerd. De lengteschaal bedroeg in dat onderzoek 1:10,5 en in het verkennend modelonderzoek 1:25.

In het onderhavige verslag worden enkele praktische berekeningsmethoden voor de dimensionering van oeververdedigingen die uit loskorrelig materiaal bestaan en die door de retourstroom worden belast, getoetst aan de resultaten van de beide modelonderzoeken.

Het verkennende deelonderzoek is opgezet en uitgevoerd door ir. E.J. van de Kaa, die toen een medewerker van het laboratorium was. De verslaggeving en verwerking van de resultaten is door ir. M. van der Wal uitgevoerd. Het tweede modelonderzoek is onder leiding van ir. M. van der Wal uitgevoerd, die tevens het voorliggende verslag heeft samengesteld.

1.2 Samenvatting en konklusies

In het detailonderzoek naar de retourstroom is een berekeningsmethode ontwikkeld waarmee in diverse situaties de belasting van het kanaaldwarsprofiel door de retourstroom kan worden berekend. Deze methode is op een trapeziumvormig kanaaldwarsprofiel met verdedigde taluds en een onverdedigde, horizontale bodem toegepast. Dit type kanaaldwarsprofiel is in veel vaarwegen toegepast. De retourstroom is in het algemeen de maatgevende belasting voor het onderste deel van de taludverdediging. In bijzondere situaties kunnen ook andere onderdelen van de scheepsgeïnduceerde waterbeweging maatgevend zijn voor de ontwerpbelasting van het onderste deel van een taludverdediging. In de buitenbocht van een kanaal kan bijvoorbeeld de schroefstraal maatgevend zijn voor deze ontwerpbelasting.

Met behulp van de genoemde berekeningsmethode kan het onderste deel van de taludverdediging worden ontworpen. Op het hoger gelegen deel van de taludverdediging, globaal boven de waterspiegeldaling, wordt de maatgevende belasting door de haalgolf en/of de sekundaire scheepsgolven veroorzaakt.

Het detailonderzoek naar de retourstroom bestaat uit twee fysische modelonderzoeken: een verkennend onderzoek en een aanvulling op het fysisch modelonderzoek naar de haalgolf. Aan de meetresultaten van deze onderzoeken zijn onderdelen van deze berekeningsmethode getoetst. In de berekeningsmethode kunnen de volgende onderdelen worden onderscheiden.

A Waterbeweging

Uit enkele prototypemetingen en modelmetingen blijkt dat de maximum retourstroomsnelheid van ongeladen schepen iets groter of gelijk is aan de maximum retourstroomsnelheid van geladen schepen, mede omdat ongeladen schepen sneller varen dan geladen schepen. Daarom zijn zowel voor geladen als voor ongeladen schepen berekeningsmethoden ontwikkeld.

Methode I gelijkmatig afgeladen schip

Met een ééndimensionale methode worden de gemiddelde waterspiegeldaling $\overline{\Delta h}$ en de gemiddelde retourstroomsnelheid \overline{u}_r berekend. In de frontgolf wordt de maximum schuifspanning, $\hat{\tau}$, door toepassing van een analogie met oscillerende golven berekend. Het verloop van de schuifspanning na de frontgolf wordt door toepassing van een analogie met een uniforme stroming langs een plaat berekend.

Methode II ongeladen schip of een ongelijkmatig afgeladen schip

Met een ééndimensionale methode worden Δh en u_r berekend. Van de verschillende grenslagen worden de verdringingsdikten en de energieverliesdikten als functie van x bepaald. Aangenomen is dat het oppervlak van het ondergedompelde deel van de spanten $A_M(x)$ gegeven is. Vervolgens kunnen met een energiemethode $\Delta h(x)$ en $u_r(x)$ worden berekend. Eventueel kan bij $u_r(x)$ de orbitaalsnelheid onder de sekundaire scheepsgolven worden opgeteld. Opgemerkt wordt dat bij deze categorie schepen de frontgolf vaak ontbreekt of van ondergeschikt belang is.

Door in de berekende grenslagen een logaritmisch snelheidsprofiel te veronderstellen kan het verloop van de schuifspanning naast het schip worden bepaald.

Methode III bijzondere gevallen, bijvoorbeeld de retourstroom onder het schip

De berekeningsmethoden I en II voldoen niet in de retourstroom onder een schip, dat een geringe kielspeling heeft en een excentrische koers in het kanaal vaart. De schuifspanningen, die in zo'n situatie op de bodem worden uitgeoefend, kunnen in principe met een minder eenvoudige berekeningsmethode worden berekend. De methode Truckenbrodt (zie bijlage 2) is als voorbeeld genoemd. De toepassing van deze methode is niet in het onderhavige verslag beschreven.

In het M 1115 onderzoek is een deelstudie uitgevoerd naar de toepasbaarheid van tweedimensionale mathematische modellen ter berekening van de scheepsgeïnduceerde waterbeweging buiten de grenslagen. De met deze modellen berekende retourstroomsnelheden kunnen als invoer dienen om met de methoden I, II of III de waterbeweging in de grenslagen te berekenen.

B Stabiliteit en transport

Bij de behandeling van de stabiliteit van een taludverdediging en het transport van loskorrelig materiaal is uitgegaan van een trapeziumvormig kanaal-dwarsprofiel, waarvan de taluds tot de teen zijn verdedigd en de horizontale bodem onverdedigd is.

Van een met grind of stortsteen verdedigd talud kan de kritieke retourstroomsnelheid met het stabiliteitskriterium volgens Isbash worden bepaald. Op basis van model- en prototypeonderzoek wordt $k_1 \approx 1,4$ aanbevolen. Uit deze onderzoeken blijkt dat k_1 kan variëren tussen 1,2 en 1,6. De invloed van de taludhelling op dat stabiliteitskriterium wordt met de formule van Lane berekend. Vervolgens is de invloed van de gradering en de vorm van de stenen op dat stabiliteitskriterium behandeld. Aan de konstruktieve vormgeving van de beëindiging van de taludverdediging nabij de teen van het talud is enige aandacht besteed.

De stabiliteit van het zand dat in een onverdedigde kanaalbodem door de retourstroom wordt belast, kan met het stabiliteitskriterium volgens Shields worden bepaald. Dat kriterium is afhankelijk van de waarde van Re_* . Vervolgens is enige aandacht besteed aan de invloed van de gradering van het zand en de vorm van de korrels op dat kriterium. Niettegenstaande dat veel kanaalbodems uit cohesief materiaal bestaan, is de stabiliteit van cohesief materiaal niet in het onderhavige verslag beschreven.

Het transport van dat zand in een kanaalbodem kan bij kleine transportintensiteiten met de gemodificeerde transportformule van Paintal worden berekend. Deze formule sluit bij grotere transportintensiteiten aan bij de traditionele transportformules. De invloed van de taludhelling, de gradering van het materiaal en de ruwheid van het oppervlak op deze transportformule zijn behandeld. Opgemerkt wordt dat deze transportformule ook op een met grind verdedigd talud kan worden toegepast.

Tenslotte is de beschreven berekeningsmethode in een voorbeeld van een Rijn-Hernekanaalschip in een klasse IV vaarweg toegepast.

2. Modelonderzoek

2.1 Detailmodel voor de retourstroom

De hoofdlijnen van het onderzoek naar de aantasting van dwarsprofielen in vaarwegen is in de verslagen M 1115 deel II [38] en deel III [39] beschreven. De retourstroom is een onderdeel van de waterbeweging, die door een varend schip wordt opgewekt. De berekening van deze waterbeweging is in het verslag M 1115 deel V-A [41] en voor een gedeelte in het verslag M 1115 deel IV [40] behandeld. Uitgangspunt van het detailmodel voor de retourstroom is dat met een tweedimensionaal waterbewegingsmodel de over de hoogte gemiddelde retourstroomsnelheid $\bar{u}_r(x,y)$ of met een ééndimensionaal waterbewegingsmodel \bar{u}_r kan worden berekend. Hierin is x de afstand langs een as evenwijdig aan de kanaalas en y de afstand loodrecht op de kanaalas, en beide in het vlak van de kanaalbodembodem. In het detailmodel kunnen de volgende stappen worden onderscheiden:

- vanuit een over de hoogte gemiddelde stroomsnelheid die berekend of gemeten is, wordt een vertikaal snelheidsprofiel berekend. Met dit snelheidsprofiel kan onder bepaalde aannamen de op de bodem uitgeoefende schuifspanning worden bepaald.
- Met een transportformule, waarin deze schuifspanning wordt gesubstitueerd, wordt het materiaaltransport berekend. Met een stabiliteitskriterium kan worden bepaald of er materiaaltransport verwacht moet worden. Hierbij worden alleen kanaalbodems beschouwd die uit loskorrelig materiaal bestaan. Als tijdens de passage van een schip op elke plaats in de vaarweg het lokaal optredende transport bekend is, dan kan de na een vaart resulterende erosie en sedimentatie in de vaarweg worden bepaald.

Het detailmodel voor de retourstroom is aan de hand van de resultaten van fysisch modelonderzoek ontwikkeld en met gegevens uit de literatuur aangevuld.

2.2 Opzet modelonderzoek

Het modelonderzoek naar de retourstroom is uitgevoerd in een modelfaciliteit die in het verslag M 1115 deel I [37] is beschreven. Een plattegrond van deze modelfaciliteit en de meetopstelling in T1, zijn in de figuren 2.1 respectievelijk 2.2 weergegeven.

In de verschillende onderzochte toestanden zijn het schip, de meetopstelling en het kanaaldwarsprofiel gevarieerd, zie tabel 1. De taludhelling is in al deze toestanden konstant gehouden, namelijk 1:4.

Het onderzoek is uitgevoerd met een duweenheid die uit de duwboot Superbrousse met Europa II duwbakken op schaal 1:25 is samengesteld. De toestanden T21/T28 met een duweenheid die uit de duwboot Vulkaan I en Europa I duwbakken is samengesteld, zijn een aanvulling op het haalgolfonderzoek, zie verslag M 1115 deel X C [44], dat op een schaal 1:10,5 is uitgevoerd. De afmetingen van de gebruikte duweenheden zijn uit de figuren 2.3...2.6 af te lezen.

De proeven T1 zijn een verkennend onderzoek waarvan het voornaamste doel is de analogie met een uniforme stroming over een vlakke plaat te toetsen. Eén van de andere doelen van die proeven is het ontwikkelen van een meetopstelling om het transport van bodemmateriaal te kunnen meten. Vervolgens zijn de proeven T21/T28 uitgevoerd met het doel: - het inzicht in de plaats waar de extreme retourstromsnelheden in het kanaaldwarsprofiel optreden, te vergroten, - aanvullende transportmetingen met een gewijzigde meetopstelling te verrichten, - speciale aandacht te besteden aan de retourstroom onder het schip en - de invloed van schaaleffekten in het materiaaltransport te onderzoeken.

Voor het meten van de waterbeweging zijn golfhoogtemeters, micromolens, stroomrichtingsmeters en drukopnemers gebruikt. In T1 zijn echter alleen twee golfhoogtemeters en twee micromolens opgesteld, zie figuur 2.2. Met een aanzienlijk groter aantal meetinstrumenten is in T21/T28 de waterbeweging geregistreerd, zie figuren 2.7 en 2.8. Dat was mogelijk omdat enige tijd voor de proeven T21/T28 het meetsysteem van de modelfaciliteit vernieuwd en uitgebreid is.

De nauwkeurigheid, waarmee de verschillende typen meetinstrumenten de signalen hebben geregistreerd, is in tabel 2 vermeld.

De transporten van loskorrelig materiaal zijn op de volgende wijze geregistreerd. In T1 is het transport van een bedje met geperfd bakeliet met een high speed camera gefilmd, zie voor de plaats van het bedje figuur 2.2.

Uit de zeefkromme van het vrijwel uniforme bakeliet blijkt $D_{50} = 2,15 \cdot 10^{-3}$ m (model), ofwel $D_{50} = 0,054$ m (prototype). Opgemerkt wordt dat het bedje met bakeliet een beperkte diepte van 0,125 m (prototype) heeft, dus 2 à 3 D_{50} , waardoor de transportmetingen beïnvloed kunnen zijn. In T21/T28 is het transport op een andere wijze dan in T1 gemeten en geanalyseerd. In deze proeven is het transport van uniform grind met $D_{50} = 0,0045$ m (model), ofwel $D_{50} = 0,045$ m (prototype) aan de hand van foto's bepaald. Op de betonnen vloer van

het model is in de meetsectie een laag ongeverfd losgestort grind aangebracht. In deze laag is het gebied met drie stroken gekleurd grind gefotografeerd, zie figuur 2.9. Ter controle van de meetopstelling zijn enkele proeven met een uniforme stroming uitgevoerd. Uit deze controle blijkt dat de uit de gemeten transporten berekende schuifspanningen goed aansluiten bij de uit het logaritmische snelheidsprofiel berekende schuifspanningen. Hieruit kan worden gekonkludeerd dat met deze meetopstelling de transporten voldoende nauwkeurig kunnen worden bepaald.

Opgemerkt wordt dat het zeven van een uniform materiaal in het modelonderzoek afwijkt van het wegen van steensorteringen in het prototype. Op grond van een praktische overweging is tot deze afwijking besloten: in het model is het wegen van de kleine steentjes te onnauwkeurig en te tijdrovend. Het voordeel van het uniforme modelmateriaal is dat de grens tussen stabiliteit en begin van bewegen nauwkeurig kan worden bepaald. Het verband tussen de kenmerkende diameter van gezeefd materiaal, D_{50} , en de kenmerkende diameter van een gewogen steensortering, D_n , wordt in hoofdstuk 4 behandeld.

3. Waterbeweging

3.1 Inleiding

In dit hoofdstuk over de waterbeweging door de retourstroom worden na de beschrijving van verschillende berekeningsmethoden en van enkele bijzonderheden in de retourstroom, onderdelen van deze berekeningsmethoden aan de metingen in de beide modelonderzoeken getoetst.

De drie berekeningsmethoden, die beschreven worden, kunnen als volgt gekarakteriseerd worden:

Methode en toepassingsgebied	berekende parameters	
	buiten de grenslagen	in de grenslagen
I gelijkmatig geladen schepen, retourstroom naast het schip, drukgradiënt = 0	gemiddelde retourstroomsnelheid \bar{u}_r , gemiddelde waterspiegeldaling Δh	schuifspanningscoëfficiënt
II ongeladen schepen of ongelijkmatig geladen schepen, retourstroom naast schip, drukgradiënt = 0	retourstroomsnelheid $u_r(x)$ en waterspiegeldaling $\Delta h(x)$.	grenslaagdikte verdringingsdikte schuifspanningsnelheid
III bijzonderen gevallen retourstroom onder schip, drukgradiënt $\neq 0$	- ($u_r(x)$ en $\Delta h(x)$ zijn gegeven randvoorwaarden).	vormparameter energieverliesdikte impulsverliesdikte verdringingsdikte schuifspanning

Tabel 3.I Kenmerken berekeningsmethoden.

De berekeningsmethoden zijn in opeenvolgende moeilijkheidsgraad genummerd, en in deze volgorde is de schematisatie van de waterbeweging steeds meer verfijnd. Bij de behandeling van deze methoden is uitgegaan van een recht vaarwegvak waarin het vaarwegdwarsprofiel niet verandert en waarin geen debiet wordt afgevoerd. De combinatie van een debietafvoer en de scheepsgeïnduceerde waterbeweging is in het verslag M 1115 deel I [37] onderzocht. Voorts is het vaarwegdwarsprofiel ten opzichte van het schip in breedte en diepte beperkt, zodat de situatie van een onbeperkt brede vaarweg met een beperkte waterdiepte ten opzichte van de diepgang van het schip buiten beschouwing blijft.

In een trapeziumvormig kanaaldwarsprofiel is de retourstroom voor het onderste deel van de oeververdediging de maatgevende belasting. In bijzondere omstandigheden zoals bijvoorbeeld nabij kunstwerken waar schepen regelmatig manoeuvreren, kan de schroefstraal in plaats van de retourstroom, de maatgevende belasting vormen. Van dat onderste deel kunnen een hoogst gelegen deel en een diepst gelegen deel worden onderscheiden.

Voor het diepst gelegen deel is de retourstroom door geladen schepen, berekeningsmethode I, maatgevend. Voor het hoger gelegen deel is de retourstroom door ongeladen of gedeeltelijk geladen schepen, berekeningsmethode II, een maatgevende belasting, onder andere omdat deze schepen in de maatgevende verkeerssituaties dichter langs de oever varen dan geladen schepen. Een indicatie voor de geldigheid van dit onderscheid tussen de retourstroom door geladen schepen en de retourstroom door ongeladen schepen zijn de meetresultaten in tabel II. Deze metingen zijn in 1985 door de Dienst Verkeerskunde in de Zuid-Willemsvaart verricht. Uit deze tabel blijkt dat als de schepen in het midden van de vaarweg varen de maximum retourstroomsnelheid van geladen schepen ongeveer gelijk is aan de maximum retourstroomsnelheid van ongeladen schepen. Dit resultaat stemt overeen met de meetresultaten van de systematische meetserie van het M 1115 onderzoek, zie M 1115 deel IV [40]. Indien in de maatgevende verkeerssituatie ongeladen schepen dichter langs de oever varen dan geladen schepen, dan kan voor de oeververdediging de maximum retourstroomsnelheid van ongeladen schepen net zo belangrijk of zelfs belangrijker zijn dan de maximum retourstroomsnelheid van geladen schepen. Opgemerkt wordt dat dit onderscheid tussen de retourstroom door geladen schepen en de retourstroom door ongeladen of gedeeltelijk geladen schepen in het onderhavige modelonderzoek niet nader is onderzocht.

naam schip	maximum retourstroomsnelheid	
	geladen m/s	ongeladen m/s
Rosis	0,94	0,84
Peter-Myra	0,72	0,81
Novalis	0,66	0,72

Tabel 3.II In de Zuid-Willemsvaart gemeten maximum retourstroomsnelheden bij geladen en ongeladen schepen

3.2 Berekeningsmethoden

3.2.1 Berekeningsmethode I

Met een ééndimensionale berekeningsmethode van de waterbeweging van een geladen schip kunnen de gemiddelde retourstroomsnelheid \bar{u}_r en de gemiddelde waterspiegeldaling $\bar{\Delta}h$ worden berekend. Verschillende ééndimensionale berekeningsmethoden zijn aan meetresultaten getoetst en zijn in voorgaande verslagen van het M 1115 onderzoek [40,41] onderling vergeleken.

Afhankelijk van de situatie worden de methoden volgens Schijf/Thiele of volgens Bouwmeester aanbevolen. Hierbij wordt opgemerkt dat de methode volgens Sharp en Fenton een bijzonder geval is van de methode volgens Bouwmeester. Voorts wordt opgemerkt dat de methode volgens Balanin en Bykov [2] in zijn eenvoudigste vorm een directe oplossing is van de derde graadsvergelijking, die volgt uit de energiemethode Schijf/Thiele; dit is in bijlage I toegelicht. Uit een toetsing van deze berekeningsmethoden aan metingen blijkt dat beide methoden volgens verwachting tot dezelfde resultaten leiden. De schematisatie van de retourstroom van een gelijklastig geladen schip in een ééndimensionale berekeningsmethode is in figuur 3.1 weergegeven. In deze figuur is ook het assenstelsel gedefiniëerd.

De schuifspanning τ_b , die in de retourstroom op de bodem en het talud van de vaarweg wordt uitgeoefend, kan worden berekend door gebruik te maken van de analogie met een vlakke plaat die evenwijdig aan een uniforme turbulente stroming staat opgesteld, zie figuur 3.1. Hierbij moet een onderscheid gemaakt worden tussen een hydraulisch ruwe en een hydraulisch gladde plaat, zie Schlichting [30] en White [52]:

$$Re_* < 4 \text{ à } 5 \quad \text{hydraulisch glad}$$

$$4 \text{ à } 5 < Re_* < 55 \text{ à } 70 \quad \text{overgangsgebied}$$

$$Re_* > 55 \text{ à } 70 \quad \text{hydraulisch ruw}$$

$$\text{waarin } Re_* = \frac{u_* k_s}{\nu} \quad (3.1)$$

$$k_s = \text{equivalente zandruwheid} \quad (\text{m})$$

$$u_* = \text{schuifspanningssnelheid, } \sqrt{\tau / \rho} \quad (\text{m s}^{-1})$$

- ρ = dichtheid water (kg m⁻³)
 ν = kinematische viscositeit (m² s⁻¹)
 Re_* = Reynoldsgetal betrokken op u_* , k_s en ν (-)

Opgemerkt wordt dat de grenzen van het overgangsgedebied een geleidelijke overgang markeren. Deze grenzen gelden voor een oppervlak zonder beddingvormen, zoals ribbels.

In het onderstaande worden aparte berekeningsformules voor een hydraulisch gladde en een hydraulisch ruwe wand behandeld. Voor een wand in het overgangsgedebied zijn in het navolgende geen afzonderlijke formules vermeld, wel zijn in de handboeken verschillende grafieken opgenomen waarin ook in het overgangsgedebied de waarde van parameters kan worden afgelezen. De huid van een nieuw schip is vrijwel altijd hydraulisch glad, en bij een oud schip moet voor de berekening van de ruwheid dikwijls van het overgangsgedebied worden uitgegaan. De scheepshuid is vrijwel nooit hydraulisch ruw. Voorts kan de hydraulische ruwheid van het onverdedigde deel van de kanaalbodem in alle onderscheiden gebieden liggen, en is het verdedigde talud meestal hydraulisch ruw. Om bij het begin van een berekening een schatting te maken in welk gebied de hydraulische ruwheid ligt, is het noodzakelijk u_* in Re_* te schatten. Een redelijke schatting wordt verkregen door in de retourstroom een uniforme stroming met een volledig ontwikkeld logaritmisch snelheidsprofiel te veronderstellen:

$$u_* = 3,1 \bar{u}/C \quad (3.2)$$

waarin:

- C = Chézy coëfficiënt (m^{1/2} s⁻¹)
 \bar{u} = gemiddelde stroomsnelheid over het profiel (m s⁻¹)

De Chézy coëfficiënt kan met de formule van White-Colebrook worden bepaald.

Hydraulisch glad

De schuifspanning τ wordt berekend met:

$$\tau = c_f \frac{1}{2} \rho u_r^2 \quad (3.3)$$

waarin:

$$\begin{aligned} c_f &= \text{schuifspanningscoëfficiënt} & (-) \\ u_r &= \text{retourstroomsnelheid buiten de grenslaag} & (\text{m/s}) \end{aligned}$$

Indien aangenomen wordt dat $u_r = \bar{u}_r$, dan volgt u_r uit een ééndimensionale berekeningsmethode. Strikt genomen zal volgens de toegepaste schematisatie $u_r > \bar{u}_r$ in verband met de grenslagen langs de kanaalbodem en langs het schip. De schuifspanningscoëfficiënt van een hydraulisch gladde oeververdediging volgt uit de analogie van de retourstroom van geladen schepen met een uniforme stroming evenwijdig aan een hydraulisch gladde plaat (zie Schlichting [30]):

$$c_f = 0,37 (\log Re_1)^{-2,584} \quad (3.4)$$

waarin:

$$\begin{aligned} Re_1 &= \text{Reynoldsgetal betrokken op } u_r, l \text{ en } \nu & (-) \\ &= u_r l / \nu & (3.5) \end{aligned}$$

waarin:

l = afstand van de beschouwde doorsnede tot de bovenstroomse rand van de plaat, of bij een schip, dat in een kanaal vaart, loopweglengte genaamd (m)

$$l = \frac{u_r}{v_s + u_r} x \quad (3.6)$$

waarin:

x = afstand van de beschouwde doorsnede tot de boeg van het schip, zie ook het assenstelsel in figuur 3.1. (m)

Door substitutie van (3.6 en 3.5) in (3.4) blijkt dat c_f een functie is van de afstand x .

Volgens White [52] bedraagt de nauwkeurigheid van (3.4) 8% ten opzichte van de theoretisch exacte oplossing. Door White wordt de volgende formule aanbevolen, omdat deze ten opzichte van de theoretisch exacte oplossing tot op ongeveer 2% nauwkeurig is:

$$c_f = 0,455 \{ \ln (0,06 Re_1) \}^{-2} \quad (3.7)$$

Deze formule is aan metingen in het gebied $5 \cdot 10^5 < Re_1 < 10^{10}$ getoetst.

De grenslaagdikte δ is gedefinieerd als de afstand tussen de wand en de hoogte z waar $u = 0,99 u_r$, zie figuur 3.1. Deze grenslaagdikte kan volgens Schlichting [30] worden berekend met:

$$\delta(1) = 0,371 Re_1^{-0,2} \quad (3.8)$$

De berekening van het snelheidsprofiel in de grenslaag wordt bij berekeningsmethode II behandeld.

Het bovenstaande geldt voor een hydraulisch gladde oeververdediging. De scheepshuid is meestal hydraulisch glad, en in uitzonderlijke gevallen verkeert de ruwheid van een scheepshuid in het overgangsgebied. De berekening van c_f van een hydraulisch gladde scheepshuid wijkt als volgt af van de berekening van c_f van een hydraulisch gladde oeververdediging. Bij een scheepshuid is de schuifspanningscoëfficiënt een functie van Re_{1s} :

$$Re_{1s} = (v_s + u_r) \cdot x/v \quad (3.9)$$

Door scheepsbouwkundigen wordt de formule van Schoenherr als standaardformule gebruikt:

$$c_f = \{4,15 \log(Re_{1s} c_f) + 1,7\}^{-2} + \Delta c_f \quad (3.10)$$

waarin:

$$\begin{aligned} \Delta c_f &= \text{toeslag op } c_f & (-) \\ &= (2 \text{ à } 3) 10^{-4} \end{aligned}$$

Het geldigheidsgebied van (3.10) is begrensd:

$$10^7 < Re_{1s} < 2 \cdot 10^9$$

De nauwkeurigheid van deze formule met $\Delta c_f = 0$ is volgens White [52] 7% ten opzichte van de theoretisch exacte oplossing. De waarde van de toeslagcoëfficiënt is uit metingen tijdens proefvaarten met nieuwe schepen bepaald. De berekening van c_f uit (3.10) is vereenvoudigd door (3.10) te herleiden tot:

$$c_f = 0,075 \{ \log(\text{Re}_{1s}) - 2 \}^{-2} \quad (3.11)$$

Voor de grotere ruwheid van de sloopshuid van oudere schepen zijn nieuwe theoriën opgesteld, waarin deze ruwheid in het overgangsgebied tussen hydraulisch glad en hydraulisch ruw met een ruwheidsparameter en een textuurparameter wordt gekarakteriseerd. Deze theoriën verkeren nog in een experimenteel stadium. Het verdient aanbeveling om deze theoriën op hun geldigheid en toepasbaarheid te onderzoeken.

Hydraulisch ruw

De resultaten van de proeven van Nikuradse zijn door Prandtl en Schlichting [30] uitgaande van het logaritmisch snelheidsprofiel omgerekend naar een hydraulisch ruwe plaat. Op basis van deze resultaten kan c_f uit (3.3) met de volgende formule worden berekend:

$$c_f = (2,87 + 1,58 \log \frac{1}{k_s})^{-2,5} \quad (3.12)$$

Het geldigheidsgebied van (3.12) is begrensd door: $10^2 < 1/k_s < 10^6$, waarin l = loopweglengte volgens (3.6).

Deze formule is in het M 1115 onderzoek veelvuldig toegepast. In een onderzoek dat door Pimenta et al [24] is uitgevoerd, is bij een toetsing van (3.12) gebleken dat in het gebied $750 < 1/k_s < 2770$ de fout tussen de met (3.12) berekende en de gemeten waarde van c_f varieerde van 12 tot 25%. Dit verschil wordt door Mills en Hang [21] verklaard doordat Prandtl en Schlichting geen rekening hebben gehouden met de wake component in het logaritmische snelheidsprofiel, zoals dat bijvoorbeeld door Coles is beschreven. Dezelfde tekortkoming heeft de door White [52] theoretisch afgeleide variant van (3.12). Het verschil tussen

c_f volgens deze variant en c_f volgens (3.12) bedraagt ongeveer 5%. Door Mills en Hang is een interpolatie formule bepaald die bij toetsing aan het onderzoek van Pimenta et al tot een geringe fout van 0 tot 7% leidde:

$$c_f = \{ 3,476 + 0,707 \ln (1/k_s) \}^{-2,46} \quad (3.13)$$

Het geldigheidsgebied van (3.13) is begrensd door $150 < 1/k_s < 1,5 \cdot 10^7$.

Door de retourstroom wordt tussen boeg en eerste grootspant van een geladen schip de grootste schuifspanning op de bodem en het talud uitgeoefend.

De grenslaag is daar nog niet ontwikkeld en de snelheidsgradiënten in de grenslaag zijn groot. In een eerste benadering kan voor $x = (0,1 \text{ à } 0,2) L_s$ of de afstand tussen boeg en eerste grootspant worden aangehouden, dit is afhankelijk van onder andere het type schip. Voor k_s wordt een waarde tussen $k_s = 2 D_{50}$ en $k_s = 3 D_{90}$ met als eerste schatting $k_s = 2 D_{90}$ aanbevolen. In speciale gevallen kunnen echter aanzienlijke afwijkingen optreden, zie paragraaf 4.2.2.

In het overgangsgebied tussen hydraulisch glad en hydraulisch ruw kan c_f het eenvoudigst uit grafieken worden bepaald, zie figuur 3.2. Opgemerkt wordt dat deze figuur voor uniform materiaal geldt. Voor gegradeerd materiaal wordt het Moody-diagram aanbevolen. Wellicht is voor een vlakke plaat in het overgangsgebied een zelfde type benaderingsformule op te stellen als de formule die door White en Colebrook voor een uniforme stroming is bepaald: stel de grenslaagdikte δ van een stroming over een vlakke plaat is berekend, dan wordt aangenomen $\delta = r$ waarin $2r =$ pijpdiameter:

$$\frac{1}{\sqrt{0,5 c_f}} = - 2 \log \left\{ \frac{2,51}{Re_r \sqrt{0,5 c_f}} + \frac{k_s}{7,24 r} \right\} \quad (3.14)$$

waarin:

$$\begin{aligned} Re_r &= 2\delta \cdot \bar{u}/v \\ &= \text{Reynoldsgetal betrokken op } 2\delta, \bar{u} \text{ en } v \end{aligned} \quad (-)$$

Met (3.14) kan c_f in het overgangsgebied tussen hydraulisch ruw en hydraulisch glad worden berekend. Deze formule geldt voor gegradeerd materiaal.

De grenslaagdikte δ langs een wand in dat overgangsgebied kan worden geschat door een grenslaagdikte aan te nemen tussen (3.8) en

$$\delta = k_s 10^{\left(\frac{1}{4,07 \sqrt{c_f}} - 1,477 \right)} \quad (3.15)$$

Het verschil tussen (3.8) en (3.15) is in veel gevallen niet zo groot.

De analogie met een uniforme stroming langs een plaat geldt in de retourstroom slechts bij benadering. Vooral bij de boeg waar de grootste schuifspanningen optreden, kunnen afwijkingen optreden omdat door de versnelling in de retourstroom de stroombanen buiten de grenslaag niet evenwijdig aan elkaar zijn, zoals in de schematisatie is aangenomen. Voorts worden opgemerkt dat c_f volgens (3.13) in dat gebied gevoelig is voor de waarde van $1/k_s$. Het begin van de

retourstroom van geladen schepen wordt door de frontgolf gekarakteriseerd. Daarom kan c_f in de frontgolf ook worden berekend door gebruik te maken van de analogie met golven.

Een bovengrens van de extreme retourstroomsnelheid, \hat{u}_{rv} , in de frontgolf van geladen duweenheden kan worden geschat met [26,40]:

$$\frac{\hat{u}_{rv}}{u_r} = c_1 + c_2 F_h^2 \frac{b_w}{y_t} \frac{L_s^2}{h\sqrt{A_M}} \quad (3.16)$$

waarin

c_1, c_2	=	coëfficiënten afhankelijk van het type schip [26,40] en A_c/A_M	(-)
F_h	=	v_s/\sqrt{gh}	(-)
A_M	=	oppervlak van het ondergedompelde deel van het grootspant	(m ²)
v_s	=	vaarsnelheid	(m/s)
y_t	=	$0,5 b_w - y - 0,5 mh$	
L_s	=	lengte schip op de waterspiegel	(m)
m	=	taludhelling	(-)
b_w	=	kanaalbreedte op de waterspiegel	(m)
y	=	afstand tussen as kanaal en de langsas van het schip	(m)

Voor de berekening van \hat{u}_{rv} bij andere scheepstypen wordt verwezen naar M 1115 deel IV [40].

In de schematisatie van de frontgolf is aangenomen dat de frontgolf ongeveer een kwart tot een halve periode van een golf weergeeft. De maximum amplitude d_o in de orbitaalbeweging van deze golf volgt uit:

$$d_o = \frac{1}{\pi} \hat{u}_{rv} T \quad (3.17)$$

waarin

$$T = \text{golfperiode van de frontgolf} \quad (s)$$

$$T \approx c_3 a/v_s \quad (3.18)$$

waarin

$$c_3 = \text{konstante,} \quad (-)$$

$$a = \text{afstand van de boeg tot het eerste grootspant van een binnenvaartschip} \quad (m)$$

De waarde van c_3 varieert tussen 2 en 6 afhankelijk van de afstand y tussen de beschouwde doorsnede en het schip. Opgemerkt wordt dat deze waarden overeenstemmen met $c_3 = 4$, dat uit de schematisatie zou volgen.

De maximale schuifspanningscoëfficiënt, \hat{c}_f , kan met de formule van Jonsson en Lundgren worden berekend, zie M 1115 deel VIII [42]. Later heeft Kamphuis [15] deze formule gemodificeerd en deze wordt aanbevolen:

$$\frac{1}{4\sqrt{\hat{c}_f}} + \log \frac{1}{4\sqrt{\hat{c}_f}} = 0,35 + \frac{4}{3} \log \frac{d_o}{k_s} \quad (3.19)$$

waarin $k_s = 2 D_{90}$ (m)

en \hat{c}_f is gedefinieerd als:

$$\hat{\tau} = \hat{c}_f^{1/2} \rho \hat{u}_{rv}^2 \quad (3.20)$$

In het gebied $1 < d_o/k_s < 10^4$ is het verschil tussen de formule van Jonsson en Lundgren en (3.19) niet zo groot. Dit verschil wordt door Kamphuis verklaard doordat Jonsson en Lundgren van het logaritmische snelheidsprofiel zijn uitgegaan en geen rekening hebben gehouden met de faseverschuiving tussen $\hat{\tau}$ en \hat{u}_{rv} . Met de benaderingsformule volgens Swart, zie M 1115 deel VIII [42], wordt ten opzichte van (3.19) een 0 tot 20% te grote waarde van c_f berekend.

3.2.2 Berekeningsmethode II

Berekeningsmethode II is een verfijning van berekeningsmethode I, omdat in berekeningsmethode II rekening wordt gehouden met de variatie in A_M , die bij een ongeladen schip vanaf de boeg naar het hek toeneemt, met de grenslagen langs de bodem, het talud en het ship en met het energieverlies dat door de wrijving langs de bodem en de huid van het schip optreedt. In berekeningsmethode I zijn deze invloeden verwaarloosd.

Bij berekeningsmethode II is aangenomen dat de afwijking van de hydraulische drukgradiënt en de drukgradiënt in x-richting in de grenslaag verwaarloosbaar is. Uitgangpunt bij deze methode zijn $\overline{\Delta h}$ en $\overline{u_r}$, die met een ééndimensionale methode van de scheepsgeïnduceerde waterbeweging zijn berekend. Vervolgens is de waterbeweging in de grenslagen bepaald. In de grenslagen worden de stroombanen afgebogen en er treedt een energieverlies in de grenslaag op. Hierdoor wordt de gemiddelde waterbeweging buiten de grenslagen weer beïnvloed, ten ge-

volge waarvan de reeds berekende waarden van deze waterbeweging (\bar{u}_r , $\bar{\Delta h}$) moeten worden gecorrigeerd. Vervolgens kan de berekening van de waterbeweging in de grenslagen eventueel worden herhaald, totdat de gewenste nauwkeurigheid is bereikt.

In het onderstaande wordt de berekeningsmethode toegelicht aan de hand van de ééndimensionale berekeningsmethode volgens Schijf/Thiele [40,41].

Stap 1 Berekening gemiddelde waterbeweging buiten de grenslagen

Met de methode volgens Schijf/Thiele worden \bar{u}_r en $\bar{\Delta h}$ berekend (overeenkomstig berekeningsmethode I). Hierbij is een gemiddelde waarde van $A_M(x)$ aangehouden. Bij een excentrisch varend schip worden \bar{u}_r en $\bar{\Delta h}$ op de in verslag M 1115 deel IV [40] aangegeven wijze berekend.

Stap 2 Berekening waterbeweging in de grenslagen

De verdringingsdikte in de grenslaag langs de bodem en het talud wordt met de volgende formules bepaald, zie figuur 3.1 met een voorbeeld van een snelheidsprofiel, waarin beide gearceerde oppervlakken onder en boven de verdringingsdikte even groot zijn.

Indien de wand van een kanaal hydraulisch glad is:

$$\delta_{1b} = 0,046 l Re_1^{-0,2} \quad (3.21)$$

waarin:

$$\delta_{1b} = \text{verdringingsdikte langs de bodem} \quad (\text{m})$$

$$l = \text{afstand van de beschouwde doorsnede tot het} \\ \text{begin van de turbulente grenslaag} \quad (\text{m})$$

$$Re_1 = \text{Reynoldsgetal betrokken op } \bar{u}_r, l \text{ en } \nu \quad (-)$$

De grenslaagdikte δ_b wordt langs een hydraulisch gladde bodem berekend met:

$$\delta_b = 0,37 l Re_1^{-0,2} \quad (3.8)$$

Re_1 wordt met (3.5) en (3.6) berekend; (3.21) geldt voor $Re_1 < 10^7$.

Indien de wand hydraulisch ruw is:

$$\delta_{1b} = \{ \ln (30 \delta_b / k_s) \}^{-1} \delta_b \quad (3.22)$$

$$= c_4 \delta_b \sqrt{0,5 c_f} \quad (3.23)$$

waarin

$$c_4 = \text{konstante, } 2,5 \text{ à } 3,78 \quad (-)$$

Met een logaritmisch snelheidsprofiel kan $c_4 = 2,5$ worden bepaald, zie voor een afleiding van deze formules bijlage 3. Omdat in het buitenste deel van de grenslaag het logaritmische snelheidsprofiel afwijkt van het gemeten snelheidsprofiel hebben Cebeci en Smith [3] de waarde van c_4 opnieuw bepaald: $c_4 = 3,78$. Uitdrukking (3.23) met $c_4 = 3,78$ heeft de voorkeur boven (3.22). Bij een hydraulisch ruwe bodem kan de grenslaagdikte berekend worden met:

$$\delta_b = k_s 10^{\left(\frac{1}{4,07\sqrt{c_f}} - 1,477\right)} \quad (3.15)$$

Hierin is δ_b de grenslaagdikte langs de bodem, zie voor de afleiding van (3.15) bijlage 3. In (3.15) komt c_f voor die met (3.13) kan worden berekend. Formules (3.22), (3.23) en (3.15) zijn uit het logaritmisch snelheidsprofiel in de grenslaag, (3.3) en de definitie van u_* afgeleid. De waarde van de coëfficiënten in (3.15) zijn door Daily en Harleman [6] bepaald.

De verdringingsdikte langs de huid van het schip wordt met (3.21) berekend, omdat de huid van het schip meestal hydraulisch glad is. In (3.21) moet 1 door x_s en Re_1 door Re_{s1} vervangen worden:

$$Re_{s1} = (v_s + u_r) x_s / \nu$$

waarin

$$x_s = \text{afstand van de beschouwde doorsnede tot het begin} \\ \text{van de turbulente grenslaag bij de boeg} \quad (m)$$

In de grenslaag wordt door wrijving energie omgezet in warmte. Dit energieverlies wordt in de energievergelijking meegenomen.

De energieverliesdikte δ_3 is als volgt gedefinieerd (zie figuur 3.1):

$$\delta_3 = \frac{1}{U^3} \int_0^\infty u (U^2 - u^2) dz \quad (3.24)$$

Omdat buiten de grenslaag geldt $U - u = 0$, waarin $U =$ stroomsnelheid buiten de grenslaag, mag de integratiegrens ∞ vervangen worden door δ .

In een goed ontwikkelde grenslaag gelden de volgende relaties bij benadering, zie bijvoorbeeld Schlichting [30]:

$$H_{12} = \delta_1 / \delta_2 = 1,3 \quad (3.25)$$

$$H_{23} = \delta_2 / \delta_3 = 0,56 \quad (3.26)$$

Hieruit volgt

$$\delta_3 = 1,37 \delta_1 \quad (3.27)$$

waarin

$$H_{ij} = \text{vormfaktor} \quad (-)$$

$$\delta_2 = \text{impulsverliesdikte} \quad (\text{m})$$

$$\delta_3 = \text{energieverliesdikte} \quad (\text{m})$$

Voor een nadere toelichting op de betekenis van deze vormfactoren van het stroomssnelheidsprofiel in de grenslaag wordt naar Schlichting [30] verwezen.

Stap 3 Berekening van de waterbeweging buiten de grenslagen als functie van x

De waterbeweging buiten de grenslagen wordt nu als volgt beïnvloed door de stroming in de grenslagen.

Aan de hand van de energiemethode volgens Schijf/Thiele wordt dit toegelicht voor een kanaal met een trapeziumvormig kanaaldwarsprofiel, waarvan het gehele talud uit een oeververdediging en de bodem uit het van nature aanwezige materiaal bestaat, zie ook het werkverslag van de prototypeproeven OEBES 1981 (niet openbaar).

