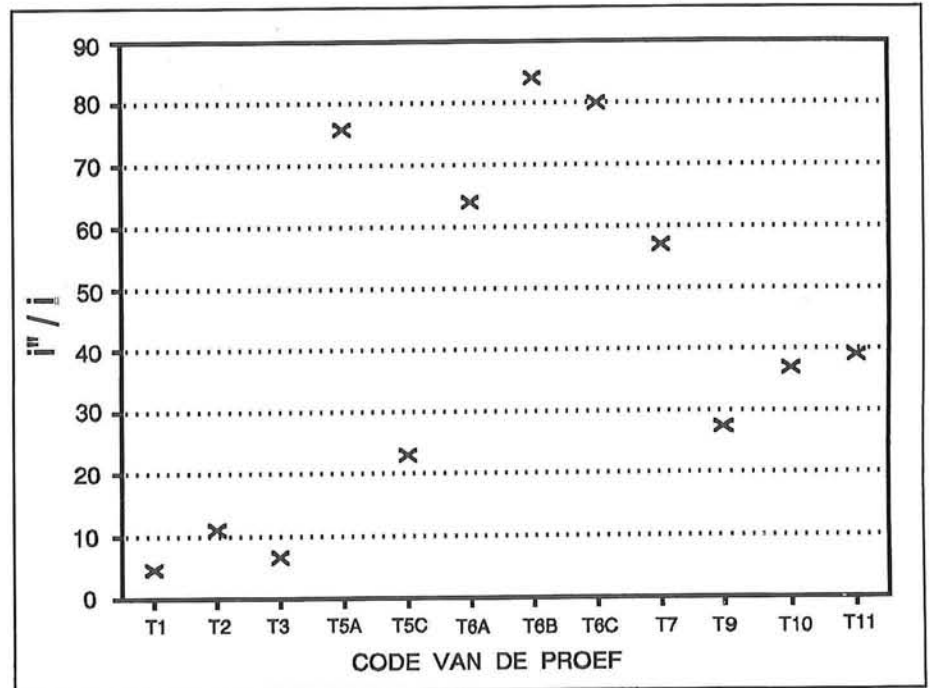


Probabilistische analyse van onzekerheden bij ontwerp en uitvoering van een enkellaagse geometrisch open filterconstructie in een open waterloop

Augustus 1997

Ir. M. Hauer, Ir. T. van der Meulen



**Probabilistische analyse van onzekerheden bij ontwerp
en uitvoering van een enkellaagse geometrisch open
filterconstructie in een open waterloop**

Ir. M. Hauer, Ir. T. van der Meulen
Technische Universiteit Delft
Afdeling Waterbouwkunde
augustus 1997

Inhoudsopgave:

	Symbolenlijst bij de eindrapportage (exclusief bijlagen)	pag. 04
1.	Inleiding	pag. 06
2.	Beschrijving rekenmodel	pag. 11
2.1	Beschrijving van het hydraulisch rekenmodel	pag. 11
2.2	Beschrijving van de opzet voor de probabilistische berekeningen	pag. 15
2.3	Korte handleiding bij computerprogramma PROFIL	pag. 16
3.	Opstelling rekenvoorbeelden	pag. 20
3.1	Inleiding	pag. 20
3.2	Modellering materiaalparameters bij uitvoering in den droge	pag. 21
3.3	Modellering materiaalparameters bij uitvoering in den natte	pag. 23
3.4	Overzicht van alle invoergegevens	pag. 25
3.5	Keuze van waarden voor waterstand en verhang	pag. 26
4.	Resultaten probabilistische analyses	pag. 28
4.1	Analyse van de invloed van de keuze voor de veiligheidsfactoren	pag. 28
4.2	Resultaten van de gevoeligheidsanalyses met betrekking tot de invloed van de spreiding in de diverse parameters op de faalkans van de constructie	pag. 30
5.	Conclusies en aanbevelingen	pag. 38
5.1	Samenvatting van de belangrijkste resultaten van de probabilistische analyses	pag. 38
5.2	Overwegingen met betrekking tot de beperkingen aan het geldigheidsgebied van het model	pag. 39
5.3	Aanbevelingen voor vervolgonderzoek	pag. 42
6.	Samenvatting	pag. 44
	Literatuur	pag. 47

Bijlage A:	Stabiliteit basislaag: analyse theorieën en resultaten modelproeven - verkennende notitie, december 1996	pag. 050
Bijlage B:	Stabiliteit basislaag: inventarisatie mogelijke oorzaken voor het grote verschil in de opgemeten kritieke verhangen bij de proeven in de filterbak en de stroomgoot, januari 1997	pag. 072
Bijlage C:	Analyse van de mogelijke invloed van de drukfluctuaties in de turbulente grenslaag op de stroming in de toplaag van een bodemverdediging in een open waterloop - een beschouwing aan de hand van meetresultaten, februari 1997	pag. 085
Bijlage D:	Probabilistisch model voor geometrisch open bodemverdedigingen - algemene formulering van het model, maart 1997	pag. 112
Bijlage E:	Probabilistisch model voor geometrisch open bodemverdedigingen - ijking van het hydraulisch model, april 1997	pag. 147
Bijlage F:	Listing program PROFIL	pag. 163
	Symbolenlijst bij de gehele rapportage (inclusief bijlagen)	pag. 180

Symbolenlijst bij eindrapportage

c	-	coefficient in formule voor kritieke filtersnelheid	-
c_0	-	coefficient in lineaire term Forchheimerrelatie CUR	-
c_7	-	coefficient in kwadratische term Forchheimerrelatie CUR	-
C_a	-	coefficient in lineaire term Forchheimerrelatie Ikeya	-
C_b	-	coefficient in kwadratische term Forchheimerrelatie Ikeya	-
C_0	-	modelcoefficient in Bakker-Konter formule	-
d_t	-	laagdikte toplaag	m
D_{15t}	-	D_{15} van het toplaagmateriaal	m
D_{50t}	-	D_{50} van het toplaagmateriaal	m
D_{85t}	-	D_{85} van het toplaagmateriaal	m
D_{50b}	-	D_{50} van het basislaagmateriaal	m
D1, D2	-	codes van rekenvoorbeelden met bouwen in den droge	
g	-	valversnelling	m/s ²
h	-	waterstand in waterloop	m
\bar{i}	-	tijdsgemiddeld waterspiegelverhang in waterloop	-
i_{cr}	-	kritiek verhang bij beoordeling stabiliteit basislaag	-
\bar{i}_t	-	fictief gemiddeld verhang onderin toplaag (rekengrootheid)	-
i''	-	bijdrage invloed turbulente drukfluctuaties aan het maximaal onderin de toplaag optredend verhang	-
$I(X_i)$	-	procentuele vermindering van een faalkans als gevolg van het verwaarlozen van de spreiding in parameter X_i	%
I_t	-	procentuele vermindering faalkans toplaag	%
I_b	-	procentuele vermindering faalkans basislaag	%
I_c	-	procentuele vermindering faalkans constructie als geheel	%
K1	-	coefficient bij invoer voor PROFIL ($K1 = \sigma(\psi_b) / \underline{\psi}_b$)	-
K2	-	coefficient bij invoer voor PROFIL ($K2 = u_s / \sqrt{(g * h * \bar{i})}$)	-
K3	-	coefficient bij invoer voor PROFIL ($K3 = \kappa / D_{50t}$)	-
L	-	karakteristieke lengteschaal voor drukfluctuaties grenslaag	m
m	-	coefficient in formule voor kritieke filtersnelheid	-
n_t	-	porositeit van het toplaagmateriaal	-
N_{tot}	-	totaal aantal simulaties per run	-
N_t	-	aantal faalgevallen toplaag per run	-
N_b	-	aantal faalgevallen basislaag per run	-
N_{tb}	-	aantal simulaties per run waarbij de toplaag en basislaag tegelijkertijd falen	-
N1, N2	-	codes van rekenvoorbeelden met bouwen in den natte	
P_{f0}	-	faalkans bij meerekenen van alle in het model aanwezige spreiding	-
P_{fi}	-	faalkans bij meerekenen van alle in het model aanwezige spreiding met uitzondering van de spreiding in parameter X_i	-
P_{ft}	-	faalkans toplaag	-
P_{fb}	-	faalkans basislaag	-
P_{fc}	-	faalkans van de constructie als geheel	-
r	-	dieptegemiddelde turbulentie intensiteit	-
u_0	-	gemiddelde evenwichtsproiesnelheid bij gemiddeld verhang \bar{i}	m/s
u_s	-	sleepsnelheid ter plaatse van het grensvlak toplaag/waterloop	m/s
u.	-	schuifspanningssnelheid	m/s

v_{fcr}	- kritieke filtersnelheid bij beoordeling stabiliteit basislaag	m/s
Z_t	- betrouwbaarheidsfunctie toplaag	-
Z_b	- betrouwbaarheidsfunctie basislaag	-
α_0	- modelcoëfficiënt binnen de modellering voor de bijdrage i"	-
α_1	- deelparameter binnen de modellering voor α_0 die voor de stroming onderin de toplaag de mate van quasi-stationair reageren op fluctuerende verhangen weergeeft	-
α_2	- deelparameter binnen de modellering voor α_0 die de mate van uitdempen van de amplitudes van de drukfluctuaties in de toplaag weergeeft	-
α_3	- deelparameter binnen de modellering voor α_0 die fungeert als evenredigheidsconstante binnen de relatie tussen de instantane drukgradient en de standaardafwijking van de drukfluctuaties in de turbulente grenslaag ($\alpha_3 = L^*(\Delta p/\Delta x)_g / \sigma(p)_g$)	-
α_4	- deelparameter binnen de modellering voor α_0 die fungeert als evenredigheidsconstante binnen de relatie tussen de standaardafwijking van de drukfluctuaties en de tijdsgemiddelde schuifspanning in de turbulente grenslaag ($\alpha_4 = \sigma(p)_g / (\rho_w * u_*^2)$)	-
β	- verhouding tussen de karakteristieke lengteschaal van de drukfluctuaties en de waterdiepte ($\beta = L/h$)	-
Δ_t	- relatieve dichtheid toplaagmateriaal	-
Δ_b	- relatieve dichtheid basislaagmateriaal	-
Y_t	- veiligheidscoëfficiënt toplaag	-
Y_b	- veiligheidscoëfficiënt basislaag	-
K	- karakteristieke lengteschaal bij het uitdempen van de gemiddelde watersnelheden bovenin de toplaag	m/s
μ	- gemiddelde waarde	
v_w	- kinematische viscositeit van het water	m ² /s
ρ_s	- dichtheid van granulair materiaal	kg/m ³
ρ_w	- dichtheid van het water	kg/m ³
σ	- standaardafwijking	
T_0	- tijdsgemiddelde bodemschuifspanning in waterloop	N/m ²
T_{cr}	- kritieke bodemschuifspanning bij beoordeling stabiliteit toplaag	N/m ²
ψ_t	- Shieldsparameter voor het toplaagmateriaal	-
ψ_b	- Shieldsparameter voor het basislaagmateriaal	-

Indices en notaties:

"	- gerelateerd aan de invloed van de turbulente drukfluctuaties
$\sigma(X)$	- standaardafwijking van parameter X
\bar{X}	- gemiddelde waarde van parameter X
g	- in de turbulente grenslaag
t	- heeft betrekking op toplaag
b	- heeft betrekking op basislaag
c	- heeft betrekking op constructie als geheel

1. Inleiding

In dit rapport worden de resultaten beschreven van een onderzoek naar de invloed van de diverse bij het ontwerp en de uitvoering van een enkellaagse geometrisch open filterconstructie aanwezige onzekerheden op de faalkans van de toplaag en de basislaag van de uiteindelijk gerealiseerde filterconstructie. De constructie bevindt zich hierbij in een open waterloop. Het onderzoek is uitgevoerd door de Technische Universiteit Delft, in opdracht van de Dienst Weg- en Waterbouwkunde van Rijkswaterstaat.

Een belangrijke aanleiding voor dit onderzoek was gelegen in de verwarring met betrekking tot de formulering van een betrouwbaar theoretisch model voor het ontwerpen van dergelijke geometrisch open filterconstructies in een open waterloop. Tijdens een serie proeven [5] in een open stroomgoot van het Waterloopkundig Laboratorium was enkele jaren geleden al opgevallen dat de kritieke verhangen waarbij materiaal uit de basislaag begon te eroderen bij de proeven in de open stroomgoot in het algemeen veel kleiner waren dan bij vergelijkbare proeven in de filterbak van het WL. Dit verschil werd verklaard door te wijzen op de invloed van het vrije contact tussen de bovenkant van de toplaag en het water daarboven - bij een filterbakproef is dit contact immers afwezig. Als gevolg van het wel aanwezig zijn van dit contact zullen zowel de gemiddelde filtersnelheden in de toplaag als de fluctuaties in die filtersnelheden worden beïnvloed door de vrije stroming in de waterloop direct daarboven. De werkgroep, die destijds voor het CUR [3] op basis van de resultaten van genoemde serie proeven voor geometrisch open filterconstructies in open waterlopen een nieuwe ontwerpformule moest opstellen, ging ervan uit dat de doordringing van de *gemiddelde* snelheden vanuit de waterloop in de toplaag een randverschijnsel is dat alleen in het bovenste deel van de toplaag te merken is. Deze werkgroep weet het grote verschil in de kritieke verhangen geheel aan het effect van de doordringing van de momentane drukfluctuaties vanuit de turbulente grenslaag in de waterloop in de toplaag. Deze drukfluctuaties zouden onderin de toplaag aanleiding geven tot relatief grote *momentane* snelheidsfluctuaties, welke de hoofdoorzaak zouden zijn voor de erosie van het basismateriaal bij een geometrisch open filterconstructie in een open waterloop. Dit verschijnsel werd in de nieuwe, zogenaamde Bakker-Konter ontwerpformule [3] in rekening gebracht door het tijdsgemiddeld aanwezig verhang bij de beoordeling van de stabiliteit van de basislaag te vergroten met een vergrotingsfactor C_0 , waarvoor men een gemiddelde waarde 15 zou moeten aanhouden. Uit de analyse van de serie proeven [5] kwam echter ook naar voren dat er sprake was van een zeer grote spreiding: de modelparameter C_0 bleek bij de 15 proeven waarden tussen 1 en 100 aan te kunnen nemen. Een duidelijke verklaring werd hiervoor niet gegeven. Daarbij was de eindrapportage van onderzoek [5] nogal ingewikkeld geschreven, waardoor het rapport op zich al weinig toegankelijk was voor de mensen uit de dagelijks ontwerppraktijk. Als een gevolg van dit alles ontstond er verwarring over de inzichtelijkheid van de in de CUR-leidraad [3] gepresenteerde Bakker-Konter formule. Daarbij gold nog als extra nadeel dat de Bakker-Konter formule was opgesteld voor stationaire, uniforme, relatief laag turbulente stroming in de waterloop, terwijl veel ontwerpsituaties voor stortebedden juist niet-uniforme, relatief hoog turbulente stroombeelden betreffen. Sommige onderzoekers die hadden meegewerkt bij de opstelling van de Bakker-Konter formule suggereerden dat men voor deze stroombeelden precies dezelfde formule kon hanteren, met een aangepaste waarde voor de modelparameter C_0 . Hoe deze aangepaste waarde zou moeten worden berekend bleef daarbij echter onduidelijk.

Van een andere kant werd ook opgemerkt dat de onzekerheden met betrekking tot de nieuwe theoretische ontwerpformule voor geometrisch open filterconstructies in een open waterloop niet de enige onzekerheden zijn die aanleiding kunnen geven tot falen van een dergelijke constructie. Als gevolg van ontmenging bij het aanbrengen van een bestorting moet rekening worden gehouden met fluctuaties in de lokale kwaliteit van de gerealiseerde constructie. De lokale waarden voor materiaalparameters als de kenmerkende korreldiameters (D_{15} en D_{50} van de toplaag, D_{50} van de basislaag), de relatieve dichtheid en porositeit van de toplaag en laagdikte van de bestorting kunnen als gevolg van de beperkte nauwkeurigheid bij de uitvoering van de constructie en van nature aanwezige fluctuaties soms flink afwijken van de gemiddelde waarden. Deze afwijkingen zullen naast de onzekerheden met betrekking tot de juistheid van de ontwerpformule de faalkans van de constructie uiteraard ook beïnvloeden.

Het was in het licht van deze discussie dat er een behoefte ontstond aan een duidelijk overzicht van de invloeden die al de verschillende bij het ontwerp en de uitvoering van geometrisch open filterconstructies in open waterlopen aanwezige onzekerheden uitoefenen op de uiteindelijke faalkans van de constructie. Uit een dergelijk overzicht zou men kunnen opmaken welke invloedsfactoren de faalkans van de constructie het sterkst beïnvloeden. Deze kennis zou dan vervolgens kunnen dienen bij de opstelling van een prioriteitenlijst voor vervolgonderzoeken. Er was behoefte aan een goed onderbouwd advies over het mogelijk nut en de wenselijkheid van reeds geopperde en wellicht in de toekomst nog te bepalen vervolgonderzoeken met betrekking tot de geschetste problematiek. Dit rapport beoogt het antwoord te geven op al deze vragen.

Als aanloop naar dit onderzoek is eerst een bureaustudie [6] verricht. In deze bureaustudie is een nieuw theoretisch concept [1] voor de berekening van de stroming in een poreus medium uitgewerkt voor het voorbeeld van een enkellaagse filterconstructie in een open waterloop. Het was daarbij in eerste instantie de bedoeling dit nieuw theoretisch concept te gaan gebruiken in de plaats van het hiervoor geschetste Bakker-Konter-concept. Bij de toepassing van dit nieuwe concept wordt het diepte-afhankelijk verloop van de gemiddelde poriesnelheden in de toplaag berekend. Deze modellering richt zich daarmee dus niet op de eventuele fluctuaties rond die gemiddelde snelheden, zoals bij de Bakker-Konter formule het geval is. Deze worden binnen dit concept niet in de beschouwing meegenomen (bij de afleiding van de basisvergelijkingen voor dit concept zijn alle tijdsafgeleiden verwaarloosd). Met behulp van de in bureaustudie [6] opgestelde formuleringen kan daarentegen wel een indicatie worden berekend voor de invloed van de relatief hoge *gemiddelde* watersnelheden in de waterloop die van bovenaf in de toplaag doordringen. Dit aspect is op haar beurt bij de opstelling van de Bakker-Konter formule juist weer verwaarloosd.

Uit de resultaten van deze bureaustudie kwam het beeld naar voren dat de genoemde doordringing van gemiddelde watersnelheden vanuit de waterloop geen invloed meer zal uitoefenen op de grootte van de belasting op de basislaag wanneer de toplaag maar dik genoeg is. Als indicatie voor de minimumdikte hierbij kwam een dikte van ca. 1.5 maal de D_{50} van het toplaagmateriaal naar voren. Wanneer men de invloed van de momentane snelheidsfluctuaties verwaarloost en in eerste instantie alleen uitgaat van het in bureaustudie [6] beschreven model voor de beschrijving van het verloop van gemiddelde snelheden in de toplaag, dan zou hier dus uit volgen dat de belasting op de basislaag bij

de proeven in de open stroomgoot met toplaagdikten groter dan 1.5 maal de D_{50} van de toplaag even groot moet zijn als deze belasting bij een qua materiaal- en stromingsparameters vergelijkbare filterbakproef. Met andere woorden: de kritieke verhangen zouden voor beide verschillende typen proeven bij voldoende dikke toplagen aan elkaar gelijk moeten zijn. Deze voorspelling was echter strijdig met de waarnemingen bij de verschillende proeven ([4] & [5]). Het reeds eerder genoemde verschil (veel kleinere kritieke verhangen bij de proeven in de open stroomgoot) bleek bij zowel de proeven met relatief dunne als bij de proeven met relatief dikke toplagen qua orde van grootte gelijk te blijven - de dikte van de toplaag had hier nauwelijks enige invloed op. Het theoretisch concept dat in bureaustudie [6] staat beschreven bood voor deze constatering geen verklaring. Bij de start van dit onderzoek was dit de stand van zaken op het gebied van de keuze voor een geschikte theoretische beschrijving van de fysica van de stroming in de toplaag. De onduidelijkheden met betrekking tot de opstelling van de Bakker-Konter formule stonden een directe toepassing van deze formule binnen de probabilistische analyses in de weg, en het nieuw theoretisch concept uit bureaustudie [6] bleek voorspellingen op te leveren die in strijd waren met de gemeten werkelijkheid. Als gevolg van deze situatie moest eerst nog nader worden gestudeerd op de vraag wat nu feitelijk een echt geschikte theoretische beschrijving voor de fysica van de stroming in de toplaag is. Zonder een dergelijke beschrijving was de probabilistische analyse immers onmogelijk. Daarom werd dit onderzoek begonnen met een studie naar de meest geschikte theoretische beschrijving voor genoemde fysica.

In de eindrapportage is dit eerste deel van het onderzoek voor de overzichtelijkheid gescheiden gehouden van de hoofdrapportage, welke uitsluitend de probabilistische analyse zelf behandelt. De resultaten van de studie naar een geschikte theoretische beschrijving voor de fysica zijn in chronologische volgorde opgenomen als de bijlagen A t/m E. In bijlage A wordt eerst dieper ingegaan op het gemeten verschil in kritieke verhangen bij filterbakproeven en proeven in een open stroomgoot. Door bestudering van de diverse meetresultaten komt dit verschil duidelijk aan het licht. In bijlage B worden vervolgens een aantal mogelijke oorzaken voor dit verschil besproken. In bijlage C wordt dan nader gestudeerd op de oorzaak die in bijlage B als meest waarschijnlijke oorzaak voor het verschil in de kritieke verhangen naar voren kwam. Deze bijlage betreft een analyse van de mogelijke invloed van drukfluctuaties in de turbulente grenslaag boven de toplaag op de stroming onderin de toplaag. Met behulp van metingen die bij één van de proeven in de open stroomgoot zijn verricht wordt nagegaan in hoeverre deze momentane drukfluctuaties tijdens deze proef invloed kunnen hebben uitgeoefend op de stroming onderin de toplaag. Uit deze analyse kwam naar voren dat deze invloed vermoedelijk zeer groot is geweest en derhalve niet verwaarloosd mag worden. Met behulp van al de inzichten die in bureaustudie [6] en de bijlagen A t/m C staan beschreven is vervolgens in bijlage D een concept voor een geschikt hydraulisch rekenmodel voor geometrisch open filters in open waterlopen opgesteld. Dit concept vertoont in grote lijnen overeenkomst met het concept achter de Bakker-Konter formule, aangezien de invloed van de doorwerking van de turbulente drukfluctuaties ook binnen dit concept een grote plaats inneemt. De fysica wordt binnen dit concept echter iets meer in detail beschouwd, hetgeen kan bijdragen tot een beter begrip van de beschouwde materie. Met het oog op alle onduidelijkheden die zijn ontstaan met betrekking tot het theoretisch concept achter de Bakker-Konter formule is veel aandacht besteed aan een duidelijke uitleg van de verschillende aspecten die hierbij een rol spelen. Daarnaast is binnen het in bijlage D beschreven concept ook een rekenmodule

ingebouwd om de mogelijke invloed van de doordringing van gemiddelde watersnelheden vanuit de waterloop in de toplaag weer te kunnen geven. Deze module ontbreekt in het concept achter de Bakker-Konter formule. Als gevolg van onnauwkeurigheden bij de uitvoering kunnen soms echter lokaal veel dunnere plekken in de toplaag voorkomen, waarbij de doordringing van gemiddelde watersnelheden vanuit de waterloop in de toplaag toch nog invloed zou kunnen uitoefenen op de belasting op de basislaag. Daarom is voor dit aspect binnen het in bijlage D beschreven concept toch een plaats ingeruimd. In bijlage E is tenslotte dit nieuw opgestelde concept voor het hydraulisch rekenmodel voor geometrisch open filters in open waterlopen geïjkt met behulp van de beschikbare meetresultaten. Hierbij zijn zowel de gemiddelde waarden voor de modelconstanten als de in de metingen aanwezige spreiding rond deze gemiddelde waarden bepaald.

Hoofdstuk 2 van de hoofdrapportage begint dan met een korte beschrijving van het uiteindelijk resultaat voor het hydraulisch rekenmodel. Dit rekenmodel bestaat uit de twee betrouwbaarheidsfuncties die binnen de probabilistische analyse zijn gebruikt om het faalgedrag van de toplaag en de basislaag in theoretische zin te modelleren. In verband met het nog ontbreken van aanvullende metingen voor andere situaties dan uniforme (goot)stroming bij enkellaagse filterconstructies moet voor dit model een beperkt geldigheidsgebied worden aangehouden. In paragraaf 2.1 wordt dit gebied nog nader aangeduid. Vervolgens wordt in paragraaf 2.2 de opzet voor de probabilistische berekeningen besproken. Er is voor gekozen om de gevoeligheidsanalyse met behulp van een Monte Carlo methode uit te voeren. Voor de praktische uitvoering van deze berekeningen is een computerprogramma geschreven: dit computerprogramma PROFIL wordt in paragraaf 2.3 in het kort beschreven.

In hoofdstuk 3 worden vervolgens de voor de berekeningen gebruikte invoergegevens besproken. Deze gegevens bestaan uit de gemiddelde waarden en standaardafwijkingen van alle relevante parameters. De gegevens met betrekking tot de in het hydraulisch model voorkomende modelconstanten zijn daarbij in hoofdstuk 2 reeds vermeld, zodat hoofdstuk 3 hoofdzakelijk handelt over de waarden die men in een praktijkgeval voor de gemiddelde waarden en standaardafwijkingen van de diverse materiaalparameters moet aanhouden. Er is daarbij gekeken naar twee fundamenteel verschillende situaties. In het eerste geval wordt de constructie in den droge gebouwd, waarbij ook nog kunstmatig een laag homogeen zand op de zandbodem wordt aangebracht om de invloed van inhomogeniteiten in de van nature aanwezige basislaag op het faalgedrag van deze laag uit te bannen. Deze situatie betreft daarmee een geval met minimale spreiding in de materiaalparameters. In het tweede geval is daarentegen sprake van een situatie met veel grotere spreiding in de materiaalparameters. In dit geval wordt de constructie in den natte gebouwd, waarbij ontmenging van het toplaagmateriaal kan optreden. Deze ontmenging zou grote gevolgen kunnen hebben voor de spreiding die bij de gemiddelde waarden van de kenmerkende diameters D_{15t} en D_{50t} van de toplaag moet worden aangehouden. Dit aspect is in rekening gebracht met behulp van een soort bovengrensbepaling. Daarnaast wordt in het tweede geval geen extra zandlaag aangebracht, waardoor de inhomogeniteiten in de van nature aanwezige basislaag ook de nodige invloed op het faalgedrag van deze laag kunnen uitoefenen. Bij dit alles is ook de invloed van de keuze voor de standaardsortering onderzocht door voor beide gevallen twee verschillende standaardsorteringen voor het toplaagmateriaal te onderzoeken. In paragraaf 3.5 zijn alle invoergegevens voor de verschillende gevallen nog eens overzichtelijk in een tabel weergegeven. Het bij de probabilistische berekeningen

gehanteerde principe om de grootte van de faalkansen van toplaag en basislaag te kunnen "instellen" wordt eveneens in deze paragraaf besproken.

Hoofdstuk 4 behandelt dan de resultaten van de berekeningen. In paragraaf 4.1 komt allereerst de invloed van de keuze voor de bij het ontwerp voor de toplaag en basislaag ingebouwde veiligheidsfactoren op de faalkansen van deze lagen aan de orde. Uit de resultaten komt naar voren dat men bij de beoordeling van de stabiliteit van de basislaag in het algemeen een grotere veiligheidsfactor moet aanhouden om een constructie met gelijke faalkansen voor toplaag en basislaag te realiseren. Bij gelijke veiligheidsfactoren voor beide lagen bepaalt het faalgedrag van de basislaag vrijwel de hele faalkans van de totale constructie. Daarom is voor de gevoeligheidsanalyses in paragraaf 4.2 uitgegaan van situaties met verschillende veiligheidsfactoren voor toplaag en basislaag, waarbij de faalkansen van beide lagen bij benadering aan elkaar gelijk zijn. Voor vier van dergelijke gevallen is een complete gevoeligheidsanalyse uitgevoerd, waarbij de eerste en tweede betrekking hebben op bouwen in den droge en de derde en vierde op bouwen in den natte. Bij elk van deze gevoeligheidsanalyses is voor het betreffende geval de invloed van de spreiding in de diverse model- en materiaalparameters op de faalkans van de constructie geanalyseerd. Uit de resultaten konden duidelijke conclusies worden getrokken.

Deze conclusies zijn in paragraaf 5.1 nog eens op een rij gezet. In paragraaf 5.2 wordt daarna nog ingegaan op de gevolgen van de beperktheid van het geldigheidsgebied voor het hydraulisch model. Als een gevolg van deze beperkte geldigheid zullen er nog veel praktijksituaties zijn die met dit model niet zomaar zonder meer kunnen worden doorgerekend. Dit geldigheidsgebied zal daarbij pas verruimd kunnen worden wanneer men de beschikking krijgt over een meer uitgebreid bestand van meetresultaten bij het toetsen van de diverse theoretische formuleringen. Op basis van deze overwegingen en de conclusies die uit de gevoeligheidsanalyses konden worden getrokken is dan tot slot in paragraaf 5.3 de gewenste lijst met aanbevelingen voor vervolgstudies en aanvullend modelonderzoek samengesteld. In hoofdstuk 6 is de hoofd rapportage nog besloten met een samenvatting van het geheel.

2. Beschrijving rekenmodel

2.1 Beschrijving van het hydraulisch rekenmodel

Dit hydraulisch rekenmodel is opgesteld voor de beoordeling van het functioneren van een enkellaagse geometrisch open filterconstructie in een waterloop met uniforme, stationaire, relatief laag turbulente stromingsomstandigheden. Voor de volledige afleiding van dit model wordt verwezen naar bureaustudie [6] en de bijlagen A t/m E. Bij gebrek aan metingen kon het model niet worden geïjkt voor situaties met niet uniforme stromingscondities en/of meerlaagse filterconstructies. Daarom mogen de verschillende voor dit model opgestelde formuleringen vooralsnog niet worden toegepast bij de analyse van dergelijke situaties.

Het model bestaat uit twee betrouwbaarheidsfuncties, welke het functioneren van enerzijds de toplaag en anderzijds de basislaag beschrijven. Voor de toplaag is de onderstaande betrouwbaarheidsfunctie opgesteld (zie paragraaf 3.1 van bijlage D en hoofdstuk 3 van bijlage E):

$$Z_t = \tau_{crit} - \tau_0 = \rho_w \cdot g \cdot \psi_t \cdot \Delta_t \cdot D_{50t} - \tau_0 \quad (1)$$

In het geval $Z_t < 0$ wordt hierbij falen van de toplaag verondersteld. De Shields-parameter ψ_t heeft in deze vergelijking als gemiddelde waarde $\underline{\psi}_t = 0.0375$, waarbij deze modelparameter verder als stochast met een normale verdeling en standaardafwijking $\sigma(\psi_t) = 0.0030$ (8 procent van de gemiddelde waarde) wordt opgevat. Voor de belasting τ_0 geldt bij het beschouwde stroombeeld:

$$\tau_0 = \rho_w \cdot g \cdot h \cdot i \quad (2)$$

De waterstand h en het tijdsgemiddeld verhang i worden in deze uitdrukking als constante, deterministische waarden opgevat. Het produkt $h \cdot i$ bepaalt daarbij dan de ontwerpbelasting voor de constructie. Van het meerekenen van eventuele onzekerheden met betrekking tot de juiste grootte voor deze ontwerpbelasting is hier afgezien. Dit zou de gehele berekening slechts onoverzichtelijker maken, terwijl het daarnaast geen extra informatie zou opleveren waar het gaat om het opstellen van een prioriteitenlijst voor vervolgonderzoek naar het functioneren van geometrisch open filters in open waterlopen. De dichtheid van het water en de zwaartekrachtsversnelling worden in de berekeningen eveneens als constante waarden ingevoerd ($\rho_w = 1000 \text{ kg/m}^3$ en $g = 9.81 \text{ m/s}^2$). De materiaalparameters Δ_t en D_{50t} worden binnen betrouwbaarheidsfunctie (1) daarentegen wel als stochasten gemodelleerd.

Voor de basislaag is de onderstaande betrouwbaarheidsfunctie opgesteld (zie de paragrafen 3.2 en 3.5 van bijlage D en hoofdstuk 4 van bijlage E):

$$Z_b = i_{cr} - i_t - i'' \quad (3)$$

In het geval $Z_b < 0$ wordt hierbij falen van de basislaag verondersteld. De notatie i_{cr} verwijst hierbij naar het kritiek verhang voor erosie van de basislaag, de notatie i_t naar het fictief tijdsgemiddeld verhang dat onderin de toplaag optreedt (zie paragraaf 3.5 van bijlage D voor de definitie hiervan) en de notatie i'' naar de maximum bijdrage aan het in de tijd fluctuerende verhang onderin de toplaag als gevolg van de invloed van de turbulente drukfluctuaties in de grenslaag boven de toplaag op de stroming onderin de toplaag. Het kritiek verhang i_{cr} wordt hierbij berekend met behulp van de formule van Klein Breteler en de in de CUR-leidraad [3] gegeven Forchheimerrelatie:

$$\text{Klein Breteler: } v_{f_{cr}} = \left[\frac{n_t}{c} \cdot \left(\frac{D_{15t}}{v_w} \right)^m \cdot (\psi_b \cdot \Delta_b \cdot g \cdot D_{50b})^{0.5} \right]^{\frac{1}{(1-m)}} \quad (4)$$

$$\text{Forchheimer: } i_{cr} = \left(\frac{c_0 \cdot v_w \cdot (1 - n_t)^2}{n_t^3 \cdot g \cdot D_{15t}^2} \right) \cdot v_{f_{cr}} + \left(\frac{c_7}{n_t^2 \cdot g \cdot D_{15t}} \right) \cdot v_{f_{cr}}^2$$

Voor de modelparameters c_0 en c_7 worden hierbij de in [3] opgegeven gemiddelde waarden $c_0 = 160$ en $c_7 = 2.2$ aangehouden. De mogelijke spreiding in deze modelparameters wordt niet expliciet meegenomen omdat deze als gevolg van de bij het ijken van het model gevolgde fitprocedure reeds impliciet in de fitwaarden voor andere modelparameters tot uiting komt. Een zelfde opmerking geldt voor de modelparameters c en m : ook deze worden in de berekeningen als constanten opgevat. De waarde van deze modelconstanten hangt daarbij dan volgens de in de CUR-leidraad opgegeven tabel nog wel af van de waarde van de korreldiameter D_{50b} van het basismateriaal. De genoemde tabel is voor de duidelijkheid hieronder als tabel 1 overgenomen:

D_{50b} [mm]	c [-]	m [-]	ψ_b [-]
0.1	1.18	0.25	0.110
0.15	0.78	0.20	0.073
0.2	0.71	0.18	0.055
0.3	0.56	0.15	0.044
0.4	0.45	0.11	0.038
0.5	0.35	0.07	0.036
0.6	0.29	0.04	0.034
0.7	0.22	0	0.034
0.8	0.22	0	0.034
1.0	0.22	0	0.035

Tabel 1: Tabel CUR-leidraad voor berekening van c , m , en ψ_b

De waarden voor c en m worden tijdens de computerberekeningen bepaald met behulp van lineaire interpolatie en de in tabel 1 opgegeven waarden. In geval $D_{50b} > 1.0$ mm. wordt in het computerprogramma $c = 0.22$ en $m = 0$ aangehouden. In geval $D_{50b} < 0.1$ mm. wordt $c = 1.18$ en $m = 0.25$ aangehouden. Tabel 1 geeft ook informatie over de gemiddelde waarden die voor de Shieldsp parameter ψ_b moeten worden aangehouden. Deze worden tijdens de computerberekeningen op dezelfde manier ook weer met lineaire interpolatie bepaald. Daarbij is de Shieldsp parameter voor de basislaag net als de Shieldsp parameter voor de toplaag verder wel weer als stochast gemodelleerd met een normale verdeling en een standaardafwijking $\sigma(\psi_b) = 0.08 * \underline{\psi}_b$ van 8 procent van de gemiddelde waarde.

Voor de viscositeit van het water wordt in vergelijking (4) een constante waarde aangehouden ($\nu_w = 10^{-6} \text{ m}^2/\text{s}$). De materiaalparameters D_{15t} , n_t , Δ_b en D_{50b} zijn binnen de berekeningen daarentegen wel weer als stochasten gemodelleerd.

Het fictief tijdsgemiddeld verhang \dot{i}_t in vergelijking (3) zal in de meeste gevallen gelijk zijn aan het tijdsgemiddeld waterspiegelverhang \dot{i} in de waterloop. Bij relatief dunne toplagen kan het echter gebeuren dat de invloed van de doordringing van het gemiddeld snelheidsprofiel vanuit de waterloop onderin de toplaag nog niet geheel is uitgedempt. De invloed van dit fenomeen kan dan worden verdisconteerd door voor het verhang \dot{i}_t uit te gaan van de volgende formulering (zie paragraaf 3.5 van bijlage D):

$$\dot{i}_t = \frac{C_a \cdot v_w}{g \cdot D_{50t}^2} \cdot \left(u_0 + u_s \cdot e^{-\frac{d_t}{\kappa}} \right) + \frac{C_b}{g \cdot D_{50t}} \cdot \left(u_0 + u_s \cdot e^{-\frac{d_t}{\kappa}} \right)^2 \quad (5)$$

De notatie d_t verwijst naar de (locale) dikte van de toplaag. De evenwichtsporiesnelheid u_0 correspondeert binnen deze formulering met het gemiddeld waterspiegelverhang \dot{i} in de waterloop. Hiervoor geldt:

$$u_0 = - \frac{C_a \cdot v_w}{2 \cdot C_b \cdot D_{50t}} + \frac{1}{2} \cdot \sqrt{\left(\frac{C_a \cdot v_w}{C_b \cdot D_{50t}} \right)^2 + \frac{4 \cdot g \cdot D_{50t} \cdot \dot{i}}{C_b}} \quad (6)$$

De modelconstanten C_a en C_b zijn hierbij gelijk aan $C_a = 600$ en $C_b = 2.2$. De mogelijke spreiding in deze constanten is net als de mogelijke spreiding in de constanten c_0 en c_7 niet expliciet meegenomen, om dezelfde reden dat de mogelijke spreiding in deze constanten door de gevolgde fitprocedure al impliciet in andere modelparameters als κ en u_s tot uiting komt. Voor de karakteristieke dempingsschaal κ is als gemiddelde waarde $\kappa \approx 0.35 * D_{50t}$ gefit [6], met als mogelijke spreiding $0.2 * D_{50t} < \kappa < 0.5 * D_{50t}$. Deze spreiding is weergegeven met behulp van een normale verdeling met genoemd gemiddelde en standaardafwijking $\sigma(\kappa) = 0.06 * D_{50t}$. Het interval $0.2 * D_{50t} < \kappa < 0.5 * D_{50t}$ stemt daarbij overeen met een 99 % betrouwbaarheidsinterval. Voor de sleepsnelheid u_s geldt voor granulaire materialen bij benadering:

$$u_s = 3 \cdot \sqrt{\frac{\tau_0}{\rho_w}} = 3 \cdot \sqrt{g \cdot h \cdot i} \quad (7)$$

De in deze vergelijking (7) genoemde waarde betreft de gemiddelde waarde (zie appendix A van [6]). De mogelijke spreiding bedraagt $2 \cdot \sqrt{(\tau_0/\rho_w)} < u_s < 4 \cdot \sqrt{(\tau_0/\rho_w)}$. Dit is weer gemodelleerd met een normale verdeling met gemiddelde waarde $\underline{u}_s = 3 \cdot \sqrt{(\tau_0/\rho_w)}$ en standaardafwijking $\sigma(u_s) = 0.4 \cdot \sqrt{(\tau_0/\rho_w)}$, waarbij genoemd interval weer overeenstemt met een 99 % betrouwbaarheidsinterval.

De zwaartekrachtsversnelling en viscositeit van het water zijn in de voorgaande vergelijkingen (5) t/m (7) weer als constanten opgevat. De materiaalparameters D_{50t} en d_t zijn binnen de berekeningen wel als stochasten gedefinieerd. Bij een voldoende grote laagdikte d_t zal de invloed van de term $u_s \cdot \exp(-d_t/\kappa)$ binnen vergelijking (5) te verwaarlozen zijn. Het via vergelijking (5) berekende verhang i_t zal dan naderen tot het gemiddeld waterspiegelverhang i .

Voor de maximum bijdrage i'' als gevolg van de invloed van de momentane drukfluctuaties is onderstaande formulering opgesteld (zie paragraaf 3.2 van bijlage D):

$$i'' = \frac{\alpha_0 \cdot \tau_0}{\rho_w \cdot g \cdot L} = \left(\frac{\alpha_0}{\beta} \right) \cdot i \quad (8)$$

De modelparameter β betreft hierin de verhouding $\beta = L/h$ tussen de karakteristieke lengteschaal L van de turbulente fluctuaties en de waterdiepte h . De modelparameter α_0 moet worden opgevat als het product $\alpha_0 = \alpha_1 \cdot \alpha_2 \cdot \alpha_3 \cdot \alpha_4$ van een verzameling deelparameters, waarbij (met de thans beschikbare meetgegevens) nog niet voor elke deelparameter een schatting kon worden bepaald. Men is bij de huidige stand van zaken dus nog aangewezen op het gebruik van de overall-constante α_0 , welke dan als vuilnisbakcoëfficiënt dient. De eerder genoemde mogelijke spreiding in de modelconstanten c_0 , c_7 , c en m in vergelijking (4) komt hierbij impliciet ook tot uiting in de voor α_0 opgemeten spreiding. Bij het fitten van het model (bijlage E) werd voor deze spreiding het interval $0 < \alpha_0 < 20$ gevonden, waarbij α_0 bij goede benadering uniform was verdeeld. Binnen de probabilistische berekeningen is de modelparameter α_0 daarom gemodelleerd met een uniforme verdeling met ondergrens 0 en bovengrens 20.

De verhouding $\beta = L/h$ bedroeg bij het fitten constant $\beta = 0.2$. Daarom is bij de berekeningen voor de verhouding β uitgegaan van dezelfde constante waarde $\beta = 0.2$. De eventuele spreiding in β is bij de fitprocedure immers ook weer impliciet in de voor α_0 gevonden spreiding terecht gekomen.

Tot zover de korte beschrijving van het rekenmodel. Uit voorgaande beschrijving mag blijken dat dit model (met name waar het de betrouwbaarheidsfunctie voor de basislaag betreft) moet worden opgevat als een grove, eenvoudige modellering voor een in

werkelijkheid zeer complex fysisch gebeuren. Bij gebrek aan meetresultaten is het op dit moment nog niet mogelijk om dit model te verfijnen. Bij het fitten van dit model moesten waarden worden aangenomen voor tal van modelparameters (o.a. $c_0, c_7, c, m, C_a, C_b, \beta$) om de fitwaarden voor andere modelparameters (o.a. κ, u_s, α_0) te kunnen uitrekenen. Het was niet mogelijk expliciet de fluctuaties te bepalen die tijdens de serie proeven [5] mogelijkwijs in de bij het fitten als constant aangehouden modelparameters zijn opgetreden. Als een gevolg daarvan is men nu nog aangewezen op de geschetste grove modellering met vuilnisbakcoëfficiënten. Alleen het weloverwogen uitbreiden van het bestand van empirische data zou dit euvel kunnen verhelpen.

2.2 Beschrijving van de opzet voor de probabilistische berekeningen

Na een bestudering van de mogelijkheden voor de opzet voor de probabilistische berekeningen (bijlage D) is gekozen voor een methode met Monte Carlo simulatie, waarbij per stochast de invloed van de spreiding in stochast X_i op de faalkans wordt nagegaan door telkens onderstaande indicatie $I(X_i)$ hiervoor te berekenen:

$$I(X_i) = \text{indicatie invloed parameter } X_i = \left(\frac{P_{f0} - P_{fi}}{P_{f0}} \right) * 100 \quad \% \quad (9)$$

De kans P_{f0} heeft hierin betrekking op de faalkans die wordt berekend wanneer de spreiding in al de stochasten gewoon wordt meegerekend. De kans P_{fi} heeft betrekking op de faalkans die overeenstemt met precies dezelfde invoergegevens, met als enige uitzondering dat de spreiding in de stochast X_i als nul (of een van nul verschillende andere kleinere waarde) is opgegeven. De waarde van de indicatie $I(X_i)$ geeft derhalve aan met hoeveel procent de faalkans P_{f0} zou verminderen wanneer de spreiding in de stochast X_i niet aanwezig (of kleiner) zou zijn. Een relatief grote waarde voor $I(X_i)$ geeft daarbij dus aan dat de spreiding in de stochast X_i een relatief grote invloed uitoefent bij de berekening van de faalkans P_{f0} . Deze faalkans kan daarbij zowel de faalkans van de toplaag als de faalkans van de basislaag of de faalkans van de constructie als geheel betreffen. Het is ook mogelijk de vermindering van de in een bepaald geval beschouwde faalkans te berekenen bij verwaarlozing van de spreiding in een willekeurige *combinatie* van stochasten. Vanwege dit laatste voordeel, en wegens het voordeel dat men via vergelijking (9) kan nagaan in hoeverre niet alleen een verwaarlozing maar ook een vermindering van spreiding invloed heeft op een faalkans, is de methode met Monte Carlo simulatie en toepassing van vergelijking (9) voor de gevoeligheidsanalyse verkozen boven een Niveau II-berekening. De toepassing van een Niveau II-berekening zou overigens ook problematisch worden doordat de betrouwbaarheidsfuncties (1) en (3) voor toplaag en basislaag via het verhang j en de korrel diameters D_{50t} en D_{15t} gecorreleerd zijn. Voor de berekening van de indicaties volgens vergelijking (9) vormt dit alles geen probleem.

De faalkansen zelf zijn berekend met het Pascal-programma PROFIL. Dit computer-programma is speciaal voor het project FILTERS geschreven. Het programma berekent voor een bepaalde set invoergegevens telkens de faalkansen voor de toplaag apart en de basislaag apart, en de faalkans voor de constructie als geheel (falen toplaag en/of

basislaag). De faalkansen worden daarbij berekend met behulp van de betrouwbaarheidsfuncties (1) en (3) voor de toplaag en basislaag. Per simulatie wordt voor al de als stochastisch geïmplementeerde parameters random een trekking uit de bij de invoer opgegeven kansverdelingsfuncties gedaan en wordt voor de getrokken set parameters nagegaan of er sprake is van falen van de toplaag ($Z_t < 0$) en/of falen van de basislaag ($Z_b < 0$). Bij in totaal N_{tot} simulaties, N_t faalgevallen voor alleen de toplaag, N_b faalgevallen voor alleen de basislaag en N_{tb} faalgevallen voor de toplaag en basislaag tegelijkertijd, worden de faalkansen dan berekend via $P_{ft} = N_t/N_{tot}$ voor de toplaag, $P_{fb} = N_b/N_{tot}$ voor de basislaag en $P_{fc} = (N_t + N_b - N_{tb})/N_{tot}$ voor de faalkans van de constructie als geheel. Het programma PROFIL berekent per run alleen deze drie faalkansen. Bij de berekening van de faalkansen P_{fi} in vergelijking (9) was telkens sprake van een verandering in de invoer. Na elk van deze veranderingen is met PROFIL dus weer een aparte run uitgevoerd om de als gevolg van de gewijzigde invoer optredende veranderingen in de drie faalkansen P_{fb} , P_{ft} en P_{fc} te berekenen.

2.3 Korte handleiding bij computerprogramma PROFIL

Het programma PROFIL is geschreven in Turbo Pascal. Men kan het eenvoudig onder DOS (of Windows) opstarten door "A:profil" te typen, waarbij de programma executie file "profil.exe" uiteraard in directory A: aanwezig moet zijn. Het programma reageert dan met onderstaand startscherm:

```
Start program PROFIL

1 = laden bestaande file
2 = wijzigen bestaande file
3 = aanmaken nieuwe file

Uw keuze = ?
```

Men vervolgt nu met het intypen van het cijfer van de keuze, gevolgd door <enter>. Wanneer men nog niet eerder met het programma heeft gerekend, dan zal men nog geen invoerfile hebben gecreerd. Men begint dan met keuze 3. Het programma vraagt dan eerst de naam van de nieuw te maken invoerfile, waarna men dan alle gevraagde invoergegevens kan invoeren. De file wordt automatisch opgeslagen in de directory die bij het opgeven van de filenaam is aangegeven (bijv. "A:test" opgeven om de file in directory A: te laten opslaan). Wanneer men eenmaal een invoerfile heeft gecreerd en hierin een paar veranderingen wil aanbrengen is het handiger om keuze 2 te kiezen. Men hoeft dan niet alle gegevens opnieuw in te voeren, maar kan volstaan met het aanbrengen van alleen de verlangde wijzigingen. Keuze 1 kiest men wanneer men het programma alleen maar wil laten rekenen. Het programma vraagt in dat geval alleen de naam van de invoerfile, laadt deze file en vervolgt dan direct met het vervolgscherm:

Vervolg program PROFIL

- 1 = vervolg met berekening voor deze data
- 2 = vervolg met wijzigen/laden datafile
- 3 = einde program PROFIL

Uw keuze = ?

Na keuze 1 gaat het programma met behulp van de dan geladen invoergegevens rekenen. Bij een relatief groot aantal simulaties kan dit wat tijd vergen, gedurende welke tijd men een leeg scherm ziet. Na voltooiing van de berekening print het programma de uitkomsten van de berekening (de faalkansen bij de betreffende invoer) op het scherm en vraagt of de gebruiker deze gegevens wil opslaan in een file. Wanneer men dit verlangt, dan typt men de kleine letter "j" van "ja" in, gevolgd door <enter>. Het programma vraagt dan de naam van de outputfile en schrijft alle gegevens (zowel invoergegevens als uitkomsten) op overzichtelijke wijze weg naar de opgegeven file, welke file men dan later met behulp van een tekstverwerkingsprogramma als bijvoorbeeld Wordperfect weer kan inlezen en uitprinten. Wanneer men de uitkomsten niet wil laten opslaan, dan typt men gewoon alleen <enter>. Het programma keert dan direct weer terug naar het vervolgscherm.

Na keuze 2 van het vervolgscherm volgt het startscherm. Men kan dan bijvoorbeeld een andere file laden of wat wijzigingen aanbrengen in de invoergegevens, waarna men weer terugkeert bij het vervolgscherm en opnieuw berekeningen kan laten invoeren voor de nu veranderde invoergegevens. Na keuze 3 beëindigt het programma de sessie en keert men terug naar DOS (of Windows). Eén en ander wijst zichzelf bij gebruik van het programma. Wanneer de gebruiker de vragen die het programma stelt goed leest en de bij deze vragen opgegeven instructies voor het antwoorden goed volgt kan er weinig mis gaan. De gebruiker zij echter gewaarschuwd voor onachtzaamheid: bij het intypen van een cijfer in plaats van een string (bijv. "2" typen na een vraag die met "j" <enter> of direct <enter> moet worden beantwoord) of een string in plaats van een cijfer, zal het programma abrupt afbreken - het programma bezit op dit punt geen controlesysteem. Er zijn daarentegen wel controlesystemen ingebouwd die voorkomen dat het programma bij de random simulaties per ongeluk "onmogelijke" negatieve waarden (bijvoorbeeld een korreldiameter $D_{50t} = -0.02$ m.) genereert. Aangezien de kansverdelingsfuncties voor de diverse normale verdelingen in principe zijn gedefinieerd voor een bereik tussen min en plus oneindig is een dergelijke random trekking weliswaar onwaarschijnlijk maar zeker niet onmogelijk. Het programma reageert hierop door de negatieve waarde te vervangen door een heel kleine positieve waarde (10^{-10}). Op deze wijze blijft gewaarborgd dat er bij de betreffende simulatie sprake is van een extreem lage random trekking voor de betreffende parameter, terwijl de berekening door de negatieve waarde (of door door nul te delen) toch niet tijdens die simulatie ontspoot.

De voor berekening benodigde invoergegevens bestaan uit gegevens met betrekking tot het simulatieprogramma, materiaalgegevens met betrekking tot de toplaag, materiaal-

gegevens met betrekking tot de basislaag, gegevens met betrekking tot het hydraulisch model en gegevens met betrekking tot de stromingscondities. Het programma vraagt deze gegevens bij nieuw invoeren of bij wijzigen van een bestaande file telkens in dezelfde volgorde. Eerst wordt het gewenste aantal simulaties gevraagd. Men typt hiervoor een integer getal in (bijv. 100000). Vervolgens vraagt het programma de gemiddelde waarden en standaardafwijkingen voor de materiaalparameters van de toplaag - toplaagdikte d_t , D_{50t} , D_{15t} , porositeit n_t en relatieve dichtheid Δ_t . Overal waar het programma voor een parameter om een gemiddelde waarde en een standaardafwijking vraagt betreffen deze kentallen de kentallen van een normale verdeling (alleen voor de parameter α_0 wordt een afwijkende, uniforme verdeling gehanteerd). Na de gegevens voor de toplaag vervolgt het program met de gemiddelde waarden en standaardafwijkingen voor de materiaalparameters D_{50b} en Δ_b van de basislaag.

Vervolgens komen de gegevens met betrekking tot het hydraulisch model aan de orde - de Shieldsparameters ψ_t en ψ_b , de gegevens met betrekking tot de demping van de gemiddelde snelheid (karakteristieke dempingslengte κ en slipsnelheid u_s), en de gegevens met betrekking tot de doorwerking van de drukfluctuaties (modelparameter α_0 en kenmerkende lengteschaal L van de drukfluctuaties). Voor de Shieldsparameter van de basislaag vraagt het program alleen om een coefficient $K1$, welke gelijk is aan de verhouding tussen de standaardafwijking en de gemiddelde waarde van deze parameter. Het programma berekent bij een simulatie de gemiddelde waarde voor deze parameter automatisch uit via de trekking voor D_{50t} en tabel 1 (lineaire interpolatie, zie paragraaf 2.1). Vervolgens wordt de standaardafwijking bepaald door de gevonden gemiddelde waarde met de coefficient $K1$ te vermenigvuldigen, waarna de verdeling van ψ_b voor de betreffende simulatie bekend is en het programma ook voor ψ_b een random waarde kan trekken. Ten aanzien van de slipsnelheid u_s vraagt het programma om een gemiddelde waarde en een standaardafwijking voor de coefficient $K2 = u_s \sqrt{g \cdot h \cdot j}$ en ten aanzien van de karakteristieke dempingslengte κ vraagt het programma om een gemiddelde waarde en een standaardafwijking voor de coefficient $K3 = \kappa / D_{50t}$. Voor beide coefficienten wordt binnen het programma weer een normale verdeling aangehouden. Met betrekking tot de uniform verdeelde modelparameter α_0 vraagt het programma om de ondergrens en bovengrens van deze uniforme verdeling. Daarna wordt om de gemiddelde waarde en de standaardafwijking van de kenmerkende lengteschaal L bij deze waarden voor α_0 gevraagd. Binnen de berekeningen voor deze studie wordt deze lengteschaal weliswaar als constante ingevoerd ($L = \beta \cdot h = 0.2 \cdot h$, bij een constante waterdiepte), maar de programmatuur is desalniettemin toch wat algemener opgezet, zodat men er ook de invloed van eventuele onzekerheden met betrekking tot de kenmerkende lengteschaal van de drukfluctuaties in de turbulente grenslaag mee zou kunnen analyseren.

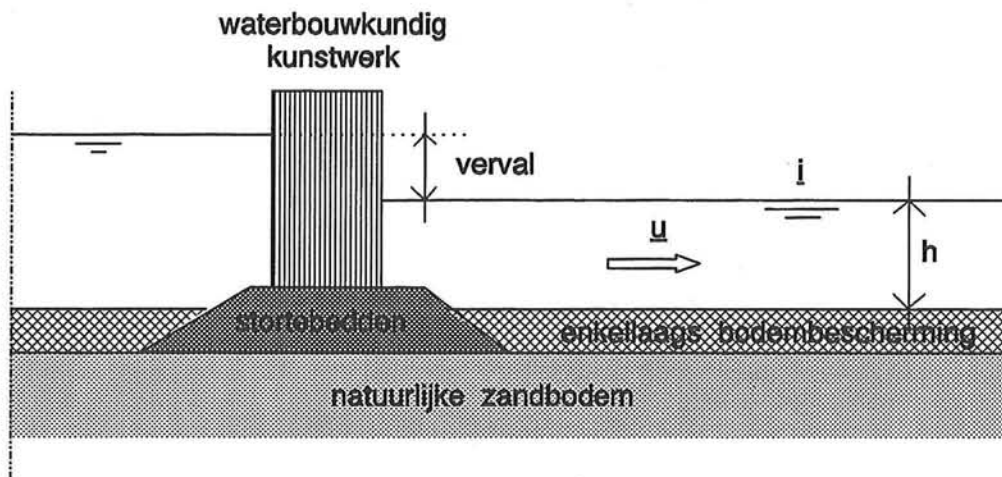
Deze laatste opmerking geldt ook voor de waterdiepte h en het gemiddeld verhang j . Tot besluit van de invoer vraagt het programma na de afhandeling van de invoer met betrekking tot het hydraulisch model nog om gemiddelde waarden en standaardafwijkingen voor deze twee parameters die het stroombeeld in de waterloop karakteriseren. Bij de berekeningen voor deze studie is voor de standaardafwijkingen $\sigma(h)$ en $\sigma(j)$ telkens nul aangehouden, maar het programma PROFIL biedt voor een eventueel andere toepassing in de toekomst wel de mogelijkheid om ook de invloed van onzekerheden met betrekking tot de grootte van de ontwerpbelasting te kunnen onderzoeken.

In verband met de in paragraaf 2.1 genoemde redenen, zijn de valversnelling $g = 9.81 \text{ m/s}^2$, de dichtheid $\rho_w = 10^3 \text{ kg/m}^3$, de viscositeit $\nu_w = 10^{-6} \text{ m}^2/\text{s}$ en de modelconstanten $c_0 = 160$, $c_7 = 2.2$, $C_a = 600$ en $C_b = 2.2$ binnen het programma PROFIL als constanten gedefinieerd - men kan de waarden voor deze parameters via de externe invoerprocedure dus niet wijzigen. Wijzigen van deze waardes is alleen mogelijk door de Pascal-programmatuur intern te wijzigen. Ook de modelconstanten c en m en de gemiddelde waarde voor de Shieldsparemeter van de basislaag kan men via de externe invoerprocedure niet wijzigen. Deze worden intern berekend via tabel 1 (deze tabel is als standaard programmatuur opgenomen).

3. Opstelling rekenvoorbeelden

3.1 Inleiding

Als uitgangspunt voor het opstellen van rekenvoorbeelden is gekozen voor een praktijksituatie waarbij op enige afstand benedenstrooms van een waterbouwkundige constructie een enkellaags bestorting moet worden aangebracht om het van nature aanwezige bodemmateriaal te beschermen tegen erosie door de overtrekkende stroom - men kan bijvoorbeeld denken aan een situatie bij een stuw of bij een spuisluis. De situatie is schetsmatig weergegeven in figuur 1:



Figuur 1: Situatieschets bij de rekenvoorbeelden (niet op schaal)

Direct achter het kunstwerk is sprake van een relatief hoge turbulentie-intensiteit. Ter plaatse van de bestorting (op een afstand van minimaal ongeveer 30 tot 50 maal de waterdiepte benedenstrooms van het kunstwerk) is de turbulentie-intensiteit echter al weer gedaald tot een relatief lage waarde (bijv. $r \approx 0.10$), waardoor het in deze studie opgestelde model geldig is voor de beschouwde situatie. Tijdens de voor het ontwerp kritieke belastingsituatie is op die plaats sprake van een uniforme, stationaire stroming met een constant tijdsgemiddeld verhang \bar{i} en een constante waterdiepte h .

De van nature aanwezige zandbodem bestaat uit zand met een gemiddelde korrel-diameter $D_{50b} = 0.9$ mm. (te denken valt aan een kunstwerk in een bovenrivier). Er wordt verondersteld dat de kwaliteit van het bodemmateriaal van plaats tot plaats sterk kan verschillen: bij genoemde gemiddelde waarde moet daarom een standaardafwijking $\sigma(D_{50b}) = 0.3$ mm. worden aangehouden. Tijdens de berekeningen zijn nu twee verschillende gevallen beschouwd:

1. Geval "D": de enkellaagse bestorting kan in den droge worden aangebracht. Er wordt daarbij gebruik gemaakt van de mogelijkheid om naast de bestorting ook een kunstmatige, meer homogene zandlaag op de van

nature aanwezige zandbodem aan te brengen. Hierdoor kan de invloed van de grote spreiding in de kwaliteit van de sterk inhomogene natuurlijke zandbodem op het faalgedrag van de constructie sterk worden gereduceerd. Bij aanbrengen in den droge kan men verder de kwaliteit van de bestorting zelf tijdens de bouwphase ook beter in de hand houden dan bij bouwen in den natte, zodat geval "D" moet worden opgevat als het geval waarbij de spreiding in de materiaalparameters minimaal is.

2. Geval "N": de enkellaags bestorting moet in den natte worden aangebracht. In verband met het mogelijk ontmengen van de kunstmatige zandlaag tijdens het aanbrengen onder water ziet men nu af van het aanbrengen van deze extra zandlaag. Als gevolg van deze ontmenging zou ook de kwaliteit van de kunstmatige zandlaag van plaats tot plaats sterk kunnen gaan verschillen, waardoor men het aanbrengen ervan in deze situatie als weinig zinvol beoordeelt. Ook bij het aanbrengen van de bestorting verwacht men ontmenging van het toplaagmateriaal. Hierdoor zal de kwaliteit van de toplaag meer spreiding vertonen dan bij geval "D". Geval "N" kan met dit alles dus worden opgevat als het geval waarbij de spreiding in de materiaalparameters maximaal is.

In paragraaf 3.2 zijn voor geval "D" de invoergegevens voor twee verschillende rekensituaties worden vastgesteld. In de eerste situatie is voor de bestorting een standaardsoortering met een relatief kleine kenmerkende korreldiameter gekozen, in de tweede situatie is sprake van een andere sortering met een grotere diameter. Voor beide sorteringen is uitgegaan van in rapport [19] genoemde gegevens met betrekking tot de kwaliteit van op de markt gangbare standaardsoorteringen. In paragraaf 3.3 zijn vervolgens de invoergegevens voor dezelfde twee standaardsoorteringen voor geval "N" vastgesteld.

Bij het opstellen van de rekenvoorbeelden zullen naast waarden voor de materiaalparameters ook waarden voor de waterdiepte h en het gemiddeld verhang i moeten worden aangenomen. Men kan hierbij op meerdere manieren te werk gaan. In paragraaf 3.5 wordt hier nader op ingegaan.

3.2 Modelleren materiaalparameters bij uitvoering in den droge

Voor deze situatie zijn de rekenvoorbeelden "D1" en "D2" opgesteld. Bij rekenvoorbeeld "D1" is voor de toplaag standaardsoortering 1 (zie tabel 2) toegepast, bij rekenvoorbeeld "D2" is standaardsoortering 2 toegepast. De gegevens voor deze standaardsoorteringen zijn ontleend aan rapport [19] van G.J. Laan.

Sortering No.	D_{15} [m]	D_{50} [m]	D_{85} [m]
1 = (30/60 mm)	0.028 - 0.039	0.040 - 0.050	0.048 - 0.061
2 = (40/100 mm)	0.038 - 0.067	0.063 - 0.090	0.086 - 0.118

Tabel 2: Kenmerkende korreldiameters voor de standaardsoorteringen 1 en 2

De in tabel 2 aangegeven spreiding in de kentallen voor de verschillende sorteringen heeft betrekking op de onzekerheden met betrekking tot fabricage, transport, overslag, controle op leveranties, etc. van de sorteringen. Deze spreiding is altijd aanwezig, ook wanneer men de constructie in den droge aanbrengt. Voor de gevallen "D1" en "D2" is dit de enige bron van spreiding en kan men voor de kenmerkende diameters D_{15t} en D_{50t} dus gewoon de in tabel 2 aangegeven spreiding aanhouden. Wanneer men voor deze diameters normale verdelingen aanneemt en de opgegeven intervallen als 95 % betrouwbaarheidsintervallen opvat, dan volgen voor de gevallen "D1" en "D2" onderstaande gemiddelde waarden en standaardafwijkingen:

Code van de situatie	D_{15t} [m]		D_{50t} [m]		D_{50b} [m]	
	μ	σ	μ	σ	μ	σ
D1	0.0335	0.0028	0.0450	0.0025	0.0009	0.00005
D2	0.0525	0.0073	0.0765	0.0068	0.0009	0.00005

Tabel 3: Kentallen voor de kenmerkende diameters bij de situaties "D1" en "D2"

In deze tabel zijn in de laatste twee kolommen tevens de kentallen voor de D_{50b} van de basislaag aangegeven. Deze waarden hebben betrekking op de kunstmatig aangebrachte zandlaag (zie paragraaf 3.1). De gemiddelde waarde voor de D_{50b} van deze kunstmatig aangebrachte laag is in de rekenvoorbeelden gelijk gekozen aan de gemiddelde waarde van de D_{50b} van de van nature aanwezige zandbodem. De standaardafwijking is bij de kunstmatig aangebrachte laag echter aanzienlijk kleiner. Voor deze standaardafwijking is een waarde aangenomen die ca. 5 procent van de gemiddelde waarde bedraagt. Dit percentage kwam als een redelijke waarde naar voren in een evaluatie van de kwaliteit van een in den droge aangebrachte zandlaag voor de Oosterschelde stormvloedkering (rapport [20] Laan).

Bij een uitvoering in den droge kan men ten aanzien van de laagdikte een hogere tolerantie bereiken dan bij een uitvoering in den natte. Bij een uitvoering in den natte is het gebruikelijk voor fijne sorteringen als de sorteringen in tabel 2 een minimumlaagdikte 0.25 m. aan te houden, waarbij de tolerantie ca. 0.1 à 0.2 m. bedraagt (zie CUR-leidraad [3]). Voor de uitvoering in den droge is aangenomen dat deze tolerantie tot 0.05 m. kan worden teruggebracht. Wanneer men de laagdikte modelleert met behulp van een normale verdeling en een 95 % betrouwbaarheidsinterval voor deze tolerantie, dan volgt voor de standaardafwijking van de laagdikte een waarde $\sigma(d_t) = 0.025$ m.. De gemiddelde laagdikte kan daarbij kleiner worden genomen dan de bij uitvoering in den natte vereiste minimumlaagdikte 0.25 m.. De laag zou dan onnodig dik worden. Wanneer wordt uitgegaan van een gemiddelde laagdikte die gelijk is aan één maal de D_{50t} van het toplaagmateriaal plus twee maal de standaardafwijking $\sigma(d_t)$, dan komt men voor geval "D1" uit op een gemiddelde laagdikte $\underline{d}_t = 0.045 + 2 * 0.025 \approx 0.10$ m., en voor geval "D2" volgt een gemiddelde laagdikte $0.0765 + 2 * 0.025 \approx 0.13$ m. De toplaag zal dan in slechts 2.5 % van de gevallen lokaal kleiner zijn dan één maal de D_{50t} , hetgeen met het oog op de mogelijke invloed van de doordringing van het gemiddeld snelheidsprofiel vanuit de waterloop in de toplaag als een minimum eis kan worden opgevat.

Tijdens een gesprek met G.J. Laan is ook gesproken over de porositeit van de toplaag en de relatieve dichtheden van het toplaag- en basismateriaal. Uit het gesprek kwam naar voren dat de porositeit van de toplaag en de relatieve dichtheid van het basismateriaal bij de in deze studie onderzochte praktijksituatie vrijwel als constanten mogen worden opgevat. Voor de relatieve dichtheid van het zand kan men $\underline{\Delta}_b = 1.65$ aanhouden, met een standaardafwijking nul. Voor de gemiddelde waarde van de porositeit kan men $\underline{n}_t = 0.38$ aanhouden, met een kleine standaardafwijking $\sigma(n_t) = 0.01$. Dit geldt voor zowel geval "D1" als "D2".

Voor de relatieve dichtheid van het toplaagmateriaal moet men daarentegen wel de nodige spreiding in rekening brengen. Deze spreiding vloeit voort uit het feit dat de standaardsorteringen in de praktijk veelal zijn samengesteld uit partijen stenen van diverse herkomsten (stenen met verschillende massadichtheden). De ruwweg te verwachten spreiding in de massadichtheid hangt samen met de bestekseis die aan de dichtheid wordt gesteld. In [1] geeft Laan hiervoor op:

- bestekseis $\geq 2500 \text{ kg/m}^3$: $\mu(\rho_s) = 2750 \text{ kg/m}^3$, $\sigma(\rho_s) = 150 \text{ kg/m}^3$;
- bestekseis $\geq 2600 \text{ kg/m}^3$: $\mu(\rho_s) = 2800 \text{ kg/m}^3$, $\sigma(\rho_s) = 120 \text{ kg/m}^3$;
- bestekseis $\geq 2700 \text{ kg/m}^3$: $\mu(\rho_s) = 2850 \text{ kg/m}^3$, $\sigma(\rho_s) = 90 \text{ kg/m}^3$;
- bestekseis $\geq 2800 \text{ kg/m}^3$: $\mu(\rho_s) = 2900 \text{ kg/m}^3$, $\sigma(\rho_s) = 60 \text{ kg/m}^3$;
- bestekseis $\geq 2900 \text{ kg/m}^3$: $\mu(\rho_s) = 2950 \text{ kg/m}^3$, $\sigma(\rho_s) = 30 \text{ kg/m}^3$.

De spreiding neemt toe naarmate men een lagere bestekseis stelt. Voor de in dit rekenvoorbeeld beschouwde eenvoudige enkellaagsbestorting zal worden uitgegaan van de laagste eis met de grootste spreiding. Op deze wijze kan goed worden nagegaan of de spreiding in de massadichtheid überhaupt wel enig gewicht in de schaal legt. Bij een massadichtheid $\rho_w = 1000 \text{ kg/m}^3$ voor het water volgt dan voor de relatieve dichtheid van de toplaag een gemiddelde waarde $\underline{\Delta}_t = 1.75$ en een standaardafwijking $\sigma(\Delta_t) = 0.15$. Ook deze waarden gelden weer voor zowel geval "D1" als "D2".

3.3 *Modellering materiaalparameters bij uitvoering in den natte*

In deze paragraaf zullen alleen de materiaalparameters worden besproken die bij uitvoering in den natte ten opzichte van de situatie bij uitvoering in den droge afwijkende waarden zullen hebben. Voor de waarden voor de parameters n_t , Δ_b en Δ_t wordt verwezen naar paragraaf 4.2.

Bij de opstelling van de rekenvoorbeelden "N1" (sortering 1) en "N2" (sortering 2) wordt weer uitgegaan van de gegevens in tabel 2. Bij uitvoering in den natte kan men de in deze tabel voor de diverse parameters opgegeven spreiding niet langer zomaar zonder meer aanhouden. In dit geval kan bij het storten ook ontmenging van het toplaagmateriaal een rol spelen. Over het mogelijk effect van deze ontmengingsverschijnselen op de locale waarden voor de kenmerkende korreldiameters van de toplaag is weinig concreet bekend. In overleg met G.J. Laan is hiervoor een grove bovengrensbepaling opgesteld. Deze benadering komt erop neer dat de D_{50t} van de toplaag bij de gevallen "N1" en "N2" als gevolg van zowel horizontale als verticale ontmenging lokaal kan variëren tussen ongeveer de D_{15t} en D_{85t} van de sortering. Ook de D_{15t} onderin de toplaag - welke bepalend is bij de beoordeling van de stabiliteit van de basislaag - kan daarbij

worden beïnvloed door verticale ontmenging. De grotere stenen zijn eerder beneden dan de kleinere, waardoor de D_{15t} onderin de toplaag mogelijk groter is dan de voor de sortering gemiddelde waarde. Dit is bij de gevallen "N1" en "N2" in rekening gebracht door uit te gaan van een range mogelijke waarden voor D_{15t} die liggen tussen de D_{15t} en D_{50t} van de sortering. De toepassing van de hier beschreven bovengrensbepaling op de gegevens in tabel 2 levert voor de gevallen "N1" en "N2" dan de in tabel 4 beschreven ranges op:

Situatie Code	D_{15} (onderin toplaag) [m]	D_{50} [m]
N1	0.030 - 0.050	0.030 - 0.060
N2	0.040 - 0.090	0.045 - 0.108

Tabel 4: Spreiding kenmerkende korreldiameters bij de gevallen "N1" en "N2"

Wanneer deze ranges weer worden benaderd met normale verdelingen en 95 % betrouwbaarheidsintervallen, dan volgen hiermee onderstaande gemiddelde waarden en standaardafwijkingen voor de gevallen "N1" en "N2":

Code van de situatie	D_{15t} [m]		D_{50t} [m]		D_{50b} [m]	
	μ	σ	μ	σ	μ	σ
N1	0.0400	0.0050	0.0450	0.0075	0.0009	0.0003
N2	0.0650	0.0125	0.0765	0.0158	0.0009	0.0003

Tabel 5: Kentallen voor de kenmerkende diameters bij de situaties "N1" en "N2"

In tabel 5 staat voor de standaardafwijking van de diameter D_{50b} van de basislaag een waarde $\sigma(D_{50b}) = 0.3$ mm. vermeld. Deze waarde is reeds in paragraaf 3.1 opgegeven.

In de vorige paragraaf is reeds vermeld dat de CUR-leidraad [3] voor aanbrengen van een laag in den natte voor de hier beschouwde sorteringen een minimumlaagdikte 0.25 m. aanbeveelt. Deze waarde is daarom geadopteerd als de gemiddelde waarde voor de laagdikte bij zowel geval "N1" als geval "N2". Bij aanbrengen in den natte bedraagt de tolerantie tijdens de uitvoering verder ca. 0.15 m. [3]. Wanneer men voor de laagdikte weer een normale verdeling aanhoudt, en een 95 % betrouwbaarheidsinterval voor de tolerantie, dan volgt voor de standaardafwijking van de laagdikte een waarde $\sigma(d_t) = 0.075$ m.. Deze waarde geldt ook weer voor zowel geval "N1" als geval "N2".

3.4 Overzicht van alle invoergegevens

Stochast		Geval D1	Geval D2	Geval N1	Geval N2
d_t	μ [m]	0.100	0.130	0.250	0.250
	σ [m]	0.025	0.025	0.075	0.075
D_{50t}	μ [m]	0.0450	0.0765	0.0450	0.0765
	σ [m]	0.0025	0.0068	0.0075	0.0158
D_{15t}	μ [m]	0.0335	0.0525	0.0400	0.0650
	σ [m]	0.0028	0.0073	0.0050	0.0125
n_t	μ [-]	0.38	0.38	0.38	0.38
	σ [-]	0.01	0.01	0.01	0.01
Δ_t	μ [-]	1.75	1.75	1.75	1.75
	σ [-]	0.15	0.15	0.15	0.15
D_{50b}	μ [m]	0.00090	0.00090	0.00090	0.00090
	σ [m]	0.00005	0.00005	0.00030	0.00030
Δ_b	μ [-]	1.65	1.65	1.65	1.65
	σ [-]	0	0	0	0
ψ_t	μ [-]	0.0375	0.0375	0.0375	0.0375
	σ [-]	0.0030	0.0030	0.0030	0.0030
ψ_b	μ [-]	via tabel 4	via tabel 4	via tabel 4	via tabel 4
	σ [-]	$0.08 * \mu$	$0.08 * \mu$	$0.08 * \mu$	$0.08 * \mu$
$u_s / \sqrt{(g \cdot h \cdot i)}$	μ [-]	3.0	3.0	3.0	3.0
	σ [-]	0.4	0.4	0.4	0.4
κ / D_{50t}	μ [-]	0.35	0.35	0.35	0.35
	σ [-]	0.06	0.06	0.06	0.06
L	μ [m]	$0.2 * h$	$0.2 * h$	$0.2 * h$	$0.2 * h$
	σ [m]	0	0	0	0
α_0 (uniform verdeeld)	minimum [-]	0	0	0	0
	maximum [-]	20	20	20	20

Constanten: $c_0 = 160$, $c_7 = 2.2$, $C_a = 600$, $C_b = 2.2$, $g = 9.81 \text{ m/s}^2$,
 $\rho_w = 1000 \text{ kg/m}^3$, c en m via lineaire interpolatie tabel 1.

Tabel 6: Overzicht invoergegevens

In de voorgaande paragrafen van dit hoofdstuk zijn de opzet voor de verschillende rekenvoorbeelden en de modelleringen voor de diverse materiaalparameters besproken. In paragraaf 2.1 zijn daarnaast bij de beschrijving van het hydraulisch model de modelleringen voor de diverse modelparameters beschreven. Al de in deze paragrafen vermelde gegevens zijn nog eens samengevat in tabel 6. In deze tabel staan per rekenvoorbeeld alle bij de voor dat voorbeeld uitgevoerde berekeningen gebruikte invoergegevens vermeld, met uitzondering van de voor de waterstand h en het verhang i ingevoerde waarden. Deze laatste twee parameters vormen binnen de opzet voor het berekeningschema een geval apart. In de volgende paragraaf wordt hier nader op ingegaan.

Behalve de verdeling voor de uniform verdeelde α_0 betreffen al de verdelingen in tabel 6 normale verdelingen.

3.5 Keuze van waarden voor waterstand en verhang

In de inleiding van dit hoofdstuk is reeds aangestipt dat men bij het opstellen van de rekenvoorbeelden naast waarden voor de modelparameters en materiaalparameters ook waarden voor de waterdiepte h en het gemiddeld verhang i zal moeten kiezen. Men kan daarbij op meerdere manieren te werk kan gaan.

Allereerst kan men uitgaan van bekende waarden voor h en i , waarna men met behulp van de betrouwbaarheidsfuncties (1) en (3) de materiaalparameters zodanig kiest dat de constructie in het algemeen stabiel blijft liggen. Dit is de gangbare situatie in de praktijk: men ontwerpt de constructie op bekende stromingsgegevens.

De stabiliteit van de constructie hangt daarbij af van zowel de gemiddelde waarden als de standaardafwijkingen van de diverse in de functies (1) en (3) voorkomende parameters. Wanneer men de gemiddelde waarden van alle parameters zodanig op elkaar afstemt dat zowel toplaag als basislaag juist stabiel zijn ($Z_t = Z_b = 0$ voor de gemiddelde waarden), dan is de faalkans voor elke laag in principe gelijk aan 50 procent. Dit is het gevolg van de spreiding die in de parameters aanwezig is: in 50 procent van de gevallen zal de actuele waarde van Z_t of Z_b bij één simulatie kleiner dan nul zijn, en in 50 procent van de gevallen zal deze waarde groter dan nul zijn. Uiteraard wil men geen constructie met dergelijke grote faalkansen. Daarom past men in de praktijk veiligheidsfactoren toe, welke een marge tussen de gemiddelde waarde voor de kritieke belasting en de gemiddeld verwachte belasting creëren. Bij het in hoofdstuk 2 beschreven model kunnen voor toplaag en basislaag de volgende twee veiligheidsfactoren worden gedefinieerd:

$$\gamma_t = \frac{\tau_{cr}}{\tau_0} = \frac{\psi_t \cdot \Delta_t \cdot D_{50t}}{h \cdot i} \quad \text{en} \quad \gamma_b = \frac{i_{cr}}{i_t + i''} \approx \frac{i_{cr}}{\left(1 + \frac{h \cdot \alpha_0}{L}\right) \cdot i} \quad (10)$$

Voor de diverse parameters in vergelijking (10) moet men de gemiddelde waarden invullen. Bij de formulering voor de veiligheidsfactor γ_b voor de basislaag is voor de

eenvoud uitgegaan van een toplaag die dik genoeg is om de invloed van de doordringing van het gemiddeld snelheidsprofiel vanuit de waterloop te mogen verwaarlozen ($i_t \approx i$). Uit de resultaten van de berekeningen zal blijken dat dit een redelijk uitgangspunt is: deze invloed is in de rekenvoorbeelden inderdaad meestal verwaarloosbaar klein.

Men kan de faalkans van toplaag en basislaag "instellen" met behulp van de keuzes voor de factoren γ_t en γ_b . Grote veiligheidsfactoren geven relatief kleine faalkansen, kleine veiligheidsfactoren geven relatief grote faalkansen. De numerieke grootte voor de veiligheidsfactoren wordt daarbij bepaald door de grootte van de in de diverse parameters aanwezige spreiding. Hoe groter die spreiding, hoe groter men de veiligheidsfactoren moet kiezen om een kleine faalkans te kunnen blijven garanderen. Het is daarom zeker niet vanzelfsprekend dat men de veiligheidsfactoren voor toplaag en basislaag even groot moet kiezen. De parameters die in betrouwbaarheidsfunctie (3) voor de basislaag voorkomen zijn in het algemeen met meer spreiding omgeven dan de parameters die in betrouwbaarheidsfunctie (1) voor de toplaag voorkomen. Wanneer men een constructie met ongeveer gelijke faalkansen voor toplaag en basislaag wil realiseren, dan zal men de veiligheidsfactor voor de basislaag in het algemeen groter moeten kiezen dan de veiligheidsfactor voor de toplaag. In hoofdstuk 4 wordt hierop teruggekomen.

Wanneer men uitgaat van bekende waarden voor h en i , en vervolgens voor de toplaag een standaardsoortering kiest die (bijvoorbeeld) moet voldoen aan de eis $\gamma_t > 1.5$ en $\gamma_b > 2$, dan kan men bijvoorbeeld een sortering kiezen waarvoor $\gamma_t = 1.88$ en $\gamma_b = 2.08$, of een sortering waarvoor $\gamma_t = 1.54$ en $\gamma_b = 2.67$. Men kan de sortering in het algemeen niet zodanig kiezen dat bij goede benadering aan beide eisen tegelijkertijd wordt voldaan. Dit is het gevolg van het feit dat men bij de keuze van standaardsoorteringen gebonden is aan de op de markt gangbare materialen: men kan de sortering niet precies op maat kiezen. Bij het ontwerpen voor een praktijksituatie zal dit geen groot probleem zijn - zolang men maar aan de eisen voldoet, is het in orde. Bij het opzetten van de gevoeligheidsanalyses in deze studie is het daarentegen zeer onhandig. Hierbij is het juist van belang dat men de waarde van de veiligheidsfactoren naar eigen wens kan instellen, zonder daarbij afhankelijk te zijn van de restricties die het gebruik van standaardsoorteringen met zich meebrengt.

Daarom is in deze studie bij het opstellen van de rekenvoorbeelden de omgekeerde weg gevolgd: bij gegeven materiaalparameters zijn telkens combinaties van waarden voor h en i gezocht waarbij de veiligheidsfactoren γ_t en γ_b bepaalde, vooraf gekozen waarden hadden. Bestudering van vergelijking (10) laat zien dat dit op zeer eenvoudige wijze kon worden gerealiseerd: omdat voor de factor $\beta = L/h$ de constante waarde $\beta = 0.2$ wordt aangehouden hangt de waarde voor de veiligheidsfactor γ_b enkel nog af van de keuze voor i , terwijl de waarde voor de veiligheidsfactor γ_t daarnaast ook nog afhangt van de keuze voor h . Men kon dus voor elke set gegeven model- en materiaalparameters telkens eerst de veiligheidsfactor voor de basislaag 'instellen' door de keuze voor i , waarna men de veiligheidsfactor voor de toplaag kon instellen door de additionele keuze voor h . Daarna konden dan met behulp van het programma PROFIL de bij deze waarden voor h en i behorende faalkansen worden berekend. Op deze manier kon bij de berekeningen op eenvoudige wijze inzicht worden verkregen in de relatie tussen de waarden voor de veiligheidsfactoren en de faalkansen. De resultaten van deze procedure worden besproken in paragraaf 4.1.

4. Resultaten probabilistische analyses

4.1 Analyse van de invloed van de keuze voor de veiligheidsfactoren

De eerste berekeningen betreffen de invloed van de keuze voor de veiligheidsfactoren γ_t en γ_b op de faalkansen van toplaag en basislaag. Zoals uiteengezet in paragraaf 3.5 kunnen deze veiligheidsfactoren naar believen worden ingesteld door bij de invoer de waarden voor i en h te variëren. Bij deze berekeningen is voor elk van de vier gevallen D1, D2, N1 en N2 uitgegaan van de invoergegevens die in tabel 6 zijn vermeld. Per geval zijn 5 combinaties van waarden voor h en i doorgerekend (aangeduid met de coderingen "a" t/m "e"). Voor elke combinatie zijn met behulp van formule (10) de hiermee corresponderende veiligheidsfactoren en met behulp van het programma PROFIL de hierbij behorende faalkansen berekend. De uitkomsten van al deze berekeningen zijn verzameld in tabel 7:

Geval	h [m]	i [-]	γ_t	γ_b	P_{ft}	P_{fb}	P_{fc}
D1a	3.25	0.00073	1.25	2.00	0.05940	0.06080	0.11660
D1b	2.70	0.00073	1.50	2.00	0.00250	0.05580	0.05790
D1c	2.00	0.00097	1.52	1.51	0.00210	0.24700	0.24870
D1d	2.90	0.00060	1.76	2.52	0.00020	0.00672	0.00692
D1e	3.25	0.00070	1.30	2.09	0.03128	0.04048	0.07068
D2a	8.90	0.00045	1.25	2.03	0.07660	0.07290	0.14500
D2b	7.40	0.00045	1.51	2.03	0.00560	0.06760	0.07280
D2c	5.50	0.00061	1.50	1.50	0.00560	0.26330	0.26760
D2d	7.90	0.00036	1.77	2.53	0.00040	0.00840	0.00880
D2e	9.00	0.00042	1.33	2.18	0.03928	0.04104	0.07908
N1a	3.95	0.00060	1.25	2.02	0.1680	0.1300	0.2760
N1b	3.25	0.00060	1.51	2.02	0.0390	0.1270	0.1610
N1c	2.45	0.00081	1.49	1.50	0.0430	0.2660	0.2970
N1d	3.50	0.00048	1.76	2.53	0.0095	0.0589	0.0677
N1e	4.00	0.00050	1.48	2.43	0.0456	0.0680	0.1105
N2a	11.10	0.00036	1.26	2.03	0.1978	0.1195	0.2956
N2b	9.30	0.00036	1.50	2.03	0.0724	0.1224	0.1874
N2c	6.80	0.00049	1.51	1.50	0.0727	0.2668	0.3201
N2d	9.90	0.00029	1.75	2.53	0.0265	0.0571	0.0820
N2e	11.00	0.00028	1.63	2.62	0.0435	0.0465	0.0885

Tabel 7: Uitkomsten van het onderzoek naar de invloed van de veiligheidsfactoren

De uitkomsten voor de faalkansen kunnen hierbij tot ca. 5 procent afwijken van de werkelijke kansen. Dit is een gevolg van de keuze om het aantal simulaties bij de berekeningen met het programma PROFIL tot 25000 simulaties per combinatie te beperken. Voor een grotere nauwkeurigheid moet men een groter aantal simulaties per combinatie uitvoeren, hetgeen ook meer tijd kost. Binnen de context van de berekeningen voor tabel 7 is de nauwkeurigheid van ca. 5 procent echter voldoende. Het gaat hier om een globale afschatting van de invloed van de bij het ontwerpen gekozen veiligheidsfactoren, waarbij het meer gaat om verschillen in de orde van grootte van de faalkansen dan om die paar procenten onnauwkeurigheid daaromheen.

Zoals uit tabel 7 kan worden opgemaakt zijn voor elk van de gevallen D1, D2, N1 en N2 de waarden voor h en i bij de eerste vier combinaties zodanig gekozen dat voor deze combinaties bij benadering onderstaande veiligheidsfactoren γ_t en γ_b gelden:

- $\gamma_t \approx 1.25$ en $\gamma_b \approx 2.0$ (situatie met codes "a")
- $\gamma_t \approx 1.50$ en $\gamma_b \approx 2.0$ (situatie met codes "b")
- $\gamma_t \approx 1.50$ en $\gamma_b \approx 1.5$ (situatie met codes "c")
- $\gamma_t \approx 1.75$ en $\gamma_b \approx 2.5$ (situatie met codes "d")

De in tabel 7 vermelde exacte waarden voor de veiligheidsfactoren kunnen hier iets van afwijken. Dit is het gevolg van de keuze om voor de waterstanden en verhangen afgeronde waarden te hanteren: hierbij was het meestal niet mogelijk om precies op de exacte waarden uit te komen. De afwijkingen van de exacte waarden zijn echter maar klein.

Voor al de genoemde combinaties zijn de bijbehorende faalkansen P_{ft} voor de toplaag, P_{fb} voor de basislaag en P_{fc} voor de constructie als geheel berekend. Uit de resultaten in tabel 7 komt duidelijk naar voren dat het aanhouden van gelijke veiligheidsfactoren voor toplaag en basislaag (codering "c") er in het algemeen toe zal leiden dat de faalkans van de constructie als geheel hoofdzakelijk zal worden bepaald door de faalkans van de basislaag. In de tabel is dit aangegeven door de faalkans van de basislaag voor deze situatie telkens cursief en in vet schrift weer te geven. Voor de overige situaties is dit ook gedaan: wanneer de faalkans van de basislaag een overheersende rol speelt ($P_{fb} > 3 \cdot P_{ft}$), dan is deze kans cursief en met vet schrift geschreven. De faalkansen van toplaag en basislaag blijken bij al de onderzochte gevallen ongeveer even groot te worden bij een verhouding $\gamma_b/\gamma_t \approx 1.60$ à 1.65 .

Voor een "evenwichtig ontwerp" moet men bij de beoordeling van de stabiliteit van de basislaag dus aanzienlijk meer veiligheid inbouwen dan bij de beoordeling van de stabiliteit van de toplaag. Dit is het gevolg van de in verhouding grotere spreiding in de uitkomsten voor de betrouwbaarheidsfunctie van de basislaag, welke op zijn beurt voor een groot deel aan de grote onzekerheid met betrekking tot de waarde van de modelparameter α_0 kan worden geweten - dit zal blijken uit de resultaten van de gevoeligheidsanalyses die in de volgende paragraaf aan de orde komen.

Verder blijken de waarden voor de faalkansen bij ongeveer gelijkblijvende waarden voor de veiligheidsfactoren voor de situatie N1 en N2 aanzienlijk groter uit te pakken dan voor de situaties D1 en D2. Dit kon ook worden verwacht: voor de situaties waarbij de bestorting in den natte wordt aangebracht is een flink grotere spreiding in de

materiaalparameters aanwezig. De genoemde vergroting van faalkansen bij aanbrengen in den natte is daarbij voor de toplaag het grootste.

De invloed van de keuze voor de sortering blijkt bij dit alles niet zo groot te zijn: voor standaardsortering 2 vindt men bij ongeveer gelijkblijvende waarden voor de veiligheidsfactoren en gelijke bouwwijze iets grotere faalkansen dan voor standaardsortering 1. Deze verschillen vallen echter in het niet wanneer zij worden vergeleken met de verschillen die optreden als gevolg van het verschil in bouwwijze.

Na de berekeningen voor de combinaties met de coderingen "a" t/m "d" zijn de rekenvoorbeelden D1e, D2e, N1e en N2e opgesteld, waarbij de waarden voor h en i zodanig zijn gekozen dat de faalkansen van toplaag en basislaag telkens qua orde van grootte overeenstemmen en de faalkans van de constructie als geheel zo rond de 10 % ligt (zie tabel 7). Dit laatste percentage is zo gekozen met het oog op de praktische uitvoering van de berekeningen. Wanneer men voor deze kans een veel kleinere waarde aanhoudt, zal men bij de berekeningen met het programmam PROFIL per run veel meer simulaties moeten uitvoeren om voor de uitkomsten een gelijke nauwkeurigheid te bereiken als bij de berekeningen met de 10 procent waarde. Dit zal extra tijd vergen. Daarbij zijn de exacte waarden voor de kansen bij een gevoeligheidsanalyses niet belangrijk - het gaat bij dergelijke analyses om procentuele verschillen, niet om absolute waarden. Het is daarom weinig zinvol om met heel kleine kansen te gaan rekenen.

Voor elk van de rekenvoorbeelden D1e, D2e, N1e en N2e is een onderzoek verricht naar de gevoeligheid van de faalkansen voor variaties in de spreiding van de diverse in de modellering aanwezige stochasten. De resultaten van deze gevoeligheidsanalyses worden besproken in de volgende paragraaf.

4.2 *Resultaten gevoeligheidsanalyses met betrekking tot de invloed van de spreiding in de diverse parameters op de faalkansen van de constructie*

Voor elk van de rekenvoorbeelden D1e, D2e, N1e en N2e is onderzoek verricht naar de invloeden van de spreiding in de volgende parameters:

- d_t : laagdikte toplaag
- D_{50t} : D_{50} toplaag
- D_{15t} : D_{15} toplaag
- n_t : porositeit toplaag
- Δ_t : relatieve dichtheid toplaag
- D_{50b} : D_{50} basislaag
- ψ_t : Shieldsparameter toplaag
- ψ_b : Shieldsparameter basislaag
- u_s : slipsnelheid ter plaatse van grensvlak toplaag/waterloop
- κ : karakteristieke lengte voor demping gemiddelde watersnelheid in toplaag
- α_0 : modelparameter voor verdiscontering van de invloed van de turbulente drukfluctuaties in de grenslaag

De relatieve dichtheid van de basislaag staat niet in dit rijtje omdat hiervoor volgens G.J. Laan geen spreiding hoeft te worden aangehouden (tabel 6). Voor elk van de parameters die wel in het rijtje staan is een aparte berekening uitgevoerd waarbij voor de standaardafwijking van de betreffende parameter nul is opgegeven, terwijl voor al de andere parameters gewoon de spreiding conform tabel 6 is aangehouden. Als uitzondering geldt hierbij de modelparameter α_0 : hiervoor zijn naast de berekening met standaardafwijking nul nog twee aparte berekeningen met voor α_0 de ranges $2.5 < \alpha_0 < 17.5$ en $5.0 < \alpha_0 < 15.0$ uitgevoerd. Dit is gedaan om na te kunnen gaan in hoeverre het via nader onderzoek mogelijkerwijs terugbrengen van de grote spreiding $0 < \alpha_0 < 20$ in de modelparameter α_0 lonend zou kunnen zijn in de vorm van reductie van de faalkansen. De resultaten van al deze berekeningen zijn vergeleken met de resultaten van de berekeningen waarbij voor alle parameters gewoon alle spreiding is meegerekend (in de tabellen 8 t/m 11 met "normaal" aangeduidt). Bij deze vergelijking zijn telkens met behulp van vergelijking (9) de indicaties $I(X_i)$ voor de invloed van de spreiding in de diverse parameters op de faalkansen berekend. Daarbij heeft de notatie I_t in de tabellen 8 t/m 11 betrekking op de invloed op de faalkans van de toplaag, de notatie I_b op de invloed op de faalkans van de basislaag en de notatie I_c op de invloed op de faalkans van de constructie als geheel.

Naast de hierboven beschreven berekeningen zijn ook nog berekeningen uitgevoerd waarbij telkens voor bepaalde *combinaties* van enkele parameters uit bovenstaand rijtje de spreiding voor elk van deze parameters op nul is gesteld. Dit betreft drie berekeningen, welke in de tabellen 8 t/m 11 als volgt zijn aangeduidt:

- $\sigma(\text{MAT}) = 0$: Dit betreft een berekening waarbij al de spreiding in de materiaalparameters is verwaarloosd, m.a.w. $\sigma(d_t) = \sigma(D_{50t}) = \sigma(D_{15t}) = \sigma(\Delta_t) = \sigma(n_t) = \sigma(D_{50b}) = 0$.
- $\sigma(\text{MOD}) = 0$: Dit betreft een berekening waarbij al de spreiding in de modelparameters van het hydraulisch model is verwaarloosd, m.a.w. $\sigma(\psi_t) = \sigma(\psi_b) = \sigma(\kappa) = \sigma(u_s) = \sigma(\alpha_0) = 0$.
- $\sigma(\text{DEM}) = 0$: Dit betreft een berekening waarmee de invloed van de laagdikte van de toplaag op de faalkans voor de basislaag kan worden nagegaan. Deze invloed hangt samen met de doordringing van het gemiddeld snelheidsprofiel uit de waterloop in de toplaag. Voor alle parameters die hierbij een rol spelen is de spreiding verwaarloosd: $\sigma(d_t) = \sigma(D_{50t}) = \sigma(\kappa) = \sigma(u_s) = 0$.

Al de tot hier toe beschreven berekeningen zijn uitgevoerd met de constante waarde $L = 0.2 \cdot h$ voor de lengteschaal van de drukfluctuaties. Om te kunnen beoordelen of variaties in deze waarde grote gevolgen voor de uitkomsten hebben zijn tot slot ook nog berekeningen uitgevoerd waarbij alleen de standaardafwijking van deze lengteschaal is gewijzigd van $\sigma(L) = 0$ in $\sigma(L) = 0.05 \cdot h$. Om een grotere nauwkeurigheid voor de uitkomsten te verkrijgen zijn de runs voor al de berekeningen met 100000 simulaties per run uitgevoerd. De resultaten van alle berekeningen voor de vier gevallen D1e, D2e, N1e en N2e zijn op de volgende pagina's weergegeven in de tabellen 8 t/m 11.

Bijzonderheden berekening	P_{ft} [-]	P_{fb} [-]	P_{fc} [-]	I_t [%]	I_b [%]	I_c [%]
normaal	0.03106	0.04052	0.07004	0	0	0
$\sigma(d_t) = 0$		0.03511	0.06563		+ 13	+ 6
$\sigma(D_{50t}) = 0$	0.02121	0.03990	0.06019	+ 32	+ 2	+ 14
$\sigma(D_{15t}) = 0$		0.03118	0.06075		+ 23	+ 13
$\sigma(n_t) = 0$		0.04027	0.07062		+ 1	- 1
$\sigma(\Delta_t) = 0$	0.00670		0.04709	+ 78		+ 33
$\sigma(D_{50b}) = 0$		0.03499	0.06513		+ 14	+ 7
$\sigma(\psi_t) = 0$	0.00968		0.05012	+ 69		+ 28
$\sigma(\psi_b) = 0$		0.02984	0.06089		+ 26	+ 13
$\sigma(u_s) = 0$		0.04035	0.07052		+ 0	- 1
$\sigma(\kappa) = 0$		0.03904	0.06869		+ 4	+ 2
$\sigma(\alpha_0) = 0$		0.00250	0.03355		+ 94	+ 52
$5.0 < \alpha_0 < 15.0$		0.00397	0.03449		+ 90	+ 51
$2.5 < \alpha_0 < 17.5$		0.01187	0.04209		+ 71	+ 40
$\sigma(\text{MAT}) = 0$	0.00225	0.01750	0.01970	+ 93	+ 57	+ 72
$\sigma(\text{MOD}) = 0$	0.00923	0.00209	0.01130	+ 69	+ 95	+ 84
$\sigma(\text{DEM}) = 0$		0.03574			+ 12	
$\sigma(L) = 0.05 \cdot h$		0.10203			- 152	

Tabel 8: Resultaten gevoeligheidsanalyse voor geval D1e

Bijzonderheden berekening	P_{ft} [-]	P_{fb} [-]	P_{fc} [-]	I_t [%]	I_b [%]	I_c [%]
normaal	0.03690	0.04383	0.07802	0	0	0
$\sigma(d_t) = 0$		0.03692	0.07111		+ 16	+ 9
$\sigma(D_{50t}) = 0$	0.01279	0.04376	0.05598	+ 65	+ 0	+ 28
$\sigma(D_{15t}) = 0$		0.02387	0.06012		+ 46	+ 23
$\sigma(n_t) = 0$		0.04418	0.07790		- 1	+ 0
$\sigma(\Delta_t) = 0$	0.01480		0.05860	+ 60		+ 25
$\sigma(D_{50b}) = 0$		0.03934	0.07461		+ 10	+ 4
$\sigma(\psi_t) = 0$	0.01743		0.06052	+ 53		+ 22
$\sigma(\psi_b) = 0$		0.03598	0.07254		+ 18	+ 7
$\sigma(u_s) = 0$		0.04371	0.07864		+ 0	- 1
$\sigma(\kappa) = 0$		0.03959	0.07512		+ 10	+ 4
$\sigma(\alpha_0) = 0$		0.00278	0.04028		+ 94	+ 48
$5.0 < \alpha_0 < 15.0$		0.00571	0.04236		+ 87	+ 46
$2.5 < \alpha_0 < 17.5$		0.01714	0.05405		+ 61	+ 31
$\sigma(\text{MAT}) = 0$	0.00108	0.01028	0.01136	+ 97	+ 77	+ 85
$\sigma(\text{MOD}) = 0$	0.01786	0.00121	0.01906	+ 53	+ 97	+ 76
$\sigma(\text{DEM}) = 0$		0.03443			+ 21	
$\sigma(L) = 0.05 \cdot h$		0.09624			- 120	

Tabel 9: Resultaten gevoeligheidsanalyse voor geval D2e

Bijzonderheden berekening	P_{ft} [-]	P_{fb} [-]	P_{fc} [-]	I_t [%]	I_b [%]	I_c [%]
normaal	0.04734	0.06941	0.11255	0	0	0
$\sigma(d_t) = 0$		0.06824	0.11296		+ 2	- 0
$\sigma(D_{50t}) = 0$	0.00145	0.06938	0.07076	+ 97	+ 0	+ 37
$\sigma(D_{15t}) = 0$		0.06627	0.11032		+ 5	+ 2
$\sigma(n_t) = 0$		0.06980	0.11393		- 0	- 1
$\sigma(\Delta_t) = 0$	0.03543		0.10242	+ 25		+ 9
$\sigma(D_{50b}) = 0$		0.00808	0.05493		+ 88	+ 51
$\sigma(\psi_t) = 0$	0.03608		0.10397	+ 24		+ 8
$\sigma(\psi_b) = 0$		0.06620	0.10986		+ 5	+ 2
$\sigma(u_s) = 0$		0.06960	0.11358		- 0	- 1
$\sigma(\kappa) = 0$		0.06983	0.11299		- 0	- 0
$\sigma(\alpha_0) = 0$		0.00973	0.05756		+ 86	+ 49
$5.0 < \alpha_0 < 15.0$		0.02722	0.07289		+ 61	+ 35
$2.5 < \alpha_0 < 17.5$		0.04694	0.09198		+ 32	+ 18
$\sigma(\text{MAT}) = 0$	0.00001	0.00043	0.00044	+ 100	+ 99	+ 100
$\sigma(\text{MOD}) = 0$	0.03633	0.00823	0.04437	+ 24	+ 88	+ 61
$\sigma(\text{DEM}) = 0$		0.06880			+ 1	
$\sigma(L) = 0.05 \cdot h$		0.09943			- 43	

Tabel 10: Resultaten gevoeligheidsanalyse voor geval N1e

Bijzonderheden berekening	P_{ft} [-]	P_{fb} [-]	P_{fc} [-]	I_t [%]	I_b [%]	I_c [%]
normaal	0.04346	0.04844	0.09037	0	0	0
$\sigma(d_t) = 0$		0.04343	0.08408		+ 10	+ 7
$\sigma(D_{50t}) = 0$	0.00011	0.04787	0.04798	+ 100	+ 1	+ 47
$\sigma(D_{15t}) = 0$		0.03929	0.08213		+ 19	+ 9
$\sigma(n_t) = 0$		0.04793	0.08969		+ 1	+ 1
$\sigma(\Delta_t) = 0$	0.03572		0.08267	+ 18		+ 9
$\sigma(D_{50b}) = 0$		0.01147	0.05557		+ 76	+ 39
$\sigma(\psi_t) = 0$	0.03775		0.08497	+ 14		+ 6
$\sigma(\psi_b) = 0$		0.04755	0.08889		+ 2	+ 2
$\sigma(u_s) = 0$		0.04905	0.09005		- 1	+ 0
$\sigma(\kappa) = 0$		0.04833	0.08944		+ 0	+ 1
$\sigma(\alpha_0) = 0$		0.00718	0.04973		+ 85	+ 45
$5.0 < \alpha_0 < 15.0$		0.01602	0.05851		+ 67	+ 35
$2.5 < \alpha_0 < 17.5$		0.03054	0.07338		+ 37	+ 19
$\sigma(\text{MAT}) = 0$	0.00000	0.00005	0.00005	+ 100	+ 100	+ 100
$\sigma(\text{MOD}) = 0$	0.03652	0.00724	0.04362	+ 14	+ 85	+ 52
$\sigma(\text{DEM}) = 0$		0.04325			+ 11	
$\sigma(L) = 0.05 \cdot h$		0.07871			- 62	

Tabel 11: Resultaten gevoeligheidsanalyse voor geval N2e

In de tabellen 8 t/m 11 zijn de hokjes alleen ingevuld wanneer een gegeven relevant is. De waarde van de laagdikte d_t heeft bijvoorbeeld alleen invloed op de faalkans van de basislaag. De faalkans van de toplaag wordt door dit gegeven niet beïnvloed (de laagdikte komt immers niet voor in de formulering voor de betrouwbaarheidsfunctie van de toplaag). Daarom zijn de hokjes onder de kolommen " P_{ft} " en " I_t " hier niet ingevuld. Evenzo voor de andere parameters.

De nauwkeurigheid van de uitkomsten voor de indicaties voor de procentuele verminderingen van de faalkans bedraagt ca. 1 à 2 procent. Dit verklaart het sporadisch voorkomen van "verminderingen" van de faalkans met - 1 procent (dus een toename van de faalkans) voor parameters als bijvoorbeeld n_t , u_s en κ , die in het algemeen slechts erg weinig gewicht in de schaal leggen. Uiteraard wordt de theoretische waarde van de faalkans voor deze parameters ook kleiner wanneer men de spreiding ervan niet meerekent, maar deze vermindering is zo gering dat zij verwaarloosbaar is ten opzichte van de nauwkeurigheid van de uitkomsten van de simulaties. Het optreden van dit kleine euvel zal voor de conclusies geen verschil maken: hoe groot die theoretische waarde voor de vermindering van de faalkans ook mag zijn, het zal altijd een verwaarloosbaar kleine vermindering zijn wanneer men deze vergelijkt met de verminderingen bij parameters die wel veel gewicht in de schaal leggen.

Zoals uit voorgaande mag blijken wordt een *vermindering* van de faalkans met een positief percentage weergegeven. In de laatste regel van elke tabel wordt bij het wel meerekenen van spreiding in de lengteschaal ($\sigma(L) = 0.05 \cdot h$) met een negatief percentage dus een toename van de faalkans weergegeven. Deze toename is uiteraard logisch: bij de berekening voor de normale situatie (bovenste regel) is immers géén spreiding voor L meegerekend.

De grotere verminderingen (met meer dan 20 procent) zijn in de tabellen 8 t/m 11 met cursief en vet schrift weergegeven. Dit is zo gedaan om de beoordeling van de uitkomsten in deze tabellen vergemakkelijken.

Bestudering van de tabellen 8 t/m 11 levert de volgende conclusies op:

- Bij bouwen in den droge wordt de waarde van de faalkans van de toplaag significant beïnvloed door de spreiding in al de betrokken parameters Δ_t , ψ_t en D_{50t} . Bij toepassing van standaardsoortering 1 heeft de spreiding in D_{50t} van deze drie parameters een iets geringere invloed, bij toepassing van standaardsoortering 2 hebben al de drie parameters een ongeveer gelijke invloed. Naast de spreiding in de D_{50t} kan in dit geval de spreiding in de relatieve dichtheid Δ_t dus ook van belang zijn. Hierbij dient dan wel bedacht te worden dat deze resultaten zijn gebaseerd op een aanname van een maximale spreiding voor Δ_t . Bij bouwen in den natte wordt de waarde van de faalkans sterk gedomineerd door de spreiding in de korreldiameter D_{50t} , waarbij de overige twee parameters Δ_t en ψ_t nog maar een bescheiden rol spelen. In dat geval wordt het faalgedrag van de toplaag dus vrijwel geheel bepaald door de onzekerheden die samenhangen met het (mogelijk) optreden van ontmenging bij het aanbrengen van de toplaag.
- De faalkans van de basislaag wordt in alle onderzochte gevallen in sterke mate beïnvloed door de spreiding in de modelparameter α_0 . De spreiding in de

parameters D_{15t} en ψ_b speelt bij bouwen in den droge daarnaast ook nog een bescheiden rol. Bij bouwen in den natte wordt naast een grote invloed van de spreiding in α_0 ook een grote invloed van de spreiding in D_{50b} gevonden. De inhomogeniteit van het van nature aanwezige basismateriaal kan in dat geval dus ook een grote rol spelen.

- Het faalgedrag van de toplaag wordt in het algemeen gedomineerd door de spreiding die aanwezig is in de materiaalparameters. Bij bouwen in den natte kan men het effect van de spreiding in de modelparameter ψ_t zelfs vrijwel verwaarlozen ten opzichte van het effect dat uitgaat van de spreiding in de materiaalparameters.
- Het faalgedrag van de basislaag wordt bij bouwen in den droge in sterke mate bepaald door de spreiding die aanwezig is in de modelparameters, en daarbij speelt de modelparameter α_0 een doorslaggevende rol. Bij bouwen in den natte kan de spreiding in de materiaalparameters (in dit geval vooral de grote spreiding in D_{50b}) daarnaast ook een stevige rol meespelen. De invloed van de doordringing van het gemiddeld snelheidsprofiel vanuit de waterloop in de toplaag speelt in alle onderzochte situaties telkens slechts een bescheiden rol. Zo deze doordringing al een rol speelt, dan is dit hoofzakelijk te wijten aan de spreiding in de dikte van de toplaag.

Tot zover de conclusies die volgen uit de resultaten van de gevoeligheidsanalyses. Er zij tot slot nog opgemerkt dat onzekerheden met betrekking tot de grootte van de lengteschaal van de drukfluctuaties ook grote invloed kunnen uitoefenen op de faalkans van de basislaag. Dergelijke onzekerheden zijn daarbij direct gerelateerd aan de onzekerheid rond de juiste waarde voor de modelparameters α_0 : men kan deze twee parameters niet los van elkaar beschouwen (zie de modelbeschrijving in bijlage D). Wat de modelparameter α_0 zelf betreft kan hierbij nog worden opgemerkt dat het terugbrengen van de spreiding in de modelparameter α_0 van $0 < \alpha_0 < 20$ tot $2.5 < \alpha_0 < 17.5$ in al de onderzochte gevallen al tot significante verminderingen van de faalkans van de basislaag leidde. Wanneer men erin slaagt deze spreiding nog verder terug te brengen tot bijvoorbeeld $5 < \alpha_0 < 15$, dan zal men hiermee een nog veel grotere winst kunnen boeken. De invloeden van de spreiding in andere parameters als d_{tr} , D_{15tr} , n_{tr} , ψ_b , u_s en κ vallen bij deze winst in het niet.

In het volgend hoofdstuk zal op grond van al deze conclusies en nog enkele additionele overwegingen een lijst worden opgesteld met aanbevelingen voor vervolgstudies en toekomstig modelonderzoek.

5. Conclusies en aanbevelingen

5.1 Samenvatting van de belangrijkste resultaten van de probabilistische analyses

In het voorgaand hoofdstuk zijn al de resultaten van de probabilistische berekeningen gepresenteerd. Bij de bestudering van deze resultaten komen een aantal punten duidelijk naar voren:

- Bij het beoordelen van de stabiliteit van de basislaag speelt veel meer onzekerheid mee dan bij het beoordelen van de stabiliteit van de toplaag. Als een gevolg hiervan moet men bij het beoordelen van de stabiliteit van de basislaag een aanzienlijk grotere veiligheidsfactor in acht nemen om een gelijke faalkans voor toplaag en basislaag te kunnen garanderen. Bij een praktijkberekening kan men voor de verhouding tussen de veiligheidsfactor voor de basislaag en de veiligheidsfactor voor de toplaag denken aan een waarde $\gamma_b/\gamma_t \approx 1.65$. Bij de berekeningen leverden hierbij de waarden $\gamma_t = 1.30$ à 1.35 voor bouwen in den droge en $\gamma_t = 1.5$ à 1.7 voor bouwen in den natte een kans van ca. 10 procent voor het falen van de totale constructie op.
- Bij de beoordeling van de stabiliteit van de basislaag speelt de grote spreiding in de modelconstante α_0 een hoofdrol. Wanneer men erin slaagt (door middel van toekomstig onderzoek) deze spreiding met 25 tot 50 procent te reduceren, dan zal de faalkans van de basislaag hierdoor sterk verminderen. De invloed van de spreiding in andere parameters als d_t , D_{15t} , n_t , ψ_b , u_s en κ valt bij deze vermindering in het niet. Een uitzondering betreft de materiaalparameter D_{50b} : de inhomogeniteit van een van nature aanwezige zandbodem kan ook een grote invloed op de faalkans van de basislaag hebben.
- Bij de beoordeling van de stabiliteit van de toplaag heeft de spreiding in de materiaalparameters in het algemeen de grootste invloed op de faalkans. Dit betreft vooral de spreiding in de diameter D_{50t} . Bij bouwen in den droge kan daarnaast ook de spreiding in de relatieve dichtheid Δ_t een rol spelen - dit kan het geval zijn wanneer men uitgaat van een relatief lage bestekseis voor de massadichtheid voor een sortering. Bij bouwen in den natte wordt de invloed van de onzekerheid omtrent de locale waarde voor de diameter D_{50t} als gevolg van mogelijke ontmenging dusdanig groot dat deze onzekerheid het faalgedrag van de toplaag vrijwel geheel gaat overheersen. Bij de berekeningen is daarbij (bij gebrek aan betere modellen) uitgegaan van een bovengrensbenadering om de mogelijke invloed van ontmenging op de grootte van de locale waarde van de diameter D_{50t} in rekening te kunnen brengen. Wanneer men de invloed van ontmenging beter zou kunnen inschatten, zou men voor de spreiding in D_{50t} wellicht een nauwer interval kunnen aanhouden. Dit zou kunnen resulteren in een aanzienlijke reductie van de faalkans van de toplaag.

Al deze resultaten zijn gebaseerd op een modellering met 95 % betrouwbaarheidsintervallen voor de onzekerheidsranges die door G.J. Laan en in de diverse literatuur [19] & [20] voor de diverse materiaalparameters zijn aangegeven. Volgens Laan geeft dit nog een relatief gunstig beeld voor de invloed van de spreiding in de materiaalparameters. De grote invloed van de inhomogeniteit van de van nature aanwezige zandbodem op de faalkans van de basislaag is daarbij evenmin overdreven. Het is hierbij een belangrijke vraag van welke oppervlakte men moet uitgaan om de spreiding in de diameter D_{50b} realistisch te kunnen inschatten. Men kan uitgaan van een heel kleine oppervlakte met bijvoorbeeld telkens slechts 25 zandkorrels en de ruimtelijke variatie van de D_{50} van deze 25 korrels beschouwen (variatie D_{50} op microschaal). Dan vindt men een grote spreiding. Men kan ook uitgaan van een grote oppervlakte van bijvoorbeeld 1 m^2 met enkele miljoenen zandkorrels en de ruimtelijke variatie van de D_{50} per 1 m^2 oppervlakte beschouwen (variatie D_{50} op macroschaal). Men vindt dan een veel kleinere waarde voor de spreiding in D_{50b} . Het erosieproces van de basislaag is daarbij gerelateerd aan de variaties op microschaal, terwijl de hydraulische modellering is gebaseerd op een beschouwing op macroschaal. Het is op voorhand nog niet duidelijk wat nu de beste keuze is om de variatie in de D_{50b} te modelleren. Men zal hier in de toekomst nog de nodige aandacht aan moeten besteden. Het beste zou natuurlijk zijn om het hydraulisch rekenmodel voor beoordeling van de stabiliteit van de basislaag in de toekomst te gaan baseren op de erosieprocessen die op microschaal plaatsvinden. Dit zal echter geen eenvoudige zaak zijn. Voor de ontwikkeling van een dergelijke, nieuwe opzet voor de modellering van de betrouwbaarheidsfunctie van de basislaag zal nieuw modelonderzoek nodig zijn, waarbij de variaties van snelheden en drukken in de poriën van een toplaag (op microschaal) ook moeten worden opgemeten en geanalyseerd. Tot op heden heeft een dergelijk fundamenteel onderzoek nog niet plaatsgevonden.

5.2 *Overwegingen met betrekking tot de beperkingen aan het geldigheidsgebied van het model*

Bij de opstelling van het hydraulisch rekenmodel in de bijlagen D en E is reeds aangegeven dat dit model is opgesteld voor het beperkt geldigheidsgebied van uniforme, stationaire stroming met relatief lage turbulentie intensiteiten ($r < 0.10$ à 0.15). Daarnaast kunnen er alleen maar enkellaagse bestortingen mee worden ontworpen. Deze situatie is het gevolg van het slechts beperkt beschikbaar zijn van resultaten van modelproeven waarbij de stabiliteit van een zandlaag onder een filterconstructie in een open waterloop is onderzocht. Deze proeven betroffen telkens een enkellaagse bestorting op een zandbodem bij uniforme, stationaire, relatief laag turbulente gootstroming. Bij de analyse van de resultaten van deze proeven kwam zoveel spreiding in de diverse meetresultaten naar voren dat extrapolatie van de op basis van deze gegevens opgestelde modelleringen naar andere situaties dan de bij deze proeven onderzochte situatie als onverstandig en onverantwoord moest worden aangemerkt. Dit mede doordat de uitkomsten van sommige metingen sterk afweken van theoretische voorspellingen voor die uitkomsten (zie bijlage E, tabel B (gemeten variatie in de deelcoëfficiënt α_4)) en sommige grootheden bij de proeven niet of slechts in zeer beperkte mate zijn gemeten, zodat het niet mogelijk was om de gehele modellering tot in alle details te fitten en men hierdoor aangewezen bleef op de tot slot gekozen "black-box" modellering.

Als gevolg van deze stand van zaken zal men de in deze studie gepresenteerde modellering in veel praktijksituaties (nog) niet kunnen gebruiken. Er is echter al wel één en ander op papier gezet over de vraag hoe men het geldigheidsgebied van de modellering in de toekomst eventueel zou kunnen verruimen (zie de appendix van bijlage D). Zonder aanvullend modelonderzoek zal men echter niet verder komen. Dit onderzoek betreft om te beginnen nieuw fundamenteel onderzoek naar de reeds bij de voorgaande proeven [5] onderzochte situatie, waarbij ditmaal wel *alle* voor het fitten van de deelmodelleringen benodigde signalen moeten worden gemeten. Men zal dan ook instantane stroomsnelheden, versnellingen en drukken op verschillende plaatsen in de porien van de toplaag moeten meten, naast de stroomsnelheden, versnellingen en drukgradiënten in de turbulente grenslaag en de gegevens die de stroming in de goot karakteriseren (verhang, waterdiepte, gemiddelde stroomsnelheden, turbulentie-intensiteit). Zeer recentelijk onderzoek in het vloeistoflaboratorium van de TU Delft (afstudeerwerk Patrick van Os, begeleider G.J. Schiereck) heeft uitgewezen dat er wellicht meer mogelijk is dan men denkt. Hierbij zijn instantane watersnelheden gemeten in een porie van een laag grind door een meetopstelling met een Laser-Doppler meter in de grindlaag in te bouwen. Weliswaar trad hierbij wel enige verstoring van het stroombeeld in de grindlaag op, maar het karakter van het gedrag van de snelheidsfluctuaties op verschillende diepten in de toplaag werd er toch heel aardig mee in kaart gebracht. Ook kan men denken aan het vervaardigen van een speciale meetsectie, bestaande uit een samengelijmd stel stenen dat op eenvoudige wijze op elke plaats in een filterlaag van dezelfde stenen kan worden geplaatst. In deze meetsectie kunnen dan naar believen drukmeters en snelheidsmeters (evt. hittedraad) worden aangebracht (idee van T. van der Meulen). Tijdens genoemd afstudeeronderzoek van Patrick van Os zijn overigens ook een aantal signalen gemeten die nieuwe vragen hebben opgeroepen. Het in de bijlages C en D van dit rapport geschetste beeld voor de fysica van de stroming onderin de toplaag bleek in hoofdlijn heel goed overeen te stemmen met de metingen van Van Os. Er is inderdaad sprake van de hier gesuggereerde grote snelheidsfluctuaties onderin de toplaag bij een proef in een open stroomgoot (bij één zo'n proef werd bijvoorbeeld geregistreerd dat het instantaan snelheidssignaal in de porie fluctueerde tussen -0.03 m/s en $+0.04$ m/s met een slechts kleine gemiddelde waarde $\bar{u} = 0.005$ m/s en een standaardafwijking $\sigma(u) = 0.010$ m/s). Uit deze bevindingen kan worden afgeleid dat het in de bijlages C en D uitgezette spoor om de fysica te beschrijven in grote lijn klopt met de fysica zelf. Er spelen wellicht echter nog een aantal andere bijzaken ook een rol. Een belangrijke kandidaat voor zo'n bijzaak is de invloed die de tijdsschaal van de fluctuaties mogelijkwijs uitoefent op het erosieproces van de zanddeeltjes uit de basislaag. De metingen van van Os stemmen op dit punt tot dieper nadenken. Op deze plaats zal hier echter verder niet in detail worden ingegaan. Er zij slechts opgemerkt dat men rekening moet houden met de mogelijkheid dat het voorgestelde fundamenteel onderzoek heel goed nieuwe inzichten kan opleveren die niet konden worden afgeleid uit de voorgaande, beperkte meetprogramma's. Dit geeft tevens de noodzaak van dit onderzoek aan: men zal eerst volledig moeten begrijpen hoe die fysica in die toplaag nu precies in elkaar steekt voor het eenvoudige geval van een stationaire, uniforme, laag turbulente gootstroming. Men kan pas theoretisch extrapoleren naar andere situaties als men dit inzicht heeft verworven. Pas daarna zal het zinvol zijn om ook modelproeven met niet-uniforme stroombeelden en/of meerlaagsfilterconstructies uit te voeren, waarbij men dan de theoretische extrapolaties op een verantwoorde manier kan toetsen op hun waarde. Door het vervolgonderzoek op deze wijze op te zetten kan worden voorkomen dat men de relatie tussen enerzijds de

theoretische modellen en anderzijds de gemeten fysica uit het oog verliest.

In bijlage B is bij de inventarisatie van mogelijke oorzaken voor het geconstateerde verschil in kritieke verhangen bij filterbakproeven en de proeven in de open stroomgoot [5] opgemerkt dat er bij de filterbakproeven ook sprake is van een mogelijke invloed van de bij deze proeven op de filterlaag aangebrachte ballast. Verwacht werd dat de invloed van deze ballast niet groot is. Daarom is deze in de beschouwingen verder niet meegenomen. Men zou dit punt echter nog definitief kunnen kortsluiten door eens een filterbakproef met relatief kleine ballast uit te laten voeren. Dan weet men het zeker. Bij deze proef zou tegelijkertijd kunnen worden gekeken naar de invloed van het optreden van cyclische verhangen met perioden kleiner dan 2 seconde. Men zou dan tegelijkertijd na kunnen gaan in hoeverre de stroming in de filterlaag deze verhangfluctuaties bij relatief korte perioden quasi-stationair kan blijven volgen. Op dit gebied zijn op dit moment ook nog geen meetresultaten voorhanden. Dergelijke meetresultaten zouden kunnen bijdragen bij het schatten van redelijke waarden voor de deelcoëfficiënt α_4 (zie paragraaf 3.3 van bijlage D).