De continuïteitsvergelijking:

$$\begin{aligned} v_s A_c = (v_s + u_r(x)) \{ A_c - b_w \Delta h(x) - A_M(x) + m \Delta h^2(x) - \delta_{1s}(x) (2T(x) + B_s) \} \\ - u_r(x) \{ \delta_{1b}(x) b_b + \delta_{1t}(x) 2\sqrt{1+m^2} (h - \Delta h(x)) \} \end{aligned} \quad (3.28)$$

waarin

A_c	= oppervlakte kanaaldwarsprofiel	(m ²)
A_M	= oppervlakte van het ondergedompelde deel van een spant van het schip	(m ²)
b_b	= breedte van het kanaal op de bodem	(m)
b_w	= breedte van het kanaal op de waterspiegel	(m)
B_s	= breedte schip	(m)
h	= waterdiepte	(m)
m	= taludhelling	(-)
T	= diepgang van het schip	(m)

De energievergelijking:

$$\frac{1}{2} v_s^2 + g\Delta h(x) = \frac{1}{2} (v_s + u_r(x))^2 + \frac{1}{2} \frac{(2T(x)+B_s(x)) \delta_{3s}(x) (v_s + u_r(x))^3}{A_c v_s} + \frac{1}{2} \frac{b_b \delta_{3b}(x) + 2\sqrt{1+m^2} (h-\Delta h(x)) \delta_{3t}(x) u_r^3(x)}{A_c v_s} \quad (3.29)$$

Uit (3.28) en (3.29) zijn u_r en Δh als functie van x op te lossen indien $\delta_{1s}(x)$, $\delta_{1b}(x)$, $\delta_{3s}(x)$ en $\delta_{3b}(x)$, die in stap 2 zijn berekend, en de gegeven $A_M(x)$ in (3.28) en (3.29) worden gesubstitueerd. Kwalitatief nemen bij een achterover vertrimt schip $\bar{u}_r(x)$ en $\bar{\Delta h}(x)$ toe met een toename van x .

In principe kan uitgaande van $u_r(x)$ en $\Delta h(x)$ stap 2, berekening van de waterbeweging in de grenslagen, opnieuw worden uitgevoerd.

Hierbij doet zich de moeilijkheid voor dat de behandelde formules alleen voor een uniforme stroming met $u_r(x) = \text{konstant}$ gelden. In veel gevallen is de variatie in $u_r(x)$ beperkt, en dan kan de volgende benadering worden toegepast:

- * bereken de grootheden (δ , δ_1 en δ_3) op x_i alsof $u_r(x_i) = \text{konstant}$ van de boeg met $x=0$ tot de beschouwde doorsnede x_i ,
- * de toename van deze grootheden in $x_i - x_{(i-1)}$, dus bijvoorbeeld van $\delta(x_i) - \delta(x_{i-1})$ wordt opgeteld bij de waarde van deze grootheden in $x_{(i-1)}$, omdat in de praktijk deze grootheden toenemen met een toenemende afstand tot de boeg, zie figuur 3.1,
- * in de daaropvolgende stap worden δ , δ_1 en δ_3 op x_{i+1} berekend als $u_r(i+1) = \text{konstant}$ van $x=0$, dus de boeg, tot x_{i+1} .

De berekeningen kunnen worden herhaald tot de gewenste nauwkeurigheid is bereikt. In de praktijk zijn 1 à 2 iteraties voldoende.

Door bij het berekende verloop van de retourstroomsnelheid in de primaire scheepsgolf de orbitaalbeweging ten gevolge van de secundaire scheepsgolven op te tellen, wordt de extreme retourstroomsnelheid bepaald.

De extreme orbitale snelheid in x richting \hat{u} , wordt berekend met:

$$\hat{u} = \frac{\omega H}{2} \frac{\cosh k(z'+h)}{\sinh k h} \quad (3.30)$$

waarin:

H	= maximum golfhoogte	(m)
k	= golfgetal $2\pi/\lambda$	(m^{-1})
λ	= golflengte	(m)
ω	= hoekfrequentie $2\pi/T$	(s^{-1})
T	= golfperiode	(s)
h	= waterdiepte	(m)
z'	= vertikale as, waarbij de oorsprong op de waterspiegel ligt, omhoog is de positieve richting	(m)

In het deelonderzoek naar de secundaire golven [50] zijn voor verschillende scheepstypen berekeningsformules van k, ω en H opgesteld.

De extreme orbitale snelheid juist buiten de grenslaag wordt berekend door in (3.30) een schatting van de dikte van de grenslaag te substituëren dus

$z' = -h + \Delta h + \delta$. Dit is niet meer dan een eerste benadering. Indien de orbitaal-snelheden een belangrijke bijdrage leveren aan \hat{u}_r juist buiten de grenslaag,

dan wordt aanbevolen een verder ontwikkelde theorie toe te passen. In zo'n verder ontwikkelde theorie kan ook rekening worden gehouden met de in het algemeen verschillende stroomrichtingen tussen de secundaire scheepsgolven en de retourstroom. In de retourstroom geldt ter plaatse van de secundaire scheepsgolven $\hat{u}_r = u_r(x_1) + \hat{u}(z')$. Uitgaande van deze snelheid wordt in de grenslaag \hat{t} berekend.

In het voorgaande is ervan uitgegaan dat de inzinking van het schip gelijk is aan de waterspiegeldaling. Door de vertrimming van het schip of door het ongelijkmatig afladen varieert A_M met x. De berekeningsmethode van Dand [5] voor de inzinking en de vertrimming sluit hier op aan. Verschillende methoden om de inzinking en de vertrimming van het schip te berekenen zijn in het deelverslag M 1115 V-A [41] onderling vergeleken en getoetst aan metingen.

Het stroomsnelheidsprofiel in de grenslaag

De waterbeweging in de grenslagen kan vervolgens worden berekend door uit te gaan van een logaritmisch snelheidsprofiel in de grenslaag over een hydraulisch ruwe bodem:

$$\frac{u_r}{u_*} = \frac{1}{\kappa} \ln \frac{\delta}{z_0} \quad (3.31)$$

$$= 5,75 \log \frac{\delta}{z_0} \quad (3.32)$$

$$= 5,75 \log \left(\frac{\delta}{k_s} \right) + 8,5 \quad (3.33)$$

waarin

$$u_* = \text{schuifspanningsnelheid, } = \sqrt{\tau/\rho} \quad (\text{ms}^{-1})$$

$$\kappa = \text{konstante van von Karman} \quad (-)$$

$$\approx 0,4$$

$$z_0 = \text{hoogte waarop } u_r(z) = 0 \quad (\text{m})$$

$$u_r = \text{retourstroomsnelheid op } z = \delta \quad (\text{ms}^{-1})$$

$$\delta = \text{grenslaagdikte} \quad (\text{m})$$

Indien de bodem hydraulisch glad is dan dienen (3.31)...(3.33) vervangen te worden door

$$\frac{u_r}{u_*} = 5,75 \log (\delta u_*/\nu) + 5,5 \quad (3.34)$$

De hoogte z_0 is afhankelijk van de ruwheid van de bodem:

$$z_0 = c_5 D_n \quad (3.35)$$

waarin

$$c_5 = \text{konstante} \quad (-)$$

$$D_n = \text{nominale steendiameter} \quad (\text{m})$$

$$c_5 = 0,03 \text{ à } 0,033 \quad \text{stationaire stroming over een kunstmatig afgestreken bed van uniform materiaal}$$

$$= 0,2 \text{ à } 0,3 \quad \text{stationaire stroming over een licht gegra- deerd materiaal met een gering transport van dat materiaal.}$$

Dit betekent dat (3.33) geldt voor een kunstmatig afgestreken bed van uniform materiaal.

Uit de voorgaande berekeningen zijn u_r , δ en D_n bekend, zodat u_* met (3.32) of (3.34) kan worden berekend. Daaruit volgt meteen de schuifspanning.

Opgemerkt wordt dat de voorgaande berekening alleen toegepast kan worden op een turbulente grenslaag; dat betekent dat het allereerste begin van de grenslaag, waar de grenslaag nog laminair is, buiten het toepassingsgebied valt. Voor de praktijk is dat een onbelangrijk gebied omdat daar de schuifspanningen klein zijn.

3.2.3 Berekeningsmethode III

Met de derde berekeningsmethode kan de waterbeweging in de grenslaag worden berekend als de waterbeweging buiten de grenslagen bekend is. De waterbeweging buiten de grenslagen is bijvoorbeeld met een potentiaaltheorie berekend, zodat $u_r(x)$ en $h(x)$ of $u_r(x,y)$ en $h(x,y)$ bekend zijn. Deze methode kan wellicht op de waterbeweging onder het schip worden toegepast. De methoden I en II berekenen de waterbeweging onder het schip met een zeer beperkte nauwkeurigheid; vooral als de kielspeling klein is, dat wil zeggen $h/T < 2 \text{ à } 3$. Ter vergelijking wordt opgemerkt dat bij het ontwerp van vaarwegen voor de binnenvaart wordt uitgegaan van $1,2 < h/T < 1,4$ bij maximaal afgeladen schepen.

In de voorgaande berekeningsmethoden is verondersteld dat de drukgradiënt in de grenslaag nul is. Deze veronderstelling hoeft in de derde berekeningsmethode niet te worden gemaakt. Een groot aantal van deze semi-empirische berekeningsmethoden zijn of op de impuls-integraal vergelijking of op de energie-integraal vergelijking gebaseerd. Door Gates en Herbich [9] is de energie-integraal methode volgens Truckenbrodt toegepast op de grenslaag langs een zeeschip dat in een vaarweg met beperkte afmetingen vaart. Door Schlichting [30] is de methode volgens Truckenbrodt beschreven. De waarden van de coëfficiënten zijn aan de resultaten van recente onderzoeken aangepast. Voor de toepassing van deze methode is in bijlage 2 het recept uiteengezet.

De methode volgens Truckenbrodt geldt voor een turbulente grenslaag langs een hydraulisch gladde wand. Een soortgelijke berekeningsmethode voor een hydraulisch ruwe wand is echter niet voorhanden.

Uit de toepassing van de methode volgens Truckenbrodt door Gates en Herbich blijkt dat bij zeeschepen de berekende waterbeweging in de grenslaag langs het schip weinig verschilt van de met een variant van methode I berekende waterbe-

weging. Omdat deze vergelijking slechts in enkele situaties is gemaakt, is het onzeker of dit resultaat wel algemeen geldig is, bijvoorbeeld voor de waterbeweging onder het schip. De konklusie van Gates en Herbich dat de grenslaag reeds op geringe afstand van de boeg omslaat van laminair naar turbulent is wel algemeen geldig.

In gevallen waar berekeningsmethoden I en II tekortschieten doordat de drukgradiënt niet verwaarloosd mag worden en de waterbeweging buiten de grenslaag bekend is, kan de berekeningsmethode volgens Truckenbrodt worden toegepast.

3.3 Afwijkende snelheidsprofielen

In het modelonderzoek en in het prototypeonderzoek in het Hartelkanaal 1981 [26] zijn in een aantal gevallen snelheidsprofielen gemeten, die afwijken van de analogie met een plaat die evenwijdig aan een uniforme stroming is opgesteld, zie de voorbeelden in figuren 3.3...3.5.

Deze afwijkende snelheidsprofielen worden gekenmerkt doordat dicht bij de bodem de grootste stroomsnelheid van de vertikaal is geregistreerd. Dit treedt in het begin van de retourstroom op, dat wil zeggen in de frontgolf.

De waterbeweging in de frontgolf vertoont overeenkomst met de waterbeweging in oscillerende golven. In het onderzoek naar oscillerende golven zijn dezelfde afwijkende snelheidsprofielen waargenomen. Deze snelheidsprofielen worden door Sleath [31] als volgt verklaard: In een oscillerende waterbeweging over een hydraulisch ruwe bodem, die bijvoorbeeld uit zand en grind bestaat, wordt aan het einde van een halve periode door de ruwheidselementen een kleine hoeveelheid water als een "burst" of als een straal (jet) vanaf de bodem de grenslaag ingeslingerd. In zijn onderzoek heeft hij gemeten dat de as van de straal een hoek van ongeveer 30° met de vertikaal maakt, dat betekent dat er aanzienlijke verticale stroomsnelheden optreden. Deze stroomsnelheden versterken de impulsuitwisseling tussen de verschillende lagen in de grenslaag en daardoor kunnen afwijkende snelheidsprofielen optreden. Deze afwijkende snelheidsprofielen treden juist op in het gebied met de maximale bodemschuifspanning. Een gevolg van deze afwijkende snelheidsprofielen kan zijn dat de maximale schuifspanning afwijkt van de eerder genoemde analogie, waarin in de grenslaag langs een plaat die evenwijdig aan een uniforme stroming is opgesteld, een logaritmisch snelheidsprofiel is verondersteld, (paragraaf 3.2). Dat is de reden om hier enige aandacht aan deze snelheidsprofielen te besteden.

Uit modelonderzoek in een golftunnel naar oscillerende waterbeweging blijkt volgens Sleath dat het genoemde verschijnsel optreedt indien

$$\hat{u}_{rv} D_{50}/v > 15 \text{ à } 300$$

waarin \hat{u}_{rv} in het geval van een duweenheid met (3.16) berekend kan worden. Voor de mathematische beschrijving van het afwijkende snelheidsprofiel zijn verschillende uitdrukkingen opgesteld, zie bijvoorbeeld Bakker en van Doorn [45] en Sleath [31]. In beide voorbeelden zijn tamelijk ingewikkelde berekeningen nodig om het snelheidsprofiel te kunnen berekenen.

Deze berekeningen zijn hier niet opgenomen omdat de maximale waarde van de schuifspanningcoëfficiënt, \hat{c}_f , voor een praktische toepassing van meer belang is. Volgens Sleath [31] kan \hat{c}_f berekend worden met:

$$\hat{c}_f \approx \frac{(2\omega v)^{0,5}}{2,5u_{rv}} \{c_6^2 + (c_6 + 0,85 (\frac{\omega}{v})^{0,5} D_{90})^2\}^{0,5} \quad (3.36)$$

waarin

$$c_6 \approx 1 + 0,142 (\hat{u}_{rv} D_{50}/v)^{0,5} \sin \psi \cos (\psi - \phi)$$

$$\tan \psi \approx 15,8 (\hat{u}_{rv} D_{50}/v)^{0,5}$$

$$\omega = 2\pi/T, \text{ hoekfrequentie} \quad (s^{-1})$$

$$\phi = \text{faseverschuiving} \quad (^\circ)$$

Het geldigheidsgebied van (3.36) wordt begrensd door $0,5 < d_o/k_s < 10$, waarin d_o uit (3.17) volgt.

In de retourstroom is in veel gevallen $d_o/k_s > 10$ waardoor de toepassingsmogelijkheden van (3.36) beperkt zijn. Door Sleath is (3.36) vergeleken met (3.19), dat is \hat{c}_f volgens Kamphuis/Jonsson: \hat{c}_f (Sleath) < \hat{c}_f (Kamphuis/Jonsson). Het verschil bedraagt globaal 10 à 20%, en daarmee is meteen een indruk van de nauwkeurigheid van (3.19) verkregen. Hieruit kan worden gekonkludeerd dat in het geval afwijkende snelheidsprofielen in de frontgolf kunnen optreden, de invloed van deze snelheidsprofielen op de maximale bodemschuifspanning met (3.19) kan worden bepaald.

3.4 Toetsing berekeningsmethoden aan metingen

In het modelonderzoek is de nadruk gelegd op het meten van de waterbeweging in de grenslaag langs de kanaalbodem. De grenslaag langs de huid van het schip blijft buiten beschouwing. Onderdelen van de verschillende berekeningsmethoden I, II en III van de waterbeweging worden in het onderstaande aan de meetresultaten getoetst.

Berekeningsmethode I

In berekeningsmethode I is een onderscheid gemaakt tussen een hydraulisch gladde en een hydraulisch ruwe wand. In het vooronderzoek zijn de transporten van bakeliet in het overgangsgebied gemeten: $Re_* = 20 \text{ à } 50$. In het modelonderzoek in aansluiting op het haalgolfonderzoek is de bodem hydraulisch ruw: $Re_* = 100 \text{ à } 300$. Dat betekent dat alleen de formules ter berekening van c_f op een hydraulisch ruwe bodem aan de meetresultaten zijn getoetst. Opgemerkt wordt dat het verdedigde talud veelal hydraulisch ruw is en dat de onverdedigde kanaalbodem in veel gevallen hydraulisch glad is, indien op deze bodem geen ribbels zijn ontstaan.

De waarde van c_f volgens (3.12), de analogie met een vlakke plaat in een uniforme stroming volgens Schlichting, is in het onderstaande met de uit de meetresultaten bepaalde waarde van c_f vergeleken. Hierbij wordt opgemerkt dat de verbetering van (3.12) volgens Mills en Hang [16] (3.13) bij deze vergelijking niet is toegepast. Het verschil tussen (3.12) en (3.13) is echter betrekkelijk klein, en daarom zal het resultaat van deze vergelijking ook voor (3.13) gelden.

Hierop aansluitend is \hat{c}_f volgens de analogie met oscillerende golven, (3.19), met de meetresultaten vergeleken.

Schuifspanningscoëfficiënt c_f volgens Schlichting

Uit enkele proeven met een stationaire stroming is de waarde van k_s bepaald,

materiaal	D_{50} (m)	k_s (D_{50}, D_{90})
bakeliet	0,0021 à 0,0023	(1,5 à 2,2) D_{50} (1,2 à 1,8) D_{90}
grind	0,0045	1,6 D_{90}

Tabel 3.III De waarde van k_s in de modelonderzoeken

In hoofdstuk 4 worden deze waarden van k_s vergeleken met de resultaten van andere onderzoeken.

In het vooronderzoek is de loopweglengte l uit het buiten de bodemgrenslaag gemeten retourstroomsnelheid $u_r(x)$ bepaald. Het verschil tussen deze loopweglengte en de loopweglengte die met \bar{u}_r volgens Schijf/Thiele is berekend, is niet groot, zie figuren 3.6...3.13. Dit is echter geen algemeen resultaat omdat de retourstroom in het vooronderzoek sterk beïnvloed is door de drifthoek van 2° en zo'n grote drifthoek in de praktijk eerder uitzondering dan regel is. De schuifspanningscoëfficiënt berekend met (3.12) is als functie van de tijd na het passeren van de boeg uitgezet, zie figuren 3.6...3.13. Daaruit blijkt dat de maximale c_f direct na de boeg optreedt waarbij de waarde van l/k_s de grens van het geldigheidsgebied dicht nadert. Deze waarden van c_f kunnen worden vergeleken met de uit de gemeten transporten berekende waarden van c_f . Voorts is op bepaalde afstanden tot de boeg c_f uit het gemeten logaritmische snelheidsprofiel bepaald. Hierbij wordt opgemerkt dat de uit dat snelheidsprofiel berekende τ en de buiten de bodemgrenslaag gemeten $u_r(x)$ in (3.3) zijn gesubstitueerd om $c_f = \tau / (\frac{1}{2} \rho u_r^2)$ te berekenen. Uit de genoemde figuren blijkt dat

- c_f volgens (3.12) ongeveer gelijk is aan of iets lager is dan c_f uit transportmetingen. Dit verschil kan veroorzaakt zijn doordat de variaties in $u_r(x)$ niet aan de schematisatie van (3.12) voldoen,
- c_f uit logaritmisch snelheidsprofiel is ongeveer gelijk of iets hoger dan c_f uit de transportmetingen.

Dit verschil kan gedeeltelijk worden verklaard door de onnauwkeurigheid waarmee het logaritmische snelheidsprofiel is bepaald, zie voorbeelden in de figuren 3.14 en 3.16. Ter toelichting wordt opgemerkt dat z_0 met een beperkte nauwkeurigheid is vast gesteld, zie figuur 3.17, dat in de grenslaag betrekkelijk weinig meetpunten van de stroomsnelheid zijn opgesteld en dat met de afwijking van het in het buitenste deel van de grenslaag gemeten snelheidsprofiel, zoals dat met bijvoorbeeld het Coles-snelheidsprofiel is beschreven, geen rekening is gehouden.

Hieruit kan worden gekonkludeerd dat in de retourstroom naast het schip het verloop van c_f met (3.12) of met (3.13) voldoende nauwkeurig berekend kan worden, indien de afstand tot de boeg groter is dan 30 m of meer algemeen $(0,1 \text{ à } 0,2) L_s$. Dit betekent dat beide uitdrukkingen ongeschikt zijn om \hat{c}_f te berekenen, omdat \hat{c}_f direkt na de boeg optreedt.

In het modelonderzoek naar de retourstroom onder het schip is gebleken dat (3.12) in dat gebied niet zondermeer toegepast kan worden omdat in de onderzochte situaties met (3.12) een te lage waarde van c_f wordt berekend. Dit wordt onder andere veroorzaakt doordat in de retourstroom onder het schip niet aan de schematisatie van (3.12) is voldaan. Uit recent onderzoek is gebleken dat k_s in de retourstroom onder het schip verhoudingsgewijs een wat hogere waarde kan hebben dan in de retourstroom naast het schip, dat wil zeggen een retourstroom met een vrij oppervlak. Dit is bevestigd door het onderzoek naar de stabiliteit van de toplaag van de drempel van de Stormvloedkering in de Oosterschelde. Een en ander is een aanwijzing dat voor de retourstroom onder het schip een aparte berekeningsmethode moet worden ontwikkeld.

Schuifspanningscoëfficiënt c_f volgens Kamphuis

De maximale schuifspanningscoëfficiënt \hat{c}_f volgens (3.17)...(3.19), analogie met een oscillerende waterbeweging, is vergeleken met de waarden van c_f , die uit het vooronderzoek volgen. Daartoe is de maximale amplitude van de orbitaalbeweging in de frontgolf uit het signaal van de buiten de grenslaag gemeten retourstroomsnelheid bepaald. Daaruit blijkt dat met $c_3 = 8 \text{ à } 10$ een goede schatting van d_o in de situatie van het vooronderzoek verkregen wordt. Deze waarden zijn wat hoger dan de in de voorgaande paragraaf genoemde waarden. Uit de figuren 3.6...3.13 blijkt dat de op deze wijze berekende \hat{c}_f goed overeenstemt met de op de meetresultaten gebaseerde waarde van \hat{c}_f .

Hieruit kan worden gekonkludeerd dat \hat{c}_f met (3.19) voldoende nauwkeurig berekend kan worden mits d_o (dat wil zeggen c_3) nauwkeurig bepaald kan worden. Het verdient daarom aanbeveling de frontgolf nader te onderzoeken, zodat in uiteenlopende situaties de waarde van c_3 nauwkeurig geschat kan worden.

Berekeningsmethode II

Enkele onderdelen van berekeningsmethode II zijn met de meetresultaten van het vooronderzoek vergeleken. Deze berekeningsmethode is echter niet in zijn geheel met de meetresultaten vergeleken.

De grenslaagdikte δ_b over een hydraulisch ruwe bodem kan met (3.15) en de verdringingsdikte δ_{1b} met (3.23) worden berekend. De uit de snelheidsprofielen bepaalde waarden van δ_b en δ_{1b} hebben betrekking op het overgangsgebied tussen een hydraulisch gladde en een hydraulisch ruwe bodem. De berekende en gemeten waarden zijn in de figuren 3.18...3.21 met elkaar vergeleken. Opgemerkt wordt dat δ_{1b} uit de snelheidsprofielen veel nauwkeuriger is bepaald dan δ_b . Uit de

genoemde figuren blijkt dat δ_{1b} met (3.23) ook in het overgangsgebied nauwkeurig kan worden berekend; dit geldt in veel mindere mate voor berekening van δ_b met (3.15). Dit laatste is echter een algemene ervaring die door veel onderzoeken is bevestigd.

Tenslotte wordt opgemerkt dat de energieverliesdikte langs de kanaalbodem niet uit de gemeten snelheidsprofielen is bepaald omdat deze bewerking tamelijk arbeidsintensief is.

Berekeningsmethode III

Berekeningsmethode III volgens Truckenbrodt/Schlichting is niet aan de meetresultaten van het modelonderzoek getoetst. Door Gates en Herbich [9] is deze methode gebruikt om de waterbeweging in de grenslaag langs de huid van het schip te berekenen. Zij konkludeerden dat het resultaat van deze methode te vergelijken is met het resultaat van de eenvoudige formules die in berekeningsmethoden I en II zijn behandeld. Dat betekent dat de berekeningsmethode volgens Truckenbrodt alleen voor de "moeilijke" gevallen, waarin de drukgradiënt aanzienlijk van nul verschilt, wordt aanbevolen, bijvoorbeeld in de re-tourstroom onder een schip met een kleine kielspeling.

4. Stabiliteit en transport

4.1 Inleiding

Voor het ontwerp van een oeververdediging, die uit een toplaag van loskorrelig materiaal bestaat, zoals stortsteen en grind, is de kritieke retourstroomsnelheid van groot belang voor dat deel van de oeververdediging, waar de retourstroom de maatgevende belasting veroorzaakt. De kritieke retourstroomsnelheid is de retourstroomsnelheid waarbij de stenen van de toplaag juist beginnen te verplaatsen. Als de afmetingen van de stenen in de toplaag bekend zijn, dan kan de kritieke retourstroomsnelheid met een stabiliteitskriterium worden bepaald, zie paragraaf 4.2.1.

In veel vaarwegen met een zandige kanaalbodem wordt door de retourstroom regelmatig een aanzienlijk materiaaltransport veroorzaakt. Deze transporten worden met een transportformule voor het bodemtransport berekend, zie paragraaf 4.2.2. De invloed van enkele bijzondere omstandigheden, zoals talud en grading van het zand, op zo'n transportformule wordt afzonderlijk behandeld. Hierbij is steeds van een recht vaarwegvak uitgegaan. Voor een toepassing in de bocht van een vaarweg zullen de berekeningsmethoden moeten worden aangepast.

Opgemerkt wordt dat ook bij een bodem die uit klei en slib bestaat, materiaal door de retourstroom getransporteerd wordt. Deze transporten worden niet in dit verslag behandeld.

De berekeningsmethoden of onderdelen van deze methoden zijn vervolgens met de meetresultaten van het modelonderzoek vergeleken, paragraaf 4.3. De dimensionering van de teen van de oeververdediging volgt niet uit deze berekeningsmethoden. Het hoofdstuk wordt afgesloten met een aantal voorbeelden van teenkonstrukties uit de praktijk, paragraaf 4.4.

4.2 Berekeningsmethoden

4.2.1 Stabiliteitskriterium

Bij de toepassing van een stabiliteitskriterium in het geval van de retourstroom in een trapeziumvormig kanaaldwarsprofiel kan onderscheid gemaakt worden tussen:

A verdedigd talud

Dit talud bestaat uit twee delen, zie figuur 4.1

A.1 grote waterdiepte boven talud

A.2 geringe waterdiepte boven het talud

B onverdedigde kanaalbodem.

Bij een rechthoekig kanaaldwarsprofiel kan dit onderscheid niet worden gemaakt, en in dat geval wordt de stabiliteit van de onverdedigde kanaalbodem met een stabiliteitskriterium bepaald. De stabiliteit van de damwanden blijft hier buiten beschouwing.

A1 grote waterdiepte

Indien $h/D_{90} > 3,5$ dan is de kritieke stroomsnelheid u_{cr} in een onontwikkelde stroming onafhankelijk van de waterdiepte.

Met het stabiliteitskriterium volgens Isbash [12] voor een horizontale bodem gecombineerd met de taludinvloed volgens Lane [19] en Leiner kan of de kritieke stroomsnelheid of de minimaal vereiste steendiameter worden bepaald:

$$\frac{u_{cr}}{\sqrt{g \Delta D_n}} = k_1 \sqrt{c_k} \quad (4.1)$$

of

$$D_n > \frac{2}{c_k k_1^2 \Delta} \frac{u^2}{2g} \quad (4.2)$$

$$c_k = \cos \alpha \sqrt{1 - \frac{\tan^2 \alpha}{\tan^2 \theta}} \quad (4.3)$$

waarin

D_n	= nominale diameter	(m)
g	= versnelling zwaartekracht	(ms^{-2})
c_k	= coëfficiënt taludinvloed	(-)
k_1	= constante	(-)
u_{cr}	= kritieke stroomsnelheid	(ms^{-1})
Δ	= $(\rho_s - \rho) / \rho$	(-)
α	= taludhelling	(°)
θ	= hoek van natuurlijk talud	(°)

De waarde van k_1 is afhankelijk van de definitie van u en D_n en de nauwkeurigheid waarmee deze grootheden zijn bepaald.

De definitie van de nominale diameter D_n is gebaseerd op een bol:

$$G = \rho_s \frac{\pi}{6} D_n^3 \quad (4.4)$$

waarin

G = gewicht van een stenen bol (kg)

ρ_s = dichtheid steen (kg m⁻³)

De volgende waarden worden voor D_n aanbevolen

$$D_n = c_7 D_{50} \quad (4.5)$$

grind [26] $0,85 < c_7 < 1,05$ $\bar{c}_7 = 0,94$

stortsteen [27] $0,95 < c_7 < 1,10$ $\bar{c}_7 = 1,05$

zand $\bar{c}_7 = 1,1$

De waarde van c_7 wordt door de vorm van de stenen of de korrels bepaald. In het geval dat er geen gegevens over de vorm van de stenen beschikbaar zijn, kunnen bovenstaande waarden van c_7 als een goede schatting worden gebruikt. Binnen Rijkswaterstaat is afgesproken om voor de definitie van D_n van een kubus uit te gaan:

$$G = \rho_s D_{n,k}^3 \quad (4.6)$$

$$D_{n,k} = 0,806 D_n \quad (4.7)$$

waarin

G = gewicht van een kubus (kg)

In de retourstroom is u in (4.1) en (4.2) de gemiddelde retourstroombnelheid of de maximale retourstroombnelheid buiten de grenslaag (afhankelijk van de berekeningsmethode van de waterbeweging).

De hoek van natuurlijk talud van loskorrelige materialen kan met figuur 4.2 worden geschat. In de afleiding van (4.3) zijn de liftkrachten verwaarloosd. In veel gevallen is deze verwaarlozing toegestaan.

In verschillende onderzoeken is de waarde van k_1 in een uniforme stroming met een relatieve turbulentie-intensiteit $\sigma_u / \bar{u} \approx 0,15$ waarin σ_u = standaardafwijking van stroomsnelheid u en \bar{u} is de gemiddelde stroomsnelheid u , en een ontwikkelde grenslaag bepaald:

auteur	lit.	k_1 (-)	opmerking
Isbash, USWES (1935)	[12]	1,7	een stortsteen in een bed
ASCE Task Force (1984)	[33]	1,7	een stortsteen in een bed
Naylor (1976)	[22]	1,22-1,27	stortsteen in een stroomdoorlatend talud
Isbash (1935)	[12]	1,20	een geïsoleerde stortsteen op een bed

Tabel 4.I Overzicht k_1 waarden

Uit deze tabel blijkt dat k_1 door de doorlatendheid van het oppervlak en de positie van een steen ten opzichte van dat oppervlak beïnvloed wordt.

In een niet uniforme stroming zijn ook hogere waarden van k_1 bepaald: $k_1 = 1,7$ à $1,9$. In het algemeen moet k_1 gereduceerd worden in een stroming met een relatieve turbulentie-intensiteit groter dan $0,15$.

Voor toepassing op een talud dat uit een toplaag van stortsteen bestaat en door de retourstroom wordt belast worden op basis van de prototypeproeven in het Hartelkanaal [26] de volgende waarden aanbevolen:

$$1,2 < k_1 < 1,35$$

Opgemerkt wordt dat k_1 enigszins afhankelijk is van de vorm van de stenen. In veel gevallen kan deze invloed van de vorm van de stenen worden verwaarloosd.

A2 geringe waterdiepte

Indien $h/D_{90} < 3,5$ à 10 dan wordt de ontwikkeling van de grootschalige turbulentie door de waterdiepte belemmerd en daarom neemt ψ en dus ook u_{cr} toe met een afnemende waterdiepte. Dit is onder andere door Ashida en Bayazit [1] waargenomen. Deze invloed is in een stroming met een volledig ontwikkelde grenslaag onderzocht en daar luidt het stabiliteitskriterium:

$$\frac{u_{cr}}{\sqrt{g\Delta D}} = C \sqrt{\frac{c_k \psi}{g}} \quad (4.8.a)$$

$$= \sqrt{c_k} \log \frac{6h}{D} \quad (4.8.b)$$

waarin:

C = Chézy coëfficiënt $(m^{0,5}s^{-1})$

ψ = schuifspanningsparameter (-)

c_k = coëfficiënt voor de taludinvloed (-)

De schuifspanningsparameter is gedefinieerd als:

$$\psi = \tau / (\rho g \Delta D) \quad (4.9)$$

In (4.8.b) is aangenomen dat $\psi_{kr} = 0,03$ en $D = D_n$. Deze formule blijkt goed te voldoen als $h/D_{90} > 1,5$; is de waterdiepte nog kleiner dan is de stroming zeer turbulent en is het moeilijk u_{cr} uit metingen te bepalen. In de literatuurstudie van het onderzoek M 1741 [46] wordt in die situatie aanbevolen u_{cr} door het kritieke debiet te vervangen.

In een stroming met een onontwikkelde grenslaag zoals in de retourstroom wordt een zelfde tendens betreffende de invloed van een geringe waterdiepte verwacht als bij een stroming met een ontwikkelde grenslaag. Bij een taludverdediging van stortsteen en grind moet in het gebied van een geringe waterdiepte boven het talud tijdens de retourstroom rekening worden gehouden met het uit de toplaag stromende water ten gevolge van de waterspiegeldaling. Dit uitstromende water heeft in het algemeen een gunstige invloed op de stabiliteit van de stenen in de toplaag.

Invloed gradering

In het geval van gegradeerd materiaal moet voor de toepassing van het stabiliteitskriterium een representatieve steendiameter worden bepaald.

Volgens literatuurstudie [36] kan van een sortering met een matige gradering voor de bepaling van kritieke stroomsnelheid D_{50} maatgevend worden gesteld.

Kniess (1977) [16] stelt de representatieve steendiameter D_r afhankelijk van de gradering van het mengsel: representatieve steendiameter

$$\begin{array}{ll} D_{60}/D_{10} < 5 & D_{50} \text{ à } D_{60} \\ D_{60}/D_{10} > 5 & D_{84} \end{array}$$

Volgens een oudere vuistregel is $D_r = D_{84} \text{ à } D_{95}$ indien $D_{95}/D_5 > 4 \text{ à } 5$.

Ter vergelijking zijn deze kenmerken van enkele oeververdedigingsmaterialen hier vermeld:

	stortsteen 10-60 kg	grof grind
D_{60}/D_{10}	1,3	1,7
D_{95}/D_5	1,5	2,4

Hieruit blijkt dat bij deze materialen de invloed van de gradering kan worden verwaarloosd.

Een algemenere uitdrukking voor de representatieve steendiameter D_r is door Stevens in Knies [16] gegeven. Het is een omslachtige definitie waarvan de praktische bruikbaarheid nog moet worden bewezen.

Maynord [20] heeft het bezwijken van een dunne toplaag van stortsteen onderzocht. Eén van de resultaten van dat onderzoek is dat in overeenstemming met het onderzoek van Einstein D_{30} de representatieve steendiameter blijkt te zijn. Bij het bezwijken van een toplaag met een dikte van een steendiameter heeft de onderliggende laag een aanzienlijke invloed op het bezwijken, zodat het onzeker is of D_{30} in het algemeen de representatieve steendiameter is. Uit de verschillende onderzoeken blijkt dat de huidige kennis over de invloed van de gradering op een representatieve steendiameter nog onvoldoende is.

Invloed vorm van de stenen

De vorm van de stenen wordt door verschillende parameters gekarakteriseerd. Hierbij kunnen worden onderscheiden parameters die weergeven de mate waarin de vorm van het volume van de stenen afwijkt van een bol, en parameters die de aard van het oppervlak van de stenen representeren: hoekig of rond. De invloed van de laatst genoemde parameters is ondergeschikt aan de invloed van de eerst genoemde parameters. Van deze parameters is de vormfaktor c_v het belangrijkste en de definitie luidt:

$$c_v = \frac{c}{\sqrt{ab}} \quad (4.10)$$

waarin a , b , c drie onderling loodrecht op elkaar staande diameters zijn: a = maximum diameter, c = minimum diameter, zie ook verslag M 1115 deel VIII [42].

Het volume van een ellipsoïde volgt nu uit:

$$\text{volume} = \frac{\pi}{6} a b c = \frac{\pi}{6} c^{-2} b^3 \approx \frac{\pi}{6} c^{-2} \frac{D^3}{50} \quad (4.11)$$

$$D_n \approx c_{v2}^{-2/3} D_{50} \quad (4.12)$$

waarin:

$$c_{v2} = b/\sqrt{a c} \quad (4.13)$$

c_{v2} = vormfaktor (-)

$$c_{v2}^2 = c_v^2 (D_{50}/c)^3 \quad (4.14)$$

De vormfaktor c_{v2} wordt weinig toegepast. Het verband tussen D_n en D_{50} is belangrijk en als meer bekend is over de waarden van c_{v2} dan kan (4.12) een praktische formule worden.

De volgende waarden van c_v zijn bekend:

materiaal	$\overline{c_v}$	onderzoek	lit.
bol	1	per definitie	
fluviaal zand en grind	0,7	Hallmark et al 1965	[10]
breuksteen	0,59 à 0,63	Rijkswaterstaat 1981	[27]
gebroken stortsteen	0,5 à 0,6	Kniess 1983	[17]
modelstenen	0,54	Wallingford 1976	[34]
monsters grind	0,53 (0,4 à 0,6)	Oebes 1981	[26]
mijnsteen (modelstenen)	0,50	Waterloopkundig Laboratorium 1960	[49]

Tabel 4.II De waarde van de vormfaktor van verschillende materialen

De aanbevolen waarden van k_1 gelden voor materialen met $c_v \approx 0,6$. Indien $c_v = 0,7$ dan moet k_1 met 1,1 à 1,2 worden vermenigvuldigd, zie Hallmark en Smith [10]. Voorgesteld wordt om in (4.1) en (4.2) k_1 te vervangen door $k_1 + c_v - 0,6$ om de invloed van de vorm van de stenen te verdisconteren. Als voorbeeld worden de resultaten van het prototypeonderzoek Oebes in het Hartelkanaal vermeld:

$$k_1 = k_{1, \text{zonder vorminvloed}} + 0,53 - 0,6:$$

$$1,15 < k_1 < 1,30$$

Hieruit blijkt dat de invloed van de vorm van de stortstenen op het stabiliteitskriterium in het algemeen niet zo groot is.

B onverdedigde kanaalbodem

De onverdedigde kanaalbodem bestaat veelal uit zand, soms ook uit cohesief materiaal. De stabiliteit van cohesief materiaal blijft in het onderhavige verslag echter buiten beschouwing.

De stabiliteit van zand kan aan de hand van het stabiliteitskriterium volgens Shields worden bepaald. Dat stabiliteitskriterium is op de bodemschuifspanning gebaseerd, in tegenstelling tot het voorgaande stabiliteitskriterium dat op de stroomsnelheid is gebaseerd:

$$\psi_{cr} = c_k \tau_{cr} / (\rho g \Delta D) \quad (4.15)$$

In (4.15) is $D = D_{50}$ omdat D_{50} een praktische maat is en bij materialen met een diameter $\ll 10^{-1}$ m de invloed van de vorm van de korrels van ondergeschikt belang is waardoor het verschil tussen D_n en D_{50} verwaarloosd kan worden. Opge-merkt wordt dat dat verschil bij stortsteen in het algemeen niet verwaarloosd kan worden. Ter toelichting wordt vermeld dat c_k met (4.3) berekend wordt. Indien $10^{-2} < D_{50} < 10^{-1}$ m, en een uniforme stroming met een relatieve turbu-lentie intensiteit $r \approx 0,15$, geldt over een horizontale bodem:

$\psi_{cr} = 0,02$	een gering transport, incidenteel verplaatst er een korrel
$\psi_{cr} = 0,03$	een gering transport, af en toe verplaatst er een korrel
$\psi_{cr} = 0,04$	een gering transport, hier en daar een korrel aan de wandel

Voor een eerste benadering wordt $\psi_{cr} = 0,04$ aanbevolen, als geen absolute sta-biliteit wordt vereist.

Bij een grotere turbulentieintensiteit moet de kritieke waarde van ψ verlaagd worden. Bovenstaande waarden gelden voor schoon uniform zand op een gladde, horizontale bodem, $c_k = 1$. In de praktijk zal door verontreiniging van het zand ψ_{cr} kunnen afwijken.

Indien $D_{50} < 1 \cdot 10^{-2}$ m dan is ψ_{cr} afhankelijk van $Re_* = u_* D / \nu$, zie de Shields-krommen in figuur 4.3. Indien $D_{50} > 10^{-1}$ m dan geldt $\psi_{cr} = 0,04 \text{ à } 0,06$ op basis van betrekkelijk weinig metingen.

In het deel van de onverdedigde kanaalbodem dat zich onder het schip bevindt, zal als regel ψ_{cr} eerder overschreden worden dan in het deel van de onverde-digde kanaalbodem naast het schip, zie ook [40]. In de retourstroom onder het

schip wijken de stroomsnelheidsprofielen sterk af van de snelheidsprofielen in een uniforme stroming en daardoor kunnen de waarden van ψ_{cr} afwijken van de in het voorgaande genoemde waarden. Hierover is nog betrekkelijk weinig bekend. Opgemerkt wordt dat de betekenis van een stabiliteitskriterium voor een talud verschilt van de betekenis van een stabiliteitskriterium voor een onverdedigde kanaalbodem. Als de stabiliteit van een steen op een talud wordt overschreden dan rolt deze naar beneden, zodat bij de teen van het talud "sedimentatie" optreedt en daar boven resulterende erosie. Op de onverdedigde horizontale kanaalbodem in een prismatisch kanaal heffen erosie en sedimentatie elkaar gemiddeld op, zodat de resulterende bodemverandering beperkt blijft. Voor de invloed van de gradering en de representatieve diameter op het stabiliteitskriterium volgens Shields kan hetzelfde worden opgemerkt als bij de behandeling van het stabiliteitskriterium volgens Isbash is vermeld.