Tot slot van deze paragraaf moet nog worden gewezen op de situatie die bij het fitten van het model (zie bijlage E) optrad. Bij het fitten van de black-box-modellering kwamen alle aanwezige onzekerheden impliciet tot uiting in de fitwaarden voor de modelconstante α_0 , welke waarden dan ook een zo enorme spreiding vertoonden dat de spreiding in deze modelconstante α_0 binnen de probabilistische berekeningen het faalgedrag van de basislaag in alle onderzochte gevallen sterk domineerde. Een deel van deze onzekerheid is bijvoorbeeld ook terug te voeren op de mogelijke afwijkingen van de zowel bij het fitten als bij de berekeningen aangehouden waarden voor de diverse modelconstanten in de Forchheimerrelatie. Volgens de literatuur [3] kunnen op dit punt tussen verschillende proeven relatief grote afwijkingen optreden. Dergelijke afwijkingen werken via de berekening van kritieke filtersnelheden en kritieke verhangen door in de voor α_0 gevonden waarden. Het is met de huidige meetgegevens echter onmogelijk om de diverse verschillende onzekerheden die bijdragen aan het "tot stand komen" van de fitwaarde voor α_0 uit elkaar te rafelen. Dit moet worden opgevat als een thans nog noodzakelijk mankement bij de modellering. Men moet ernaar streven het toekomstig modelonderzoek zodanig op te zetten dat men ook op dit punt verbetering kan realiseren. Men kan bijvoorbeeld de invloed van fluctuaties in de modelcoëfficiënten van de Forchheimerrelatie eenvoudig uitsplitsen door bij elke toekomstige proefopstelling naast de eigenlijk beoogde proef ook apart nog een doorlatendheidsproef uit te voeren. Bij een proefopstelling in een open stroomgoot kan een doorlatendheidsproef worden uitgevoerd door de goot ter plaatse van de meetsectie over voldoende lengte (bijv. 5 maal de waterdiepte) te blokkeren met een kist, die nauw aansluit op de bovenkant van de toplaag en de wanden van de goot. Op deze wijze ontstaat dezelfde situatie als bij de filterbakproeven (waarvoor de Forchheimer relatie is opgesteld). Met behulp van de resultaten van deze doorlatendheidsproeven kan dan per proef apart worden nagegaan welke waarden de modelcoëfficiënten van de Forchheimerrelatie bij de verschillende proeven hebben gehad. Het verdient aanbeveling om op een dergelijke wijze de diverse onzekerheden die bijdragen aan de totale onzekerheid in de modelconstante α_0 op een overzichtelijke wijze uit te splitsen.

5.3 Aanbevelingen voor vervolgonderzoek

Op basis van de in de voorgaande paragrafen 5.1 en 5.2 beschreven bevindingen wordt vervolgonderzoek aanbevolen op het gebied van drie verschillende kwesties. In volgorde van belangrijkheid betreffen deze drie kwesties:

1. Onderzoek naar de mogelijkheden voor een meer geavanceerde modellering voor de betrouwbaarheidsfunctie van de basislaag (ook voor niet uniforme stroombeelden *).
2. Onderzoek naar de invloed van ontmenging op de kwaliteit (zowel D_{50t} als D_{15t}) van de toplaag bij bouwen in den natte.
3. Studie naar een juiste aanpak bij de modellering van de spreiding in de diameter D_{50b} als gevolg van inhomogeniteit van een natuurlijke zandbodem.

Al deze onderwerpen zijn in de voorgaande paragrafen reeds aan de orde geweest. In paragraaf 5.2 is ingegaan op het eerste onderwerp. Daarbij zijn ook suggesties voor toekomstige modelproeven gegeven. Bij de opzet van een proevenprogramma zal men zich in eerste instantie vooral moeten richten op het verkrijgen van meer inzicht in de fysische relatie(s) tussen de stroming in de open waterloop en de stroming in de toplaag daaronder, alsmede in het fysische mechanisme achter het erosieproces van de basisdeeltjes. Deze laatste opmerking spruit hierbij voort uit een beschouwing van recente meetresultaten van Patrick van Os (zie paragraaf 5.2): sommige meetresultaten van Van Os zijn zonder meer strijdig met een Shieldsbenadering voor de erosie van zanddeeltjes uit de basislaag. Het lijkt erop dat hier een andersoortig erosiemechanisme optreedt, waarbij met name de grootte van de momentane verticale drukgradienten over een zandkorrel en de periode van deze momentane fluctuaties van doorslaggevend belang zijn. De stabiliteit van de basisdeeltjes was bij de proevenserie van Van Os niet direct gecorreleerd met de absolute grootte van de maximale horizontale snelheid, maar wel met de grootte van de amplitude van de fluctuerende snelheidscomponent, waarbij de tijdschaal ook nog een rol leek te spelen. De grootte van de *gemiddelde* horizontale snelheid in een porie bleek weinig invloed uit te oefenen bij het al dan niet eroderen van basisdeeltjes, hetgeen strijdig is met een Shieldsbenadering. De resultaten van Van Os moeten echter vooralsnog alleen worden opgevat als indicaties met betrekking tot de bij de erosie van basisdeeltjes meespelende fenomenen. Er zal nog meer fundamenteel onderzoek naar deze materie moeten plaatsvinden, waarbij het van belang is om gelijktijdig zowel de drukken als stroomsnelheden in de porien van een toplaag te meten (Van Os heeft alleen een snelheidssignaal gemeten). Gelet op de nieuwe vragen die de resultaten van Van Os oproepen, is aan dit vervolgonderzoek de eerste prioriteit gegeven. Men zal deze fysica eerst beter moeten leren begrijpen, voordat men kan beginnen aan de opstelling van een meer geavanceerde formulering voor de betrouwbaarheidsfunctie

* Hierbij moet uiteraard ook aandacht worden besteed aan de herformulering voor de betrouwbaarheidsfunctie van de *toplaag* bij niet uniforme stroombeelden. In de appendix van bijlage D is in hoofdlijnen aangegeven hoe men het gehele model voor niet uniforme stroombeelden zou kunnen herformuleren.

van de basislaag. Dit begrip is zeker een eerste vereiste wanneer men in de toekomst ook bij situaties met niet-uniforme stroombeelden de stabiliteit van de basislaag op een juiste wijze wil kunnen beoordelen. Zonder dit begrip bevindt men zich in de situatie dat het in de praktijk eigenlijk onverantwoord is om geometrisch open filters in open waterlopen toe te passen, omdat er nog teveel onzekerheden meespelen bij de beoordeling van de stabiliteit van de (filterlagen en de) basislaag onder de toplaag.

De derde aanbeveling betreft een studie naar de aanpak bij de modellering van de spreiding in de diameter D_{50b} als gevolg van inhomogeniteit van een basislaag binnen een ontwerpberkening. In paragraaf 5.1 is hier reeds het nodige over gezegd. Het is van belang om bij deze studie aan te sluiten bij de resultaten van het hiervoor genoemde vervolgonderzoek naar de fenomenen die een rol spelen bij het erosieproces van basisdeeltjes. De lengteschalen die dit erosieproces in ruimtelijke zin karakteriseren zullen overeen moeten stemmen met de lengteschalen die gebruikt worden voor de definitie van de oppervlakte-eenheid waarover de lokale fluctuaties in de diameter D_{50b} moeten worden beschouwd. Vanwege deze samenhang zou men de onder punt 3 genoemde studie ook kunnen opvatten als een onderdeel van het onder punt 1 genoemde onderzoek en dit punt als zodanig in het vervolgonderzoek voor punt 1 mee kunnen nemen.

Het onder punt 2 aanbevolen onderzoek staat daarentegen geheel los van de andere aanbevelingen. Uit de resultaten van de probabilistische analyse komt ook naar voren dat het nuttig is om meer onderzoek te verrichten naar de invloed van ontmenging op de kwaliteit van een (filterlaag en/of) toplaag bij aanbrengen in den natte. Volgens G.J. Laan is hierover nog maar weinig bekend. Als gevolg daarvan is men gedwongen om tijdens een ontwerpberkening bij het inschatten van deze invloed een bovengrensbepaling aan te houden, waardoor men wellicht onnodig hoge veiligheidsfactoren moet aanhouden bij het vaststellen van het ontwerp. Het aanbevolen vervolgonderzoek naar de invloed van ontmenging zou kunnen bijdragen aan de mogelijkheden om op een verantwoorde wijze toch meer economisch te kunnen gaan ontwerpen.

Tot slot zij nog opgemerkt dat het in deze studie voor de probabilistische analyses opgestelde hydraulisch model voor de beoordeling van de stabiliteit van een enkellaagse filterconstructie bij uniforme, stationaire, relatief laag turbulente stromingscondities als zodanig ook bruikbaar is voor een ontwerpberkening in de praktijk. Men moet daarbij dan uitgaan van de in deze studie aangegeven gemiddelde waarden voor alle modelparameters en een verhouding $\gamma_b/\gamma_t \approx 1.65$ tussen de veiligheidsfactor γ_b voor de basislaag en de veiligheidsfactor γ_t voor de toplaag. Men verkrijgt dan een evenwichtig ontwerp, waarbij de toplaag en basislaag een ongeveer gelijke faalkans zullen hebben. De grootte van de faalkans van de constructie als geheel zal daarbij dan afhangen van de keuze voor de waarde voor γ_t . Een faalkans van 10 procent correspondeert met de waarden $\gamma_t = 1.30$ à 1.35 bij bouwen in den droge en $\gamma_t = 1.5$ à 1.7 bij bouwen in den natte. Voor de realisatie van kleinere faalkansen zal men deze waarden groter moeten kiezen (een faalkans van ca. 1 procent correspondeert met $\gamma_t = 1.7$ à 1.8 bij bouwen in den droge en $\gamma_t = 1.9$ à 2.1 bij bouwen in den natte). Hierbij zij opgemerkt dat deze waarden uitsluitend gelden voor het in deze studie onderzochte geval: belasting door uniforme, relatief laag turbulente stroming, waarbij de ontwerpbelasting als deterministische grootheid is ingevoerd. De invloed van onzekerheden met betrekking tot de grootte van die ontwerpbelasting is in deze waarden dus niet verdisconteerd.

6. Samenvatting

Aan het begin van deze studie bestond onduidelijkheid over de vraag in hoeverre het eventueel falen van een geometrisch open filterconstructie in een open waterloop nu het gevolg zou zijn van onzekerheden met betrekking tot het bij het ontwerp gehanteerde rekenmodel, of juist van onzekerheden met betrekking tot onnauwkeurigheden bij de bouw van de constructie. Deze studie moest een antwoord op deze vraag geven, alsmede een lijst met een overzicht van de grootste 'boosdoeners'. Deze lijst kan dan fungeren als richtlijn bij het opstellen van een programma voor de bij de huidige stand van zaken meest nuttige vervolgonderzoeken op dit terrein.

Bij de start van dit project was sprake van een situatie waarin meerdere rekenmodellen circuleerden voor de beoordeling van de stabiliteit van geometrisch open filterconstructies in open waterlopen. Er bestond veel verwarring over de juistheid van deze modellen. In de inleiding is dit aspect uitgebreid toegelicht. Als gevolg van deze situatie moest deze studie worden begonnen met een analyse van de geldigheid van enkele bestaande rekenmodellen (bijlage A). Door de voorspellingen van deze modellen te vergelijken met de op dat moment beschikbare meetresultaten werd duidelijk dat deze modellen tekort schoten bij de beschrijving van de fysica. Daarom moest eerst een voorstudie worden verricht naar de mogelijkheden voor de opstelling van een rekenmodel dat een betere overeenstemming met de meetresultaten vertoonde. De complete rapportage van deze voorstudie is in dit rapport opgenomen als de bijlagen B t/m E. Het eindresultaat van al deze beschouwingen is daarna samengevat in de eerste paragraaf van hoofdstuk 2.

Het in paragraaf 2.1 beschreven hydraulisch rekenmodel vormde de basis bij de probabilistische analyses in hoofdstuk 4. In paragraaf 2.2 wordt de opzet voor deze probabilistische berekeningen zelf besproken. De structuur van het onderzochte probleem leidde al snel tot een keuze voor de toepassing van de methode van Monte Carlo simulatie. Daarnaast is gekozen voor een type gevoeligheidsanalyse, waarbij telkens de procentuele vermindering van faalkansen als functie van het verminderen van de spreiding in één of meer parameters is onderzocht. De totale aanpak leidde tot een overzichtelijk soort berekening met eenvoudig interpreteerbare resultaten. Bij de berekeningen is verder gebruik gemaakt van een speciaal voor dit doel geschreven computerprogramma. Een handleiding bij dit computerprogramma is in de rapportage opgenomen als paragraaf 2.3.

In hoofdstuk 3 worden de verschillende rekenvoorbeelden beschreven. Alle voorbeelden betreffen dezelfde situatie van een enkellaagsbodemverdediging in een open waterloop met een uniform, stationair en relatief laag turbulent stroombeeld. De beperking tot alleen deze voorbeeldsituatie hangt samen met het beperkte geldigheidsgebied voor het in de bijlagen D en E opgestelde hydraulisch rekenmodel (zie deze bijlagen). Er is gekeken naar enerzijds het geval waarin de bestorting in den droge wordt aangebracht en anderzijds het geval waarin de bestorting in den natte wordt aangebracht. Bij het bouwen in den droge is daarbij ook uitgegaan van het aanbrengen van een kunstmatige zandlaag om te voorkomen dat de in de van nature aanwezige zandbodem aanwezige inhomogeniteiten invloed op de faalkansen van de basislaag kunnen hebben. Bij bouwen in den natte is deze laag niet aangebracht. Daarnaast is in deze situatie sprake van de mogelijkheid van ontmenging van het materiaal tijdens het storten. Voor het verrekenen van het effect hiervan op de spreiding in de locale waarden voor de kenmerkende diameters van de

bestorting is bij gebrek aan goede, reeds bestaande modellen uitgegaan van een bovengrensbepaling. Als resultaat van al deze keuzes is in hoofdlijn sprake van twee typen rekenvoorbeelden: een eerste voorbeeld met minimale spreiding voor de materiaalparameters (bouwen in den droge) en een tweede voorbeeld met maximale spreiding voor de materiaalparameters (bouwen in den natte). Per type rekenvoorbeeld is daarnaast ook de invloed van de zwaarte van de voor de bodemverdediging gebruikte standaardsortering onderzocht.

Bij de probabilistische analyses is gelet op twee verschillende aspecten. Het eerste aspect betrof de verhouding tussen de waarde van de faalkans van de toplaag en de waarde van de faalkans van de basislaag. Door bij de invoer de waterstand en het gemiddeld verhang in de waterloop te variëren konden bij de berekeningen de in het ontwerp aanwezige veiligheidsfactoren γ_t voor de toplaag en γ_b voor de basislaag naar believen worden ingesteld. Uit de resultaten van de berekeningen kwam naar voren dat de beoordeling van de stabiliteit van de basislaag in het algemeen met veel meer onzekerheid gepaard gaat dan de beoordeling van de stabiliteit van de toplaag. In alle gevallen was de faalkans van de basislaag bij gelijke veiligheidsfactoren ($\gamma_b = \gamma_t$) veel groter dan de faalkans van de toplaag. Pas bij een verhouding $\gamma_b/\gamma_t \approx 1.65$ werden de twee faalkansen van beide lagen qua orde van grootte aan elkaar gelijk. Dit bleek zowel te gelden voor de situatie bij bouwen in den droge als voor de situatie bij bouwen in den natte. Daarbij moest de veiligheidsfactor γ_t in het geval van bouwen in den natte als gevolg van de grotere spreiding in de diverse materiaalparameters circa 15 tot 25 procent groter worden gekozen om een gelijke faalkans als bij bouwen in den droge te kunnen realiseren.

Het tweede aspect van de probabilistische analyses betrof het onderzoek naar de gevoeligheid van de faalkansen voor de vermindering van de spreiding in de diverse parameters. Bij dit onderzoek is uitgegaan van rekenvoorbeelden waarbij sprake is van bij benadering gelijke faalkansen voor de toplaag en de basislaag. Uit de resultaten kwam naar voren dat zowel de onzekerheden met betrekking tot de waarde van sommige modelcoëfficiënten in het rekenmodel als de onzekerheden met betrekking tot de lokale waarden van materiaalparameters als de D_{50t} van de toplaag en de D_{50b} van de basislaag elk een significante invloed op de faalkans van de constructie als geheel kunnen uitoefenen. De genoemde onzekerheden binnen het rekenmodel betreffen hierbij vooral de onzekerheden met betrekking tot de modellering van de betrouwbaarheidsfunctie voor de basislaag. Voor meer details wordt hier verwezen naar paragraaf 4.2.

Op basis van enerzijds de resultaten van de probabilistische analyses en anderzijds enkele additionele overwegingen met betrekking tot de eerder genoemde beperking aan het geldigheidsgebied voor het hydraulisch rekenmodel zijn in hoofdstuk 5 aanbevelingen voor vervolgonderzoek gedaan. De eerste prioriteit gaat uit naar fundamenteel modelonderzoek om het hydraulisch rekenmodel beter te kunnen onderbouwen. Dit onderzoek betreft dan vooral al die aspecten van het rekenmodel die op de een of andere wijze zijn gerelateerd aan de formulering voor de betrouwbaarheidsfunctie voor de basislaag. De noodzaak voor dergelijk vervolgonderzoek wordt nog benadrukt door de wetenschap dat tijdens een zeer recent afstudeeronderzoek aan de TU Delft is gebleken dat bij deze kwestie wellicht nog andere, in de huidige formulering nog niet opgenomen aspecten als bijvoorbeeld de tijdschaal van de fluctuaties in de momentane drukken en stroomsnelheden in de poriën van de toplaag ook nog een rol kunnen spelen. In de

paragrafen 5.2 en 5.3 wordt hier iets dieper op ingegaan. Bij een keuze voor vervolgonderzoek naar deze kwestie zullen de resultaten van dit afstudeeronderzoek ook in de beschouwingen moeten worden meegenomen.

De tweede prioriteit gaat uit naar het verrichten van meer onderzoek naar de invloed van de fenomenen die bij ontmenging kunnen optreden. Op dit moment is hier in concrete zin nog niet veel over bekend. Als een gevolg van die situatie zal men bij de opzet van een modellering voor deze kwestie niet alleen bij de voorbeeldberekeningen in deze studie maar ook in de praktijk zelf een bovengrensbenadering moeten aanhouden. Meer inzicht in de mogelijke invloed van ontmenging op de lokale waarden voor karakteristieke korreldiameters als de D_{50t} en de D_{15t} zou kunnen resulteren meer economische ontwerpregels op dit punt.

De derde en laatste aanbeveling geldt tot slot de nadere bestudering van de vraagtekens rond de in de rekenvoorbeelden gevolgde modellering voor de invloed van de inhomogeniteit van de van nature aanwezige zandbodem. Er is in de rekenvoorbeelden uitgegaan van een forse spreiding in de korreldiameter D_{50b} van de van nature aanwezige zandbodem, welke spreiding dan ook flink bijdraagt aan de faalkans van de basislaag. In paragraaf 5.1 wordt hier dieper op ingegaan. De spreiding in de D_{50b} hangt sterk af van het oppervlak dat men als eenheid beschouwd. Bij kleine oppervlaktes vindt men een relatief grote spreiding, bij grote oppervlaktes een relatief kleine spreiding. Het is de vraag welke keuze voor de eenheid van oppervlak het beste is. Men kan deze eenheid het beste doen aansluiten bij de ruimtelijke schaal van de fysische fenomenen met betrekking tot de erosie van de zandlaag. Het nader bestuderen van dit punt kan men dan ook het beste doen in samenhang met het reeds aanbevolen fundamenteel onderzoek naar de fenomenen die samenhangen met het erosie-gedrag van een basis- of filterlaag onder een toplaag in een open waterloop.

Literatuur

- [1] **G.J.C.M. Hoffmans**, Geometrisch open filters onder invloed van stroming en turbulentie, bureaustudie, Delft, februari 1996
- [2] **G. Hoffmans**, Notitie analyse Bakker-Konter formule, Delft, 23 oktober 1996
- [3] **CUR**, CUR rapport No. 161, Filters in de waterbouw, Gouda, 1993
- [4] **M. Klein Breteler, H. den Adel & M.A. Koenders**, WL-rapport M1795/H 195, deel XXI, Sectie 2, Ontwerpregels voor het grensvlak tussen granulaire filter en basis, 1992.
- [5] **J.J.A. van Huijstee & H.J. Verhey**, WL-rapport Q572, Verruiming ontwerpregels voor filters in bodemverdedigingen - gelijktijdige instabiliteit van toplaag en basislaag, 1991.
- [6] **M. Hauer & T. van der Meulen**, Parallel stroming in een geometrisch open filterconstructie: een theoretisch model voor de berekening van poriesnelheden en schuifspanningen, TU Delft, december 1996.
- [7] **K.J. Bakker, H.J. Verhey & M.B. de Groot**, Design relationship for filters in bed protection, Journal of Hydraulic Engineering, Vol. 120, No. 9, september 1994.
- [8] **H. Nakagawa & T. Tsujimoto**, Interaction between flow over a granular permeable bed and seepage flow - a theoretical analysis, J. Hydroscience and Hydraulic Engineering, Vol. 2, No. 2, pp. 1 - 10, 1984.
- [9] **H. den Adel & M.B. de Groot**, GD-rapport CO-349410/16: Implementatie filteronderzoek, Delft, januari 1995.
- [10] **G. Schewe**, On the structure and resolution of wall-pressure fluctuations associated with turbulent boundary-layer flow, J. Fluid Mechanics, Vol. 134, pp. 311 - 328, 1983.
- [11] **J. Kim**, On the structure of pressure fluctuations in simulated turbulent channel flow, J. Fluid Mechanics, Vol. 205, pp. 421 - 451, 1989.
- [12] **T. Yamamoto, H.L. Koning, H. Sellmeijer & E. Hijum**, On the response of a poro-elastic bed to water waves, J. Fluid Mechanics, Vol. 87, pp. 193 - 206, 1978.
- [13] **H. Moshagen & A. Tørum**, Wave induced pressures in permeable seabeds, J. Waterways, Harbors and Coastal Engineering Division, february 1975, pp. 111 - 119.
- [14] **A.C.W.M. Vrouwenvelder & J.K. Vrijling**, Probabilistisch ontwerpen, collegedictaat b3, TU Delft, 1984
- [15] **J.K. Vrijling**, Probabilistisch ontwerpen in de waterbouwkunde, collegedictaat f30, TU Delft, november 1995
- [16] **G.J.C.M. Hoffmans**, A study concerning the influence of the relative turbulence intensity on local scour holes, Report W-DWW-93-251, februari 1993
- [16] **J.O. Hinze**, Turbulence, New York, reissue 1987
- [17] **G.J. Schiereck**, collegedictaat F4, Technische Universiteit Delft, 1996

- [18] **R. Booy**, Turbulentie in de waterbouwkunde, collegedictaat b82, TU Delft, december 1992
- [19] **G.J. Laan**, De relatie tussen eisen aan loskorrelige steenmaterialen en ontwerpparameters - informatie ten behoeve van waterbouwkundige constructies, rapport P-DWW-96-069, Delft, juli 1996.
- [20] **G.J. Laan**, Evaluatie van de kwaliteitszorg voor zand en grind voor de stormvloedkering Oosterschelde, Delft, juli 1988.

BIJLAGE A

Stabiliteit basislaag: analyse theorieën en resultaten modelproeven

Verkennde notitie

Ir. M. Hauer
december 1996

Inhoud

1.	Inleiding	pag. 52
2.	Vergelijking theorie Hoffmans en Klein Breteler	pag. 53
3.	Analyse resultaten filterbakproeven	pag. 56
4.	Analyse resultaten proeven met open waterloop	pag. 58
5.	Theoretische overwegingen m.b.t. invloed drukfluctuaties	pag. 60
	Literatuur	pag. 63
	Appendix: Design relationship for filters in bed protection (Copie artikel van K.J. Bakker, H.J. Verhey & M.B. de Groot)	pag. 64

1. Inleiding

Deze notitie is geschreven naar aanleiding van de notitie van G. Hoffmans [1] met betrekking tot de Bakker-Konter formule. In deze notitie leidt hij op basis van een beschouwing van schuifspanningen ter plaatse van zowel het grensvlak toplaag/waterloop als het grensvlak basislaag/toplaag een alternatieve formulering voor de Bakker-Konter formule af.

Deze formulering van Hoffmans is in hoofdstuk 2 eerst vergeleken met de reeds bestaande ontwerpregels met kritieke filtersnelheden volgens Klein-Breteler, zoals die in de CUR-leidraad no. 161 [2] staan vermeld. Er bleek in grote lijn een goede overeenkomst te bestaan tussen beide theorieën. Voor zowel Hoffmans modellering met schuifspanningen als Klein Bretelers modellering met filtersnelheden kon een qua structuur gelijkvormige uitdrukking worden afgeleid voor de kritieke Shieldsparameter waarbij het basismateriaal begint te eroderen.

Deze uitdrukking voor de kritieke Shieldsparameter is vervolgens gebruikt om de resultaten van proeven in een filterbak en proeven in een goot met een open waterloop te analyseren. Uit deze analyse kwam naar voren dat de waarden voor de kritieke Shieldsparameter bij de proeven met de open waterloop gemiddeld veel (een factor 10) kleiner zijn dan de waarden bij de proeven die in de filterbak zijn verricht. De belasting op het grensvlak toplaag/basis was bij een vergelijkbaar verhang en vergelijkbare materiaalparameters bij de proeven met de open waterloop dus gemiddeld een factor 10 groter dan bij de proeven met de filterbak.

Uit de recente resultaten van Hauer en van der Meulen [5] komt echter heel duidelijk naar voren dat de snelheidsprofielen in de open waterloop bij de bij de proeven toegepaste laagdikten zo goed als geen enkele invloed meer zouden moeten hebben op de belasting op dit grensvlak. Op grond van dat gegeven zou men verwachten dat het geen verschil maakt of men een proef in een filterbak of in een open stroomgoot uitvoert, mits de toplaag maar dik (laagdikte $\geq 1.5 * D_{50t}$) genoeg is. Blijkbaar gaat er van de aanwezigheid van de open waterloop nog een andere invloed uit dan alleen de eventuele doordringing van de snelheidsprofielen vanuit de open waterloop in de toplaag.

Op dit punt aangekomen is het goed nog eens stil te staan bij het artikel [6] dat Bakker, Verhey en de Groot in 1994 publiceerden. Voor alle duidelijkheid is een copie van dit artikel als appendix aan deze notitie toegevoegd. In dit artikel wordt ingegaan op de mogelijke invloed van drukfluctuaties in de open waterloop op de lokale belastingen ter plaatse van het grensvlak toplaag/basis. Hierop wordt teruggekomen om de grote verschillen in de waarden voor de kritieke Shieldsparameters bij proeven in de filterbak en bij proeven in de open stroomgoot te kunnen verklaren. In hoofdstuk 5 wordt één en ander nader uitgewerkt.

2. Vergelijking theorie Hoffmans en Klein Breteler

In zijn recente notitie [1] leidt Hoffmans met behulp van de hypothese van Boussinesq een uitdrukking af voor een gemiddelde schuifspanning die bij een stationaire, uniforme 'rivier' stroming op het grensvlak toplaag/basis aangrijpt. Deze uitdrukking luidt:

$$\tau_b = \tau_0 \cdot \frac{\beta_{vt} \cdot D_{50t}}{c_2 \cdot R} = \frac{\beta_{vt}}{c_2} \cdot \rho \cdot g \cdot i \cdot D_{50t} \quad (1)$$

waarin:

- τ_b = gemiddelde schuifspanning op bovenzijde basislaag
- τ_0 = gemiddelde schuifspanning op bovenzijde toplaag
- D_{50t} = gemiddelde korreldiameter toplaag
- R = hydraulische straal waterloop
- i = gemiddeld verhang waterloop
- ρ = dichtheid water
- g = valversnelling
- β_{vt} = modelconstante bij modellering turbulente viscositeit
- c_2 = modelconstante

In zijn notitie veronderstelt Hoffmans impliciet dat de stabiliteit van de basislaag zou kunnen worden beoordeeld door deze uitdrukking voor τ_b gelijk te stellen aan de kritieke schuifspanning volgens Shields. Expliciete uitwerking van deze veronderstelling levert onderstaande relatie voor de kritieke Shieldsparameter, waarbij de basislaag zal gaan eroderen:

$$\begin{aligned} \tau_b = \tau_{b,cr} &\Rightarrow \frac{\beta_{vt}}{c_2} \cdot \rho \cdot g \cdot i_{cr} \cdot D_{50t} = \rho \cdot g \cdot \psi_{b,cr} \cdot \Delta_b \cdot D_{50b} \\ &\Rightarrow \psi_{b,cr} = \frac{\beta_{vt}}{c_2} \cdot \left(\frac{D_{50t} \cdot i_{cr}}{\Delta_b \cdot D_{50b}} \right) \end{aligned} \quad (2)$$

waarin:

- D_{50b} = gemiddelde korreldiameter basislaag
- Δ_b = relatieve dichtheid basismateriaal
- i_{cr} = kritiek verhang
- $\psi_{b,cr}$ = kritieke Shields parameter basismateriaal

De praktische waarde van Hoffmans gedachte om de belasting en kritische belasting op de basislaag uit te drukken in schuifspanningen is echter vooralzorg onzeker. Het modelleren met schuifspanningen wordt tot op heden slechts toegepast bij de beoordeling van de stabiliteit van de toplaag - de stabiliteit van de basislaag wordt doorgaans beoordeeld met behulp van uitdrukkingen voor kritieke verhangen of kritieke filtersnelheden. Men kan zich een indruk vormen over de praktische waarde van uitdrukking (2) door ook voor andere, meer gangbare ontwerpmethodes een uitdrukking voor $\psi_{b,cr}$ af te leiden en deze met uitdrukking (2) te vergelijken. Dit zal worden gedaan voor de ontwerpmethode van Klein Breteler, zoals die in de CUR-leidraad no. 161 [2]

staat beschreven.

Bij toepassing van de methode van Klein Breteler berekent men een filtersnelheid en vergelijkt deze met een kritieke filtersnelheid. De optredende filtersnelheid wordt hierbij berekend via de Forchheimer relatie op pagina 57 van de CUR-leidraad. Vanwege het overwegend turbulent karakter van de stroming in de toplaag kan de laminaire term in deze relatie worden verwaarloosd (Hoffmans heeft de laminaire term ook verwaarloosd bij de afleiding voor de uitdrukking voor τ_b in uitdrukking (1)). Er volgt dan voor de optredende filtersnelheid:

$$v_f = n_t \cdot \sqrt{\frac{g \cdot i \cdot D_{50t}}{c_7 \cdot \alpha_t}} \quad (3)$$

waarin: n_t = porositeit toplaag
 c_7 = modelconstante
 α_t = D_{50t}/D_{15t} = maat voor grading toplaagmateriaal

De stabiliteit van de basislaag wordt nu beoordeeld door deze uitdrukking voor de filtersnelheid te vergelijken met Klein Bretelers uitdrukking voor de kritieke filtersnelheid (pagina 35 CUR leidraad). Wanneer men in deze uitdrukking de modelconstante m gelijkstelt aan nul, dan vindt men onderstaande uitdrukking voor de kritieke filtersnelheid:

$$v_{f,cr} = \frac{n_t}{c} \cdot \sqrt{\psi_{b,cr} \cdot \Delta_b \cdot g \cdot D_{50b}} \quad (4)$$

waarin: c = modelconstante

Gelijkstelling van uitdrukking (3) aan uitdrukking (4) levert dan onderstaande uitdrukking voor de kritieke Shieldsparemeter bij toepassing van de methode van Klein Breteler:

$$\psi_{b,cr} = \frac{c^2}{c_7 \cdot \alpha_t} \cdot \left(\frac{D_{50t} \cdot i_{cr}}{\Delta_b \cdot D_{50b}} \right) \quad (5)$$

De vergelijking van bovenstaande uitdrukking met uitdrukking (2) levert de conclusie dat beide uitdrukkingen voor de kritieke Shieldsparemeter dezelfde algemene vorm bezitten. Deze algemene vorm luidt:

$$\psi_{b,cr} = K_{cr} \cdot \left(\frac{D_{50t} \cdot i_{cr}}{\Delta_b \cdot D_{50b}} \right) \quad \text{waarin } K_{cr} = \text{constante} \quad (6)$$

De constante K_{cr} hangt af van de diverse modelconstanten die bij beide ontwerp-

methodes worden gehanteerd. Voor de modelconstanten β_{vt} en c_2 zijn in appendix A van de studie [5] van Hauer en van der Meulen op basis van resultaten van Japanse modelproeven de schattingen $\beta_{vt} \approx 0.01$ en $c_2 \approx 0.22$ gemaakt. Dit levert voor de benadering volgens Hoffmans een evenredigheidsconstante $K_{cr} \approx 0.01/0.22 \approx 0.045$. Voor de modelconstanten binnen de ontwerpmethodede van Klein Breteler moeten volgens de CUR-leidraad als gemiddelde waarden $c_7 \approx 2.2$ en $c \approx 0.24$ worden aangehouden. Daarbij kan voor de verhouding $\alpha_t = D_{50t}/D_{15t}$ als gangbare waarde $\alpha_t \approx 1.6$ worden aangehouden. Dit levert voor de benadering volgens Klein Breteler een evenredigheidsconstante $K_{cr} \approx (0.24)^2/(2.2*1.6) \approx 0.016$. Dit is ongeveer een factor 3 kleiner dan de waarde voor deze constante bij de benadering volgens Hoffmans. Het verschil zou kunnen worden uitgelegd door te wijzen op de relatief grote onzekerheden met betrekking tot de juiste waarden voor de diverse modelconstanten. Deze onzekerheden betreffen vooral de waarden van de constanten β_{vt} en c_2 binnen Hoffmans modellering.

Samenvattend kan worden gesteld dat de benadering met schuifspanningen volgens Hoffmans en de benadering met filtersnelheden volgens Klein Breteler beide tot dezelfde uitdrukking voor de kritieke Shieldsparameter leiden, waarbij alleen de waarde van de evenredigheidsconstante K_{cr} nog ter discussie staat.

Bij de analyse van de resultaten van de diverse modelproeven zal in de volgende hoofdstukken voor de berekening van de kritieke Shieldsparameter uitdrukking (6) worden gebruikt. Voor de evenredigheidsconstante K_{cr} zal in eerste instantie een waarde $K_{cr} = 0.045$ worden aangehouden.

3. Analyse resultaten filterbakproeven

Als eerste zullen enkele resultaten van proeven in de filterbak worden beschouwd. De meetgegevens zijn ontleend aan tabel 2 en tabel 3 van sectie 2 van het WL-rapport M1795/H 195, deel XXI [3]. In de volgende twee tabellen zijn voor de diverse proeven de korreldiameters D_{50b} en D_{50t} en het kritiek verhang verzameld. In de laatste kolom staat telkens de kritieke Shieldsparemeter bij elke proef, berekend volgens uitdrukking (6) met $K_{cr} = 0.045$ en $\Delta_b = 1.6$.

Meetgegevens tabel 2, sectie 2, M1795/H195, deel XXI				
Proef no.	D_{50b} [mm]	D_{50t} [mm]	i_{cr} [-]	$\psi_{b,cr}$
1	0.16	4.0	0.450	0.316
2	0.16	6.0	0.140	0.148
3	0.16	12.0	0.080	0.169
4	0.16	18.0	0.043	0.136
5	0.16	24.0	0.034	0.143
6	0.16	30.0	0.035	0.185
7	0.16	50.0	0.024	0.211
8	0.16	120.0	0.012	0.253
10	0.82	12.0	0.480	0.198
11A	0.82	18.0	0.120	0.074
11B	0.82	18.0	0.165	0.102
12	0.82	24.0	0.135	0.111
13	0.82	50.0	0.043	0.074
13A	0.82	50.0	0.033	0.057
14	0.82	75.0	0.032	0.082
15	0.82	120.0	0.020	0.082

Tabel 1: Waarden voor $\psi_{b,cr}$ bij de proeven uit tabel 2.

Meetgegevens tabel 3, sectie 2, M1795/H195, deel XXI

Proef no.	D_{50b} [mm]	D_{50t} [mm]	i_{cr} [-]	$\psi_{b,cr}$
1	0.24	6.7	0.230	0.181
2	0.24	6.7	0.220	0.173
3	0.24	6.7	0.200	0.157
4	0.24	10.9	0.120	0.153
5	0.24	21.4	0.055	0.140
6	0.39	6.7	0.400	0.193
7	0.39	10.9	0.140	0.110
8	0.39	21.4	0.070	0.108
9	0.39	25.8	0.050	0.093
10	0.64	6.7	0.660	0.194
11	0.64	6.7	0.650	0.191
12	0.64	10.9	0.190	0.091
13	0.64	10.9	0.190	0.091
14	0.64	21.4	0.090	0.085

Tabel 2: Waarden voor $\psi_{b,cr}$ bij de proeven uit tabel 3.

Uit beide tabellen valt op te maken dat er bij relatief lage waarden van de verhouding D_{50t}/D_{50b} sprake is van relatief grote kritische verhangen en daarmee relatief grote waarden voor $\psi_{b,cr}$. Dit kan worden geweten aan het feit dat er bij relatief lage verhoudingen voor D_{50t}/D_{50b} sprake zal zijn van geometrische verhindering van transport. Daarnaast is ook sprake van een invloed van de waarde van D_{50b} . Onderstaande tabel toont aan dat bij kleine waarden van D_{50b} de waarden voor $\psi_{b,cr}$ gemiddeld groter zijn dan bij grote waarden van D_{50b} (de proeven waarbij geometrische verhindering mogelijk een rol meespeelt zijn hierbij niet meegerekend):

D_{50b} [mm]	$\psi_{b,cr}$ (gemiddeld)	Opmerkingen
0.16	0.178	proef 1 niet meegerekend
0.24	0.147	alleen de proeven 4 & 5
0.39	0.104	alleen de proeven 7, 8 & 9
0.64	0.089	alleen de proeven 12, 13 & 14
0.82	0.083	proef 10 niet meegerekend

4. Analyse resultaten proeven met open waterloop

Na de analyse van de resultaten van enkele filterbakproeven zullen nu de resultaten worden geanalyseerd van enkele proeven die zijn uitgevoerd in een stroomgoot met een vrije waterspiegel. Deze proeven zijn uitgevoerd in het kader van de opstelling en ijking van de Bakker-Konter formule. De meetgegevens zijn ontleend aan tabel 2 van het WL-onderzoek Q572 [4]. In deze tabel worden geen waarden voor de opgemeten kritieke verhangen opgegeven. Daarom zijn deze berekend uit de wel opgegeven waarden voor de kritieke gemiddelde watersnelheid in de waterloop, Chezy-waarde en hydraulische straal volgens $i_{cr} = \frac{u_{cr}^2}{(C^2 * R)}$. De waarden voor $\psi_{b,cr}$ zijn vervolgens weer berekend volgens uitdrukking (6) met $K_{cr} = 0.045$ en $\Delta_b = 1.6$.

Proef	D_{50b} [mm]	D_{50t} [mm]	$\frac{u_{cr,b}}{[m/s]}$	C [$m^{0.5}/s$]	R [m]	i_{cr} [-]	$\psi_{b,cr}$	D_{50t}/D_{50b}
T2	0.151	30.0	1.40	34	0.40	0.0042	0.024	199
T3	0.151	30.0	1.10	29	0.20	0.0072	0.040	199
T5A	0.151	10.0	1.50	43	0.40	0.0030	0.006*	66
T6A	0.151	20.0	1.15	37	0.40	0.0024	0.009	132
T6B	0.285	20.0	1.40	37	0.40	0.0036	0.007	70
T6C	0.480	20.0	1.55	37	0.40	0.0044	0.005	42
T9	0.285	20.0	1.25	37	0.40	0.0029	0.006	70
T10	0.151	17.0	1.55	39	0.40	0.0040	0.013*	113
T11	0.151	20.0	1.40	37	0.40	0.0036	0.013*	132

Tabel 4: Waarden voor $\psi_{b,cr}$ bij proeven in de open stroomgoot (WL-onderzoek Q572)

Uit een beschouwing van de laatste twee kolommen van bovenstaande tabel lijkt naar voren te komen dat de waarden van $\psi_{b,cr}$ bij grote verhoudingen van D_{50t}/D_{50b} gemiddeld groter zijn dan bij kleine verhoudingen voor D_{50t}/D_{50b} :

Proeven	D_{50t}/D_{50b}	$\psi_{b,cr}$ (gemiddeld)
T2, T3	≈ 200	0.032
T6A, T10, T11	110 - 135	0.012
T5A, T6B, T6C, T9	40 - 70	0.006

Gemiddeld over alle proeven bedraagt de gemiddeld waarde $\psi_{b,cr} = 0.014$ bij de proeven in de open stroomgoot. Vergeleken met de gemiddelde waarde voor $\psi_{b,cr}$ bij de filterbakproeven ($\psi_{b,cr} = 0.147$ bij $D_{50b} = 0.24$ mm) blijkt de gemiddelde waarde voor $\psi_{b,cr}$ bij de proeven in de open stroomgoot bij vergelijkbare verhoudingen van $D_{50t} * i_{cr} / D_{50b}$ een factor 10 kleiner te zijn. Dit verschil is dusdanig groot dat het onmogelijk het gevolg

van de spreiding in de meetresultaten kan zijn. Er moet worden geconcludeerd dat de belastingssituatie van de basislaag bij de proeven met de open stroomgoot blijkbaar wezenlijk verschilt van de belastingssituatie bij een proef in de filterbak. Bij gelijke verhoudingen voor D_{50t}/D_{50b} is het kritiek stationair verhang bij de proeven in de open stroomgoot een factor 10 kleiner dan bij de proeven in de filterbak. Blijkbaar is de belasting op de basislaag bij de proeven met de open stroomgoot bij vergelijkbare omstandigheden en hetzelfde stationair verhang een factor 10 groter.

Uit de recente studie van Hauer en Van der Meulen [5] komt naar voren dat dit niet het gevolg kan zijn van de doordringing van de snelheidsprofielen uit de waterloop in de toplaag. Deze invloed zal bij de toegepaste toplaagdikten ($1.5 * D_{50t}$ tot $3 * D_{50t}$) ter plaatse van het grensvlak toplaag/basislaag verwaarloosbaar zijn geworden. De meetresultaten in tabel 4 bevestigen dit standpunt. Bij alle proeven behalve de proeven T5A, T10 en T11 was sprake van een toplaagdikte van $1.5 * D_{50t}$. De proeven T5A, T10 en T11 zijn uitgevoerd met dikkere toplagen ($d = 3 * D_{50t}$ bij T5A, $d = 2.65 * D_{50t}$ bij T10 en $d = 2 * D_{50t}$ bij T11). Toch wijken de voor deze proeven berekende waarden voor $\psi_{b,cr}$ zeker niet significant af van de waarden die voor de proeven met een dunnere toplaag zijn berekend. Wanneer er sprake zou zijn van een significante invloed van de doordringing van de snelheidsprofielen uit de waterloop, dan zou dat uit een duidelijke van de toplaagdikte afhankelijke invloed moeten blijken. Deze valt in de meetresultaten echter niet te bespeuren. Er zal dus naar een andere verklaring moeten worden gezocht.

De situatie bij een open waterloop verschilt op meerdere punten van de situatie bij een filterbakproef. Allereerst is er de reeds genoemde doordringing van snelheidsprofielen vanuit de waterloop in de toplaag. Daarnaast is bij de situatie met een vrije waterspiegel echter ook sprake van drukfluctuaties in de open waterloop, welke bij de filterbakproeven afwezig zijn. Het is goed mogelijk dat het al dan niet aanwezig zijn van deze drukfluctuaties de factor 10 verschil in de waarden voor $\psi_{b,cr}$ veroorzaakt. Hier zal in het volgend hoofdstuk nader op worden ingegaan.

5. Theoretische overwegingen m.b.t. invloed drukfluctuaties

Alvorens dit hoofdstuk verder te lezen, wordt de lezer aangeraden eerst de bijgevoegde copie van het artikel "Design relationship for filters in bed protection" van Bakker, Verhey & de Groot door te lezen. Er zal in dit hoofdstuk worden voortgebouwd op hetgeen in Appendix I van dit artikel staat beschreven.

In deze Appendix wordt een relatie opgesteld voor de verhouding tussen het maximaal optredend lokaal verhang ter plaatse van het grensvlak toplaag/basislaag en het gemiddeld stationair verhang in de waterloop. De afleiding is gebaseerd op enkele aanname's:

- 1.- sinusvormige drukfluctuaties
- 2.- lokaal verhang evenredig met lokale drukgradient ($i \equiv - \partial p / \partial x$)
- 3.- geen demping van drukfluctuaties in de toplaag

Bij deze aanname's kunnen een aantal kanttekeningen worden geplaatst.

- ad 1. Wanneer werkelijk sprake is van een evenredigheid tussen de grootte van het lokaal verhang en de grootte van de lokale drukgradient, dan zal de grillige vorm die het verloop van de drukfluctuaties in werkelijkheid zal vertonen nog van grote invloed kunnen zijn op de waarde van C_0 in formule (19) van de Appendix. De daar gegeven formule is immers gebaseerd op een vloeiend, sinusvormig verloop van de drukfluctuaties met een daarmee corresponderend vloeiend, cosinusvormig verloop van de lokale drukgradient. In werkelijkheid zal dit verloop meer 'schokkerig' zijn, waarbij soms lokaal kortstondig veel grotere drukgradiënten kunnen ontstaan dan uit dat vloeiende gemiddelde verloop volgen. Als een gevolg van de directe evenredigheid tussen lokaal verhang en lokale drukgradient zullen de lokale verhangen kortstondig dus ook veel groter kunnen zijn dan in formule (19) wordt gesuggereerd. Het is echter vooralsnog de vraag of men wel van evenredigheid tussen lokaal verhang en lokale drukgradient mag uitgaan.
- ad. 2. Het begrip 'verhang' wordt binnen de context van een filterbakproef gedefinieerd als het quotient van het verschil in stijghoogte (stijghoogte direct bovenstrooms min stijghoogte direct benedenstrooms van de beproefde filteropstelling) en de lengte van de filteropstelling. De uitkomst betreft dus niets anders dan een gemiddelde 'macroscopische' waarde voor een gemiddeld stijghoogteverlies per meter. Wanneer men de stroming door de toplaag op microscopisch niveau beschouwt (het versnellen en vertragen in de telkens van diameter en vorm veranderende poriekanaaltjes), dan zal er echter sprake zijn van sterk variërende lokale drukgradiënten - deze zullen sterk afhankelijk zijn van zowel de grootte van het debiet door het medium (en dus van het macroscopisch verhang) als van de exacte structuur van de poriekanaaltjes waar dat debiet

doorheen moet worden geperst. Binnen deze context is het begrip lokaal verhang eigenlijk een nogal vreemd begrip. Om te mogen spreken over een verhang is het eigenlijk nodig dat men een zekere lengte van de filterconstructie beschouwt. Het beschouwen van een lokaal verhang dat evenredig is met de lokale drukgradient komt feitelijk neer op het beschouwen van het stijghoogteverlies over een oneindig kort deel van de filterconstructie. Met het hanteren van een dergelijke kleine lengteschaal komt men in het microscopisch niveau van de stroming door de poriekanaaltjes terecht - men mag dan eigenlijk niet spreken over een verhang, aangezien dit begrip bij de stroming op macroscopisch niveau hoort.

- ad 3. De aanname van ongedempte drukfluctuaties ongeacht de aanwezigheid van de toplaag kan worden opgevat als een conservatieve aanpak. In werkelijkheid zullen de drukfluctuaties in samenhang met de resulterende snelheidsfluctuaties wel in meer of mindere mate uitdempen in de toplaag. De belasting op het grensvlak toplaag/basislaag zal daarom kleiner zijn dan Bakker, Verheij en de Groot met formule (7) en formule (14) in hun artikel aangeven. Over de vraag hoeveel kleiner de belasting zal zijn bestaat op dit moment nog veel discussie. Huijsstee en Verhey veronderstelden binnen hun theoretische afleidingen bij onderzoek Q572 [4] een exponentieele demping van de drukfluctuaties, waarbij de karakteristieke lengteschaal voor de demping alleen afhangt van de lengteschaal van de drukfluctuaties in de waterloop. Deze modellering is in een later rapport "Implementatie filteronderzoek" [8] nader onder de loep genomen. In dit rapport zijn ook enkele resultaten van andere auteurs op dit gebied in beschouwing genomen (o.a. een artikel van Nakagawa en Tsujimoto [7]). Uit de discussie komt naar voren dat er qua opvatting nog veel onenigheid bestaat over een juiste modellering voor de karakteristieke lengteschaal voor de demping van de drukfluctuaties. Uit het werk van Nakagawa en Tsujimoto [8] komt naar voren dat niet alleen de lengteschaal maar ook de periode van de drukfluctuaties hier invloed op zal hebben. Tevens zijn er aanwijzingen dat ook de kenmerkende diameter (en de hiermee samenhangende doorlatendheid) van het materiaal van de toplaag van invloed zal zijn. Een sluitende modellering voor de karakteristieke lengteschaal voor de demping van de drukfluctuaties is vooralsnog niet voor handen. Hierbij dient ook nog te worden opgemerkt dat de in rapport [8] beschouwde formuleringen vrijwel allemaal zijn opgesteld voor de situatie van stroming in een rivier. Ze gelden niet voor sterk veranderlijke, niet uniforme stromingssituaties. Verder is bij de afleiding van de diverse uitdrukkingen voor de karakteristieke lengteschaal voor de demping telkens uitgegaan van een toplaag van oneindige dikte. Men verwaarloost op die manier de eventuele invloed van de aanwezigheid van de doorgaans veel minder doorlatende basislaag op de stroming in een toplaag van slechts beperkte dikte. Uit recent werk van Hauer en van der Meulen [5] komt echter naar voren dat deze aanwezigheid van de basislaag onder de toplaag in praktijksituaties juist van doorslaggevend belang is bij het berekenen van de belasting op de basislaag. Deze conclusie betrof weliswaar vooralsnog alleen de

situatie bij uniforme, stationaire rivierstroming, waarbij alleen de doordringing van de snelheidsprofielen vanuit de waterloop in de toplaag een rol speelt. Maar het is zeker niet uit te sluiten dat de aanwezigheid van de basislaag ook een soortgelijke rol kan spelen bij de tot stand koming van de belasting op de basislaag in het geval van niet-stationaire stroombeelden met drukfluctuaties. Op dit punt is het laatste woord nog niet gezegd.

Naast deze kanttekeningen moet ook nog worden opgemerkt dat de formule (25) die Bakker, Verheij en de Groot in hun artikel voor de coefficient C_0 afleiden is gebaseerd op de relatie van Batchelor (formule (22)), welke alleen geldt voor uniforme rivierstroming. In algemene zin kan men beter uitgaan van een relatie zoals weergegeven in formule (19) of (20), waarbij men expliciet de drukfluctuaties zelf moet invullen. Een dergelijk type relatie zou dan ook kunnen worden gebruikt bij sterk veranderlijke stroombeelden.

Resumerend kan worden gesteld dat de theoretische overwegingen in het bijgevoegde artikel van Bakker, Verheij en de Groot een redelijke verklaring kunnen bieden voor het in de voorgaande hoofdstukken geconstateerde verschil in waarden voor de kritieke Shieldsparameter bij de filterbakproeven en de proeven in een open stroomgoot. Het verschil zou heel goed het gevolg kunnen zijn van de aanwezigheid van drukfluctuaties in de waterloop bij de proeven in de open stroomgoot, welke fluctuaties ontbreken bij de filterbakproeven. Aan de in het artikel beschreven theoretische formulering voor de invloed van de drukfluctuaties kleven echter nog de nodige haken en ogen. Deze betreffen vooral de formulering voor het begrip lokaal verhang en het weglaten van de invloed van demping van drukfluctuaties in de toplaag. Hier zal nog iets dieper over moeten worden nagedacht.

Tot slot nog deze opmerking: naar de mening van de auteur van deze notitie dient men zich hierbij vooral te richten op het formuleren van relaties tussen drukfluctuaties in de waterloop en lokale **watersnelheden**. Het zijn immers de watersnelheden die de erosie veroorzaken (zowel de sleepkracht als liftkracht zijn evenredig met u^2). Er kan sprake zijn van relatief snelle drukfluctuaties die zo snel verlopen dat de watermassa in de toplaag er door zijn traagheid nauwelijks op reageert. In dat geval zijn er wel drukfluctuaties in de waterloop maar geen hieruit voortvloeiende snelheidsfluctuaties ter plaatse van het grensvlak tussen basis en toplaag. Bij een modellering met drukfluctuaties (zoals in formule (19) en (20) in het bijgevoegd artikel) komt dit aspect niet goed tot uiting.

Literatuur

- [1] **G. Hoffmans**, Notitie analyse Bakker-Konter formule, Delft, 23 oktober 1996
- [2] **CUR**, CUR rapport No. 161, Filters in de waterbouw, Gouda, 1993
- [3] **M. Klein Breteler, H. den Adel & M.A. Koenders**, WL-rapport M1795/H 195, deel XXI, Sectie 2, Ontwerpregels voor het grensvlak tussen granulair filter en basis, 1992.
- [4] **J.J.A. van Huijstee & H.J. Verhey**, WL-rapport Q572, Verruiming ontwerpregels voor filters in bodemverdedigingen - gelijktijdige instabiliteit van toplaag en basislaag, 1991.
- [5] **M. Hauer & T. van der Meulen**, Parallel stroming in een geometrisch open filter-constructie: een theoretisch model voor de berekening van poriesnelheden en schuifspanningen, TU Delft, december 1996.
- [6] **K.J. Bakker, H.J. Verhey & M.B. de Groot**, Design relationship for filters in bed protection, Journal of Hydraulic Engineering, Vol. 120, No. 9, september 1994.
- [7] **H. Nakagawa & T. Tsujimoto**, Interaction between flow over a granular permeable bed and seepage flow - a theoretical analysis, J. Hydroscience and Hydraulic Engineering, Vol. 2, No. 2, pp. 1 - 10, 1984.
- [8] **H. den Adel & M.B. de Groot**, GD-rapport CO-349410/16: Implementatie filter-onderzoek, Delft, januari 1995.

DESIGN RELATIONSHIP FOR FILTERS IN BED PROTECTION

By K. J. Bakker,¹ H. J. Verheij,² and M. B. de Groot³

INTRODUCTION

Present design rules for filters are generally based on a geometrically tight criterion. According to this criterion the geometry of the pores of the upper of two adjacent layers must be such that the grains of the lower layer cannot pass through. If this criterion is applied, two or three filter layers are needed in a heavily loaded bed protection, between a sandy soil and a coarse cover layer. The construction of such layers is often difficult and expensive.

To overcome this a geometrically open or hydraulic filter criterion can be adopted (de Graauw et al. 1983). This implies a design, such that the hydraulic loads are too small to initiate the movement of the base material. A geometric criterion is therefore not required. To design a hydraulic filter both the actual and the critical hydraulic loads must be known. Very often hydraulic model tests have to be performed to derive the actual loading conditions. These principles, applied to the protection of a current-loaded bed of a canal, river, or estuary, are discussed in this paper.

According to J. L. M. Konter, there was loss of the base material for a structure of blocks weighing 1,000–3,000 kg, on top of a filter layer with a D_{f50}/D_{f50} ratio of 10. For a top layer of 60–300 kg on top of phosphorus slag ($D_{f50}/D_{f50} = 20$), no loss of base material was observed before the top layer became unstable. The hydraulic load on the base material in the second case was apparently smaller than in the first case. Similar results were reported earlier by de Graauw et al. (1983).

Based on this observation, Konter suggested to determine whether there is a relationship between the filter ratio and the size of the top layer material such that the bigger the blocks required to resist the local current, the tighter the filter ratio required to retain the material underneath.

A desk study was performed to investigate the theoretical basis for such a relationship. This study indicates that a simple design formula can be derived for the filter ratio, which may be practical for use in the preliminary design phase. Model tests were subsequently performed to verify the relationship derived. The results of the study are discussed in this paper.

THEORY

The theory developed here is based on the assumption that the highest hydraulic loading in a bed protection is linked directly to the hydraulic

¹Head of Struct. Res., Public Works and Water Management, P.O. Box 20.000, 3502 LA Utrecht, The Netherlands.

²Sr. Advisor, Delft Hydraulics, P.O. Box 152, 8300 AD EMMELOORD, The Netherlands.

³Consultant, Delft Geotechnics, P.O. Box 69, 2600 AB DELFT, The Netherlands.

Note. Discussion open until February 1, 1995. To extend the closing date one month, a written request must be filed with the ASCE Manager of Journals. The manuscript for this technical note was submitted for review and possible publication on January 25, 1993. This technical note is part of the *Journal of Hydraulic Engineering*, Vol. 120, No. 9, September, 1994. ©ASCE, ISSN 0733-9429/94/0009-1082/\$2.00 + \$.25 per page. Technical note No. 5493.

loading on the top layer. As a chain is as weak as its weakest link, there is no reason to make the filter layer stronger than the top layer. Both the strength of the top layer and the strength of the filter layer are related to the overall hydraulic conditions. Based on these relationships, guidelines for the dimensioning are derived to ensure that the strength of the filter layer is not greater than that of the top layer.

The stability of the top layer and the base material, under hydraulic loading, are estimated using a Shields type relationship.

Bed Protection Stability Criterion

The bed shear stress τ_0 can be expressed as

$$\tau_0 = \rho g R \bar{I} \quad (1)$$

where \bar{I} = pressure head gradient (hydraulic gradient) averaged over the turbulent fluctuations; R = hydraulic radius; g = acceleration due to gravity; and ρ = density of water.

According to Shields (1936) there is an empirical relationship for the critical bed shear stress τ_{cr}

$$\tau_{cr} = \psi_t \Delta_t \rho g D_{t,50} \quad (2)$$

where ψ_t = Shield's parameter for the top layer (dimensionless), Δ_t = relative density of the top layer stones; and $D_{t,50}$ = median diameter of these stones. Combination of (1) and (2) yields the critical (averaged) hydraulic gradient for the top layer of a bed protection

$$\bar{I}_{cr} = \frac{\psi_t \Delta_t D_{t,50}}{R} \quad (3)$$

Filter Stability Criterion

According to Bezuijen et al. (1987), the stability of the base material at a filter interface is described by a Shields-type equation

$$V_{f,cr} = \frac{n_f}{e} \sqrt{\psi_b g \Delta_b d_{b,50}} \quad (4)$$

where n_f = filter porosity; $d_{b,50}$ = median diameter of the base material; and e = a coefficient that takes into account the difference between the flow in granular filters and open channels. For example, the current distribution in the pores of the filter near the interface is different to that in an open channel.

The filter velocity V_f is directly related to the hydraulic gradient in the filter material. As the filter material is generally coarse, flow is assumed to be turbulent, for which the relationship reads

$$I_f = \frac{C_7}{n_f^2 g D_f^{1.5}} V_f^2 \quad (5)$$

where C_7 = an empirical constant ≈ 2.2 .

Combination of (5) and (4) yields

$$I_{f,cr} = \frac{2.2 \psi_b \Delta_b d_{b,50}}{e^2 D_f^{1.5}} \quad (6)$$

The hydraulic gradient at the filter interface in a bed protection in an open channel cannot be taken as equal to the average hydraulic gradient at the bed. The maximum instantaneous hydraulic gradient, \hat{I} , at the bed is, in a turbulent current, much larger than the average gradient \bar{I} . Here it is assumed that the maximum hydraulic gradient in the filter is a function of the general gradient in the flow in the form

$$\hat{I} = C_0 \bar{I} \quad (7)$$

C_0 is introduced here as a coefficient (function) to take into account the differences. According to the section of this paper entitled "Appendix I. Estimation of Value C_0 ," a feasible range for C_0 values is 6–100 with a commonly applicable value of 15.

Relationship Between Top-Layer Stability and Filter Stability

For bed protection to function well, the optimum solution for the design is to make the filter layer as strong as the top layer. Therefore, we may assume that $\hat{I}'_{cr} = \hat{I}'_{cr}$.

Combining (3) and (6) and taking into account (7), yields

$$\frac{2.2\psi_b\Delta_b d_{b,50}}{C_0 e^2 D_{f,15}} = \frac{\psi_t \Delta_t D_{t,50}}{R}$$

This can be rewritten as

$$\frac{D_{f,15}}{d_{b,50}} = \frac{2.2\psi_b\Delta_b}{C_0 e^2 \psi_t \Delta_t} \frac{R}{D_{t,50}} \quad (8)$$

EVALUATION

Though there are a number of publications that discuss the stability of filters related to the hydraulic loading, for example de Graauw et al. (1983), Bezuijen et al. (1987), and Atmatzidis (1987), not much has been published of experiments with filters applied in bed protections.

Wörman (1989) conducted an experimental program in which he investigated the stability of a filter around a pier, which was not sand-tight under flow conditions. The relationship he found for the filter ratio reads

$$\frac{D_{f,15}}{d_{b,85}} = 6.25 \frac{(1-n)}{n} \frac{d}{R} \frac{\Delta_b}{\Delta_t} \frac{R}{D_{t,85}} \quad (9)$$

where d = layer thickness of the (one layer) filter material; and n = filter porosity.