4.2.2 Transportformule

Een transportformule geeft het verband weer tussen de schuifspanningsparameter ψ en de transportparameter ϕ . De definitie van de transportparameter luidt:

$$\phi = \frac{q_s}{\sqrt{g\Delta D_{50}^3}} \quad (4.16)$$

waarin

$$q_s = \text{transportintensiteit} \quad (\text{m}^3 \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{s}^{-1})$$

Afhankelijk van de grootte van ϕ kunnen verschillende transportformules voor het bodemtransport van loskorrelig materiaal worden gebruikt:

$\psi > 0,1$ en $\phi > 0,1$ dan geldt de transportformule volgens Meyer-Peter en Müller:

$$\phi = 13,3 \{ \mu \psi - 0,047 \}^{1,5} \quad (4.17)$$

waarin $\mu = \text{ribbelfactor} \quad (-)$

$$\mu = \left\{ \frac{C_t}{C_k} \right\}^{3/2} \quad (4.18)$$

waarin

C_t = Chézy coëfficiënt voor de totale ruwheid $(m^{0,5}s^{-1})$

C_k = Chézy coëfficiënt voor de korrels $(m^{0,5}s^{-1})$

Hierbij wordt opgemerkt dat μ vaak de functie van korrektiefactor vervuld omdat (4.18) een beperkte nauwkeurigheid heeft.

Voor relatief lage transportintensiteiten met $\psi < 0,1$ en $\phi < 0,1$ geldt dan de aangepaste transportformule volgens Paintal:

$$\phi = 1,64 \cdot 10^{10} \psi^{11} \quad (4.19)$$

waarbij geldt dat $\psi > 0,015$, $\phi > 10^{-9}$ en $D_{50} > 10^{-2}$ m. Indien $D_{50} < 10^{-2}$ m dan moet rekening worden gehouden met het feit dat ϕ afhankelijk is van Re_* , zie figuur 4.3. De overgang tussen de transportformule van Meyer-Peter en Müller en de aangepaste transportformule van Paintal is in het verslag M 1115 deel X bl [43] behandeld.

De transportformule volgens Paintal is getoetst aan het transport van zand en grind. Het transport van stortsteen is zo extreem laag dat dat transport niet aan een transportformule is getoetst. Bij het ontwerp van een oeververdediging waarbij een gering transport tijdens extreme gebeurtenissen wordt geaccepteerd, wordt aanbevolen de transportformule volgens Paintal toe te passen. In extreme situaties kunnen door de retourstroom over de onverdedigde kanaalbodembodem zulke grote transporten worden veroorzaakt dat de transportformule volgens Meyer-Peter en Müller moet worden gebruikt.

Invloed taludhelling

De invloed van de taludhelling op de transportformule volgens Paintal is in verslag M 1115 deel VIII [42] uitvoerig behandeld. Het resultaat is:

$$\phi_x = 1,64 \cdot 10^{10} \psi_x^{11} \quad (4.20)$$

$$\phi_t = \sqrt{\phi_y^2 + \phi_x^2} = \phi_x \sqrt{\text{tg}^2 \gamma + 1} \quad (4.21)$$

waarin

γ = hoek tussen de richting van de retourstroom en de transportrichting van een korrel in het vlak van het talud

(°)

Deze hoek γ volgt uit, zie ook figuur 4.4:

$$\operatorname{tg} \gamma \approx - (1,3 \text{ g} \Delta D_{50} \sin \alpha) / (C_D c_v^2 u_r^2) \quad (4.22)$$

waarin

C_D = dragcoëfficiënt (-)

α = hoek van het talud (°)

Deze uitdrukking kan vereenvoudigd worden tot:

$$\operatorname{tg} \gamma \approx - c_8 \text{ g} \Delta D_{50} \sin \alpha / u_r^2 \quad (4.23)$$

waarin c_8 = coëfficiënt (-)

Het minteken in (4.22) en (4.23) is het gevolg van de keuze van de positieve y-as, zie figuur 4.4, daardoor is $\operatorname{tg} \gamma$ negatief.

Voor een korrel in een glad bed op een onverdedigd talud geldt: $C_D \approx 0,2$, $c_v \approx 0,7$ en $c_8 \approx 10,2$. Voor een stortsteen geldt: $C_D \approx 0,3$, $c_v \approx 0,5$ en $c_8 \approx 4,3$.

In een ontwikkeld logaritmisch snelheidsprofiel geldt bij benadering u_* volgens (3.2). Dan kan (4.23) worden herleid tot:

$$\operatorname{tg} \gamma \approx - c_9 \frac{1}{\psi} \sin \alpha \quad (4.24)$$

Door Ikeda [13] is getracht een aparte transportformule voor het transport in y-richting af te leiden. Deze formule is echter nog niet algemeen geldig. Opgemerkt wordt dat in dat artikel uitdrukking (4.3) opnieuw is afgeleid zonder echter de liftkrachten te verwaarlozen. In de meeste gevallen is deze verwaarlozing echter toegestaan.

In een discussie op het artikel van Ikeda vermeldt Parker [23] een formule die wel algemeen geldig is. In het geval van de retourstroom kan deze formule vereenvoudigd worden tot:

$$\phi_y / \phi_x = - c_{10} \tan \alpha \sqrt{\frac{\psi_{cr}}{\psi_x}} \quad (4.25)$$

waarin

- ϕ_x = transportparameter evenwijdig aan de kanaalas (-)
 ϕ_y = transportparameter loodrecht op de kanaalas (-)
 c_{10} = 1,4 à 1,6

$$\text{tg } \gamma = \phi_y / \phi_x \quad (4.26)$$

In deze vereenvoudiging is aangenomen dat de richting van de retourstroom evenwijdig is aan de kanaalas.

Uitdrukking (4.25) geldt voor zand en is afgeleid voor kleine taludhellingen. Transportparameter ϕ_x moet met een transportformule als functie van ψ_x voor een horizontale bodem worden berekend.

Uit een vergelijking van (4.24) met (4.25) en (4.26) blijkt dat beide formules globaal met elkaar overeenstemmen. Gezien de uitgebreide toetsing van (4.25) verdient het de voorkeur deze formule op zand en fijn grind toe te passen.

Invloed gradering

Een gegradeerd materiaal wordt gekenmerkt door verschillende zeeffrakties en een zeefkromme waarvan de geometrische standaardafwijking groter is dan 1,3. De geometrische standaardafwijking σ_g is gedefinieerd als $\sigma_g = \sqrt{D_{84}/D_{16}}$.

Door Proffitt en Sutherland [25] is de transportformule van Paintal op een min of meer empirische wijze aangepast om het transport van een gegradeerd materiaal te berekenen. De berekening wordt in het onderstaande toegelicht.

Van een monster van het gegradeerde materiaal wordt een zeefkromme bepaald. Elke zeeffractie heeft een gemiddelde diameter D_i . Uit de zeefkromme volgt D_{50} .

Beschouw een stroming waardoor een schuifspanning τ op de bodem wordt uitgeoefend. Van elke zeeffractie kan nu de schuifspanningsparameter worden berekend met:

$$\psi_i = \tau / (\rho g \Delta D_i) \quad (4.27)$$

waarin D_i = gemiddelde diameter van fractie i (m)

Evenzo volgt ψ_{50} uit (4.27) als D_i door D_{50} wordt vervangen.

Als representatieve diameter D_r van de sortering wordt aangenomen:
indien

$$\psi_{50} < 0,04 \quad D_r = D_{50}$$

$$0,04 < \psi_{50} < 0,05 \quad 0,7 D_{50} < D_r < D_{50}$$

$$\psi_{50} > 0,05 \quad D_r = 0,7 D_{50}$$

Voor de ligging van fraktie i in een vlak bed van het gegradeerde materiaal wordt een "exposure" korrektiecoëfficiënt ϵ_i berekend:
indien

$$0,6 < D_i/D_r < 10 \quad \epsilon_i = 1,0 (D_i/D_r)^{0,51} \quad (4.28a)$$

$$D_i/D_r < 0,6 \quad \epsilon_i = 1,16 (D_i/D_r)^{0,81} \quad (4.28b)$$

Met (4.28a) en (4.28b) wordt voor elke fraktie i ϵ_i berekend.

In hun artikel merken Proffitt en Sutherland op dat (4.28a) en (4.28b) vrijwel overeenkomen met de relatie volgens Egiazaroff [7] voor het begin van beweging van gegradeerd materiaal.

Voor een gegradeerd materiaal wordt de transportformule van Paintal als volgt aangepast:

$$p_{t,i} \phi_i = p_{b,i} 1,64 \cdot 10^{10} \{ \epsilon_i \psi_i \}^{11} \quad (4.29)$$

waarin

$p_{t,i}$ = percentage fraktie i in het getransporteerde
materiaal (-)

$p_{b,i}$ = percentage fraktie i in het bedmateriaal (-)

$$\phi_i = q_s / \sqrt{g \Delta D_i^3} \quad (4.30)$$

Als het percentage $p_{b,i}$ uit de zeefanalyse bekend is, dan wordt $p_{t,i} \phi_i$ met (4.29) berekend. Opgemerkt wordt dat q_s in ϕ_i betrekking heeft op de totale transportintensiteit. Vervolgens wordt met (4.30) $p_{t,i} q_s$ berekend. Per definitie is

$$\sum_{i=1}^N p_{t,i} = 1 \quad (4.31)$$

waarin N het totaal aantal frakties i. (-)

Uit (4.29) en (4.30) zijn $p_{t,i}$ en q_s te berekenen:

$$q_s = p_{t,i} q_s + \dots + p_{t,N} q_s \quad (4.32)$$

$$\phi_t = q_s / \sqrt{g \Delta D_r^3} \quad (4.33)$$

waarin ϕ_t = totale transportparameter (-)

Uit (4.32) volgt q_s en daarna kunnen uit $p_{t,i} q_s$ de waarden van $p_{t,i}$ worden bepaald.

De coëfficiënten in (4.28a+b) zijn uit de resultaten van laboratorium proeven bepaald met gegradeerd materiaal waarvan 50 tot 90% van $D_i < 4 \cdot 10^{-3}$ m. Dat betekent dat de kleine transportintensiteiten afhankelijk zijn van $Re_* = u_* D_i / \nu$. Met deze afhankelijkheid is door Proffitt en Sutherland geen rekening gehouden. Vervolgens hebben de auteurs de berekeningsmethode aan prototype metingen in rivieren getoetst. Uit deze toetsing bleek dat met deze berekeningsmethode het transport in het prototype niet nauwkeurig kan worden berekend. Omdat in een aantal prototypeproeven het materiaal een diameter heeft die groter is dan $5 \cdot 10^{-3}$ m, en het transport dus onafhankelijk is van Re_* kan deze afhankelijkheid de verschillen tussen laboratoriumproeven en prototypeproeven voor een deel verklaren.

Het verdient aanbeveling de coëfficiënten in (4.28a+b) te bepalen voor gegradeerd materiaal met $D_i > 5 \cdot 10^{-3}$ m en vervolgens de invloed van Re_* op gegradeerd materiaal met $D_i < 5 \cdot 10^{-3}$ m te bepalen. Bij toenemende transportintensiteiten wordt deze invloed van Re_* echter steeds onbelangrijker.

De equivalente zandruwheid

De equivalente zandruwheid komt als parameter in verschillende formules voor. In het onderstaande wordt een overzicht gegeven van de waarden van de equivalente zandruwheid, die in uiteenlopende omstandigheden experimenteel zijn bepaald.

$$k_s = c_{11} D_{50}$$

$$k_s = c_{12} D_{90}$$

(4.34)

situatie	lit.	transport	c_{11}	c_{12}
			-	-
bollen dichte pakking	[4]	-	0,4	
bollen open pakking	[4]	-	2,5 à 2,6	
halve bollen, dichte pakking	[4]	-	0,3	
halve bollen, open pakking	[4]	-	0,1	
uniform zand, dichte pakking	[30]	-	1	1
uniform zand, glad afgestreken	[48]	-	1 à 2	1 à 1,5
uniform grind, glad gestrooid	[14]	-		2 à 3
stortsteen, dichte pakking (gelijmd)	[47]	-	1,5 à 2,2	
stortsteen open pakking **	[47]	-	4 à 4,5	2 à 2,5
uniform grind, glad afgestreken	[26]	+	3 à 4	
glad alluviaal bed.	[28]	+	3	
gegradeerd zand, glad afgestreken		-	$D_{65} < k_s < D_{90}$ *	

- geen transport, + gering transport zonder beddingvormen

* sterk afhankelijk van de mate van gradatie

** waterdiepte is gering, vertaald naar grote waterdiepte $\sim 2 D_{50}$

Tabel 4.III Equivalente zandruwheid

De volgende omstandigheden hebben invloed op de waarde van k_s :

- definitie van de bodemligging, de ligging van z_0 in het logaritmisch snelheidsprofiel
- de laagdikte en de grondwaterstroming
- hoekig of afgerond materiaal
- wel of geen transport van materiaal
- uniform of gegradeerd materiaal
- waterdiepte.

Bij deze omstandigheden wordt het volgende opgemerkt:

- a. In een fysisch onderzoek (model of prototype) is het moeilijk om z_0 nauwkeurig te bepalen, en deze onnauwkeurigheid heeft invloed op k_s .
- b. Deze invloed is in enkele laboratoriumopstellingen onderzocht en dat betekent dat deze invloed onvolledig bekend is.
- c. Deze invloed is beperkt, in het algemeen minder dan $0,5 D_{50}$.
- d, e en f Deze invloeden zijn in enkele situaties onderzocht en deze invloeden zijn globaal in tabel 4.III verwerkt.

In de literatuur worden vaak niet al deze omstandigheden beschreven, daardoor kan de spreiding in de coëfficiënten c_{11} en c_{12} uit de literatuur dikwijls niet nader worden verklaard.

In tabel 4.III wordt met een open pakking een oppervlak bedoeld met daarop individuele stenen die op een afstand van $2 D_{50}$ tot $10 D_{50}$ van elkaar liggen. Deze situatie treedt vaak op als er incidenteel een gering transport van materiaal optreedt.

Voor een kanaaldwarsprofiel worden de volgende waarden aanbevolen:

stortsteen	geen transport	$k_s = (1 \text{ à } 2) D_{90}$
	wel transport	$k_s = (3 \text{ à } 4) D_{50}$ $= (1,5 \text{ à } 2,5) D_{90}$
zand	onverdedigd talud	$k_s = (3 \text{ à } 4) D_{50}$

Het belang van een goede schatting van k_s kan met de invloed van k_s op de Chézy-coëfficiënt C van een uniforme stroming langs een hydraulisch ruwe bodem worden geïllustreerd:

$$C = 18 \log \frac{12R}{k_s} \quad (4.35)$$

waarin R = hydraulische straal (m)

Indien k_s een faktor 2, respektievelijk 5 te klein geschat wordt, dan neemt de waarde van C met 5,5 respektievelijk 12,6 toe. Ten opzichte van veel voorkomende praktijkwaarden, $C = 45 \text{ à } 60$, zijn deze veranderingen aanzienlijk.

4.3 Toetsing berekeningsmethoden aan metingen

Aan de in het fysisch modelonderzoek verrichte metingen zijn het in het voorgaande behandelde stabiliteitskriterium en vervolgens de transportformule getoetst.

Stabiliteitskriterium

In de retourstroom onder het schip is het gemeten transport en stabiliteit van het fijne grind vergeleken met het stabiliteitskriterium volgens Isbash. De maximum stroomsnelheid, die bepalend is voor dat stabiliteitskriterium, treedt vrijwel direct na het eerste grootspant van de duwbakken op. De duweenheid in de formatie lx2 vaart zonder drifthoek langs de teen van het talud. Op de horizontale kanaalbodem zijn proefvakken van uniform grind met $0,045 \text{ m} < D_{50} < 0,05 \text{ m}$ aangelegd. Uit de analyse van een 20-tal vaarten blijkt $1,28 \text{ m/s} < u_{cr} < 1,31 \text{ m/s}$. De waarde van de konstante k_1 uit het stabiliteitskriterium is met (4.1) met $c_k = 1$ bepaald $1,42 < k_1 < 1,53$. Indien in dat stabiliteitskriterium D_{50} door D_n wordt vervangen en $D_n \approx 1,1 D_{50}$ (geldend voor grind) dan varieert k_1 tussen $1,35 < k_1 < 1,45$. Dit resultaat ligt tussen de waarden van k_1 die Isbash voor een steen in een bed en een geïsoleerde steen op een bed heeft bepaald. Deze waarden wijken af van de in het Oebes onderzoek [26] gevonden waarden van k_1 . Omdat D_n in het modelonderzoek niet is bepaald en k_1 gevoelig is voor de waarden van D_n , kan het verschil tussen model en prototype niet met zekerheid aan schaaffecten worden toegeschreven.

Voor het ontwerp van een oeververdediging wordt $k_1 = 1,4$ aanbevolen.

Transportformule

Een transportformule is op proeven met een uniforme stroming gebaseerd. De retourstroom onderscheidt zich van een uniforme stroming doordat de grenslaag langs de bodem zich nog moet ontwikkelen en doordat de stroomsnelheid buiten deze grenslaag ten opzichte van de bodem veelal tijdsafhankelijk is. Zo'n transportformule kan in de retourstroom worden toegepast indien wordt aangenomen dat in de retourstroom momentaan dezelfde relatie tussen $\phi(t)$ en $\psi(t)$ geldt als in een uniforme stroming. Te verwachten is dat deze aanname slechts onder bepaalde voorwaarden geldt en aan de hand van de resultaten van het fysisch modelonderzoek is het inzicht in de geldigheid van deze aanname vergroot. Deze aanname is als volgt geverifieerd:

- uit de gemeten waterbeweging is $c_f(t)$ berekend, zie voorgaande hoofdstuk,

- uit het gemeten transport is met de transportformule van Paintal $\psi(t)$ berekend. Vervolgens zijn uit $\psi(t)$ de grootheden τ en c_f bepaald.
- Door de volgens beide methoden berekende waarden van c_f met elkaar te vergelijken, blijkt in welke mate de genoemde aanname geldig is.

Transportformule in de retourstroom naast het schip

In het modelonderzoek met een duweenheid in de formatie 3x3 schaal 1:25 is tijdens 8 vaarten het transport van bakeliet in de retourstroom naast het schip gefilmd. De resultaten van deze proeven zijn in de figuren 3.6...3.13 gepresenteerd. Uit deze figuren blijkt het volgende:

- de volgens de analogie met een hydraulisch ruwe plaat parallel aan een uniforme stroming, berekende c_f stemt kwalitatief overeen met de uit de transporten berekende c_f . Met deze analogie wordt de maximum waarde van c_f echter niet nauwkeurig berekend.
- de volgens de analogie met oscillerende golven berekende \hat{c}_f stemt goed overeen met de uit de transporten berekende \hat{c}_f .
- Uit deze resultaten volgt dat de transportformule van Paintal met succes momentaan in de retourstroom naast het schip kan worden toegepast. Hierbij dient wel bedacht te worden dat de overeenstemming tussen de retourstroom en een uniforme stroming over een hydraulisch ruwe plaat enigszins kunstmatig is verkregen door een drifthoek van 2° aan te brengen.

Uit andere onderzoeken blijkt dat bij het op bovenbeschreven wijze toepassen van de transportformule van Paintal de voorwaarde gesteld moet worden dat de versnelling in de retourstroom nabij de boeg niet te groot is, (in het modelonderzoek zijn maximale versnellingen van $0,10 \text{ à } 0,25 \text{ m/s}^2$ gemeten) en dat de relatieve turbulentieintensiteit laag is ($\sigma_u/\bar{u} \sim 0,15$).

Voorts blijkt dat bij een schip alleen in extreme situaties de waarde van c_f nabij het hek van het schip gelijk wordt aan $c_f = 2g/C^2$ die bij een stroming met een volledig ontwikkelde grenslaag behoort.

De door de korrels afgelegde afstand in een aanééngesloten beweging bedraagt gemiddeld $10 \text{ à } 20 D_{50}$, en neemt enigszins toe met een toenemende transportintensiteit, zie ook van Rijn [29]. Voorts blijkt dat ten tijde van de maximale versnelling in de retourstroom de afgelegde afstand sterk toeneemt tot $50 \text{ à } 100 D_{50}$. Hierbij wordt opgemerkt dat de transportintensiteit gedefinieerd is als het volume van de korrels dat per m' breedte en per s een doorsnede passeert. Door deze definitie is de transportintensiteit afhankelijk van de

afgelegde afstand. De zogenaamde pick-up rate is onafhankelijk van de afgelegde afstand.

Transportformule in de retourstroom onder het schip

In het modelonderzoek met een duweenheid in de formatie 1×2 , schaal 1:10,5 is tijdens ongeveer 20 vaarten het transport van grind in de retourstroom onder het schip gefotografeerd.

De resultaten van deze proeven zijn in de figuren 4.4...4.6 gepresenteerd. Uit deze figuren blijkt het volgende:

- de gemeten transportintensiteit is aanmerkelijk groter dan de berekende transportintensiteit. Aan dit verschil kunnen de drukpiek onder de boeg en de grote versnellingen in de retourstroom onder de boeg hebben bijgedragen. Hierdoor is wellicht een verhoudingsgewijs grotere liftkracht op de korrels uitgeoefend. Bij de berekening van c_f uit de waterbeweging heeft de veronderstelling dat het logaritmisch snelheidsprofiel op de gemeten stroomsnelheden zou mogen worden toegepast, wellicht tot te lage waarden van c_f nabij de boeg geleid.

Nabij het hek van de duwbakken hebben aan het genoemde verschil de drukpiek bij de hogere vaarsnelheden, en de relatief grotere turbulentie-intensiteit in de retourstroom onder het schip bijgedragen, zie figuur 4.7. De toename in turbulentie-intensiteit is bij de hoogste vaarsnelheden het grootst. De vertraging in de retourstroom nabij het hek van de duwbakken gaat met een verhoging van de turbulentie-intensiteit gepaard. Snel daarna gaat de retourstroom over in de volgstroom.

- De afstand, die door de korrels in de retourstroom onder het schip is afgelegd varieert van $10 D_{50}$ tot $22 D_{50}$. Deze afstand komt overeen met de afstand die in ijkproeven met uniforme stroming is gemeten: $13 \text{ à } 20 D_{50}$. De transportintensiteit was bij deze proeven vrij laag $\phi = 10^{-8} \text{ à } 10^{-6}$.
- De richting van de retourstroom naast het schip is evenwijdig aan de kanaalas met uitzondering van het gebied nabij de boeg waarin de richting naar het talud toe is. De transportrichting van de korrels onder het schip is juist 0 tot 20° naar de kanaalas toe gericht. Dit wordt veroorzaakt doordat het schip langs de teen van het talud vaart waardoor de waterspiegel daling aan stuurboord en aan bakboord van het schip verschillend is.

4.4 Teenkonstrukties van taludverdedigingen

Met de berekeningsmethoden van de stabiliteit en het transport van loskorrelig materiaal in de toplaag van een oeververdediging kan de beëindiging van een oeververdediging niet worden berekend. Als de retourstroom de maatgevende belasting van het onderste deel van een taludverdediging is dan volgt uit de verdeling van de maximum retourstroomsnelheden langs het talud dat de taludverdediging tot de teen van het talud moet worden voortgezet. Aan de beëindiging van een taludverdediging worden bijzondere eisen gesteld, die nog niet in een berekeningsmethode zijn verwerkt. Daarom worden in deze paragraaf enkele praktijkervaringen met teenkonstrukties vermeld.

De functies van een teenkonstructie

In het overzicht van Westhaus [51] wordt vermeld dat een oude standaardkonstructie bestaat uit een dichte toplaag met een teenkonstructie van losse stortsteen voornamelijk om het grondwater de waterstandsvariaties in het kanaal te kunnen laten volgen en de overdrukken op de toplaag te beperken. Ook bij moderne konstrukties met een loskorrelige toplaag is een belangrijke grondmechanische eis dat het uittredende grondwater geen transport van materiaal uit de ondergrond mag veroorzaken.

Bij een dichte toplaag heeft een teenkonstructie ook de functie om het afschuiven van de toplaag over het talud te voorkomen door een steunkracht op te nemen. Door Kniess [17] is een aanzet van een berekeningsmethode van deze steunkracht gegeven. Bij een loskorrelige toplaag wordt aanbevolen om ervan uit te gaan dat de teenkonstructie geen steunkracht op de toplaag uitoefent en dus geen bijdrage levert aan de stabiliteit van zo'n toplaag.

Hierbij kan worden opgemerkt dat na een inspectie van de proefvakken in het Hartelkanaal is gebleken dat (op het onverdedigde deel van het talud) beneden de beëindiging van de oeververdediging halverwege het talud, veel stortstenen uit de toplaag op het onverdedigde deel van het talud zijn gerold. Door Heerten [11] is gesteld dat het naar beneden rollen van stortstenen langs een talud er toe leidt dat na verloop van tijd op een teenkonstructie een extra laag stenen ligt. Daardoor ontstaat de indruk dat een teenkonstructie door zo'n extra laag vanzelf sterker wordt. Deze indruk is niet in alle gevallen juist, vooral niet in scheepvaartkanalen waar de bodem steeds in beweging wordt gebracht. Daardoor kunnen lokaal ontgrondingskuilen ontstaan en een belangrijke functie van een teenkonstructie is om of deze variërende bodemligging flexibel

te volgen, of om te voorkomen dat deze variërende bodemligging enige invloed op de taludverdediging en de teenkonstruktie heeft, bijvoorbeeld door een teenkonstruktie met een kleine damwand, (type 6 in figuur 4.9).

De typen teenkonstrukties

Een inventarisatie van verschillende typen teenkonstrukties is in figuur 4.9 weergegeven. Deze konstrukties kunnen op de volgende wijze worden gekarakteriseerd:

A er wordt vrijwel geen materiaaltransport van de onverdedigde horizontale kanaalbodem verwacht. In die situatie zullen lokaal geen erosiekuilen of ontgrondingskuilen ontstaan.

type

- 1 lichte konstruktie, weinig scheepvaartverkeer, aanleg in den natte,
- 2 zwaardere konstruktie dan type 1, met een betere grondwaterdoorlatendheid en een betere steunfunctie van de taludverdediging dan type 1, aanleg in den natte,
- 3 ouderwetse konstruktie, aanleg in den droge, gering scheepvaartverkeer, voornaamste functie is een goede grondwaterdoorlatendheid.

B er wordt een aanzienlijk materiaaltransport van de onverdedigde horizontale kanaalbodem verwacht, waardoor lokaal aanzienlijke ontgrondingen kunnen optreden, h_0 is de verwachte maximum diepte van een ontgrondingskuil (zie figuur 4.9).

type

- 4 lichte konstruktie, geen verbetering van de grondwaterdoorlatendheid, aanleg in den droge of in den natte,
- 5 een geotextiel met daarop een laag stortsteen, aan einde een rol kleinere stenen gewikkeld in het geotextiel, zwaardere konstruktie dan type 4, geen verbetering van de grondwaterdoorlatendheid, aanleg in den natte,
- 6 zware konstruktie, sterke beperking van de grondwaterdoorlatendheid, aanleg in den droge,
- 7 ter beperking van de ontgrondingen wordt de horizontale kanaalbodem ook verdedigd. Vaak wordt type 7 toegepast met een dichte toplaag en in een gebied waarin de grondwaterstanden lager zijn dan de waterspiegel in het kanaal.

Een kenmerkende afmeting is de breedte van de teenkonstruktie, b_t .

type teenkonstruktie	b_t (m)	auteur
1	2 of groter	Westhaus [51], Fuehrer [8]
2	1,8 à 5	Kuhn [18]
3	1,5 à 2	Westhaus [51]
5	2 à 5	Heerten [11]
6	2	Heerten [11]
7	0,90 of groter*	Kuhn [18]

* afhankelijk van de toplagen

Tabel 4.IV De breedte van de teenkonstruktie

Op grond van het overzicht in tabel 4.IV worden de volgende aanbevelingen gedaan:

- een lichte konstruktie:

stabiele bodem type 1 $b_t = 2 \text{ à } 3 \text{ m}$

kans op ontgrondingskuilen type 5 $b_t = 2 \text{ à } 3 \text{ m}$

- een zware konstruktie:

stabiele bodem type 2 $b_t = 3 \text{ à } 4 \text{ m}$

kans op ontgrondingskuilen type 5 $b_t = 4 \text{ à } 5 \text{ m}$

- bijzondere omstandigheden typen 6 en 7.

De verschillende funkties en belastingen zijn in het bovenstaande beknopt behandeld. Een gedetailleerde studie naar een berekeningsmethode voor de afmetingen en het type van een teenkonstruktie wordt aanbevolen.

5. Voorbeeld

5.1 Inleiding

Van de berekeningsmethoden, die in de hoofdstukken 3 en 4 zijn beschreven, is in dit hoofdstuk een voorbeeld uitgewerkt. Het voorbeeld heeft betrekking op een geladen Rijn-Hernekanaalschip, aangeduid met RHK-schip, in een klasse IV vaarweg. Met deze voorbeelden wordt geïllustreerd dat het ontwerp van een oeververdediging met behulp van deze berekeningsmethoden enkele iteratieve berekeningen vereist. Voorts geven deze voorbeelden een goede indruk van de praktische betekenis van deze berekeningsmethoden.

In het voorbeeld van de toepassing van de berekeningsmethoden bij het ontwerp van een oeververdediging is uitgegaan van de volgende gegevens:

Schip: lengte L_s 80 m
 breedte B_s 9,5 m
 diepgang T 2,5 m
 vaarsnelheid v_s 0,8 v_g , v_g = grenssnelheid (m/s)
aanname: inzinking is gelijk aan de waterspiegeldaling en de vertrimming van het schip is verwaarloosbaar.

Kanaal: oppervlak van het
 natte dwarsprofiel $A_c = 6,5$ $A_M = 6,5 \times 9,5 \times 2,5 = 154,4$ m²
 waterdiepte $h = 1,4$ $T = 3,5$ m
 trapeziumvormig
 kanaaldwarsprofiel
 breedte waterspiegel $b_w = 58$ m
 breedte bodem $b_b = 30$ m
 taludhelling $m = 4$

5.2 Berekening gemiddelde scheepsgeïnduceerde waterbeweging

Als voorbeeld wordt de waterbeweging met de methode Schijf ($\alpha=1$) berekend. Uit de grenssnelheid volgens Schijf: $v_g = 2,73$ m/s, volgt de vaarsnelheid: $0,8 v_g = 2,19$ m/s. De gemiddelde retourstroomsnelheid \bar{u}_r en de gemiddelde waterspiegeldaling $\bar{\Delta h}$ volgens de methode Schijf: $\bar{u}_r = 0,577$ m/s en $\bar{\Delta h} = 0,146$ m.

In het onderstaande is aangenomen dat deze waterbeweging ten gevolge van een in het midden varende RHK-schip maatgevend gesteld kan worden voor een oeververdediging. Deze aanname leidt tot een oeververdediging die lichter is dan in de praktijk toegepast moet worden.

5.3 Het stabiliteitskriterium volgens Isbash toegepast op een talud

Voorts is aangenomen dat de taluds van het kanaal dwarsprofiel met grof grind $D_{50} = 0,05$ m verdedigd zijn en dat de horizontale bodem uit fijn zand bestaat met $D_{50} = 200$ μ . De faktor c_k voor de taludinvloed (4.3) is 0,92. Met het stabiliteitskriterium volgens Isbash (4.2 en 4.3) kan de stabiliteit van het grind worden bepaald

$$D_n > \frac{2}{0,92 \cdot 1,4^2 \cdot 1,65} \frac{0,577^2}{2 \cdot 9,81} = 0,0114 \text{ m}$$

Hieruit volgt met (4.5) D_{50} : $D_{50} > 0,0115 \text{ à } 0,0120$ m.

Uit een vergelijking met de aangenomen waarde van $D_{50} = 0,05$ m volgt dat door de retourstroom de stabiliteit van het grind verzekerd blijft.

5.4 Berekening maximale schuifspanning op de kanaalbodem en het talud

In de berekeningsmethoden is steeds een onderscheid gemaakt tussen hydraulisch glad en ruw. Daartoe is de waarde van Re_* (3.1) en u_* (3.2) geschat:

grind	stel $C = 50$
	$Re_* \approx 0,04 \times 3 \times 0,05 / 1,1 \cdot 10^{-6} \approx 5400$
zand	stel $C = 60$
	$Re_* \approx 0,03 \times 2 \times 2 \cdot 10^{-4} / 1,1 \cdot 10^{-6} \approx 11$

Dat betekent dat het oppervlak van het grind hydraulisch ruw is en dat de zandbodem als hydraulisch glad kan worden beschouwd.

In de retourstroom worden de grootheden, die de stroming in de grenslagen kenmerken, standaard op de volgende punten $\Delta L_s(i)$ berekend:

$$\Delta L_s(i) = i \cdot 0,1 L_s \quad \text{met } i = 1 \dots 10 \text{ of}$$

$$\Delta L_s(i) = i \cdot 0,05 L_s \quad \text{met } i = 1 \dots 20.$$

$\Delta L_s(i)$ wordt vanaf de boeg gemeten.

Berekening van de schuifspanning τ op de kanaalbodem en op het talud:

Kanaalbodem

i	$\Delta L_s(i)$	l	Re_l	c_f	τ	c_f	τ
(-)	(m)	(3.6) (m)	(3.5) (-)	(3.4) (-)	(3.3) (Nm ⁻²)	(3.7) (-)	(3.3) (Nm ⁻²)
1	8	1,67	0,87 10 ⁶	0,0037	0,62	0,0039	0,65
2	16	3,34	1,7 10 ⁶	0,0033	0,54	0,0034	0,57
3	24	5,01	2,6 10 ⁶	0,0030	0,50	0,0032	0,53
4	32	6,68	3,5 10 ⁶	0,0029	0,48	0,0030	0,50

Tabel 5.I Berekening schuifspanning op kanaalbodem

Talud

i	$\Delta L_s(i)$	l	$1/k_s$	c_f	τ
(-)	(m)	(3.6) (m)	(-)	(3.13) (-)	(3.3) (Nm ⁻²)
1	8	1,67	11*	0,0176	2,93
2	16	3,34	22	0,0141	2,35
3	24	5,01	33	0,0124	2,06
4	32	6,68	44*	0,0115	1,91
5	40	8,35	55	0,0108	1,80
6	48	10,02	66*	0,0102	1,70

* $1/k_s < 150$ en $1/k_s < 100$ dan zijn (3.12) en (3.13) nog niet geldig.

Tabel 5.II Berekening van schuifspanning op talud

In het begin van de retourstroom treedt naast de boeg een golf op, waarin de maximale schuifspanning op het talud als volgt berekend kan worden:

Op basis van model- en prototypemetingen wordt aangenomen (zie verslag M 1115 deel IV [40]):

$$\hat{u}_r \approx 1,3 \bar{u}_r = 0,75 \text{ m/s}$$

De periode van de frontgolf volgt uit (3.18):

$$T = c_3 a/v_s = (2 \text{ à } 6) 16/2,19 = 14,6 \text{ à } 44,0 \text{ s}$$

stel $T = 14,6 \text{ s}$. De maximum amplitude in de frontgolf volgt uit (3.17):

$$d_o = \frac{1}{\pi} \hat{u}_r T = \frac{1}{\pi} 0,75 \cdot 14,6 = 3,58 \text{ m}$$

Uit (3.19) volgt $\hat{c}_f = 0,034$ waarbij aangenomen is $k_s = 2 D_{90} \approx 3 D_{50}$. In de praktijk wordt dikwijls aan deze aanname voldaan.

Met (3.20) wordt $\hat{\tau}$ berekend:

$$\hat{\tau} = 0,034 \cdot \frac{1}{2} \cdot 1000 \cdot 0,75^2 = 9,5 \text{ N/m}^2$$

Deze berekening is herhaald met $T = 44 \text{ s}$:

$$\hat{\tau} = 0,0184 \cdot \frac{1}{2} \cdot 1000 \cdot 0,75^2 = 5,17 \text{ N/m}^2$$

5.5 Stabiliteitskriterium volgens Shields toegepast op het talud en de kanaalbodem

De stabiliteit van het talud volgt nu uit (4.15):

$$\psi = \hat{\tau} / (\rho g \Delta D_{50}) = (5,2 \text{ à } 9,5) / (1000 \cdot 9,81 \cdot 1,65 \cdot 0,05) = 0,006 \text{ à } 0,012$$

$$\psi_{\text{cr talud}} = c_k \psi_{\text{cr horizontale bodem}} = 0,92 \cdot 0,02 = 0,018$$

Hieruit volgt dat de optredende schuifspanning kleiner is dan de kritische schuifspanning. Zodat de verdediging van het talud stabiel is. Ook volgt hieruit dat de minimale $D_{50} \approx 0,035 \text{ m}$. In vergelijking met het stabiliteitskriterium volgens Isbash is een wat grover materiaal vereist.

De stabiliteit van het fijne zand op de kanaalbodem wordt overschreden:

$$(4.15): \psi = 0,65 / (1000 \cdot 9,81 \cdot 1,65 \cdot 0,0002) = 0,20$$

Door deze schuifspanning wordt een aanzienlijk zandtransport veroorzaakt. Dit zandtransport kan met de transportformule van bijvoorbeeld Meyer-Peter en Müller worden berekend:

Aangenomen is dat de bodem vlak is: $\mu = 1$ dan volgt $\hat{\phi}$ uit (4.17):

$$\hat{\phi} = 13,3 \{1 \cdot 0,20 - 0,047\}^{1,5} = 0,8$$

De duur van deze transportintensiteit is $8/2,19 = 3,6$ s

Na een scheepspassage is

$$q_s \Delta t = 0,8 \sqrt{9,81 \cdot 1,65 \cdot 0,0002^3} \times 3,6 = 3,3 \cdot 10^{-5} \text{ m}^3/\text{m}^2$$

ten minste getransporteerd. Dit betekent dat globaal een laagdikte van 1 mm in beweging komt tijdens de passage van het schip. De eventuele resulterende bodemverandering is kleiner omdat de erosie en de sedimentatie elkaar gedeeltelijk opheffen. Opgemerkt wordt dat door dit zandtransport ribbels op de bodem ontstaan, waardoor de waarde van de ribbelfactor in (4.17) verandert. Voorts wordt opgemerkt dat deze berekening niet geldt voor de bodem onder het schip; daar kan door de retourstroom en de schroefstraal een aanzienlijk groter zandtransport optreden. Voor de berekening van het zandtransport door de retourstroom onder het schip zijn echter nog geen betrouwbare formules voor beschikbaar.

5.6 Berekeningsmethode II van de waterbeweging

Van de grenslagen langs de kanaalbodem, het talud en het schip zijn de verdringingsdikte δ_1 en de energieverliesdikte δ_3 berekend:

Kanaalbodem

i	$\Delta L_s (i)$	Re_1	δ_{1b}	δ_{3b}
(-)	(m)	(3.5) (-)	(3.21) (m)	(3.27) (m)
1	4	$0,43 \cdot 10^6$	0,0029*	0,0040*
2	8	$0,87 \cdot 10^6$	0,0050	0,0069
3	12	$1,31 \cdot 10^6$	0,0069	0,0095
4	16	$1,7 \cdot 10^6$	0,0087	0,0119
6	24	$2,6 \cdot 10^6$	0,0120	0,0164
8	32	$3,5 \cdot 10^6$	0,0151	0,0207

* buiten geldigheidsgebied

Tabel 5.III Verdringingsdikte en energieverliesdikte langs de kanaalbodem

Talud

i	$\Delta L_s (i)$	c_f	c_f	samen gesteld	δ_t	δ_{1t}	δ_{3t}
(-)	(m)	(3.13) (-)	(3.19) (-)	(3.13)+(3.19) (-)	(3.15) (m)	(3.23) (m)	(3.27) (m)
1	8	0,0175	0,0184 \hat{a}	0,034	0,11	0,035*	0,048*
2	16	0,0141	0,034	0,015	0,51	0,17	0,23
3	24	0,0124		0,0124	0,87	0,26	0,35
4	32	0,0115		0,0115	1,00	0,29	0,39

* de formule is daar niet geldig.

Tabel 5.IV Grenslaagdikte, verdringingsdikte en energieverliesdikte langs het talud

Schip:

i	$\Delta L_s(i)$	$A_M(i)$	Re_{s1}	δ_{1s}	δ_{3s}
(-)	(m)	(m ²)	(-)	(m)	(m)
1	4	13	10,0 10 ⁶	0,0073*	0,010*
2	8	20	20,0 10 ⁶	0,0128	0,018
3	12	22,5	30,1 10 ⁶	0,018	0,024
4	16	23,75	40,2 10 ⁶	0,022	0,030
6	24	23,75	60,3 10 ⁶	0,031	0,042
8	32	23,75	80,4 10 ⁶	0,039	0,053

* de formule is daar niet geldig.

Tabel 5.V Verdringingsdikte en energieverliesdikte langs het schip

Uit de continuïteitsvergelijking (3.28) en de energievergelijking (3.29) zijn vervolgens $u_r(x)$ en $\Delta h(x)$ opgelost:

i	$\Delta L_s(i)$	$A_M(i)$	u_r	Δh
(-)	(m)	(m ²)	(m/s)	(m)
1	8	20	0,462	0,115
2	16	23,75	0,596	0,152
3	24	23,75	0,603	0,155
4	32	23,75	0,610	0,158
5	72	23,75	0,642	0,169

Tabel 5.VI Berekende retourstroomsnelheden en waterspiegeldaling

Uit dit voorbeeld volgt dat de veranderingen in u_r en Δh als functie van de afstand tot de boeg niet te verwaarlozen zijn.