To compare this formula with the relationship proposed [see (8)] we have to make some modifications. According to the figures in Wörman's paper, $D_{t,85}/D_{t,50} \approx 1.25$ and the ratio $d_{b,85}/d_{b,50} \approx 1.3$. The filter porosity, n , was approximately 0.38. In his tests Wörman varied the water depth between 0.30 m and 0.40 m and the thickness d between 10 and 100 mm. If we assume the hydraulic radius R equals the water depth, then the ratio d/R varies between 0.025 and 0.33. For an average value for d/R of 0.10, Wörman's relationship yields

$$\frac{D_{f,15}}{d_{b,50}} = 1.06 \frac{\Delta_b}{\Delta_t} \frac{R}{D_{t,50}} \quad (10)$$

Application of the relationship put forward in our paper [see (8)] to Wörman's situation yields, for Wörman's base material (0.45–1.15 mm), a Shields parameter $\psi_b \approx 0.03$ and, for the filter material (6 and 36 mm), $\psi_t \approx 0.07$ are reasonable, [(Bezuijen et al. 1987) Fig. 7]. Since the coefficient e is nearly constant for base material with $D_{b,50}$ larger than 1.6 mm, with a value of approximately 0.24 and, as C_0 is assumed to be 15, this leads to a filter ratio of

$$\frac{D_{f^{15}}}{d_{b,50}} = 1.09 \frac{\Delta_b}{\Delta_t} \frac{R}{D_{t,50}} \quad (11)$$

The result is nearly the same, though there are different points of departure in the derivation. For example, Wörman did not look into the effect of the water depth itself and the reducing effects of the layer thickness on the pressure fluctuations were not taken into consideration in the derivation of (8). Furthermore, the flow around a pier, in Wörman's case, is more turbulent than the conditions we assume. It is recommended therefore that the significance of these effects to the filter ratio should be verified.

Further Simplifications

To give an indication of how the relationship can be simplified, all coefficients that are nearly constant have been assumed to be constant:

- $\Delta_b \approx \Delta_t$.
- The highest value of ψ_b/ψ_t has been taken as 0.4 based on the dependency of ψ on the Reynolds number.
- For a coarse base material, $d_{b,50} > 0.7$ mm, e can be assumed to be a constant of approximately 0.24.

Combination of the preceding assumptions leads to the following relationship:

$$\frac{D_{f^{15}}}{d_{b,50}} = \frac{15.3}{C_0} \frac{R}{D_{t,50}} \quad (12)$$

As discussed in Appendix I, $C_0 \approx 6-30$, but as the length ratio in the

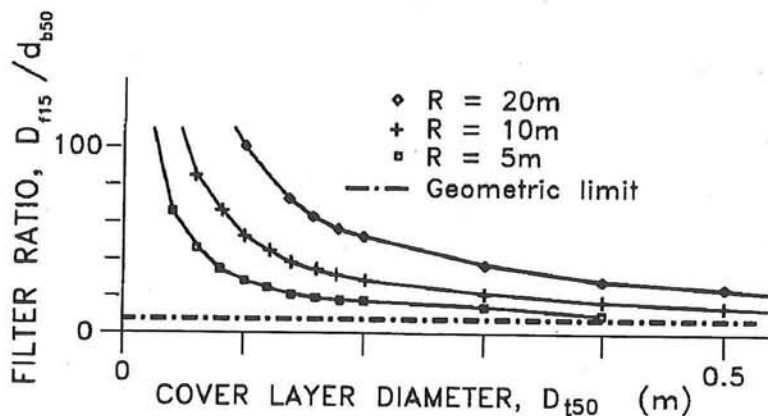


FIG. 1. Filter Ratio as Function of Diameter of Top Layer, $C_0 = 30$, for Several Water Depths

derivation is most uncertain and would have to be derived with experimental research, here we propose a conservative value of $C_0 = 30$ for the situation of normal boundary layer turbulence. This ultimately yields:

$$\frac{D_{f,15}}{d_{b,50}} = 0.50 \frac{R}{D_{f,30}} \quad (13)$$

This relationship, see Fig. 1, implies that the bigger the hydraulic radius and the smaller the top-layer diameter, the higher the filter ratio. The smaller the hydraulic radius and the larger the top-layer material, the more the function approaches the geometrically tight criterion.

CONCLUDING REMARKS

The experiments reported by Wörman and those conducted by the authors confirm the theoretical relationship presented in (8). Further experimental research is needed to obtain more detailed information about the coefficients, which have to be taken in consideration for particular situations.

Application of the relationship enables bed protection to be designed with one or two filter layers less than the traditional geometrically tight filter criterion, especially if the diameter of the top layer is relatively small.

APPENDIX I. ESTIMATION OF VALUE OF C_0

The parameter C_0 is defined as

$$C_0 = \hat{I}/\bar{I} \quad (14)$$

or

$$C_0 = 1 + \frac{I_p}{\bar{I}} \quad \text{with} \quad \hat{I} = \bar{I} + I_p \quad (15)$$

The actual hydraulic gradient \hat{I} is related to the time-average hydraulic gradient \bar{I} , which is related to the bed shear stress as follows:

$$\bar{I} = \frac{\tau_0}{\rho g R} \quad (16)$$

and related to the pressure fluctuations, which determine the gradient fluctuation, I_p . Turbulent pressure fluctuations have a stochastic character. Most of the turbulent energy, however, is concentrated in the largest eddies. The turbulent pressure fluctuations therefore may be modeled, as a first approximation, by a sinusoidal pressure variation in time and in space, which travels through a canal or river with the average flow velocity. The instantaneous pressure variation in space may be as shown in Fig. 2.

The relationship between the amplitude \hat{p} of a completely sinusoidal pressure variation and the instantaneous pressure variation p' is

$$\hat{p} = \sqrt{2} \sqrt{p'^2} \quad (17)$$

With the assumption of a length scale L , this results in maximum gradient fluctuations, given by

$$I_p = \frac{2\pi\sqrt{2}}{\rho g L} \sqrt{p'^2} \quad (18)$$

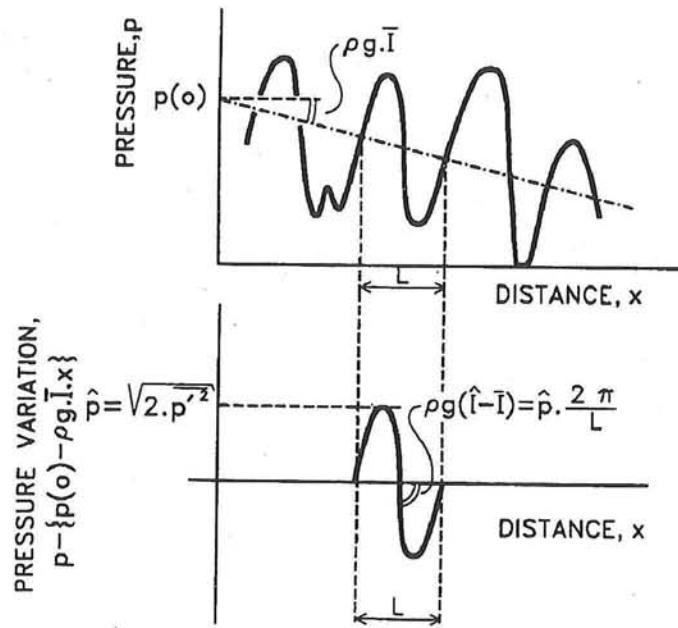


FIG. 2. Estimate for Hydraulic Gradients Resulting from Turbulent Pressure Fluctuations

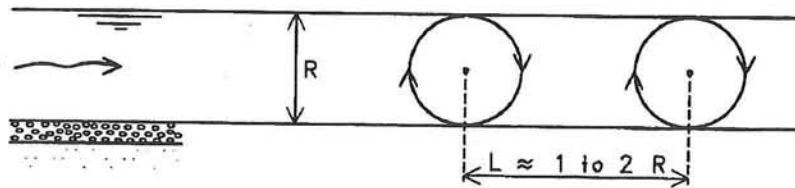


FIG. 3. Relationship between Length Scale of Pressure Fluctuations and Size of Largest Whirls in Stream

Substitution of (18) into (15) yields

$$C_0 = 1 + \frac{2\pi\sqrt{2}}{\rho g L} \sqrt{p'^2} \frac{1}{\bar{I}}$$

or

$$C_0 = 1 + \frac{2\pi\sqrt{2}}{\rho g R} \sqrt{p'^2} \frac{R}{L} \frac{1}{\bar{I}} \quad (19)$$

With (16) this can be rewritten as

$$C_0 = 1 + 2\pi\sqrt{2} \frac{\sqrt{p'^2} R}{\tau_0 L} \quad (20)$$

According to Breusers (1972), the ratio $\sqrt{p'^2}/\tau_0 \approx 3$.

Pressure fluctuations, and therefore gradient fluctuations, might be related to the hydraulic radius R because these fluctuations are caused by the

largest whirls, which have the size of the hydraulic radius. The value L might therefore range between R and $2R$ (Fig. 3). The final result will be

$$C_0 \approx 1 + (13,4 \text{ à } 26,7) = (15 \text{ à } 30) \quad (21)$$

Another approach is to start with a relationship based on Batchelor's data [see for example Hinze (1975)]

$$\sqrt{\hat{p}r^2} = (0.6 \text{ to } 1.0)\rho(u'^2) \quad (22)$$

in which $u' = ru$; and $u = C\sqrt{R\bar{I}}$. This can be rewritten as

$$\sqrt{\hat{p}r^2} = (0.6 \text{ to } 1.0)\rho r^2 C^2 R\bar{I} \quad (23)$$

where $\hat{p} = \sqrt{2}\sqrt{\rho r^2}$; and $I_p = 2\pi\hat{p}/\rho gL$. This results in

$$I_p = (0.6 \text{ to } 1.0)2\pi\sqrt{2}r^2 \frac{C^2 R}{g} \bar{I} \quad (24)$$

For C_0 the result is then

$$C_0 \approx 1 + (0.6 \text{ to } 1.0)2\pi\sqrt{2}r^2 \frac{C^2 R}{g} \bar{I} \quad (25)$$

in which $L/R = 1$ to 2 ; $C \approx 30\text{--}70 \text{ m}^{1/2}/\text{s}$; and $r = 0.15$. This gives

$$C_0 \approx 1 + (5.4 \text{ to } 99) = (6 \text{ to } 100) \quad (26)$$

In summary, C_0 ranges from six to 100 with a commonly applicable value of 15.

APPENDIX II. REFERENCES

- Atmatzidis, D. K. (1987). "An experimental study of sand migration in gravel." *Proc., IX Eur. Conf. on Soil Mech. and Found. Engrg. (ECSMFE) Groundwater effects in Geotech. Engrg.*, Balkema, Rotterdam, The Netherlands.
- Bezuijen, A., Klein Breteler, M., and Bakker, K. J. (1987). "Design criteria for placed block revetments and granular filters." *Proc.-II, Int. Conf. on Coast. and Port Engrg. in Developing Countries*, Beijing, China.
- Breusers, H. N. C. (1972). *Pressure fluctuations in turbulent flow, S230*. Delft Hydraulics, Delft, The Netherlands (in Dutch).
- de Graauw, A., van der Meulen, T., and Does de Bye M. v.d. (1983). "Design criteria for granular filters." *Delft Hydr.*, 287 (January).
- Hinze, J. O. (1975). *Turbulence*. McGraw-Hill, Inc., New York, N.Y.
- Shields, A. (1936). "Anwendung der Ähnlichkeitsmechanik der Turbulenzforschung auf die Geschiebebewegung." *Mitt. der Preuss. Versuchsanstalt für Wasserbau und Schiffbau*, Vol. 26, Berlin, Germany (in German).
- Wörman, A. (1989). "Riprap protection without filter layers." *J. Hydr. Engrg.*, ASCE, 115(12).

Stabiliteit basislaag bij modelproeven

Inventarisatie mogelijke oorzaken voor het grote verschil in de opgemeten kritieke verhangen bij de proeven in de filterbak en de open stroomgoot

Ir. M. Hauer
januari 1997

Inhoud

1.	Inleiding	73
2.	Overzicht mogelijke oorzaken voor de verschillen in het kritiek verhang ..	73
3.	Inschatting mogelijke invloed van de oorzaken uit hoofdstuk 2	74
4.	Samenvatting en aanbevelingen	80
	Literatuur	82
	Bijlage - figuren turbulente drukfluctuaties uit artikel van J. Kim [10] ...	83

1. Inleiding

Uit Hauers laatste notitie [1] komt naar voren dat er ten aanzien van de stabiliteit van de basislaag sprake is van een groot verschil in de kritieke verhangen die enerzijds tijdens filterbakproeven en anderzijds tijdens de proeven in de open stroomgoot zijn opgemeten. Bij gelijke materiaalparameters voor toplaag en basislaag zijn de kritieke verhangen bij de proeven in de open waterloop een factor 10 maal zo klein als bij de filterbakproeven. De verklaring voor dit fenomeen moet worden gezocht in één of meer van de wezenlijke verschillen die er bestaan tussen de belastingssituatie bij een filterbakproef en de belastingssituatie bij een proef in de open stroomgoot. Deze verschillen zijn in hoofdstuk 2 van deze notitie op een rij worden gezet. In hoofdstuk 3 worden vervolgens in het kort de mogelijke invloeden van deze verschillen op de uitkomsten voor de kritieke verhangen besproken. In hoofdstuk 4 zijn de belangrijkste resultaten van deze exercitie samengevat. Aan het eind van dit hoofdstuk volgen tot slot nog enkele aanbevelingen met betrekking tot de voortgang van het huidig filteronderzoek naar geometrisch open filterconstructies.

2. Overzicht mogelijke oorzaken voor de verschillen in het kritiek verhang

De mogelijke oorzaken voor de geconstateerde verschillen in de gemeten kritieke verhangen kunnen worden onderverdeeld in twee hoofdrubrieken:

- A. Wezenlijke verschillen tussen de stromingssituatie in een filterlaag onder een drempel (filterbakproef) en de stromingssituatie in een filterlaag die aan een open waterloop grenst.
- B. Verschillen met betrekking tot de uitvoering van de twee verschillende typen modelproeven in de filterbak en de open stroomgoot.

De wezenlijke verschillen binnen rubriek A betreffen de twee onderstaande aspecten:

- A1: Doordringing gemiddeld snelheidsprofiel vanuit open waterloop. De gemiddelde watersnelheden in de open waterloop zijn veel groter dan de gemiddelde watersnelheden die op enige diepte in de aangrenzende filterlaag optreden. Deze hogere snelheden zullen vanuit de open waterloop de snelheden in het bovenste deel van de filterlaag beïnvloeden. Dit effect treedt wel op bij proeven in de open stroomgoot maar ontbreekt bij de filterbakproeven. Vooral bij relatief dunne filterlagen zou dit effect een rol kunnen spelen.
- A2: Invloed van in de open waterloop aanwezige turbulente fluctuaties op de stroming in de filterlaag. Naast de onder A1 genoemde doordringing van *gemiddelde* snelheidsprofielen zal ook sprake zijn van doordringing van instantane turbulente fluctuaties rond de gemiddelde waarden. De gemiddelde snelheden hangen via het bodemverhang van de goot samen met de gemiddelde drukgradient in stromingsrichting. In de turbulente grenslaag vlak boven het grensvlak filterlaag/waterloop treden echter instantane drukgradiënten op die veel groter kunnen zijn dan de gemiddelde gradient. Deze instantane gradienten zullen zich vanuit de turbulente grenslaag in de filterlaag voortplanten en daarin aanleiding kunnen geven tot lokaal veel grotere watersnelheden dan men alleen op grond van de gemiddelde drukgradient zou verwachten. Afhankelijk van

de mate van demping door de energiedissipatie als gevolg van de weerstand die de stenen van de filterlaag op de stroming uitoefenen zou dit effect niet alleen bij relatief dunne maar ook bij relatief dikke filterlagen een grote rol kunnen spelen.

De verschillen met betrekking tot de uitvoering van de proeven binnen rubriek B betreffen vooral de drie onderstaande aspecten:

- B1: Invloed ballast bij filterbakproeven. Bij de filterbakproeven is doorgaans sprake van een flinke bovenbelasting op het waterdichte schot dat op de bovenkant van de filterlaag is aangebracht om dit schot en het filtermateriaal zelf op zijn plek te houden. Daarnaast is ook sprake van relatief dikke filterlagen (zie ook A3). Hierdoor zullen de korrelspanningen in het basismateriaal onder de filterlaag bij de filterbakproeven veel groter zijn dan bij de proeven zonder bovenbelasting in de open stroomgoot met relatief dunne filterlagen. Door deze grotere korrelspanningen zou de weerstand van het basismateriaal tegen erosie bij de filterbakproeven groter kunnen zijn dan bij de proeven in de open stroomgoot.
- B2: Bij de proeven in de open stroomgoot was soms sprake van instabiliteit van de filterlaag voordat de basislaag instabiel werd. Tijdens enkele van deze proeven is daarom de bovenkant van de filterlaag met gaas verankerd, om toch nog te kunnen nagaan wanneer de basislaag instabiel zou worden. Het is de vraag welke invloed dit op de resultaten zal hebben gehad.
- B3: Bij de filterbakproeven zijn de kritieke verhangen bepaald door de bij verschillende verhangen opgemeten transporten van basismateriaal te extrapoleren naar het punt waar geen transport zal optreden. Bij de proeven in de open waterloop was echter sprake van visuele vaststelling van het begin van transport. Het is de vraag of beide methoden dezelfde waarden voor het kritiek verhang opleveren.

De vijf mogelijke oorzaken A1, A2 en B1 t/m B3 zullen ieder een invloed kunnen uitoefenen bij de verklaring van het verschil in de opgemeten kritieke verhangen bij enerzijds de filterbakproeven en anderzijds de proeven in de open stroomgoot. Het is daarbij de vraag hoe groot deze invloeden kunnen zijn. Hierop zal in het nu volgende hoofdstuk worden ingegaan.

3. Inschatting mogelijke invloed van de oorzaken uit hoofdstuk 2

In dit hoofdstuk zal voor zover mogelijk worden ingeschat hoe groot de invloed is die van iedere mogelijke oorzaak uit zou kunnen gaan. Deze inschattingen zullen in eerste instantie nog grof zijn. Er zal met behulp van deze inschattingen worden nagegaan in hoeverre één of meer van de vijf genoemde oorzaken ten grondslag zouden kunnen liggen aan het grote verschil (met een factor 10) in de opgemeten kritieke verhangen.

ad A1: Bij de beoordeling van de mogelijke invloed van het aspect "doordringing van gemiddeld snelheidsprofiel waterloop" kan gebruik worden gemaakt van het recente rapport van Hauer en Van der Meulen [5]. In dit rapport wordt ook verwezen naar metingen tijdens experimenten van Nakagawa

en Stephenson. Uit deze experimenten kwam duidelijk naar voren dat de karakteristieke lengte voor de demping van de gemiddelde snelheden in het poreus medium relatief kort is (orde $0.3 * D_{50f}$). Dieper in het medium (beneden een bovenste deel van ruwweg $1.0 * D_{50f}$ dikte) bleken de gemeten snelheden constant te worden. De invloed van de doordringing van de gemiddelde snelheidsprofielen uit de waterloop is dus beperkt tot alleen dat bovenste deel van ruwweg $1.0 * D_{50f}$ dikte. Bij de proeven in de open stroomgoot was steeds sprake van filterlagen met een grotere dikte dan $1.0 * D_{50f}$. Het aspect "doordringing gemiddeld snelheidsprofiel waterloop" zal bij deze filterlaagdikten van ondergeschikt belang zijn geweest. Dit aspect kan nooit de factor 10 verschil in opgemeten kritieke verhangen hebben veroorzaakt. Deze bevinding wordt overigens ook ondersteund door de proefresultaten van de proeven in de open stroomgoot zelf. Veel proeven zijn uitgevoerd met relatief dunne filterlaagdikten van $1.5 * D_{50f}$. Er zijn echter ook proeven met dikke filterlagen uitgevoerd. Dit zijn in tabel 4 (pagina 9) van Hauers vorige notitie [1] de proeven T5A (filterlaagdikte $3 * D_{50f}$), T10 (filterlaagdikte $2.65 * D_{50f}$) en T11 (filterlaagdikte $2.0 * D_{50f}$). Uit de meetgegevens blijkt heel duidelijk dat voor deze proeven geen significant kleinere kritieke Shieldsparameters worden gevonden dan bij de andere proeven met de dunne filterlaag. Dat zou men wel verwachten wanneer er bij deze filterlaagdikten nog sprake zou zijn van een diepteafhankelijke invloed van de doordringing van het gemiddeld snelheidsprofiel uit de waterloop. Het ontbreken van een dergelijk verband tussen kritieke Shieldsparameter en laagdikte duidt erop dat men bij de toegepaste laagdikten blijkbaar geen last meer heeft van een dergelijke diepteafhankelijke invloed. Deze bevinding versterkt dus de bevindingen die uit de experimenten van Nakagawa en Stephenson volgen.

ad A2: De invloed van de in de turbulente grenslaag in de waterloop instantaan optredende drukgradienten op de stroming in het filter is veel moeilijker in te schatten. Aan Hauers vorige notitie [1] is als appendix een copie van een artikel van Bakker, Verheij en de Groot toegevoegd, waarin een poging is gedaan deze invloed te modelleren voor een (gemiddeld over de tijd) stationaire, turbulente stromingssituatie in een rivier. In hoofdstuk 5 van Hauers notitie wordt dit artikel in het kort besproken. Er wordt op gewezen dat de *werkelijke* situatie ten aanzien van de drukfluctuaties in een turbulente grenslaag er bepaald heel wat grilliger uitziet dan het veronderstelde sinusvormige verloop in het artikel van Bakker, Verheij en de Groot doen vermoeden. In een artikel van de NASA [10] behandelt J. Kim onder andere het via numerieke integratie van de drie-dimensionale Navier-Stokes vergelijkingen berekende verloop van instantane drukfluctuaties in een turbulente grenslaag langs een gladde wand. Bij filters is weliswaar sprake van een hydraulisch ruwe wand, maar de resultaten van J. Kim kunnen desalniettemin toch dienen om de gedachten alvast wat te kunnen oriënteren. Aan deze notitie is als bijlage een copie toegevoegd met daarop twee figuren uit het artikel van Kim. De ene figuur (figure 21) toont contourlijnen van constante druk bij de wand (rapid en slow pressure zijn twee termen die samenhangen met het numerieke integratieproces, men moet op (c) (total pressure) letten). De

tweede figuur (figure 23) toont contourlijnen van constante drukgradiënten bij de wand (de gemiddelde stroming is in x-richting). De getrokken contouren geven hierbij de mate van overschrijding van de gemiddelde waarden aan, terwijl de gestippelde contouren de mate van onderschrijding weergeven. Uit het artikel komt naar voren dat de grootte van de gemiddelde drukgradiënt die de turbulente stroming in x-richting aandrijft vrijwel is te verwaarlozen tegenover de grootte van de in de turbulente stroming instantaan optredende drukgradiënten, die maximaal 50 tot 100 maal groter kunnen zijn. Dit geldt dan al de situatie bij een nog relatief laag-turbulente stroming: het Reynoldsgetal $Re = (u \cdot R/v)$ (met u = schuifspanningssnelheid en R = hydraulische straal) bedroeg bij deze simulaties $Re = 179$. Bij hogere Reynoldsgetallen zullen de instantane drukgradiënten nog groter kunnen uitvallen.

Gezien deze resultaten hoeft men (ook bij de situatie met een hydraulisch ruwe wand) bij turbulente stroombeelden niet te twifelen aan het voorkomen van lokaal veel grotere drukgradiënten dan de gemiddelde drukgradiënt. Daarom zal men zich moeten afvragen wat voor invloed deze lokale, instantane drukgradiënten op de stroming door het filtermateriaal zouden kunnen uitoefenen. Het is zeker niet onwaarschijnlijk dat juist dit aspect de factor 10 verschil in de opgemeten kritieke verhangen veroorzaakt. Die lokaal maximaal 50 tot 100 maal grotere instantane drukgradiënten zouden heel goed aanleiding kunnen geven tot het voorkomen van grote instantane poriesnelheden in het filter, die veel groter zijn dan de gemiddelde poriesnelheden die samenhangen met de gemiddelde drukgradiënt.

Het is hierbij van belang de stroming in het filter op een microscopisch niveau te beschouwen. Deze stroming is doorgaans ook turbulent - ook bij een filterbakproef. Op microscopisch niveau bezien bestaat de stroming door de poriën van het filter uit een systeem van tal van wervels en neren, welk systeem vooral zal samenhangen met de geometrie van het filter. De lengteschaal van de wervels zal hierbij worden beperkt door de beschikbare ruimte in de poriën (lengteschaal wervels kleiner dan D_{50f}). Wanneer men bij een filterbakproef het debiet door het filter vergroot, zal er niet veel veranderen aan deze lengteschaal. Wel zullen de lokale snelheden in de wervels toenemen bij toenemend debiet. Bij een filterbakproef is in het filter dus sprake van een min of meer vaststaande geometrie van wervels, waarbij de lokale snelheden in de wervels worden bepaald door het debiet door het filter. De gemiddelde snelheid (filtersnelheid) is hierbij in de richting van het debiet, terwijl de lokale snelheden in de wervels veel groter zullen zijn dan deze gemiddelde snelheid. Het zijn daarbij die hoge lokale snelheden die de erosie van het basismateriaal veroorzaken.

Bij een proef in een filterbak wordt de stroming door het filter gereguleerd door het verhang over het filter te variëren. Het debiet door het filter (en daarmee de lokale snelheden in de wervels in het filter) hangen bij deze proef alleen af van dat verhang. De stroming wordt hier niet beïnvloed door randvoorwaarden die zijn opgelegd aan de bovenzijde van

de filterlaag. Bij een proef in een open stroomgoot is daarentegen niet echt sprake van een direct instelbaar verhang *over het filter*. Door de bodemhelling van de goot te reguleren kan men een gemiddelde drukgradient in stromingsrichting instellen, maar de relatie tussen dit bodemverhang en de locale snelheden in de wervels en neren in het filter is voorsnog niet direct duidelijk. Een proef in een open stroomgoot verschilt wezenlijk van een filterbakproef, omdat bij de proef in de open stroomgoot de stroming in het filter niet wordt bepaald door de randvoorwaarden die links en rechts aan een zekere lengte filterlaag worden opgelegd (de stijghoogten links en rechts bij een filterbakproef) maar door de randvoorwaarde die aan de *bovenzijde* van het filter wordt opgelegd (i.e. de locale watersnelheden en drukken direct boven het filter in de turbulente grenslaag). Het is belangrijk dit punt goed tot zich door te laten dringen. Er is hier sprake van totaal verschillende randvoorwaarden voor de stroming in het filter.

Wanneer men de resultaten van de proeven in de open stroomgoot wil relateren aan de resultaten van de filterbakproeven, dan zal men moeten zoeken naar de relatie tussen de locale snelheden en drukken in de turbulente grenslaag en de locale snelheden in de wervels in het filter. Het zijn immers deze laatste snelheden die het begin van erosie van de basislaag bepalen. Men zou deze problematiek langs een indirecte weg kunnen benaderen door (als een functie van de randvoorwaarde aan de bovenzijde van de filterlaag) de locale debieten door het filter te berekenen en deze debieten als maat voor de locale snelheden in de wervels te hanteren. Hierbij moet men zich echter wel realiseren dat de debieten bij een filterbakproef hoofdzakelijk in één richting horizontaal stromen, terwijl zij bij een proef in de open stroomgoot zowel horizontaal als verticaal zullen stromen, waarbij de richting als een gevolg van de grote instantane drukfluctuaties in de turbulente grenslaag zowel omhoog, omlaag, van links naar rechts of van rechts naar links kan zijn. Dit laatste betekent dat bij een proef in een open goot niet alleen de grootte van de locale snelheden in de wervels maar ook de geometrie van het systeem van wervels en neren in de tijd zal variëren - bij verschillende stromingsrichtingen horen door de onregelmatigheid van de opbouw van het filterskelet immers verschillende systemen van wervels en neren in de poriën van het filter. De lengteschaal van de wervels zal echter waarschijnlijk maar weinig variëren - deze zal bij elke stromingsrichting van een orde van grootte van D_{50f} zijn (tenzij er sprake is van een filterskelet met een sterk anisotrope porieopbouw (bijvoorbeeld alleen maar zeer langwerpige poriën in horizontale richting), maar een dergelijke opbouw zal in de praktijk doorgaans niet voorkomen). Wanneer de lengteschaal van de wervels bij alle stromingsrichtingen ongeveer gelijk blijft, zal de grootte van de maximale locale snelheden in de wervels dat ook blijven. Daarom is het ondanks de optredende variaties in stromingsrichting bij een proef in een open goot toch een redelijke aanname om de grootte van de locale debieten als maat voor de grootte van de locale snelheden in de wervels en daarmee als maat voor de erosie van de basislaag op te vatten. Het berekenen van die locale debieten zal echter nog niet zo eenvoudig zijn. Nakagawa en Tsujimoto [7] hebben hier al

eens op gestudeerd maar zijn hier nog niet helemaal goed uitgekomen. Het zal niet meevallen hier zonder de hulp van numerieke rekenmodellen een simpele analytische oplossing voor te vinden.

Kort samengevat: zo op het eerste gezicht lijkt het zeker niet onwaarschijnlijk dat de verschijnselen met betrekking tot de invloed van de momentane snelheids- en drukfluctuaties in de turbulente grenslaag boven een filter op de stroming in dat filter voor een zeer groot deel het enorme verschil in de bij de filterbakproeven en de proeven in de open goot opgemeten kritieke verhangen kunnen verklaren. Het is echter niet eenvoudig om deze veronderstelling door middel van een proef te verifiëren - men zou de locale snelheden in de wervels in de poriën moeten meten. Dit is vanuit praktisch oogpunt onmogelijk. Wel zou men kunnen overwegen om het hele probleem te 'kantelen' en een proef uit te voeren met een stroomloop met aan de zijkant een systeem van eilandjes en poriën tussen die eilandjes, waarbij men de snelheden in de wervels in die poriën tussen die eilandjes op relatief eenvoudige wijze dan wel zou kunnen meten. Een dergelijke proef zou in ieder geval al wat meer inzicht kunnen opleveren omtrent de problematiek rond de invloed van de doorwerking van een turbulente grenslaag langs die eilandjes op de stroming in de poriën tussen die eilandjes. Op dit moment zijn nog geen resultaten van modelproeven voor handen om de eventuele theoretische bespiegelingen over deze kwestie mee te kunnen valideren.

ad B1: Bij een filterbakproef wordt een filterlaag van ca. 0.3 tot 0.5 meter dik op een basislaag van ca. 0.4 tot 0.5 meter aangebracht. Op de bovenkant van de filterlaag wordt daarna een waterdicht schot aangebracht, waarop een bovenbelasting van ca. 500 tot 700 kg/m² wordt geplaatst. Een deel van deze ballast dient om de opwaartse waterdrukken die tijdens de proef op het schot werken te kunnen weerstaan. De rest werkt als een bovenbelasting op de bovenste stenen van de filterlaag, om te voorkomen dat deze eerder eroderen dan het basismateriaal. Gesteld dat ca. 300 kg/m² als bovenbelasting op de stenen werkt en de filterlaag 0.4 meter dik is (met soortelijk gewicht $\rho = \rho_s - \rho_w = \text{ca. } 1600 \text{ kg/m}^3$), dan bedraagt de korrelspanning ter plaatse van het grensvlak filterlaag/basislaag ca. $300 + 0.4 \cdot 1600 = 940 \text{ kg/m}^2$. Bij de proeven in de open waterloop is daarentegen geen bovenbelasting aangebracht, terwijl de laagdikten van het filter doorgaans ca. 0.03 tot 0.05 meter bedroegen. Dit geeft ter plaatse van het grensvlak filterlaag/basislaag een korrelspanning van slechts ca. $0.04 \cdot 1600 = 64 \text{ kg/m}^2$. Wanneer men dit gegeven koppelt aan de algemene bevinding dat verhoogde korrelspanningen de erosiegevoeligheid van de basislaag verkleinen, dan kan het zo zijn dat de veel hogere korrelspanning bij de filterbakproef gepaard gaat met een aanzienlijk grotere stabiliteit voor het basismateriaal dan deze stabiliteit bij een proef in een open waterloop. Dit zou dan kunnen resulteren in het opmeten van relatief grotere kritieke verhangen bij de filterbakproeven, hetgeen in overeenstemming is met de bevindingen tijdens de reeds uitgevoerde modelproeven. Het is echter de vraag of dit effect ook de gehele factor 10 verschil zou kunnen veroorzaken. Dit lijkt op het eerste zicht niet erg waarschijnlijk. Zonder aanvullende proeven valt hier echter

vooral nog niet veel meer over te zeggen. Tijdens filtertonproeven voor het Oosterscheldekeringproject is geconstateerd dat de bovenbelasting een zeer grote rol speelde bij *verticale* stroming door een filter (de verhoogde korrelspanningen bevorderen de stabiliteit ten gevolge van boogwerking in de basislaag). In het geval van de in deze notitie beschouwde modelproeven betreft het echter een situatie met *horizontale* stroming, waarbij het erosiemechanisme heel anders is. Over de invloed van bovenbelasting bij horizontale stroming is nog niet zoveel bekend. Het lijkt niet erg waarschijnlijk dat de bovenbelasting bij horizontale stroming net zo een grote invloed zal uitoefenen als bij verticale stroming. Men zou eens een filterbakproef moeten uitvoeren met weinig bovenbelasting en een veel kleinere laagdikte voor het filtermateriaal om te kunnen beoordelen hoe groot de invloed is die de korrelspanning ter plaatse van het grensvlak filter/basis op het opgemeten kritiek verhang heeft. Eén zo'n proef kan in dat opzicht al heel veel aanwijzingen opleveren. Zonder een dergelijke proef kan men er echter vooral nog weinig meer over zeggen dan dat de korrelspanning zeker wel van invloed zou kunnen zijn, maar dat een echt goede inschatting van de orde van grootte van deze invloed voorlopig nog niet goed mogelijk is.

ad B2: Tijdens een groot aantal proeven in de open stroomgoot is het materiaal van de filterlaag met gaas op zijn plek gehouden om te voorkomen dat het erodeerde voordat de basislaag begon te eroderen. Dit zou invloed kunnen hebben uitgeoefend op de opgemeten kritieke verhangen voor erosie van het basismateriaal. Men dient echter te bedenken dat bij filterbakproeven het materiaal van de filterlaag door het waterdichte schot en de bovenbelasting ook op zijn plek wordt vastgehouden. Er is in dit opzicht dus eerder sprake van een gelijkenis dan van een verschil tussen beide typen modelproeven. Alleen de proeven die in de open stroomgoot *zonder* gaas zijn verricht wijken van dit beeld af. Dit zijn in tabel 4 (pagina 9) van Hauers vorige notitie [1] de proeven T2, T3 en T6A. Hiervoor zijn in deze tabel 4 gemiddeld wat grotere kritieke Shieldsparementen berekend. De kleinste waarden voor de kritieke Shieldsparement zijn opgemeten tijdens proeven *met* gaas. Gegeven de vergelijkbaarheid van filterbakproeven met de open stroomgoot proeven met gaas kan men hieruit alleen concluderen dat het verschil in kritieke Shieldsparement (en daarmee in kritiek verhang) tussen filterbakproef en open stroomgoot proef wellicht nog iets groter dan die factor 10 zou kunnen zijn. Het al of niet toepassen van gaas om de filterlaag te stabiliseren kan dit grote verschil zelf echter niet verklaren.

ad B3: In het meetverslag van de proeven in de open stroomgoot [4] staat vermeld dat men de kritieke verhangen op visuele wijze heeft beoordeeld, waarbij men voor het basismateriaal het stadium "Wel geregeld wat bewegende korrels, maar geen merkbaar materiaaltransport" als uitgangspunt heeft genomen. Dit stadium komt overeen met het stadium "transport nul", zoals dit voor de interpretatie van de stabiliteit bij de filterbakproeven is gehanteerd. Bij deze laatste proeven zijn de kritieke verhangen echter niet bepaald uit *visuele* waarnemingen van dit stadium "transport nul". De kritieke verhangen zijn bij deze proeven vastgesteld

door middel van extrapolatie van gemeten transporten naar een theoretisch nulpunt. In de grafieken in het WL-verslag M898/IV zijn voor de filterbakproeven meestal zowel het visuele stadium "transport nul" als het theoretisch nulpunt aangegeven. Het theoretisch nulpunt correspondeert hierbij vrijwel steeds met een groter kritiek verhang als het visuele stadium "transport nul". Dit impliceert dat de op visuele wijze vastgestelde kritieke verhangen meestal kleiner zullen zijn dan de bij de filterbakproeven vastgestelde theoretische waarden. Bij de proeven in de open stroomgoot is dit inderdaad het geval: de kritieke verhangen zijn hier een factor 10 kleiner dan bij de filterbakproeven. Uit de grafieken in het WL-verslag M898/IV blijkt echter ook dat het verschil in kritiek verhang ten gevolge van het verschil in vaststellingsprocedure nooit groter dan een factor 2 zal zijn (het verschil schommelt meestal zo rond een factor 1.5). Het grote verschil met de factor 10 kan dan ook nooit worden toegerekend aan alleen het verschil in vaststellingsprocedure voor de kritieke verhangen. Het verschil in vaststellingsprocedure kan de grote factor 10 echter wel voor een deel verklaren.

Tot zover de globale inschatting van de mogelijke invloeden die van de diverse mogelijke oorzaken zouden kunnen uitgaan. In het volgende hoofdstuk zullen de belangrijkste conclusies nog eens op een rij worden gezet.

4. Samenvatting en aanbevelingen

In hoofdstuk 2 zijn een vijftal mogelijke oorzaken genoemd om het enorme verschil in de bij de filterbakproeven en de proeven in de open goot opgemeten kritieke verhangen voor instabiliteit van het basismateriaal te kunnen verklaren: doorwerking gemiddeld snelheidsprofiel waterloop, doorwerking instantane turbulente fluctuaties, ballast bij filterbakproef, fixeren bovenkant filterlaag om te voorkomen dat deze eerder instabiel wordt dan de basislaag, toepassing van verschillende procedures voor vaststelling van de kritieke situatie voor erosie van de basislaag. Uit de overwegingen in hoofdstuk 3 komt naar voren dat er onder deze vijf oorzaken eigenlijk maar drie oorzaken zijn die (al dan niet in combinatie met elkaar) het grote verschil werkelijk goed zouden kunnen verklaren. De belangrijkste van deze drie lijkt de invloed die de instantane turbulente fluctuaties in de turbulente grenslaag direct boven het filter bij een proef in een open stroomgoot op de stroming in dit filter uitoefenen. Er bestaan goede redenen om te veronderstellen dat deze fluctuaties een dominante rol spelen bij de proeven in de open stroomgoot, terwijl zij ontbreken bij een filterbakproef. Als tweede mogelijke oorzaak voor de opgemeten verschillen in de kritieke verhangen kan worden aangevoerd dat de korrelspanning ter plaatse van het grensvlak filterlaag/basislaag bij de filterbakproeven telkens veel groter was, waardoor de erosiebestendigheid van de basislaag bij de filterbakproeven groter zal zijn geweest. Het lijkt echter onwaarschijnlijk dat deze tweede oorzaak het enorme verschil in de opgemeten kritieke verhangen in zijn eentje kan verklaren. Het is eerder een oorzaak die op het tweede plan ook een beetje zou kunnen meespelen. Eenzelfde opmerking geldt de derde oorzaak: het verschil in procedures voor vaststelling van de kritieke verhangen. Ook deze oorzaak kan slechts een deel van het enorme verschil verklaren.

Gelet op deze bevindingen wordt aanbevolen dieper in te gaan op de problematiek met betrekking tot de invloed van de instantane turbulente fluctuaties in de turbulente grenslaag direct boven het filter op de stroming in dit filter. De in het rapport van Hauer en Van der Meulen [5] als uitgangspunt genomen poreus medium bewegingsvergelijking biedt hier geen soelaas, aangezien deze vergelijking alleen geldt voor stationaire, uniforme stroming (geen fluctuaties). Het artikel van Nakagawa en Tsujimoto [7] uit 1984 zou eventueel aanknopingspunten kunnen bieden om te kunnen komen tot een theoretische modellering voor niet-stationaire en niet-uniforme stroming in een poreus medium. Hun modellering is nog niet geschikt voor de beschrijving van grootschalige snelheids- en drukfluctuaties. Wellicht dat enige nadere studie op dit punt een oplossing zou kunnen bieden.

Opmerking: De veronderstelling dat de instantane snelheids- en drukfluctuaties in de turbulente grenslaag een dominante rol spelen bij de 'totstandkoming' van de stroming in de filterlaag zou bij de aanstaande oriëntatieproef eenvoudig kunnen worden getoetst. Wanneer de in de grenslaag instantaan optredende drukgradiënten de doorslag geven zou het debiet in het filter moeten fluctueren, d.w.z. er zouden dan op sommige tijdstippen ook debieten stroomopwaarts moeten optreden. In de grenslaag komen immers zowel grote positieve als grote negatieve instantane drukgradiënten voor (zie artikel J. Kim [10] en de figuren op de bijlage (pagina 12)). Wanneer het vooral de instantane fluctuaties zijn die de stroming in het filter het meest bepalen, dan zou men bij de proef dergelijke fluctuaties in het debiet ook daadwerkelijk moeten waarnemen.

Literatuur

- [1] **M. Hauer**, Verkennende notitie, Stabiliteit basislaag: analyse theorieën en resultaten modelproeven, Delft, december 1996.
- [2] **CUR**, CUR rapport No. 161, Filters in de waterbouw, Gouda, 1993
- [3] **M. Klein Breteler, H. den Adel & M.A. Koenders**, WL-rapport M1795/H 195, deel XXI, Sectie 2, Ontwerpregels voor het grensvlak tussen granulaair filter en basis, 1992.
- [4] **J.J.A. van Huijstee & H.J. Verhey**, WL-rapport Q572, Verruiming ontwerpregels voor filters in bodemverdedigingen - gelijktijdige instabiliteit van toplaag en basislaag, 1991.
- [5] **M. Hauer & T. van der Meulen**, Parallel stroming in een geometrisch open filterconstructie: een theoretisch model voor de berekening van poriesnelheden en schuifspanningen, TU Delft, december 1996.
- [6] **K.J. Bakker, H.J. Verhey & M.B. de Groot**, Design relationship for filters in bed protection, Journal of Hydraulic Engineering, Vol. 120, No. 9, september 1994.
- [7] **H. Nakagawa & T. Tsujimoto**, Interaction between flow over a granular permeable bed and seepage flow - a theoretical analysis, J. Hydroscience and Hydraulic Engineering, Vol. 2, No. 2, pp. 1 - 10, 1984.
- [8] **H. den Adel & M.B. de Groot**, GD-rapport CO-349410/16: Implementatie filteronderzoek, Delft, januari 1995.
- [9] **G. Schewe**, On the structure and resolution of wall-pressure fluctuations associated with turbulent boundary-layer flow, J. Fluid Mechanics, Vol. 134, pp. 311 - 328, 1983.
- [10] **J. Kim**, On the structure of pressure fluctuations in simulated turbulent channel flow, J. Fluid Mechanics, Vol. 205, pp. 421 - 451, 1989.

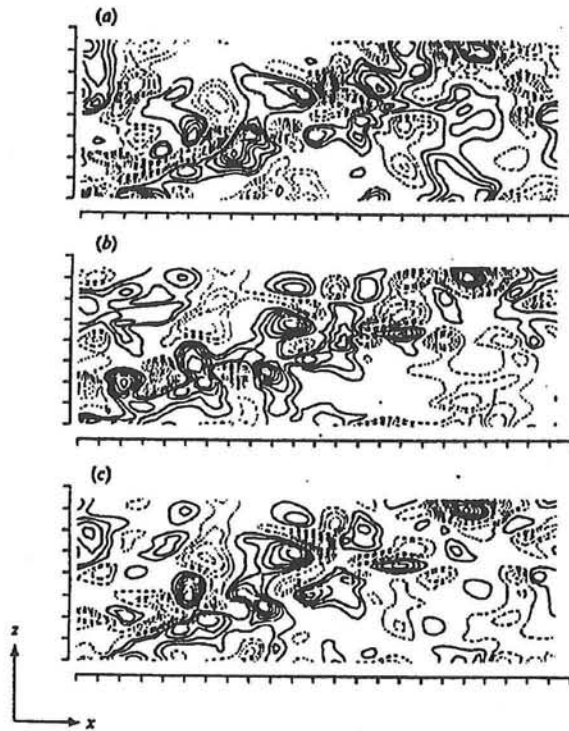


FIGURE 21. Contours of constant (a) rapid, (b) slow, and (c) total pressure at the wall. The mean flow direction is from left to right, and the tick marks denote 50 wall units.

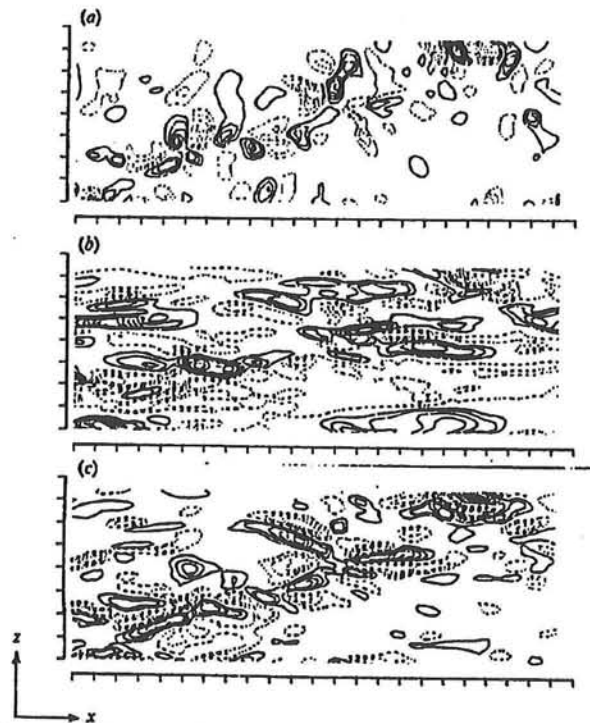


FIGURE 23. Contours of constant (a) $\partial p/\partial x$, (b) $\partial p/\partial y$, and (c) $\partial p/\partial z$ at the wall. The mean flow direction is from left to right, and the tick marks denote 50 wall units.

BIJLAGE C

**Analyse van de mogelijke invloed van de drukfluctuaties in
de turbulente grenslaag op de stroming in de toplaag van een
bodemverdediging in een open waterloop**

een beschouwing aan de hand van enkele meetresultaten

Ir. M. Hauer
Februari 1997

Inhoud

1.	Inleiding	pag. 087
2.	Invloed drukfluctuaties op de stroming in de turbulente grenslaag . .	pag. 088
3.	Invloed drukfluctuaties op de stroming in de toplaag	pag. 092
4.	Samenvatting	pag. 099
	Literatuur	pag. 100
	Appendix	pag. 101
	Bijlagen A t/m G	pag. 104

1. Inleiding

In de laatste notitie [2] voor het project FILTERS is naar voren gebracht dat het zeker niet ondenkbaar is dat de relatief grote instantane drukgradiënten in de turbulente grenslaag langs de toplaag van een bodemverdediging in een open waterloop een zeer grote invloed uitoefenen op de stroming die ter plaatse van het scheidingsvlak toplaag/basislaag onderin de toplaag optreedt. In deze notitie zal deze stelling nader worden onderzocht. Daartoe zullen de meetresultaten worden geanalyseerd van modelproef T11 die tijdens het WL-onderzoek Q572 [3] in de open stroomgoot is verricht.

Op basis van de meetwaarden voor de standaardafwijkingen en het kruisspectrum van de lokale drukken zal een schatting worden gemaakt voor de grootte van de instantane drukgradiënten in de turbulente grenslaag en de instantane drukgradiënten onderin de toplaag. Vervolgens zal eerst worden nagegaan welke invloed de instantane drukgradiënten uitoefenen op de stroming in de turbulente grenslaag vlak boven de toplaag. De instantane drukgradiënten kunnen met behulp van het tijdens de proef opgemeten energiedichtheidsspectrum op relatief simpele wijze worden omgerekend in hiermee corresponderende instantane snelheidsfluctuaties. Bij wijze van controle zal deze schatting voor de snelheidsfluctuaties worden vergeleken met de tijdens de proef geregistreerde snelheidsfluctuaties in de waterloop.

Daarna zal nader worden ingegaan op de stroming in de toplaag. Voor dit poreus medium verloopt de omrekening tussen drukfluctuaties en snelheidsfluctuaties wezenlijk anders dan voor de turbulente grenslaag. Hiervoor zal een theoretisch model worden opgesteld. Met behulp van resultaten van dit model en de schatting voor de instantane drukgradiënt onderin de toplaag zal worden geschat hoe groot de instantane fluctuaties in de filtersnelheid onderin de toplaag tijdens proef T11 vermoedelijk zijn geweest. Bij gebrek aan meetwaarden voor deze filtersnelheid kan deze schatting helaas niet gecontroleerd worden. Een definitieve controle op de juistheid van het in deze notitie beschreven beeld voor de stroming in de toplaag wordt pas mogelijk na het uitvoeren van een oriëntatieproef. Na een aanvullende beschouwing van de proefresultaten van ook de andere proeven in de open stroomgoot is de auteur van deze notitie er echter zelfs zonder oriëntatieproef al van overtuigd dat het beschreven stroombeeld juist is. Alle metingen zijn consistent met dit beeld.

2. Invloed drukfluctuaties op de stroming in de turbulente grenslaag

Bij de analyse van de invloed van de instantane drukfluctuaties op de stroming in de grenslaag zal gebruik worden gemaakt van de meetgegevens die tijdens proef T11 van het WL-onderzoek Q572 zijn geregistreerd. Op de bijlagen A t/m G bij deze notitie zijn de relevante data en meetgegevens met betrekking tot deze proef samengevat. Voor een uitgebreid overzicht van alle meetgegevens van het WL-onderzoek Q572 wordt verwezen naar het meetverslag [3].

De theoretische formuleringen bij de analyse van deze metingen zijn opgesteld met de medewerking van drs. R. Booy van de vakgroep Vloeistofmechanica van de Technische Universiteit Delft. Het is op zijn plaats hier een woord van dank uit te spreken voor zijn onbaatzuchtige hulp bij het opstellen van een theoretische modellering voor deze materie.

Tijdens proef T11 zijn ter plaatse van het grensvlak toplaag/waterloop en op diverse diepten in de toplaag de standaardafwijkingen van de locale drukken opgemeten. De exacte plaatsen van de diverse drukdozen staan vermeld op bijlage B. De drukdozen P2 t/m P5 bevonden zich op diverse diepten in de toplaag. De drukdozen P1 en P6 t/m P10 bevonden zich op diverse afstanden van elkaar op het grensvlak toplaag/waterloop. Met behulp van de meetsignalen van deze laatste groep drukdozen is het kruisspectrum op bijlage G bepaald. Het energiedichtheidsspectrum op bijlage F (onderste figuur) is bepaald met behulp van het meetsignaal van de drukdoos P10. De opgemeten standaardafwijkingen van de locale drukken zijn vermeld in tabel 18 op bijlage E. In deze tabel staat ook vermeld dat de gemiddelde stroomsnelheid in de waterloop tijdens de drukmetingen 1.10 m/s bedroeg. Deze waarde correspondeert met de laatste kolom van de snelheidsmetingen in tabel 17 op bijlage D. Het verhang bedroeg hierbij $1.3 \cdot 10^{-3}$. De algemene data (korreldiameters, etc.) met betrekking tot proef T11 zijn vermeld in de onderste regel van tabel 2 op bijlage A.

Een beschouwing van de opgemeten standaardafwijkingen $\sigma(p)$ (bijlage E) levert de volgende conclusies

- Ter plaatse van het grensvlak toplaag/waterloop bedroeg de standaardafwijking gemiddeld $\sigma(p) = 29 \text{ N/m}^2$.
- Deze waarde was iets kleiner bij de drukdozen die in de toplaag zelf waren geplaatst. De demping was echter gering. Onderin de toplaag bedroeg de standaardafwijking nog altijd $\sigma(p) \approx 20 \text{ N/m}^2$.

Hetzelfde beeld komt ook naar voren bij beschouwing van de meetresultaten van de andere proeven. De standaardafwijking is telkens maximaal in de grenslaag, met 30 tot 50 % kleinere waarden voor $\sigma(p)$ onderin de toplaag. Het is ook nuttig proef T8 te beschouwen: hier was de toplaag zeer dik ($100 \text{ mm} = 10 \text{ maal } D_{50t}$). Desalniettemin bedroeg de standaardafwijking $\sigma(p)$ onderin de toplaag toch nog 35 tot 45 % van de maximum waarde in de grenslaag. Hieruit kan worden opgemaakt dat de karakteristieke lengte voor de demping van de drukfluctuaties niet van de korreldiameter afhangt. Deze hangt samen met de lengteschalen van de fluctuaties.

In de turbulente grenslaag treden fluctuaties op met verschillende perioden en lengteschalen. Ter wille van de eenvoud zal dit complexe geheel van fluctuaties worden

weergegeven met behulp van één karakteristieke drukfluctuatie $p''(x,t)$ met één karakteristieke lengte L en één karakteristieke periode T (de indicatie '' verwijst naar het instantane karakter van de fluctuatie). Het grillige verloop van de fluctuaties wordt daarbij geschematiseerd met een eenvoudige sinus-functie (vergelijking (1)). Deze modellering moet worden opgevat als een ruwe benadering waarmee men een schatting kan maken voor de orde van grootte van de stromingsfenomenen. Voor gedetailleerde beschouwingen van deze fenomenen is de benadering ongeschikt.

$$p''(x, t) = p_0 \cdot \sin \left(\frac{2 \cdot \pi \cdot x}{L} + \frac{2 \cdot \pi \cdot t}{T} \right) \quad (1)$$

Uit het kruisspectrum op bijlage G blijkt dat de correlatie tussen de meetsignalen in stromingsrichting na ca. $x = 0.15$ m. vrijwel geheel is verdwenen. Een karakteristieke lengteschaal voor de drukfluctuaties bedraagt daarmee $L = 0.15$ m., wat neerkomt op ca. één derde van de waterdiepte. Deze waarde is ongeveer gelijk aan de dikte van de turbulente grenslaag. Het is daarmee een redelijke uitkomst voor L . De karakteristieke periode kan worden geschat met behulp van het energiedichtheidsspectrum dat tijdens proef T11 via drukdoos P10 is opgemeten (bijlage F). De piekfrequentie bij dit spectrum bedraagt $f_p \approx 1.5$ Hz. Een goede schatting voor de karakteristieke periode bedraagt dan $T = 1/f_p \approx 0.7$ sec. Bij middeling over periode en lengteschaal bedraagt de standaardafwijking $\sigma(p)$ bij het sinusvormig signaal in vergelijking (1) $\sigma(p) = p_0/\sqrt{2}$. Ter plaatse van het grensvlak toplaag/waterloop bedraagt de amplitude dus $p_0 = \sigma(p) \cdot \sqrt{2} = 29.0 \cdot \sqrt{2} = 41$ N/m². Onderin de toplaag bedraagt de amplitude $p_0 = 20.0 \cdot \sqrt{2} = 28$ N/m². Er zal worden aangenomen dat de karakteristieke periode en karakteristieke lengteschaal van de drukfluctuaties tijdens de voortplanting in de toplaag niet veranderen. Aangezien geen spectra zijn bepaald voor de locale drukken onderin de toplaag kan deze aanname niet in directe zin worden geverifieerd. Uit tal van artikelen (o.a. [8] & [9]) over theoretische modellen voor de beschrijving van de demping van drukfluctuaties in een poreus medium valt echter op te maken dat een dergelijke aanname voor de hand ligt.

De instantane drukfluctuaties $p''(x,t)$ gaan gepaard met onderstaande drukgradiënten:

$$\left(\frac{dp}{dx} \right)'' = \left(\frac{2 \cdot \pi \cdot p_0}{L} \right) \cdot \cos \left(\frac{2 \cdot \pi \cdot x}{L} + \frac{2 \cdot \pi \cdot t}{T} \right) \quad (2)$$

De extreme waarden van deze instantane drukgradiënten kunnen voor de stroming op het grensvlak toplaag/waterloop en onderin de toplaag dan als volgt worden berekend:

$$\begin{aligned} \text{grensvlak toplaag/waterloop} : \left(\frac{dp}{dx} \right)''_{\text{extr}} &= +/- \left(\frac{2 \cdot \pi \cdot 41}{0.15} \right) = +/- 1717 \text{ N/m}^3 \\ \text{stroming onderin toplaag} : \left(\frac{dp}{dx} \right)''_{\text{extr}} &= +/- \left(\frac{2 \cdot \pi \cdot 28}{0.15} \right) = +/- 1173 \text{ N/m}^3 \end{aligned} \quad (3)$$

Deze extreme waarden kunnen worden vergeleken met de gemiddelde waarde voor de drukgradient in stromingsrichting. Deze gemiddelde waarde bedraagt:

$$\left(\frac{dp}{dx}\right) = -\rho \cdot g \cdot i = 10^3 \cdot 9.81 \cdot 1.3 \cdot 10^{-3} = -13 \text{ N/m}^3 \quad (4)$$

De instantane drukgradienten zijn dus veel (een factor 100) groter dan de gemiddelde drukgradient die de stroming aandrijft. Wanneer men deze factor 100 verschil tussen de instantane drukgradienten en de gemiddelde drukgradient in stromingsrichting beziet, zou men kunnen denken dat de grootte van de horizontale watersnelheden ter plaatse van het grensvlak toplaag/waterloop voornamelijk wordt bepaald door de grootte van de instantane drukgradienten. Dit is echter niet waar. Uit de metingen van het snelheidsprofiel in de waterloop (bijlage D, laatste kolom) blijkt dat de gemiddelde snelheid op 20 mm. boven het grensvlak tijdens de proef 0.61 m/s bedroeg, waarbij de standaardafwijking van de snelheidsfluctuaties rond dit gemiddelde $\sigma(u) \approx 0.17$ m/s bedroeg. De standaardafwijking $\sigma(u)$ die het gevolg is van de aanwezigheid van de instantane drukgradienten is dus niet groter maar juist kleiner dan de gemiddelde snelheid. Dit verschijnsel hangt samen met de tijdschaal van de fluctuaties: de grootte van de snelheidsfluctuaties $u''(x,t)$ wordt niet alleen bepaald door de grootte van de instantane drukgradienten maar ook door de tijdsduur dat deze instantane gradienten een pakketje water kunnen versnellen en vertragen. Bij verwaarlozing van de visceuse wrijving geldt bij een 1-dimensionale beschouwing voor een pakketje water met eenheidsvolume $dx \cdot dy \cdot dz$ onderstaande bewegingsvergelijking (kracht = massa * versnelling):

$$dp \cdot dy \cdot dz = \rho \cdot dx \cdot dy \cdot dz \cdot \frac{du}{dt} \Rightarrow \left(\frac{dp}{dx}\right)'' = \rho \cdot \left(\frac{du}{dt}\right)'' \quad (5)$$

Combinatie van bovenstaande vergelijking met vergelijking (2) levert onderstaande uitdrukking voor de instantane snelheidsfluctuaties $u''(x,t)$:

$$u''(x, t) = \left(\frac{p_0 \cdot T}{\rho \cdot L}\right) \cdot \sin\left(\frac{2 \cdot \pi \cdot x}{L} + \frac{2 \cdot \pi \cdot t}{T}\right) \quad (6)$$

In de turbulente grenslaag zal de standaardafwijking $\sigma(u)$ bij dit signaal dus qua orde van grootte gelijk zijn aan:

$$\sigma(u) \approx \frac{p_0 \cdot T}{\rho \cdot L \cdot \sqrt{2}} \approx \frac{41 \cdot 0.7}{1000 \cdot 0.15 \cdot \sqrt{2}} \approx 0.14 \text{ m/s} \quad (7)$$

Dit resultaat stemt qua orde van grootte goed overeen met de gemeten standaardafwijking $\sigma(u) = 0.17$ m/s. De 1-dimensionale benadering in vergelijking (5) voor het in wezen 3-dimensionale karakter van het verband tussen de druk- en snelheidsfluctuaties

in de turbulente grenslaag levert dus ondanks de sterke vereenvoudiging van de problematiek toch al heel redelijke uitkomsten op. De beperking van de beschikbare tijdsduur om waterdeeltjes te versnellen en vertragen leidt ertoe dat de zeer grote instantane drukgradiënten slechts resulteren in relatief kleine snelheidsfluctuaties van ca. 25 % van de gemiddelde watersnelheid.

Na deze bevinding rijst de vraag of dit ook het geval zal zijn wanneer men de stroming onderin de toplaag beschouwt. Ook daar zijn zeer grote instantane drukgradiënten aanwezig. Wanneer deze gradienten in een vrije stroming aanwezig zouden zijn, dan zouden ze qua orde van grootte aanleiding geven tot snelheidsfluctuaties met $\sigma(u) = (28 \cdot 0.7) / (1000 \cdot 0.15 \cdot \sqrt{2}) = 0.09$ m/s. De gemiddelde filtersnelheid v_f tijdens de metingen kan worden berekend met de Forchheimer relatie uit de CUR-leidraad [10] ($D_{50t} = 0.015$ m., $n = 0.38$, $i = 1.3 \cdot 10^{-3}$, $g = 9.81$ m/s², $\nu = 10^{-6}$ m²/s):

$$\text{Forchheimerrelatie: } i = a \cdot v_f + b \cdot v_f^2$$

$$\text{met } a = \frac{160 \cdot 10^{-6} \cdot 0.62^2}{0.38^3 \cdot 9.81 \cdot 0.015^2} = 0.51 \quad \text{en} \quad b = \frac{2.2}{0.38^2 \cdot 9.81 \cdot 0.015} = 103.5 \quad (8)$$

$$\Rightarrow v_f = -\frac{0.51}{2 \cdot 103.5} + \sqrt{\frac{0.51^2}{2^2 \cdot 103.5^2} + \frac{1.3 \cdot 10^{-3}}{103.5}} = 0.0019 \text{ m/s}$$

Deze filtersnelheid is geen echte watersnelheid maar een debiet. Wanneer men watersnelheden wil vergelijken moet men rekenen met poriesnelheden. De gemiddelde poriesnelheid bedroeg tijdens de proef ongeveer $\underline{u} = v_f / n = 0.0019 / 0.38 \approx 0.005$ m/s. Wanneer men de standaardafwijking $\sigma(u) = 0.09$ m/s vergelijkt met deze maat voor de gemiddelde watersnelheid, dan blijken de instantane snelheidsfluctuaties onderin de toplaag juist veel (een factor 10 tot 20) groter te zijn dan de gemiddelde watersnelheden die daar optreden. Er is hier dus sprake van een wezenlijk andere situatie dan de situatie in de turbulente grenslaag. In de turbulente grenslaag bestaat het stroombeeld uit relatief grote gemiddelde watersnelheden met relatief kleine fluctuaties, terwijl het stroombeeld in de toplaag juist zal bestaan uit relatief kleine gemiddelde snelheden met relatief grote snelheidsfluctuaties.

Bovenstaande benadering voor de stroming in de toplaag moet worden opgevat als een ruwe eerste schets van de problematiek. Bij de berekening van de standaardafwijking $\sigma(u)$ is (in de poriën) een ongehinderde, vrije stroming verondersteld. De werkelijke stroming zal echter weerstand ondervinden door de wrijving met de stenen. Daarom mogen de fluctuaties in deze stroming eigenlijk niet met behulp van de vergelijkingen (5) t/m (7) worden berekend. In het volgende hoofdstuk zal hiervoor een betere benadering worden gegeven.

3. Invloed drukfluctuaties op de stroming in de toplaag

Beschouw opnieuw de 1-dimensionale bewegingsvergelijking (5). Binnen de hiermee corresponderende bewegingsvergelijking voor de stroming in de poriën van een poreus medium zal men ook de wrijving van de stenen in rekening moeten brengen. Met behulp van Forchheimerrelatie (8) voor de modellering van deze wrijving en de relatie $u = n \cdot v_f$ kan de 1-dimensionale bewegingsvergelijking voor de stroming in de poriën als volgt worden opgeschreven:

$$\left(\frac{dp}{dx}\right)'' - \rho \cdot g \cdot (a \cdot n \cdot u'' + b \cdot n^2 \cdot u''^2) = \rho \cdot n \cdot \left(\frac{du}{dt}\right)'' \quad (9)$$

De snelheid $u''(x,t)$ betreft in deze vergelijking de instantane poriesnelheid. De massa van het eenheidsvolume $dx \cdot dy \cdot dz$ bedraagt nu $\rho \cdot n \cdot dx \cdot dy \cdot dz$ (alleen de poriën bevatten water). Vanwege het macroscopisch karakter van de gebruikte Forchheimerrelatie moet ook vergelijking (9) worden opgevat als een macroscopische vergelijking - men berekent dus een soort gemiddelde schatting voor de werkelijke (microscopische) fluctuaties in de poriesnelheid.

Een analytische oplossing is voor vergelijking (9) alleen mogelijk wanneer men de uitdrukking voor de wrijvingskracht lineariseert. Daartoe wordt de uitdrukking voor de wrijvingskracht als volgt benaderd:

$$- \rho \cdot g \cdot (a \cdot n \cdot u'' + b \cdot n^2 \cdot u''^2) \approx - \frac{\rho \cdot g \cdot n \cdot u''}{k} \quad (10)$$

De parameter k is binnen dit verband gelijk aan de doorlatendheidscoëfficiënt (eenheid $[k] = m/s$) in een lineaire Darcy-relatie voor de filtersnelheid ($v_f = k \cdot i$). De waarde van k zal naderhand moeten worden bepaald uit overwegingen ten aanzien van het minimaliseren van de fout die door het toepassen van bovenstaande benadering (10) in de berekeningen wordt geïntroduceerd. In de appendix bij deze notitie wordt hier nader op ingegaan.

De implementatie van de vergelijkingen (10) en (2) in vergelijking (9) levert:

$$\frac{1}{g} \cdot \frac{du''}{dt} + \frac{1}{k} \cdot u'' = \frac{i''}{n} \cdot \cos(\lambda \cdot x + \omega \cdot t) \quad (11)$$

$$\text{met } \lambda = \frac{2 \cdot \pi}{L} \quad ; \quad \omega = \frac{2 \cdot \pi}{T} \quad ; \quad i'' = \frac{2 \cdot \pi \cdot p_0}{\rho \cdot g \cdot L}$$

De parameter i'' kan binnen de vergelijking worden opgevat als de amplitude van een fluctuerend verhang (vergelijking (11) is ook toepasbaar voor de analyse van cyclische

stroming tijdens filterbakproeven). De oplossing van de vergelijking bestaat uit een partiele oplossing en een particuliere oplossing. De partiele oplossing volgt via:

$$\frac{1}{g} \cdot \frac{du''}{dt} + \frac{1}{k} \cdot u'' = 0 \Rightarrow u'' = I \cdot e^{-\frac{g \cdot t}{k}} \quad (12)$$

Hierin is I een integratieconstante die samenhangt met de beginvoorwaarde op $t = 0$. De partiele oplossing moet worden opgevat als een instelverschijnsel, welke het (eventueel aanwezig) verschil tussen de beginvoorwaarde en de waarde van de (harmonische) particuliere oplossing op $t = 0$ moet vereffenen. Naarmate de tijd vordert, dempt de invloed van de partiele oplossing uit. Dit deel van de oplossing is verder niet van belang bij de analyse. De harmonische respons bepaalt de evenwichtssituatie die zich al na verloop van een kwart van de periode T zal hebben ingesteld.

De particuliere oplossing wordt bepaald door de bij vergelijking (11) passende harmonische respons te berekenen. Terwille van de eenvoud zal de situatie ter plaatse van $x = 0$ worden beschouwd. De algemene uitdrukking voor de harmonische respons luidt dan:

$$x = 0 : u''(t) = A \cdot \sin(\omega \cdot t) + B \cdot \cos(\omega \cdot t) \quad (13)$$

Invullen van deze respons in vergelijking (11) levert onderstaand stelsel vergelijkingen voor de coëfficiënten A en B:

$$\begin{aligned} \left(\frac{\omega}{g}\right) \cdot A + \left(\frac{1}{k}\right) \cdot B &= \frac{i''}{n} \\ \left(\frac{1}{k}\right) \cdot A - \left(\frac{\omega}{g}\right) \cdot B &= 0 \end{aligned} \quad (14)$$

Oplossing van dit stelsel levert de volgende uitdrukkingen voor A en B:

$$A = \left(\frac{i'' \cdot g \cdot k}{n}\right) \cdot \frac{g}{\omega^2 \cdot k^2 + g^2} ; B = \left(\frac{i'' \cdot g \cdot k}{n}\right) \cdot \frac{\omega \cdot k}{\omega^2 \cdot k^2 + g^2} \quad (15)$$

De respons in vergelijking (13) kan hierbij ook als volgt worden geschreven:

$$u''(t) = R \cdot \sin(\omega \cdot t + \alpha) \quad \text{met } R^2 = A^2 + B^2 \quad \text{en } \tan(\alpha) = \frac{B}{A} \quad (16)$$

Het combineren van de resultaten in de vergelijkingen (15) en (16) levert dan tot slot voor de amplitude R en de faseverschuiving α van de harmonische respons:

$$R = \left(\frac{k \cdot i''}{n} \right) \cdot \sqrt{\frac{g^2}{\omega^2 \cdot k^2 + g^2}} \quad ; \quad \alpha = \arctan\left(\frac{g}{\omega \cdot k}\right) \quad (17)$$

De uitdrukking voor de amplitude R bestaat uit het product van twee termen, waarvan de eerste term $(k \cdot i''/n)$ gelijk is aan de stationaire poriesnelheid die zou optreden wanneer de verhangamplitude i'' als een constant verhang aanwezig zou zijn (in dat geval geldt $v_f = n \cdot u = k \cdot i'' \Rightarrow u = (k \cdot i''/n)$). De tweede term kan dus worden opgevat als een term die uitdrukt in hoeverre de stroming in het poreus medium quasi-stationair kan reageren op de cyclische verhangen:

$$Q = \frac{u(\text{cyclisch})}{u(\text{stationair})} = \sqrt{\frac{1}{1 + \left(\frac{\omega \cdot k}{g}\right)^2}} \quad (18)$$

Wanneer $Q = 1$ reageert de stroming direct op de cyclische verhangen (quasi-stationair), terwijl de stroming bij $Q = 0$ helemaal niet reageert op de cyclische verhangen. Het laatste geval zal zich pas voordoen bij zeer snelle fluctuaties ($T \ll$ en $\omega \gg$): er is dan niet voldoende tijd om de traagheid van de watermassa in de poriën te overwinnen. Uit vergelijking (18) blijkt verder dat de waarde van Q ook afhangt van de doorlatendheid. In het algemeen geldt dat de stroming in een poreus medium eerder quasi-stationair zal reageren bij een relatief kleine doorlatendheid van dat medium.

Wanneer deze theoretische resultaten worden toegepast op de situatie tijdens proef T11 blijkt dat de stroming onderin de toplaag vrijwel volkomen quasi-stationair moet hebben gereageerd op de fluctuerende, instantane drukgradienten. Een goede waarde voor de doorlatendheid k kan worden geschat met behulp van formule (A9) in de appendix bij deze notitie. Voor de Forchheimercoëfficiënten geldt $a = 0.51 \text{ s/m}$ en $b = 103.5 \text{ s}^2/\text{m}^2$ (zie vergelijking (8)). Met $L = 0.15 \text{ m}$, $\rho = 1000 \text{ kg/m}^3$, $g = 9.81 \text{ m/s}^2$, $p_0 = 28 \text{ N/m}^2$ volgt via vergelijking (11) voor de verhangamplitude $i'' = 2 \cdot \pi \cdot 28 / (1000 \cdot 9.81 \cdot 0.15) = 0.12$. Wanneer men in eerste instantie $Q = 1$ veronderstelt, volgt voor deze waarden van a , b en i'' via formule (A9) voor de doorlatendheid een waarde $k = 0.285 \text{ m/s}$. De aanname $Q = 1$ kan nu worden gecontroleerd door deze waarde voor k in vergelijking (18) in te vullen. Met $\omega = 2 \cdot \pi / T = 2 \cdot \pi / 0.7 = 8.98 \text{ s}^{-1}$ volgt $Q = 0.968$. Nogmaals berekenen van k via formule (A9) met ditmaal $Q = 0.968$ levert dan $k = 0.29 \text{ m/s}$. De waarde van Q blijft hierbij ongeveer gelijk (voor $k = 0.29 \text{ m/s}$ bedraagt $Q = 0.967 \approx 0.968$), zodat men niet nog verder hoeft te itereren. De gevonden waarde $Q = 0.967$

levert de conclusie dat de stroming onderin de toplaag vrijwel volkomen quasi-stationair moet zijn geweest.*

Wanneer voor de eenvoud wordt uitgegaan van een volkomen quasi-stationaire reactie op de drukfluctuaties ($Q = 1$), dan kan men (zonder linearisatie van de Forchheimer relatie) de maximum fluctuaties in de filtersnelheden ook eenvoudig berekenen door gewoon $i = i'' = 0.12$ in te vullen in vergelijking (8). Dit levert voor de maximum fluctuatie in de filtersnelheid $v_f''_{\max}$:

$$v_f''_{\max} = -\frac{0.51}{2 \cdot 103.5} + \sqrt{\frac{0.51^2}{2^2 \cdot 103.5^2} + \frac{0.12}{103.5}} = 0.032 \text{ m/s} \quad (19)$$

Voor de poriesnelheid bedraagt de maximum fluctuatie dan $u''_{\max} = 0.032/0.38 = 0.084$ m/s. Via de benadering met linearisatie volgt hiervoor (bij $Q = 1$) $u''_{\max} \approx k \cdot i''/n = 0.29 \cdot 0.12/0.38 = 0.092$ m/s. De standaardafwijking bij het harmonisch verloop van de fluctuaties bedraagt dan $\sigma(u) = 0.084/\sqrt{2}$ resp. $0.092/\sqrt{2} = 0.06$ resp. 0.065 m/s. Wanneer deze waarden worden vergeleken met de waarde $\sigma(u) = 0.09$ m/s die in het vorig hoofdstuk op eenvoudige wijze via de vergelijkingen (5) t/m (7) was berekend, dan blijkt dat beide benaderingen ongeveer dezelfde orde van grootte voor $\sigma(u)$ opleveren. De via de nauwkeurigere formules van dit hoofdstuk berekende fluctuaties in de poriesnelheid zijn daarbij ca. 30 % kleiner. Het verschil kan worden verklaard door te wijzen op het feit dat bij het berekenen van de schatting $\sigma(u) = 0.09$ m/s in het vorig hoofdstuk de wrijving door de stenen is verwaarloosd. Deze benadering voor $\sigma(u)$ is daarmee een bovengrensbenadering. In vergelijking met de in het vorig hoofdstuk berekende waarde voor de gemiddelde poriesnelheid $\underline{u} \approx 0.005$ m/s blijft de standaardafwijking van de fluctuaties met $\sigma(u) = 0.06$ m/s echter onveranderd vele malen groter dan die gemiddelde waarde. Tijdens proef T11 zal de grootte van de maximum poriesnelheden onderin de toplaag dus vooral door de instantane drukfluctuaties uit de turbulente grenslaag zijn bepaald. De directe invloed van het gemiddeld waterspiegelverhang op de poriesnelheden zal tijdens proef T11 vrijwel verwaarloosbaar zijn geweest. Gelet op het verband tussen het gemiddeld waterspiegelverhang en de grootte van de instantane drukfluctuaties zal het gemiddeld waterspiegelverhang wel indirect van invloed zijn geweest - de amplitude van de instantane drukfluctuaties zal toenemen bij toenemend gemiddeld waterspiegelverhang (waarbij deze amplitude ook zal afhangen van o.a. de waterdiepte en de bodemruwheid).

* In de appendix is voor de schatting van k uitgegaan van een beschouwing op basis van de arbeid die door de door de stenen uitgeoefende wrijvingskracht wordt verricht. De in de appendix ook genoemde schatting via een kleinste kwadraten methode levert voor k en Q vrijwel gelijke waarden ($k = 0.293$ m/s met $Q = 0.966$ via kleinste kwadraten minimalisatie). Terwille van de eenvoud is de nogal ingewikkelde berekening van deze schatting in de appendix verder niet vermeld. Het is door de auteur echter wel geverifieerd.

Nabeschuiving van de exercitie:

Het voor de stroming onderin de toplaag berekende maximum instantane verhang $i'' = 0.12$ moet uitsluitend worden opgevat als een schatting voor de orde van grootte van deze gradient. De modellering met één enkele sinusfunctie voor al de in de stroming aanwezige periodes en lengteschalen is wel erg simplistisch. Dit komt vooral tot uiting in de berekende drukgradient. Ter illustratie van dit punt zal nog een andere eenvoudige modellering worden beschouwd.

Uit de meetgegevens blijkt dat de gemiddelde standaardafwijking van de druk onderin de toplaag $\sigma(p) \approx 20 \text{ N/m}^2$ bedroeg, waarbij de (in de grenslaag) gemeten druksignalen voor afstanden groter dan $L \approx 0.15 \text{ m}$. ongecorrigeerd waren. Wanneer op een zeker tijdstip op punt A een positieve instantane afwijking van de gemiddelde druk ter grootte van $+ p_A''$ aanwezig is, kan er op punt B op een afstand van $x \geq 0.15 \text{ m}$. benedenstrooms een negatieve instantane afwijking ter grootte van $- p_B''$ aanwezig zijn. Het gemiddeld instantaan verhang over de afstand x bedraagt hierbij:

$$i'' = \frac{p_A'' + p_B''}{\rho \cdot g \cdot x} \quad (20)$$

Dit verhang is maximaal wanneer de afstand x minimaal en de som $(p_A'' + p_B'')$ maximaal is. De afstand x bedraagt minimaal 0.15 m . Wanneer de instantane afwijkingen van de gemiddelde druk in A en B normaal zijn verdeeld met gemiddelde nul en standaardafwijking $\sigma(p)$, dan is het verschil tussen de instantane afwijkingen ook normaal verdeeld, met gemiddelde nul en standaardafwijking $\sigma(p) \cdot \sqrt{2}$. Als extreme waarde voor dit verschil kan dan bijvoorbeeld de waarde worden aangehouden die slechts gedurende 5 % van de tijd wordt overschreden: $(p_A'' + p_B'') \approx 1.96 \cdot \sigma(p) \cdot \sqrt{2} \approx 2.8 \cdot 20 \approx 56 \text{ N/m}^2$. Voor het maximum instantaan verhang volgt dan $i'' \approx 56 / (1000 \cdot 9.81 \cdot 0.15) \approx 0.038$. Deze benadering levert daarmee een maximum verhang ter waarde van $100 \cdot 0.038 / 0.12 \approx 32$ procent van het maximum verhang bij de modellering met de sinusfunctie. De exacte uitkomst voor het verhang is dus nogal gevoelig voor de aanpak bij het modelleren. Qua orde van grootte leveren beide benaderingen echter wel een maximum instantaan verhang dat veel groter is dan het gemiddeld waterspiegelverhang: $i''/i = (0.038 \text{ à } 0.12) / (1.3 \cdot 10^{-3}) \approx 29 \text{ à } 92$. De conclusies met betrekking tot de grote invloed van de instantane drukfluctuaties in de grenslaag op de stroming onderin de toplaag blijven dus onverminderd geldig.

Men kan de schattingen voor het maximum instantaan verhang behalve met elkaar ook nog vergelijken met het kritiek verhang, zoals dat met de formules van Klein Breteler voor een filterbakproefsituatie kan worden berekend. Voor proef T11 kan met formule (8) uit de CUR-leidraad [10] de volgende kritieke filtersnelheid worden berekend ($n_t = 0.38$, $D_{t15} = 15 \text{ mm}$., $D_{b50} = 0.15 \text{ mm}$., $\Delta_b = 1.6$):

$$v_{fcr} = \left(\frac{0.38}{0.78} \cdot \left(\frac{0.015}{10^{-6}} \right)^{0.20} \cdot (0.073 \cdot 1.6 \cdot 9.81 \cdot 1.5 \cdot 10^{-4})^{0.5} \right)^{\frac{1}{0.8}} = 0.020 \text{ m/s} \quad (21)$$

Het kritiek verhang kan nu worden bepaald door deze kritieke filtersnelheid in te vullen in de Forchheimerrelatie in vergelijking (8). Uitwerking levert:

$$i_{cr} = a \cdot v_{fcr} + b \cdot v_{fcr}^2 \approx 0.51 \cdot 0.02 + 103.5 \cdot 0.02^2 \approx 0.052 \quad (22)$$

Uit de gegevens van proef T11 bleek de basislaag tijdens de drukmetingen (gemiddeld waterspiegelverhang $i = 1.3 \cdot 10^{-3}$) nog net stabiel te zijn. Het begin van beweging correspondeerde ongeveer met een waterspiegelverhang $i = 2 \cdot 10^{-3}$. Men zou dus verwachten dat het maximum instantaan verhang onderin de toplaag iets kleiner dan $i_{cr} = 0.052$ zal zijn geweest. De benadering volgens vergelijking (20) ($i'' = 0.038$) levert op dit punt geloofwaardiger resultaten dan de modellering met de sinusfunctie.

Binnen de modellering met de sinusfunctie wordt de drukgradient $(p_A'' + p_B'')/x$ via vergelijking (2) benaderd met de afgeleide $(dp/dx)''$. De afstand tussen A en B is hier dus oneindig klein genomen. Dit is discutabel aangezien er voor het poreus medium door het gebruik van de Forchheimerrelatie een macro benadering is gehanteerd, waarbij de afstand tussen A en B een zekere lengte zal moeten hebben. Dit kan de te hoge waarde voor het maximum instantaan verhang bij de modellering met de sinusfunctie goed verklaren. Wanneer men voor de sinusfunctie het drukverschil over een zekere afstand (bijv. $0.25 \cdot L$) beschouwt, dan zal het hiermee corresponderend maximum verhang $(p_A'' + p_B'')/(0.25 \cdot L)$ kleiner zijn dan de maximum afgeleide $(dp/dx)''$. Bij een eventuele toekomstige nadere uitwerking voor deze problematiek zal aan dit punt nog de nodige aandacht moeten worden besteed. In deze notitie wordt voorsnog volstaan met deze opmerking alleen.

Tot slot kan ook nog iets worden gezegd over de invloed die de *verticale* drukgradiënten tijdens proef T11 zullen hebben uitgeoefend. Tot nu toe is enkel nog gesproken over de invloed van de instantane horizontale drukgradiënten. De turbulente drukfluctuaties zullen echter ook aanleiding geven tot het voorkomen van instantane verticale drukgradiënten. Deze zullen dezelfde orde van grootte hebben als de instantane horizontale drukgradiënten. Het met de instantane verticale drukgradiënten corresponderend maximum instantaan verticaal verhang zal dus dezelfde orde van grootte hebben als het maximum instantaan horizontaal verhang. Dit laatste verhang bedraagt volgens vergelijking (20) ongeveer $i_{v}'' \approx 0.04$. Dergelijke waarden zijn een factor 20 kleiner dan het minimum voor het kritiek verticaal verhang ($i_{\perp,cr} \geq 1$). Hieruit kan worden afgeleid dat de instantane verticale drukgradiënten praktisch geen invloed zullen hebben uitgeoefend bij het *losmaken* van zandkorrels uit de basislaag. Het waren de horizontale gradiënten die de korrels uit hun stabiele ligging zullen hebben losgemaakt.

De verticale gradiënten zullen echter wel een grote rol hebben gespeeld bij het *transporteren* van de losgemaakte korrels door de toplaag. In de toplaag zullen de verticale snelheidsfluctuaties immers van dezelfde orde van grootte zijn geweest als de horizontale snelheidsfluctuaties die het stroombeeld domineerden. Het valt dus te verwachten dat het transport van basismateriaal tijdens proef T11 geen overwegend horizontaal transport langs het grensvlak toplaag/basis zal zijn geweest - zoals dat bij filterbakproeven optreedt. Het is waarschijnlijker dat het basismateriaal als wolkjes tot hoog in de toplaag zal zijn getransporteerd. Het aardige is nu dat dit ook daadwerkelijk is geconstateerd. Niet alleen tijdens proef T11, maar tijdens *alle* proeven die voor het

WL-onderzoek Q572 [3] in de open stroomgoot zijn uitgevoerd. Dit feit is volledig in overeenstemming met de in deze notitie geopperde gedachte dat de door de turbulente drukfluctuaties geïnduceerde instantane snelheidsfluctuaties het stroombeeld in de toplaag in hoofdzaak zullen hebben bepaald. Wanneer de met het gemiddeld waterspiegelverhang corresponderende gemiddelde horizontale filtersnelheid het stroombeeld zou hebben gedomineerd, dan zou het transport van basismateriaal overwegend een horizontaal transport langs het grensvlak toplaag/basis moeten zijn geweest. Het feit dat dit bij geen enkele proef het geval was mag dienen als extra aanwijzing voor de grote rol die de instantane fluctuaties binnen het stroombeeld in de toplaag speelden.

De in deze notitie gevolgde benadering betreft een ééndimensionale benadering. Uit bovenstaande blijkt dat er tijdens proef T11 naast grote instantane horizontale poriesnelheden u'' echter ook grote instantane verticale poriesnelheden w'' aanwezig waren. Bij een eventuele toekomstige nadere uitwerking voor deze problematiek zal men daarom meer aandacht moeten schenken aan het in principe meerdimensionale karakter van de fluctuerende stroming in de toplaag. Het is daarbij wellicht mogelijk om de eroderende kracht van de stroming onderin de toplaag net als bij een vrije waterstroming ook uit te drukken in de vorm van een schuifspanning $\tau = \rho * \underline{u'' \cdot w''}$. Nader onderzoek zal dit moeten uitwijzen. In deze notitie zal hier nog niet verder op worden ingegaan.

4. Samenvatting

Met behulp van meetgegevens van proef T11 in de open stroomgoot van het Waterloopkundig Laboratorium [3] is een onderzoek verricht naar de mogelijke invloed van de instantane drukfluctuaties in de turbulente grenslaag langs het grensvlak toplaag/waterloop op de stroming in de toplaag onder dat grensvlak. Hierbij is gebruik gemaakt van relatief eenvoudige wiskundige modellen voor schematisatie van de instantane drukfluctuaties. De resultaten moeten daarom worden opgevat als enkel schattingen voor de orde van grootte van de onderzochte fenomenen.

In hoofdstuk 2 is eerst de situatie in de grenslaag zelf onderzocht. Met behulp van eenvoudige formules is een schatting gemaakt voor de bij de opgemeten drukfluctuaties behorende snelheidsfluctuaties. De berekende snelheidsfluctuaties stemden qua orde van grootte goed overeen met de tijdens de proef opgemeten snelheidsfluctuaties. Uit de berekeningen komt duidelijk naar voren dat de maximale instantane drukgradienten in de grenslaag veel (een factor 100) groter zijn dan de gemiddelde drukgradient die de stroming aandrijft. De instantane gradienten zijn echter niet lang genoeg in de stroming aanwezig om een stationaire reactie te kunnen veroorzaken. Als een gevolg van de beperkte levensduur van de instantane gradienten resulteren deze drukgradienten ondanks hun grootte in toch slechts relatief kleine snelheidsfluctuaties van ca. 25 tot 30 procent van de met de gemiddelde drukgradient corresponderende gemiddelde watersnelheid in de grenslaag.

Dit beeld verandert geheel wanneer de tijdsafhankelijke reactie van de stroming onderin de toplaag wordt beschouwd. De in hoofdstuk 2 gebruikte bewegingsvergelijking voor de tijdsafhankelijke vrije stroming in de grenslaag moet voor de analyse van stroming in een poreus medium worden uitgebreid met een term die de door de stenen uitgeoefende wrijvingskracht in rekening brengt. In hoofdstuk 3 is hiervoor een eenvoudig model opgesteld. Uit de resultaten van dit model blijkt dat de stroming onderin de toplaag al bij relatief korte periodes van de drukfluctuaties quasi-stationair zal reageren. Als een gevolg van deze situatie zullen de snelheidsfluctuaties onderin de toplaag net als de instantane drukgradienten juist vele malen groter zijn dan de gemiddelde waarden. Men kan dit verschil tussen de situatie in de grenslaag en de situatie onderin de toplaag ook begrijpen door te letten op de orde van grootte van de gemiddelde snelheden: in de grenslaag bedroeg de gemiddelde snelheid ca. $\underline{u} = 0.6$ m/s terwijl de gemiddelde poriesnelheid onderin de toplaag ongeveer $\underline{u} = 0.005$ m/s bedroeg. Een snelheidsfluctuatie van 25 % in de grenslaag komt dan neer op $u'' = 0.15$ m/s, welke snelheid 30 maal de gemiddelde poriesnelheid is. Door de demping van de instantane drukfluctuaties in de toplaag en de door de stenen uitgeoefende wrijving zal de fluctuatie in de poriesnelheid weliswaar kleiner zijn dan de fluctuatie $u'' = 0.15$ m/s in de grenslaag, maar er resteert desondanks nog ruim voldoende van de grootte van deze fluctuatie om de fluctuaties in de poriesnelheid ca. 5 tot 10 maal groter dan de gemiddelde poriesnelheid te laten zijn.

De gevonden grootte voor de poriesnelheidsfluctuaties levert een goed sluitende verklaring voor het grote verschil in de kritieke verhangen (zie [1] & [2]) die enerzijds bij de filterbakproeven en anderzijds bij de proeven in de open stroomgoot zijn opgemeten.

Literatuur

- [1] **M. Hauer**, Verkennende notitie, Stabiliteit basislaag: analyse theorieën en resultaten modelproeven, Delft, december 1996.
- [2] **M. Hauer**, Stabiliteit basislaag bij modelproeven: inventarisatie mogelijke oorzaken voor het grote verschil in de opgemeten kritieke verhangen bij de proeven in de filterbak en de open stroomgoot, Delft, januari 1997.
- [3] **J.J.A. van Huijstee & H.J. Verhey**, WL-rapport Q572, Verruiming ontwerpregels voor filters in bodemverdedigingen - gelijktijdige instabiliteit van toplaag en basislaag, 1991.
- [4] **M. Hauer & T. van der Meulen**, Parallel stroming in een geometrisch open filterconstructie: een theoretisch model voor de berekening van poriesnelheden en schuifspanningen, TU Delft, december 1996.
- [5] **K.J. Bakker, H.J. Verhey & M.B. de Groot**, Design relationship for filters in bed protection, Journal of Hydraulic Engineering, Vol. 120, No. 9, september 1994.
- [6] **H. Nakagawa & T. Tsujimoto**, Interaction between flow over a granular permeable bed and seepage flow - a theoretical analysis, J. Hydroscience and Hydraulic Engineering, Vol. 2, No. 2, pp. 1 - 10, 1984.
- [7] **H. den Adel & M.B. de Groot**, GD-rapport CO-349410/16: Implementatie filteronderzoek, Delft, januari 1995.
- [8] **T. Yamamoto, H.L. Koning, H. Sellmeijer & E. Hijum**, On the response of a poro-elastic bed to water waves, J. Fluid Mechanics, Vol. 87, pp. 193 - 206, 1978.
- [9] **H. Moshagen & A. Tørum**, Wave induced pressures in permeable seabeds, J. Waterways, Harbors and Coastal Engineering Division, february 1975, pp. 111 - 119.
- [10] **CUR**, CUR rapport No. 161, Filters in de waterbouw, Gouda, 1993

Appendix

Binnen de modellering van de bewegingsvergelijking voor een poreus medium is de door de stenen uitgeoefende wrijvingskracht gelineariseerd om tot een analytische oplossing te kunnen komen. De formulering voor de exacte kracht F_e en de benaderende gelineariseerde kracht F_b luiden hierbij:

$$\begin{aligned} F_e(u'') &= -\rho \cdot g \cdot (a \cdot n \cdot u'' + b \cdot n^2 \cdot u''^2) \\ F_b(u'') &= -\frac{\rho \cdot g \cdot n \cdot u''}{k} \end{aligned} \tag{A1}$$

In deze appendix zal worden ingegaan op de vraag welke waarde men binnen deze context het best voor de doorlatendheidscoëfficiënt k kan aanhouden. De benadering in formule (55) uit de CUR-leidraad [10] is hier niet direct bruikbaar aangezien deze formulering voor een secant gelineariseerde doorlatendheidscoëfficiënt alleen geldt voor situaties met geringe fluctuaties in de poriesnelheid rond een constante gemiddelde waarde (gemiddelde waarde veel groter dan fluctuaties). In het in deze notitie bestudeerde geval is echter sprake van uitsluitend fluctuaties rond een gemiddelde waarde nul (vergelijking (16)). Voor dit geval zal naar andere wegen moeten worden gezocht. Er staan in principe twee wegen open om tot een schatting te kunnen komen.

De eerste weg bestaat uit het over het gehele bereik van u'' minimaliseren van de verschillen tussen de formuleringen voor F_e en F_b . Hierbij kan worden gedacht aan het toepassen van een kleinste kwadraten methode: men kan de over het bereik $u''_{\min} \leq u'' \leq u''_{\max}$ geïntegreerde som van het kwadratisch verschil $(F_e - F_b)^2$ minimaliseren. Een dergelijke aanpak zal leiden tot een strikt wiskundige oplossing voor het schattingsprobleem. Een keuze voor het minimaliseren van de som van de kwadratische verschillen staat echter los van de achterliggende fysica. Het is onduidelijk wat voor een invloed een kleinste kwadraten schatting voor k op de afwijking tussen het exacte stroombeeld en het benaderend stroombeeld zal hebben. Men kan de schatting voor k echter ook baseren op overwegingen met betrekking tot dat stroombeeld. Gezien het feit dat in deze studie sprake is van sterk fluctuerende poriesnelheden lijkt dit een verstandiger weg. Men heeft het verschil tussen het exacte en het benaderend stroombeeld dan meer in de hand.

De 'functie' van de formulering voor de wrijvingskracht is het tot uitdrukking brengen van een maat voor de energie dissipatie die het gevolg is van de aanwezigheid van de stenen in het medium. De aanwezigheid van deze term binnen bewegingsvergelijking (9) zorgt ervoor dat de snelheden in vergelijking tot de corresponderende snelheden in een vrije stroming relatief klein blijven. De door de stenen uitgeoefende wrijvingskracht verricht arbeid om die snelheden zo laag te kunnen houden. Men kan dit gegeven als uitgangspunt nemen bij het schatten van de parameter k . In dat geval zal men voor deze parameter die waarde moeten bepalen waarbij de in één periode totaal door de wrijvingskracht verrichtte arbeid voor de exacte kracht F_e en de benaderende kracht F_b aan elkaar gelijk zijn. Aangezien er bij de oplossing voor de poriesnelheid sprake is van een harmonische respons rond een gemiddelde waarde nul kan men deze arbeid ook over

de halve periode met alleen positieve poriesnelheden beschouwen. Dit maakt voor de uitkomst geen verschil.

Voor deze arbeid geldt bij de in vergelijking (16) beschreven oplossing voor u'' onderstaand verband:

$$A = \text{Arbeid} = \text{Kracht} \cdot \text{weg} = F \cdot s = \int_{\left(-\frac{\alpha}{\omega}\right)}^{\left(\frac{\pi - \alpha}{\omega}\right)} F(u'') \cdot u'' \cdot dt \quad (\text{A2})$$

Hierin kan voor de kracht F zowel de exacte kracht als de benaderende kracht worden ingevuld. Voor de benaderende kracht volgt:

$$A_b = \int_{\left(-\frac{\alpha}{\omega}\right)}^{\left(\frac{\pi - \alpha}{\omega}\right)} \frac{\rho \cdot g \cdot n \cdot R \cdot \sin(\omega \cdot t + \alpha)}{k} \cdot R \cdot \sin(\omega \cdot t + \alpha) \cdot dt \quad (\text{A3})$$

Deze integraal kan worden opgelost door een dubbele hoek in te voeren ($\cos(2 \cdot (\omega \cdot t + \alpha)) = 1 - 2 \cdot \sin^2(\omega \cdot t + \alpha)$). De uitkomst na uitwerking van de integraal luidt:

$$A_b = \frac{\pi \cdot \rho \cdot g \cdot n \cdot R^2}{2 \cdot \omega \cdot k} \quad (\text{A4})$$

Het invullen van de uitdrukking voor de exacte kracht in vergelijking (A2) levert:

$$A_e = \int_{\left(-\frac{\alpha}{\omega}\right)}^{\left(\frac{\pi - \alpha}{\omega}\right)} \rho \cdot g \cdot n \cdot (a \cdot R^2 \cdot \sin^2(\omega \cdot t + \alpha) + b \cdot n \cdot R^3 \cdot \sin^3(\omega \cdot t + \alpha)) \cdot dt \quad (\text{A5})$$

Deze integraal bestaat uit twee delen. Het eerste deel (het deel met de Forchheimer coefficient a) kan weer worden opgelost door een dubbele hoek $\cos(2 \cdot (\omega \cdot t + \alpha))$ in te voeren. Het tweede deel (met de Forchheimer coefficient b) kan worden opgelost door te bedenken dat $\int \sin^3(\omega \cdot t + \alpha) = \int \sin(\omega \cdot t + \alpha) \cdot (1 - \cos^2(\omega \cdot t + \alpha)) = - (1/\omega) \cdot \cos(\omega \cdot t + \alpha) + (1/(3 \cdot \omega)) \cdot \cos^3(\omega \cdot t + \alpha)$. Na uitwerking volgt voor A_e :

$$A_e = \frac{\pi \cdot \rho \cdot g \cdot a \cdot n \cdot R^2}{2 \cdot \omega} + \frac{4 \cdot \rho \cdot g \cdot b \cdot n^2 \cdot R^3}{3 \cdot \omega} \quad (\text{A6})$$

Deze arbeid A_e moet gelijk zijn aan de arbeid A_b . Gelijkstellen van de uitdrukkingen in de vergelijkingen (A4) en (A6) levert na uitwerking onderstaande relatie voor de schatting van de parameter k :

$$\frac{\pi \cdot a}{2} + \frac{4 \cdot b \cdot n \cdot R}{3} = \frac{\pi}{2 \cdot k} \quad (\text{A7})$$

Binnen deze relatie is de amplitude R ook nog een functie van k . Voor deze functie is in hoofdstuk 3 de uitdrukking in vergelijking (17) afgeleid. Wanneer deze uitdrukking wordt ingevuld in vergelijking (A7) ontstaat een analytisch niet oplosbare vergelijking. Daarom zal een andere weg worden bewandeld om tot een oplossing voor k te kunnen komen.

In combinatie met vergelijking (18) voor Q is R ook te schrijven als $R = Q \cdot (k \cdot i'' / n)$ waarin het quotient Q conform vergelijking (18) nog een functie van k is. Het invullen van deze uitdrukking voor R in vergelijking (A7) leidt tot de volgende vierkantsvergelijking:

$$\frac{8 \cdot b \cdot i'' \cdot Q}{3 \cdot \pi} \cdot k^2 + a \cdot k - 1 = 0 \quad (\text{A8})$$

Voor de overzichtelijkheid zal vergelijking (18) voor Q hier nogmaals worden vermeld:

$$Q = \frac{1}{\sqrt{1 + \left(\frac{\omega \cdot k}{g}\right)^2}} \quad (\text{18})$$

Wanneer men de parameter Q in eerste instantie als een constante opvat, volgt uit relatie (A8) de volgende oplossing voor k :

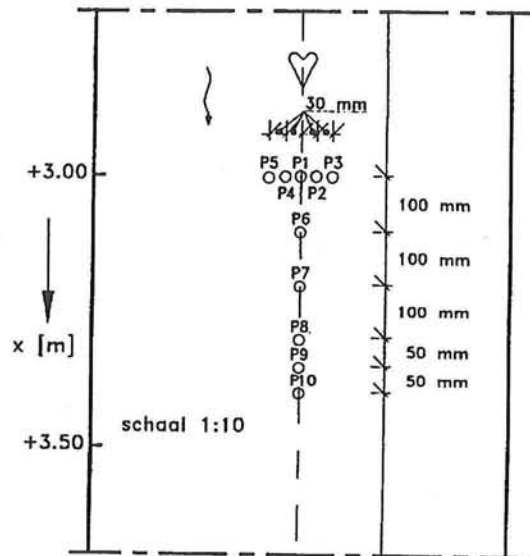
$$k = \frac{-3 \cdot \pi \cdot a + \sqrt{9 \cdot \pi^2 \cdot a^2 + 96 \cdot \pi \cdot b \cdot i'' \cdot Q}}{16 \cdot b \cdot i'' \cdot Q} \quad (\text{A9})$$

Men kan nu bij gegeven waarden voor a , b , i'' , ω en g de juiste oplossing voor k en Q iteratief bepalen door een waarde voor Q aan te nemen, met vergelijking (A9) de hierbij passende waarde voor k te berekenen, met deze waarde voor k via vergelijking (18) weer een nieuwe waarde voor Q te berekenen, met deze waarde weer een waarde voor k te berekenen, enzovoorts, totdat convergentie is verkregen. De bij het convergentiepunt behorende waarden voor k en Q kunnen dan worden gebruikt om de grootte van de poriesnelheden te berekenen.

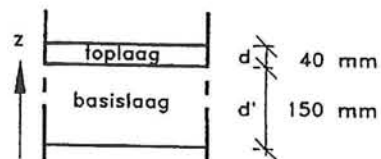
Proef	D_{15t}	D_{50t}	$\frac{D_{15t}}{D_{50t}}$	d	D_{50b}	$\frac{D_{15t}}{D_{50b}}$	h	R	$\frac{d}{R}$	$\frac{d}{D_{50t}}$	$\frac{D_{50t}}{R}$	$D^*_{\psi_t}$	ψ_t	$D^*_{\psi_b}$	ψ_b	$\frac{\psi_b}{\psi_t}$	C_t	$u_{cr,t}$	C_b	$u_{cr,b}$	r	$u_{cr,t}$	$u_{cr,b}$
[-]	[mm]	[mm]	[-]	[mm]	[mm]	[-]	[mm]	[mm]	[-]	[-]	[-]	[-]	[-]	[-]	[-]	[-]	$\frac{m^2/s}{m/s}$	$\frac{m}{s}$	$\frac{m^2/s}{m/s}$	$\frac{m}{s}$	[-]	$\frac{m}{s}$	$\frac{m}{s}$
T1	35	44	0.80	70	0.151	232	500	400	0.175	1.59	0.110	1113	0.035	4	0.047	1.343	31	1.57	76	0.26	15	>1.45	>1.45
T2	20	30	0.67	45	0.151	132	500	400	0.131	1.50	0.075	759	0.035	4	0.047	1.343	34	1.42	76	0.26	15	1.40	1.40
T3	20	30	0.67	45	0.151	132	250	200	0.225	1.50	0.150	759	0.035	4	0.047	1.343	29	1.20	70	0.24	15	1.10	1.10
T4	20	30	0.67	90	0.151	132	500	400	0.225	3.00	0.075	759	0.035	4	0.047	1.343	34	1.42	76	0.26	15	1.10	>1.45
T5A	7	10	0.70	30	0.151	46	500	400	0.075	3.00	0.025	253	0.035	4	0.047	1.343	43	1.03	76	0.26	15	0.85	1.50
T5B	7	10	0.70	30	0.151	46	750	650	0.046	3.00	0.015	253	0.035	4	0.047	1.343	47	1.12	79	0.27	15	1.05	>1.10
T5C	7	10	0.70	30	0.151	46	250	200	0.150	3.00	0.050	253	0.035	4	0.047	1.343	37	0.90	70	0.24	15	0.95	>0.95
T6A	15	20	0.75	30	0.151	99	500	400	0.075	1.50	0.050	506	0.035	4	0.047	1.343	37	1.27	76	0.26	15	1.15	1.15
T6B	15	20	0.75	30	0.285	53	500	400	0.075	1.50	0.050	506	0.035	7	0.028	0.800	37	1.27	71	0.26	15	1.25	1.40
T6C	15	20	0.75	30	0.480	31	500	400	0.075	1.50	0.050	506	0.035	12	0.020	0.582	37	1.27	67	0.27	15	1.25	1.55
T7	15	20	0.75	30	0.151	99	500	400	0.075	1.50	0.050	506	0.035	4	0.047	1.343	37	1.27	76	0.26	17	-	0.95
T8	7	10	0.70	100	0.151	46	500	400	0.250	10.00	0.025	253	0.035	4	0.047	1.343	43	1.03	76	0.26	15	-	-
T9	15	20	0.75	30	0.285	53	500	400	0.075	1.50	0.050	506	0.035	7	0.028	0.800	37	1.27	71	0.26	15	0.90	1.25
T10	10	17	0.59	45	0.151	66	500	400	0.113	2.65	0.043	430	0.035	4	0.047	1.343	39	1.21	76	0.26	15	1.45	1.55
T11	15	20	0.75	40	0.151	99	500	400	0.100	2.00	0.050	506	0.035	4	0.047	1.343	37	1.27	76	0.26	15	1.15	1.40

- Opm. 1. Berekend met $C = 18 \log (6R/D_{50t})$
 2. Berekend met $u_{cr,t} = C_t \cdot (\psi_t^A D_{50t})^{0,5}$
 3. Berekend alsof de basislaag toplaag was.

Tabel 2 Overzicht waarden relevante parameters (vervolg)



drukdoos nummer	vertikale positie (z)
P 1	$d'+d$
P 2	$d'+3/4 d$
P 3	$d'+1/2 d$
P 4	$d'+1/4 d$
P 5	d'
P 6	$d'+d$
P 7	$d'+d$
P 8	$d'+d$
P 9	$d'+d$
P 10	$d'+d$



PLAATS DRUKDOZEN T11

WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM

Q 572

FIG. 15

Zeefkromme basislaag Dikte basislaag [mm]				I 150	Zeefkromme top laag Dikte top laag [mm]				III 40		
$\bar{u} \approx 0.95 \text{ m/s}^{-3}$ $i = 0.7 * 10^{-3}$ $h_{\text{mm}} = 502 \text{ mm}$				$\bar{u} = 1.14 \text{ m/s}^{-3}$ $i = 1.3 * 10^{-3}$ $h_{\text{mm}} = 501 \text{ mm}$				$\bar{u} \approx 1.25 \text{ m/s}^{-3}$ $i = 1.8 * 10^{-3}$ $h_{\text{mm}} = 498 \text{ mm}$			
z [mm]	u [m/s]	σ [m/s]		z [mm]	u [m/s]	σ [m/s]		z [mm]	u [m/s]	σ [m/s]	
				480	1.25	0.078					
				400	1.33	0.086					
				300	1.25	0.107					
200	0.99	0.125		200	1.18	0.130		200	1.29	0.136	
100	0.89	0.134		100	1.00	0.157		100	1.11	0.157	
50	0.73	0.144		50	0.85	0.161		50	0.91	0.186	
20	0.53	0.150		20	0.61	0.177		20	0.73	0.184	
* ¹ 20	0.52	0.121		* ¹ 20	0.58	0.128		* ¹ 20	0.63	0.161	
* ² 20	0.48	0.138		* ² 20	0.58	0.152		* ² 20	0.67	0.169	
Top laag stabiel Op een enkele plaats iets beweging onderin.				Wankelende steentjes 1 steen rolt weg. Verticale beweging tot half in top laag op enkele plaatsen				Wankelende stenen, een enkel steentje rolt weg. Idem vorige, iets sterker. Geen horizon tale beweging.			
Criterium		1	2	3	4	Criterium		1	2	3	4
Top laag		x				Top laag			x		
Basislaag vert.		x				Basislaag vert.			x		
Basislaag hor.		x				Basislaag hor.		x			
* ¹ 5 cm uit glas * ² 5 cm uit wand											

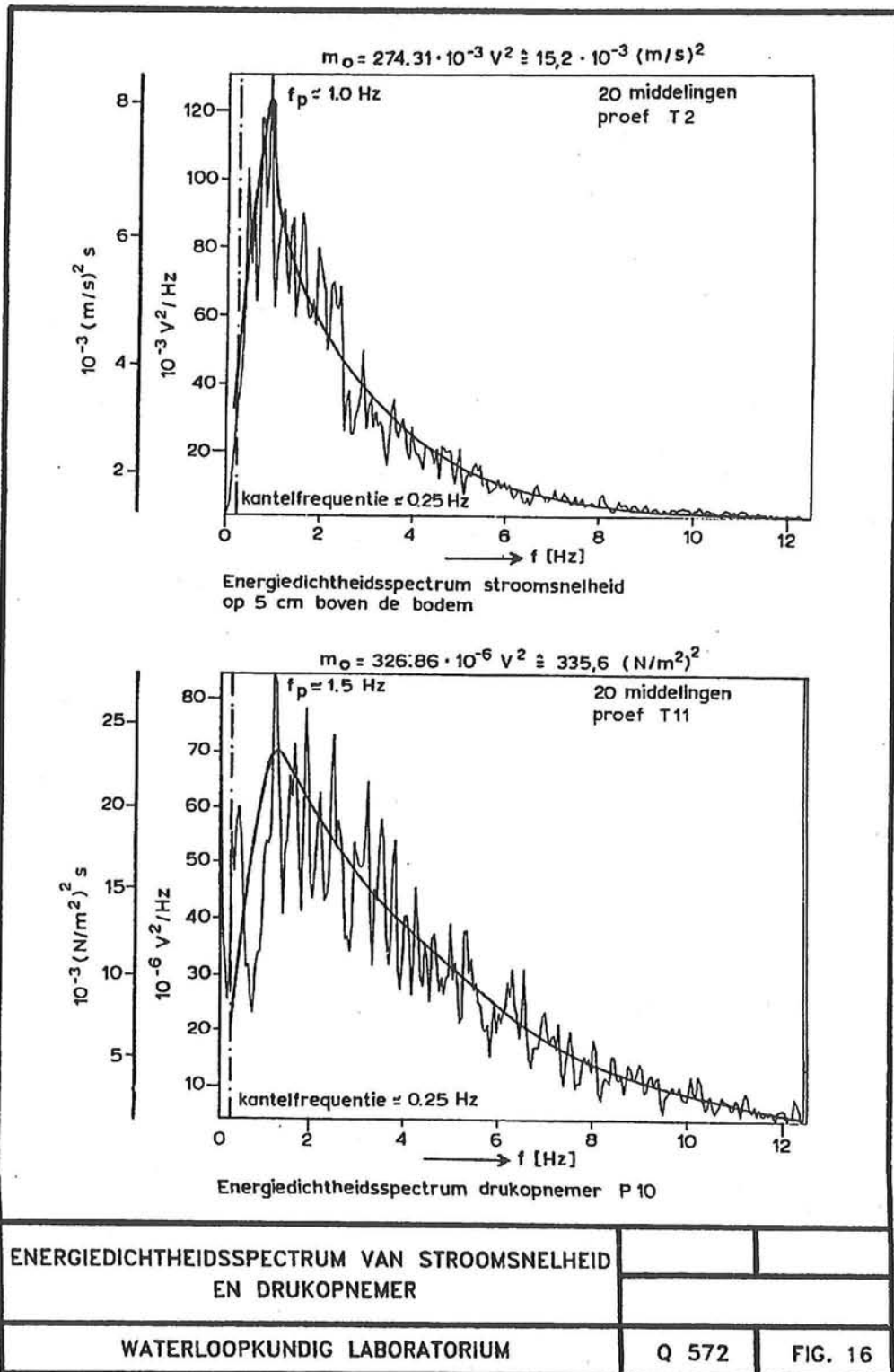
Tabel 17 Proef T11: Snelheden in verticaal en stabiliteit top- en basislaag

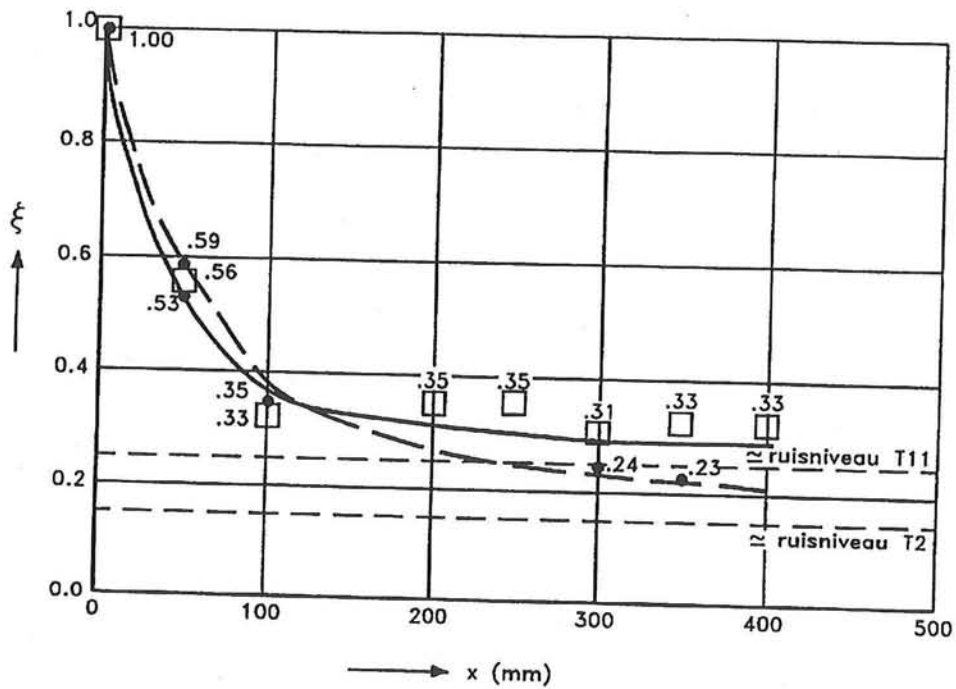
Zeefkromme basislaag Dikte basislaag [mm]			I 150	Zeefkromme toplaag Dikte toplaag [mm]			III 40							
$\bar{u} = 1.40 \text{ m/s}^{-3}$ $i = 2.2 * 10^{-3}$ $h_{\text{mm}} = 496 \text{ mm}$			$\bar{u} = 1.52 \text{ m/s}^{-3}$ $i = 2.5 * 10^{-3}$ $h_{\text{mm}} = 497 \text{ mm}$			$\bar{u} = 1.10 \text{ m/s}^{-3}$ $i = 1.3 * 10^{-3}$ $h_{\text{mm}} = 500 \text{ mm}$								
z [mm]	u [m/s]	σ [m/s]	z [mm]	u [m/s]	σ [m/s]	z [mm]	u [m/s]	σ [m/s]						
			480	1.69	0.078	480	1.23	0.078						
			400	1.78	0.094	400	1.29	0.082						
			300	1.70	0.134	300	1.21	0.109						
200	1.42	0.148	200	1.55	0.165	200	1.13	0.132						
100	1.21	0.167	100	1.30	0.194	100	0.99	0.149						
50	1.02	0.190	50	1.09	0.219	50	0.81	0.169						
20	0.78	0.206	20	0.87	0.219	20	0.61	0.167						
* ¹ 20	0.65	0.142	* ¹ 20	0.83	0.177									
* ² 20	0.70	0.181	* ² 20	0.84	0.202									
Meerdere stenen rollen weg. Wolkjes komen boven toplaag uit horizontale beweging ophogingen.			Toplaag instabiel. Op enkele plaatsen zeer duidelijke verticale beweging. Horizontale beweging één plaats zeer duidelijk Gemiddeld 2.											
criterium	1	2	3	4	criterium	1	2	3	4	criterium	1	2	3	4
Toplaag			x		Toplaag				x	Toplaag				
Basislaag vert.			x		Basislaag vert.				x	Basislaag vert.				
Basislaag hor.	x				Basislaag hor.	x				Basislaag hor.				
* ¹ 5 cm uit glas * ² 5 cm uit wand														

Tabel 17 Proef T11 (vervolg): Snelheden in verticaal en stabiliteit top- en basislaag

Test	T4					T5A		T5B	T5C
u	0.70	0.85	1.07	1.33	1.43	0.99	1.51	1.08	1.06
σ P1	50	50	90	150	60	50	150	30	280
σ P2	20	40	40	50	50	40	80	50	40
σ P3	20	40	30	30	40	30	-	20	30
σ P4	20	30	40	40	40	50	60	40	40
σ P5	20	40	30	40	50	30	60	30	50
σ P6	20	30	30	30	30	40	-	40	40
σ P7	40	40	50	60	30	30	-	30	40
σ P8	30	30	40	40	50	40	-	30	40
σ P9	30	20	30	30	30	30	-	50	40
σ P10	20	30	40	40	50	40	-	30	50
Test	T8			T11	Bij proef T2 is alleen de correlatie bepaald tussen drukopnemers. De waarde van σ voor de druk is niet bepaald.				
u	0.84	1.30	1.54	1.10					
σ P1	21.5	38.5	42	23.1					
σ P2	10.3	22.3	21	25.5					
σ P3	7.1	9.0	14	16.6					
σ P4	12.2	19.2	21	20.2					
σ P5	8.4	13.2	16	20.6					
σ P6	18.7	36.5	45	28.9					
σ P7	13.4	20.1	21	stuk					
σ P8	12.2	19.1	19	32.6					
σ P9	11.5	21.7	20	29.7					
σ P10	11.3	16.8	21	30.9					
Stroomsnelheid u in m/s; Standaard-afwijking druk σ in N/m ²									

Tabel .18 Drukmetingen





● T2

□ T11

x = langsafstand (mm)

$\xi = \frac{\text{piekwaarde kruisspectrum voor afstand } x}{\text{piekwaarde kruisspectrum voor afstand } \emptyset} (-)$

RELATIE TUSSEN DIMENSIELOZE PIEKWAARDE KRUIS-SPECTRUM EN LANGSAFSTAND DRUKOPNEMERS

WATERLOOPKUNDIG LABORATORIUM

Q 572

FIG. 17

BIJLAGE D

Probabilistisch model voor geometrisch open bodemverdedigingen

algemene formulering van het model

Ir. M. Hauer
Maart 1997

Inhoud

1.	Inleiding	pag. 114
2.	Geldigheidsgebied van het model	pag. 115
3.	Betrouwbaarheidsfuncties van het model	pag. 116
3.1	Betrouwbaarheidsfunctie toplaag	pag. 116
3.2	Betrouwbaarheidsfunctie basislaag	pag. 117
3.3	Mogelijkheden tot verfijning van het model	pag. 124
3.4	Overwegingen met betrekking tot een meerlaagsfilter	pag. 129
3.5	Modellering correctie voor mogelijke invloed laagdikte toplaag	pag. 131
4.	Methodiek probabilistische berekening	pag. 134
	Literatuur	pag. 138
	Bijlage A: De factor (k/T) in een praktijkgeval	pag. 139
	Appendix: Overwegingen met betrekking tot toekomstige toepassingen van het model voor niet-uniforme stroombeelden	pag. 142

1. Inleiding

Bij de opstelling van een probabilistisch model voor de beoordeling van het functioneren van geometrisch open bodemverdedigingen zal de situatie ten aanzien van de stabiliteit van de diverse filterlagen moeten worden uitgedrukt met behulp van betrouwbaarheidsfuncties. Deze betrouwbaarheidsfuncties Z bestaan elk uit een uitdrukking voor de sterkte R van een filterlaag en een uitdrukking voor de belasting S op die laag, waarbij $Z = R - S$. Wanneer $Z < 0$ (belasting groter dan sterkte) wordt falen van de betreffende filterlaag verondersteld. In deze studie zal worden gekeken naar een geometrisch open bodemverdediging in een open waterloop, welke verdediging geheel is opgebouwd uit lagen loskorrelig granulaair materiaal. Deze bodemverdediging wordt belast door de stroming in de waterloop, waarbij de gemiddelde snelheid in de waterloop parallel aan het grensvlak toplaag/waterloop is. Het wegspoelen van deeltjes uit een filterlaag kan hierbij als belangrijkste vorm van falen van de filterlaag worden aangemerkt. Daarnaast kan een filterlaag ook falen door interne erosie. Deze vorm van erosie zal echter alleen optreden bij sorteringen met zeer brede zeefkrommes of onzorgvuldig samengestelde (zgn. "gap-graded") sorteringen. Bij de toepassing van de gangbare standaardsorteringen voor de granulaire materialen zal men op dit punt geen problemen hoeven te verwachten. Ook voor "dichtslaan" van een filterlaag hoeft hier niet gevreesd te worden: het betreft hier immers geen situatie met stroming loodrecht op het grensvlak. In het vervolg van deze studie zal met het begrip falen uitsluitend worden bedoeld op het wegspoelen van deeltjes uit een filterlaag als een gevolg van de hydraulische belasting op het grensvlak van die filterlaag en de erboven gelegen filterlaag.

De beoordeling van de stabiliteit van filterlagen in een geometrisch open bodemverdediging in een *open* waterloop is nog onderwerp van veel discussie ([1], [2], [3], [5], [6]). De verschillende theoretische overwegingen kunnen hierbij alleen worden getoetst met behulp van slechts een klein aantal meetresultaten waarin bovendien een grote spreiding aanwezig is [4]. Met het oog op deze situatie moeten restricties worden gesteld aan de geldigheid van de via deze metingen afgeleide theoretische modelleringen. Dit leidt tot een beperking van het geldigheidsgebied voor het in deze studie beschreven probabilistisch model. Voorafgaand aan de opstelling van de betrouwbaarheidsfuncties is in hoofdstuk 2 eerst het geldigheidsgebied van het model aangegeven.

In hoofdstuk 3 wordt dan de formulering voor de betrouwbaarheidsfuncties besproken. In eerste instantie is hierbij uitgegaan van een bodemverdediging bestaande uit één enkele (top)laag direct op een basislaag. Dit type bodemverdediging stemt overeen met het tijdens de modelproeven [4] beproefde type verdediging. Voor dit type verdediging zijn betrouwbaarheidsfuncties voor zowel de toplaag als de basislaag opgesteld. Aan het eind van hoofdstuk 3 is ingegaan op de situatie bij een bodemverdediging die uit meerdere lagen bestaat.

Na de beschrijving van de betrouwbaarheidsfuncties volgt in hoofdstuk 4 een beschrijving van de bij de probabilistische berekeningen te hanteren methode. Er wordt uiteengezet dat Monte Carlo simulatie voor dit geval de beste methode is. Voor deze methode zijn daarna verschillende aspecten in grote lijnen toegelicht. Uit deze toelichting komt naar voren dat men bij de analyse verschillende wegen kan bewandelen. Op dat gebied zullen nog enkele keuzes moeten worden gemaakt.