Voor een gedegen beoordeling van deze berekeningsmethode verdient een directe vergelijking van de berekende grootheden met gemeten grootheden aanbeveling. Een aanzet voor zo een directe vergelijking is in bijlage 4 opgenomen. Deze aanzet is een ondersteuning van de aanbeveling om een uitvoerige toetsing van deze berekeningsmethode uit te voeren.

5.7 Stabiliteit en transport

De stabiliteit van de oeververdediging en het transport van bodemmateriaal kan nu op dezelfde wijze worden beoordeeld als in paragraaf 5.5 is uiteengezet. Indien de invloed van de sekundaire scheepsgolven op \hat{u}_r klein is dan kan $\hat{u}_r \approx 0,70$ m/s worden aangenomen. Deze waarde is wat kleiner dan $\hat{u}_r = 0,75$ m/s zoals onder punt 3 is bepaald. Dit betekent dat de stabiliteit en het transport in verhouding wat gunstiger is dan in paragraaf 5.5 is beschreven.

6. Aanbevelingen

Het deelonderzoek naar de retourstroom is hoofdzakelijk gericht op het ontwikkelen van berekeningsmethoden ten behoeve van het ontwerp van een oeververdediging in het geval dat de belasting door de retourstroom maatgevend gesteld kan worden.

De in het voorgaande beschreven berekeningsmethoden hebben verschillende beperkingen door de schematisatie, waarvan is uitgegaan, en door het geldigheidsgebied van de formules. In de praktijk zullen deze berekeningsmethoden niet in alle gevallen tot voldoende nauwkeurige resultaten leiden. Ter verbetering van deze berekeningsmethoden wordt aanbevolen dat:

- ten behoeve van een beoordeling van de berekeningsmethoden van de waterbeweging een gedetailleerde toetsing aan in modelonderzoek gemeten grootheden wordt uitgevoerd,
- de toepassing van de berekeningsmethoden in de situatie van een schip dat op een rivier vaart wordt onderzocht. In het deelverslag M 1115 deel I is daartoe reeds een aanzet gegeven.
- de ééndimensionale berekeningsmethoden van de waterbeweging worden uitgebreid met de invloed van de drifthoek van het schip. In de beschreven methoden is van een drifthoek van nul graden uitgegaan. Om deze invloed nauwkeurig te kunnen berekenen is een meerdimensionale methode vereist.
- de frontgolf van de retourstroom nader wordt onderzocht, zodat in uiteenlopende situaties de waarde van c_3 nauwkeurig geschat kan worden,
- de analogie van de frontgolf met oscillerende golven nader wordt uitgewerkt:
 - . berekeningsmethode I van de waterbeweging kan worden aangevuld met formules ter berekening van \hat{c}_f in de frontgolf over een hydraulisch gladde bodem en een bodem in het overgangsgebied.
 - . een transportformule voor het bodemtransport door oscillerende golven kan worden getoetst en vergeleken met de resultaten van de transportformule van Paintal in de retourstroom.

Vervolgens wordt aanbevolen te onderzoeken of de analogie met oscillerende golven ook op de primaire scheepsgolf van het onderzoekingsvaartuig kan worden toegepast.

- de berekeningsmethoden met een nauwkeurige berekening van de retourstroom onder het schip worden uitgebreid, zowel voor de situatie dat het schip in het midden vaart als dat het schip excentrisch vaart.

- de stabiliteit van gegradeerd materiaal nader wordt onderzocht en de afhankelijkheid van deze stabiliteit van Re_* ,
- de berekeningsmethoden van de stabiliteit van de onverdedigde kanaalbodem met de stabiliteit van cohesief materiaal (slib, klei) en met de sedimentatie van het getransporteerde materiaal worden uitgebreid. Hierbij is vooral van belang waar het getransporteerde materiaal sedimenteert en welke resulterende veranderingen er in het kanaaldwarsprofiel optreden.

LITERATUUR

- 1 Ashida, K. en M. Bayazit
Initiation of motion and roughness of flows in steep channels
Proceedings fifteenth Congress of IAHR, 1973, Vol. 1 A58, Istanbul,
Turkey.
- 2 Balanin, V., D. Zernov, S. Kirjakov, G. Metelitsina, A. Polunin,
V. Schegolev
Peculiarities of navigation on canals and restricted channels, originating
hydraulic phenomena associated with them and their effect on the canal
bed; measures preventing slope deterioration
24th International Navigation Congress, Section I, Subject 3, Leningrad,
1977.
- 3 Cebeci, T. en A.M.O. Smith
Analysis of turbulent boundary layers
Academy Press, New York, 1974.
- 4 Coleman, H.W., B.K. Hodge en R.P. Taylor
A re-evaluation of Schlichting's surface roughness experiment
Journal of Fluids Engineering, Transactions of the ASME, maart 1984,
pp 60-65.
- 5 Dand, I.W. en A.M. Ferguson
The squat of full ships in shallow water
Transactions of the Royal Institution of Naval Architects. No 4, pp.
237-247, 1973.
- 6 Daily, J.W. en Harleman, D.R.F.
Fluid Dynamics
Reading, Mass. USA, 1966.
- 7 Egiazaroff, I.V.
Calculation of non-uniform sediment concentrations
Journal Hydraulics Division, Proceedings ASCE, Vol. 91, No. HY4, 1965,
pp. 225-247

LITERATUUR (vervolg)

- 8 Fuehrer, M., K. Römisch en G. Engelke
Criteria for dimensioning the bottom and slope protections and for
applying the new methods of protecting navigation canals
International Navigation Congress, Section 1, Volume 1-E, pp. 29-49,
Edinburg, 1981

- 9 Gates, E.T. en J.B. Herbich
Mathematical model to predict the behavior of deep draft vessels in
restricted waterways
Texas A & M University, USA, TAMV - SG - 77 - 206, juni 1977

- 10 Hallmark, D.E. en Smith, G.L.
Stability of channels by armorplating
Journal of the Waterways and Harbors Division of ASCE, WW 3, August 1965,
pp 117-135.

- 11 Heerten, G. en W. Mühring
Proposals of flexible toe design of revetments
International Conference on flexible armoured revetments incorporating
geotextiles, British National Committee of PIANC, London, 29-30 March 1984

- 12 Isbash, S.V. en Khaldre, Kh. Yu.
Hydraulics of river channel closure
London, Butterworths, 1976.

- 13 Ikeda, S.
Incipient motion of sand particles on side slopes
Journal of hydraulic engineering of ASCE, Vol. HY1, January 1982.
pp 95-114.

- 14 Kamphuis, J.W.
Determination of sand roughness for fixed beds
Journal of Hydraulic Research 12, No. 2, 1978, pp 193-203.

LITERATUUR (vervolg)

- 15 Kamphuis, J.W.
Friction factor under oscillatory waves
J. of the Waterways, Harbours and Coastal Engineering Division, ASCE, Vol. 101, 1975, pp 135-144.
- 16 Kniess H.G.
Bemessung von Schüttstein - Deckwerken im Verkehrswasserbau, Teil 1: Lose Steinschüttungen
Mitt. Blat. der Bundesanstalt für Wasserbau (1977) nr. 42, pp 40-70
- 17 Kniess, H.G.
Kriterien und Ansätze für die technische und wirtschaftliche Bemessung von Auskleidungen in Binnenschiffahrtskanälen
Technische Universität Carolo - Wilhelmina, zu Braunschweig, 1983.
- 18 Kuhn, R.
Erprobung von Deckwerken durch Schiffahrtsversuche
München, Duitsland, 1971
- 19 Lane E.W.
Progress report on studies on the design of stable channels.
Proc. ASCE, 79, sept. 280, 1953.
- 20 Maynard, S.T.
Open channel riprap design
Proceedings of the Third International Symposium on river sedimentation
Jackson, U.S.A., 1986, pp 1200-1212
- 21 Mills, A.F. en Hang, Xu
On the skin friction coefficient for a fully rough flat plate
J. Fluid Eng., Transactions of the ASME, Vol. 105, september 1983.
- 22 Naylor, A.H.
A method for calculating the size of stone needed for closing end tipped rubble banks in rivers
CIRIA - report 60, London, June 1976.

LITERATUUR (vervolg)

- 23 Parker, G.
Lateral bed load transport on side slopes
Diskussie op artikel Ikeda
Journal of the Hydraulics Division of the ASCE Vol. 110, No. 2, February 1984, pp 197-203.
- 24 Pimenta, M.M., R.J. Moffat en W.M. Kays
The turbulent boundary layer: An experimental study of the transport of momentum and heat with the effect of roughness
Report No. HMT-21, Department of Mechanical Engineering, Stanford University, U.S.A., May 1975
- 25 Proffitt, G.T. en A.J. Sutherland
Transport of non-uniform sediments
Journal of Hydraulic Research, 21 (1983) no. 1, pp 33-43.
- 26 Rijkswaterstaat, Gemeentewerken Rotterdam, Waterloopkundig Laboratorium, Laboratorium voor Grondmechanica
Aantasting van dwarsprofielen in vaarwegen
Prototypemetingen in het Hartelkanaal naar de aantasting van oeververdedigingen door duweenheden, Delft, december 1984.
- 27 Rijkswaterstaat, Wegbouwkundige Dienst
De relatie tussen de vorm en de massa van stukken breuksteen
MAW-R 81079, Delft, 1981.
- 28 van Rijn, L.C.
Equivalent roughness of alluvial bed
Journal of the Hydraulics Division, ASCE, Vol. 108, No. HY10, 1982.
- 29 van Rijn, L.C.
Sediment transport, part I: Bed load transport
Journal of the Hydraulics Division, ASCE, Vol. 110, No. HY10, 1984.

LITERATUUR (vervolg)

- 30 Schlichting, H.
Boundary - Layer Theory
Mc.Graw-Hill Book Company, New York, 1979.
- 31 Sleath, J.F.A.
The effect of jet formation on the velocity distribution in oscillatory
flow over flat beds of sand or gravel
Coastal Engineering, 6 (1982) pp 151-177.
- 32 US Army Corps of Engineers
Shore Protection Manual, Volume II
USWES, Vicksburg, Mississippi, 1984, USA.
- 33 Vanoni, V.A.
Sedimentation engineering
ASCE Task Committee, New York, 1977
- 34 Wallingford Research Station
Thames Barrier Project, Design of bed protection using mobile - bed models
Part 1, november 1976.
- 35 Waterloopkundig Laboratorium
M 598 Delft, 1961...1966.
- 36 Waterloopkundig Laboratorium
Begin van beweging van bodemmateriaal
Speurwerkverslag S 159 deel I, 1971 en deel II (1976).
- 37 Waterloopkundig Laboratorium
Aantasting van dwarsprofielen in vaarwegen,
Schelde-Rijnverbinding
M 1115, deel IA, IB, Delft, 1974.

LITERATUUR (vervolg)

- 38 Waterloopkundig Laboratorium
Aantasting van dwarsprofielen in vaarwegen
Opzet systematisch onderzoek
M 1115 deel II, Delft, 1977.
- 39 Waterloopkundig Laboratorium
Aantasting van dwarsprofielen in vaarwegen
Opzet fysisch modelonderzoek, M 1115 deel III A, Delft 1985
Opzet fysisch schaalmodel waterbeweging door scheepvaart, schaalearscten,
M 1115 deel III B Delft, 1984.
- 40 Waterloopkundig Laboratorium
Aantasting van dwarsprofielen in vaarwegen
Systematische meetserie waterbeweging door drie typen binnenvaartschepen
M 1115 deel IV, Delft, 1987.
- 41 Waterloopkundig Laboratorium
Aantasting van dwarsprofielen in vaarwegen
Voorspelling van waterspiegeldaling, inzinking en vertrimming bij schepen
op beperkt water
M 1115 deel V-A, Delft, 1985.
- 42 Waterloopkundig Laboratorium
Aantasting van dwarsprofielen in vaarwegen
Erosie en stabiliteit van bodem en oevers, inleiding tot relevante
verschijnselen
M 1115 deel VIII, Delft, 1982.
- 43 Waterloopkundig Laboratorium
Aantasting van dwarsprofielen in vaarwegen
Erosie door retourstroom
M 1115 deel X bl, Delft, 1981.

LITERATUUR (vervolg)

- 44 Waterloopkundig Laboratorium
Aantasting van dwarsprofielen in vaarwegen
Aanval door haalgolf op taludbekleding van stortsteen en zetsteen
Deel Xc, Delft, 1986.
- 45 Waterloopkundig Laboratorium, Bakker en van Doorn
Experimenteel onderzoek naar het snelheidsveld in de turbulente
bodengrenslaag in een oscillerende stroming in een golftunnel
M 1562 deel 1a 1b (1982) en deel 2 (1983), Delft.
- 46 Waterloopkundig Laboratorium
Compartimenteringswerken Oesterdam,
Steenstabiliteit van afsluitdammen bij stroomaanval, methode van verticale
opbouw
M 1741 deel I, Delft, november 1981.
- 47 Waterloopkundig Laboratorium
Geleidelijke sluiting
M 731, delen 1...14, Delft, 1963...1972.
- 48 Waterloopkundig Laboratorium
Turbulentie metingen boven duinen
T.O.W. - rivieren, H. de Ruiter
R 657. (in voorbereiding)
- 49 Waterloopkundig Laboratorium
Stroombestendigheid los materiaal
M 598 deel V, Delft, 1960
- 50 Waterloopkundig Laboratorium
Aantasting van dwarsprofielen in vaarwegen
Sekundaire scheepsgolven en hun effect op de stabiliteit van
taludbekledingen
M 1115 deel VI, Delft, 1986

LITERATUUR (vervolg)

51 Westhaus, K.-H.

Der Strukturwandel in der Binnenschifffahrt und sein Einfluss auf den
Ausbau der Binnenschiffskanäle

Dissertation Universität Stuttgart, Duitsland, 1969

52 White, F.M.

Viscous fluid flow

McGraw-Hill, New York, 1974.

toestand	kanaaldwarsprofiel			duweenheid							afgeleide grootheden								
	h m	b _b m	b _w m	duwboot	duwbakken			drift- hoek °	v _s m/s	v _s m/s	v _s m/s	v _s m/s	v _s m/s	h/T	A _c /A _M	v _s /v _g	v _s /v _g	v _s /v _g	v _s /v _g
					formatie	y m	T m												
1	5	118	158	Super- brousse	3x3	17,1	4,0	34,2	+2	2,54 ÷ 2,56	2,80 ÷ 2,84	3,12	2,10	1,25	4,9	0,7	0,8	0,9	0,6
21,22	4,1	50,4	83,2	Vulcaan I	1x2	15,7	2,73	19,0	0	2,00	2,27	2,37	2,51	1,50	5,18	0,73	0,82	0,86	0,91
23,24	4,1	50,4	83,2	Vulcaan I	1x2	15,7	1,57	19,0	0	2,54	2,90	3,05	3,20	2,60	8,97	0,74	0,84	0,88	0,93
25,26	2,9	50,4	73,6	Vulcaan I	1x2	15,7	1,57	19,0	0	1,77	2,00	2,10	2,23	1,85	5,87	0,71	0,80	0,84	0,90
27,28	2,9	50,4	73,6	Vulcaan I	1x2	15,7	0,95	19,0	0	2,20	2,45	2,60	2,78	3,10	9,79	0,71	0,80	0,82	0,88
	3,1	50,4	75,2	Vulcaan I	1x2	15,7	0,95	19,0	0					3,30	10,67				

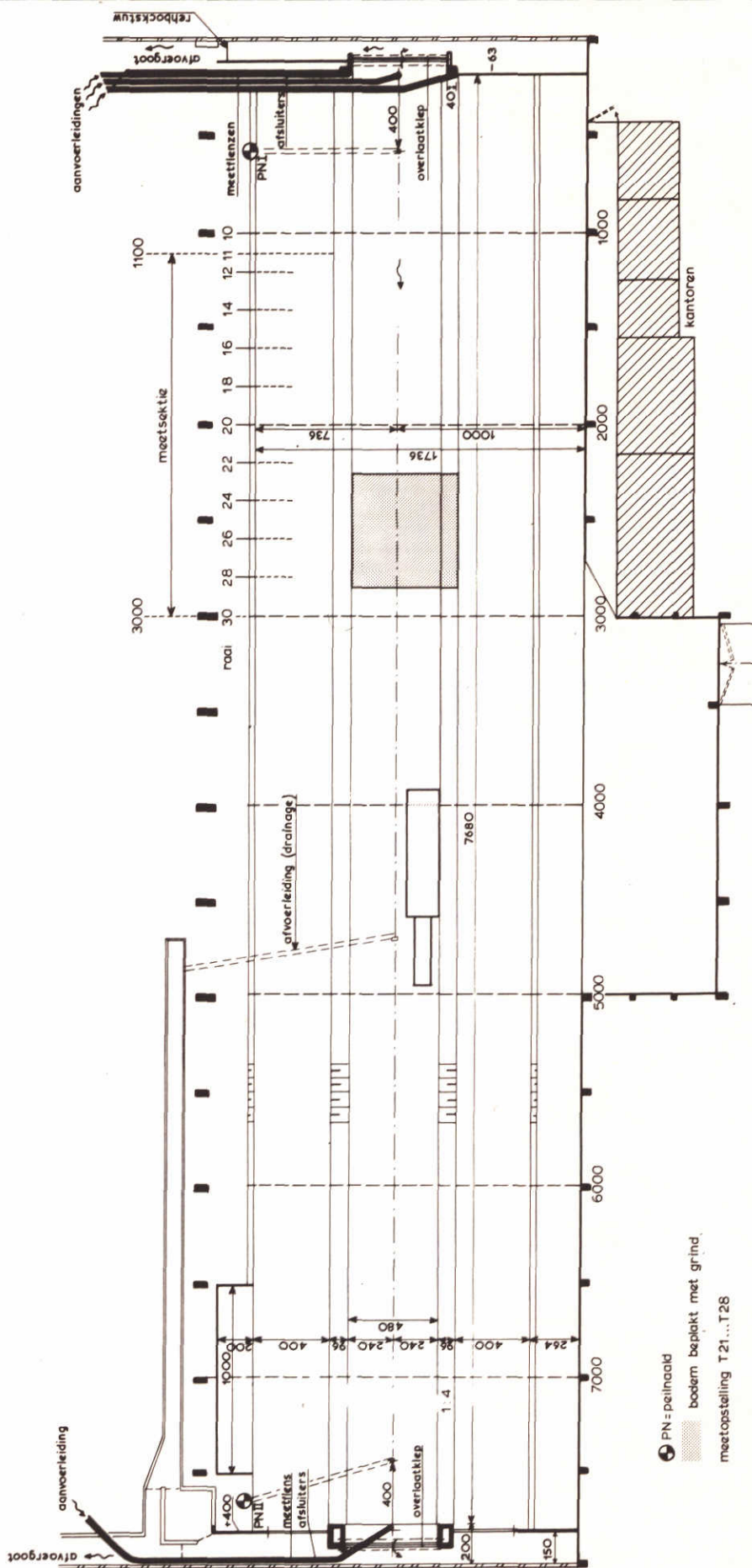
trapeziumvormig kanaaldwarsprofiel met taludhelling 1:4
drifthoek: + over bakboord, - over stuurboord.

Tabel 1 Overzicht onderzochte toestanden

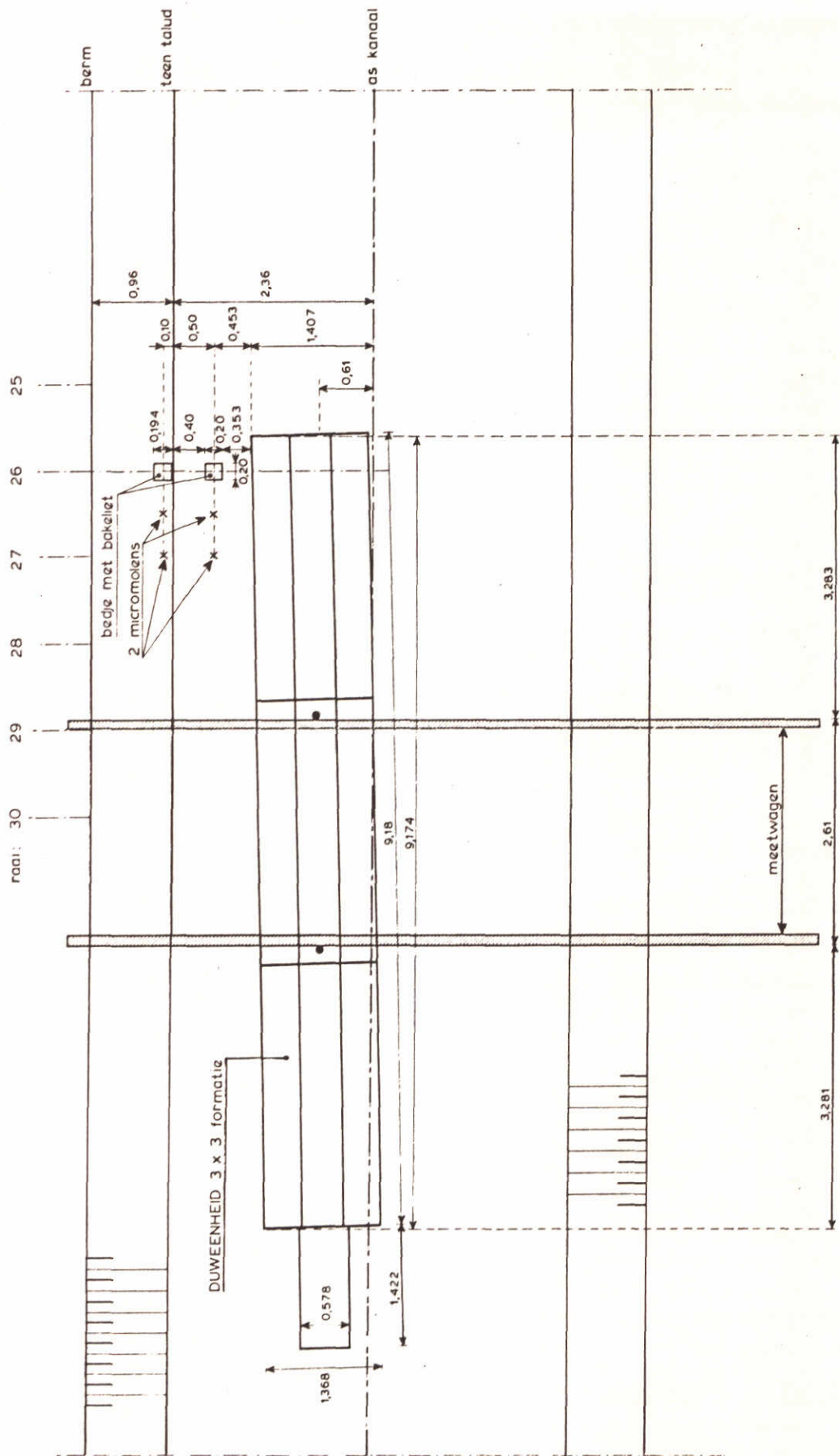
meetinstrument	T1		T21...T28	
	schaalfactor	nauwkeurigheid*	schaalfactor	nauwkeurigheid*
golfhoogtemeter	25	$2,5 \cdot 10^{-2} \text{ m}$	10,5	$1 \cdot 10^{-2} \text{ m}$
micromolen	5	$2,5 \cdot 10^{-2} \text{ ms}^{-1}$	3,24	$1 \cdot 10^{-2} \text{ ms}^{-1}$
stroomrichtingmeter	1	5°	1	5°
drukopnemer	25	$2,5 \cdot 10^{-2} \text{ m}$	10,5	$1 \cdot 10^{-2} \text{ m}$

* in prototypewaarden

Tabel 2 Nauwkeurigheid meetinstrumenten



PLATTEGROND MODEL



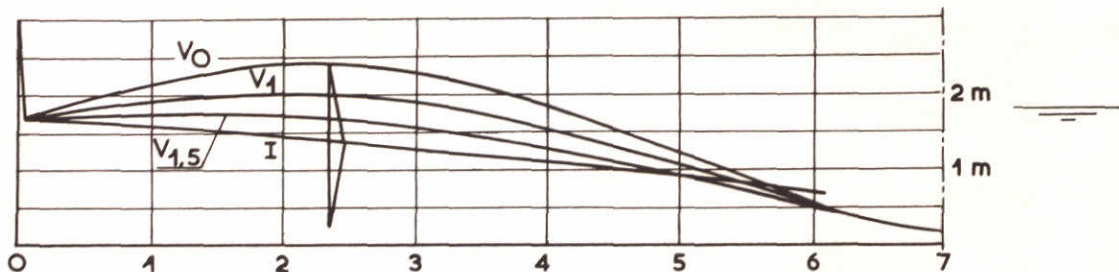
PLATTEGROND MEETOPSTELLING T1

WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM

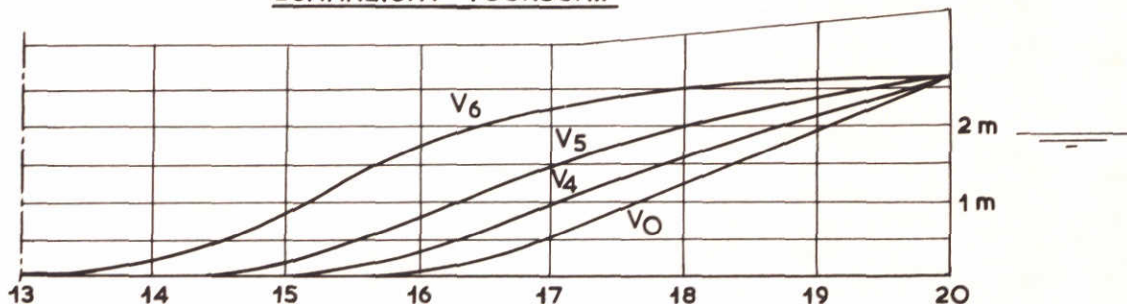
M 1115

FIG 2.2

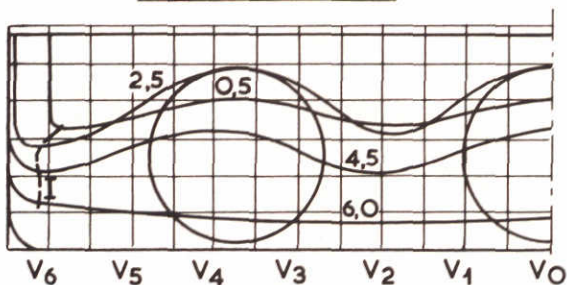
ZJAANZICHT ACHTERSCHIP



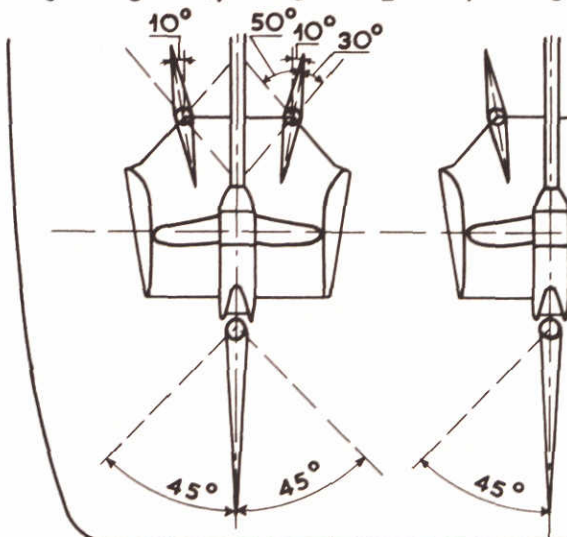
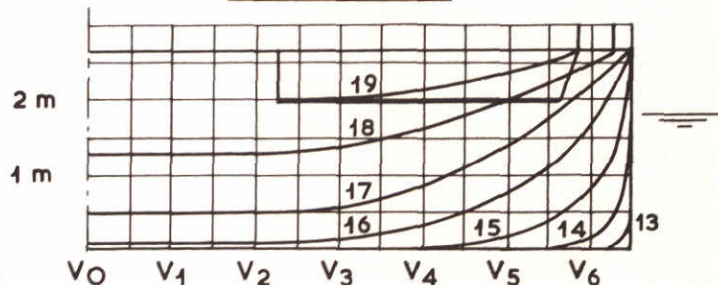
ZJAANZICHT VOORSCHIP



ACHTERAANZICHT



VOORAANZICHT



HOOFDAFMETINGEN

Lengte tussen spt. 0-20	35,56 m
Breedte over alles	14,45 m
Diepgang	1,83 m
Waterverplaatsing	650 m ³

OPSTELLING ROEREN EN SCHROEVEN

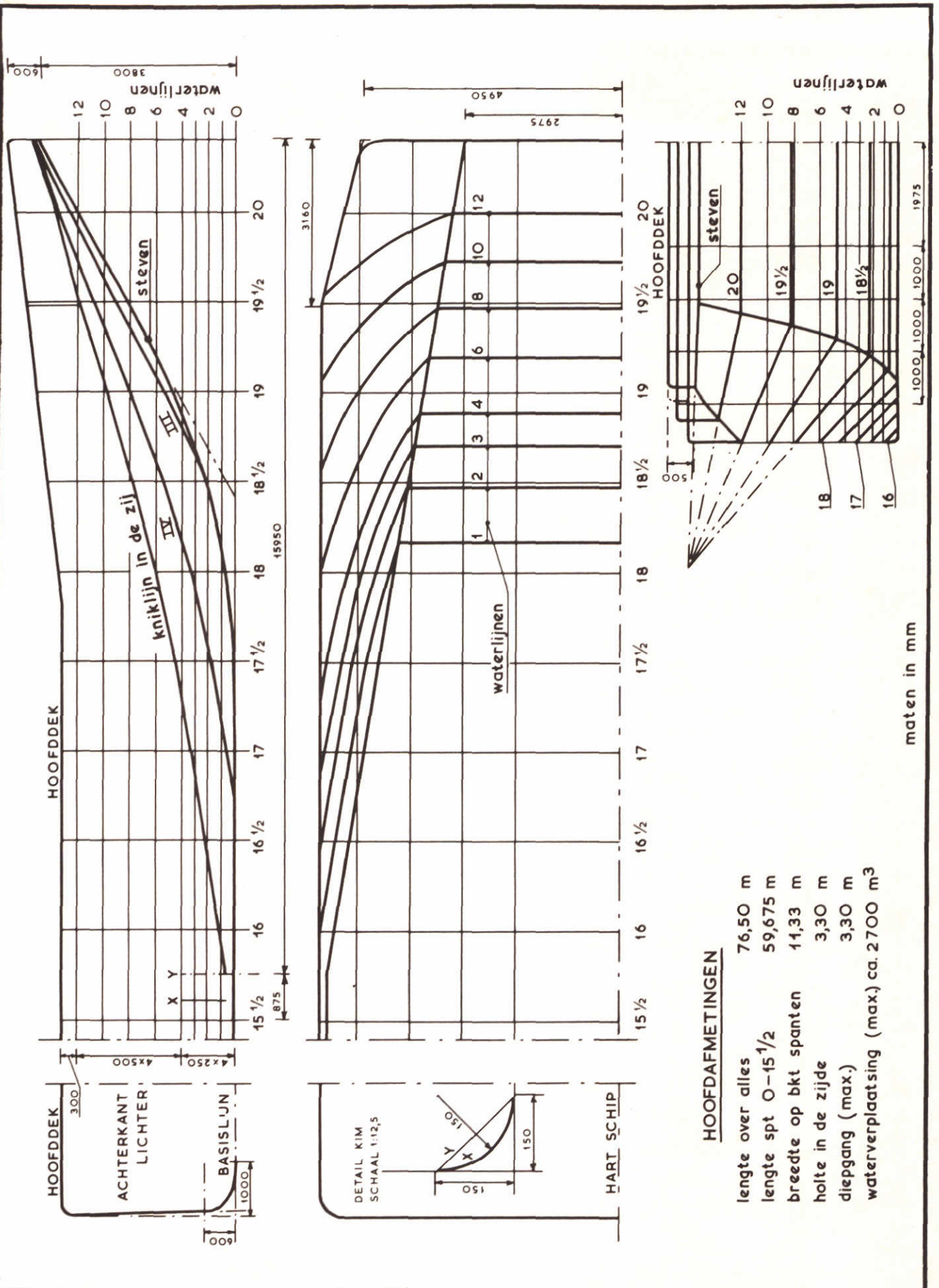
LIJNENPLAN VAN DE DUWBOOT „SUPERBROUSSE”

SCHAAL 1:100

WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM

M. 1115

FIG. 2.3



HOOFDAFMETINGEN

- lengte over alles 76,50 m
- lengte spt 0-15 1/2 59,675 m
- breedte op bkt spanten 14,33 m
- holte in de zijde 3,30 m
- diepgang (max.) 3,30 m
- watervlplaatsing (max.) ca. 2700 m³

maten in mm

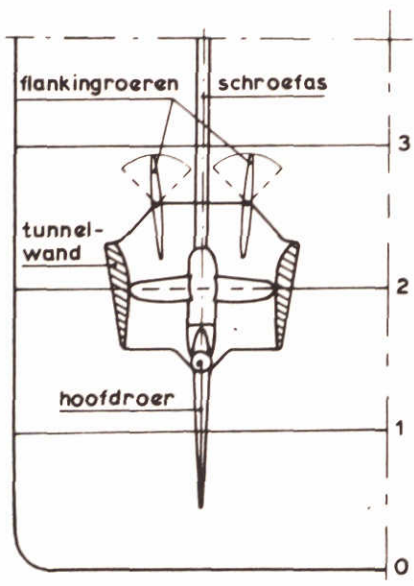
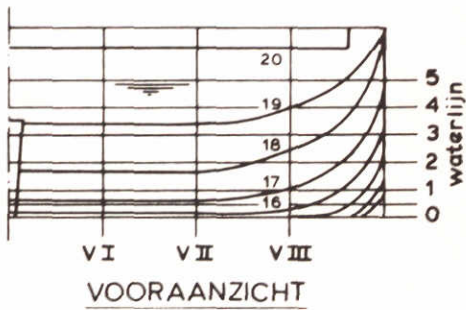
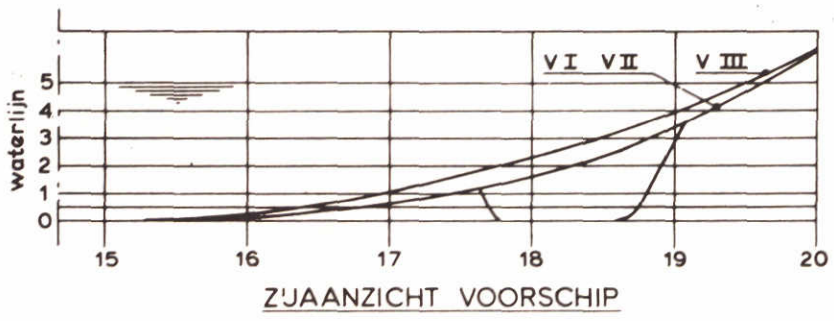
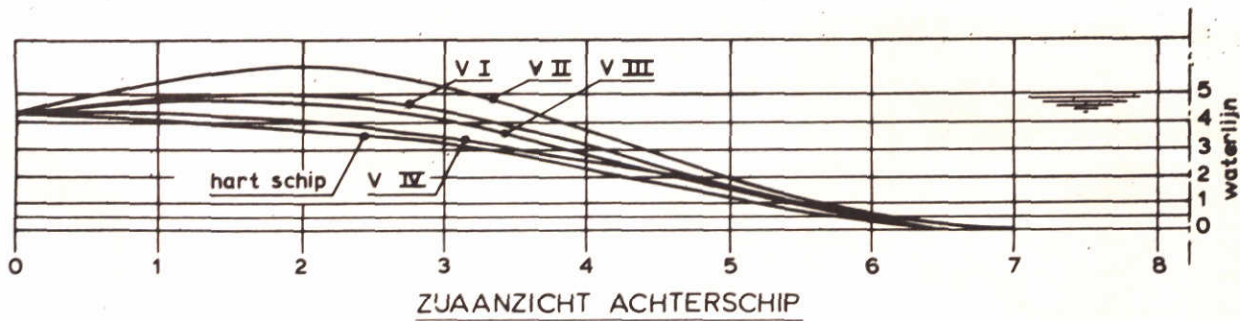
LIJNENPLAN EUROPA-II DUWBAK

SCHAAL 1:100

WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM

M. 1115

FIG. 2.4



hoofdafmetingen:

lengte tussen spt 0-20	38,00 m
breedte op bkt spanten	10,00 m
diepgang	1,80 m
waterverplaatsing	468 m ³

OPSTELLING ROEREN EN SCHROEF

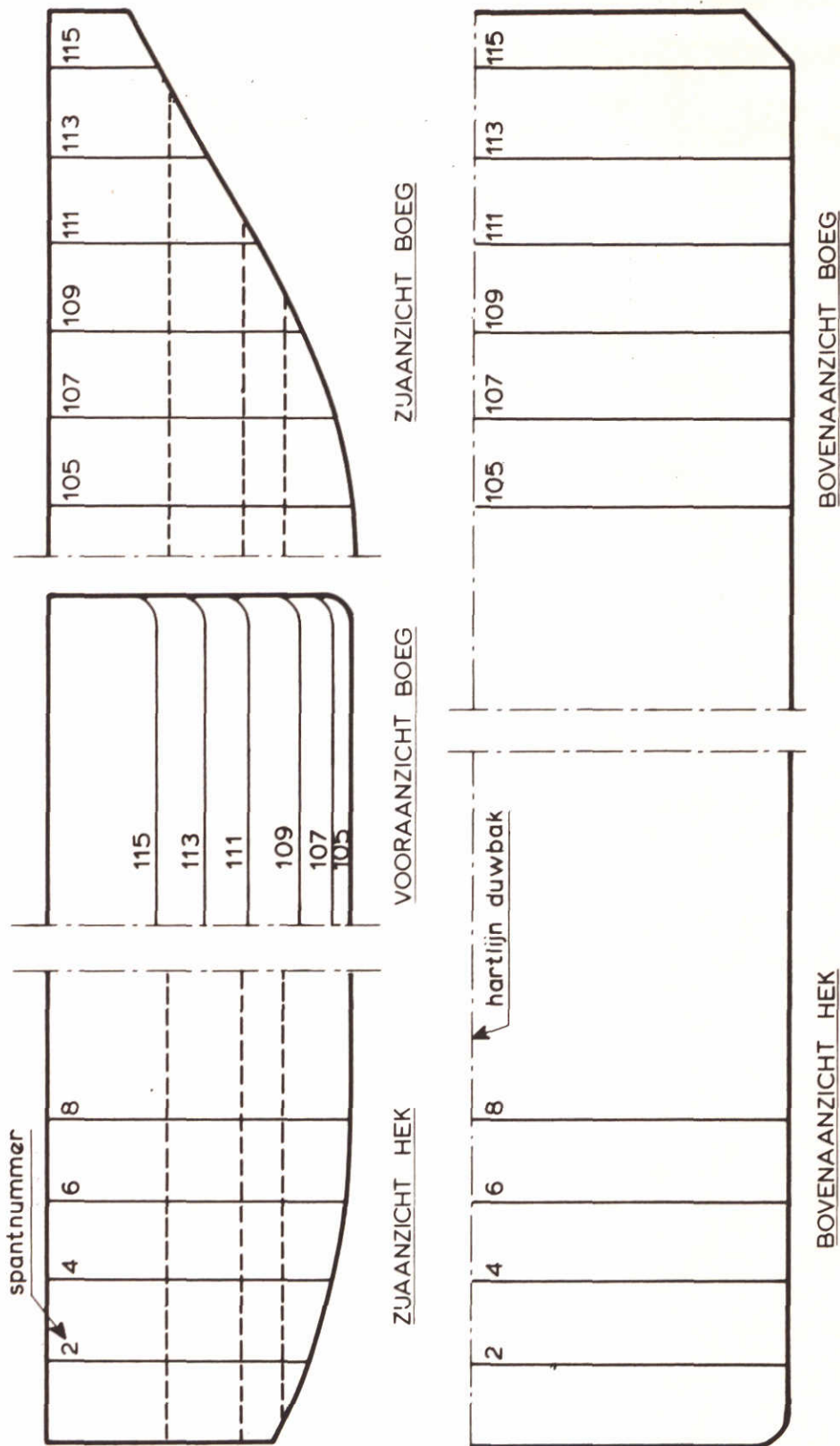
LJNENPLAN VAN DE DUWBOOT „VULCAAN I”

SCHAAL 1:100

WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM

M 1115

FIG. 2.5



lengte over alles 70,0 m
 breedte 9,45 m
 maximum diepgang 3,20 m
 maximum verplaatsing ± 1960 m³