2. Geldigheidsgebied van het model

In de inleiding is reeds gesproken over het probleem met betrekking tot het gebrek aan meetgegevens om theoretische formuleringen goed te kunnen valideren. Dit betreft hoofdzakelijk de bij het beoordelen van de stabiliteit van de basislaag te hanteren theoretische formuleringen. Tijdens een reeks modelproeven met een bodemverdediging in een open waterloop (WL-onderzoek Q572 [4]) bleken de voor de stabiliteit van de basislaag kritieke verhangen veel (een factor 10) kleiner uit te pakken dan men op grond van al het in de loop der jaren in de filterbak uitgevoerde onderzoek zou kunnen verwachten. De oorzaak hiervan moet worden gezocht in het verschil tussen een filterbakproef en de proeven in de open stroomgoot die voor onderzoek Q572 zijn verricht. In de voorgaande drie notities voor het project FILTERS ([1], [2] & [3]) is hier reeds uitvoerig op ingegaan. Uit de laatste notitie [3] komt naar voren dat het verschil in kritieke verhangen goed kan worden verklaard als een gevolg van de aanwezigheid van turbulente drukfluctuaties in de grenslaag onderin de waterloop bij de proeven in de open stroomgoot. Deze drukfluctuaties planten zich voort in de toplaag en geven daarbij aanleiding tot grote filtersnelheidsfluctuaties. Bij filterbakproeven treedt deze invloed van turbulente drukfluctuaties niet op.

Het opstellen van theoretische formules voor de verbanden tussen de gemiddelde drukgradient die de stroming aandrijft, de instantane drukfluctuaties in de grenslaag en de filtersnelheidsfluctuaties onderin de toplaag gaat gepaard met tal van aannames waarop geen echt goede controle mogelijk is. Voor deze controle beschikt men alleen over de metingen die tijdens WL-onderzoek Q572 zijn verricht. Sommige aannames zijn hiermee alleen langs indirecte weg te controleren. Verder is er sprake van een zeer grote spreiding in de metingen zelf. Bij de controle van theoretische uitdrukkingen voor verbanden tussen de amplitude van de drukfluctuaties en de amplitude van de snelheidsfluctuaties onderin de waterloop en de schuifspanningssnelheid worden van de theorie afwijkende waarden voor evenredigheidsconstanten gevonden. De waarden voor deze evenredigheidsconstanten kunnen daarbij van proef tot proef sterk uiteenlopen. Dit betreft dan nog alleen maar de controle van gangbare theoretische uitdrukkingen voor de turbulente grenslaag. Voor het verband tussen de drukfluctuaties in de grenslaag en de filtersnelheidsfluctuaties onderin de toplaag bestaan in de literatuur nog geen gangbare uitdrukkingen. Het enige wat er op dit gebied bestaat is de Bakker-Konter formule, die in de praktijk nog aan veel discussie onderhevig is. De filtersnelheidsfluctuaties zelf zijn daarbij nog nooit gemeten.

In deze studie zal in paragraaf 3.2 een theoretische formulering voor de beoordeling van de stabiliteit van de basislaag worden opgesteld. Deze formulering zal moeten worden gevalideerd en geijkt met alleen dat kleine aantal metingen met die grote spreiding daarin. Met het oog hierop is het niet raadzaam de in deze studie opgestelde theoretische formulering voor beoordeling van de stabiliteit van de basislaag ook toe te passen bij situaties die duidelijk afwijken van de tijdens de modelproeven in de open stroomgoot beproefde situatie. Er bestaan op dit moment nog te grote onzekerheden met betrekking tot deze problematiek. Om te kunnen extrapoleren naar afwijkende situaties zal men eerst moeten kunnen beschikken over allereerst meer meetgegevens die ten tweede een breder scala aan situaties omvatten.

Het geldigheidsgebied van het in deze studie opgestelde probabilistisch model zal dus beperkt moeten blijven tot situaties van een bodemverdediging in een rivier of kanaal bij uniforme, stationaire stroming met een relatief lage turbulentiegraad ($r \approx 0.05$ tot 0.12 , zie [14]). Het model is hierbij wel zodanig geformuleerd dat het in de toekomst op relatief eenvoudige wijze zou kunnen worden aangepast voor niet-uniforme, hoog turbulente stroombeelden. Zonder aanvullende proeven behoort de invulling van een dergelijke aanpassing echter niet tot de mogelijkheden.

Bij de modelproeven bestond de bodemverdediging verder telkens uit één enkele toplaag direct op een basislaag. Het ligt daarom voor de hand zich bij de probabilistische analyse in eerste instantie te richten op dergelijke éénlaagsfilterconstructies. Op grond van theoretische overwegingen kunnen echter ook wel formuleringen voor de betrouwbaarheidsfuncties voor de verschillende lagen van een meerlaagsfilterconstructie worden opgesteld. Er zijn echter geen metingen beschikbaar voor directe toetsing van de geldigheid van deze formuleringen. Er zijn in de open stroomgoot geen metingen verricht met meerlaagsfilterconstructies. In paragraaf 3.4 wordt hier nog op teruggekomen.

3. Betrouwbaarheidsfuncties van het model

3.1 Betrouwbaarheidsfunctie toplaag

Voor de beoordeling van de stabiliteit van de toplaag kan het criterium van Shields worden gebruikt. Dit is immers opgesteld voor stromingssituaties die vergelijkbaar zijn met de stromingssituaties die binnen het in hoofdstuk 2 aangegeven geldigheidsgebied van het model liggen. Toepassing van het criterium van Shields levert onderstaande uitdrukking voor de betrouwbaarheidsfunctie van de toplaag:

$$Z_t = \tau_{crit} - \tau_0 = \rho_w \cdot g \cdot \psi_t \cdot \Delta_t \cdot D_{50t} - \tau_0 \quad (1)$$

Binnen deze uitdrukking kunnen de dichtheid van het water ρ_w en de valversnelling g in de meeste gevallen wel als constante worden opgevat. De relatieve dichtheid Δ_t van het toplaagmateriaal, de Shieldsparemeter ψ_t voor de toplaag en de korreldiameter D_{50t} kunnen beter als stochasten worden gemodelleerd. Bij sterke heterogeniteit van het toplaagmateriaal kan de relatieve dichtheid Δ_t van steen tot steen verschillen. Uit metingen zijn (als functie van de D_{50} van het beproefde bodemmateriaal) *gemiddelde* waarden bepaald voor de Shieldsparemeter. De spreiding in deze metingen zal echter ook in rekening moeten worden gebracht. Als een gevolg van een slechts beperkte kwaliteitscontrole van de stenen, ontmenging en breuk tijdens de bouw, eventuele veroudering na verloop van tijd, zal de korreldiameter D_{50t} van het toplaagmateriaal in de praktijk ook van plaats tot plaats verschillen.

De tijdsgemiddelde schuifspanning τ_0 kan ook als stochast worden gemodelleerd. Op deze wijze kan men de onzekerheden over de tijdens de levensduur van de constructie te verwachten grootte van τ_0 tot uitdrukking brengen. Bijvoorbeeld in een rivier zal de schuifspanning op de bodem samenhangen met de rivierafvoer. Doordat de rivierafvoer als een stochast moet worden opgevat, zal men in dit geval dus ook de schuifspanning als stochast moeten opvatten.

Bij de probabilistische modellering van de schuifspanning moet worden bedacht dat men de onderin een waterloop altijd aanwezige instantane afwijkingen σ_0 van de tijdsgemiddelde schuifspanning τ_0 bij toepassing van het criterium van Shields (1) niet nog eens extra in rekening moet brengen. Deze instantane afwijkingen, die samenhangen met de turbulentie in de waterloop, zitten impliciet al in het criterium van Shields verwerkt. Dit criterium is immers opgesteld op basis van metingen tijdens modelproeven in stroomgoten waarbij precies dezelfde turbulente instantane afwijkingen van de schuifspanning ook aanwezig waren. De invloed van deze afwijkingen σ_0 zit dus al impliciet in de fitwaarden voor de Shieldsparameter ψ verwerkt.

3.2 Betrouwbaarheidsfunctie basislaag

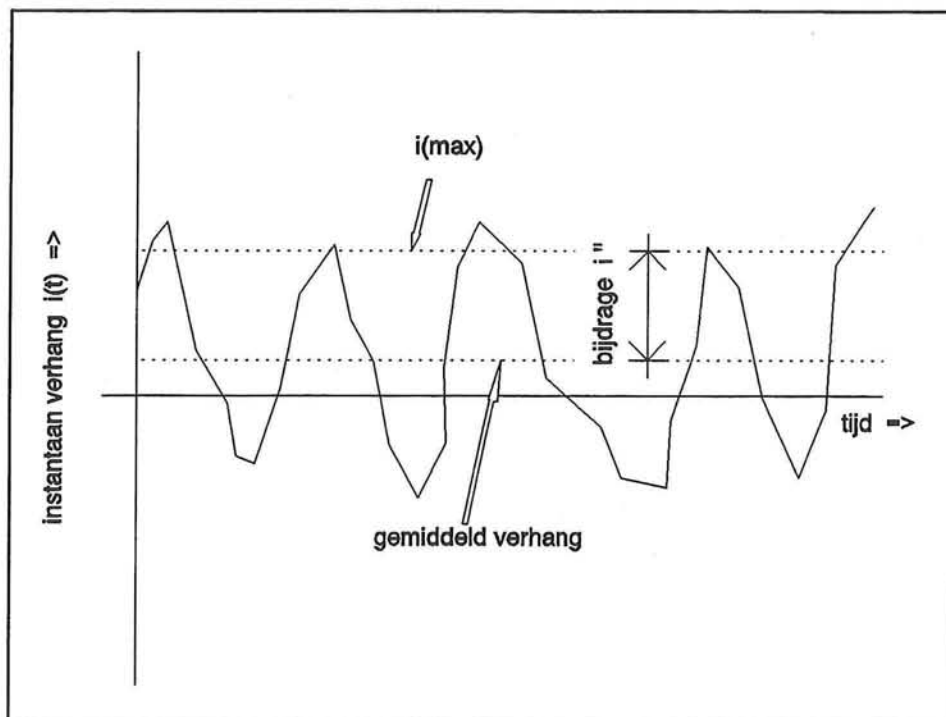
Bij de formulering van een betrouwbaarheidsfunctie voor de basislaag is men bij het huidige niveau van kennis aangewezen op de gangbare formuleringen met behulp van verhangen en filtersnelheden, zoals deze zijn opgesteld met behulp van al het onderzoek dat in de loop der jaren in de filterbak is verricht. Men zal op deze wijze van modelleren moeten aansluiten om profijt te kunnen hebben van al dat onderzoek. Zoals besproken in de notities [1] t/m [3], is er bij een bodemverdediging in een open waterloop voor de basislaag echter sprake van een wezenlijk andere belastingssituatie dan bij een filterbakproef. In dit geval wordt de stroming in de toplaag niet alleen bepaald door het gemiddeld (waterspiegel)verhang \bar{i} , maar ook door de invloed van instantane drukfluctuaties die vanuit de turbulente grenslaag in de waterloop doordringen in de toplaag. Deze drukfluctuaties geven aanleiding tot het optreden van instantane drukgradienten (dp/dx) onderin de toplaag, die aanzienlijk groter kunnen zijn dan de gemiddelde drukgradient $(dp/dx) = \rho \cdot g \cdot \bar{i}$ die de stroming in de waterloop aandrijft [3]. Zoals aangegeven in de vorige paragraaf is de invloed van deze turbulente fluctuaties bij de opstelling van het Shields criterium voor de toplaag wel impliciet verdisconteerd. Bij de opstelling van criteria voor het kritiek verhang bij een filterbakproef is deze invloed echter niet verdisconteerd, aangezien bij dergelijke proeven deze turbulente drukfluctuaties niet optreden. Om dit verschijnsel in rekening te kunnen brengen zal dus een vertaalslag moeten worden geformuleerd, welke dan moet aansluiten bij de gangbare wijze van modelleren. Het maakt daarbij weinig uit of men met verhangen of filtersnelheden rekent, aangezien deze altijd met een Forchheimerrelatie (vergelijking (52) in de CUR-leidraad [11]) aan elkaar zijn gekoppeld. De meest simpele formulering wordt verkregen wanneer men voor een modellering met verhangen kiest.

In dat geval kan voor de belasting op de basislaag de volgende uitdrukking worden gehanteerd:

$$\text{belasting op basislaag} = i_{\max} = \bar{i} + i''$$

$$\begin{aligned} \text{waarin } i_{\max} &= \text{maximum instantaan verhang} \\ \bar{i} &= \text{bijdrage gemiddeld verhang} \\ i'' &= \text{bijdrage invloed drukfluctuaties} \end{aligned} \quad (2)$$

Onderstaande figuur moge dienen om de filosofie bij de opstelling van deze uitdrukking voor de belasting toe te lichten:



Figuur 1: Modelling belasting op basislaag (niet op schaal)

De stroming onderin de toplaag wordt aangedreven door instantane verhangen met fluctuaties die groot zijn ten opzichte van de tijdsgemiddelde waarde [3]. De maximale verhangen die hierbij optreden zijn verantwoordelijk voor het losmaken van de korrels uit de basislaag. Het optreden van erosie bij een proef wordt dus bepaald door deze maximale verhangen. Om de modellering goed te kunnen fitten aan de meetresultaten, zal men daarom de modellering moeten baseren op deze maximale verhangen. Uit de proefresultaten kan men alleen opmaken hoe groot het kritiek verhang i_{cr} van de basislaag en het gemiddeld verhang \bar{i} bij falen van de basislaag waren. De meting voor de bijdrage i'' volgt dan uit het verschil: $i'' = (i_{cr} - \bar{i})$. Deze bijdrage moet overigens niet worden opgevat als het exact verschil tussen de bij het instantaan signaal in figuur 1 optredende absolute piekwaarden en het gemiddeld verhang. De tijdsduur van het optreden van die piekwaarden zal ook een rol spelen (op zeer kortdurende piekwaarden zal de stroming minder quasi-stationair reageren dan op langduriger aanwezige piekwaarden). Dit is in figuur 1 weergegeven door de lijn $i = i_{max}$ iets onder de echte piekwaarden te tekenen. De bijdrage i'' moet verder ook worden opgevat als een weergave van de invloed van het hele spectrum van instantane verhangfluctuaties op het falen van de basislaag. Bij een proef meet men via $i'' = (i_{cr} - \bar{i})$ immers impliciet de invloed van het hele spectrum.

Zoals hierboven al aangegeven wordt de sterkte van de basislaag uitgedrukt in de vorm van een kritiek verhang. De waarde van dit kritiek verhang zal moeten aansluiten bij de resultaten van het onderzoek in de filterbak. Deze resultaten zijn in de CUR-leidraad [11] weergegeven in de vorm van de formule van Klein Breteler voor een kritieke filtersnelheid

(vergelijking (8) in [11]) en een Forchheimerrelatie tussen deze kritieke filtersnelheid en het daarmee corresponderend kritiek verhang (vergelijking (52) in [11]):

$$\begin{aligned}
 \text{Klein Breteler: } v_{f_{cr}} &= \left[\frac{n_t}{c} \cdot \left(\frac{D_{15t}}{v_w} \right)^m \cdot (\psi_b \cdot \Delta_b \cdot g \cdot D_{50b})^{0.5} \right]^{\frac{1}{(1-m)}} \\
 \text{Forchheimer: } i_{cr} &= \left(\frac{c_0 \cdot v_w \cdot (1 - n_t)^2}{n_t^3 \cdot g \cdot D_{15t}^2} \right) \cdot v_{f_{cr}} + \left(\frac{c_7}{n_t^2 \cdot g \cdot D_{15t}} \right) \cdot v_{f_{cr}}^2
 \end{aligned} \tag{3}$$

De index "t" verwijst hierbij naar de eigenschappen van het toplaagmateriaal (n_t = porositeit toplaag) en de index "b" naar de eigenschappen van het basismateriaal. De index "f" heeft betrekking op het begrip *filtersnelheid*. Voor informatie over de modelconstanten c_0 en c_7 en de relaties tussen de modelparameters c , m en ψ_b en de korreldiameter D_{50b} van het basismateriaal wordt verwezen naar de CUR-leidraad.

Combinatie van de vergelijkingen (2) en (3) levert onderstaande uitdrukking voor de betrouwbaarheidsfunctie van de basislaag:

$$Z_b = i_{cr} - i_{\max} = i_{cr} - \underline{i} - i'' \tag{4}$$

Binnen deze functie moeten i_{cr} , \underline{i} en i'' alle als stochasten worden opgevat. Het kritiek verhang kan conform vergelijking (3) lokaal variëren, afhankelijk van de aanwezige spreiding in de waarden voor de modelconstanten c_0 en c_7 , de aanwezige spreiding in de materiaaleigenschappen n_t , D_{15t} , Δ_b en D_{50b} en de spreiding rond de gemiddelde relaties tussen de modelparameters c , m en ψ_b en de korreldiameter D_{50b} . De valversnelling g en de viscositeit v_w van het water kunnen hierbij in het algemeen wel als constanten worden opgevat*. Het gemiddeld verhang \underline{i} zal net als de bodemschuifspanning gedurende de levensduur van de bodemverdediging variëren - in geval van een bodemverdediging in een rivier hangt dit bijvoorbeeld weer samen met de onzekerheid over de waarden van de rivierafvoer. Men moet er bij de modellering voor \underline{i} overigens op letten dat er een relatie bestaat tussen het tijdsgemiddeld verhang \underline{i} en de tijdsgemiddelde schuifspanning τ_0 .

* Men moet er bij het opstellen van een kansdichtheidsfuncties voor i_{cr} wel voor waken dat men dezelfde onzekerheden niet dubbel in rekening brengt. De schattingen voor de waarden van de modelconstanten in de formulering voor i'' zullen via vergelijking (4) moeten worden bepaald uit meetresultaten. De lokale afwijkingen van i_{cr} zullen hierdoor impliciet ook doorwerken in de gevonden spreiding voor deze modelconstanten. Op dit punt wordt nog teruggekomen.

Bij een uniforme, stationaire laag turbulente stroming in een kanaal of rivier geldt het volgende verband:

$$\tau_0 = \rho_w \cdot g \cdot h \cdot \bar{i} \quad (5)$$

De formulering moet zodanig zijn dat alle mogelijke combinaties van τ_0 en \bar{i} telkens aan bovenstaand verband voldoen. De waterdiepte h kan hierbij eventueel ook weer als een stochast worden opgevat.

Voor de instantane fluctuaties i'' zal naar een redelijke en bruikbare formulering moeten worden gezocht. Uit de analyse in notitie [3] komt naar voren dat men hiervoor onderstaande formulering zou kunnen gebruiken:

$$i'' = \frac{\alpha_1}{\rho_w \cdot g} \cdot \left(\frac{\Delta p}{\Delta x} \right)_t'' \quad (6)$$

De notatie $(\Delta p / \Delta x)_t''$ verwijst hierin naar een maat voor de maximale instantane horizontale drukgradient onderin de toplaag. De modelparameter α_1 geeft weer in hoeverre de stroming onderin de toplaag quasi-stationair kan reageren op de drukfluctuaties. Bij een quasi-stationaire reactie geldt $\alpha_1 = 1$. In geval van zeer snelle drukfluctuaties kan de stroming in de toplaag de fluctuaties niet helemaal quasi-stationair volgen en zal gelden $\alpha_1 < 1$. De waarde van α_1 zal behalve met de tijdsschaal van de drukfluctuaties ook samenhangen met de doorlatendheid van de toplaag. In [3] is aangetoond dat de waarde van α_1 bij modelproef T11 in de open stroomgoot [4] vrijwel gelijk was aan $\alpha_1 = 1$. Voor de andere proeven van onderzoek [4] valt te verwachten dat de stroming in de toplaag ook vrijwel quasi-stationair op de drukfluctuaties zal hebben gereageerd. Bij de beoordeling van een praktijksituatie treedt echter schaalvergroting op: een toplaag van stortsteen in een echte bodemverdediging zal meer doorlatend zijn dan de bij de modelproeven gebruikte toplagen van grind. De tijdsschaal van de drukfluctuaties zal daarbij ook verschillen van de tijdsschaal bij de modelproeven. Men zal moeten nagaan wat deze schaalverschillen voor invloed hebben op de voor een praktijksituatie voor α_1 aan te houden waarden. Men kan dus niet op voorhand $\alpha_1 \approx 1$ aanhouden omdat dit bij de modelproeven zo is geconstateerd.

Uit de analyse in [3] komt tevens naar voren dat de maximum instantane horizontale drukgradient $(\Delta p / \Delta x)_t''$ onderin de toplaag is gerelateerd aan de maximum instantane horizontale drukgradient $(\Delta p / \Delta x)_g''$ onder in de turbulente grenslaag in de waterloop:

$$\left(\frac{\Delta p}{\Delta x} \right)_t'' = \alpha_2 \cdot \left(\frac{\Delta p}{\Delta x} \right)_g'' \quad (7)$$

Hierin geeft de modelparameter α_2 de invloed weer van het uitdempen van de amplitude van instantane drukfluctuaties in een poreus medium ($\alpha_2 < 1$). Deze factor hangt samen met de verhouding tussen de laagdikte d van de toplaag en een karakteristieke

lengteschaal L voor de drukfluctuaties. In principe geldt dat α_2 kleiner zal worden wanneer de verhouding (d/L) groter wordt. Bij zeer ondoorlatende lagen kan de doorlatendheid van de laag ook nog een rol spelen bij het uitdempen van de amplitude van de instantane drukfluctuaties [10]. Bij de in de praktijk gangbare toplagen zal dit effect echter niet optreden.

De meest eenvoudige uitdrukking voor de momentane horizontale drukgradient in de grenslaag vindt men bij toepassing van de onderstaande benadering:

$$\text{momentane drukgradient} = \frac{p_B - p_A}{L} \quad (8)$$

Binnen deze formulering zijn p_A en p_B gelijk aan de momentane drukken in de punten A en B, de notatie L verwijst naar de minimum lengte tussen de punten A en B waarbij de momentane druksignalen in A en B net niet meer gecorreleerd zijn. Bij een standaardafwijking $\sigma(p)_g$ van de drukken in de grenslaag zal bij een normale verdeling voor de drukken de standaardafwijking van het dan ook normaal verdeelde drukverschil $(p_B - p_A)$ dan $\sigma(p)_g \cdot \sqrt{2}$ bedragen. Het maximaal optredend drukverschil zal dan ook evenredig zijn met $\sigma(p)_g$ en $\alpha_3 \cdot \sigma(p)_g$ bedragen, waarbij de modelfactor α_3 het verschil tussen de standaardafwijking $\sigma(p)_g \cdot \sqrt{2}$ en de maximum afwijking moet overbruggen. Dit levert voor de maximum instantane horizontale drukgradient dan onderstaande relatie:

$$\left(\frac{\Delta p}{\Delta x} \right)_g'' = \alpha_3 \cdot \frac{\sigma(p)_g''}{L} \quad (9)$$

Naast het weergeven van een maat voor de verhouding tussen het maximaal drukverschil tussen de punten A en B en de standaardafwijking $\sigma(p)_g$ zal de modelparameter α_3 ook moeten corrigeren voor alle afwijkingen die er tussen de realiteit en de wiskundige benadering volgens vergelijking (8) bestaat. Het is zeker niet ondenkbaar dat men grotere drukgradienten berekent (en meet) wanneer men het drukverschil over een kortere afstand dan de correlatielengte L beschouwt. Men moet dan echter rekenen met gecorreleerde druksignalen, hetgeen de modellering erg ingewikkeld zou maken. Daarnaast zal ook altijd sprake zijn van afwijkingen van de locale standaardafwijkingen $\sigma(p)_g$ van de gemiddelde waarde voor $\sigma(p)_g$ - uit de resultaten van de tijdens onderzoek [4] verrichtte drukmetingen komt naar voren dat de plaatsing van een drukmeter veel invloed heeft op hetgeen gemeten wordt. De factor α_3 zal ook hiervoor moeten corrigeren.

Voor de relatie tussen de standaardafwijking van de drukken in de grenslaag en andere stromingsparameters in de waterloop vindt men in de literatuur [15] twee typen relaties:

$$\sigma(p)_g'' = \alpha_4 \cdot \tau_0 = \alpha_4 \cdot \rho_w \cdot u_*^2 \quad (10)$$

$$\sigma(p)_g'' = \alpha_5 \cdot \rho_w \cdot \sigma(u)_g''^2 \quad (11)$$

Relatie (11) geldt volgens Batchelor voor isotrope, vrije turbulentie, terwijl relatie (10) volgens Hinze [15] voor "wall shear flow" langs een hydraulisch gladde of ruwe wand geldt. Aangezien de in deze studie onderzochte stromingssituatie het laatstgenoemde stroombeeld betreft, zal in deze studie relatie (10) worden aangehouden. De evenredigheidsconstante α_4 in deze relatie bedraagt volgens Hinze ca. $2.3 < \alpha_4 < 5.0$. Het verschil tussen een hydraulisch gladde en hydraulisch ruwe wand is hierbij gering. Deze waarden zijn echter bepaald tijdens experimenten in een windtunnel, met vastgelijmde zandkorrels en anderszins "gestroomlijnde" omstandigheden. Uit een eerste analyse van de resultaten van de proeven voor onderzoek [4] in de open stroomgoot volgt voor deze testsituatie een range $1.0 < \alpha_4 < 10.0$. De grotere spreiding in deze range is daarbij wellicht ook een gevolg van het feit dat bij veel proeven de stenen van de toplaag heen en weer bewogen, waarbij kinetische energie wordt uitgewisseld met de stroming. Daarnaast is in ieder geval ook al sprake van een forse spreiding in de metingen voor $\sigma(p)_g''$ als gevolg van de invloed van de exacte locatie van de meetinstrumenten in en boven de toplaag. Bij verschillende, in stromingsrichting op enige afstand van elkaar in de grenslaag geplaatste drukdozen konden de meetsignalen flink uiteenlopen. Bij de inschatting van de onzekerheden voor de probabilistische berekening zal hier nog de nodige aandacht aan moeten worden besteed.

Samenstelling van de formules (6), (7), (9) en (10) levert de volgende uitdrukking op voor de maximum amplitude i'' van het fluctuerend verhang onderin de toplaag:

$$i'' = \frac{\alpha_1 \cdot \alpha_2 \cdot \alpha_3 \cdot \alpha_4 \cdot \tau_0}{\rho_w \cdot g \cdot L} = \frac{\alpha_0 \cdot \tau_0}{\rho_w \cdot g \cdot L} \quad (12)$$

Gegeven deze formuleringen kan men nu twee wegen bewandelen. Men kan de "overall-modelparameter" α_0 als een modelconstante opvatten en directe richtwaarden voor deze constante bepalen uit de meetresultaten van de proeven in de open stroomgoot [4]. In dat geval verkrijgt men een soortgelijke aanpak als de binnen de Bakker-Konter formule geïmplementeerde aanpak voor deze materie. Met $\tau_0 = \rho_w \cdot g \cdot h \cdot i$ en een vaste verhouding $L/h = \beta$ volgt na uitwerking van relatie (12):

$$i'' = \frac{\alpha_0 \cdot \rho_w \cdot g \cdot h \cdot i}{\rho_w \cdot g \cdot \beta \cdot h} = \left(\frac{\alpha_0}{\beta} \right) \cdot i \quad (13)$$

De factor (α_0/β) fungeert hierbij als een soortgelijke factor als de modelconstante C_0 binnen de formuleringen voor de Bakker-Konter formule ($C_0 = i''/i$).

De tweede weg bestaat uit het uitsplitsen van de overall-factor α_0 in de deelfactoren $\alpha_1, \alpha_2, \alpha_3$ en α_4 , waarbij men elk van deze factoren zowel als een constante of als een functie van relevante parameters kan modelleren. Vanuit een wetenschappelijk oogpunt is deze tweede benadering uiteraard veel beter dan de black-box benadering met een overall-constante α_0 . De mogelijkheden tot het fitten van formuleringen voor al de afzonderlijke deelfactoren $\alpha_1, \alpha_2, \alpha_3$ en α_4 zijn echter zeer beperkt. In de volgende paragraaf zal hier nader op worden ingegaan.

Tot slot van deze paragraaf nog het volgende. In vergelijking (12) is de fluctuatie i'' direct gekoppeld aan de tijdsgemiddelde bodemschuifspanning τ_0 . Men kan binnen het probabilistische denkmodel echter ook de maximum instantane drukgradient onderin de grenslaag als belasting invoeren. Voor i'' volgt dan onderstaande formulering:

$$i'' = \frac{\alpha_1 \cdot \alpha_2}{\rho_w \cdot g} \cdot \left(\frac{\Delta p}{\Delta x} \right)_g'' \quad (14)$$

De onzekerheid rond een juiste waarde voor de drukgradient $\left(\frac{\Delta p}{\Delta x} \right)_g''$ wordt dan verschoven naar de input van de berekeningen. Deze zal tot uitdrukking moeten komen in de spreiding die voor $\left(\frac{\Delta p}{\Delta x} \right)_g''$ wordt aangehouden. Bij een uniform, stationair stroombeeld in kanaal of rivier geldt daarbij dan:

$$\left(\frac{\Delta p}{\Delta x} \right)_g'' = \alpha_3 \cdot \alpha_4 \cdot \frac{\tau_0}{L} \quad (15)$$

Men kan hierbij de gradient $\left(\frac{\Delta p}{\Delta x} \right)_g''$ eventueel als één stochast opvatten en de spreiding voor deze stochast conform vergelijking (15) inschatten.

Het voordeel van deze wijze van aanpak is hierin gelegen dat men zo een scheiding aanbrengt tussen de twee wezenlijk verschillende vormen van onzekerheid over enerzijds de effecten van de turbulentie in de waterloop op de stroming onderin de toplaag en anderzijds de structuur van die turbulentie in de waterloop zelf. Dit maakt het model meer inzichtelijk. Een bijkomend voordeel van deze wijze van aanpak is de eenvoud waarmee het model in de toekomst zou kunnen worden uitgebreid voor niet-uniforme, niet-stationaire en hoog turbulente stroombeelden. In die situaties gaat een relatie als relatie (10) waarschijnlijk niet meer op, maar relatie (14) zou heel goed wel geldig kunnen blijven. Het model hoeft dan niet gelijk op de helling: men kan er voor deze situaties dan een mouw aan passen door de onzekerheid over het al dan niet geldig zijn van relaties als relatie (10) tot uitdrukking te brengen in de spreiding die men voor de belasting $\left(\frac{\Delta p}{\Delta x} \right)_g''$ aanhoudt.

3.3 Mogelijkheden tot verfijning van het model

In de vorige paragraaf is reeds aangegeven dat de modellering met een "overall-constante" α_0 zou kunnen worden verfijnd door de factor α_0 uit te splitsen in de vier deelfactoren α_1 , α_2 , α_3 en α_4 , waarbij men dan voor elk van deze factoren een passend theoretisch model opstelt. De vier deelmodellen zullen dan stuk voor stuk moeten worden geverifieerd en gefit met behulp van meetresultaten. Bij het huidige bestand van beschikbare meetresultaten is dit echter nog niet mogelijk. Voor het fitten van modelleringen voor de deelfactoren α_1 (mate van quasi-stationair reageren stroming onderin toplaag) en α_3 (relatie standaardafwijkingen $\sigma(p)_g$ en drukgradienten $(\Delta p/\Delta x)_g$ in grenslaag) ontbreken de nodige meetgegevens - er zijn bij de proeven in de open stroomgoot immers geen filtersnelheden in de toplaag en drukgradienten in de grenslaag gemeten. Voor het fitten van modelleringen voor de deelfactoren α_2 (damping amplitude drukfluctuaties) en α_4 (relatie standaardafwijking $\sigma(p)_g$ en schuifspanningsnelheid u_s) zijn wel meetresultaten beschikbaar. De druksignalen zijn bij onderzoek [4] echter maar bij een beperkt aantal proeven opgemeten, waardoor de hoeveelheid beschikbare meetresultaten voor het fitten van modelleringen voor α_2 en α_4 slechts gering is. Voor het fitten van de in de vorige paragraaf beschreven modellering met een overall-constante α_0 kunnen daarentegen de resultaten van vrijwel alle proeven worden gebruikt. Gezien deze stand van zaken moet worden geconcludeerd dat men op dit moment nog maar weinig anders kan doen dan kiezen voor de modellering met de overall-constante α_0 .

Desalniettemin is het toch belangrijk om nog iets dieper in te gaan op de invloed die elk van de vier deelfactoren α_1 , α_2 , α_3 en α_4 op de overall-constante α_0 uitoefenen. Deze deelfactoren zijn immers functies van parameters als de tijd- en lengteschaal van de drukfluctuaties en de doorlatendheid van de toplaag, waardoor de als constante gemodeleerde factor α_0 eigenlijk geen echte constante is. Dit impliceert dat er sprake kan zijn van schaaffecten. De via de resultaten van de modelproeven bepaalde waarde voor α_0 zou daardoor voor een echte praktijksituatie wellicht ongeldig kunnen zijn. Het is dus nuttig eens stil te staan bij deze mogelijke schaaffecten. In het nu volgende zal dit punt per deelfactor nader worden gezien

1. De deelfactor α_1 heeft betrekking op de mate van quasi-stationair reageren van de stroming onderin de toplaag. In notitie [3] is hiervoor in hoofdstuk 3 een eenvoudig model opgesteld. Uit de resultaten van dat model kwam naar voren dat de mate van quasi-stationair reageren samenhangt met een factor $\omega.k/g = 2\pi.k/(g.T)$, waarin k een maat is voor de doorlatendheid van de toplaag en T een maat voor de tijdschaal van de drukfluctuaties ($g =$ valversnelling). De stroming zal quasi-stationair reageren voor relatief kleine waarden van (k/T) terwijl de stroming voor relatief grote waarden van (k/T) nauwelijks op de fluctuaties in het verhang zal reageren. Uit de analyse van de meetgegevens van modelproef T11 kwam naar voren dat de stroming hier de fluctuaties in het verhang vrijwel quasi-stationair gevolgd zal hebben. De verhouding (k/T) bedroeg daarbij $k/T = 0.29/0.7 \approx 0.4$.

In een praktijkgeval zal de toplaag doorgaans uit grotere stenen bestaan dan het grind dat voor de toplaag bij de modelproeven gebruikt is. De doorlatendheid van de toplaag zal in dat geval groter zijn dan $k = 0.29$ m/s bij proef T11. Hiernaast zullen ook de waterdiepten, stroomsnelheden en verhangen in praktijksituaties

afwijken van de stroomcondities bij de modelproeven. Als een gevolg daarvan zal ook de tijdsschaal van de drukfluctuaties afwijken van de piekperiode $T = 0.7$ sec. bij proef T11. Voor een kwantitatieve schatting van de mogelijke afwijking van de factor (k/T) in een praktijksituatie wordt verwezen naar bijlage A.

Bij het resultaat van bijlage A en de resultaten van notitie [3] dient te worden bedacht dat deze zijn verkregen met behulp van veel aannames en tal van grote vereenvoudigingen van de complexe fysica achter de fenomenen. Men mag hier daarom enkel kwalitatieve conclusies uit trekken. Uit het resultaat van bijlage A komt naar voren dat de factor (k/T) bij overwegend turbulente stroming in de toplaag in de praktijk toeneemt wanneer het waterspiegelverhang toeneemt. Bij relatief kleine verhangen (orde 0.001 à 0.005 zoals bij de modelproeven) is de factor (k/T) zo klein dat een gelijksoortige quasi-stationaire reactie als bij de modelproeven verwacht mag worden. Voor de deelfactor α_1 geldt dan $\alpha_1 \approx 1$. Dit betreft gangbare praktijksituaties in veel Nederlandse rivieren en kanalen. Bij aanzienlijk grotere verhangen kan de factor (k/T) echter zo groot worden dat de stroming in de toplaag de fluctuaties niet meer geheel volgt. Dergelijke grote verhangen kunnen soms bij niet-uniforme stroming (direct achter een spuisluis, in de buurt van pijlers, etc.) optreden. Dit gebied behoort weliswaar op dit moment nog niet tot het geldigheidsgebied voor het in deze studie gepresenteerde hydraulisch model, maar bij een door toekomstige meetresultaten gesteunde eventuele uitbreiding van dit geldigheidsgebied zal men er rekening mee moeten houden dat het quasi-stationair reageren van de stroming in de toplaag discutabel wordt bij relatief grote verhangen. Voor α_1 zou men dan een waarde $\alpha_1 < 1$ kunnen kiezen. Voor wat betreft de praktijksituaties die binnen het huidige geldigheidsgebied van het model vallen blijft de aanname $\alpha_1 \approx 1$ vooralsnog echter de meest redelijke aanname.

2. De deelfactor α_2 heeft betrekking op de mate van demping van de amplitude van de drukfluctuaties in een poreus medium. Hierbij is impliciet aangenomen dat de lengteschaal van de fluctuaties in het poreus medium niet verandert. Diverse publicaties (o.a. [9] & [10]) ondersteunen de geldigheid van deze aanname.

Uit de publicaties [9] en [10] komt het beeld naar voren dat de amplituden van de drukfluctuaties in het algemeen uitdempnen volgens een exponentieel verband, waarbij de karakteristieke dempingslengte gelijk is aan de lengteschaal van de drukfluctuaties:

$$p_d(z = d) = p_0 \cdot e^{-c_1 \cdot \frac{d}{L}} \quad (16)$$

De factor c_1 betreft hierin een modelconstante (bij een zuiver sinusvormige fluctuatie geldt $c_1 = 2\pi$). De drukamplitude p_0 betreft de amplitude ter plaatse van het grensvlak van het poreus medium en de waterloop, de amplitude p_d betreft de amplitude in het medium op een afstand d onder dat grensvlak.

Uit publicatie [10] komt naar voren dat de doorlatendheid van het medium bij de demping geen rol speelt zolang de doorlatendheid k groter is dan $10^{-6} * L^{3/2}$ meter per seconde (de karakteristieke lengteschaal L moet in deze relatie in meters worden uitgedrukt). In de meeste praktijkgevallen zal sprake zijn van lengteschalen in de orde van $L \approx 1 - 10$ m.. Dit levert als voorwaarde $k > (0.01 - 0.3) * 10^{-4}$ m/s. De doorlatendheden van stortsteen, grind en zelfs de meeste zandsoorten zijn veel groter dan deze grenswaarde. Er valt dus te verwachten dat de doorlatendheden van de toplaag (en een eventuele extra filterlaag van grind) geen invloed hebben op de geldigheid van relatie (16). De analyse van meetresultaten in publicatie [9] bevestigt dit beeld.

Bij de interpretatie van relatie (16) moet worden bedacht dat deze relatie is opgesteld en geverifieerd voor situaties met golven boven een bodem van zand, waarbij de lengteschaal van de fluctuaties in het algemeen meer dan een factor 1000 maal groter is dan de kenmerkende korreldiameter van het zand. Bij de metingen in [9] is daarbij gemeten tot een diepte van 0.25 m., hetgeen neerkomt op ca. 2500 maal de korreldiameter van het zand. Bij de proeven in de open stroomgoot was de toplaagdikte daarentegen gemiddeld slechts ca. 2 maal de kenmerkende korreldiameter van het grind, waarbij de lengteschaal van de fluctuaties slechts een orde 10 groter was dan die korreldiameter. Het betreft hier dus meer een "randverschijnsel", wanneer men het op de macro-schaal van de theorie en experimenten achter relatie (16) beziet. Wanneer men van de meetresultaten van de proeven in de open stroomgoot de drukmetingen op verschillende diepten in de toplaag analyseert, dan valt hier soms moeilijk een mooi exponentieel dalend verband in te bespeuren. Er is hier eerder sprake van een zekere, abrupte demping van de drukamplitude met ca. 10 tot 50 % om en nabij het grensvlak toplaag/waterloop ($0 < z < 0.5 * D_{50t}$), waarna de drukamplitude op de diverse diepten daaronder nauwelijks nog verder uitdempt. Dit moet worden geweten aan het genoemde feit dat deze situatie binnen de context van relatie (16) slechts een randverschijnsel is, waarvoor dit macro-model geen beschrijving beoogt te geven.

Gegeven deze situatie lijkt het verstandiger om relatie (16) verder buiten de beschouwingen te laten. Men kan de factor α_2 modelleren door uit de metingen op te maken hoe groot telkens de demping rond het grensvlak toplaag/waterloop was en verder geen extra demping meer in rekening te brengen (met 10 tot 50 procent demping bij het grensvlak levert dat $\alpha_2 \approx 0.5$ à 0.9). Voor praktijk-situaties met een relatief grote verhouding d/L tussen de toplaagdikte en de lengteschaal van de fluctuaties zal de demping vermoedelijk wel iets groter zijn. Voor deze situaties is de benadering dus aan de veilige kant. Ter vergelijking: bij de proeven in de open stroomgoot bedroeg de verhouding tussen de toplaagdikte en de lengteschaal $d/L \approx 0.15 - 0.30$.

3. De deelfactor α_3 heeft betrekking op de relatie tussen de standaardafwijkingen $\sigma(p)_g$ en drukgradienten $(\Delta p/\Delta x)_g$ in de turbulente grenslaag. In het algemeen zal deze relatie voortvloeien uit de structuur van de turbulentie in de grenslaag. Deze structuur hangt samen met de karakteristieken van de waterloop (geometrie, waterdiepte, stroomsnelheid) en de bodemruwheid. Dit is een zeer complexe materie waarover slechts weinig bekend is. Er zijn daarbij geen metingen beschikbaar om theoretische modelleringen te kunnen verifiëren. De

factor α_3 fungeert binnen de modellering daarbij tevens als vuilnisbakcoëfficiënt om te corrigeren voor de wijze van modelleren volgens de vergelijkingen (8) en (9). Zonder metingen valt met dit alles geen goede schatting voor α_3 te maken.

Ten aanzien van een mogelijk verschil tussen de waarde voor α_3 bij de modelproeven en de waarde voor α_3 bij een praktijksituatie kan worden opgemerkt dat dit verschil vermoedelijk gering zal zijn bij een met de modelproeven vergelijkbaar type praktijksituatie (uniforme, stationaire rivierstroming met relatief lage turbulentie). Er bestaat dan immers overeenkomst in de hoofdlijnen van de structuur van de turbulentie in de waterloop. Bij een duidelijk afwijkend type praktijksituatie zou de waarde van α_3 echter heel goed significant kunnen afwijken van de waarde bij de modelproeven. Zonder nader onderzoek valt echter zo goed als niets te zeggen over de omvang van deze mogelijke afwijking in de factor α_3 . Het is daarom op dit moment nog niet mogelijk met het in deze studie beschreven model direct naar dergelijke afwijkende praktijksituaties te extrapoleren.

4. De deelfactor α_4 heeft betrekking op de relatie tussen de standaardafwijkingen $\sigma(p)_g$ en de schuifspanningssnelheid u_* . In de literatuur [15] wordt voor α_4 een range $2.3 < \alpha_4 < 5.0$ opgegeven. Deze waarden zijn echter bepaald tijdens experimenten in een windtunnel, met vastgelijmde zandkorrels en anderszins "gestroomlijnde" omstandigheden. Uit een eerste analyse van de resultaten van de proeven in de open stroomgoot volgt voor α_4 een range $1.0 < \alpha_4 < 10.0$. De grotere spreiding in deze range is daarbij wellicht ook een gevolg van het feit dat bij veel proeven de stenen van de toplaag heen en weer bewogen, waarbij kinetische energie wordt uitgewisseld met de stroming. Dit verschijnsel treedt bij de windtunnelexperimenten met vastgelijmde zandkorrels niet op.

De tijdens de proeven in de open stroomgoot geconstateerde grote spreiding in α_4 roept op tot de nodige voorzichtigheid. Er bestaat geen direct afdoende verklaring voor. Naast de invloed van het bewegen van de stenen spelen hierbij wellicht nog meer aspecten een vooralsnog verborgen rol. Er is sprake van een duidelijk van de literatuur afwijkende range waarden, die daarbij ook nog maar is gebaseerd op een zeer beperkt aantal metingen. Ook wegens deze reden is het onverstandig met het in deze studie beschreven model direct naar duidelijk van de modelproeven afwijkende typen praktijksituaties te extrapoleren. Bij een met de modelproeven overeenkomend type praktijksituatie valt nog enigszins te verwachten dat de waarden voor α_4 bij de modelproeven en in de praktijksituatie elkaar weinig ontlopen. Voor afwijkende situaties valt echter niets te zeggen over de invloed van die afwijkende situatie op de waarde van α_4 . Men zal eerst het mechanisme achter die grote spreiding $1.0 < \alpha_4 < 10.0$ moeten doorgronden om naar andere situaties te kunnen extrapoleren.

Samenvattend kan worden gesteld dat de mogelijke schaafeffecten bij het toepassen van een met behulp van modelproeven gefit " α_0 -model" op een praktijksituatie onder bepaalde voorwaarden voldoende beperkt zullen blijven. Wanneer de waterspiegelverhagen qua orde van grootte in de range $0.0001 < j < 0.005$ liggen en de verhouding tussen de toplaagdikte en de lengteschaal d/L niet vele malen groter is dan

de range $0.15 < d/L < 0.30$ zal het model redelijk overeenstemmen met de realiteit. Daarbij zal het model aan de veilige kant blijven bij relatief grote waarden voor het verhang \bar{j} en/of de verhouding d/L . Een absolute voorwaarde geldt hierbij dan wel ten aanzien van het type praktijksituatie dat men beschouwt: er moet sprake zijn van een met de situatie bij de modelproeven vergelijkbare structuur van de turbulentie in de stroming in de waterloop. Voor hiervan afwijkende praktijksituaties valt bij de huidige stand van kennis weinig te zeggen over de vraag of men de realiteit met het model nu te veilig of juist te onveilig benadert. Het juist beoordelen van dergelijke situaties zal pas mogelijk worden na aanvullend theoretisch en vooral empirisch onderzoek.

Aan het eind van de vorige paragraaf is nog een alternatieve modellering volgens de vergelijkingen (14) en (15) besproken. Deze modellering komt in feite neer op het splitsen van de overall-factor α_0 in twee deelfactoren. Via de eerste deelfactor ($\alpha_1 * \alpha_2$) kunnen de onzekerheden rond het uitdempen van drukamplitude en het al dan niet quasi-stationair reageren van de stroming in de toplaag worden uitgedrukt. Via de tweede deelfactor ($\alpha_3 * \alpha_4$) kunnen de onzekerheden met betrekking tot de relaties tussen de maximale drukgradienten, de standaardafwijkingen van de locale drukken en de schuifspanningssnelheid worden uitgedrukt. Men splitst op deze wijze dus de overall onzekerheid in α_0 op in twee fundamenteel verschillende onzekerheden, waarvan de eerste betrekking heeft op de reactie van de stroming in de toplaag bij gegeven drukgradient in de grenslaag en de tweede betrekking heeft op de structuur van de turbulentie in de waterloop. Deze modellering heeft daarmee het voordeel dat men bij de probabilistische analyse ook inzicht krijgt in de verhouding tussen deze twee verschillende vormen van onzekerheid. Dit inzicht zou naderhand dan kunnen bijdragen aan bijvoorbeeld een beter afgewogen proefprogramma voor vervolgonderzoek.

Gegeven de huidige data is het echter nog niet goed mogelijk de factor α_0 op verantwoorde wijze in de twee deelfactoren ($\alpha_1 * \alpha_2$) en ($\alpha_3 * \alpha_4$) uit te splitsen. Op grond van het hiervoor beschrevene zou men kunnen denken dat dit wel het geval is. Uit de analyses komt immers naar voren dat voor de eerste factor een range $0.5 < (\alpha_1 * \alpha_2) < 0.9$ kan worden aangehouden, met als redelijke waarde voor het gemiddelde $(\alpha_1 * \alpha_2) \approx 0.7$. Men zou kunnen overwegen waarden voor de tweede factor ($\alpha_3 * \alpha_4$) te schatten door per proef uit de meetgegevens de waarde voor α_0 te bepalen en deze waarde te delen door $(\alpha_1 * \alpha_2) \approx 0.7$, waarbij de schatting voor $(\alpha_1 * \alpha_2)$ eventueel kan worden aangepast bij de proeven waarvan de meetgegevens hiertoe aanleiding geven. Dit eventueel aanpassen van de schatting voor $(\alpha_1 * \alpha_2)$ is echter alleen mogelijk bij het beperkte aantal proeven waarbij ook drukken in de toplaag zijn gemeten. Bij de overige proeven zal men bij gebrek aan metingen van $(\alpha_1 * \alpha_2) \approx 0.7$ moeten blijven uitgaan. Als een gevolg hiervan zullen de schattingen voor $(\alpha_3 * \alpha_4)$ in ieder geval al een beetje rammelen. De invloed van de onzekerheid rond de exacte waarde van $(\alpha_1 * \alpha_2)$ op de betrouwbaarheid van de schattingen voor $(\alpha_3 * \alpha_4)$ valt echter in het niet bij de invloed van de "verborgen" onzekerheden als bijvoorbeeld de onzekerheid in de Forchheimer coëfficiënten die impliciet doorwerken in de berekende schattingen voor de overall-factor α_0 . Deze doorwerking is er de hoofdoorzaak van dat men de overall-factor α_0 niet zomaar in de twee deelfactoren ($\alpha_1 * \alpha_2$) en ($\alpha_3 * \alpha_4$) kan uitsplitsen. Op dit punt aangekomen, is het zinvol om eens stil te staan bij de procedure waarmee men gegeven de huidige data waarden voor α_0 moet fitten.

Bij het fitten van α_0 moet worden uitgegaan van vergelijking (4). Per proef beschouwt men het gemiddeld waterspiegelverhang \bar{i} op het moment van start van instabiliteit van de basislaag. Met behulp van de waarden voor de materiaalparameters bij de proef kan daarnaast via vergelijking (4) ook een waarde voor het kritiek verhang i_{cr} worden bepaald. De maximum bijdrage van de fluctuaties i'' kan dan worden geschat door uit te gaan van $Z_b = 0$ (falen basislaag) en dus $i'' = i_{cr} - \bar{i}$. De waarde voor α_0 volgt dan in principe via vergelijking (13) uit $\alpha_0 = \beta^*(i''/\bar{i}) = \beta^*(i_{cr}/\bar{i} - 1)$ waarbij voor de verhouding $\beta = L/h$ dan nog een keuze moet worden gemaakt. Deze fitprocedure is de enig mogelijke procedure om waarden voor α_0 te bepalen. Er zijn geen andere mogelijkheden. Binnen deze procedure moeten diverse aannames worden gedaan.

Allereerst moet een waarde voor β worden aangenomen. Uit twee bij twee verschillende proeven gemeten kruisspectra komt $\beta = 0.20$ à 0.30 als een redelijke waarde naar voren. Dit is ook een redelijke waarde met het oog op de dikte van de turbulente grenslaag (ca. één vijfde van de waterdiepte in de stroomgoot). De twee kruisspectra zijn en blijven echter maar een wankelende basis om een waarde voor β op te funderen. Bij gebrek aan meer metingen zal de invloed van eventueel afwijkende waarden voor β bij de rest van de proeven ongemerkt blijven. Wanneer men voor alle proeven uitgaat van $\beta \approx 0.2$, dan zal de invloed van mogelijke afwijkingen van deze waarde uiteindelijk in de fitwaarde voor α_0 terecht komen.

Dezelfde opmerking geldt ten aanzien van de waarden die bij de berekening van i_{cr} volgens vergelijking (3) zijn aangenomen voor de Forchheimercoëfficiënten c_0 en c_7 , de porositeit n_t (niet gemeten bij de proeven in de open stroomgoot!), de modelparameters c , m , ψ_b in de formule van Klein Breteler, enz.. Het ligt uiteraard voor de hand voor al deze parameters de gemiddelde waarden aan te houden. Maar per proef kunnen verschillen zijn opgetreden die onmogelijk zijn na te speuren. Dit kunnen aanzienlijke verschillen zijn: voor bijvoorbeeld de Forchheimercoëfficiënten c_0 en c_7 alleen al worden in [11] de brede intervallen $75 < c_0 < 375$ en $1 < c_7 < 5$ als 95%-betrouwbaarheidsintervallen opgegeven. Door uit te gaan van de gemiddelde waarden zal de invloed van al deze wellicht grote afwijkingen van het gemiddeld beeld impliciet in de schatting voor α_0 terechtkomen.

Men dient zich deze aspecten van de fitprocedure voor α_0 goed te realiseren. Eén en ander zal ook tot uitdrukking moeten komen bij het modelleren van de diverse stochasten binnen het probabilistisch model. De onzekerheden rond de waarden van c_0 , c_7 , β , enz. worden impliciet al weergegeven binnen de voor de stochast α_0 gevonden spreiding. Men moet deze onzekerheden dus niet nog eens extra in rekening brengen door de parameters c_0 , c_7 , β , enz. ook nog eens als stochast te modelleren. Voor deze parameters zullen tijdens de berekeningen dezelfde constante gemiddelde waarden moeten worden aangehouden die bij het fitten van α_0 ook zijn gehanteerd.

3.4 Overwegingen met betrekking tot een meerlaagsfilter

In hoofdstuk 2 is reeds opgemerkt dat er geen metingen beschikbaar zijn om de geldigheid van formuleringen voor een meerlaagsfilter te toetsen. Men moet dus voorzichtig zijn bij een eventuele uitbreiding van het probabilistisch model voor een éénlaagsfilter naar een model voor een meerlaagsfilter. Desalniettemin valt hier toch wel iets over te zeggen.

In de voorgaande paragraaf is de opbouw van de overall-factor α_0 als produkt van de vier deelfactoren α_1 , α_2 , α_3 en α_4 nader onderzocht. Uit de analyse kwam naar voren dat de mate van quasi-stationair reageren (α_1) samenhangt met de doorlatendheid van een filterlaag. De laag zal eerder quasi-stationair reageren bij een kleinere doorlatendheid. Tijdens de analyse in notitie [3] bleek voorts dat het waarschijnlijk is dat de toplaag bij de proeven in de open stroomgoot zelf al vrijwel quasi-stationair zal hebben gereageerd. Een tussen basis en toplaag gelegen extra filterlaag met een kleinere doorlatendheid zou dan zeker ook quasi-stationair gereageerd hebben. Dit impliceert dat men voor de tussengelegen filterlaag net als voor de toplaag $\alpha_1 = 1$ kan aanhouden.

Bij de beschouwing van de demping van de amplitude van de drukfluctuaties (α_2) bleek de schaal van de demping zelfs bij zand niet van de doorlatendheid af te hangen. De kleinere doorlatendheid van een tussengelegen filterlaag van grind zal dan ook geen invloed uitoefenen op de schaal van de demping. Wanneer verder bedacht wordt dat de laagdikte van een tussengelegen filterlaag meestal kleiner is dan de toplaagdikte, dan valt te verwachten dat de eventuele extra demping als gevolg van de aanwezigheid van de extra filterlaag te verwaarlozen is. Men kan voor de filterlaag en de toplaag dus dezelfde waarde voor α_2 aanhouden.

De factoren α_3 en α_4 hebben vooral betrekking op de structuur van de turbulentie in de waterloop. Een extra filterlaag onder de toplaag zal nauwelijks invloed uitoefenen op deze structuur. Het valt dus in eerste instantie te verwachten dat ook de factoren α_3 en α_4 voor zowel de toplaag als de filterlaag gelijk zijn. Dit alles impliceert dat men de stabiliteit van een basislaag onder een tussengelegen filterlaag met dezelfde waarde voor α_0 mag beoordelen als de stabiliteit van deze filterlaag onder de toplaag.

Bij deze conclusie moet nog wel een kanttekening worden geplaatst.

Bij de beschrijving van de modellering voor de factor α_3 is reeds opgemerkt dat deze factor ook dient als vuilnisbakcoëfficiënt om te corrigeren voor afwijkingen tussen de modellering en de realiteit. Deze afwijkingen kunnen ook betrekking hebben op de relatie tussen de bij de berekening van de drukgradient gehanteerde lengte L en de geldigheid van de Forchheimerrelatie voor een filterlaag. De laatste relatie is opgesteld met behulp van filterbakproeven waarbij altijd sprake was van een grote lengte (orde 25 tot 100 maal de D_{50}) van een filterlaag. Het is dus een macro relatie die alleen geldt voor stroming door een filter van een zekere, niet verwaarloosbaar kleine lengte. Wanneer men voor de geldigheid van de Forchheimerrelatie als eis bijvoorbeeld een lengte van minimaal 5 maal de D_{50} aanhoudt, dan zullen de minimum lengten voor de toplaag en filterlaag nooit gelijk zijn. De minimumlengte van de filterlaag zal bijvoorbeeld 10 maal kleiner zijn. Daardoor zal de verhouding tussen L en de minimumlengte voor de filterlaag veel groter zijn dan die verhouding voor de toplaag. Het is de vraag wat hier voor invloed van uit kan gaan. Wellicht zou men voor de beoordeling van de stroming in de filterlaag moeten uitgaan van een andere, kleinere waarde voor L bij de berekening van de drukgradient. De onzekerheid over dit punt zou ertoe kunnen leiden dat men voor de filterlaag toch een van de waarde voor de toplaag afwijkende waarde voor de factor α_3 zou moeten hanteren. Dit is immers de vuilnisbakcoëfficiënt die voor dergelijke afwijkingen moet corrigeren. In kwantitatieve zin valt hier echter verder niets zinnigs over te zeggen.

Daarnaast moet worden nagedacht over de wijze waarop men het kritiek verhang voor een basislaag onder een tussengelegen filterlaag berekent. Hierbij wordt weer gebruik gemaakt van vergelijking (3), maar nu met de materiaalparameters van de filterlaag in plaats van die van de toplaag. Hierbij moeten voor de diverse modelconstanten weer dezelfde constante gemiddelde waarden worden aangehouden die bij het fitten van α_0 ook zijn gehanteerd (zie de opmerking aan het eind van de vorige paragraaf).

3.5 Modelleringscorrectie voor mogelijke invloed laagdikte toplaag

Binnen de betrouwbaarheidsfunctie (4) voor de basislaag is de belasting op de basislaag gedefinieerd als de som ($i + i''$) van het gemiddeld verhang i in de waterloop en de maximum bijdrage i'' als gevolg van de invloed van de drukfluctuaties in de grenslaag. Bij deze modellering is impliciet aangenomen dat de dikte van de toplaag zodanig is gekozen dat er geen sprake meer is van een invloed van de doordringing van het gemiddeld snelheidsprofiel vanuit de waterloop in de toplaag. De gemiddelde filtersnelheid onderin de toplaag correspondeert in dat geval immers direct met het gemiddeld verhang i . Bij relatief dunne toplagen kan naast de invloed van de *momentane* drukfluctuaties in de grenslaag echter ook sprake zijn van een invloed van de doordringing van het *gemiddeld* snelheidsprofiel vanuit de waterloop. Voor dergelijke gevallen zal ook de invloed van deze doordringing in de formulering voor de totale belasting binnen betrouwbaarheidsfunctie (4) moeten worden opgenomen. Voor de analyse van deze doordringing hebben Hauer en van der Meulen in rapport [5] reeds enkele formuleringen opgesteld.

Uit rapport [5] komt de conclusie naar voren dat de invloed van de doordringing van het snelheidsprofiel uit de waterloop in het algemeen beperkt zal zijn tot het bovenste deel ($0 < z < -D_{50t}$) van de toplaag. Deze conclusie wordt ondersteund door de resultaten van o.a. de Japanse modelproeven van Nakagawa. Bij toplagen met dikten groter dan 1 à 1.5 maal de D_{50t} van de toplaag zal de gemiddelde poriesnelheid beneden dat bovenste deel van de toplaag over de hoogte constant zijn (poriesnelheid = evenwichtsnelheid u_0) en corresponderen met het gemiddeld verhang i . Ter plaatse van het grensvlak toplaag/basislaag is daarbij weer sprake van een afname van de gemiddelde poriesnelheid met de diepte, welke afname samenhangt met het verschil in de doorlatendheden van de toplaag en de basislaag. De belasting die de stroming in de toplaag hierbij op de basislaag uitoefent komt dan (bij fictieve afwezigheid van de drukfluctuaties in de grenslaag) overeen met precies dezelfde belasting bij een filterbakproef: deze hangt dan dus enkel af van het gemiddeld verhang i . Dit is niet het geval bij toplagen met laagdikten kleiner dan 1.0 à 1.5 maal de D_{50t} van de toplaag. In dat geval kan de gemiddelde poriesnelheid onderin de toplaag groter zijn dan de evenwichtssnelheid u_0 die met het gemiddeld verhang i correspondeert.

In de praktijk zal men geen toplagen met laagdikten kleiner dan 1.5 maal de D_{50t} van de toplaag toepassen. Bij de modelproeven in de open stroomgoot [4] was ook sprake van toplagen met laagdikten van minimaal 1.5 maal de D_{50t} van de toplaag. Het lijkt in eerste instantie dan ook niet nodig om de belastingsterm in betrouwbaarheidsfunctie (4) uit te breiden met een extra term die de eventuele invloed van de doordringing van het gemiddeld snelheidsprofiel uit de waterloop in rekening brengt. Men dient echter te bedenken dat er ten gevolge van de uitvoering in een praktijksituatie lokaal plekken met kleinere dikten dan de gemiddelde toplaagdikte kunnen voorkomen. Het is wenselijk dat

de invloed van dergelijke variaties in de laagdikte met het probabilistisch model ook kan worden weergegeven. Men zal dus ook voor locale dikten kleiner dan 1.5 maal de D_{50t} van de toplaag de totale belasting op het grensvlak toplaag/basislaag moeten kunnen uitrekenen. In deze paragraaf zal hiervoor een modellering worden gegeven.