----- diepgang van de duwbakken
 in het onderzoek

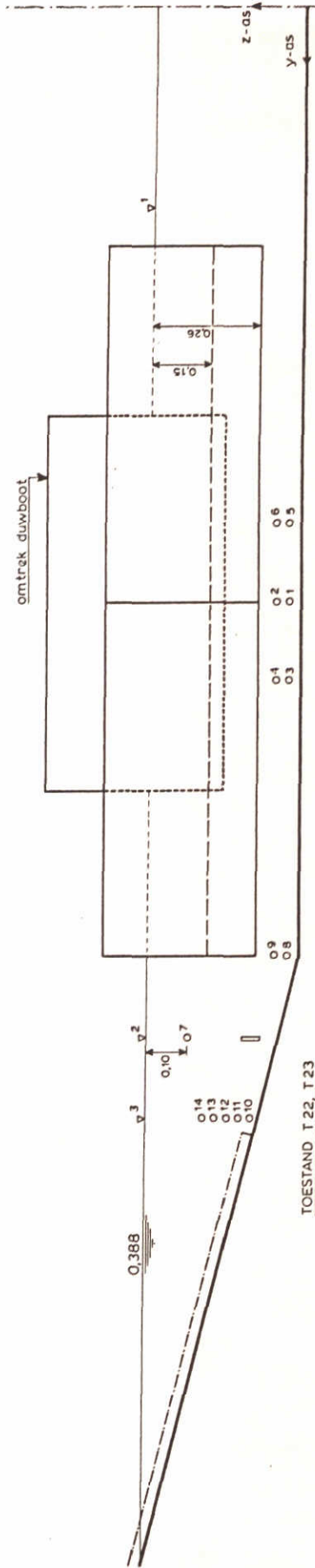
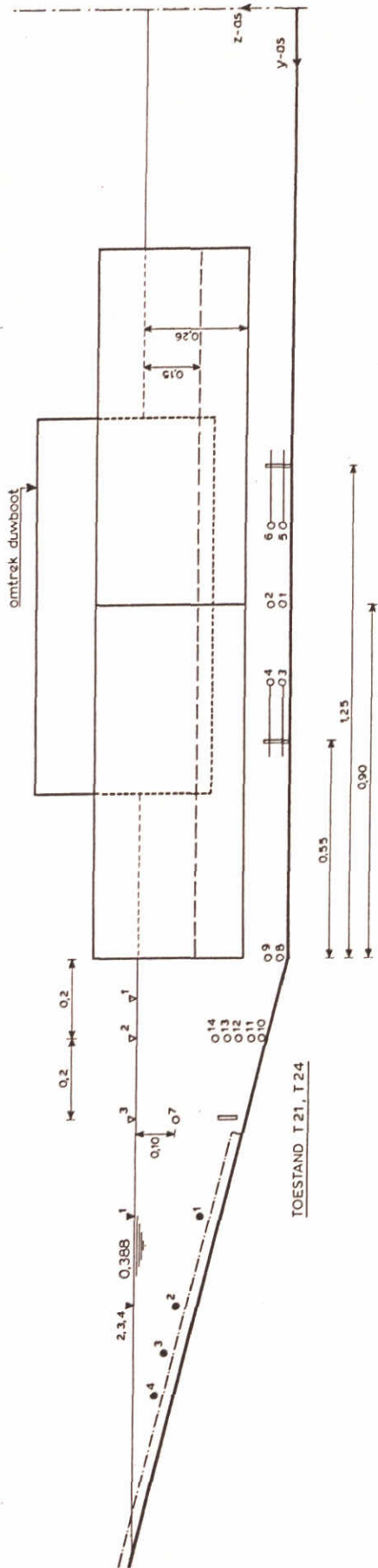
LJNENPLAN VAN EUROPA I-DUWBAK

SCHAAL 1:100

WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM

M 1115

FIG. 2.6



- micromolen
- micromolen uit haalgolfonderzoek
- richtingmeter
- ▽ golfhoogtemeter
- ▽ golfhoogtemeter uit haalgolfonderzoek
- diepgang bij T21, T22
- - - diepgang bij T23, T24
- ligging proefvak in haalgolfonderzoek

maten in m model

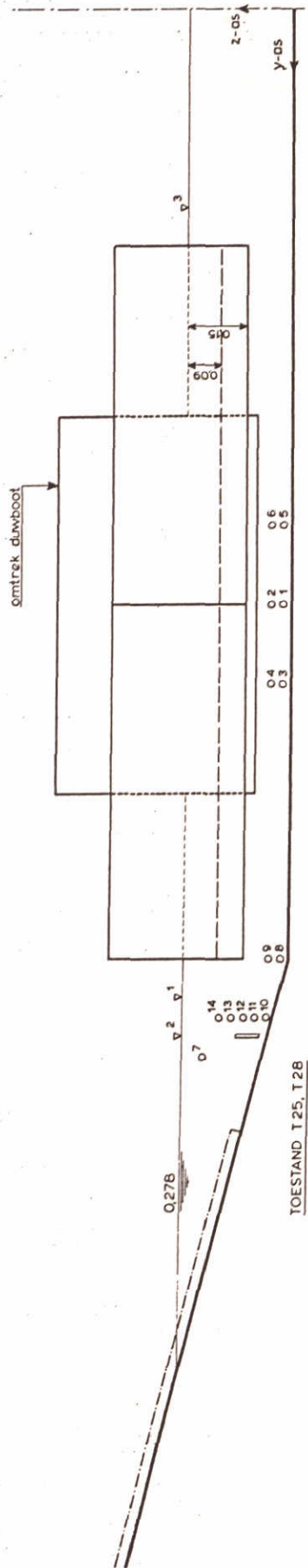
MEETOPSTELLING T21...T24

T21... T24

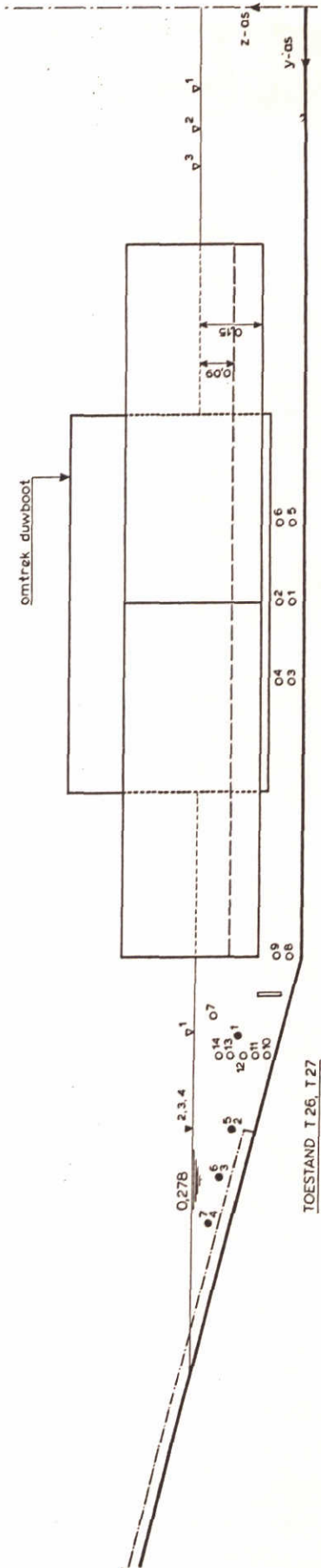
WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM

M 1115

FIG. 2.7



TOESTAND T25, T28



TOESTAND T26, T27

Y1013 = 2,55 m
Ykerstboom = 2,65 m

- micromolen
- micromolen uit haalgolfonderzoek
- richtingmeter
- ▽ golfhoogtemeter
- ▼ golfhoogtemeter uit haalgolfonderzoek
- diepgang bij T25, T26
- - - diepgang bij T27, T28
- ligging proefvak in haalgolfonderzoek

maten in m model

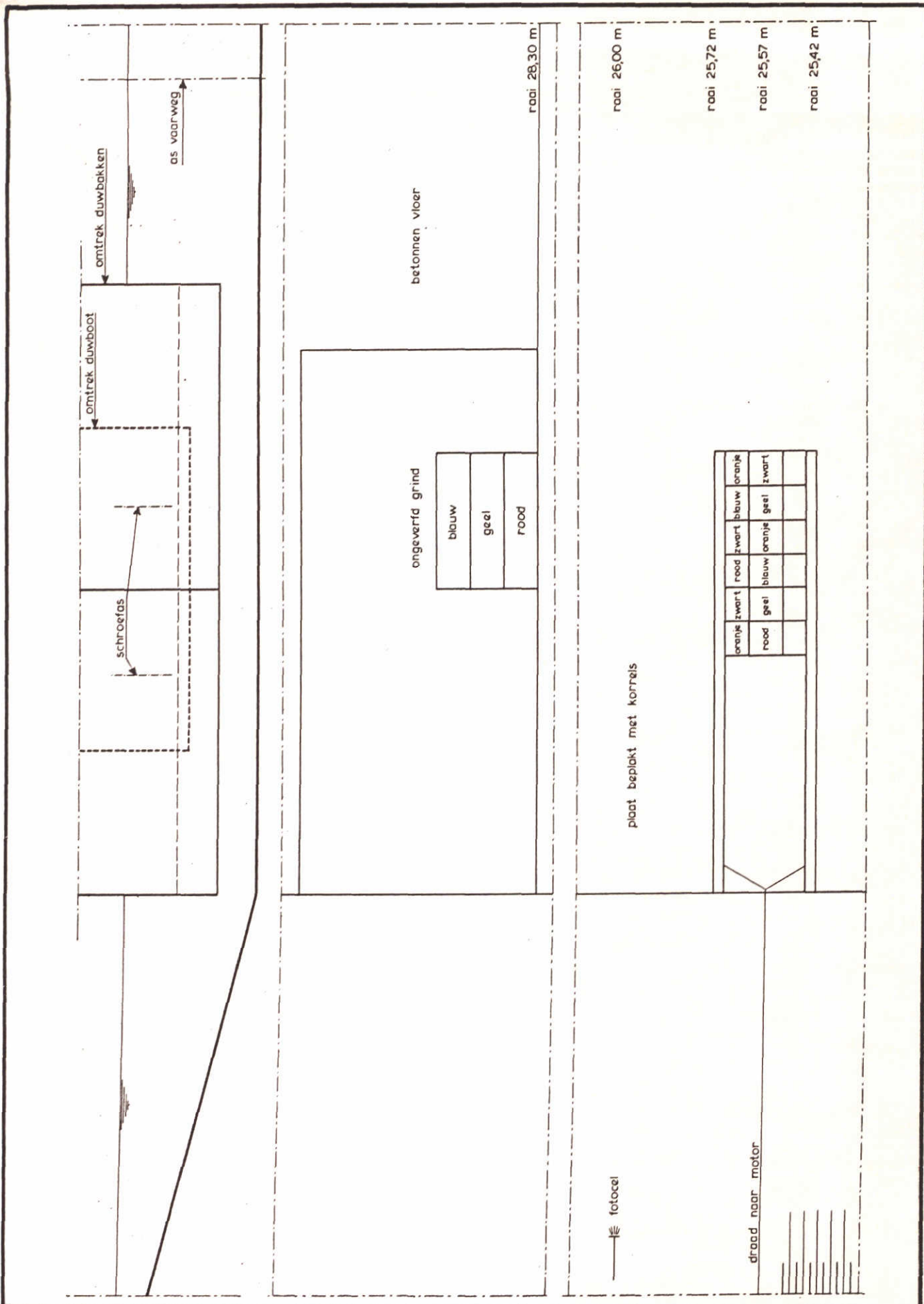
MEETOPSTELLING T25... T28

T25... T28

WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM

M 1115

FIG. 2.8

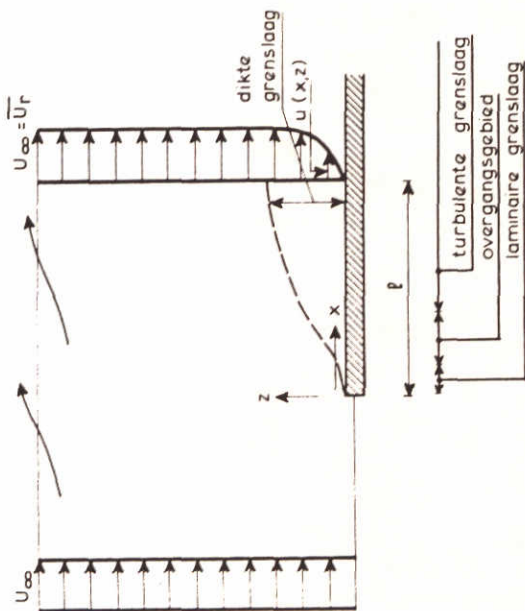
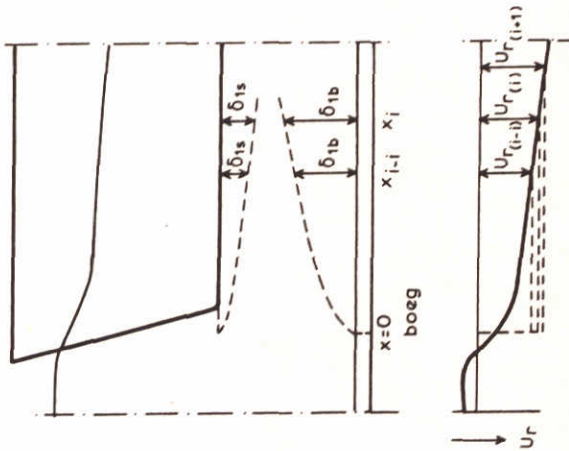
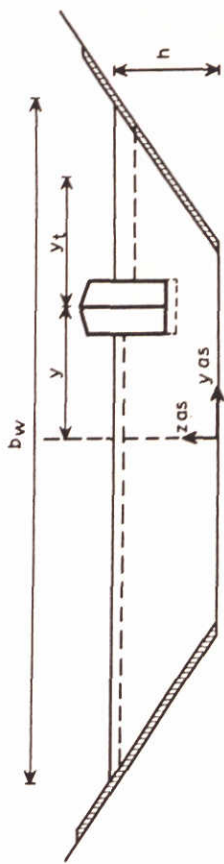
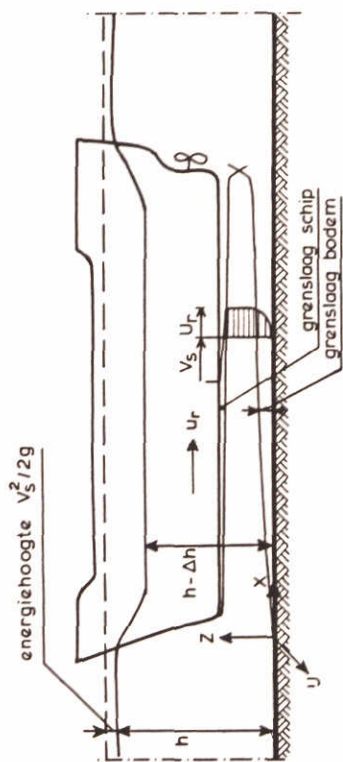


MEETOPSTELLING TRANSPORTMETINGEN T21... T28

WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM

M 1115

FIG. 2.9



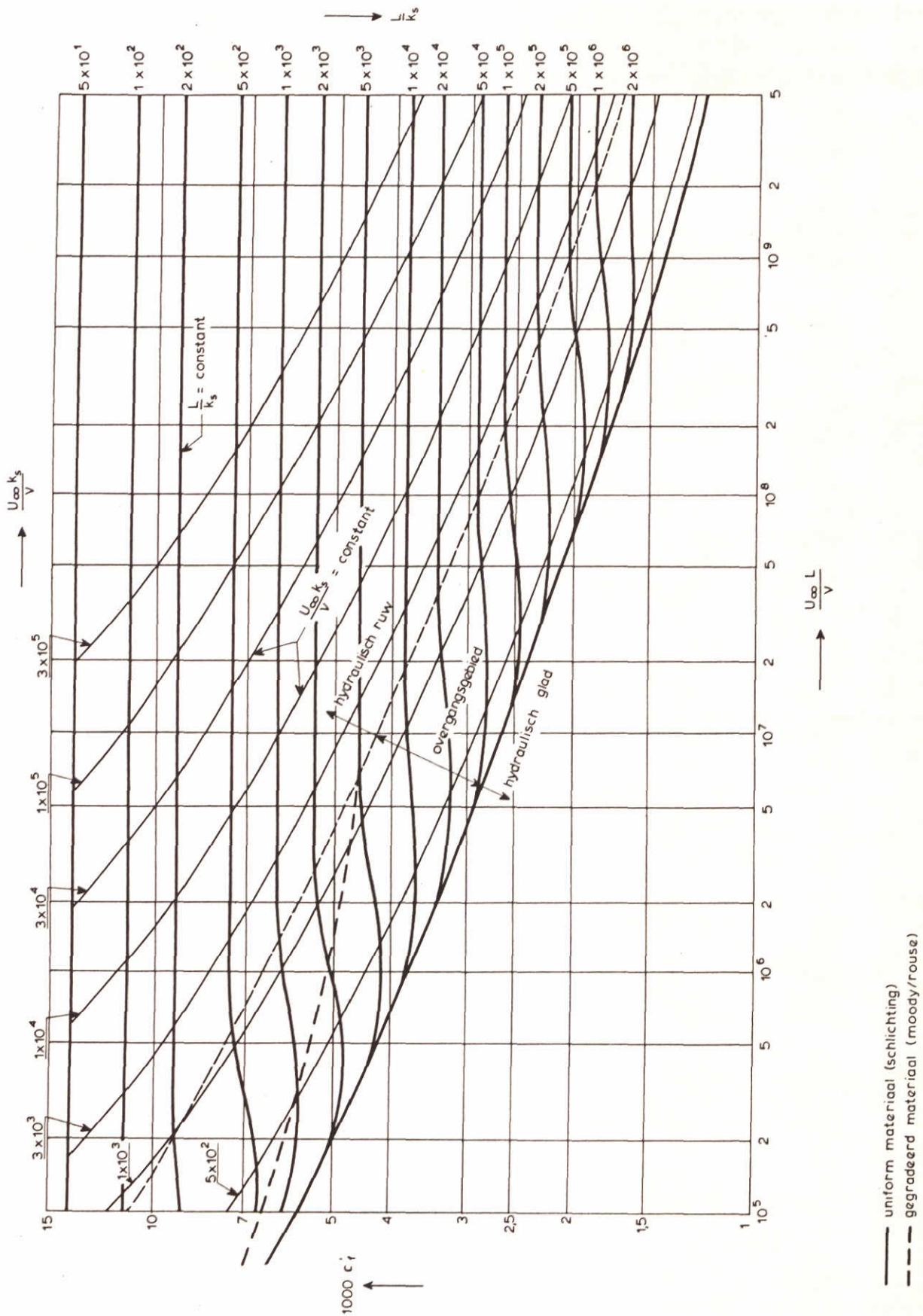
ANALOGIE MET VLAKKE PLAAT (schets niet op schaal)

SCHEMATISATIE RETOURSTROOM

WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM

M 1115

FIG. 3.1

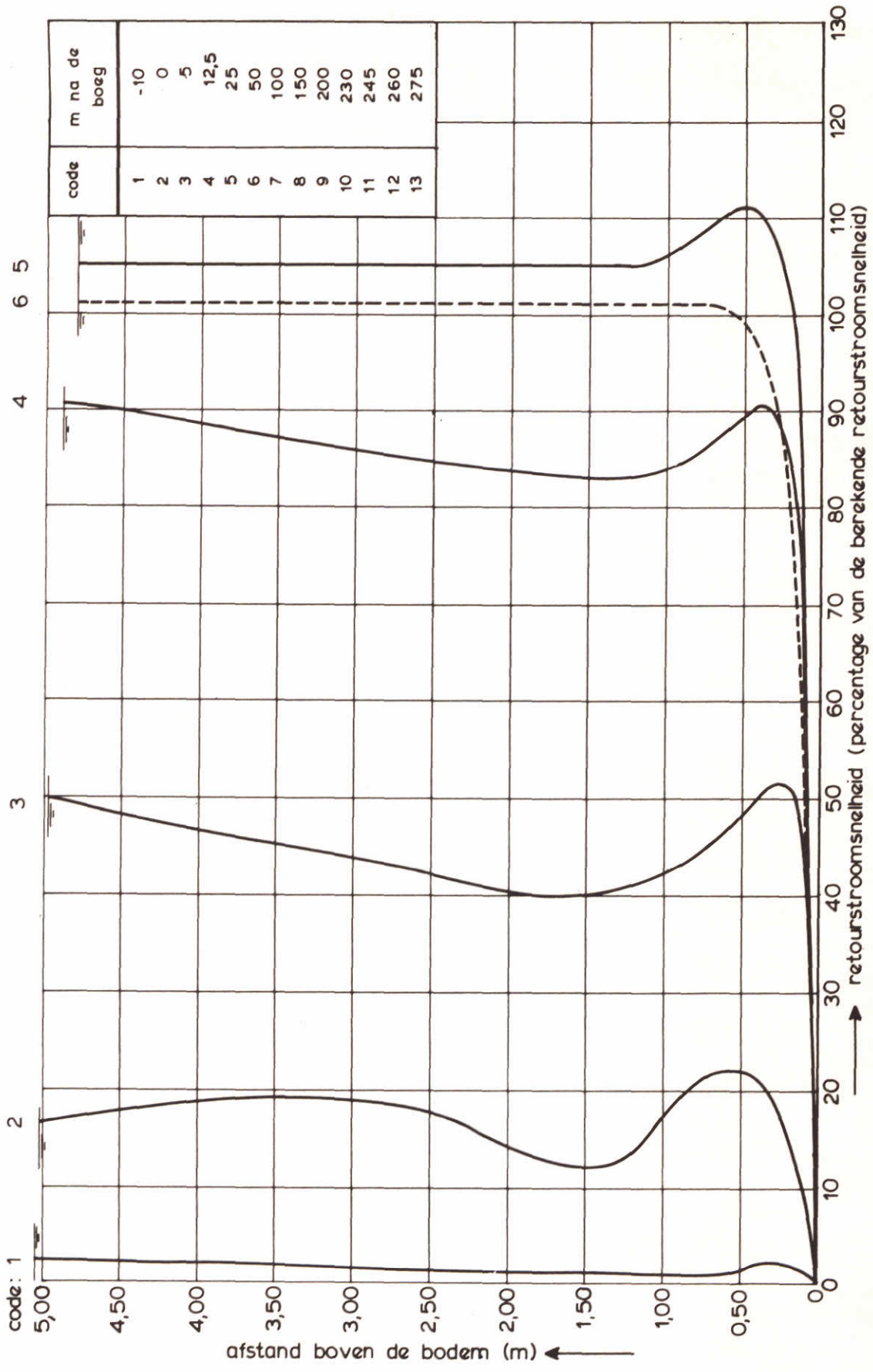


c_f VOLGENS SCHLICHTING VOOR
EEN HYDRAULISCH RUWE PLAAT

WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM

M 1115

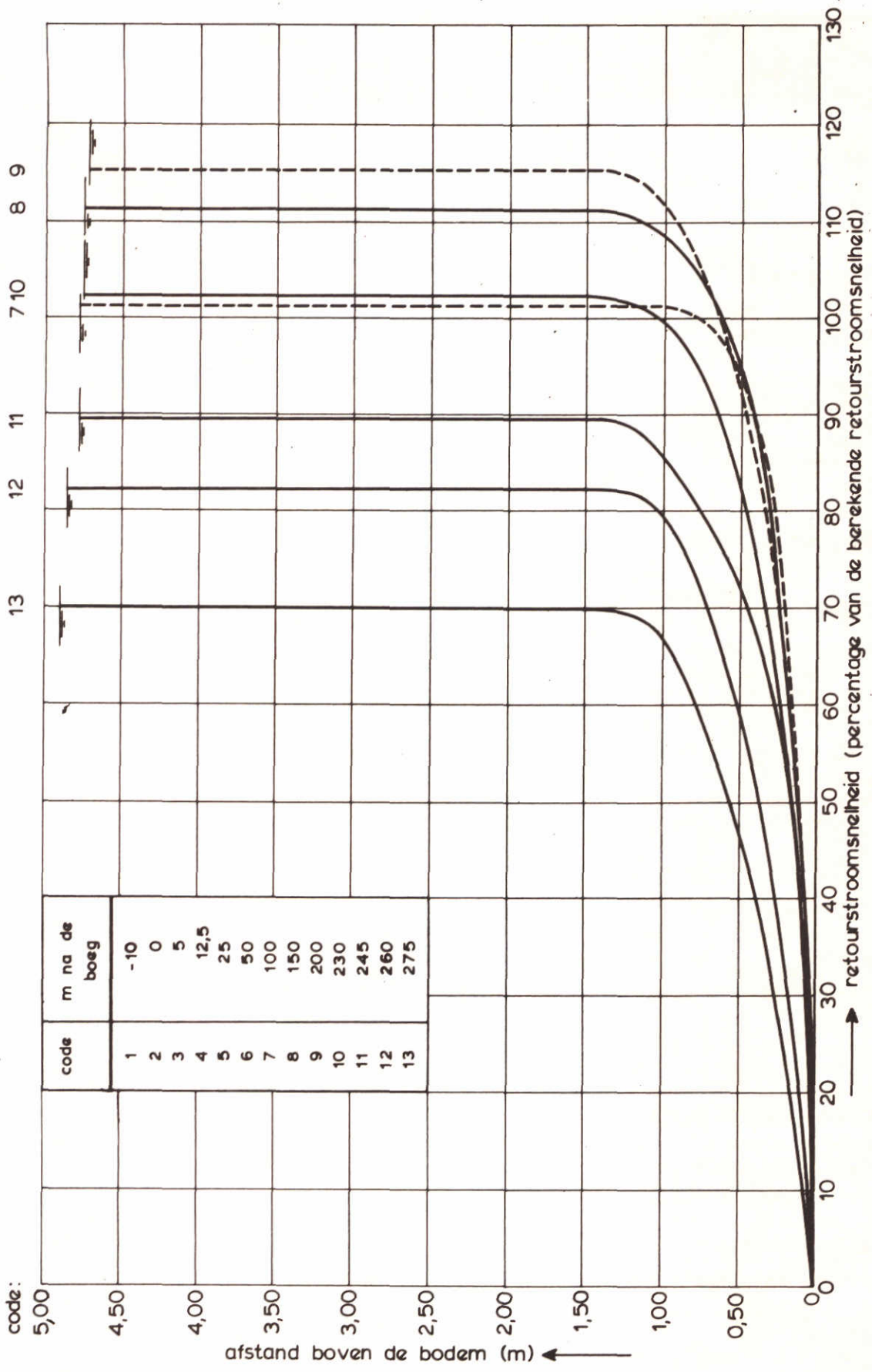
FIG. 3.2



vaarsnelheid 2,56 m/s
 retourstroomsnelheid berekend met Schijf 0,997 m/s (=100%)

GEMIDDELD SNELHEIDSPROFIEL T1

BODEM $v_s = 2,56 \text{ m/s}$

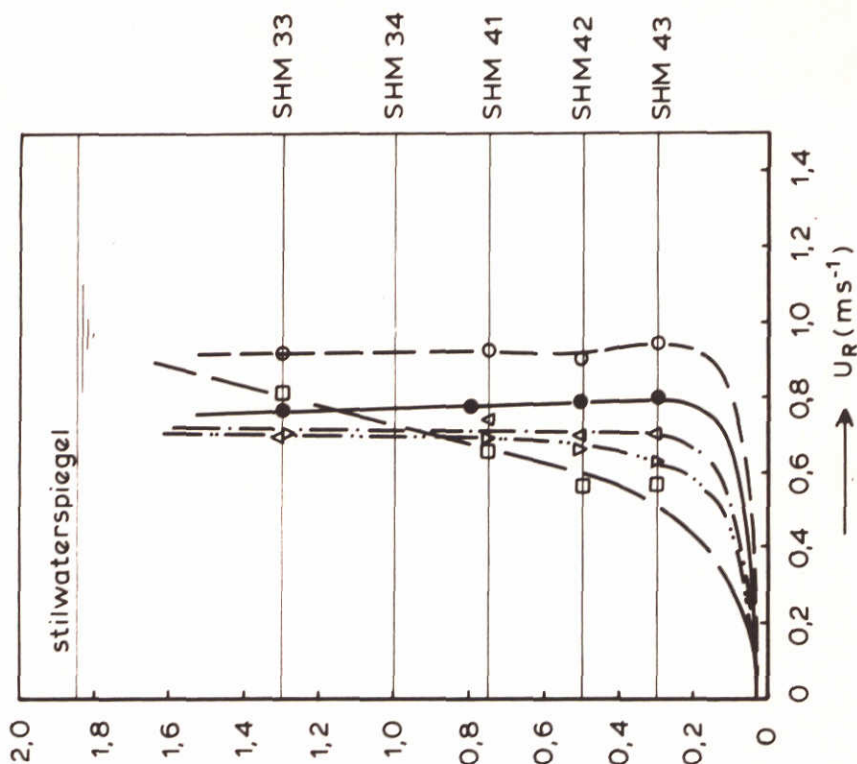


vaarsnelheid 2,56 m/s
 retourstroomsnelheid berekend met Schijf 0,997 m/s (=100%)

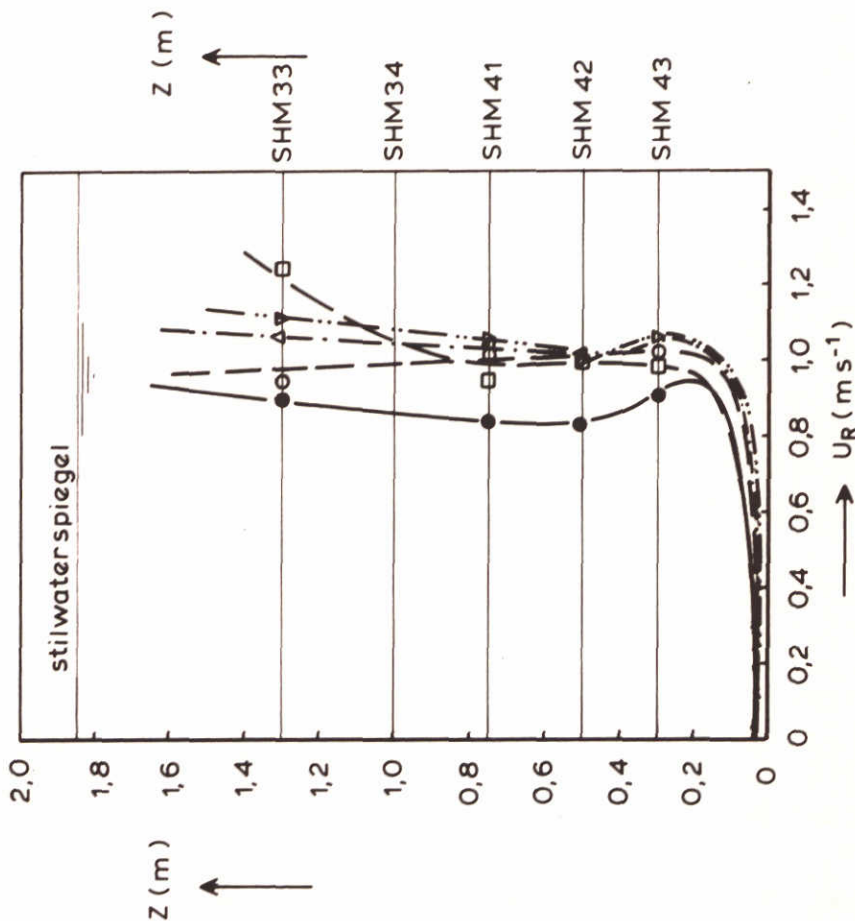
GEMIDDELD SNELHEIDSPROFIEL T1

BODEM $v_s = 2,56 \text{ m/s}$

T 6404



T 4604



symbol	afstand van boeg
●	25 m
○	50 m
△	75 m
▽	100 m
□	125 m

ONTWIKKELING SNELHEIDSPROFIEL IN
 PROTOTYPEONDERZOEK HARTELKANAAL

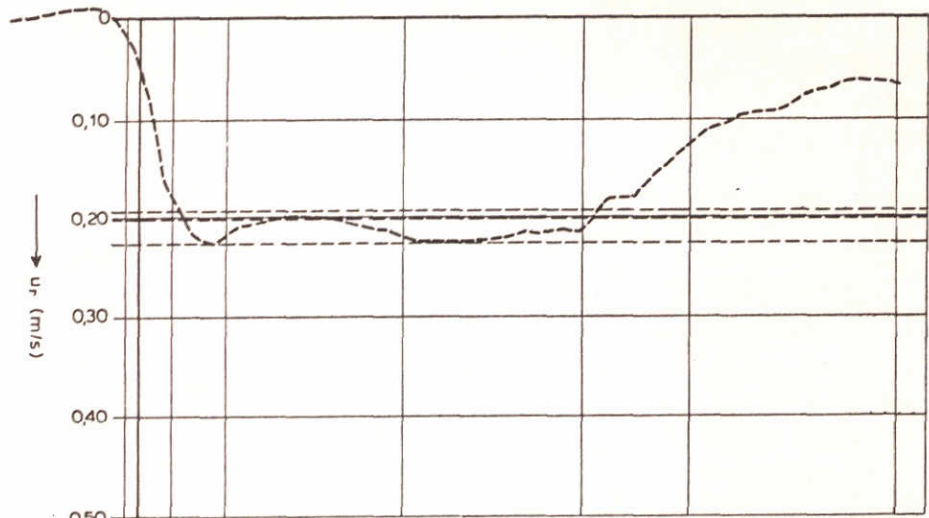
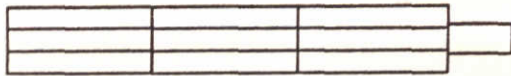
T 4604
 T 6404

GROF GRIND

WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM

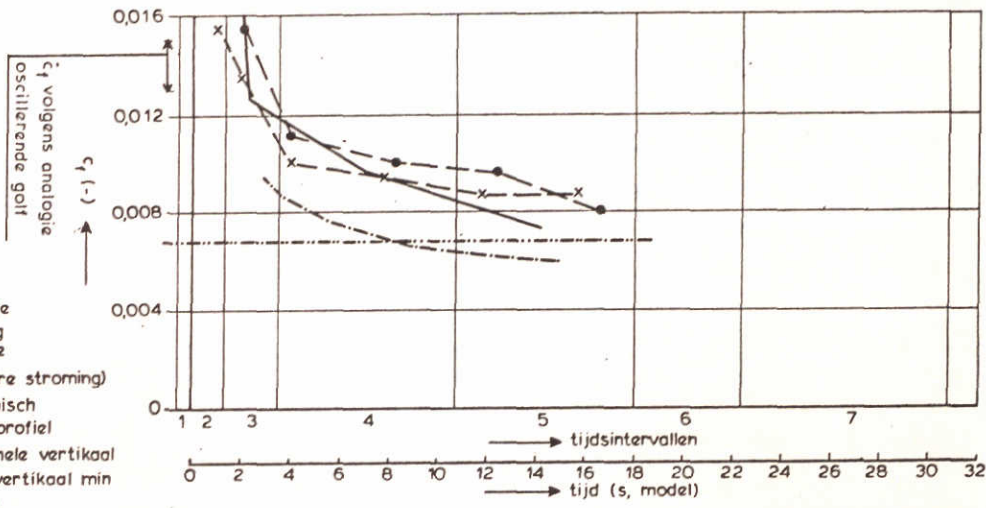
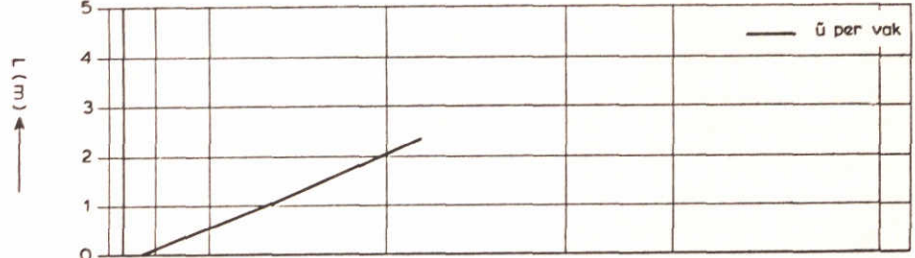
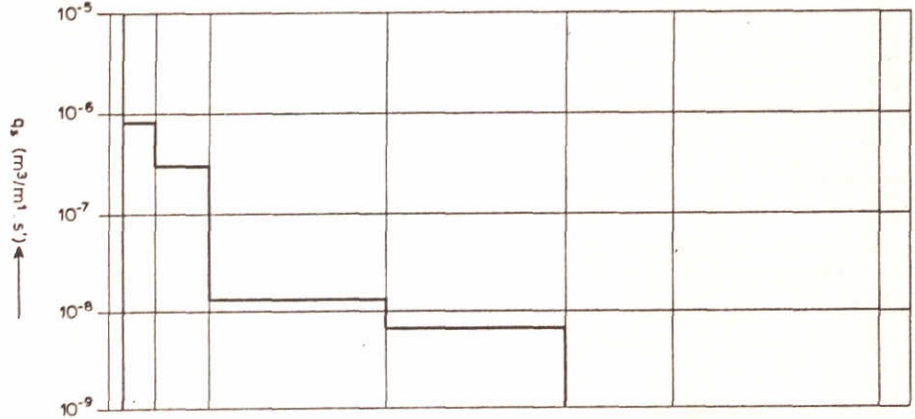
M 1115

FIG. 3.5



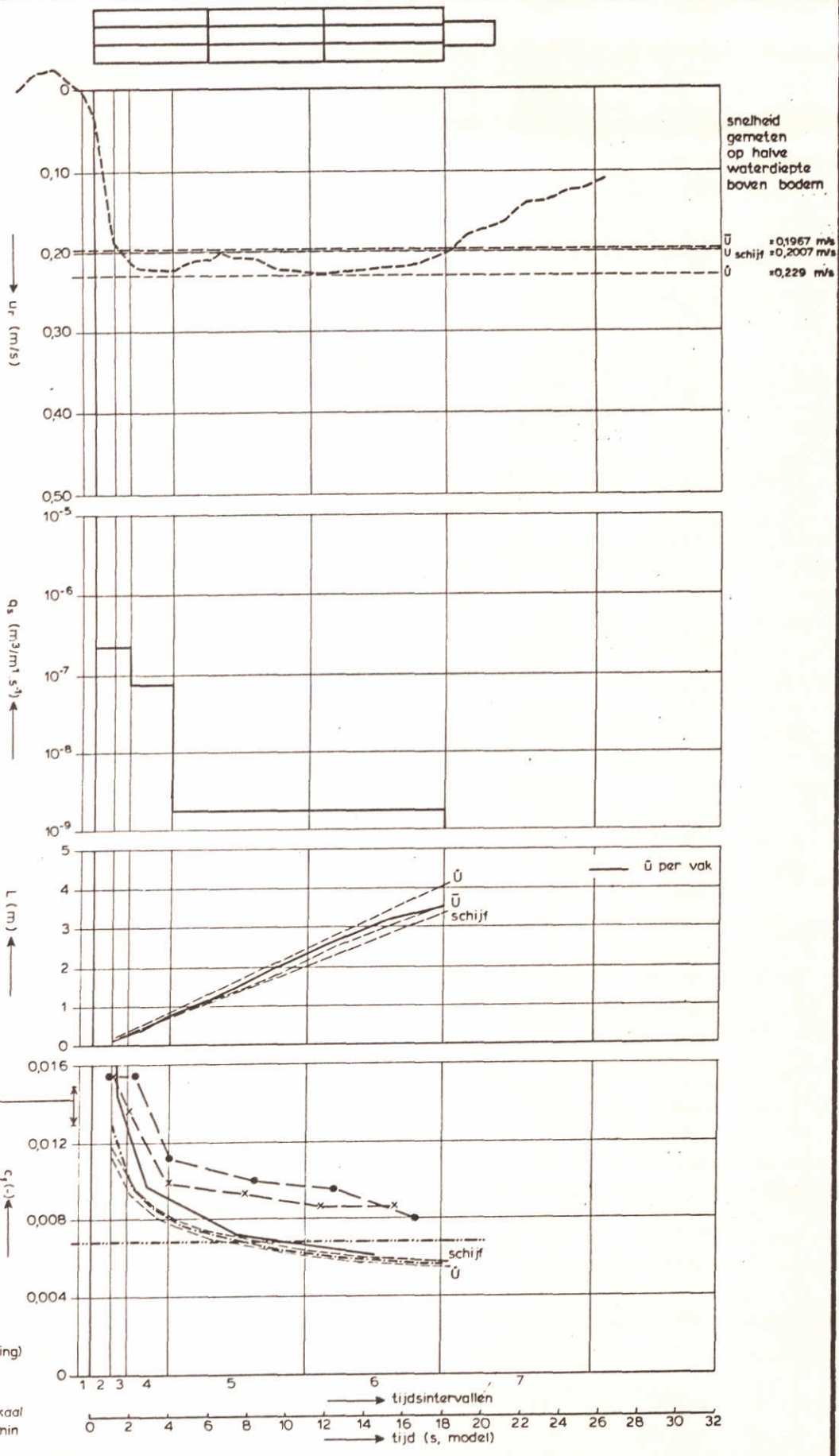
snelheid gemeten op halve waterdiepte boven bodem

$U_{schijf} = 0.1975 \text{ m/s}$
 $\bar{U} = 0.2026 \text{ m/s}$
 $U_0 = 0.226 \text{ m/s}$