Het verloop van het gemiddeld poriesnelheidsprofiel bovenin de toplaag zal bij goede benadering kunnen worden beschreven met:

$$u(z) = u_0 + u_s \cdot e^{z/\kappa} \quad \text{voor } z < 0 \quad (17)$$

De laatste term $u_s \cdot \exp(z/\kappa)$ geeft hierbij de invloed van de doordringing van het gemiddeld snelheidsprofiel uit de waterloop weer. Uit de resultaten van rapport [5] komt naar voren dat voor de dempingsschaal κ bij goede benadering een gemiddelde waarde $\kappa \approx 0.35 \cdot D_{50t}$ met een mogelijke spreiding $0.2 \cdot D_{50t} < \kappa < 0.5 \cdot D_{50t}$ kan worden aangehouden. Deze waarden stemmen goed overeen met de resultaten van de diverse modelproeven. Voor een schatting van de grootte van de snelheid u_s ter plaatse van het grensvlak $z = 0$ kan gebruik worden gemaakt van hetgeen in appendix A van rapport [5] is beschreven. Daar wordt vermeld dat men voor granulaire materialen bij benadering $u_s/u_* \approx 2$ à 4 kan aanhouden, waarbij $u_* = \sqrt{\tau/\rho}$ de schuifspanningssnelheid voorstelt. Binnen de in rapport [5] gevolgde wijze van modelleren is verder voor het verband tussen de gemiddelde poriesnelheden en het verhang onderstaande Forchheimerrelatie gehanteerd:

$$i = \frac{C_a \cdot v}{g \cdot D_{50t}^2} \cdot u + \frac{C_b}{g \cdot D_{50t}} \cdot u^2 \quad (18)$$

De modelconstanten C_a en C_b zijn hierbij gemiddeld gelijk aan $C_a \approx 600$ en $C_b \approx 2,2$ - deze waarden zijn ook aangehouden bij het fitten van bovengenoemde ranges waarden voor de parameters κ en u_s . De evenwichtsporiesnelheid u_0 correspondeert met het gemiddeld verhang i . Hiervoor geldt dus:

$$i = \frac{C_a \cdot v}{g \cdot D_{50t}^2} \cdot u_0 + \frac{C_b}{g \cdot D_{50t}} \cdot u_0^2 \quad (19)$$

$$\Rightarrow u_0 = -\frac{C_a \cdot v}{2 \cdot C_b \cdot D_{50t}} + \frac{1}{2} \cdot \sqrt{\left(\frac{C_a \cdot v}{C_b \cdot D_{50t}}\right)^2 + \frac{4 \cdot g \cdot D_{50t} \cdot i}{C_b}}$$

Men kan nu de invloed van de doorwerking van het snelheidsprofiel in rekening brengen door binnen betrouwbaarheidsfunctie (4) het gemiddeld waterspiegelverhang i te vervangen door een fictief, gemiddeld diepteafhankelijk verhang $i_t = i(z = -d_t)$ dat fictief aanwezig is ter plaatse van het grensvlak basislaag/toplaag ($d_t =$ laagdikte toplaag). Dit verhang i_t volgt door invulling van (17) met $z = -d_t$ in (18):

$$\underline{i}_x = \frac{C_a \cdot v}{g \cdot D_{50}^2} \cdot \left(u_0 + u_s \cdot e^{-\frac{d_t}{\kappa}} \right) + \frac{C_b}{g \cdot D_{50}} \cdot \left(u_0 + u_s \cdot e^{-\frac{d_t}{\kappa}} \right)^2 \quad (20)$$

Er zij opgemerkt dat men dit verhang \underline{i}_x enkel als rekengrootheid moet opvatten. In werkelijkheid kan het gemiddeld verhang in de toplaag uiteraard nooit groter zijn dan het gemiddeld verhang in de waterloop. De definitie van het verhang \underline{i}_x is enkel zo opgesteld om te kunnen corrigeren voor de mogelijke invloed van doordringing van de gemiddelde watersnelheden vanuit de waterloop bij relatief dunne plekken in de toplaag. In wezen gaat het om de met dit verhang corresponderende gemiddelde poriesnelheden: deze veroorzaken de gemiddelde belasting op het grensvlak toplaag/basislaag. In dat opzicht moet nog worden vermeld dat bij de hier geschetste benadering een eventuele invloed van de minder doorlatende basislaag op de stroming onderin de toplaag is verwaarloosd. Ook bij relatief dunne toplagen zal de aanwezigheid van de minder doorlatende basislaag de snelheden onderin de toplaag enigszins beïnvloeden. Deze invloed zal bij dergelijke laagdikten echter qua orde van grootte slechts gering zijn. Het verwaarlozen van deze invloed levert daarbij een schatting die aan de veilige kant is.

4. Methodiek probabilistische berekening

Na het beschrijven van de betrouwbaarheidsfuncties voor toplaag en basislaag zal nu worden ingegaan op de methodiek voor de probabilistische berekening zelf.

Bij goede beschouwing van de twee betrouwbaarheidsfuncties (1) en (4) blijken deze op meer dan één manier gecorreleerd te zijn. In de functie voor de toplaag (1) komen de stochasten D_{50t} en τ_0 voor, terwijl in de functie voor de basislaag de stochasten D_{15t} en i voorkomen. De korreldiameter D_{15t} zal in de praktijk altijd een sterke correlatie met D_{50t} hebben en het verhang i is via vergelijking (5) direct gecorreleerd met de schuifspanning τ_0 . Dergelijke correlaties maken een probabilistische benadering met niveau II berekeningen onmogelijk en ze bemoeilijken een niveau III berekening die is gebaseerd op directe integratie van de diverse kansdichtheidsfuncties. Daarbij is sprake van meerdere (tenminste twee, bij een meerlaagsfilter zelfs meer) betrouwbaarheidsfuncties die tegelijkertijd geevalueerd moeten worden, hetgeen de analytische formulering voor een niveau III berekening met directe integratie nog eens extra bemoeilijkt, zo deze al mogelijk is. Al deze bezwaren verdwijnen echter wanneer men de niveau III berekening baseert op indirecte integratie volgens een Monte Carlo methode. Voor de probabilistische berekeningen voor deze studie ligt de keuze voor deze simulatiemethode dus voor de hand.

Bij een Monte Carlo analyse wordt in het algemeen een groot aantal simulaties uitgevoerd om inzicht te krijgen in de grootte van een faalkans. Bij elke simulatie wordt voor elke in de betrouwbaarheidsfunctie(s) voorkomende stochast een random waarde uit de opgegeven verdelingsfunctie getrokken en wordt voor deze set waarden de waarde van de betrouwbaarheidsfunctie(s) bepaald. Wanneer een betrouwbaarheidsfunctie bij een simulatie kleiner dan nul is wordt falen verondersteld. Voor een betrouwbare schatting van de faalkans moet het aantal simulaties daarbij zo groot zijn dat er voldoende faalgevallen worden gegenereerd ($N > \approx 400/P_f$ met N = aantal simulaties en P_f = faalkans [12]). Naast inzicht in de faalkans kan een Monte Carlo analyse ook inzicht geven in de invloed die de diverse stochasten X_i elk op die faalkans uitoefenen. Deze invloed wordt daarbij dan per stochast uitgedrukt in de vorm van de bijdrage van de variantie $\sigma_{X_i}^2$ van die stochast aan de totale variantie σ_Z^2 van de betrouwbaarheidsfunctie Z:

$$\alpha_i^2 = \frac{\text{cov}^2(X_i, Z)}{\sigma_{X_i}^2 \cdot \sigma_Z^2} \quad (\text{cov} = \text{covariantie}) \quad (21)$$

Bovenstaande formulering voor de bijdragen α_i^2 wordt in [13] (pag. III-2) in meer detail beschreven. Er wordt daar opgemerkt dat deze benadering waarden voor α_i^2 oplevert die grofweg gelden bij een niveau II berekening met een mean value approach.

De uitkomsten voor α_i^2 volgens vergelijking (21) kunnen worden opgevat als benaderingen voor de afzonderlijke percentages invloed die elk van de diverse stochasten op de tot stand koming van de grootte van de faalkans hebben. De som van alle bijdragen is daarbij altijd $\sum \alpha_i^2 = 1$. De bijdragen kunnen op eenvoudige wijze worden berekend door tijdens de Monte Carlo simulaties de variantie σ_Z^2 en de varianties $\sigma_{X_i}^2$

en covarianties $\text{cov}(X_i, Z)$ voor alle betrokken stochasten X_i bij te houden.

Het voorgaande geldt voor een model met één betrouwbaarheidsfunctie Z . Het model in deze studie bestaat echter uit (minimaal) twee betrouwbaarheidsfuncties. Dit gegeven maakt van de berekening van de procentuele bijdragen α_i^2 aan de totale faalkans een lastige kwestie. Voor de discussie die nu volgt zal worden uitgegaan van de analyse bij een éénlaagsfilter met twee betrouwbaarheidsfuncties Z_t (toplaag) en Z_b (basislaag). De totale faalkans $P_{f,\text{tot}}$ is hierbij gedefinieerd als de kans op falen van één of meer lagen. Men kan met behulp van de simulaties zeer eenvoudig benaderingen voor $P_{f,\text{tot}}$ en de afzonderlijke faalkansen $P_{f,t}$ en $P_{f,b}$ van de toplaag en de basislaag bepalen - daarbij zal in het algemeen gelden $P_{f,\text{tot}} < P_{f,t} + P_{f,b}$ aangezien er vrijwel altijd ook simulaties zullen voorkomen waarbij zowel top- als basislaag tegelijkertijd falen. Verder kan men met behulp van vergelijking (21) *per afzonderlijke betrouwbaarheidsfunctie* de bijdragen α_i^2 voor de in de formulering van die betrouwbaarheidsfunctie voorkomende stochasten bepalen. Men vindt bij de analyse van een éénlaagsfilter dus twee afzonderlijke tabellen met waarden voor α_i^2 , een tabel voor de toplaag en een tabel voor de basislaag. Uit de tabel voor de toplaag zal men kunnen concluderen hoe groot de afzonderlijke bijdragen van de onzekerheden in de stochasten D_{50t} , Δ_t , ψ_t en τ_0 aan de faalkans van de toplaag zijn. Uit de tabel voor de basislaag zal men kunnen concluderen hoe groot de afzonderlijke bijdragen van de onzekerheden in de stochasten D_{50b} , Δ_b , ψ_b , n_t , D_{50t} , (D_{15t}/D_{50t}) , i , α_0 en τ_0 aan de faalkans van de basislaag zijn. Men vindt langs directe weg echter geen tabel waaruit men de bijdragen van alle betrokken stochasten aan de totale faalkans van de filterconstructie als geheel kunnen worden afgelezen.

Op zich hoeft dit geen groot bezwaar te zijn. Dat hangt af van het met de berekening beoogde doel. Wanneer men alleen inzicht wil krijgen in het faalgedrag van de afzonderlijke lagen, dan kan met de twee berekende tabellen worden volstaan. Een dergelijke keuze hoeft zeker geen vreemde keuze te zijn - aan het eind van dit hoofdstuk wordt hier nog op teruggekomen. Wanneer men echter ook inzicht wil krijgen in het faalgedrag van de constructie als geheel, dan zal men de twee afzonderlijke tabellen met waarden voor de bijdragen α_i^2 voor de toplaag en de basislaag met behulp van de berekende faalkansen $P_{f,\text{tot}}$, $P_{f,t}$ en $P_{f,b}$ tot één naar de afzonderlijke faalkansen van de twee lagen afgewogen tabel moeten samenstellen. Dit zou geen probleem vormen wanneer de twee betrouwbaarheidsfuncties Z_t en Z_b geen gemeenschappelijke stochasten zouden bevatten. In dat geval kan men als benadering voor de bijdrage voor elke stochast X_i eenvoudig het produkt $(P_{f,i} * \alpha_i^2)$ aanhouden, waarbij $P_{f,i}$ de faalkans is bij de betrouwbaarheidsfunctie waarin de stochast X_i voorkomt. De stochasten D_{50t} en τ_0 komen echter in beide betrouwbaarheidsfuncties Z_t en Z_b voor. Men zou hier een mouw aan kunnen passen door voor deze twee stochasten als schatting voor de totale bijdrage de somming $(P_{f,t} * (\alpha_i^2)_t + P_{f,b} * (\alpha_i^2)_b)$ van de invloed $(P_{f,t} * (\alpha_i^2)_t)$ van de toplaag en de invloed $(P_{f,b} * (\alpha_i^2)_b)$ van de basislaag te berekenen. Dit zal echter altijd een fundamenteel onjuist antwoord opleveren, omdat men op deze wijze de correlatie tussen de kansen $P_{f,t}$ en $P_{f,b}$ via de stochasten D_{50t} en τ_0 buiten beschouwing laat. Er bestaat echter geen eenvoudige methode om deze correlatie bij de somming van de afzonderlijke bijdragen van de toplaag en de basislaag op een goede manier te verdisconteren. Men zal zich dus moeten behelpen met benaderingen, of men zal de gehele analyse op een andere manier moeten opzetten. Voor een gevoeligheidsanalyse bestaan immers nog andere methoden dan alleen de methode met de bijdragen α_i^2 .

Wanneer men geen bezwaar ziet in wat langere rekentijden voor het totale aantal simulaties, dan kan men ook de nu volgende methode overwegen.

Elke stochast wordt gekarakteriseerd door een gemiddelde waarde en een spreiding rond die waarde. In een praktisch ontwerp zullen de gemiddelde waarden zodanig zijn gekozen dat er geen falen optreedt, waarbij men doorgaans nog een zekere mate van veiligheid heeft ingebouwd. De faalkans is dus vooral een gevolg van de in de diverse stochasten aanwezige spreiding. Men kan per stochast op eenvoudige wijze nagaan welke invloed de in deze stochast aanwezige spreiding op de uiteindelijke faalkans heeft door ook reeksen simulaties uit te voeren waarbij men telkens alleen voor die ene stochast de daarbij horende constante, gemiddelde waarde aanhoudt. Men vindt dan per stochast X_i een faalkans P_{fi} die aangeeft hoe groot de faalkans zou zijn geweest wanneer de spreiding in die stochast niet aanwezig zou zijn geweest. Door deze kans te vergelijken met de juiste faalkans P_{f0} (waarbij de invloed van alle stochasten in rekening is gebracht) vindt men een indicatie voor de invloed die de stochast X_i op de faalkans uitoefent. Men kan deze indicatie als volgt berekenen:

$$I_i = \text{indicatie invloed } X_i = \left(\frac{P_{f0} - P_{fi}}{P_{f0}} \right) \cdot 100 \quad \% \quad (22)$$

De waarde van de indicatie I_i geeft aan met hoeveel procent de faalkans P_{f0} zou verminderen wanneer de spreiding in de stochast X_i afwezig zou zijn. Bij een grote waarde voor I_i heeft de spreiding in X_i een grote invloed op die faalkans, bij een kleine waarde heeft die spreiding weinig invloed. De indicaties I_i kunnen daarmee net zo goed als de bijdragen α_i^2 ook het nodige zicht op de onderlinge verhoudingen tussen de invloeden van de diverse stochasten op de faalkans opleveren. Het werken met de indicaties I_i heeft daarbij echter het voordeel dat het niet uitmaakt of men nu de faalkans van de toplaag, de faalkans van de basislaag of de faalkans van de constructie als geheel beschouwt: men kan voor elk van deze kansen precies dezelfde procedure volgens vergelijking (22) blijven volgen. De binnen het model aanwezige correlaties komen impliciet tot uiting in de kansen P_{fi} die men via de simulaties berekent. De methode met de indicaties I_i is daarbij ook een heel zuivere methode. Zoals reeds opgemerkt levert vergelijking (21) een benadering voor de bijdragen α_i^2 die grofweg bij een mean value approach gelden. Er zij met klem gezegd dat dit een *benadering* is, waarbij ook de mean value approach voor een niveau II som niet direct als de meest betrouwbare methode kan worden opgevat. Bij een voor betrouwbare berekening van de diverse faalkansen voldoende aantal simulaties vindt men via de indicaties I_i echter de zuivere waarden voor de beoogde percentages. Daarom verdient de berekening van indicaties I_i vanuit een theoretisch oogpunt in dit geval de voorkeur boven de berekening van bijdragen α_i^2 . Vanuit een praktisch oogpunt kunnen echter bezwaren ontstaan in verband met de langere rekentijd voor de simulaties. Met twaalf stochasten binnen het model moet men in totaal dertien reeksen simulaties uitvoeren om de kans P_{f0} en de twaalf kansen P_{fi} te berekenen, terwijl men voor de berekening van de bijdragen α_i^2 maar één reeks simulaties nodig heeft. Een computerprogramma dat is gebaseerd op de methode met berekening van de bijdragen α_i^2 zal de klus dus flink wat sneller hebben geklaard.

Tenslotte wordt nog teruggekomen op de opmerking dat het op zich niet vreemd is om het faalgedrag van de constructie als geheel buiten beschouwing te laten. Men moet zich realiseren dat de verhouding tussen de faalkans van de toplaag en de basislaag in zeer grote mate zal zijn bepaald door de keuze van het testgeval. De randvoorwaarden van het testgeval bestaan daarbij uit enerzijds waterdiepte, verhang en bodemschuifspanning in de waterloop en anderzijds de diameter D_{50b} van het materiaal van de basislaag. Bij het ontwerp zal de benodigde D_{50t} van de toplaag via Shields volgen uit de bodemschuifspanning. Deze diameter ligt dus vast. Analyse van de stabiliteit van de basislaag komt dan enkel nog neer op het invullen van al de vaste waarden in de ontwerpformules en bezien of het aanwezige bodemmateriaal gegeven de waarde van D_{50b} wel of niet stabiel is. De gevonden mate van (in)stabiliteit hangt daarbij nauw samen met de diameter D_{50b} van het toevallig bij het testgeval aanwezige bodemmateriaal. Men kan deze diameter in de praktijk niet zelf kiezen, dit is een randvoorwaarde. Zodoende zal de keuze van het testgeval direct bepalen of sprake is van een grote of kleine ingebouwde veiligheid voor de basislaag. Het zal duidelijk zijn dat deze aan de keuze voor het testgeval gerelateerde mate van ingebouwde veiligheid de faalkans van de basislaag direct zal beïnvloeden. Gelet op deze omstandigheid is het wellicht niet eens zinvol om onderzoek te doen naar het faalgedrag van de constructie als geheel; dit faalgedrag wordt immers sterk beïnvloed door de randvoorwaarden van de specifieke testsituatie die men onderzoekt. Het afzonderlijk beschouwen van het faalgedrag van de toplaag en het faalgedrag van de basislaag levert daarentegen algemene inzichten, die bij de beoordeling van elke specifieke testsituatie kunnen worden toegepast.

In dit hoofdstuk zijn een aantal mogelijkheden voor de methodiek van de probabilistische berekening beschreven. Binnen de opzet voor deze methodiek moeten nog een aantal keuzes worden gemaakt. Men kan kiezen voor berekening van bijdragen α_i^2 of berekening van indicaties I_i , voor analyse van het afzonderlijk faalgedrag van toplaag en basislaag of het faalgedrag van de constructie als geheel, enzovoorts. Nader overleg tussen de betrokkenen bij het project FILTERS zal nog moeten uitwijzen welke weg bewandeld gaat worden. Door de auteur van deze notitie wordt aanbevolen om de analyse te baseren op de methodiek met de berekening van indicaties I_i , waarbij men er het beste aan doet als rekenvoorbeeld een ontwerp te kiezen waarin voor zowel de toplaag als de basislaag een even grote veiligheidsfactor aanwezig is.

Literatuur

- [1] **M. Hauer**, Verkennende notitie, Stabiliteit basislaag: analyse theorieën en resultaten modelproeven, Delft, december 1996.
- [2] **M. Hauer**, Stabiliteit basislaag bij modelproeven: inventarisatie mogelijke oorzaken voor het grote verschil in de opgemeten kritieke verhangen bij de proeven in de filterbak en de open stroomgoot, Delft, januari 1997.
- [3] **M. Hauer**, Analyse van de mogelijke invloed van de drukfluctuaties in de turbulente grenslaag op de stroming in de toplaag van een bodemverdediging in een open waterloop: een beschouwing aan de hand van enkele meetresultaten, Delft, februari 1997.
- [4] **J.J.A. van Huijstee & H.J. Verhey**, WL-rapport Q572, Verruiming ontwerpregels voor filters in bodemverdedigingen - gelijktijdige instabiliteit van toplaag en basislaag, 1991.
- [5] **M. Hauer & T. van der Meulen**, Parallel stroming in een geometrisch open filterconstructie: een theoretisch model voor de berekening van poriesnelheden en schuifspanningen, TU Delft, december 1996.
- [6] **K.J. Bakker, H.J. Verhey & M.B. de Groot**, Design relationship for filters in bed protection, Journal of Hydraulic Engineering, Vol. 120, No. 9, september 1994.
- [7] **H. Nakagawa & T. Tsujimoto**, Interaction between flow over a granular permeable bed and seepage flow - a theoretical analysis, J. Hydrosience and Hydraulic Engineering, Vol. 2, No. 2, pp. 1 - 10, 1984.
- [8] **H. den Adel & M.B. de Groot**, GD-rapport CO-349410/16: Implementatie filteronderzoek, Delft, januari 1995.
- [9] **T. Yamamoto, H.L. Koning, H. Sellmeijer & E. Hijum**, On the response of a poro-elastic bed to water waves, J. Fluid Mechanics, Vol. 87, pp. 193 - 206, 1978.
- [10] **H. Moshagen & A. Tørum**, Wave induced pressures in permeable seabeds, J. Waterways, Harbors and Coastal Engineering Division, february 1975, pp. 111 - 119.
- [11] **CUR**, CUR rapport No. 161, Filters in de waterbouw, Gouda, 1993
- [12] **A.C.W.M. Vrouwenvelder & J.K. Vrijling**, Probabilistisch ontwerpen, collegedictaat b3, TU Delft, 1984
- [13] **J.K. Vrijling**, Probabilistisch ontwerpen in de waterbouwkunde, collegedictaat f30, TU Delft, november 1995
- [14] **G.J.C.M. Hoffmans**, A study concerning the influence of the relative turbulence intensity on local-scour holes, Report W-DWW-93-251, february 1993.
- [15] **J.O. Hinze**, Turbulence, New York, reissue 1987

Bijlage A: De factor (k/T) in een praktijkgeval

Voor de turbulentie in de grenslaag gelden bij benadering onderstaande verbanden:

$$u_* = \sqrt{g \cdot h \cdot \bar{i}} \quad (23)$$

$$u'' = c_1 \cdot \frac{L}{T} \quad (24)$$

$$\frac{u''}{u_*} \approx c_2 \quad (25)$$

$$L \approx c_3 \cdot h \quad (26)$$

waarin : u'' = standaardafwijking snelheidsfluctuaties
 u_* = schuifspanningssnelheid
 L = karakteristieke lengteschaal turbulentie
 T = karakteristieke tijdschaal turbulentie
 h = waterdiepte waterloop
 \bar{i} = gemiddeld verhang waterloop
 g = valversnelling
 c_i = evenredigheidsconstanten

Samenstelling van (23) t/m (26) levert voor de tijdschaal :

$$T \approx \frac{c_1 \cdot c_3}{c_2} \cdot \sqrt{\frac{h}{g \cdot \bar{i}}} \approx c_4 \cdot \sqrt{\frac{h}{\bar{i}}} \quad (27)$$

Voor de doorlatendheidscoëfficiënt k is in de Appendix van notitie [3] een benaderende formule afgeleid. Hierin komen de Forchheimercoëfficiënten a en b voor. In een praktijkgeval zal men het laminaire deel in de Forchheimerrelatie meestal kunnen verwaarlozen ten opzichte van het turbulente deel. De termen met de Forchheimercoëfficiënt a kunnen dan uit de benaderende formule worden weggeschraapt. Dit levert voor de doorlatendheid k onderstaande relatie:

$$k \approx \frac{\sqrt{96 \cdot \pi \cdot b \cdot \bar{i}'' \cdot Q}}{16 \cdot b \cdot \bar{i}'' \cdot Q} \approx \frac{c_5}{\sqrt{b \cdot \bar{i}'' \cdot Q}} \quad (28)$$

In relatie (28) verwijst i'' naar de maximum bijdrage van het fluctuerend verhang aan het totaal onderin de toplaag aanwezig (momentaan) verhang. De parameter Q heeft betrekking op de mate waarin de stroming onderin de toplaag quasi-stationair reageert op dit fluctuerend verhang. Voor de Forchheimercoefficient b geldt relatie (29):

$$b = \frac{c_7}{n_t^2 \cdot g \cdot D_{15t}} \quad (29)$$

waarin : n_t = porositeit toplaag
 D_{15t} = D_{15} korreldiameter toplaag

Wanneer men voor de porositeit van de toplaag een constante waarde aanhoudt levert combinatie van de relaties (28) en (29):

$$k \approx c_5 \cdot \sqrt{\frac{n_t^2 \cdot g \cdot D_{15t}}{c_7 \cdot i'' \cdot Q}} \approx c_6 \cdot \sqrt{\frac{D_{15t}}{Q \cdot i''}} \quad (30)$$

Voor de factor (k/T) volgt dan met de resultaten in (27) en (30):

$$\frac{k}{T} \approx \frac{c_6 \cdot \sqrt{\frac{D_{15t}}{Q \cdot i''}}}{c_4 \cdot \sqrt{\frac{h}{i}}} \approx c_8 \cdot \sqrt{\frac{i \cdot D_{15t}}{Q \cdot i'' \cdot h}} \quad (31)$$

De korreldiameter D_{15t} zal samenhangen met de korreldiameter D_{50t} welke bij een praktisch ontwerp zal zijn gekozen volgens het Shields criterium (de constante c_9 betreft een veiligheidsfactor):

$$c_9 \cdot \rho_w \cdot g \cdot h \cdot i = \rho_w \cdot g \cdot \psi_t \cdot \Delta_t \cdot D_{50t} \\ \Rightarrow D_{50t} \approx c_{10} \cdot h \cdot i \quad (32)$$

Bij de opstelling van de onderste formule voor D_{50t} zijn de relatieve dichtheid Δ_t en de Shieldsparameter ψ_t van de toplaag als constanten opgevat. De verhouding D_{50t}/D_{15t} kan ook als constante worden opgevat, waardoor relatie (32) ook als relatie (33) kan worden geschreven:

$$D_{15t} \approx c_{11} \cdot h \cdot \underline{i} \quad (33)$$

Invullen van deze relatie (33) in relatie (31) levert een uitdrukking voor de factor (k/T) bij een praktisch ontwerp:

$$\frac{k}{T} \approx c_8 \cdot \sqrt{\frac{\underline{i} \cdot c_{11} \cdot h \cdot \underline{i}}{Q \cdot i'' \cdot h}} \approx c_{12} \cdot \sqrt{\frac{\underline{i}}{i''}} \cdot \sqrt{\frac{\underline{i}}{Q}} \quad (34)$$

De verhouding tussen gemiddeld verhang \underline{i} en maximum fluctuatie i'' wordt binnen de modellering ook als een constante opgevat (zie vergelijking (13)):

$$\frac{i''}{\underline{i}} \approx \frac{\alpha_0}{\beta} \approx c_{13} \quad (35)$$

Wanneer men in eerste instantie uitgaat van een quasi-stationaire reactie ($Q \approx 1$), dan levert het invullen van relatie (35) in relatie (34) tot slot:

$$\frac{k}{T} \approx \frac{c_{12}}{\sqrt{c_{13}}} \cdot \sqrt{\frac{\underline{i}}{\approx 1}} \Rightarrow \frac{k}{T} \equiv \sqrt{\underline{i}} \quad (36)$$

De factor (k/T) zal in een praktisch geval dus toenemen bij toenemende gemiddelde verhangen. Dit impliceert dat de stroming onderin de toplaag bij relatief grote verhangen niet helemaal quasi stationair meer zal reageren. Men zou dan bij de opstelling van relatie (32) eigenlijk niet meer mogen uitgaan van de aanname $Q \approx 1$ maar een kleinere waarde voor Q moeten aanhouden, welke overeenstemt met de in eerste instantie gevonden factor (k/T) (Q kan worden berekend via vergelijking (18) in notitie [3]). Vervolgens zou men voor deze kleinere waarde van Q opnieuw de factor (k/T) moeten berekenen, de schatting voor Q weer hiermee corrigeren, enzovoorts, totdat convergentie is verkregen. Op de details van deze berekening zal in deze bijlage niet verder worden ingegaan. Er zij slechts vermeld dat de factor (k/T) door de kleinere waarde van Q nog wat groter zal zijn dan men in eerste instantie via vergelijking (36) had geschat. De conclusie dat de factor (k/T) in een praktisch geval zal toenemen bij toenemende gemiddelde verhangen blijft daarbij ongewijzigd.

Appendix

Overwegingen met betrekking tot toekomstige toepassingen van het model voor niet-uniforme stroombeelden

In deze studie zijn de formuleringen voor het probabilistisch model voornamelijk toegespitst op de situatie bij een uniform, stationair, laag turbulent stroombeeld in een open waterloop. Deze situatie is immers ook de situatie die zal worden beschouwd bij de voor deze studie te verrichten probabilistische berekeningen. Bij gebrek aan bruikbare metingen met betrekking tot de stabiliteit van een basislaag onder een filterlaag bij niet-uniforme, hoog turbulente stroombeelden kan de juistheid van de diverse modelleringen vooralsnog niet voor dergelijke stroombeelden worden onderzocht. Daarom is geadviseerd om de berekeningen in eerste instantie tot de genoemde situatie bij een uniform, stationair, laag turbulent stroombeeld te beperken. In de toekomst zal men het model echter ook voor de analyse van niet-uniforme, hoog turbulente stroombeelden willen gebruiken. Daarom zal in deze appendix alvast worden ingegaan op de vraag of het model voor deze situatie moet worden aangepast en zo ja, op welke manier dat dan zal moeten gebeuren. Deze analyse kan in die zin ook dienen als richtsnoer bij het opstellen van eisen voor nieuwe modelproeven voor de validatie van het model voor niet-uniforme, hoog turbulente stroombeelden.

Ten aanzien van de stabiliteit van de toplaag is in betrouwbaarheidsfunctie (1) het criterium van Shields toegepast. Dit criterium kan ook worden toegepast bij niet-uniforme stroombeelden. Voorwaarde hierbij is wel dat de verhouding tussen de grootte van de horizontale en verticale drukgradiënten niet teveel verandert ten opzichte van deze verhouding bij het uniforme stroombeeld. Wanneer deze verhouding sterk wijzigt zal er een verandering optreden in de verhouding tussen de horizontale en de verticale hydrodynamische krachten die de stroming op de korrels uitoefent. Als een gevolg daarvan zal de kritieke Shieldsparameter ψ een andere waarde krijgen dan bij de uniforme stroming. Men dient hier vooral op te letten bij de aanwezigheid van grootschalige coherente turbulentiestructuren. In het geval dat de genoemde verhouding inderdaad sterk wijzigt zal men moeten overstappen op een meer gedetailleerde benadering van de problematiek, waarbij het krachtenspel van de hydrodynamische krachten op de stenen in directe zin beschouwd zal moeten worden. Zolang als de verhouding echter niet teveel verandert bestaat er geen reden aan de geldigheid van het Shields criterium te twijfelen. Het verschil in de absolute grootte van de krachten zelf vormt daarbij geen beletsel.

In paragraaf 3.1 is uiteengezet dat zowel de invloed van de turbulente fluctuaties van de momentane schuifspanning rond de gemiddelde schuifspanning als de invloed van de fluctuaties in de lokale kritische schuifspanning impliciet al in de onzekerheid rond de juiste waarde voor de kritieke Shieldsparameter ψ zijn verdisconteerd. Dit gegeven betreft dan weer het uniforme stroombeeld (gootstroming) dat ook aan de meetwaarden voor de kritieke Shieldsparameter ψ ten grondslag ligt. Bij hoog-turbulente stroming zullen de fluctuaties van de momentane schuifspanning rond de gemiddelde schuifspanning echter veel groter worden. Hiervoor zal binnen het model gecorrigeerd moeten worden.

Deze correctie is het meest eenvoudig aan te brengen door bij de hoog turbulente stroombeelden de fluctuaties in de momentane schuifspanning ditmaal wel expliciet in

rekening te brengen bij de modellering voor de stochast τ_0 . Men kan daarbij uitgaan van hetzelfde type modellering dat ook in paragraaf 3.2 is gebruikt bij de modellering van de belasting voor de basislaag. Men modelleert de schuifspanning dan via:

$$\tau_0 = \tau_{\max} = \bar{\tau} + \tau'' \quad (37)$$

De notatie τ_0 heeft hierin nu betrekking op de maximaal optredende schuifspanning. Deze bestaat uit de som van de gemiddelde bodemschuifspanning $\bar{\tau}$ en de bijdrage τ'' die het gevolg is van de momentane fluctuaties in de schuifspanning. Zowel $\bar{\tau}$ als τ'' kunnen hierbij als stochast worden gemodelleerd. De onzekerheden over de grootte van de gemiddelde schuifspanning komen daarbij voort uit de onzekerheid met betrekking tot de tijdens de gehele levensduur te verwachten extreme belastingssituatie. Deze vorm van onzekerheid is in paragraaf 3.1 ook voor de situatie bij een uniform stroombeeld al aangegeven. De onzekerheden over de grootte van de bijdrage τ'' hebben betrekking op de onzekerheden over de grootte van de extreme waarden van de momentane fluctuaties in de schuifspanning en de kansverdeling van die extreme waarden. Er moet daarbij worden bedacht dat de grootte van de bijdrage τ'' in het algemeen gerelateerd zal zijn aan de gemiddelde schuifspanning $\bar{\tau}$.

Een extra punt van aandacht bij de modellering volgens vergelijking (37) betreft nog de grootte van de voor de kritieke Shields parameter ψ aan te houden spreiding. Men zou hiervoor in principe een kleinere spreiding kunnen hanteren dan men voor het uniform stroombeeld hanteert. Laatstgenoemde spreiding omvat immers impliciet ook de onzekerheid rond de invloed van de bijdragen τ'' bij het uniforme stroombeeld. Bij een theoretisch juiste gang van zaken zou men bij toepassing van de modellering volgens vergelijking (37) deze invloed van de bijdragen τ'' moeten elimineren uit de bij metingen gevonden spreiding rond de gemiddelde waarde voor de kritieke Shields parameter ψ . Nader onderzoek zal moeten uitwijzen in hoeverre dit ook concreet mogelijk is. Wanneer blijkt dat dit niet goed mogelijk is, dan kan men overwegen om voor de kritieke Shields parameter ψ gewoon dezelfde spreiding aan te houden als men voor het uniform stroombeeld hanteert. Dit leidt dan tot een veilige benadering.

Voor de beoordeling van de stabiliteit van de basislaag bij niet-uniforme stroombeelden kan als startpunt de modellering volgens de vergelijkingen (2), (3) en (14) worden genomen. Samenstelling van de vergelijkingen (2) en (14) levert dan voor de belasting op de basislaag:

$$i_{\max} = \bar{i} + i'' = \frac{1}{\rho_w \cdot g} \cdot \left(\left(\frac{dp}{dx} \right)_g + \alpha_1 \cdot \alpha_2 \cdot \left(\frac{dp}{dx} \right)_g'' \right) \quad (38)$$

Hierin betreft $\left(\frac{dp}{dx} \right)_g$ de tijdsgemiddelde drukgradient en $\left(\frac{dp}{dx} \right)_g''$ de maximum bijdrage van de fluctuaties in de drukgradient aan de momentane drukgradient in de grenslaag direct boven de toplaag. De waarden voor deze gradienten zal moeten volgen uit een beschouwing van de turbulentie bij de betreffende niet-uniforme stroombeelden. Aangezien o.a. de waarden van de lengteschaal L in vergelijking (9) en de evenredig-

heidsconstante α_4 in vergelijking (10) bij niet-uniforme stroombeelden zullen afwijken van de waarden die bij het uniform stroombeeld gelden, zijn de voor het uniform stroombeeld opgestelde relaties (9), (10) en dientengevolge de relaties (12), (13) en (15) niet direct toepasbaar bij niet-uniforme stroombeelden. Nader onderzoek zal moeten uitwijzen welke relaties men voor de niet-uniforme stroombeelden kan opstellen om de gradienten $(dp/dx)_g$ en $(dp/dx)_g''$ te bepalen. Voor dit moment is het vooral van belang dat men begrijpt dat de belasting op de basislaag - ongeacht het stroombeeld - altijd zal voortvloeien uit een randvoorwaarde met betrekking tot de grootte van gemiddelde en instantane drukgradienten ter plaatse van het grensvlak van de toplaag en de waterloop. De modelparameters α_1 en α_2 kunnen daarbij voor verschillende stroombeelden nog weer verschillende waarden hebben. Bij een toplaag die relatief dik is ten opzichte van de lengteschaal van de fluctuaties zal meer demping optreden (α_2 dan kleiner dan bij de modelproeven in de open stroomgoot [4]). Het is niet ondenkbaar dat de stroming onderin de toplaag niet helemaal quasi-stationair reageert bij een relatief doorlatende toplaag - dus bij een laag van relatief grote stenen ($\alpha_1 < 1$ dan kleiner dan bij de modelproeven in de open stroomgoot [4]). Dit laatste hangt overigens ook samen met de tijdschaal van de fluctuaties (zie bijlage A bij deze studie). Ook op dit gebied is nader onderzoek vereist om aan dergelijke kwalitatieve beschouwingen ook kwantitatieve waarden te kunnen vastkoppelen. Op dit moment is het echter nog alleen van belang dat men begrijpt hoe de te beschrijven fysica in elkaar steekt. Een goed begrip van het beeld voor deze fysica is onmisbaar bij het opzetten van programma's voor eventueel nader modelonderzoek.

Bij relatief dunne toplagen kan de lokale laagdikte van de toplaag ook nog een rol spelen. Dit aspect is reeds in paragraaf 3.5 aan de orde gekomen. Men dient zich wel te realiseren dat de in paragraaf 3.5 beschreven modellering voor de doordringing van het gemiddeld snelheidsprofiel in kwantitatieve zin ook weer is gebaseerd op proeven met uniforme, stationaire, laag turbulente stroming. Het valt echter wel te verwachten dat het mechanisme dat bij de doordringing optreedt bij een niet-uniform stroombeeld in grote lijnen hetzelfde zal zijn. Ook daar zal de invloed van de doordringing min of meer exponentieel uitdempen, zoals dat in vergelijking (17) is weergegeven. De verhouding u_s/u_* bedroeg bij het uniform stroombeeld ca. $u_s/u_* \approx 2$ à 4. Het is de vraag of deze range waarden ook voor niet-uniforme, hoog turbulente stroombeelden kan worden aangehouden. De gemiddelde schuifspanningssnelheid u_* hangt bij de uniforme stroming samen met de gemiddelde bodemschuifspanning. Bij een hoog turbulent stroombeeld is echter sprake van veel grotere fluctuaties in de momentane schuifspanningen (en dus momentane schuifspanningssnelheden) dan bij het uniforme, laag turbulente stroombeeld tijdens de modelproeven. Dit zou mogelijkwijs de verhouding u_s/u_* kunnen beïnvloeden. Ten aanzien van de dempingsschaal κ geldt een zelfde opmerking. Nader onderzoek zal moeten uitwijzen in hoeverre de verhouding u_s/u_* en de dempingsschaal κ worden beïnvloedt door de aanwezigheid van relatief grote fluctuaties. Op dat vlak kunnen voor nu alvast de modelproefresultaten van het WL-onderzoek Q891 vermeld worden. Dit onderzoek betrof een onderzoek naar de stabiliteit van een basis van zand onder een éénlaagsbestorting rond een pijler in een relatief hoog turbulente stromingssituatie. Tijdens de proeven bleek dat de laagdikte van de bestorting voor de stabiliteit van het zand alleen significant terzake deed wanneer deze kleiner was dan 1.5 à 2 maal de D_{50} van de bestorting. Bij grotere laagdikten bleef de kritieke stromingsconditie in de stroomgoot verder gelijk. Deze uitkomst lijkt erop te wijzen dat de diepte van de doordringing van het gemiddeld snelheidsprofiel uit de waterloop in de toplaag bij de niet-uniforme en/of hoogturbulente stroombeelden qua orde van grootte

niet al teveel verschilt van deze diepte bij de proeven met uniforme, laag turbulente stroming (daar volgde hiervoor een diepte van 1 à 1.5 maal de D_{50} van de toplaag). Men kan uit de meetresultaten van het onderzoek Q891 echter verder geen afzonderlijke schattingen voor de verhouding u_s/u_c en de dempingsschaal κ destilleren.

Tot slot zal nog worden ingegaan op een vraag die tijdens de laatste vergadering naar boven kwam. Deze vraag betrof het gebruik van de formule van Klein Breteler in de formulering voor het kritiek verhang (vergelijking (3)). De vraag luidde of deze formule ook mag worden gebruikt bij cyclische stroming. Onderin de toplaag treedt immers een sterk cyclische stroming op, terwijl de formule van Klein Breteler is opgesteld voor gewone, stationaire stroming. Als antwoord op deze vraag wordt opgemerkt dat onderzoek met cyclische verhangen in de filterbak (WL- rapport M 1795/H 195, deel XXI, sectie 2, hoofdstuk 8) heeft uitgewezen dat het begin van beweging van basiskorrels bij zuiver cyclische stroming optreedt als de verhangamplitude ongeveer gelijk is aan het kritiek verhang bij stationaire stroming. Hieruit kunnen twee conclusies worden getrokken. Allereerst moet de stroming in het filter de cyclische verhangen als quasi stationaire stroming gevolgd hebben. En ten tweede blijkt het voor de erosie van het basismateriaal er niet toe te doen of er sprake is van een kortstondig optredend maximum verhang (cyclisch) of een langdurig optredend, even groot verhang (stationair). Gegeven deze resultaten kan men de voor stationaire stroming opgestelde stabiliteitsformule van Klein Breteler dus ook (zoals in vergelijking (3)) bij een situatie met cyclische stroming hanteren. Hierbij moet nog wel worden opgemerkt dat er geen onderzoek is verricht voor cyclische stroming met periodes kleiner dan 2 seconden. Veel kleinere periodes zouden tot gevolg kunnen hebben dat de stroming in het filter de fluctuaties in het verhang niet meer helemaal quasi-stationair zal volgen. Binnen het probabilistisch model is deze invloed echter al in rekening gebracht met behulp van de modelparameter α_1 die de mate van quasi-stationair reageren weergeeft. Men hoeft deze invloed dus niet nog eens extra in vergelijking (3) voor het kritisch verhang te verdisconteren.

BIJLAGE E

Probabilistisch model voor geometrisch open bodemverdedigingen

- ijking van het hydraulisch model -

Ir. M. Hauer
April 1997

Inhoud

1.	Inleiding	pag. 149
2.	Korte beschrijving rekenmodel	pag. 150
3.	IJking betrouwbaarheidsfunctie toplaag	pag. 153
4.	IJking betrouwbaarheidsfunctie basislaag	pag. 154
	Literatuur	pag. 159
	Bijlagen A & B	pag. 160

1. Inleiding

In de laatste notitie [4] voor het project FILTERS zijn betrouwbaarheidsfuncties opgesteld voor het functioneren van de toplaag en basislaag bij toepassing van een één-laags filterconstructie in een open waterloop met uniforme, stationaire, relatief laag turbulente stroming. In deze notitie is tevens aangegeven hoe de opgestelde formuleringen in de toekomst zouden kunnen worden toegepast/uitgebreid voor andere stroombeelden en meer-laags filterconstructies. Daarbij is opgemerkt dat er op dit moment alleen nog maar meetgegevens beschikbaar zijn voor ijking van de formuleringen voor het geval van de één-laags filterconstructie en de uniforme, stationaire, relatief laag turbulente stroming. De ideeën met betrekking tot de toepassing/uitbreiding voor andere stroombeelden en meer-laags filterconstructies kunnen bij de huidige stand van zaken dus nog niet worden geverifieerd. Vanwege deze omstandigheid zal men zich bij de voor project FILTERS uit te voeren probabilistische analyse voornamelijk moeten beperken tot een beschouwing van het functioneren van een één-laags filterconstructie bij uniforme, stationaire, relatief laag turbulente stromingsomstandigheden.

Voor de overzichtelijkheid zijn voor deze situatie in hoofdstuk 2 eerst nog eens in het kort de diverse formules uit de laatste notitie [4] op een rijtje gezet. Vervolgens zijn in de hoofdstukken 3 en 4 de formuleringen voor de fysische relaties in de betrouwbaarheidsfuncties van de toplaag en basislaag geïkt met behulp van meetgegevens [5] en vanuit de literatuur beschikbare gegevens. Bij de ijking van de betrouwbaarheidsfunctie voor de basislaag is daarbij ook aandacht besteed aan de mogelijke verhouding tussen de bijdragen aan de totaal aanwezige onzekerheid van enerzijds de onzekerheid met betrekking tot de modellering van de turbulentie in de waterloop en anderzijds de onzekerheid met betrekking tot de modellering van de reactie van de stroming in de toplaag op die turbulentie.

2. Korte beschrijving rekenmodel

Het rekenmodel voor de beoordeling van het functioneren van een één-laags filterconstructie bij uniforme, stationaire, relatief laag turbulente stromingsomstandigheden bestaat uit betrouwbaarheidsfuncties voor enerzijds de toplaag en anderzijds de basislaag. Voor de toplaag is in paragraaf 3.1 van de laatste notitie [4] onderstaande betrouwbaarheidsfunctie opgesteld:

$$Z_t = \tau_{crit} - \tau_0 = \rho_w \cdot g \cdot \psi_t \cdot \Delta_t \cdot D_{50t} - \tau_0 \quad (1)$$

Bij het beschouwde stroombeeld geldt voor de belasting τ_0 hierbij:

$$\tau_0 = \rho_w \cdot g \cdot h \cdot i \quad (2)$$

Voor de basislaag is in paragraaf 3.2 van notitie [4] onderstaande betrouwbaarheidsfunctie opgesteld:

$$Z_b = i_{cr} - i_t - i'' \quad (3)$$

Hierin verwijst de notatie i_{cr} naar het kritiek verhang voor erosie van de basislaag, i_t naar het gemiddeld verhang dat onderin de toplaag optreedt en i'' naar de maximum bijdrage aan het instantaan verhang onderin de toplaag als gevolg van de invloed van de turbulente drukfluctuaties. Het kritiek verhang i_{cr} wordt hierbij berekend met behulp van de formule van Klein Breteler en de in de CUR-leidraad [7] gegeven Forchheimerrelatie:

$$\text{Klein Breteler: } v_{fcr} = \left[\frac{n_t}{c} \cdot \left(\frac{D_{15t}}{v_w} \right)^m \cdot (\psi_b \cdot \Delta_b \cdot g \cdot D_{50b})^{0.5} \right]^{\frac{1}{(1-m)}} \quad (4)$$

$$\text{Forchheimer: } i_{cr} = \left(\frac{c_0 \cdot v_w \cdot (1 - n_t)^2}{n_t^3 \cdot g \cdot D_{15t}^2} \right) \cdot v_{fcr} + \left(\frac{c_7}{n_t^2 \cdot g \cdot D_{15t}} \right) \cdot v_{fcr}^2$$

Voor informatie over de modelconstanten c_0 en c_7 en de relaties tussen de modelparameters c , m en ψ_b en de korreldiameter D_{50b} van het basismateriaal wordt verwezen naar de CUR-leidraad [7].

Het gemiddeld verhang i_t zal in de meeste gevallen gelijk zijn aan het gemiddeld waterspiegelverhang i in de waterloop ($i_t = i$). Bij relatief dunne toplagen (of lokaal dunne plekken) kan het echter gebeuren dat de invloed van de doordringing van het *gemiddeld* snelheidsprofiel vanuit de waterloop onderin de toplaag nog niet geheel is

uitgedempt. In paragraaf 3.5 van notitie [4] is een formulering opgesteld om deze invloed binnen de modellering te kunnen weergeven. De invloed van dit fenomeen kan daarbij worden verdisconteerd door voor het gemiddeld verhang uit te gaan van de volgende formulering voor een fictief verhang $i_t > i$:

$$i_t = \frac{C_a \cdot v}{g \cdot D_{50t}^2} \cdot \left(u_0 + u_s \cdot e^{-\frac{d_t}{\kappa}} \right) + \frac{C_b}{g \cdot D_{50t}} \cdot \left(u_0 + u_s \cdot e^{-\frac{d_t}{\kappa}} \right)^2 \quad (5)$$

De notatie d_t verwijst naar de (locale) dikte van de toplaag. De evenwichtsporiesnelheid u_0 correspondeert binnen deze formulering met het gemiddeld waterspiegelverhang i in de waterloop. Hiervoor geldt:

$$u_0 = -\frac{C_a \cdot v}{2 \cdot C_b \cdot D_{50t}} + \frac{1}{2} \cdot \sqrt{\left(\frac{C_a \cdot v}{C_b \cdot D_{50t}} \right)^2 + \frac{4 \cdot g \cdot D_{50t} \cdot i}{C_b}} \quad (6)$$

De modelconstanten C_a en C_b zijn hierbij gemiddeld gelijk aan $C_a \approx 600$ en $C_b \approx 2.2$, met een mogelijke spreiding $200 < C_a < 900$ en $1 < C_b < 5$. Voor de karakteristieke dempingsschaal κ kan als gemiddelde waarde $\kappa \approx 0.35 \cdot D_{50t}$ met een mogelijke spreiding $0.2 \cdot D_{50t} < \kappa < 0.5 \cdot D_{50t}$ worden aangehouden. Voor de slipsnelheid u_s geldt voor granulaire materialen bij benadering:

$$u_s = 3 \cdot \sqrt{\frac{\tau_0}{\rho_w}} \quad (7)$$

Dit betreft de gemiddelde waarde. De mogelijke spreiding bedraagt $2 \cdot \sqrt{(\tau_0/\rho_w)} < u_s < 4 \cdot \sqrt{(\tau_0/\rho_w)}$. Bij een voldoende grote laagdikte d_t zal de invloed van de term $u_s \cdot \exp(-d_t/\kappa)$ binnen vergelijking (5) te verwaarlozen zijn. Het via vergelijking (5) berekend fictief verhang i_t zal dan naderen tot het gemiddeld waterspiegelverhang i .

Voor de maximum bijdrage i'' als gevolg van de invloed van de momentane drukfluctuaties is in paragraaf 3.2 van notitie [4] onderstaande formulering opgesteld:

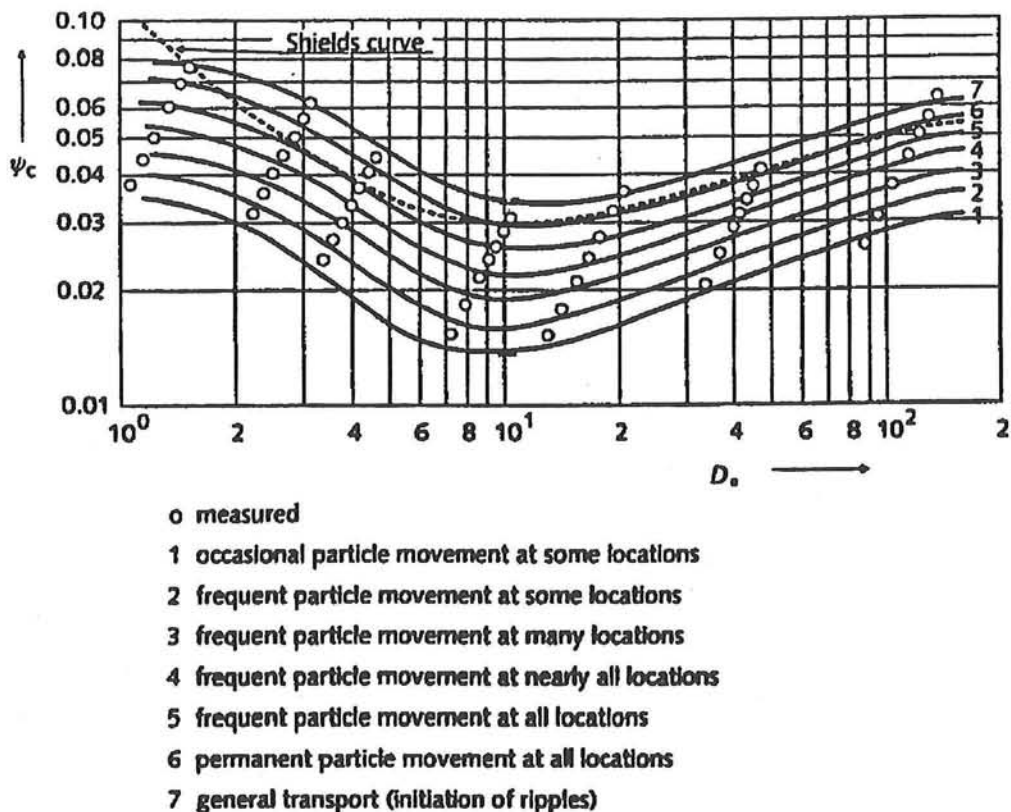
$$i'' = \frac{\alpha_0 \cdot \tau_0}{\rho_w \cdot g \cdot L} = \left(\frac{\alpha_0}{\beta} \right) \cdot i \quad (8)$$

De modelparameter β betreft hierin de verhouding $\beta = L/h$ tussen de karakteristieke lengteschaal L van de turbulente fluctuaties en de waterdiepte h . De modelparameter

α_0 moet worden opgevat als het product $\alpha_0 = \alpha_1 \cdot \alpha_2 \cdot \alpha_3 \cdot \alpha_4$ van een verzameling deelparameters, waarbij (met de thans beschikbare meetgegevens) nog niet voor elke deelparameter een schatting kan worden bepaald. Men is bij de huidige stand van zaken dus nog aangewezen op het gebruik van een overall-constante α_0 , welke dan als vuilnisbakcoëfficiënt dient. In hoofdstuk 4 zullen aan de hand van de beschikbare metingen [5] realistische waarden voor α_0 worden geschat.

3. IJking betrouwbaarheidsfunctie toplaag

Voor de ijking van de betrouwbaarheidsfunctie van de toplaag zijn in de literatuur reeds diverse gegevens aanwezig. De ijking komt in wezen neer op het uit meetgegevens bepalen van passende waarden voor de modelparameter ψ_t . In het verslag van WL-onderzoek M648/M863 [14] wordt voor de hier beschouwde stromingscondities onderstaand Shieldsdiagram voor deze modelparameter ψ_t als functie van de genormaliseerde diameter D_s . ($D_s = D_{50t} * (\Delta_t * g / v_w^2)^{0.333}$) gegeven:



Figuur 1: Shields diagram

Uit de figuur komt duidelijk naar voren dat er geen sprake is van een soort kritische grenswaarde voor ψ_t , beneden welke waarde geen erosie van toplaagmateriaal zou kunnen plaatsvinden. Men kan de Shieldsparameter ψ_t beter opvatten als een transportparameter, waarbij de grootte van het transport van toplaagmateriaal toeneemt bij toenemende waarden voor ψ_t . Als een gevolg van deze situatie zal moeten worden nagedacht over hetgeen men onder falen van de toplaag wil verstaan. Binnen de modellering voor betrouwbaarheidsfunctie (1) faalt de toplaag bij overschrijding van een zekere kritieke waarde voor ψ_t . Deze waarde zal dan corresponderen met een bepaalde, nog juist toegestane mate van transport. Voor deze mate van transport kan men in principe elk van de in figuur 1 vermelde stadia 1 t/m 7 kiezen.

Bij de ijking van de betrouwbaarheidsfunctie voor de basislaag zal in het volgend hoofdstuk een soortgelijk probleem een rol spelen. Men moet bij de analyse van de meetresultaten [5] van de WL-proeven in de open stroomgoot afgaan op de tijdens de proeven geregistreeerde visuele waarnemingen met betrekking tot transport van materiaal.

Bestudering van deze registraties levert de conclusie dat men hierbij voor de beoordeling van het transport van basismateriaal het beste stadium 2 à 3 (frequent particle movement at some/many locations) als kritieke fase kan aanhouden. Dit stadium is binnen de beschikbare meetgegevens het meest duidelijk aan te wijzen. Het verschil tussen stadium 3 en de stadia 4 t/m 7 kan uit de visuele waarnemingen niet goed worden opgemaakt. Gegeven deze situatie met betrekking tot de beoordeling van de stabiliteit van de basislaag ligt het voor de hand om bij de beoordeling van de stabiliteit van de toplaag ook stadium 2 à 3 als kritieke fase aan te houden. Voor $D_s > 150$ ($D_{50t} > \approx 0.6$ cm.) geldt dan als gemiddelde waarde $\psi_t \approx 0.035$ à 0.040 voor de kritieke Shieldsparameter.

De lijnen in figuur 1 betreffen de gemiddelde lijnen die door een verzameling meetpunten zijn getrokken. Rond deze lijnen kan nog sprake zijn van een zekere spreiding. Men moet daarbij niet denken aan een spreiding in de grootte van het transport (die immers al is weergegeven door de onderverdeling in 7 verschillende transportstadia) maar aan de mogelijke spreiding in meetwaarden voor ψ_t bij een gelijkblijvend transportstadium. Deze laatstgenoemde spreiding hangt nauw samen met de vraag hoe groot de kans is dat men zich bij het beoordelen van het transportstadium vergist. Wanneer men bijvoorbeeld een stadium 1 per ongeluk als stadium 3 aanmerkt vindt men bij deze meting voor stadium 3 een Shieldsparameter $\psi_t = 0.031$ in plaats van de voor dit stadium gemiddelde waarde $\psi_t = 0.040$. De kans op een dergelijke vergissing is echter niet groot. Het Shields diagram in figuur 1 is gebaseerd op een grote hoeveelheid empirisch onderzoek, waarbij de optredende transporten meestal niet alleen visueel zijn beoordeeld maar ook concreet zijn opgemeten. Men kan er wellicht 1 stadium naastzitten, maar niet meer. Met een stadium 2 à 3 als kritieke fase kan men in de uiterste gevallen dus hooguit te maken hebben met een stadium 1 of een stadium 4, hetgeen neerkomt op een range $0.030 < \psi_t < 0.045$ voor de uiterste waarden van de kritieke Shields parameter voor de toplaag. Op basis van dit resultaat kan men de kritieke Shieldsparameter voor de toplaag modelleren met een normale verdeling met gemiddelde $\mu_{\psi_t} = 0.0375$ en standaardafwijking $\sigma_{\psi_t} = 0.0030$. De Shieldsparameter zal dan in ca. 99 % van de gevallen in de range $0.030 < \psi_t < 0.045$ liggen, waarbij de uiterste waarden van de range dan de kleinste kans van voorkomen hebben.

4. IJking betrouwbaarheidsfunctie basislaag

Allereerst zij opgemerkt dat het ijken van de formuleringen in de vergelijkingen (5) t/m (7) reeds in de appendix van een eerder rapport [6] heeft plaatsgevonden. De reeds in hoofdstuk 2 opgegeven ranges $(\kappa/D_{50t}) = 0.2$ à 0.5 en $u_s/u_* = 2$ à 4 stammen uit die appendix. Bij de schatting van deze ranges is bij de berekening van de snelheid u_0 uitgegaan van de gemiddelde waarden $C_a = 600$ en $C_b = 2.2$. Deze gemiddelde waarden moeten daarom ook worden gehanteerd binnen de probabilistische berekeningen. De invloed van de mogelijke spreiding in de waarden voor de modelconstanten C_a en C_b is binnen de fitprocedure voor de modelparameters κ en u_s immers impliciet al tot uiting gekomen in de voor deze modelparameters κ en u_s gevonden spreiding. Dit was bij het fitten onvermijdelijk. Een opmerking van gelijke strekking kan ook worden gemaakt ten aanzien van de rol van de mogelijke spreiding in de modelconstanten c_0 , c_7 , c en m bij de analyse van de proeven in de open stroomgoot. Deze spreiding komt impliciet tot uiting in de voor α_0 berekende fitwaarden. Daarom moet men ook voor deze modelconstanten binnen de probabilistische berekeningen dezelfde constante waarden

aanhouden als de gemiddelde waarden die bij het fitten zijn ingevuld. Men moet de mogelijke spreiding in de waarden voor al deze modelconstanten niet dubbelop meerekenen. Eén en ander zal dadelijk nog nader worden toegelicht.

Zoals reeds opgemerkt, is bij het fitten van waarden voor α_0 uitgegaan van transportstadium 2 à 3 als kritieke fase voor de stabiliteit van de basislaag. Dit stadium stemt overeen met stadium 2 in het meetverslag van WL-onderzoek Q572 [5], waarin bij de beoordeling van de mate van erosie niet zeven maar slechts vier stadia zijn gehanteerd. Uit de tabellen 3 t/m 17 van het meetverslag kan voor al de proeven worden opgemaakt bij welk gemiddeld verhang \bar{i} de erosie van de basislaag dit stadium bereikte. In tabel 2 van het meetverslag zijn voor alle proeven de diverse materiaalparameters en waterdiepten opgegeven. De tussenresultaten en het eindresultaat van de fitprocedure zijn op bijlage A in één tabel verzameld.

De kritieke filtersnelheden v_{cr} zijn berekend conform vergelijking (4) in hoofdstuk 2, waarbij voor de berekening van de visceuse Forchheimercoëfficiënt a is uitgegaan van $c_0 = 160$ en voor de berekening van de turbulente Forchheimercoëfficiënt b van $c_7 = 2.2$. De porositeit $n_t = 0.38$ is geschat: deze is bij de proeven niet direct opgemeten. Verder is voor de berekening van de kritieke verhangen i_{cr} conform vergelijking (4) voor de modelparameters c , m en ψ_b uitgegaan van de gemiddelde waarden die zijn opgegeven in tabel 1 op pagina 37 van de CUR-leidraad [7]. De invloed van tijdens de proeven mogelijk opgetreden afwijkingen van de gemiddelde waarden voor de modelconstanten c_0 , c_7 , c en m komt zodoende direct tot uiting in de tot slot voor α_0 berekende fitwaarden. Gegeven de huidige meetgegevens is dit onvermijdelijk. Het is onmogelijk om de verschillende onzekerheden in de verschillende modelparameters c_0 , c_7 , c , m en α_0 voor elke proef apart uit te splitsen. Bij de probabilistische berekeningen zal men voor de modelconstanten c_0 , c_7 , c en m dus moeten uitgaan van dezelfde gemiddelde waarden die bij de fitprocedure zijn gehanteerd, waarbij de onzekerheid over deze waarden impliciet wordt weergegeven binnen de voor α_0 gevonden spreiding.