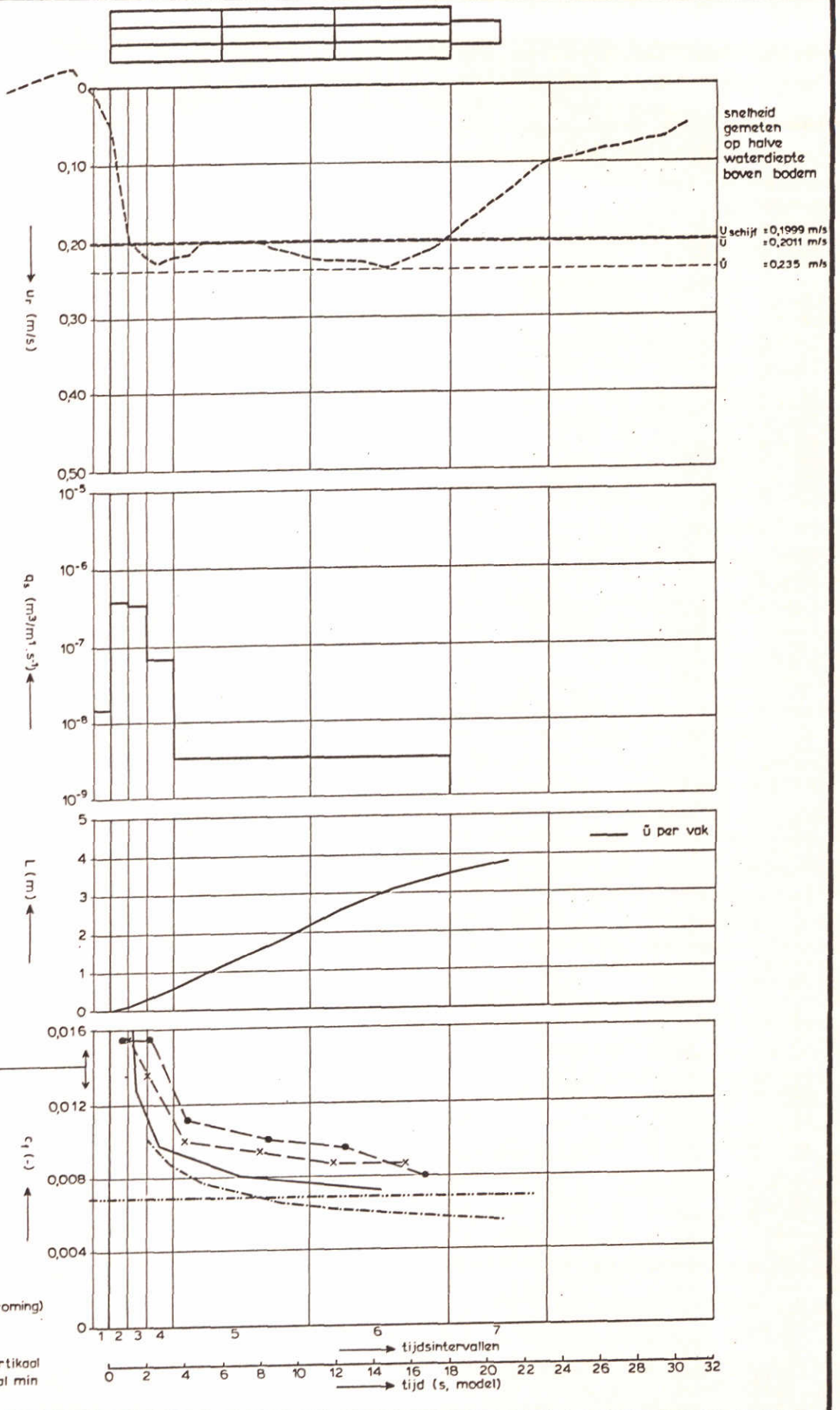


- vers bedje
- - - Schlichting
- · - · $c_f = 2g/c^2$ (stationaire stroming)
- - - logarithmisch snelheidsprofiel
- \bar{u}_r over hele vertikaal
- x u_r over vertikaal min grenslaag

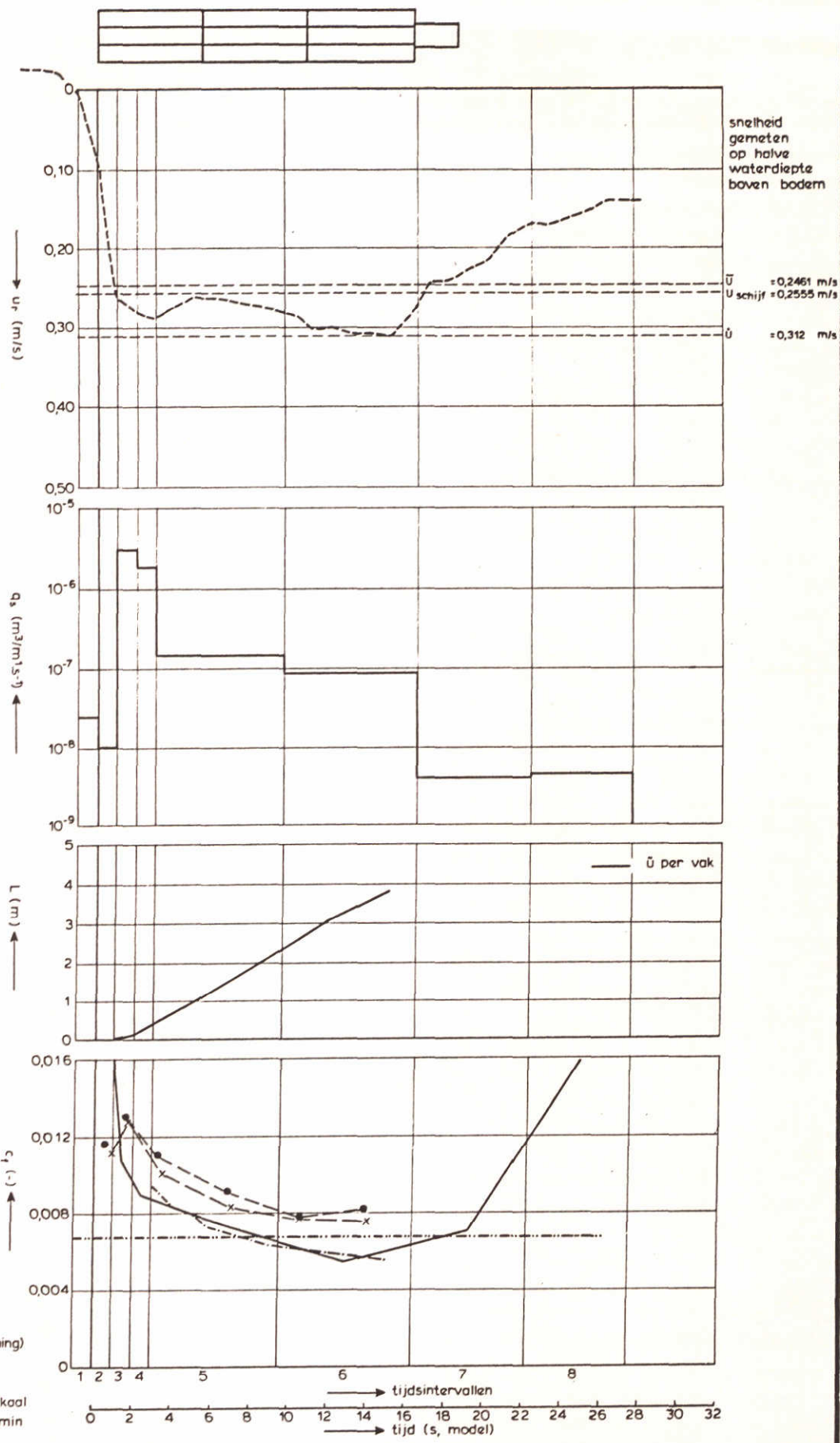
BEREKENING c_f , T_1 , $v_s = 2,55 \text{ m/s}$



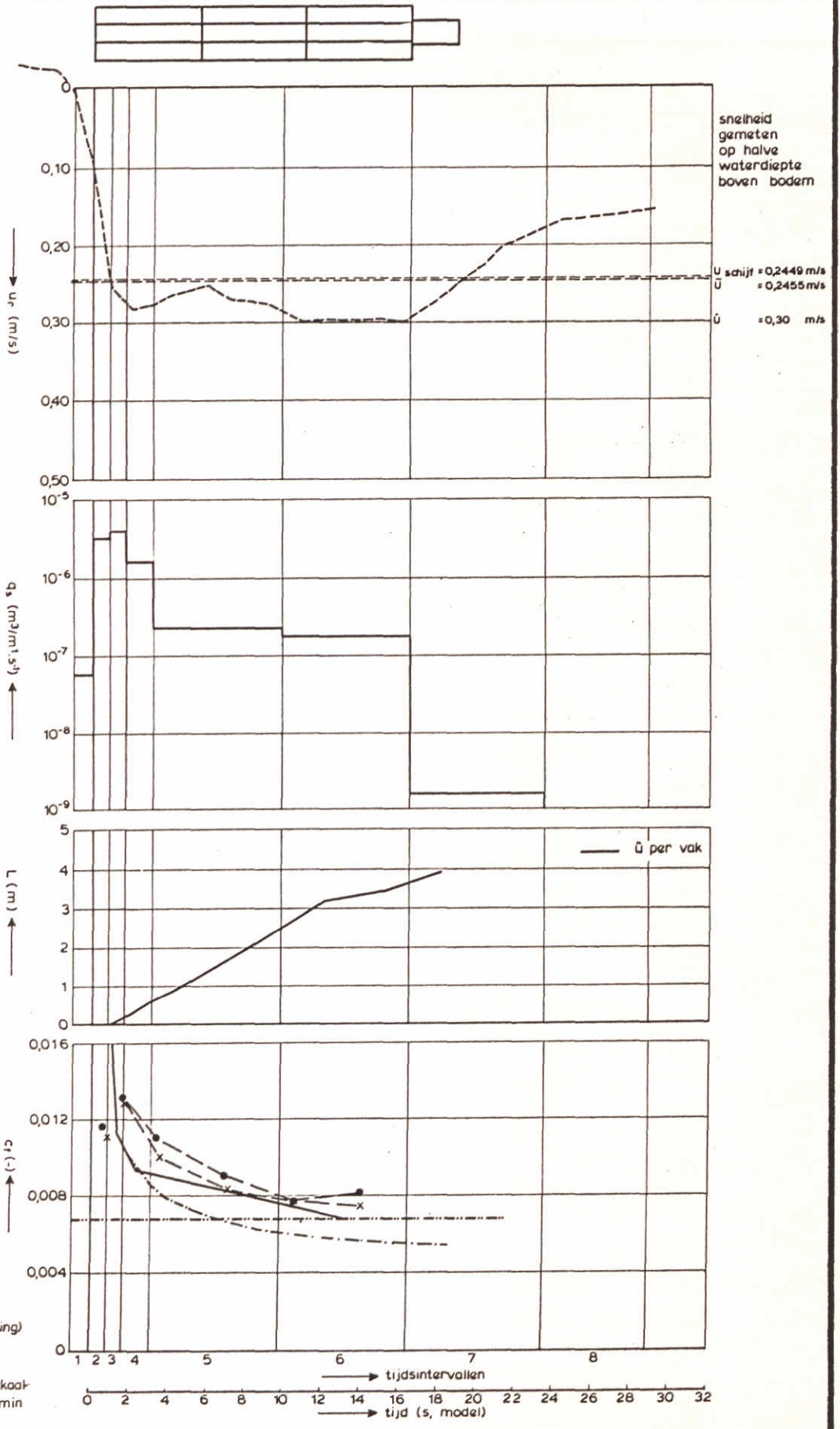
BEREKENING $c_f, T1, v_s = 2,55 \text{ m/s}$



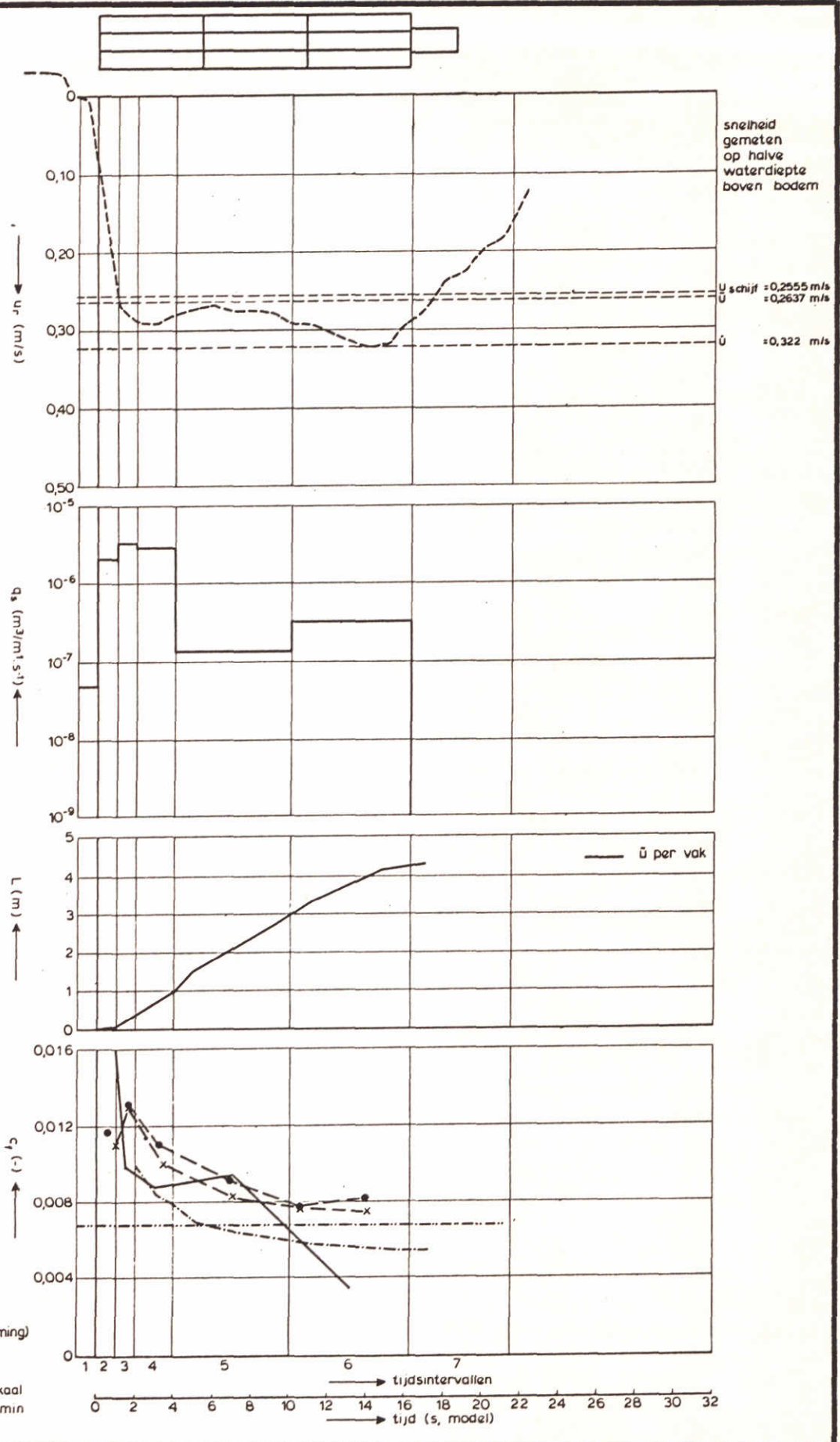
BEREKENING $c_f, T1, v_s = 2,55 \text{ m/s}$



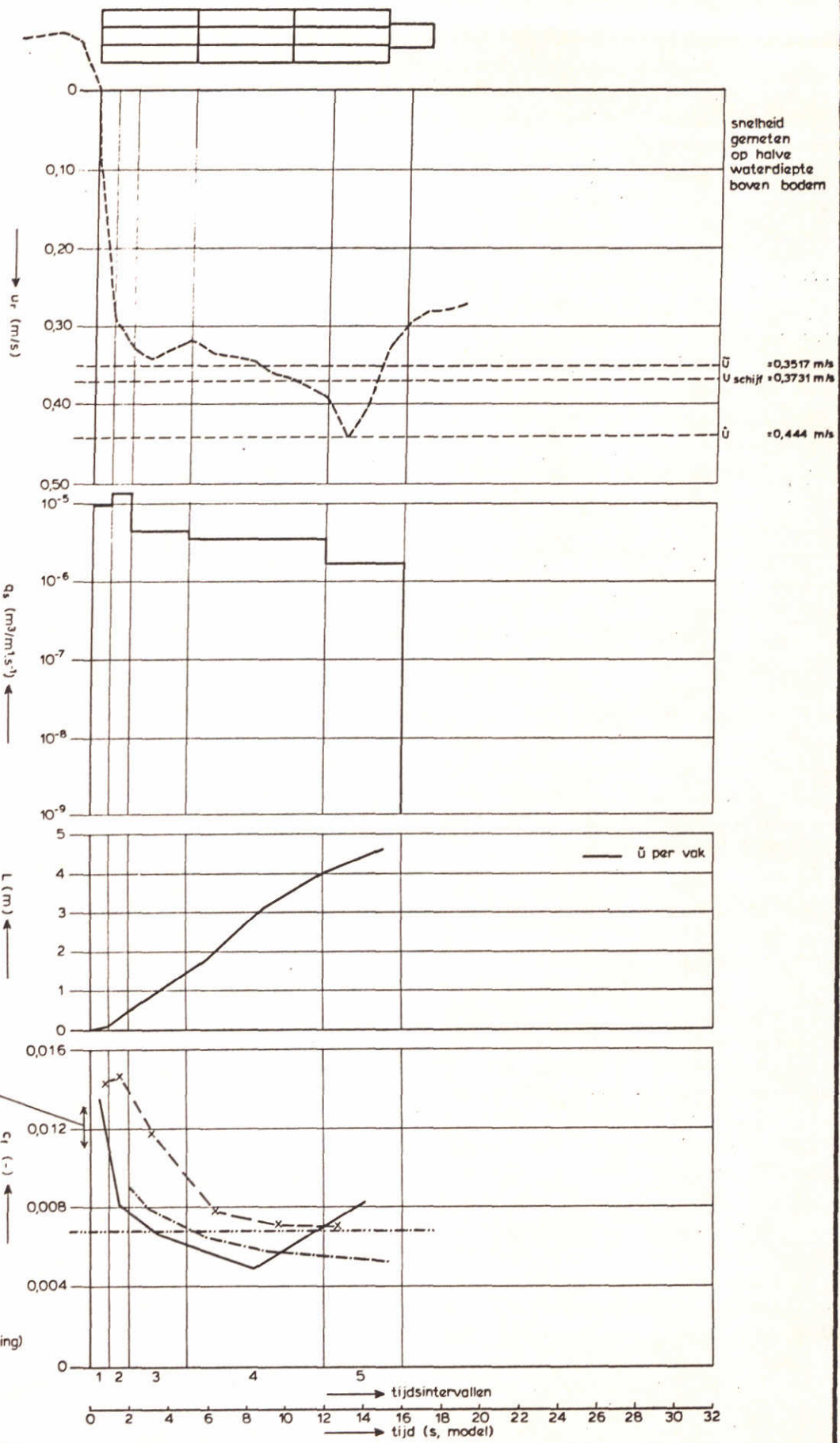
BEREKENING c_f , T1, $v_s = 2,85 \text{ m/s}$



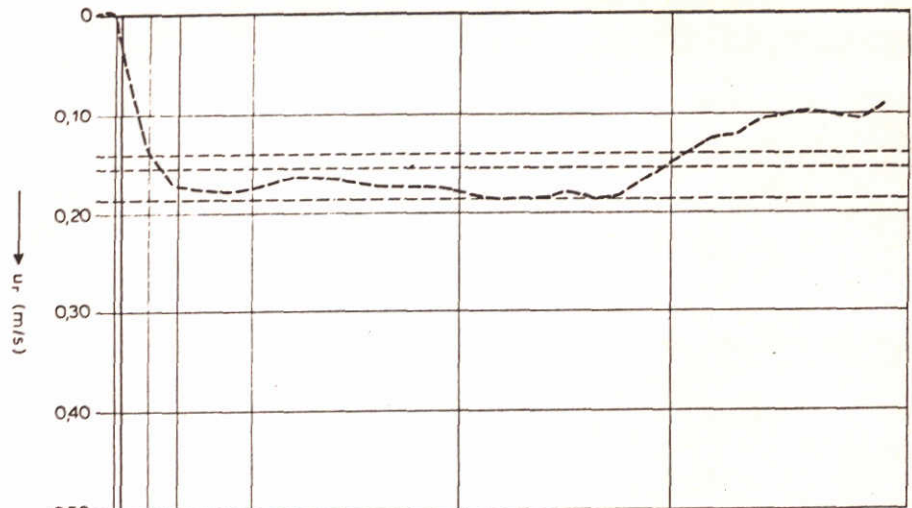
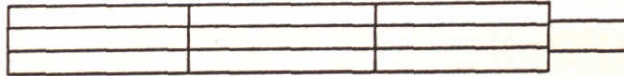
BEREKENING c_f , $T1$, $v_s = 2,85 \text{ m/s}$



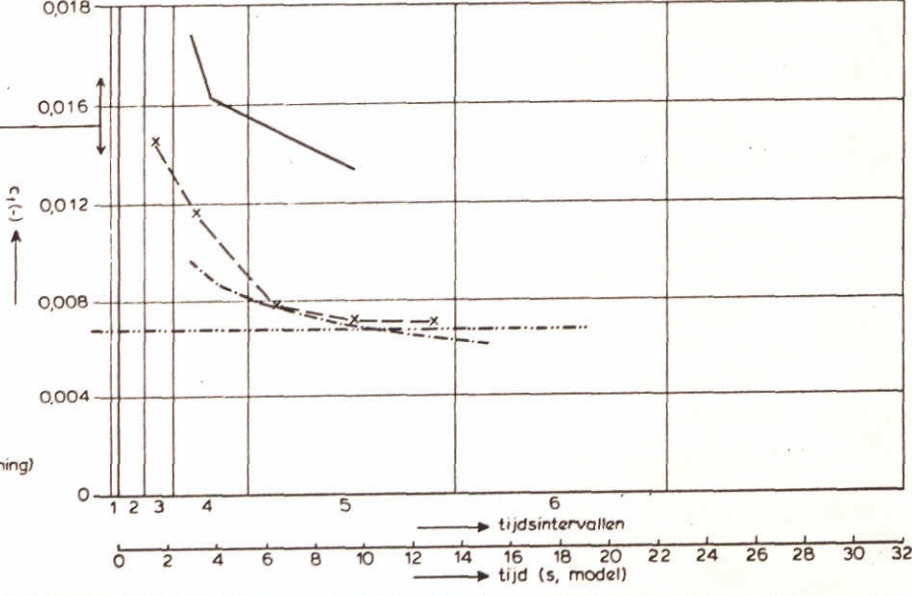
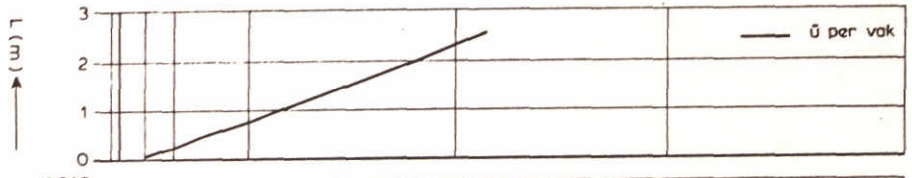
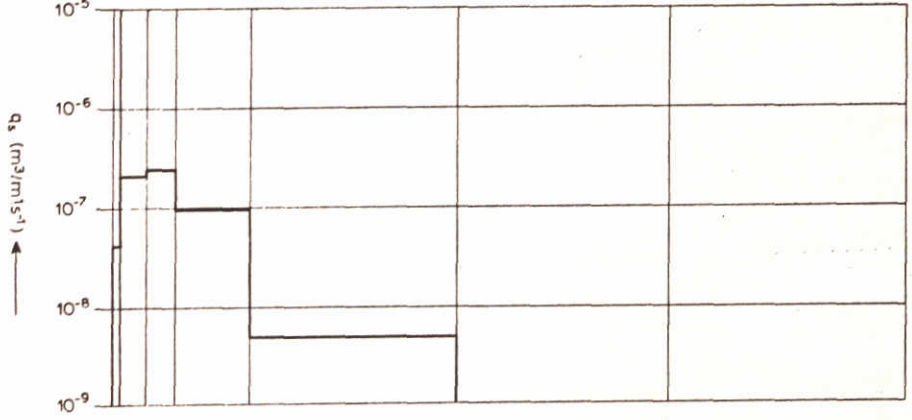
BEREKENING c_f , $T1$, $v_s = 2,85$ m/s



BEREKENING c_f , T1, $v_s = 3,12 \text{ m/s}$



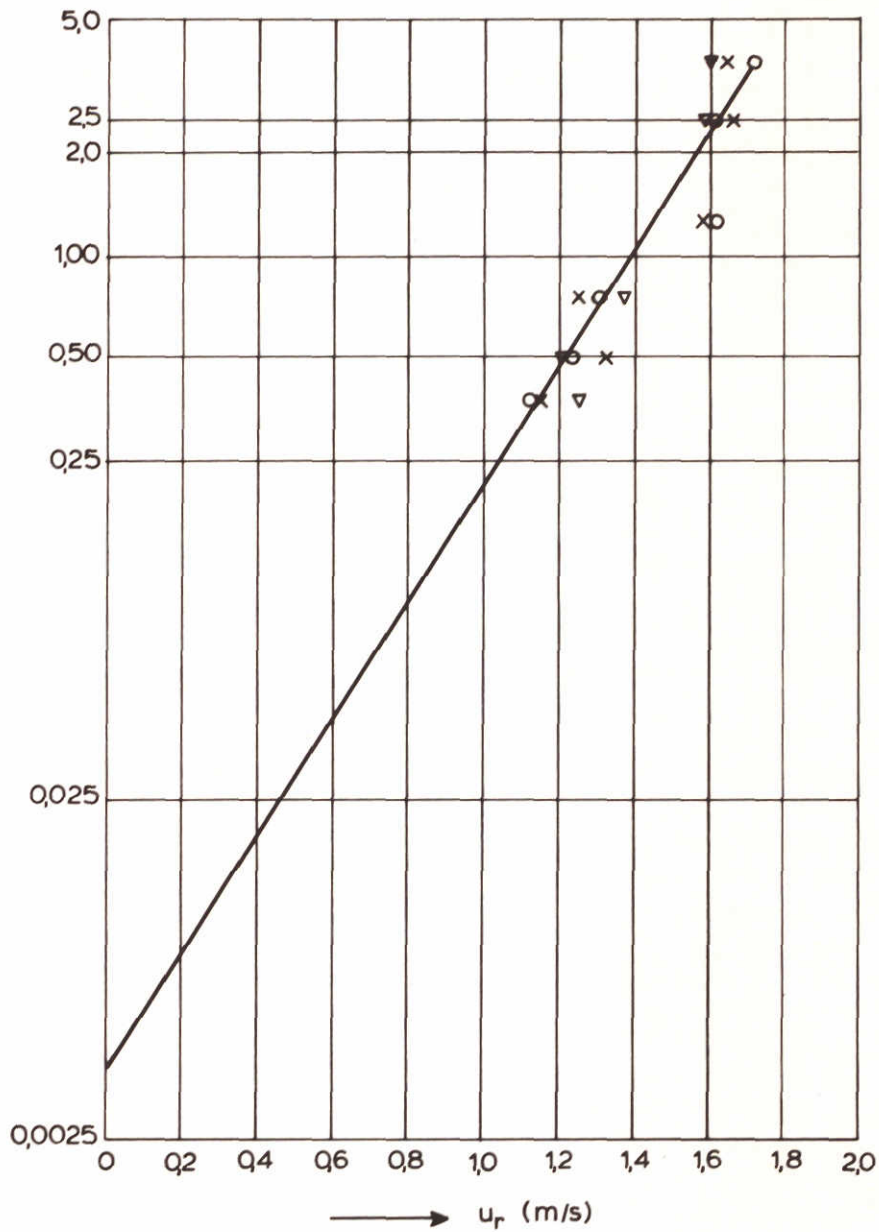
snelheid gemeten op halve waterdiepte boven bodem
 $U_{schijf} = 0,1415 \text{ m/s}$
 $\bar{U} = 0,1546 \text{ m/s}$
 $\bar{U} = 0,186 \text{ m/s}$



— vers bedje
 - - - Schlichting
 $c_f = 2g/c^2$
 (stationaire stroming)
 - - - logaritmisch
 snelheidsprofiel

tijsintervallen
 tijd (s, model)

BEREKENING c_f , T_1 , $v_s = 2,10 \text{ m/s}$



T1 $V_s = 2,85$ m/s 200m na de boeg meetplaats
op het talud

- o $V_s = 2,85$ m/s
- x $V_s = 2,85$ m/s
- ▽ $V_s = 2,85$ m/s

HET LOGARITHMISCH SNELHEIDSPROFIEL IN DE
GRENSLAAG VAN DE RETOURSTROOM

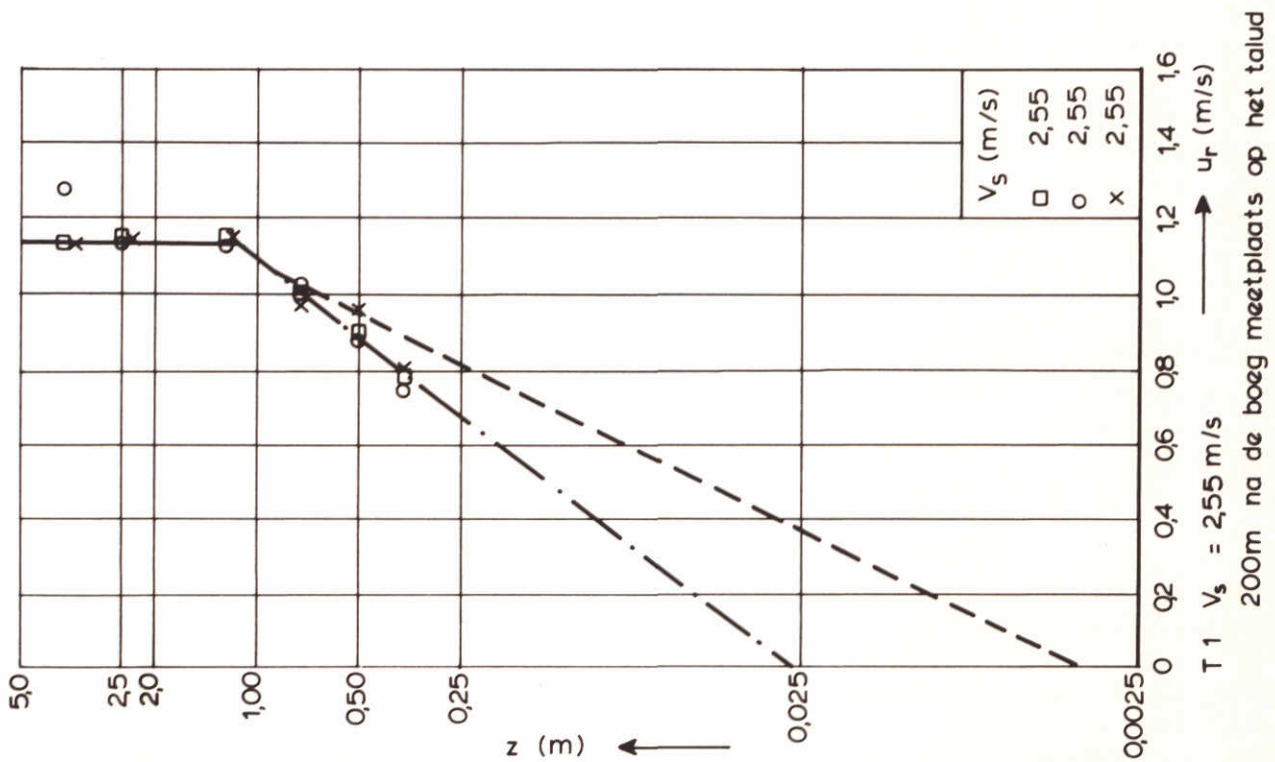
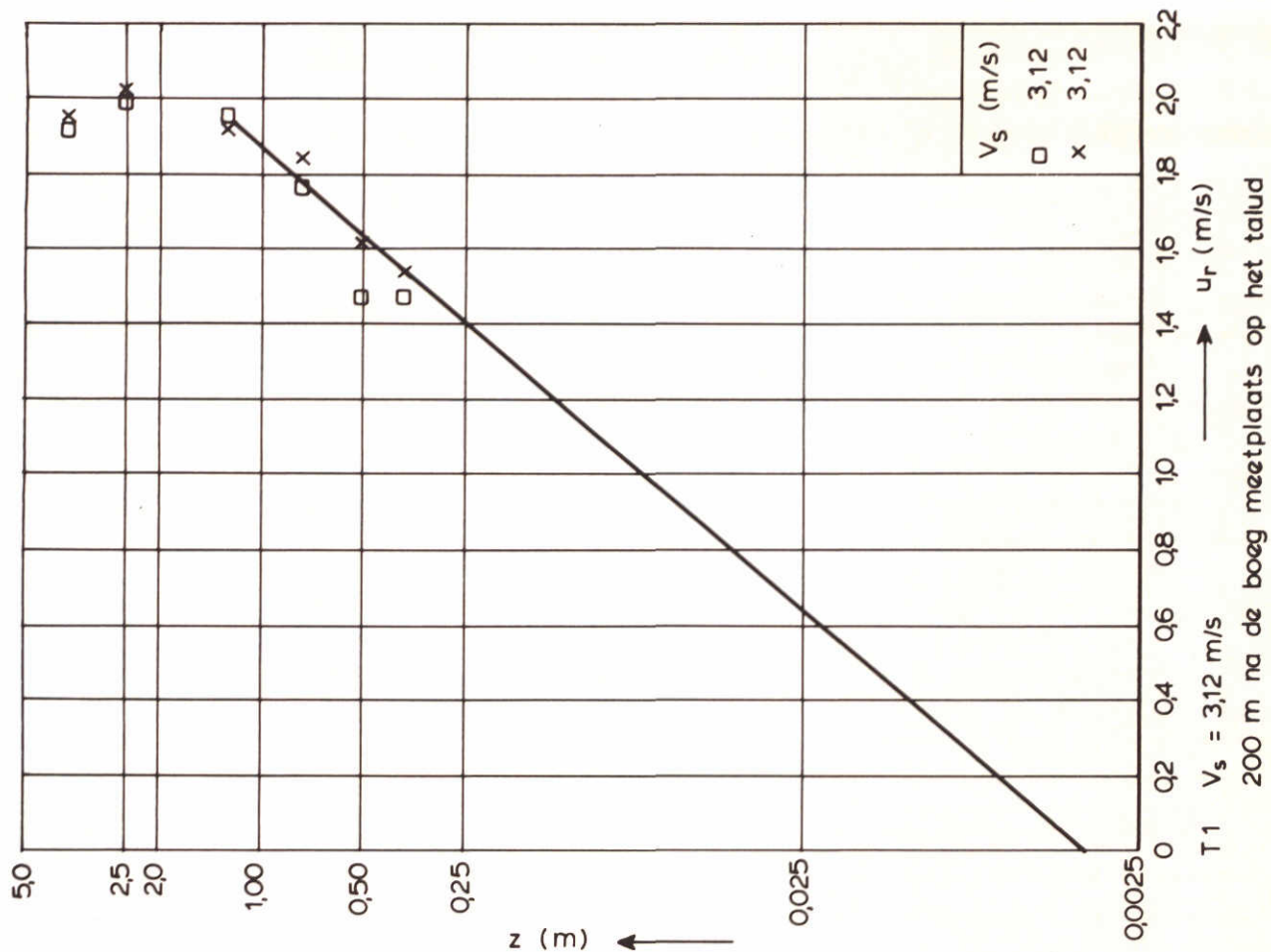
T1

$v_s = 2,85$ m/s

WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM

M 1115

FIG. 3.14



HET LOGORITHMISCH SNELHEIDSPROFIEL IN DE
GRENSLAAG VAN DE RETOURSTROOM

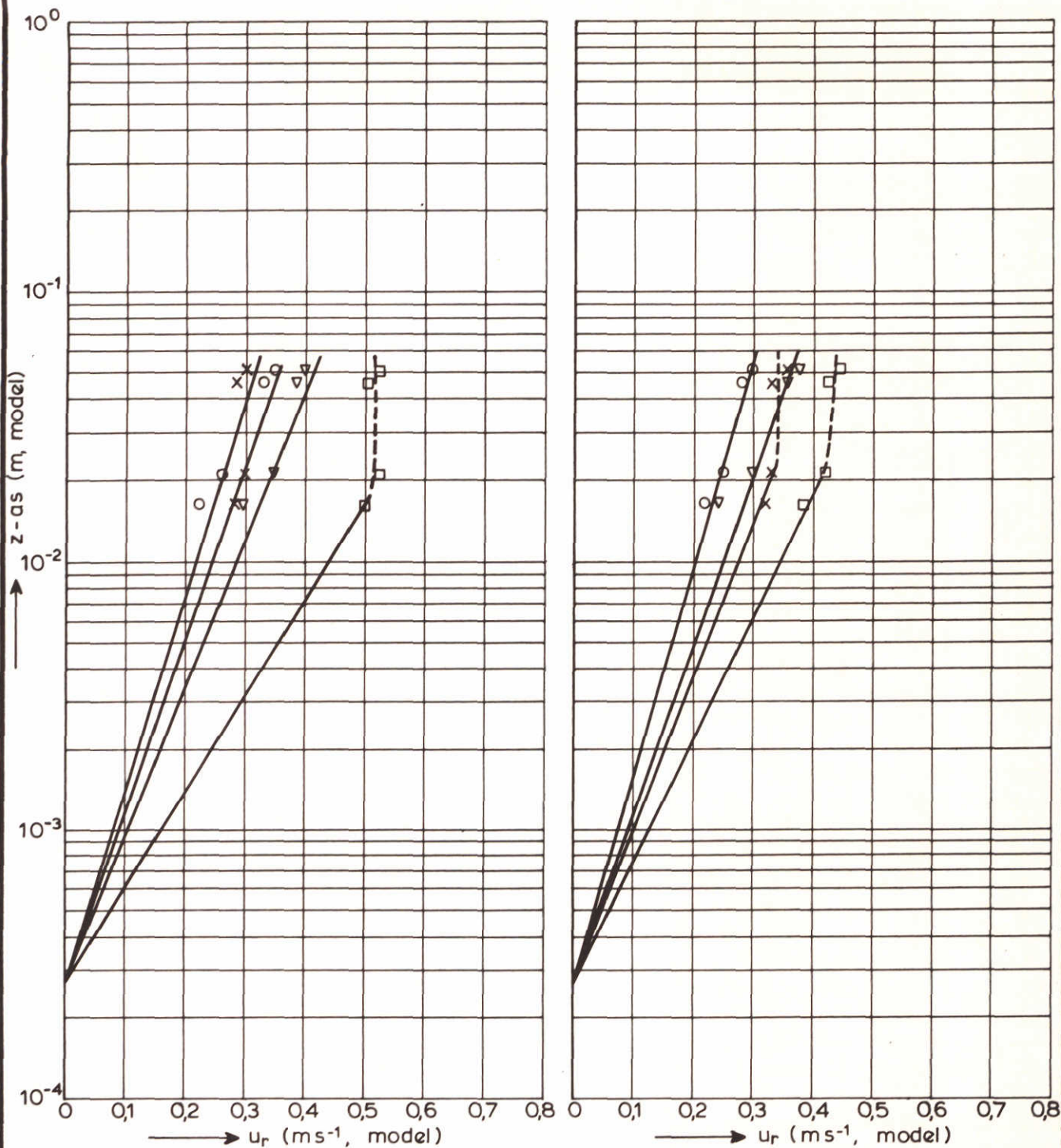
T 1

$v_s = 2,55$ en $3,12$ m/s

WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM

M 1115

FIG. 3.15



afstand interval
nummer

x	14
o	12
v	10
□	8

RETOURSTROOM ONDER HET SCHIP

afstand interval
nummer

x	15
o	13
v	11
□	9

SHM 5 en 6 meting 7,8 en 9

HET LOGARITMISCH SNELHEIDSPROFIEL IN
DE GRENSLAAG VAN DE RETOURSTROOM

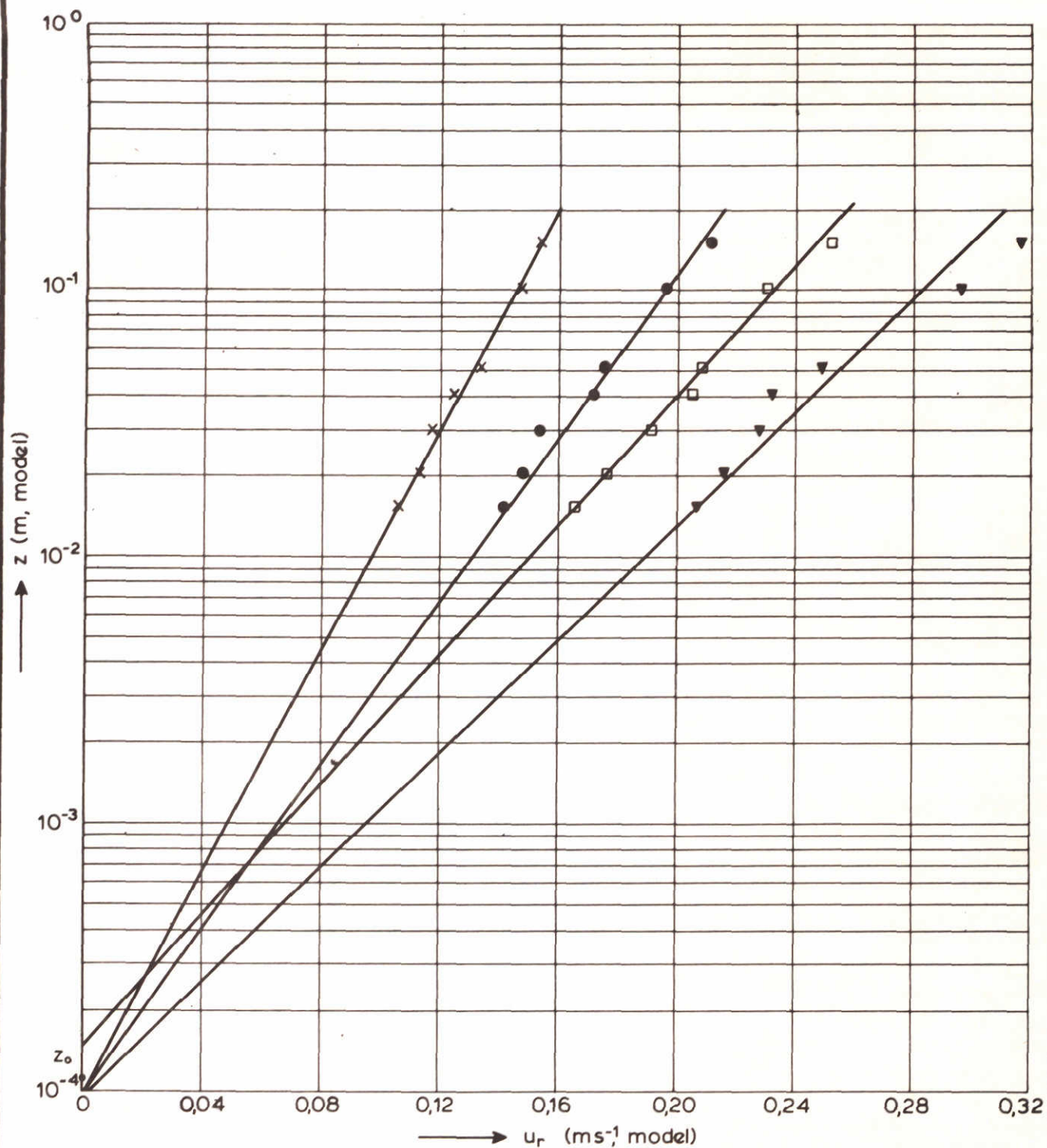
T21, T22 $v_s = 0,91 v_g$

$v_s = 2,51 \text{ m/s}$

WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM

M 1115

FIG. 3.16



$k_s = 3.3 \cdot 10^{-3}$ a $5 \cdot 10^{-3}$ m

proef debiet

- x I $Q = 0,168 \text{ m}^3 \text{ s}^{-1}$
- II $Q = 0,224 \text{ m}^3 \text{ s}^{-1}$
- III $Q = 0,281 \text{ m}^3 \text{ s}^{-1}$
- ▼ IV $Q = 0,336 \text{ m}^3 \text{ s}^{-1}$

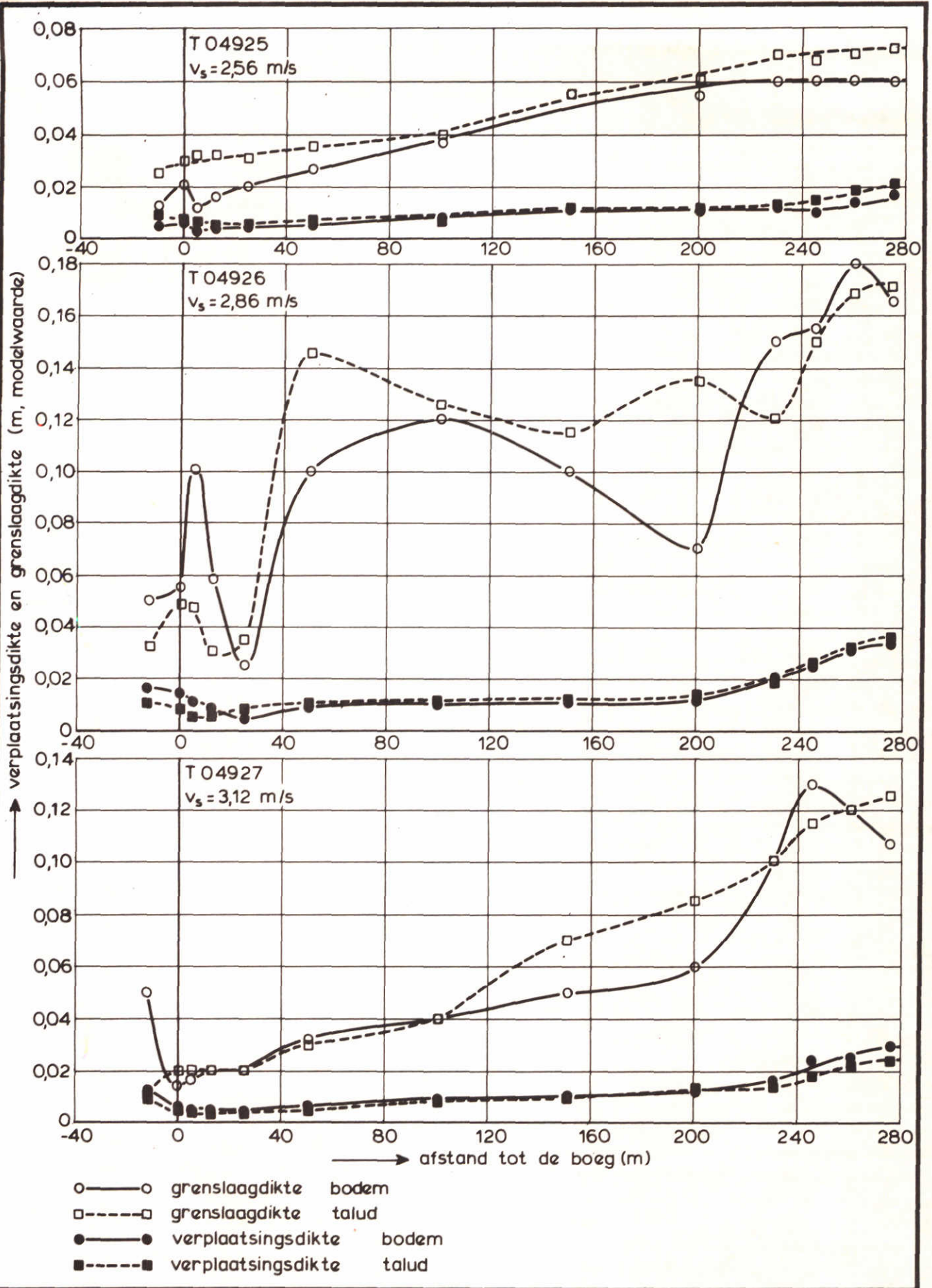
HET LOGARITMISCH SNELHEIDSPROFIEL IN
EEN STATIONAIRE STROMING, BEPALING z_0

T O

WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM

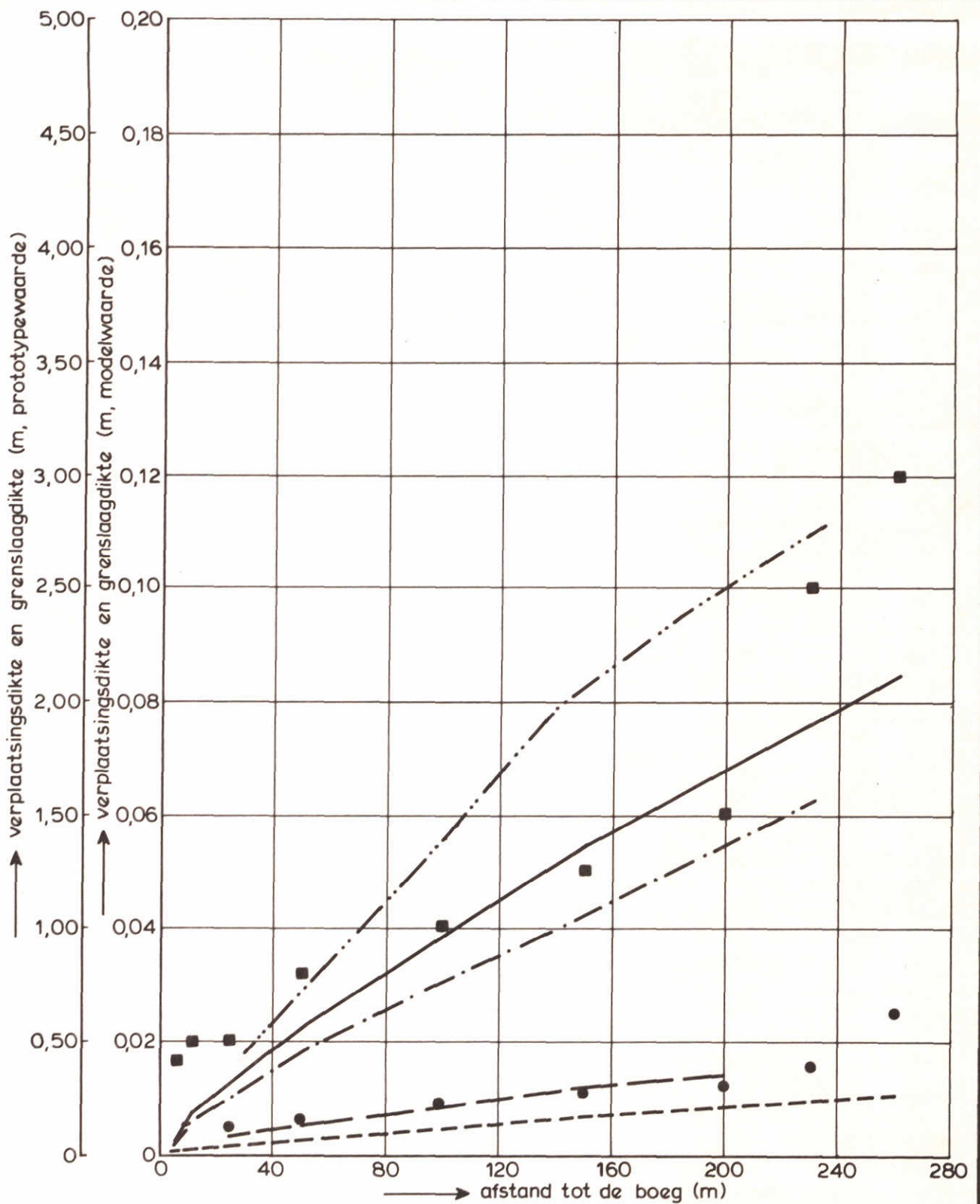
M 1115

FIG. 3.17



GEMETEN GRENSLAAGDIKTEN
EN VERPLAATSINGSDIKTEN T1

TALUD EN
BODEM



GRENSLAAGDIKTE EN VERPLAATSINGDIKTE,

T1, $v_s = 3,12 \text{ m/s}$

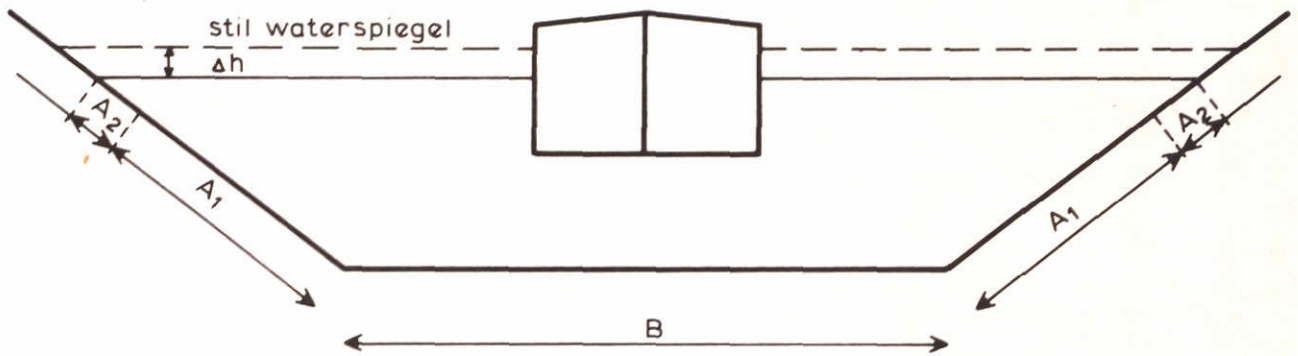
T1

$v_s = 3,12 \text{ m/s}$

WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM

M 1115

FIG. 3.21

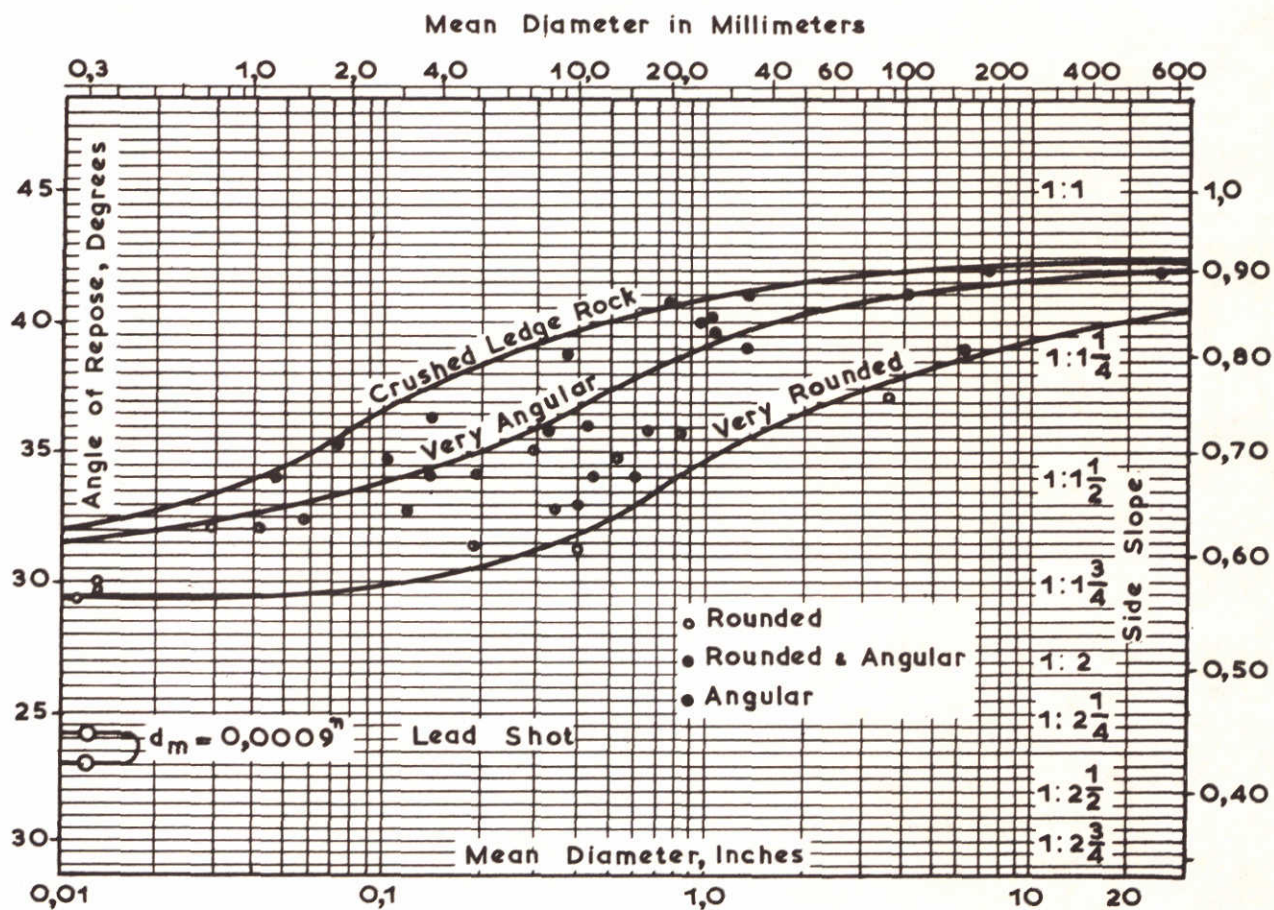


INDELING VAN EEN TRAPEZIUMVORMIG KANAAL-
 DWARSPROFIEL BIJ DE TOEPASSING VAN EEN
 STABILITEITSKRITERIUM

WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM

M 1115

FIG. 4.1

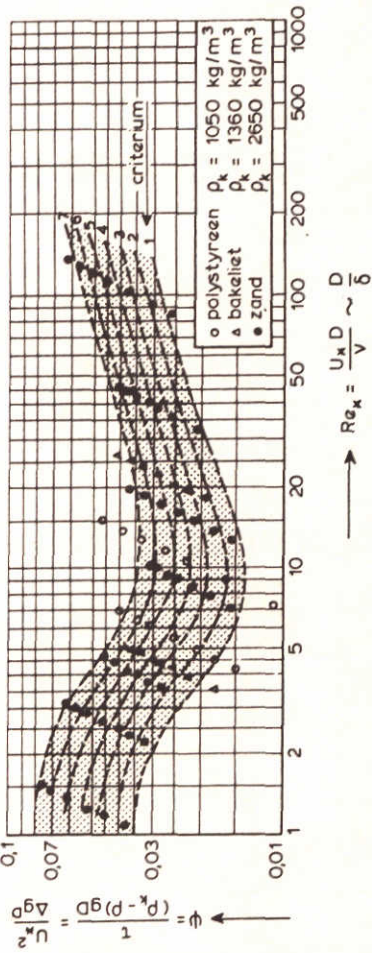
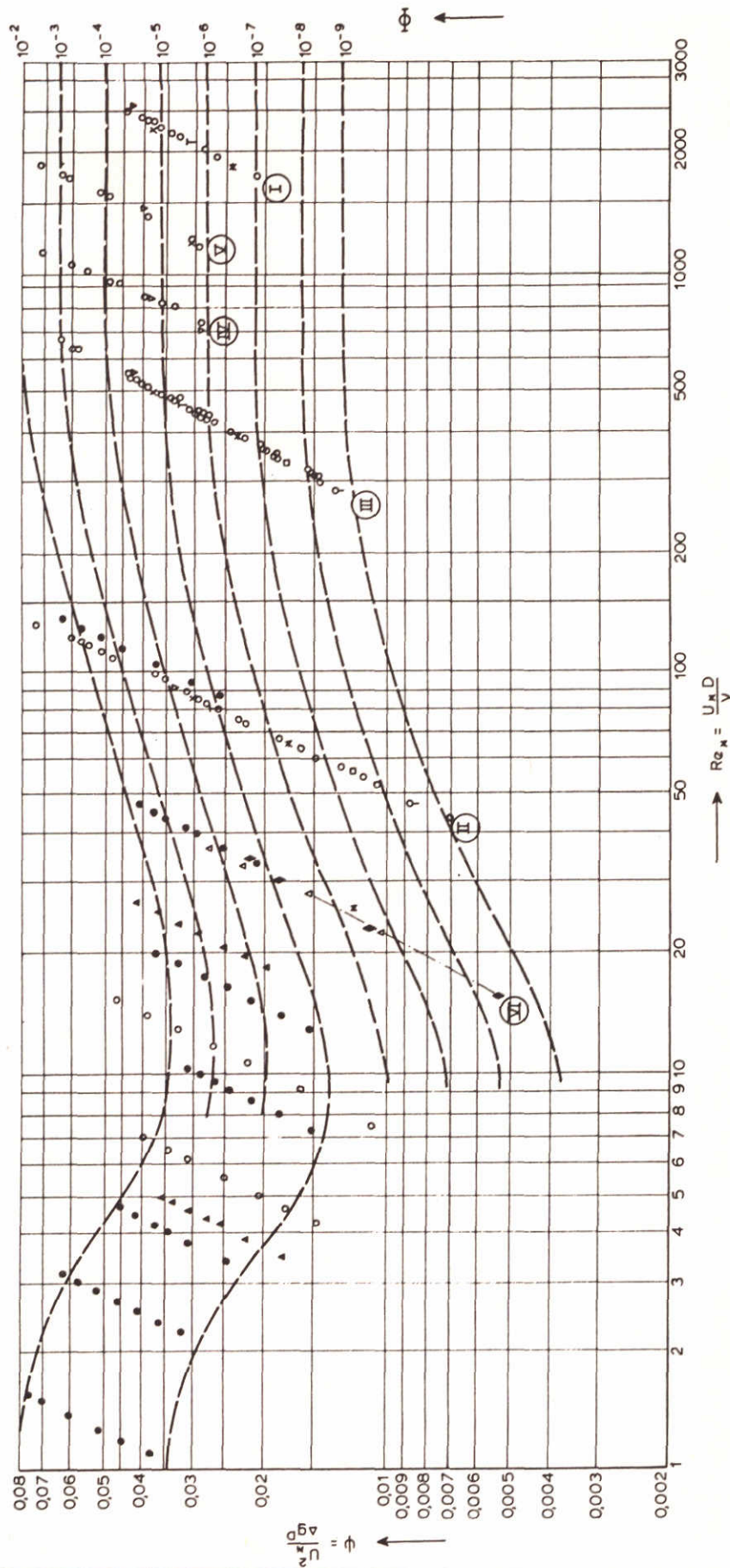


HOEK VAN NATUURLIJK TALUD VOLGENS SIMONS

WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM

M 1115

FIG. 4.2

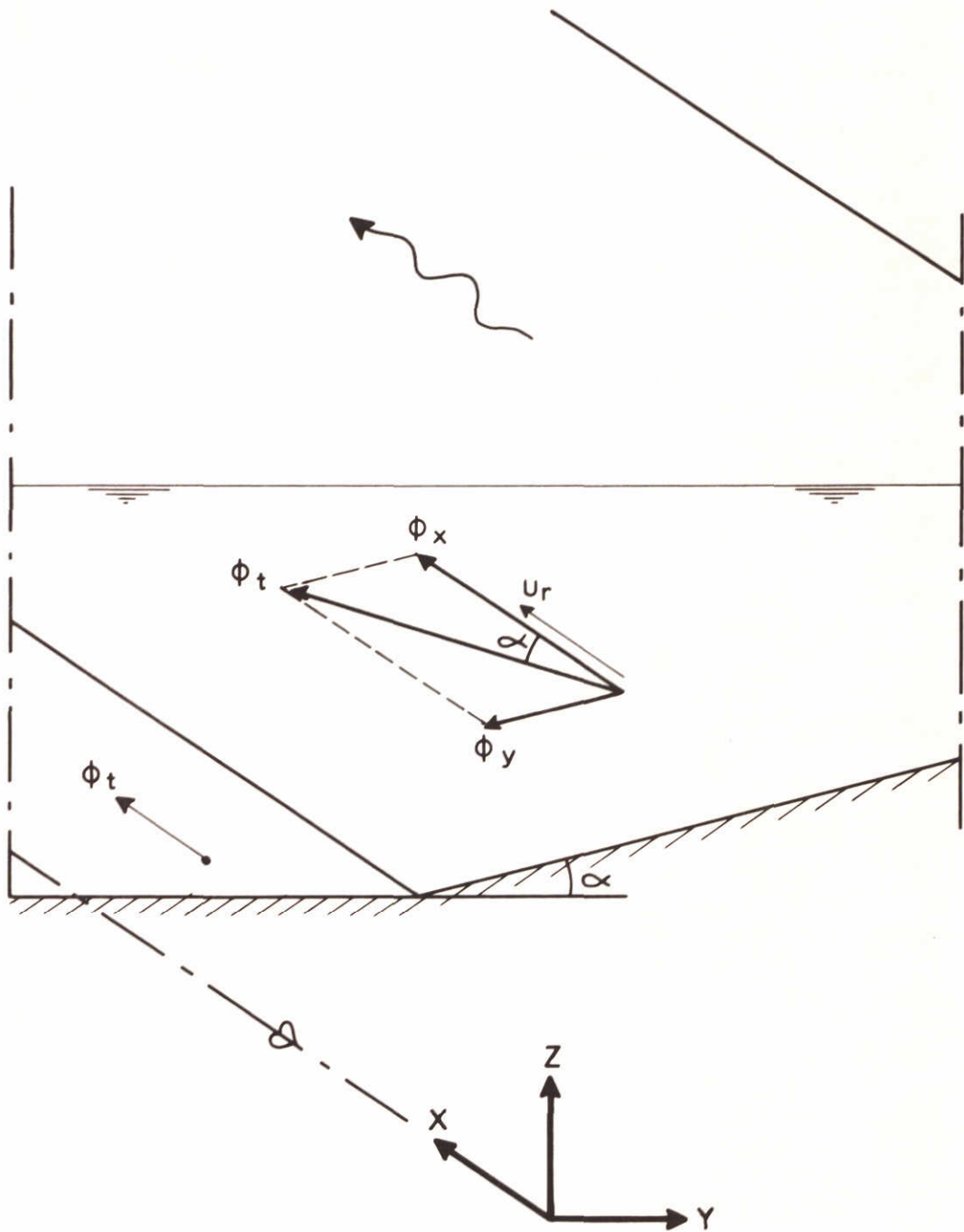


NO	ONDERZOEK	MATERIAAL	DIAMETER (m)
I	Paintal	Run A	2,22 $\cdot 10^{-2}$
II		Run E	2,50 $\cdot 10^{-3}$
III		Run D	7,95 $\cdot 10^{-3}$
IV	M 905	zand	1,20 $\cdot 10^{-2}$
V	M 905	zeegrind	1,65 $\cdot 10^{-2}$
VI	M 1115	bakeliet	2,10 $\cdot 10^{-3}$
•	M 648/M 853	zand	variabel
o		polystyreen	variabel
a		bakeliet	1,90 $\cdot 10^{-3}$ en 6,30 $\cdot 10^{-4}$

ϕ
v 10^{-4}
x 10^{-3}
t 10^{-6}
n 10^{-7}
o 10^{-8}
p 10^{-9}

$\Phi = \text{konstant}$
 --- het verband tussen de linker en rechter
 verticale as : $\Phi = 1,64 \cdot 10^{10} \psi^{10,86}$

BEGIN VAN BEWEGING ψ EN Φ ALS FUNKTIE VAN Re_k *

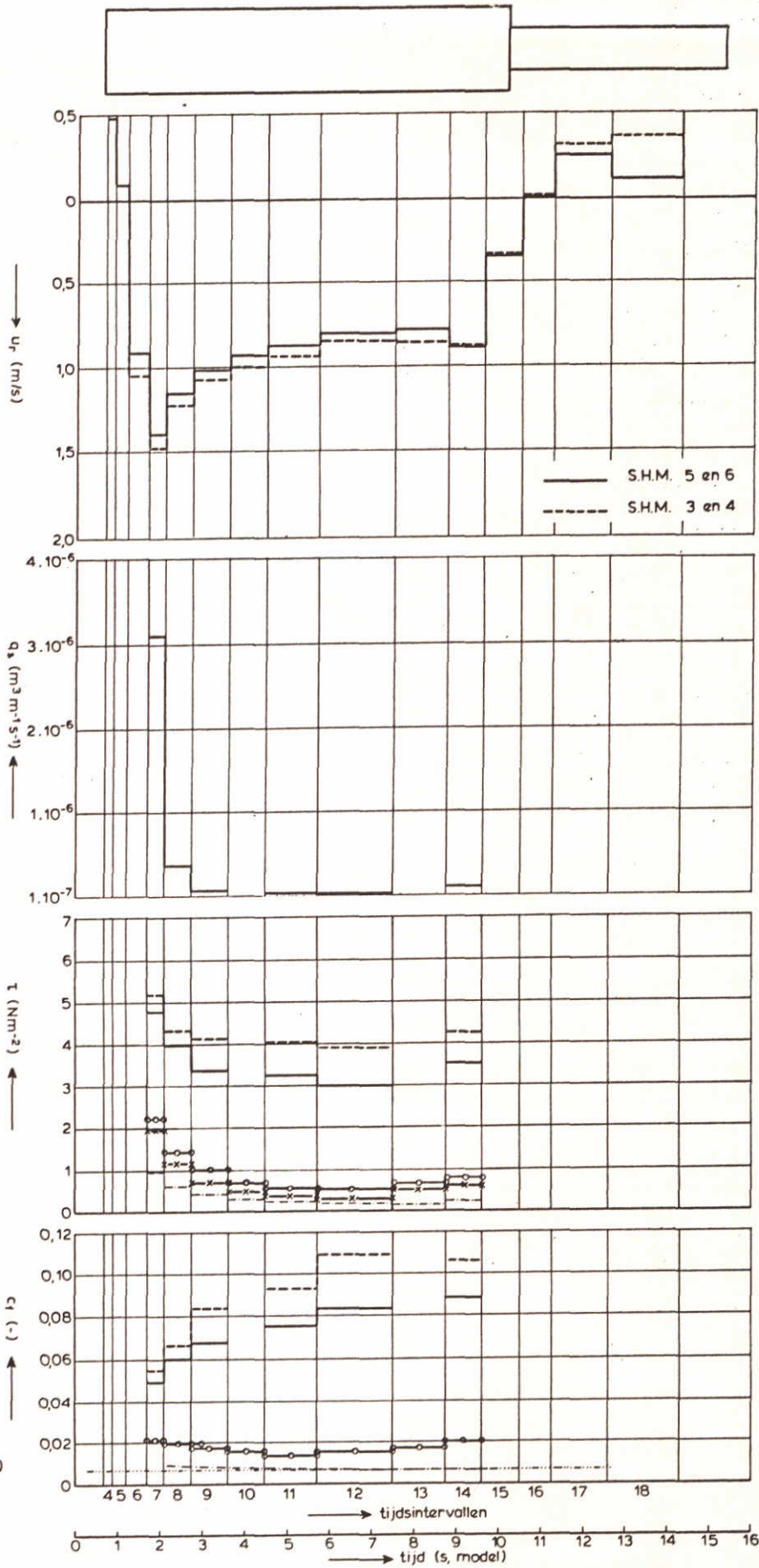


SCHEMATISATIE TRANSPORT OP EEN TALUD

WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM

M 1115

FIG. 4.4



uit transport :
 - - - - - maximum
 ———— gemiddeld

log. profiel :
 ○—○ S.H.M. 3 en 4
 x—x—x S.H.M. 5 en 6

- - - - - Schichting

uit transport :
 - - - - - maximum
 ———— gemiddeld

log. profiel :
 ○—○ S.H.M. 3 en 4
 x—x—x S.H.M. 5 en 6

- - - - - Schichting
 - - - - - $c_f = 2g/c^2$
 (stationaire stroming)

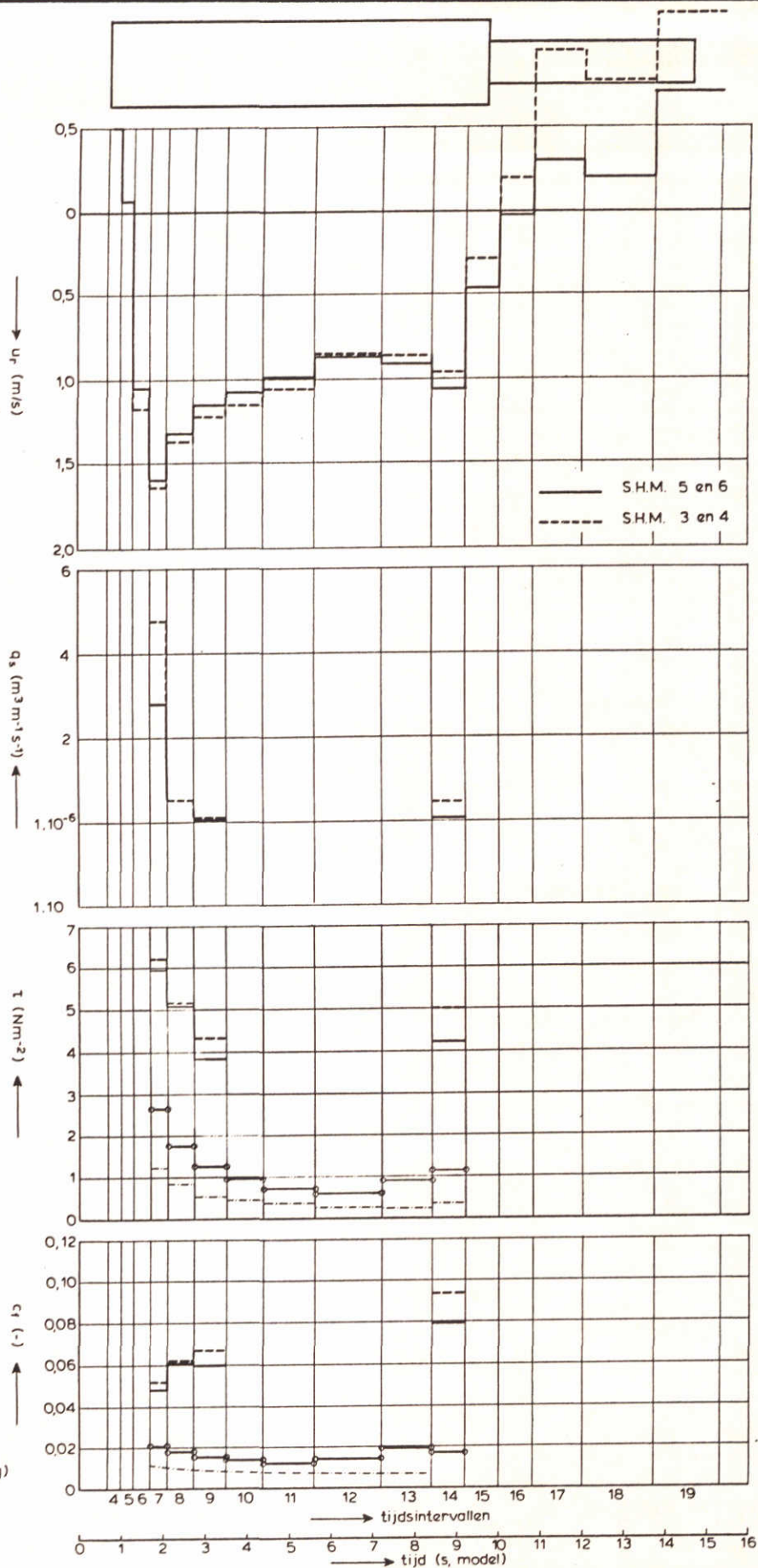
BEREKENDE SCHUIFSPANNING EN GEMETEN TRANSPORT

T21-2...T21-5 $v_s = 0,85 v_g$

WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM

M 1115

FIG. 4.5



BEREKENDE SCHUIFSPANNING EN GEMETEN TRANSPORT

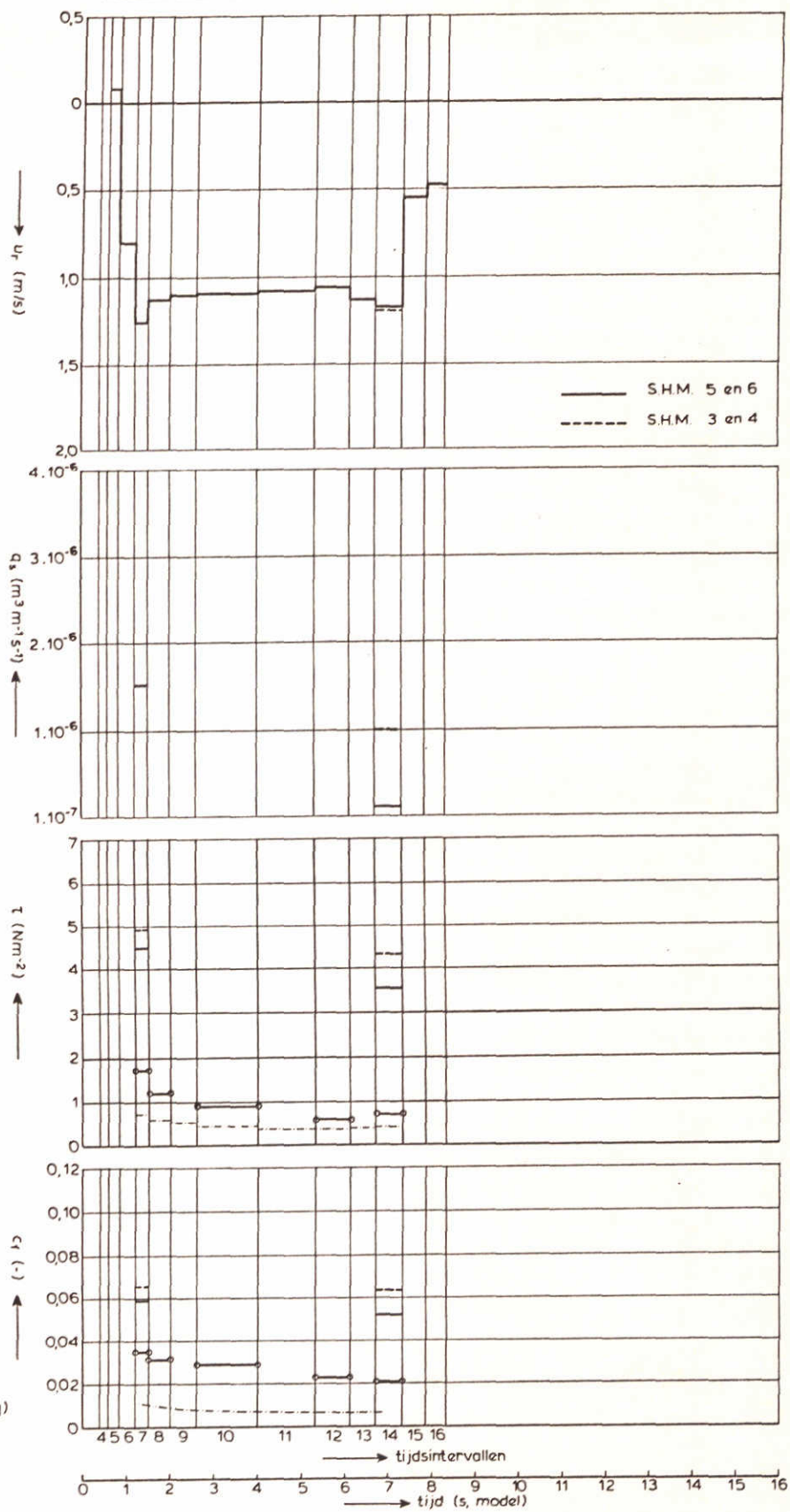
T21-6

$v_s = 0,90 v_g$

WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM

M 1115

FIG. 4.6



uit transport:
 - - - - - maximum
 ———— gemiddeld

log. profiel:
 ○—○ S.H.M. 3 en 4
 x—x—x S.H.M. 5 en 6
 - - - - - Schlichting

uit transport:
 - - - - - maximum
 ———— gemiddeld

log. profiel:
 ○—○ S.H.M. 3 en 4
 x—x—x S.H.M. 5 en 6
 - - - - - Schlichting
 - - - - - $c_f = 2g/c^2$
 (stationaire stroming)

BEREKENDE SCHUIFSPANNING EN GEMETEN TRANSPORT

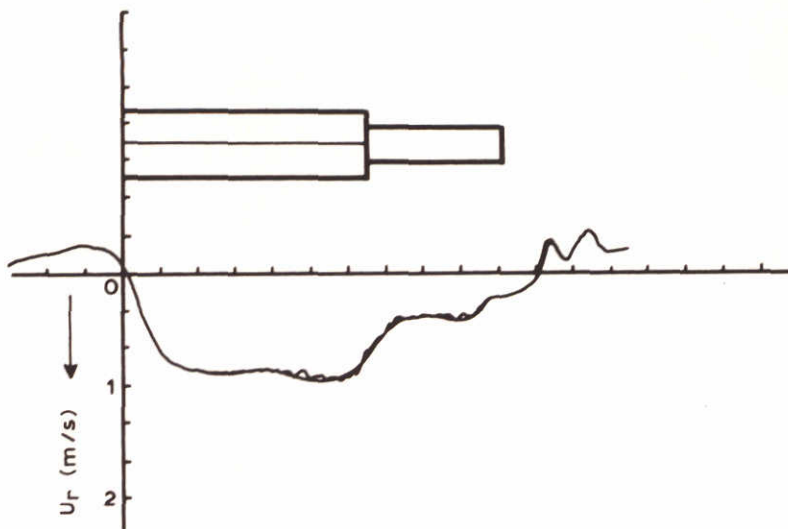
T 23

$v_s = 0,95 v_g$

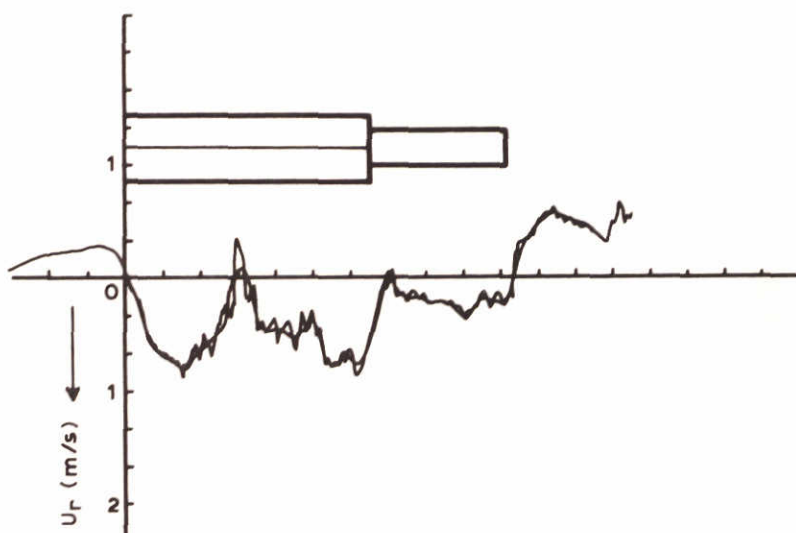
WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM

M 1115

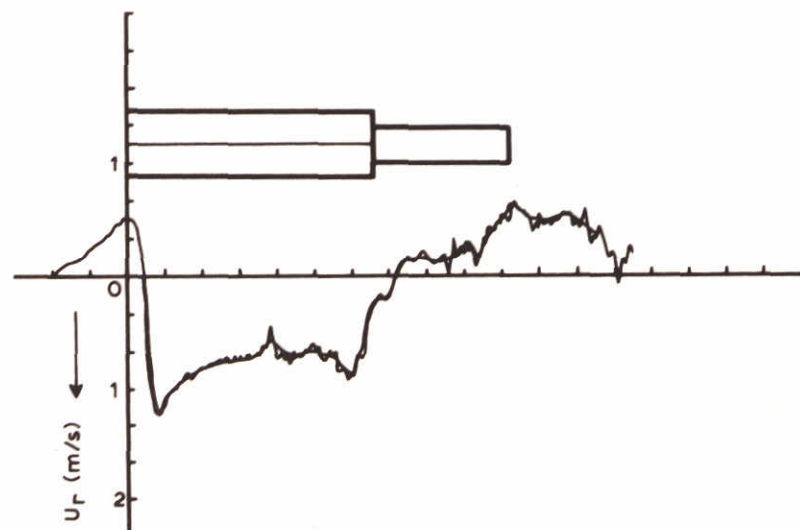
FIG. 4.7



NAAST SCHIP
BUITEN GRENSLAAG



NAAST SCHIP
IN BODEMGRENSLAAG



ONDER SCHIP
IN BODEMGRENSLAAG

$V_s = 1,99 \text{ m/s}$

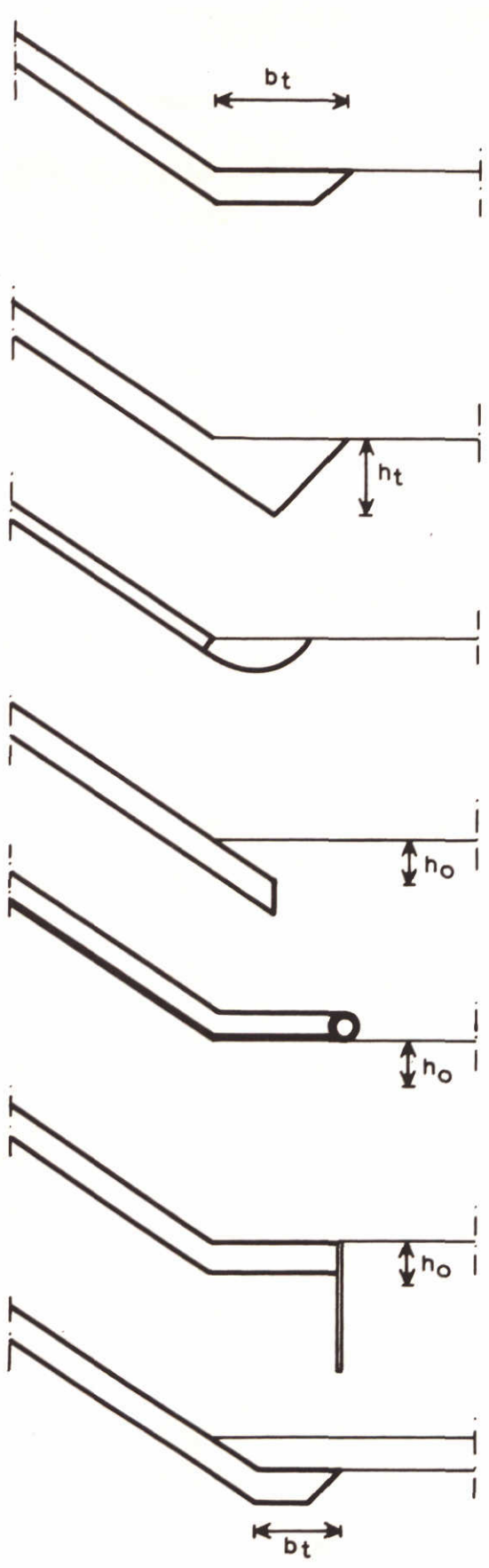
VOORBEELDEN GEMETEN RETOURSTROOMSNELHEDEN

T 21.01

WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM

M 1115

FIG. 4.8



type nummer bijzonderheid

1

2

$h_t > 1\text{ m}$

3

4

5

geotextiel met stortsteen

6

7

TYPEN TEENKONSTRUKTIES

WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM

M 1115

FIG. 4.9



BIJLAGE 1: HET VERBAND TUSSEN DE METHODE VOLGENS BALANIN EN BYKOV EN DE
METHODE VOLGENS SCHIJF/THIELE

De methode Schijf/Thiele is op de continuïteitsvergelijking en de wet van Bernoulli gebaseerd. Uit een combinatie van deze vergelijkingen volgt een gereduceerde derdegraads vergelijking in $x_2 = (v_s + u_r)/\sqrt{gh}$:

$$x_2^3 + 2 \left(\frac{A_M}{A_C} - 1 - \frac{1}{2} x_0^2 \right) x_2 + 2 x_0 = 0 \quad (\text{bl-1})$$

waarin:

A_M	= oppervlak van het ondergedompelde deel van het grootspant	(m ²)
A_C	= oppervlak van het natte kanaaldwarsprofiel	(m ²)
x_0	= v_s/\sqrt{gh}	(-)
g	= versnelling zwaartekracht	(m s ⁻²)
h	= hydraulische straal A_C/b_w	(m)
b_w	= breedte op de waterspiegel	(m)
u_r	= retourstroomsnelheid	(m/s)

Het oplossen van dit type vergelijking is door Brikhoff en Mac Lane [bl.1] uitvoering behandeld.

Stel

$$x_2 = h z \quad (\text{bl-2})$$

met

$$h = \sqrt{\frac{8}{3} \left(1 - \frac{A_M}{A_C} + \frac{1}{2} x_0^2 \right)} \quad (\text{bl-3})$$

Substitueer (bl-2) in (bl-1) en vermenigvuldig (bl-1) met:

$$\frac{3}{4} \sqrt{\frac{3}{2} \left(1 - \frac{A_M}{A_C} + \frac{1}{2} x_0^2 \right)^{-3/2}} \quad (\text{bl-4})$$

Dit resulteert in de volgende vergelijking:

$$4 z^3 - 3 z - c = 0 \quad (\text{bl-5})$$

waarin:

$$c = -\frac{9}{4} \sqrt{\frac{2}{3}} \left(1 - \frac{A_M}{A_c} + \frac{1}{2} x_0^2\right)^{-3/2} x_0 \quad (\text{bl-6})$$

Indien $|c| < 1$ dan wordt de oplossing van (bl-5) met de onderstaande goniometrische betrekking verkregen:

$$\cos 3\theta = 4 \cos^3 \theta - 3 \cos \theta \quad (\text{bl-7})$$

Uit de overeenkomst tussen (bl-5) en (bl-7) volgt:

$$z = \cos \theta \quad (\text{bl-8})$$

met

$$\theta = \frac{1}{3} \arccos c \quad (\text{bl-9})$$

De volledige oplossing van (bl-1) luidt nu:

$$x_2 = \sqrt{\frac{8}{3} \left(-\frac{A_M}{A_c} + 1 + \frac{1}{2} x_0^2\right)} \cos \left[\frac{1}{3} \arccos (c)\right] \quad (\text{bl-10})$$

In de methode volgens Balanin en Bykov [bl.2], [bl.3] wordt de retourstroom-snelheid u_r met (bl-10) berekend. De methode van Balanin en Bykov is een analytische oplossing van de vergelijkingen die in de methode Schijf/Thiele iteratief worden opgelost. Hierbij wordt opgemerkt dat Balanin en Bykov in (bl-10) op empirische wijze rekening houden met het energieverlies in de waterbeweging. Daar wijkt hun methode af van de methode Schijf/Thiele.

In de oplossing (bl-10) wordt c met (bl-6) berekend. Deze oplossing geldt alleen in het geval $|c| < 1$, anders bestaat $\arccos |c|$ niet. In het sub-kritische snelheidsgebied, dat is $v_s < v_g$ met v_g = grenssnelheid of laagste kritische snelheid is c echter altijd kleiner dan 1. Voor $c = 1$ is (bl-6) gelijk aan de vergelijking waarmee de laagste kritische snelheid, v_g , wordt berekend.

In het sub-kritische snelheidsgebied blijkt de hoek van $1/3 \arccos (c)$ steeds

in het derde kwadrant te liggen. Dikwijls wordt automatisch de hoek β in het eerste of tweede kwadrant berekend zodat de goede hoek β' berekend wordt met: $\beta' = \pi + (\pi - \beta)$. Voor praktisch gebruik is deze analytische oplossing nauwelijks aantrekkelijker dan de gebruikelijke iteratieve oplossing, hoewel in een computer programma wellicht met deze analytische oplossing rekentijd bespaard kan worden.

Literatuur

- bl.1 Birkhoff, G. en S. Mac Lane
A survey of modern algebra
The MacMillan Company, New York, 1963
- bl.2 Balanin, V., D. Zernov, S. Kirjakov, G. Metelitsina, A. Polunin en
V. Schegolev
Peculiarities of navigation on canals and restricted channels, originating hydraulic phenomena associated with them, and their effect on the canal bed, measures preventing slope deterioration
XXIV International Navigation Congress, Section I, Subject 3, Leningrad 1977.
- bl.3 Balanin, V., L. Bykov, D. Zernov, G. Metelytsina en G. Natalchistin
Means of protecting waterway slopes and beds from streams and waves, including ship effect
XXV International Navigation Congress, Section I, volume I, Edinburgh 1981

BIJLAGE 2: BESCHRIJVING TOEPASSING GRENSLAAG BEREKENING VOLGENS TRUCKENBRODT/
SCHLICHTING

De verschillende semi-empirische berekeningsmethoden, waarmee de wandschuifspanning zonder verwaarlozing van de drukgradiënt in x-richting (versnellingen en vertragingen) kan worden berekend, kunnen in de volgende typen worden onderscheiden:

- integraalmethoden gebaseerd op energievergelijking (Truckenbrodt) of op een impulsvergelijking
- differentiaalmethoden.

Het uitgangspunt bij de toepassing van zo'n methode is dat het snelheidsveld buiten de grenslaag bekend is, bijvoorbeeld als resultaat van een berekening gebaseerd op een potentiaaltheorie.

De methode van Truckenbrodt wordt door Schlichting/Kestin [b2.1] aanbevolen, nadat zij de waarden van de coëfficiënten in deze methode aan de resultaten van metingen hebben aangepast. Het onderstaande is een samenvatting van de beschrijving van deze methode in Schlichting [b2.1].

De berekening start op de overgang tussen de laminaire en de turbulente grenslaag op $x = x_1$ (dat wil zeggen van $x=0$ tot $x=x_1$ is de grenslaag laminair).

Berekening energieverliesdikte

$$E_3(x_1) = \left\{ \frac{1}{80 \nu} U(x_1)^{-4} \int_0^{x_1} U(x)^5 dx \right\}^{0,5} \quad (\text{b2-1})$$

waarin:

$U(x)$ = stroomsnelheid buiten de grenslaag (m/s)

ν = kinematische viscositeit (m²/s²)

Deze waarde van E_3 wordt gesubstitueerd in:

$$R_3(x_1) = U^{-2}(x_1) \left\{ \frac{E_3(x_1)}{80 \nu} \right\}^{0,868} \quad (\text{b2-2})$$

waarin

$R_3(x_1)$ = Reynoldsgetal betrokken op $U(x)$, $\delta_3(x)$ en ν (-)

In een doorsnede x in de turbulente grenslaag ($x > x_1$) wordt dit Reynoldsgetal

door de volgende integratie berekend:

$$R_3(x) = U^{-2}(x) \left\{ \frac{E_3(x_1) + \int_{x_1}^x U^{3,304}(x) dx}{80 v} \right\}^{0,868} \quad (\text{b2-3})$$

De energieverliesdikte $\delta_3(x)$:

$$\delta_3(x) = R_3(x) \cdot v / U(x) \quad (\text{b2-4})$$

Berekening gemodificeerde vormfactor H

De gemodificeerde vormfactor H is een functie van G en N, die beide op hun beurt een functie van het verloop van de stroomsnelheid buiten de grenslaag zijn.

Na de laminaire grenslaag geldt op $x=x_1$:

$$G(x_1) = 78 v [U(x_1)^{1,304} R_3(x_1)^{1,152}] \quad (\text{b2-5})$$

Van $x=x_1$ tot x :

$$G(x) = G(x_1) + \int_{x_1}^x U(x)^{2,304} dx \quad (\text{b2-6})$$

na de laminaire grenslaag geldt op $x=x_1$:

$$N(x_1) = \{U(x_1) G(x_1)\}^4 \quad (\text{b2-7})$$

Van $x=x_1$ tot x :

$$N(x) = N(x_1) + 4 \int_{x_1}^x U(x)^{6,304} G(x)^3 dx \quad (\text{b2-8})$$

op $x=x_1$:

$$H(x_1) = 1 \quad (\text{b2-9})$$

van $x=x_1$ tot x :

$$H(x) = U(x) G(x) N(x)^{0,25} \quad (\text{b2-10})$$

Berekening van de overige vormfactoren H_{12} en H_{23}

Als $H(x)$ bekend is dan kan de vormfaktor $H_{23}(x)$ uit de volgende vergelijking worden opgelost:

$$H_{23}^3 - \frac{H}{0,5442} H_{23} + 1,705 H^2 = 0 \quad (\text{b2-11})$$

Hierbij geldt als voorwaarde $0,53 < H_{23} < 0,60$.

En daarna volgt de vormfaktor $H_{12}(x)$ uit:

$$H_{12} = 1 + 1,48 (2 - H_{32}) + 104 (2 - H_{32})^{6,7} \quad (\text{b2-12})$$

(Per definitie: $H_{32} = H_{23}^{-1}$)

Berekening verplaatsingsdikte δ_1 en impulsverliesdikte δ_2

Per definitie geldt:

$$\delta_2 = H_{23} \delta_3 \quad \text{en} \quad (\text{b2-13})$$

$$\delta_1 = H_{12} \delta_2 \quad (\text{b2-14})$$

Opgemerkt wordt dat δ_1 en δ_2 een functie van x zijn: $\delta_1(x)$ en $\delta_2(x)$.

Berekening van de schuifspanning

De schuifspanningscoëfficiënt $c_f(x)$ volgt uit:

$$c_f(x) = 0,049 (1 - 2,007 \log H_{12}(x))^{1,705} [\delta_2(x) U(x)/\nu]^{-0,268} \quad (\text{b2-15})$$

De waarden van $H_{12}(x)$ en $\delta_2(x)$, zijn in het voorgaande berekend en $U(x)$ is bekend verondersteld.

De schuifspanning zelf wordt berekend met:

$$\tau_o(x) = c_f(x) \frac{1}{2} \rho U(x)^2 \quad (\text{b2-16})$$

De berekeningsmethode is hiermee beknopt beschreven. Voor informatie over de achtergronden van deze methode en over details wordt naar Schlichting [b2.1] verwezen.

Literatuur

b2.1 Schlichting H. (vertaald door J. Kestin)

Boundary-layer theory

McGraw-Hill Book Company, New York, 1979 (Seventh edition)

BIJLAGE 3: AFLEIDING VAN DE FORMULES VOOR DE GRENSLAAGDIKTE EN DE VERDRINGINGSDIKTE LANGS EEN HYDRAULISCH RUWE WAND

In hoofdstuk 3 zijn enkele formules voor de grenslaagdikte en de verdringingsdikte langs een hydraulisch ruwe wand vermeld. In de bijlage worden deze formules afgeleid.

De afleiding van de verdringingsdikte (3.22) verloopt als volgt.

Substitueer in de definitie van δ_1 het logaritmisch snelheidsprofiel in de grenslaag (3.31):

$$\begin{aligned}
 \delta_1 &= \int_0^{\delta} \left(1 - \frac{u}{U}\right) dy \\
 &= y \Big|_0^{\delta} - \frac{u_*}{U\kappa} \int_0^{\delta} \ln \frac{y}{z_0} dy \\
 &= \delta - \frac{u_*}{U\kappa} z_0 \frac{y}{z_0} \left\{ \ln \frac{y}{z_0} - 1 \right\} \Big|_0^{\delta} \\
 &= \frac{u_*}{U\kappa} \delta \\
 &= \left(\ln \frac{\delta}{z_0} \right)^{-1} \delta \\
 &= \left(\ln \frac{30\delta}{k_s} \right)^{-1} \delta
 \end{aligned} \tag{b3-1}$$

Formule (b3-1) komt overeen met formule (3.22). Uit (b3-1) wordt vervolgens (3.23) afgeleid:

Substitueer de definitie van c_f (3.3) in de definitie van de schuifspanningsnelheid:

$$\begin{aligned}
 u_* &= \sqrt{\tau/\rho} \\
 &= \sqrt{c_f \frac{1}{2} \rho u_r^2 / \rho} \\
 &= \sqrt{\frac{1}{2} c_f u_r}
 \end{aligned} \tag{b3-2}$$

Substitueer het logaritmisch snelheidsprofiel (3.31) in (b3-2):

$$(3.31) \quad \frac{u_r}{u_*} = \frac{1}{\kappa} \ln \frac{30\delta}{k_s}$$

$$\frac{1}{\sqrt{0,5 c_f}} = \frac{1}{\kappa} \ln \frac{30\delta}{k_s} \quad (\text{b3-3})$$

Substitueer (b3-3) in (b3-1):

$$\begin{aligned} \delta_1 &= \left\{ \frac{\kappa}{\sqrt{0,5 c_f}} \right\}^{-1} \delta \\ &= 2,44 \delta \sqrt{0,5 c_f} \end{aligned} \quad (\text{b3-4})$$

Formule (b3-4) komt overeen met formule (3.23).

De formule (3.15) voor de grenslaagdikte kan nu op eenvoudige wijze worden afgeleid. Herschrijf (b3-3) met behulp van (3.33):

$$\begin{aligned} \frac{1}{\sqrt{0,5 c_f}} &= 5,75 \log \frac{\delta}{k_s} + 8,5 \\ \log \frac{\delta}{k_s} &= \frac{1}{5,75} \left(\frac{1}{\sqrt{0,5 c_f}} - 1,478 \right) \\ \delta &= k_s 10^{\frac{1}{4,07 \sqrt{c_f}} - 1,478} \end{aligned} \quad (\text{b3-5})$$

Formule (b3-5) komt overeen met formule (3.15).

BIJLAGE 4: VOORBEELDEN VAN DE GEMETEN EN BEREKENDE PRIMAIRE SCHEEPGOLF VAN EEN ONGELADEN RHK-SCHIP

In de modelonderzoeken naar de retourstroom zijn alle proeven met geladen duweenheden uitgevoerd en de verschillende berekeningsmethoden zijn aan de meetresultaten van deze proeven getoetst. In het geval van gedeeltelijk geladen of lege schepen waarbij de frontgolf in de primaire scheepsgolf vrijwel afwezig is, is de tweede berekeningsmethode van de waterbeweging aanbevolen. Deze berekeningsmethode houdt rekening met de invloed van de grenslagen langs de kanaalwanden en langs de huid van het schip en met de invloed van een variabele $A_M(x)$. Enkele onderdelen van deze berekeningsmethode zijn aan de meetresultaten van de modelonderzoeken naar de retourstroom getoetst. Een volledige toetsing van deze methode is echter niet uitgevoerd.

Mede daarom is in deze bijlage de primaire scheepsgolf, die met deze methode is berekend, vergeleken met de gemeten primaire scheepsgolf van een ongeladen Rijn-Hernekanaalschip, RHK-schip. Daarvoor zijn de meetresultaten van enkele vaarten met een ongeladen RHK-schip uit de systematische meetserie van het onderzoek naar de aantasting van dwarsprofielen in vaarwegen [b4.1] gebruikt. In deze systematische meetserie zijn geen vaarten uitgevoerd met het ongeladen RHK-schip in het midden van de vaarweg. De tweede berekeningsmethode van de waterbeweging gaat echter uit van een in het midden varend schip. De berekende waarden zijn daarom vergeleken met de meetresultaten van enkele vaarten met een geringe excentriciteit van het schip. In principe is het mogelijk in deze berekening met het effect van excentrisch varen rekening te houden, zie [b4.1].

De gemeten en de berekende waarden van de waterspiegeldaling en de retourstroomsnelheid zijn in de figuren 1...3 voor verschillende vaarsnelheden van het RHK-schip weergegeven. In deze figuren zijn ook de kenmerken van het kanaaldwarsprofiel en van het RHK-schip vermeld. Ter aanvulling van deze gegevens wordt opgemerkt dat de diepgang bij de boeg 0,3 m en bij het hek 1,70 m bedraagt, zodat het schip achterover vertrimd is. De drifthoek van het schip is 0° .

Uit een vergelijking tussen de berekende en de gemeten waarden blijkt het volgende:

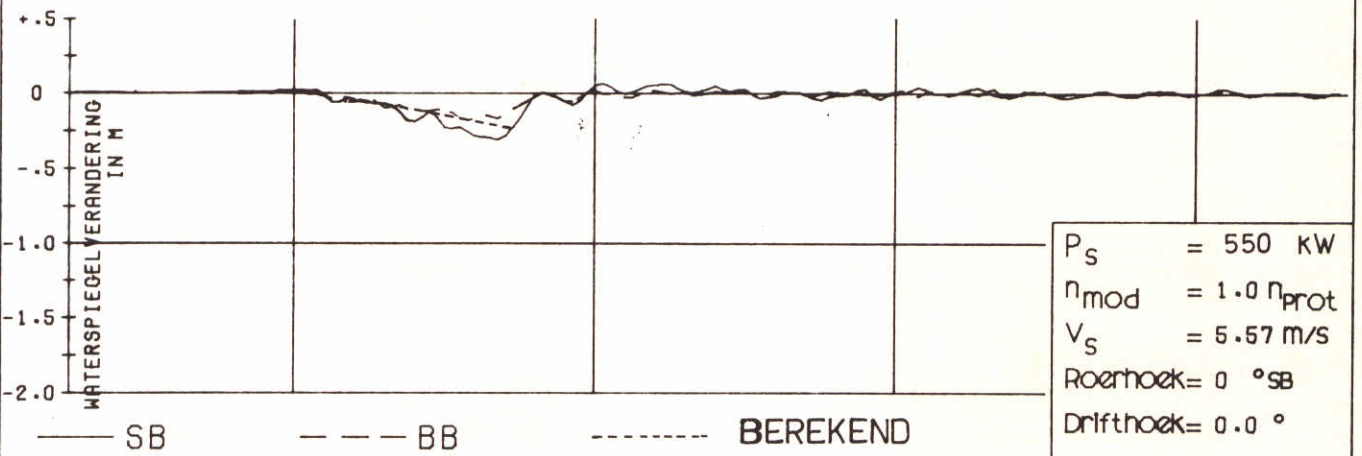
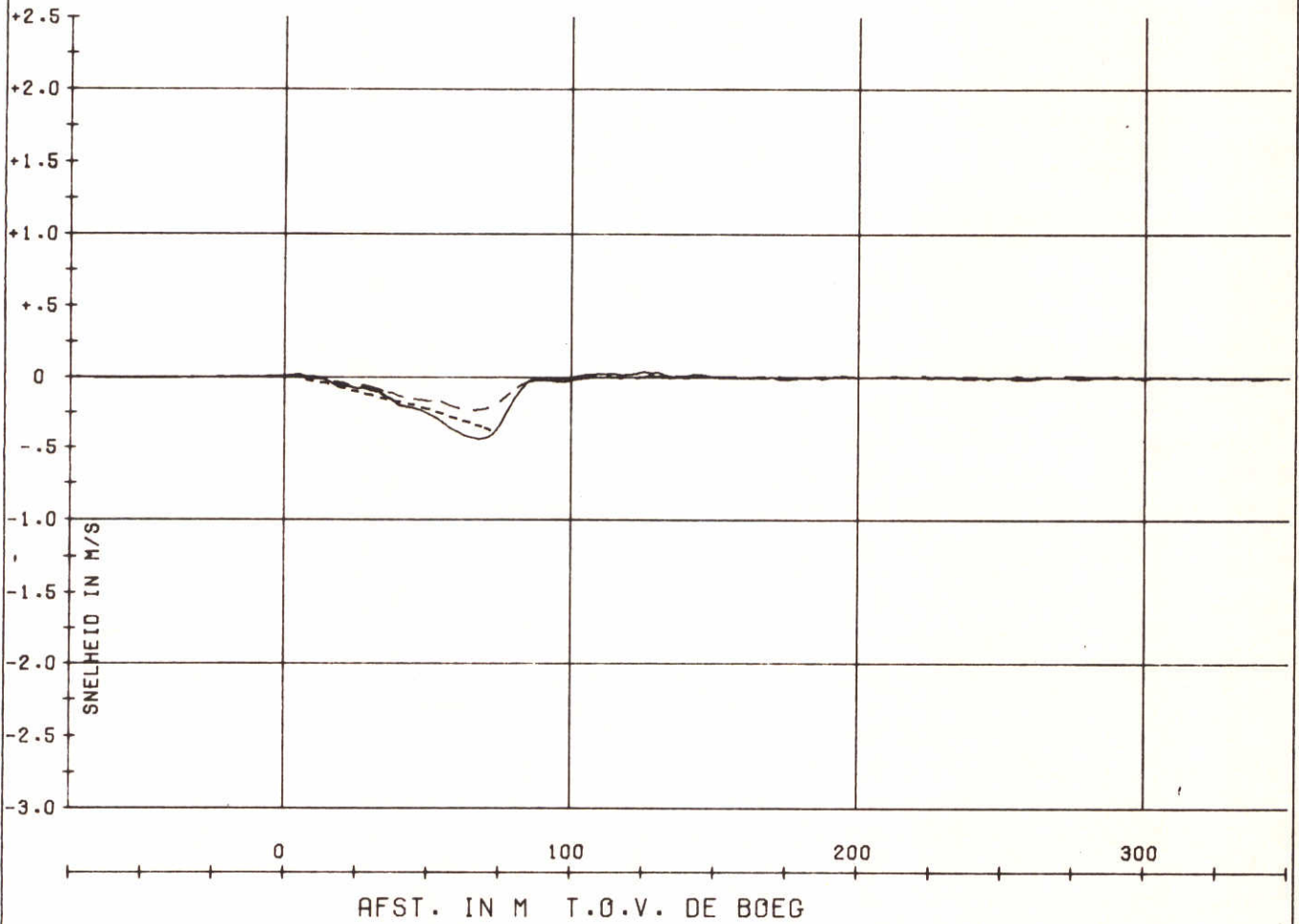
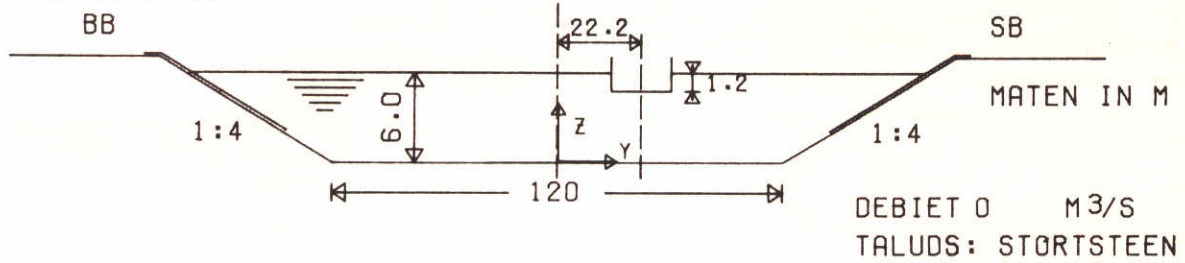
- het gemiddelde van de waterbeweging aan stuurboordzijde, SB, en aan bakboordzijde, BB, komt redelijk overeen met de berekende waterbeweging,

- de invloed van een variabele $A_M(x)$ op de uitkomsten van de berekening is duidelijk te herkennen: de retourstroomsnelheid en de waterspiegeldaling nemen van de boeg naar het hek toe,
- bij hoge vaarsnelheden is de convergentie van het computerprogramma nog onvoldoende, waardoor in figuur 3 van het midden van het schip tot het hek geen berekende waarden getekend zijn. Deze onvolkomenheid van dat programma kan echter met betrekkelijk weinig inspanning worden verbeterd.

Hierbij moet worden opgemerkt dat de verhouding A_C/A_M van 50 tot 75 varieert, en dat daardoor niet aan de voorwaarden voor het toepassen van een schematisatie tot ééndimensionale waterbeweging is voldaan (deze voorwaarde is $A_C/A_M < 20$).

Ondanks alle beperkingen van deze vergelijking is de overeenkomst tussen gemeten en berekende waarden zo goed dat aanbevolen wordt een uitvoeriger toetsing van deze berekeningsmethode bij ongeladen of gedeeltelijk geladen RHK-schepen uit te voeren. Het heeft de voorkeur bij deze toetsing te beschikken over de gemeten waterbeweging van zo'n RHK-schip dat in het midden van een kanaal vaart waarbij de A_C/A_M verhouding kleiner is dan 20. Deze metingen van de waterbeweging zijn in principe beschikbaar uit prototypemetingen die in Nederland (in de Zuid-Willemsvaart) en in Duitsland (in het Rijn-Main-Donaukanaal) zijn uitgevoerd.

GESCHEMATISEERD
DWARSPROFIEL



GEMIDDELTE SNELHEDEN EN
WATERSPIEGELVERANDERINGEN
OLIVIER

T 1251

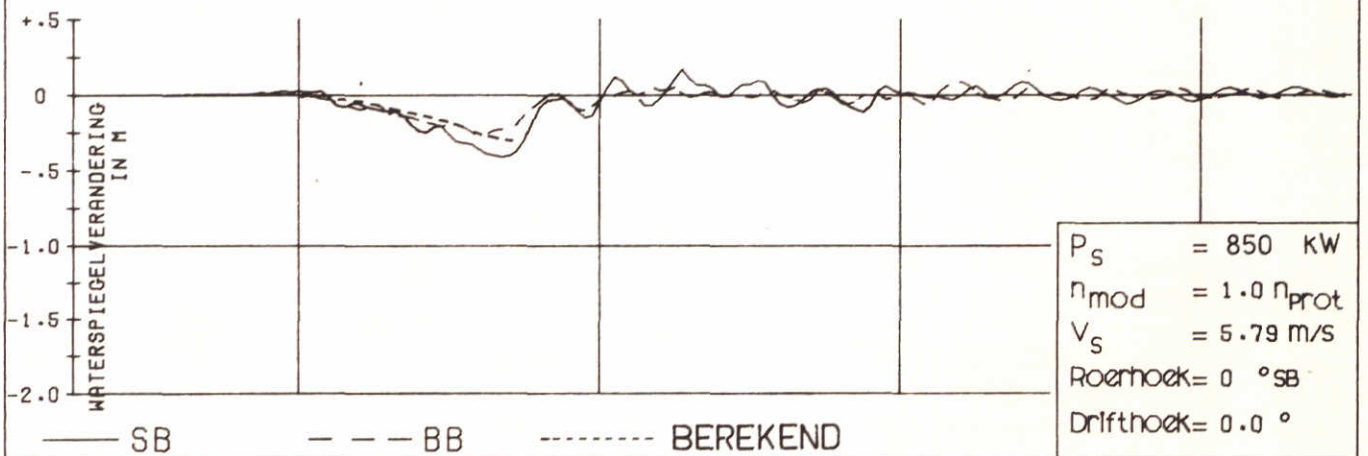
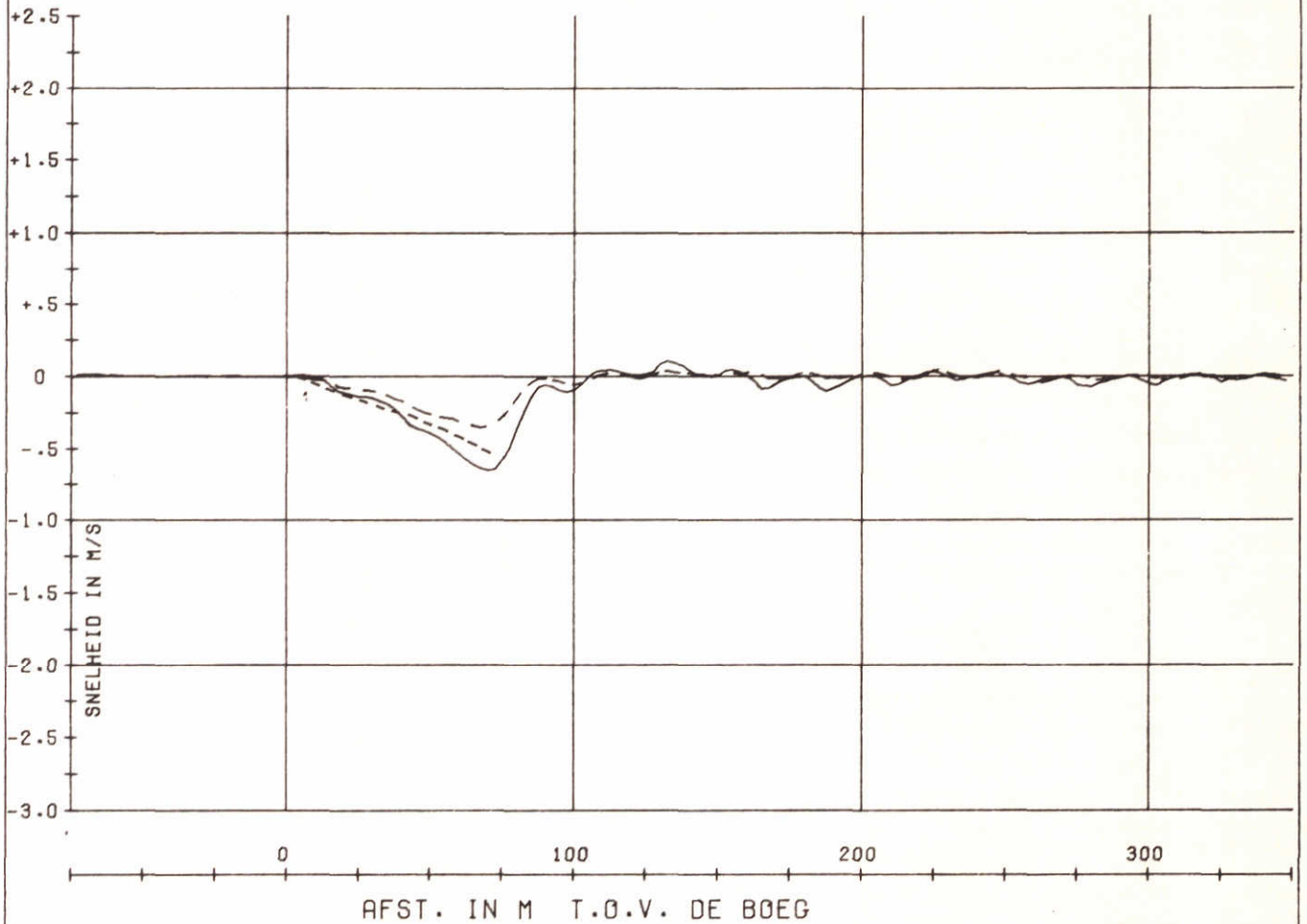
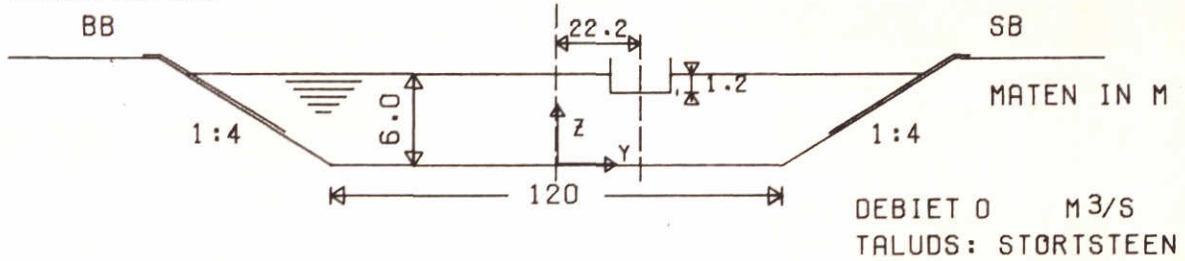
B'JLAGE 4

WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM

M.1115

FIG. 1

GESCHEMATISEERD
DWARSPROFIEL



GEMIDDELTE SNELHEDEN EN
WATERSPIEGELVERANDERINGEN
OLIVIER

T 1251

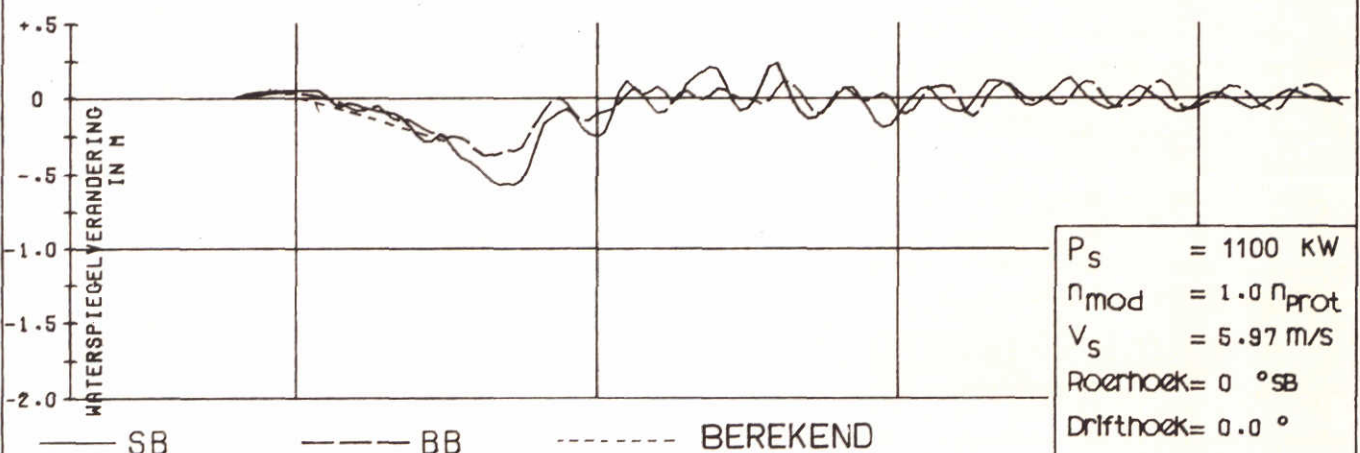
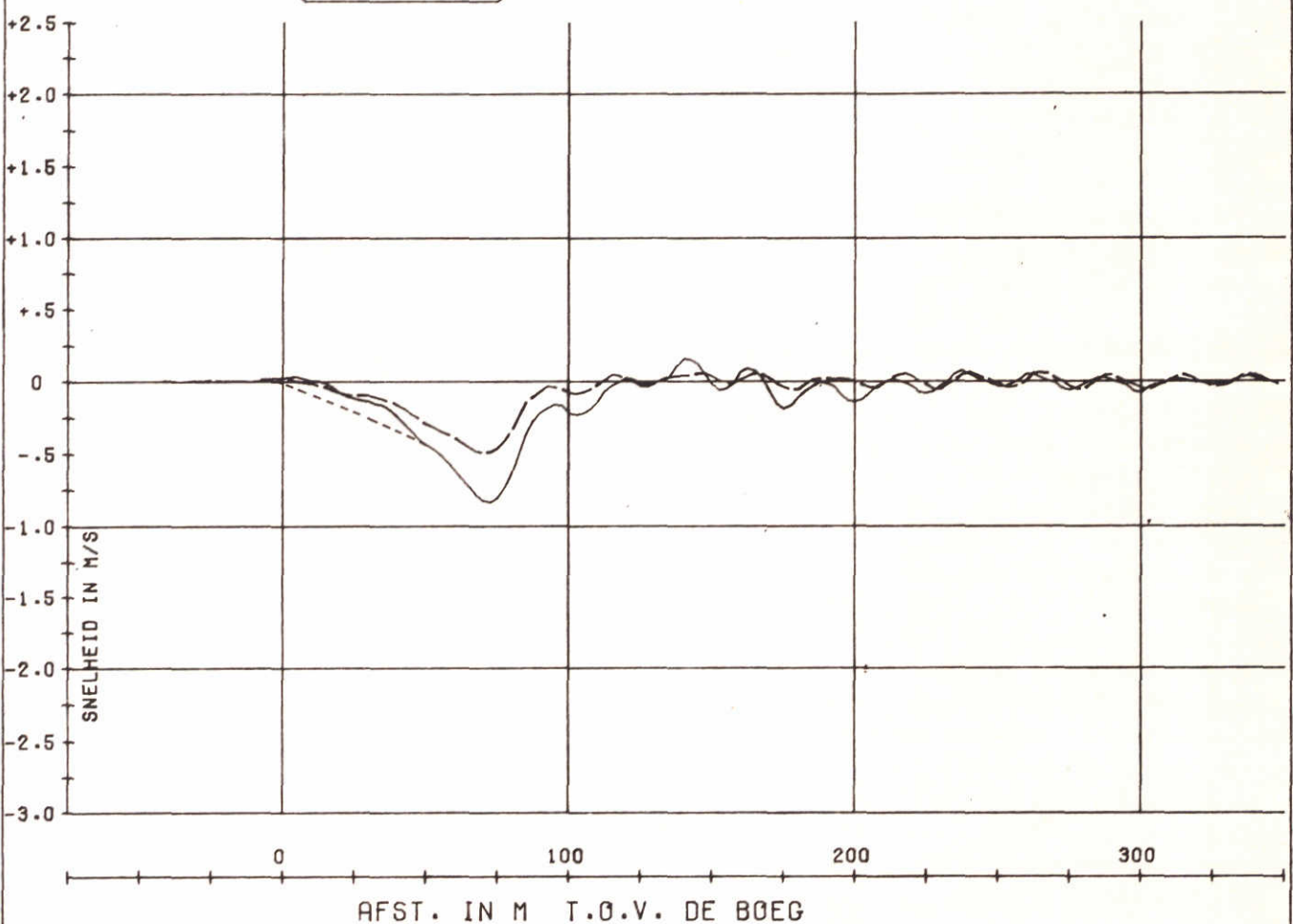
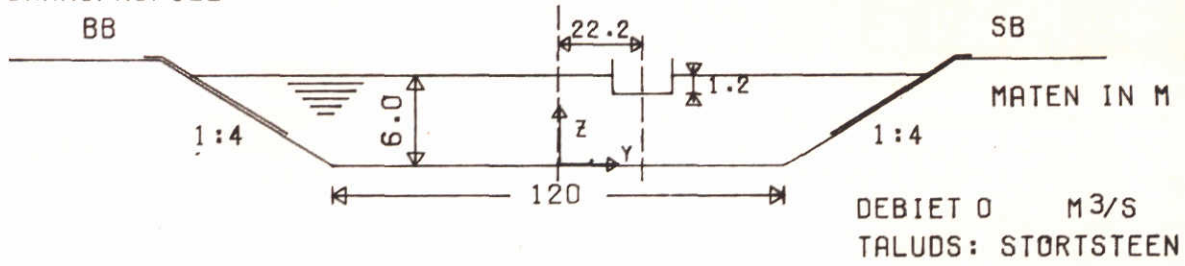
B'JLAGE 4

WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM

M.1115

FIG. 2

GESCHEMATISEERD
DWARSPROFIEL



$P_s = 1100 \text{ kW}$
 $\eta_{mod} = 1.0 \eta_{prot}$
 $V_s = 5.97 \text{ m/s}$
 Roerhoek = 0° SB
 Drifthoek = 0.0°

GEMIDDELTE SNELHEDEN EN
WATERSPIEGELVERANDERINGEN
OLIVIER

T 1251

B'JLAGE 4

WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM

M.1115

FIG. 3

p.o. box 177

2600 mh delft

the netherlands