Ten aanzien van de kritieke Shieldsparameter ψ_b kan worden uitgegaan van de gemiddelde waarden in tabel 1 van de CUR-leidraad, waarbij men nog een zekere spreiding in acht moet nemen die samenhangt met de onzekerheden die gepaard gaan met het visueel beoordelen van de mate van erosie. Dit is vergelijkbaar met de situatie ten aanzien van de kritieke Shieldsparameter van de toplaag. Voor deze laag is de onzekerheid met betrekking tot het vaststellen van het juiste stadium van erosie uitgedrukt met behulp van een standaardafwijking van 8 procent van de gemiddelde waarde bij een normale verdeling voor de kritieke Shieldsparameter. Men kan voor de kritieke Shieldsparameter ψ_b dezelfde modellering gebruiken, waarbij men voor de gemiddelde waarden dan de waarden uit de CUR-tabel hanteert.

Binnen de tabel op bijlage A wordt voor elke proef eerst een waarde voor het kritiek verhang i_{cr} voor de basislaag bij die proef berekend. Vervolgens wordt hier het bij het optreden van de voor de basislaag kritieke situatie opgemeten gemiddeld verhang \bar{i} vanaf getrokken. Dit levert waarden voor $i'' = (i_{cr} - \bar{i})$. De factor $\beta = L/h$ is vervolgens bepaald door de resultaten voor de twee kruisspectra in figuur 17 van het meetverslag te vergelijken met theoretisch te verwachten uitkomsten. Uit de bij de proeven T2 en T11 opgemeten kruisspectra komt voor beide proeven als goede schatting $L = 0.10$ m. naar voren (geen correlatie meer voor afstanden groter dan $0.10 \cdot m$). Bij beide

proeven bedroeg de waterdiepte 0.50 m., zodat empirisch voor β een waarde $\beta \approx 0.10/0.50 \approx 0.20$ volgt. Binnen de gangbare theoretische modellen [13] voor turbulente afschuifstroming in een goot, kanaal of rivier wordt (ook bij hydraulisch ruwe bodems) voor de dikte van het turbulente binnengebied (waar het logaritmisch snelheidsprofiel optreedt) bij een volledig ontwikkelde turbulentie een schatting van $1/6$ tot $1/5$ maal de waterdiepte opgegeven. Deze dikte kan worden opgevat als een goede maat voor de grootste wervels en dus voor de lengteschaal L . Als men van dit standpunt uitgaat vindt men op basis van theoretische overwegingen voor β een waarde $\beta \approx 1/6$ à $1/5 \approx 0.17$ à 0.20 . Deze waarden stemmen goed overeen met de empirisch gevonden waarde. Op grond van deze resultaten is voor β een constante waarde $\beta = 0.20$ aangehouden. De daarna berekende waarden voor α_0 zijn tot slot berekend volgens vergelijking (8) ($\alpha_0 = \beta * i''/i$). Tijdens de proeven voor WL-onderzoek Q572 [5] is bij twee proeven in het geheel geen instabiliteit van de basislaag geconstateerd: deze twee proeven T4 en T5B zijn apart behandeld onderin de tabel op bijlage A, waarbij het verhang i correspondeert met de maximum instelling voor het gemiddeld verhang tijdens de proef.

Uit de resultaten op bijlage A komt naar voren dat er veel spreiding zit in de modelparameter α_0 . De resultaten van de 12 proeven waarbij instabiliteit van de basislaag is opgetreden leveren voor α_0 een range $0.9 < \alpha_0 < 16.8$. Er is verder geen reden om voor α_0 een andere verdeling dan een uniforme verdeling aan te nemen. De uiterste waarden in de intervallen $1 < \alpha_0 < 6$ en $12 < \alpha_0 < 18$ komen immers ongeveer net zo vaak voor als de gemiddelde waarden in het interval $6 < \alpha_0 < 12$ - in totaal 5 van de voor α_0 berekende waarden liggen in interval $1 < \alpha_0 < 6$, 3 waarden in interval $6 < \alpha_0 < 12$ en 4 waarden in interval $12 < \alpha_0 < 18$). Bij dit alles moet ook nog worden bedacht dat het kleine aantal van 12 proeven eigenlijk te klein is om harde conclusies te kunnen en mogen trekken. Daarom wordt voorgesteld nog een extra slag om de arm te houden waar het de grootte van α_0 betreft. Voorgesteld wordt om α_0 te modelleren met behulp van een uniforme verdeling over de range $0 < \alpha_0 < 20$.

Overigens zijn de lage waarden voor α_0 bij de proeven T1, T2 en T3 bepaald opvallend. Voor de proeven T4 en T5B zijn overeenkomstig lage waarden berekend: hier trad echter geen instabiliteit van het basismateriaal op. Het is niet direct te zeggen waarom de waarden voor α_0 bij de proeven T1 t/m T3 zo laag zijn. Bij deze proeven zijn voor de toplaag de grootste stenen gebruikt ($D_{15t} = 20 / 35$ mm.). De doorlatendheid van de toplaag zal bij deze proeven dus het grootst zijn geweest. Het is mogelijk dat de stroming onderin de toplaag bij relatief grote doorlatendheden niet geheel quasi-stationair reageert. Dit gegeven zou een mogelijke verklaring kunnen bieden. Het is echter maar de vraag of dit het toch wel grote verschil met de overige voor α_0 berekende waarden geheel kan verklaren. Bovendien zijn de grootste waarden voor α_0 niet berekend voor de toplagen met de kleinste stenen ($D_{15t} = 7$ mm) maar voor de toplagen met gemiddeld grote stenen ($D_{15t} = 15$ mm.). Dit gegeven is strijdig met de hiervoor uiteengezette redenering. Er valt op dit moment dus voorlopig nog weinig anders over de modelparameter α_0 te zeggen dan dat deze waarden kan aannemen in de orde van grootte $0 < \alpha_0 < 20$ en dat daarbij elke mogelijke waarde van α_0 een gelijke kans heeft van voorkomen.

In de laatste notitie [4] voor het project FILTERS is uiteengezet dat de modelparameter α_0 is opgebouwd uit de deelparameters α_1 t/m α_4 volgens $\alpha_0 = \alpha_1 * \alpha_2 * \alpha_3 * \alpha_4$. De deelparameters α_3 en vooral α_4 hebben hierbij betrekking op de beschrijving van de turbulentie in de turbulente grenslaag onderin de waterloop. De deelparameters α_1 en

α_2 hebben daarentegen betrekking op de beschrijving van de wijze waarop de stroming in de toplaag op die turbulentie reageert. Dit zijn twee wezenlijk verschillende gebieden voor eventueel vervolgonderzoek. Het is daarom interessant om eens te bezien hoe de totale onzekerheid in α_0 over deze beide gebieden verdeeld zou kunnen liggen.

Een probleem hierbij is dat men uit de beschikbare metingen met geen enkele mogelijkheid directe schattingen voor de deelparameters α_1 en α_3 kan opmaken. Het is dus niet mogelijk om per proef na te gaan hoe het product $\alpha_0 = \alpha_1 * \alpha_2 * \alpha_3 * \alpha_4$ nu precies uit de deelfactoren α_1 t/m α_4 is opgebouwd. Los van dit probleem is het echter wel mogelijk voor de deelparameter α_4 waarden te schatten. Deze deelparameter betreft de evenredigheidsconstante in de relatie tussen de standaardafwijking $\sigma(p)$ van de drukfluctuaties in de grenslaag en de gemiddelde bodemschuifspanning $\tau_0 = \rho \cdot u^2$. Men kan bij het fitten van waarden voor α_4 gebruik maken van de druksignalen die bij de proeven T4, T5, T8 en T11 in de grenslaag zijn geregistreerd (zie tabel 18 en de figuren 12 t/m 15 van het meetverslag [5]). Deze gegevens kunnen worden gecombineerd met de snelheidsmetingen (tabellen 3 t/m 17), waaruit kan worden opgemaakt bij welke verhangen de verschillende drukmetingen zijn verricht. Eén en ander leidt dan na de nodige uitwerking tot de tabel op bijlage B. In deze tabel is per afzonderlijke proef het verloop van de waarde van α_4 bij toenemend verhang nagerekend (met $\rho = 1000 \text{ kg/m}^3$). Er is daarbij gerekend met zowel de gemiddelde grootte $\underline{\sigma(p)}$ van de geregistreerde drukfluctuaties als de range uiterste waarden voor $\sigma(p)$ (er waren meestal meerdere drukmeters in de grenslaag geplaatst waarbij de meetsignalen bij sommige proeven onderling flink konden verschillen).

Bestudering van de resultaten op bijlage B levert de conclusie dat er ten aanzien van de waarde van de deelparameter α_4 bij de proeven voor verslag Q572 [5] veel onzekerheid bestaat. Allereerst is dit het gevolg van de onderlinge verschillen in de registraties $\sigma(p)$ voor de druksignalen, zoals die in tabel 18 van het meetverslag vermeld staan. Dit komt tot uiting in de laatste kolom met bovenschrijft "range α_4 " op bijlage B. Deze onzekerheden hebben betrekking op de onvermijdelijke onnauwkeurigheden bij het meten van druksignalen - de exacte locatie van een drukmeter ten opzichte van de topografie van het grensvlak toplaag/waterloop en het lokaal stroombeeld kan nogal wat invloed uitoefenen op hetgeen men meet.

Daarnaast is ook sprake van een onzekerheid ten aanzien van de gemiddelde waarde $\underline{\alpha_4}$. Binnen de handvol beschikbare metingen varieert deze waarde al binnen de grote range $1.0 < \underline{\alpha_4} < 9.9$, waar de theorie (Hinze [8]) een veel smallere range $2.9 < \underline{\alpha_4} < 3.8$ voorspelt. Bovendien blijft de waarde van $\underline{\alpha_4}$ tijdens een proef niet constant. Er lijkt een tendens aanwezig te zijn van een dalende waarde voor $\underline{\alpha_4}$ bij een toenemende gemiddelde stroomsnelheid in de goot. Aangezien de waterdiepte bij elke proef constant bleef, kan hieruit worden geconcludeerd dat $\underline{\alpha_4}$ zou dalen bij een toenemend Froude getal. Dit is regelrecht in strijd met andere theoretische en empirische gegevens (Nezu [15]), op grond waarvan men bij toenemend Froude getal juist een lichte toename voor $\underline{\alpha_4}$ zou verwachten. Het is mogelijk dat het heen en weer wankelen van stenen van de toplaag hier een rol bij speelt: dit wankelen trad niet op tijdens de proeven met hydraulisch gladde wanden of wanden met vastgelijmd zand die aan de bestaande theorieën ten grondslag liggen, terwijl de stenen aan de bovenzijde van de toplaag bij de proeven voor WL-onderzoek Q572 [5] regelmatig heen en weer bewogen. Door dit wankelen wordt een deel van de in de turbulentie aanwezige energie door de stenen 'afgetapt': dit proces zal uiteraard de lokale relaties tussen $\sigma(p)$, $\sigma(u)$ en u kunnen beïnvloeden.

Al met al kan worden geconcludeerd dat de deelparameter α_4 bij de proeven ruwweg de waarden $1 < \alpha_4 < 10$ kan hebben gehad. De hoogste waarde $\alpha_4 \approx 9$ trad op bij proef T5A, waarvoor op bijlage A voor de "overall"-parameter α_0 ook een hoge waarde $\alpha_0 = 15.2$ is gevonden. Voor de proeven T5C en T11 bedroegen deze waarden respectievelijk $\alpha_4 = 4.2$ en $\alpha_0 = 4.6$ (T5C) en $\alpha_4 = 4.5$ en $\alpha_0 = 7.8$ (T11). Voor het quotient α_0/α_4 levert dit alles de waarden $\alpha_0/\alpha_4 = 1.7$ (T5A), 1.1 (T5C) en 1.7 (T11). Dit quotient $\alpha_0/\alpha_4 = \alpha_1 * \alpha_2 * \alpha_3$ fluctueert dus niet zo sterk als de ene deelparameter α_4 alleen. Dit gegeven geeft aanleiding tot de gedachte dat de tijdens de proeven geconstateerde spreiding in de overallparameter $0.9 < \alpha_0 < 16.8$ wel eens voor een relatief groot deel het gevolg kan zijn van de grote spreiding $1 < \alpha_4 < 10$ die in de waarden voor α_4 is gesignaleerd. Men kan deze gedachte in het achterhoofd houden voor het geval dat de probabilistische berekeningen zullen uitwijzen dat de grote onzekerheid in de modelparameter α_0 van dusdanig groot belang is bij het beoordelen van de faalkans van een bodemverdediging dat nader onderzoek naar deze parameter gewenst is. Deelparameter α_4 is in dat geval een belangrijke kandidaat voor grondiger studie.

Literatuur

- [1] **M. Hauer**, Verkennende notitie, Stabiliteit basislaag: analyse theorieën en resultaten modelproeven, Delft, december 1996.
- [2] **M. Hauer**, Stabiliteit basislaag bij modelproeven: inventarisatie mogelijke oorzaken voor het grote verschil in de opgemeten kritieke verhangen bij de proeven in de filterbak en de open stroomgoot, Delft, januari 1997.
- [3] **M. Hauer**, Analyse van de mogelijke invloed van de drukfluctuaties in de turbulente grenslaag op de stroming in de toplaag van een bodemverdediging in een open waterloop: een beschouwing aan de hand van enkele meetresultaten, Delft, februari 1997.
- [4] **M. Hauer**, Probabilistisch model voor geometrisch open bodemverdedigingen, algemene formulering van het model, Delft, maart 1997.
- [5] **J.J.A. van Huijstee & H.J. Verhey**, WL-rapport Q572, Verruiming ontwerpregels voor filters in bodemverdedigingen - gelijktijdige instabiliteit van toplaag en basislaag, 1991.
- [6] **M. Hauer & T. van der Meulen**, Parallel stroming in een geometrisch open filterconstructie: een theoretisch model voor de berekening van poriesnelheden en schuifspanningen, TU Delft, december 1996.
- [7] **CUR**, CUR rapport No. 161, Filters in de waterbouw, Gouda, 1993
- [8] **J.O. Hinze**, Turbulence, New York, reissue 1987
- [9] **G.J. Schiereck**, collegedictaat F4, Technische Universiteit Delft, 1996
- [10] **A.C.W.M. Vrouwenvelder & J.K. Vrijling**, Probabilistisch ontwerpen, collegedictaat b3, TU Delft, 1984
- [11] **J.K. Vrijling**, Probabilistisch ontwerpen in de waterbouwkunde, collegedictaat f30, TU Delft, november 1995
- [12] **G.J.C.M. Hoffmans**, Geometrisch open filters onder invloed van stroming en turbulentie, bureaustudie, Delft, februari 1996
- [13] **R. Booy**, Turbulentie in de waterbouwkunde, collegedictaat b82, TU Delft, december 1992
- [14] **Waterloopkundig Laboratorium Delft**, Systematisch onderzoek naar twee- en driedimensionale ontgrondingen, verslag modelonderzoek, band I, onderzoek M648/M863
- [15] **I. Nezu**, Turbulent structure in open-channel flows (translation of doctoral dissertation in Japanese), Department of Civil Engineering, Kyoto University, Kyoto 606, Japan, july 1977

code proef	D _{15t} [mm]	D _{50b} [mm]	h [mm]	η _t [-]	a [s/m]	b [s ² /m ²]	v _{cr} [m/s]	i _{cr} [-]	i [-]	i'' [-]	β [-]	α ₀ [-]	Opmerkingen
T1	35	0.151	500	0.38	0.093	44.4	0.0248	0.0296	0.0053	0.0243	0.20	0.9	
T2	20	0.151	500	0.38	0.286	77.7	0.0216	0.0424	0.0035	0.0389	0.20	2.2	
T3	20	0.151	250	0.38	0.286	77.7	0.0216	0.0424	0.0056	0.0368	0.20	1.3	
T5A	7	0.151	500	0.38	2.332	221.9	0.0166	0.0999	0.0013	0.0986	0.20	15.2	
T5C	7	0.151	250	0.38	2.332	221.9	0.0166	0.0999	0.0042	0.0957	0.20	4.6	
T6A	15	0.151	500	0.38	0.508	103.5	0.0201	0.0520	0.0008	0.0512	0.20	12.8	
T6B	15	0.285	500	0.38	0.508	103.5	0.0233	0.0680	0.0008	0.0672	0.20	16.8	
T6C	15	0.480	500	0.38	0.508	103.5	0.0270	0.0892	0.0011	0.0881	0.20	16.0	
T7	15	0.151	500	0.38	0.508	103.5	0.0201	0.0520	0.0009	0.0511	0.20	11.4	
T9	15	0.285	500	0.38	0.508	103.5	0.0233	0.0680	0.0024	0.0656	0.20	5.5	
T10	10	0.151	500	0.38	1.143	155.3	0.0181	0.0717	0.0019	0.0698	0.20	7.4	
T11	15	0.151	500	0.38	0.508	103.5	0.0201	0.0520	0.0013	0.0507	0.20	7.8	
T4	20	0.151	500	0.38	0.286	77.7	0.0216	0.0424	0.0074	0.0350	0.20	1.0	basislaag stabiel
T5B	7	0.151	750	0.38	2.332	221.9	0.0166	0.0999	0.0047	0.0952	0.20	4.0	basislaag stabiel

BIJLAGE A: OVERZICHT TOETSING MODEL MET BEHULP VAN MEETGEGEVENS WL-ONDERZOEK Q572

Aanpak fit α_0 via vgl. (13): $\alpha_0 = \beta \cdot i'' / i$ met $\beta = (L/h) = 0.20 = \text{constant}$

Berekening a, b en v_{cr} via CUR-relaties met c₀ = 160, c₇ = 2.2, en gemiddelde waarden c, m en ψ_b conform tabel 1 in de CUR-leidraad [7].

BIJLAGE B: SCHATTINGEN VOOR MODELPARAMETER α_4

Voor modelparameter α_4 geldt: $\alpha_4 = \sigma(p)/(\rho \cdot u^2)$
 (voor hydraulisch ruwe wanden geeft Hinze [8] hierbij de range $2.9 < \alpha_4 < 3.8$ op)

Code proef	\underline{u} [m/s]	u_v ($\sqrt{g \cdot h \cdot i}$) [m/s]	$\sigma(p)$ [N/m ²]	range $\sigma(p)$ [N/m ²]	α_4 [-]	range α_4 [-]
T4	0.70	0.070	32	20 / 50	6.5	4.1 / 10.2
	0.85	0.091	38	20 / 50	4.6	2.4 / 6.0
	1.07	0.128	46	30 / 50	2.8	1.8 / 3.1
	1.33	0.144	40	30 / 60	1.9	1.4 / 2.9
	1.43	0.187	42	30 / 60	1.2	0.9 / 1.7
T5A	0.99	0.069	38	30 / 40	8.0	6.3 / 8.4
	1.51	0.084	70	60 / 80	9.9	8.5 / 11.3
T5B	1.08	0.185	35	30 / 50	1.0	0.9 / 1.5
T5C	1.06	0.103	45	40 / 50	4.2	3.8 / 4.7
T8	0.84	0.097	20.1	18.7 / 21.5	2.1	2.0 / 2.3
	1.30	0.154	37.5	36.5 / 38.5	1.6	1.5 / 1.6
	1.54	0.200	43.5	42.0 / 45.0	1.1	1.0 / 1.2
T11	1.10	0.080	29.0	23.1 / 32.6	4.5	3.6 / 5.1

Kanttekening:

De meetwaarden voor $\sigma(p)$ in tabel 18 van WL-verslag Q572 bevatten enkele extreme uitschieters:

- de waarden $\sigma(P1) = 90$ en $\sigma(P1) = 150$ tijdens proef T4
- de waarde $\sigma(P1) = 150$ tijdens proef T5A
- de waarde $\sigma(P1) = 280$ tijdens proef T5C

Deze waarden wijken bij de genoemde proeven sterk af van de overige meetwaarden. Het WL geeft hier geen verklaring voor. Drukdoos P1 was volgens het WL (Verheij) tijdens deze proeven gewoon in orde. Gelet op het vreemde gedrag van de meetwaarden van (alleen) drukdoos P1 moet het goed functioneren van drukdoos P1 mijns inziens echter toch wel ter discussie worden gesteld. Het feit dat een drukdoos wel een signaal doorgeeft, wil nog niet zeggen dat deze meter dus niet stuk is. Een meter kan ook een verkeerd signaal doorgeven. In verband met deze kwestie zijn de meetwaarden van drukdoos P1 bij de proeven T4, T5A, T5B en T5C bij de opstelling van bovenstaande tabel niet meegenomen.

BIJLAGE F

LISTING PROGRAMMA PROFIL

```
program PROFIL; {Monte Carlo simulatie faalgedrag  
geometrisch open filterconstructie}
```

```
uses Dos, Crt;
```

```
label 50,75,99;
```

```
const rho = 1000.0;
```

```
g = 9.81;
```

```
nu = 0.000001;
```

```
c0 = 160.0;
```

```
c7 = 2.2;
```

```
Ca = 600;
```

```
Cb = 2.2;
```

```
tiny = 1.0e-10;
```

```
type RANARR = Array [1..100] of real;
```

```
CURARR = Array [1..10] of real;
```

```
NAME = String [30];
```

```
var N: longint;
```

```
idum, check: integer;
```

```
RanOy: real;
```

```
RanOV: RANARR;
```

```
DD, MM, CC, PS: CURARR;
```

```
fil, out: NAME;
```

```
input, output: TEXT;
```

```
d_t, D50_t, D15_t, D50_b: real;
```

```
n_t, psi_t, psi_b: real;
```

```
delta_t, delta_b: real;
```

```
m_cur, c_cur: real;
```

```
alpha0: real;
```

```
v_cr, i_cr, i_t, i_fluct: real;
```

```
u_0, u_s, kappa: real;
```

```
leta, beta, h, i_gem: real;
```

```
muD_t, muD50_t, muD15_t, muD50_b: real;
```

```
mun_t, mupsi_t, mupsi_b: real;
```

```
mudelta_t, mudelta_b: real;
```

```
mucu_s, muckappa: real;
```

```
sigd_t, sigD50_t, sigD15_t, sigD50_b: real;
```

```
sign_t, sigpsi_t, cpsi_b, sigpsi_b: real;
```

```
sigdelta_t, sigdelta_b: real;
```

```
sigcu_s, sigckappa: real;
```

```
ondergrensalph0, bovengrensalph0: real;
```

```
muleta, muh, mui_gem: real;
```

```
sigleta, sigh, sigi_gem: real;
```

```
Z_t, Z_b: real;
```

```
F_t, F_b, F_tot: longint;
```



```
Pft, Pfb, Pftot: real;
```

```
hulp1, hulp2, hulp3: real;  
choice, chok: integer;  
com: string[10];  
teller: longint;
```

```
function power(x,y:real):real;  
var teken : integer;  
begin  
  teken:=1;  
  if x<>0 then  
  begin  
    if x<0 then  
    begin  
      x:=-x;  
      teken:=-1;  
    end;  
    if y/2=int(y/2) then teken:=1;  
    power:=teken*exp(y*ln(x));  
  end  
  else power:=0;  
end;
```

```
{=====}  
{<< FUNCTIES VOOR RANDOM TREKKINGEN >>}  
{=====}
```

```
function rand(var idum: integer; var RanOY: real;  
              var RanOV: RANARR) : real;
```

```
const  
  lowlim = 0.0000000000000001;  
  toplim = 0.9999999999999999;  
var  
  dum: real;  
  j: integer;  
begin  
  if idum < 0 then begin {if idum < 0 : (re)-initialize table RanOV and }  
    {idum:= 1;}          { generate one random number }  
    for j:=1 to 97 do {if idum > 0 : only one random generation }  
      dum:=Random;  
    for j:=1 to 97 do  
      RanOV[j]:= Random;  
    RanOY:= Random;  
  end;  
  repeat  
  j:= 1 + trunc(97.0*RanOY);  
  if (j>97) or (j<1) then begin  
    writeln('pause in routine RAND');  
    readln  
  end;  
  RanOY:= RanOV[j];  
  dum:= RanOY;  
  RanOV[j]:= Random;  
  until (dum>lowlim) and (dum<topl);  
  rand:= dum;  
end;
```

```
function normran(A,B: real; var idum: integer; var RanOy: real;  
                var RanOV: RANARR):real;  
{trekking uit normale verdeling met gemiddelde A en standaard afw. B}  
var h1,h2,XNO: real;  
begin
```

```

h1:= rand(idum,RanOY,RanOV);
h2:= rand(idum,RanOY,RanOV);
XNO:= sqrt(-2*ln(h1))*sin(2*pi*h2);
normran:= A + XNO*B;
end;

```

```

function unifran(A,B: real; var idum: integer; var RanOy: real;
var RanOV: RANARR):real;
{ trekking uit uniforme verdeling met grenzen A en B }
var h1: real;
begin
h1:= rand(idum,RanOY,RanOV);
unifran:= A + h1*(B - A);
end;

```

```

{=====}
{<< PROGRAMMERING CUR TABEL 1 >> }
{=====}

```

```

procedure settabel(var DD,CC,MM,PS: CURARR);
begin
DD[1]:= 0.0001; CC[1]:= 1.18; MM[1]:= 0.25; PS[1]:= 0.110;
DD[2]:= 0.00015; CC[2]:= 0.78; MM[2]:= 0.20; PS[2]:= 0.073;
DD[3]:= 0.0002; CC[3]:= 0.71; MM[3]:= 0.18; PS[3]:= 0.055;
DD[4]:= 0.0003; CC[4]:= 0.56; MM[4]:= 0.15; PS[4]:= 0.044;
DD[5]:= 0.0004; CC[5]:= 0.45; MM[5]:= 0.11; PS[5]:= 0.038;
DD[6]:= 0.0005; CC[6]:= 0.35; MM[6]:= 0.07; PS[6]:= 0.036;
DD[7]:= 0.0006; CC[7]:= 0.29; MM[7]:= 0.04; PS[7]:= 0.034;
DD[8]:= 0.0007; CC[8]:= 0.22; MM[8]:= 0.00; PS[8]:= 0.034;
DD[9]:= 0.0008; CC[9]:= 0.22; MM[9]:= 0.00; PS[9]:= 0.034;
DD[10]:= 0.0010; CC[10]:= 0.22; MM[10]:= 0.00; PS[10]:= 0.035;
end;

```

```

procedure interpol(D50_b: real; DD,CC,MM,PS: CURARR;
var c_cur, m_cur, mupsi_b: real);
var j, hint, onder, boven: integer;
factor: real;
begin
hint:= 0;
if ((D50_b > 0.0001) and (D50_b < 0.0010)) then
begin
j:= 0;
repeat
if D50_b < DD[(10 - j)] then
begin
j:= j + 1;
end;
until D50_b >= DD[(10 - j)];
onder:= 10 - j;
boven:= 11 - j;
factor:= (D50_b - DD[onder])/(DD[boven] - DD[onder]);
c_cur:= CC[onder] + factor*(CC[boven] - CC[onder]);
m_cur:= MM[onder] + factor*(MM[boven] - MM[onder]);
mupsi_b:= PS[onder] + factor*(PS[boven] - PS[onder]);
hint:= 1;
end;
if hint = 0 then
begin
if D50_b < 0.0001 then
begin
c_cur:= 1.18; m_cur:= 0.25; mupsi_b:= 0.110;
end
else

```

```

begin
  c_cur:= 0.22; m_cur:= 0.00; mupsi_b:= 0.035;
end;
end;
end;

{=====}
{ << INPUT AND OUTPUT PROCEDURES >> }
{=====}

procedure creatfile(var fil: name; var N: longint; var mud_t,
  muD50_t, muD15_t, muD50_b, mun_t, mupsi_t,
  mudelta_t, mudelta_b, mucu_s, muckappa, muh,
  muleta, mui_gem, sigh, sigleta, sigi_gem,
  sigd_t, sigD50_t, sigD15_t, sigD50_b, sign_t,
  sigpsi_t, cpsi_b, sigdelta_t, sigdelta_b, sigcu_s,
  sigckappa, ondergrensalphao, bovengrensalphao: real);
begin
  check:= check + 1;
  writeln;writeln;writeln;
  write(' Naam van de nieuw aan te maken file [max 30 tekens] = ? '); readln(fil);
  assign(input,fil);
  rewrite(input);
  writeln(input, fil);
  writeln;
  writeln(' Voer Uw data in: ');
  writeln(' ===== ');
  writeln;
  write(' Aantal simulaties = ? '); readln(N);
  writeln(input, N);
  writeln;
  writeln(' gegevens toplaag ');
  writeln(' ----- ');
  writeln;
  write(' Gemiddelde dikte toplaag [m.] = ? '); readln(mud_t);
  writeln(input, mud_t);
  write(' Standaardafwijking dikte toplaag [m.] = ? '); readln(sigd_t);
  writeln(input, sigd_t);
  writeln;
  write(' Gemiddelde waarde D50 toplaag [m.] = ? '); readln(muD50_t);
  writeln(input, muD50_t);
  write(' Standaardafwijking D50 toplaag [m.] = ? '); readln(sigD50_t);
  writeln(input, sigD50_t);
  writeln;
  write(' Gemiddelde waarde D15 toplaag [m.] = ? '); readln(muD15_t);
  writeln(input, muD15_t);
  write(' Standaardafwijking D15 toplaag [m.] = ? '); readln(sigD15_t);
  writeln(input, sigD15_t);
  writeln;
  write(' Gemiddelde waarde porositeit toplaag [-] = ? '); readln(mun_t);
  writeln(input, mun_t);
  write(' Standaardafwijking porositeit toplaag [-] = ? '); readln(sign_t);
  writeln(input, sign_t);
  writeln;
  write(' Gemiddelde waarde relatieve dichtheid toplaag [-] = ? '); readln(mudelta_t);
  writeln(input, mudelta_t);
  write(' Standaardafwijking relatieve dichtheid toplaag [-] = ? '); readln(sigdelta_t);
  writeln(input, sigdelta_t);
  writeln;
  writeln(' gegevens basislaag ');
  writeln(' ----- ');
  writeln;
  write(' Gemiddelde waarde D50 basislaag [m.] = ? '); readln(muD50_b);

```

```

writeln(input, muD50_b);
write('  Standaardafwijking D50 basislaag [m.]          = ? '); readln(sigD50_b);
writeln(input, sigD50_b);
writeln;
write('  Gemiddelde waarde relatieve dichtheid basislaag [-] = ? '); readln(mudelta_b);
writeln(input, mudelta_b);
write('  Standaardafwijking relatieve dichtheid basislaag [-] = ? '); readln(sigdelta_b);
writeln(input, sigdelta_b);
writeln;
writeln('  gegevens met betrekking tot het hydraulisch model ');
writeln('  ----- ');
writeln;
write('  Gemiddelde waarde kritieke Shieldsparameter toplaag = ? '); readln(mupsi_t);
writeln(input, mupsi_t);
write('  Standaardafwijking kritieke Shieldsparameter toplaag = ? '); readln(sigpsi_t);
writeln(input, sigpsi_t);
writeln;
writeln('  Coefficient [K1] voor berekening standaardafwijking ');
writeln('  kritieke Shieldsparameter basislaag in de formulering ');
write('  standaardafwijking = [K1] * gemiddelde waarde          = ? '); readln(cpsi_b);
writeln(input, cpsi_b);
writeln;
writeln('  Gemiddelde waarde coefficient [K2] in de relatie ');
writeln('  tussen slipsnelheid en schuifspanningssnelheid');
write('  (slipsnelheid = [K2] * schuifspanningssnelheid)          = ? '); readln(mucu_s);
writeln(input, mucu_s);
write('  Standaardafwijking coefficient [K2] in deze relatie = ? '); readln(sigcu_s);
writeln(input, sigcu_s);
writeln;
writeln;
writeln('  Gemiddelde waarde coefficient [K3] in de relatie ');
writeln('  tussen karakteristieke dempingslengte [kappa] en ');
write('  D50 van de toplaag ([kappa] = [K3] * D50 toplaag)          = ? '); readln(muckappa);
writeln(input, muckappa);
write('  Standaardafwijking van deze coefficient [K3]          = ? '); readln(sigckappa);
writeln(input, sigckappa);
writeln;
write('  Ondergrens range voor uniforme verdeling alpha0 [-] = ? '); readln(ondergrensalph0);
writeln(input, ondergrensalph0);
write('  Bovengrens range voor uniforme verdeling alpha0 [-] = ? '); readln(bovengrensalph0);
writeln(input, bovengrensalph0);
writeln;
write('  Gemiddelde waarde lengteschaal drukfluctuaties [m.] = ? '); readln(muleta);
writeln(input, muleta);
write('  Standaardafwijking lengteschaal drukfluctuaties [m.] = ? '); readln(sigleta);
writeln(input, sigleta);
writeln;
writeln('  gegevens met betrekking tot de stromingscondities ');
writeln('  ----- ');
writeln;
write('  Gemiddelde waarde waterdiepte [m.]          = ? '); readln(muh);
writeln(input, muh);
write('  Standaardafwijking waterdiepte [m.]          = ? '); readln(sigh);
writeln(input, sigh);
writeln;
write('  Gemiddelde waarde waterspiegelverhang [-]          = ? '); readln(mui_gem);
writeln(input, mui_gem);
write('  Standaardafwijking waterspiegelverhang [-]          = ? '); readln(sigi_gem);
writeln(input, sigi_gem);
writeln;
writeln;
writeln('  einde invoer (<enter> om te vervolgen) ');
writeln('  ----- ');

```

```

writeln;
readln;
close(input);
end;

procedure existfile(choice:integer; var fil: name; var N: longint;
    var mud_t, muD50_t, muD15_t, muD50_b, mun_t, mupsi_t,
    mudelta_t, mudelta_b, mucu_s, muckappa, muh,
    sigh, muleta, sigleta, mui_gem, sigi_gem,
    sigd_t, sigD50_t, sigD15_t, sigD50_b, sign_t,
    sigpsi_t, cpsi_b, sigdelta_t, sigdelta_b, sigcu_s,
    sigckappa, ondergrensalph0, bovengrensalph0: real);
var answer: string[10];
    hin: longint;
    hre: real;
    hst: NAME;
begin
    check := check + 1;
    writeln;writeln;writeln;
    if choice = 1 then
        begin
            write(' Naam van de te openen file [max. 30 karakters] = ? '); readln(fil);
        end else
            begin
                if check > 1 then
                    begin
                        writeln(' Wilt U vervolgen met wijzigen van een andere ');
                        write(' file dan de nu geopende datafile (<j> = ja > ? '); readln(answer);
                        if answer = 'j' then
                            begin
                                writeln;
                                write(' Naam van de te openen file [max. 30 karakters] = ? '); readln(fil);
                            end;
                    end else
                        begin
                            write(' Naam van de te openen file [max. 30 karakters] = ? '); readln(fil);
                        end;
                end;
            assign(input,fil);
            reset(input);
            readln(input, fil);
            readln(input, N);
            readln(input, mud_t);
            readln(input, sigd_t);
            readln(input, muD50_t);
            readln(input, sigD50_t);
            readln(input, muD15_t);
            readln(input, sigD15_t);
            readln(input, mun_t);
            readln(input, sign_t);
            readln(input, mudelta_t);
            readln(input, sigdelta_t);
            readln(input, muD50_b);
            readln(input, sigD50_b);
            readln(input, mudelta_b);
            readln(input, sigdelta_b);
            readln(input, mupsi_t);
            readln(input, sigpsi_t);
            readln(input, cpsi_b);
            readln(input, mucu_s);
            readln(input, sigcu_s);
            readln(input, muckappa);
            readln(input, sigckappa);

```

```

readln(input, ondergrensalph0);
readln(input, bovengrensalph0);
readln(input, muleta);
readln(input, sigleta);
readln(input, muh);
readln(input, sigh);
readln(input, mui_gem);
readln(input, sigi_gem);
close(input);
if choice = 2 then
begin
  writeln;writeln;
  writeln(' Wilt U de gewijzigde file opslaan ');
  write(' onder een andere naam ( <j> = ja ) ? ');readln(answer);
  if answer = 'j' then
  begin
    writeln;
    writeln(' Onder welke naam moet de gewijzigde file');
    write(' worden opgeslagen (max. 30 karakters) '); readln(hst);
    fil:= hst;
  end;
  assign(input,fil);
  rewrite(input);
  writeln(input, fil);
  writeln;writeln;
  writeln(' Start met wijzigen data: ');
  writeln(' ===== ');
  writeln;

  writeln(' Aantal simulaties = ',N);
  write(' Wilt U dit gegeven wijzigen ( <j> = ja ) '); readln(answer);
  if answer = 'j' then
  begin
    write(' Aantal simulaties = ? '); readln(hin);
    N:= hin;
  end;
  writeln(input, N);

  writeln;
  writeln(' gegevens toplaag ');
  writeln(' ----- ');
  writeln;
  writeln(' Gemiddelde dikte toplaag [m.] = ',mud_t:10:6);
  write(' Wilt U dit gegeven wijzigen ( <j> = ja ) '); readln(answer);
  if answer = 'j' then
  begin
    write(' Gemiddelde dikte toplaag [m.] = ? '); readln(hre);
    mud_t:= hre;
  end;
  writeln(input, mud_t);

  writeln(' Standaardafwijking dikte toplaag [m.] = ',sigd_t:10:6);
  write(' Wilt U dit gegeven wijzigen ( <j> = ja ) '); readln(answer);
  if answer = 'j' then
  begin
    write(' Standaardafwijking dikte toplaag [m.] = ? '); readln(hre);
    sigd_t:= hre;
  end;
  writeln(input, sigd_t);

  writeln;
  writeln(' Gemiddelde waarde D50 toplaag [m.] = ',muD50_t:10:6);
  write(' Wilt U dit gegeven wijzigen ( <j> = ja ) '); readln(answer);

```

```

if answer = 'j' then
begin
write(' Gemiddelde waarde D50 toplaag [m.]           = ? '); readln(hre);
muD50_t:= hre;
end;
writeln(input, muD50_t);

writeln(' Standaardafwijking D50 toplaag [m.]           = ',sigD50_t:10:6);
write(' Wilt U dit gegeven wijzigen ( <j> = ja )       '); readln(answer);
if answer = 'j' then
begin
write(' Standaardafwijking D50 toplaag [m.]           = ? '); readln(hre);
sigD50_t:= hre;
end;
writeln(input, sigD50_t);

writeln;
writeln(' Gemiddelde waarde D15 toplaag [m.]           = ',muD15_t:10:6);
write(' Wilt U dit gegeven wijzigen ( <j> = ja )       '); readln(answer);
if answer = 'j' then
begin
write(' Gemiddelde waarde D15 toplaag [m.]           = ? '); readln(hre);
muD15_t:= hre;
end;
writeln(input, muD15_t);

writeln(' Standaardafwijking D15 toplaag [m.]           = ',sigD15_t:10:6);
write(' Wilt U dit gegeven wijzigen ( <j> = ja )       '); readln(answer);
if answer = 'j' then
begin
write(' Standaardafwijking D15 toplaag [m.]           = ? '); readln(hre);
sigD15_t:= hre;
end;
writeln(input, sigD15_t);

writeln;
writeln(' Gemiddelde waarde porositeit toplaag [-]      = ',mun_t:10:6);
write(' Wilt U dit gegeven wijzigen ( <j> = ja )       '); readln(answer);
if answer = 'j' then
begin
write(' Gemiddelde waarde porositeit toplaag [-]      = ? '); readln(hre);
mun_t:= hre;
end;
writeln(input, mun_t);

writeln(' Standaardafwijking porositeit toplaag [-]     = ',sign_t:10:6);
write(' Wilt U dit gegeven wijzigen ( <j> = ja )       '); readln(answer);
if answer = 'j' then
begin
write(' Standaardafwijking porositeit toplaag [-]     = ? '); readln(hre);
sign_t:= hre;
end;
writeln(input, sign_t);

writeln;
writeln(' Gemiddelde waarde relatieve dichtheid toplaag [-] = ',mudelta_t:10:6);
write(' Wilt U dit gegeven wijzigen ( <j> = ja )       '); readln(answer);
if answer = 'j' then
begin
write(' Gemiddelde waarde relatieve dichtheid toplaag [-] = ? '); readln(hre);
mudelta_t:= hre;
end;
writeln(input, mudelta_t);

```

```

writeln(' Standaardafwijking relatieve dichtheid topklaag [-] = ',sigdelta_t:10:6);
write(' Wilt U dit gegeven wijzigen ( <j> = ja ) '); readln(answer);
if answer = 'j' then
begin
write(' Standaardafwijking relatieve dichtheid topklaag [-] = ? '); readln(hre);
sigdelta_t:= hre;
end;
writeln(input, sigdelta_t);

writeln;
writeln(' gegevens basislaag ');
writeln(' ----- ');
writeln;
writeln(' Gemiddelde waarde D50 basislaag [m.] = ',muD50_b:10:6);
write(' Wilt U dit gegeven wijzigen ( <j> = ja ) '); readln(answer);
if answer = 'j' then
begin
write(' Gemiddelde waarde D50 basislaag [m.] = ? '); readln(hre);
muD50_b:= hre;
end;
writeln(input, muD50_b);

writeln(' Standaardafwijking D50 basislaag [m.] = ',sigD50_b:10:6);
write(' Wilt U dit gegeven wijzigen ( <j> = ja ) '); readln(answer);
if answer = 'j' then
begin
write(' Standaardafwijking D50 basislaag [m.] = ? '); readln(hre);
sigD50_b:= hre;
end;
writeln(input, sigD50_b);

writeln;
writeln(' Gemiddelde waarde relatieve dichtheid basislaag [-] = ',mudelta_b:10:6);
write(' Wilt U dit gegeven wijzigen ( <j> = ja ) '); readln(answer);
if answer = 'j' then
begin
write(' Gemiddelde waarde relatieve dichtheid basislaag [-] = ? '); readln(hre);
mudelta_b:= hre;
end;
writeln(input, mudelta_b);

writeln(' Standaardafwijking relatieve dichtheid basislaag [-] = ',sigdelta_b:10:6);
write(' Wilt U dit gegeven wijzigen ( <j> = ja ) '); readln(answer);
if answer = 'j' then
begin
write(' Standaardafwijking relatieve dichtheid basislaag [-] = ? '); readln(hre);
sigdelta_b:= hre;
end;
writeln(input, sigdelta_b);

writeln;
writeln(' gegevens met betrekking tot het hydraulisch model ');
writeln(' ----- ');
writeln;
writeln(' Gemiddelde waarde kritieke Shieldsparameter topklaag = ',mupsi_t:10:6);
write(' Wilt U dit gegeven wijzigen ( <j> = ja ) '); readln(answer);
if answer = 'j' then
begin
write(' Gemiddelde waarde kritieke Shieldsparameter topklaag = ? '); readln(hre);
mupsi_t:= hre;
end;
writeln(input, mupsi_t);

```



```

writeln(' Standaardafwijking kritieke Shieldsparemeter toplaag = ',sigpsi_t:10:6);
write(' Wilt U dit gegeven wijzigen ( <j> = ja ) '); readln(answer);
if answer = 'j' then
begin
write(' Standaardafwijking kritieke Shieldsparemeter toplaag = ? '); readln(hre);
sigpsi_t:= hre;
end;
writeln(input, sigpsi_t);

writeln;
writeln(' Coefficient [K1] voor berekening standaardafwijking ');
writeln(' kritieke Shieldsparemeter basislaag in de formulering ');
writeln(' standaardafwijking = [K1] * gemiddelde waarde = ',cpsi_b:10:6);
write(' Wilt U dit gegeven wijzigen ( <j> = ja ) '); readln(answer);
if answer = 'j' then
begin
write(' Nieuwe waarde voor [K1] = ? '); readln(hre);
cpsi_b:= hre;
end;
writeln(input, cpsi_b);

writeln;
writeln(' Gemiddelde waarde coefficient [K2] in de relatie ');
writeln(' tussen slipsnelheid en schuifspanningssnelheid');
writeln(' (slipsnelheid = [K2] * schuifspanningssnelheid) = ',mucu_s:10:6);
write(' Wilt U dit gegeven wijzigen ( <j> = ja ) '); readln(answer);
if answer = 'j' then
begin
write(' Nieuwe waarde voor gemiddelde waarde [K2] = ? '); readln(hre);
mucu_s:= hre;
end;
writeln(input, mucu_s);

writeln(' Standaardafwijking coefficient [K2] in deze relatie = ',sigcu_s:10:6);
write(' Wilt U dit gegeven wijzigen ( <j> = ja ) '); readln(answer);
if answer = 'j' then
begin
write(' Nieuwe waarde voor standaardafwijking [K2] = ? '); readln(hre);
sigcu_s:= hre;
end;
writeln(input, sigcu_s);

writeln;
writeln(' Gemiddelde waarde coefficient [K3] in de relatie ');
writeln(' tussen karakteristieke dempingslengte [kappa] en ');
writeln(' D50 van de toplaag ([kappa] = [K3] * D50 toplaag) = ',muckappa:10:6);
write(' Wilt U dit gegeven wijzigen ( <j> = ja ) '); readln(answer);
if answer = 'j' then
begin
write(' Nieuwe waarde voor gemiddelde waarde [K3] = ? '); readln(hre);
muckappa:= hre;
end;
writeln(input, muckappa);

writeln(' Standaardafwijking van deze coefficient [K3] = ',sigckappa:10:6);
write(' Wilt U dit gegeven wijzigen ( <j> = ja ) '); readln(answer);
if answer = 'j' then
begin
write(' Nieuwe waarde voor standaardafwijking [K3] = ? '); readln(hre);
sigckappa:= hre;
end;
writeln(input, sigckappa);

```

```

writeln;
writeln('  Ondergrens range voor uniforme verdeling alpha0 [-] = ',ondergrensalph0:10:6);
write('  Wilt U dit gegeven wijzigen ( <j> = ja )          '); readln(answer);
if answer = 'j' then
begin
write('  Ondergrens range voor uniforme verdeling alpha0 [-] = ? '); readln(hre);
ondergrensalph0:= hre;
end;
writeln(input, ondergrensalph0);

writeln('  Bovengrens range voor uniforme verdeling alpha0 [-] = ',bovengrensalph0:10:6);
write('  Wilt U dit gegeven wijzigen ( <j> = ja )          '); readln(answer);
if answer = 'j' then
begin
write('  Bovengrens range voor uniforme verdeling alpha0 [-] = ? '); readln(hre);
bovengrensalph0:= hre;
end;
writeln(input, bovengrensalph0);

writeln;
writeln('  Gemiddelde waarde lengteschaal drukfluctuaties [m.] = ',muleta:10:6);
write('  Wilt U dit gegeven wijzigen ( <j> = ja )          '); readln(answer);
if answer = 'j' then
begin
write('  Gemiddelde waarde lengteschaal drukfluctuaties [m.] = ? '); readln(hre);
muleta:= hre;
end;
writeln(input, muleta);

writeln('  Standaardafwijking lengteschaal drukfluctuaties [m.] = ',sigleta:10:6);
write('  Wilt U dit gegeven wijzigen ( <j> = ja )          '); readln(answer);
if answer = 'j' then
begin
write('  Standaardafwijking lengteschaal drukfluctuaties [m.] = ? '); readln(hre);
sigleta:= hre;
end;
writeln(input, sigleta);

writeln;
writeln('  gegevens met betrekking tot de stromingscondities ');
writeln('  ----- ');
writeln;

writeln('  Gemiddelde waarde waterdiepte [m.] = ',muh:10:6);
write('  Wilt U dit gegeven wijzigen ( <j> = ja )          '); readln(answer);
if answer = 'j' then
begin
write('  Gemiddelde waarde waterdiepte [m.] = ? '); readln(hre);
muh:= hre;
end;
writeln(input, muh);

writeln('  Standaardafwijking waterdiepte [m.] = ',sigh:10:6);
write('  Wilt U dit gegeven wijzigen ( <j> = ja )          '); readln(answer);
if answer = 'j' then
begin
write('  Standaardafwijking waterdiepte [m.] = ? '); readln(hre);
sigh:= hre;
end;
writeln(input, sigh);

writeln;
writeln('  Gemiddelde waarde waterspiegelverhang [-] = ',mui_gem:10:6);

```

```

write(' Wilt U dit gegeven wijzigen ( <j> = ja )           '); readln(answer);
if answer = 'j' then
begin
write(' Gemiddelde waarde waterspiegelverhang [-]         = ? '); readln(hre);
mui_gem:= hre;
end;
writeln(input, mui_gem);

writeln(' Standaardafwijking waterspiegelverhang [-]      = ',sigi_gem:10:6);
write(' Wilt U dit gegeven wijzigen ( <j> = ja )           '); readln(answer);
if answer = 'j' then
begin
write(' Standaardafwijking waterspiegelverhang [-]      = ? '); readln(hre);
sigi_gem:= hre;
end;
writeln(input, sigi_gem);
writeln;
close(input);
end;
writeln; writeln;
writeln(' einde openen/wijzigen file (<enter> om te vervolgen) ');
writeln(' ----- ');
writeln;
readln;
end;

procedure outputfile(var out: name; fil: name; N, F_t, F_b, F_tot: longint;
mud_t, muD50_t, muD15_t, muD50_b, mun_t, mupsi_t,
mudelta_t, mudelta_b, mucu_s, muckappa, muh,
sigh, muleta, sigleta, mui_gem, sigi_gem,
sigd_t, sigD50_t, sigD15_t, sigD50_b, sign_t,
sigpsi_t, cpsi_b, sigdelta_t, sigdelta_b, sigcu_s,
sigckappa, ondergrensalph0, bovengrensalph0,
Pft, Pfb, Pftot: real);
var hlo: longint;
begin
clrscr;
writeln;writeln;writeln;
write(' Naam van de output file [max. 30 karakters] = ? '); readln(out);
assign(output,out); rewrite(output);
writeln(output,' Naam outputfile = ', out);
writeln(output,' Uitkomsten berekening program PROFIL voor datafile ', fil);
writeln(output);
writeln(output,' =====');
writeln(output,' Invoergegevens:');
writeln(output,' =====');
writeln(output);
writeln(output,' Gemiddelde dikte toplaag = ', mud_t:10:6,' [m.]');
writeln(output,' Standaardafwijking dikte toplaag = ',sigd_t:10:6,' [m.]');
writeln(output);
writeln(output,' Gemiddelde waarde D50 toplaag = ',muD50_t:10:6,' [m.]');
writeln(output,' Standaardafwijking D50 toplaag = ',sigD50_t:10:6,' [m.]');
writeln(output);
writeln(output,' Gemiddelde waarde D15 toplaag = ',muD15_t:10:6,' [m.]');
writeln(output,' Standaardafwijking D15 toplaag = ',sigD15_t:10:6,' [m.]');
writeln(output);
writeln(output,' Gemiddelde waarde porositeit toplaag = ',mun_t:10:6,' [-]');
writeln(output,' Standaardafwijking porositeit toplaag = ',sign_t:10:6,' [-]');
writeln(output);
writeln(output,' Gemiddelde waarde relatieve dichtheid toplaag = ',mudelta_t:10:6,' [-]');
writeln(output,' Standaardafwijking relatieve dichtheid toplaag = ',sigdelta_t:10:6,' [-]');
writeln(output);
writeln(output,' Gemiddelde waarde D50 basislaag = ',muD50_b:10:6,' [m.]');

```

```

writeln(output,' Standaardafwijking D50 basislaag                = ',sigD50_b:10:6,' [m.]');
writeln(output);
writeln(output,' Gemiddelde waarde relatieve dichtheid basislaag = ',mudelta_b:10:6,' [-]');
writeln(output,' Standaardafwijking relatieve dichtheid basislaag = ',sigdelta_b:10:6,' [-]');
writeln(output);
writeln(output,' Gemiddelde waarde kritieke Shieldsparameter toplaa = ',mupsi_t:10:6,' [-]');
writeln(output,' Standaardafwijking kritieke Shieldsparameter toplaa = ',sigpsi_t:10:6,' [-]');
writeln(output);
writeln(output,' Coefficient [K1] voor berekening standaardafwijking ');
writeln(output,' kritieke Shieldsparameter basislaag in de formulering ');
writeln(output,' (standaardafwijking = [K1] * gemiddelde waarde) = ',cpsi_b:10:6,' [-]');
writeln(output);
writeln(output,' Gemiddelde waarde coefficient [K2] in de relatie ');
writeln(output,' tussen slipsnelheid en schuifspanningssnelheid');
writeln(output,' (slipsnelheid = [K2] * schuifspanningssnelheid) = ',mucu_s:10:6,' [-]');
writeln(output,' Standaardafwijking coefficient [K2] = ',sigcu_s:10:6,' [-]');
writeln(output);
writeln(output,' Gemiddelde waarde coefficient [K3] in de relatie ');
writeln(output,' tussen karakteristieke dempingslengte [kappa] en ');
writeln(output,' D50 van de toplaa ([kappa] = [K3] * D50 toplaa) = ',muckappa:10:6,' [-]');
writeln(output,' Standaardafwijking coefficient [K3] = ',sigckappa:10:6,' [-]');
writeln(output);
writeln(output,' Ondergrens range voor uniforme verdeling alpha0 = ',ondergrensalpha0:10:6,' [-]');
writeln(output,' Bovengrens range voor uniforme verdeling alpha0 = ',bovengrensalpha0:10:6,' [-]');
writeln(output);
writeln(output,' Gemiddelde waarde lengteschaal drukfluctuaties = ',muleta:10:6,' [m.]');
writeln(output,' Standaardafwijking lengteschaal drukfluctuaties = ',sigleta:10:6,' [m.]');
writeln(output);
writeln(output,' Gemiddelde waarde waterdiepte = ',muh:10:6,' [m.]');
writeln(output,' Standaardafwijking waterdiepte = ',sigh:10:6,' [m.]');
writeln(output);
writeln(output,' Gemiddelde waarde waterspiegelverhang = ',mui_gem:10:6,' [-]');
writeln(output,' Standaardafwijking waterspiegelverhang = ',sigi_gem:10:6,' [-]');
writeln(output);
writeln(output,' =====');
writeln(output,' Resultaten Monte Carlo simulatie faalgedrag:');
writeln(output,' =====');
writeln(output);
writeln(output,' Totaal aantal simulaties = ', N);
writeln(output);
writeln(output,' Aantal faalgevallen toplaa = ', F_t);
writeln(output,' Aantal faalgevallen basislaag = ', F_b);
hlo:= F_t + F_b - F_tot;
writeln(output,' Aantal gevallen tegelijkertijd falen beide lagen = ', hlo);
writeln(output);
writeln(output,' Faalkans constructie als geheel = ', Pftot:10:8);
writeln(output,' Faalkans basislaag = ', Pfb:10:8);
writeln(output,' Faalkans toplaa = ', Pft:10:8);
writeln(output);
close(output);
end;

{=====}
{ << MAIN PROGRAM >> }
{=====}

begin
  clrscr;
  randomize;
  idum:= -1;
  rand(idum,RanOY,RanOV);
  idum:= 1;

```

```

settabel(DD,CC,MM,PS);
F_t:= 0; F_b:= 0; F_tot:= 0;
check:= 0;

50: clrscr;writeln; writeln; writeln;
  writeln('          Start program Profil ');
  writeln('          ===== ');
  writeln;writeln;
  writeln('          Voer Uw keuze in: ');
  writeln;
  writeln('          1 = laden bestaande file ');
  writeln('          2 = wijzigen bestaande file');
  writeln('          3 = aanmaken nieuwe file ');
  writeln;writeln;
  repeat
    write('          Uw keuze = ? '); readln(choice);
  until choice in [1..3];
  clrscr;
  if choice = 3 then
  begin
    creatfile(fil,N,mud_t,muD50_t,muD15_t,muD50_b,mun_t,
      mupsi_t,mudelta_t,mudelta_b,mucu_s,muckappa,
      muh,muleta,mui_gem,sigh,sigleta,sigi_gem,
      sigd_t,sigD50_t,sigD15_t,sigD50_b,sign_t,
      sigpsi_t,cpsi_b,sigdelta_t,sigdelta_b,sigcu_s,
      sigckappa,ondergrensalph0,bovengrensalph0);
  end else
  begin
    existfile(choice,fil,N,mud_t,muD50_t,muD15_t,muD50_b,
      mun_t,mupsi_t,mudelta_t,mudelta_b,mucu_s,
      muckappa,muh,sigh,muleta,sigleta,mui_gem,
      sigi_gem,sigd_t,sigD50_t,sigD15_t,sigD50_b,
      sign_t,sigpsi_t,cpsi_b,sigdelta_t,sigdelta_b,
      sigcu_s,sigckappa,ondergrensalph0,bovengrensalph0);
  end;

75: clrscr;writeln;writeln;writeln;
  writeln('          Vervolg program Profil ');
  writeln('          ===== ');
  writeln;writeln;
  writeln('          Voer Uw keuze in: ');
  writeln;
  writeln('          1 = vervolg met berekening voor deze data ');
  writeln('          2 = vervolg met wijzigen/laden datafile ');
  writeln('          3 = einde program Profil ');
  writeln;writeln;
  repeat
    write('          Uw keuze = ? '); readln(chok);
  until chok in [1..3];
  clrscr;
  if chok = 2 then goto 50;
  if chok = 3 then goto 99;

for teller:= 1 to N do
begin
  {blok: random trekking van een complete set parameters}
  h:= normran(muh,sigh,idum,RanOy,RanOV);
  if (h <= tiny) then h:= tiny;
  leta:= normran(muleta,sigleta,idum,RanOy,RanOV);
  if (leta <= tiny) then leta:= tiny;
  beta:= leta/h;
  i_gem:= normran(mui_gem,sigi_gem,idum,RanOy,RanOV);
  if (i_gem <= tiny) then i_gem:= tiny;
  d_t:= normran(mud_t,sigd_t,idum,RanOy,RanOV);

```

```

if (d_t <= tiny) then d_t:= tiny;
D50_t:= normran(muD50_t,sigD50_t,idum,RanOy,RanOV);
if (D50_t <= tiny) then D50_t:= tiny;
D15_t:= normran(muD15_t,sigD15_t,idum,RanOy,RanOV);
if (D15_t <= tiny) then D15_t:= tiny;
D50_b:= normran(muD50_b,sigD50_b,idum,RanOy,RanOV);
if (D50_b <= tiny) then D50_b:= tiny;
n_t:= normran(mun_t,sign_t,idum,RanOy,RanOV);
if (n_t <= tiny) then n_t:= tiny;
psi_t:= normran(mupsi_t,sigpsi_t,idum,RanOy,RanOV);
if (psi_t <= tiny) then psi_t:= tiny;
delta_t:= normran(mudelta_t,sigdelta_t,idum,RanOy,RanOV);
if (delta_t <= tiny) then delta_t:= tiny;
delta_b:= normran(mudelta_b,sigdelta_b,idum,RanOy,RanOV);
if (delta_b <= tiny) then delta_b:= tiny;
interpol(D50_b,DD,CC,MM,PS,c_cur,m_cur,mupsi_b);
if (mupsi_b <= tiny) then mupsi_b:= tiny;
sigpsi_b:= cpsi_b*mupsi_b;
psi_b:= normran(mupsi_b,sigpsi_b,idum,RanOy,RanOV);
if (psi_b <= tiny) then psi_b:= tiny;
hulp1:= normran(muckappa,sigckappa,idum,RanOy,RanOV);
if (hulp1 <= tiny) then hulp1:= tiny;
kappa:= hulp1*D50_t;
hulp1:= normran(mucu_s,sigcu_s,idum,RanOy,RanOV);
if (hulp1 <= tiny) then hulp1:= tiny;
u_s:= hulp1*sqrt(g*h*i_gem);
alpha0:= unifran(ondergrensalph0,bovengrensalph0,idum,RanOy,RanOV);

```

```

{blok: berekening Z-functies voor de getrokken set}
hulp1:= psi_t*delta_t*rho*g*D50_t; {sterkte toplaag}
hulp2:= rho*g*h*i_gem; {belasting toplaag}
Z_t:= hulp1 - hulp2;

```

```

hulp1:= sqrt(psi_b*delta_b*g*D50_b);
hulp2:= power((D15_t/nu),m_cur);
hulp3:= (n_t/c_cur)*hulp2*hulp1;
v_cr:= power(hulp3,(1/(1-m_cur)));
hulp2:= n_t*n_t*n_t*g*D15_t*D15_t;
hulp3:= c0*nu*(1-n_t)*(1-n_t);
hulp1:= hulp3/hulp2;
hulp3:= n_t*n_t*g*D15_t;
hulp2:= c7/hulp3;
i_cr:= hulp1*v_cr + hulp2*v_cr*v_cr; {sterkte basislaag}

```

```

hulp1:= Ca*nu/(2*Cb*D50_t);
hulp2:= g*D50_t*i_gem/Cb;
u_0:= -1.0*hulp1 + sqrt(hulp1*hulp1 + hulp2);
hulp1:= u_0 + u_s*exp(-1.0*d_t/kappa);
hulp2:= Ca*nu/(g*D50_t*D50_t);
hulp3:= Cb/(g*D50_t);
i_t:= hulp2*hulp1 + hulp3*hulp1*hulp1; {belasting basislaag}
i_fluct:= alpha0*i_gem/beta; {belasting basislaag}
Z_b:= i_cr - i_t - i_fluct;

```

```

if Z_t < 0.0 then
begin
F_t:= F_t + 1;
F_tot:= F_tot + 1;
end;
if Z_b < 0.0 then
begin
F_b:= F_b + 1;
F_tot:= F_tot + 1;
end;

```

```

end;
if ((Z_t < 0.0) and (Z_b < 0.0)) then
begin
  F_tot:= F_tot - 1;
end;
end;
Pft:= F_t/N; Pfb:= F_b/N; Pftot:= F_tot/N;
clrscr;writeln;writeln;writeln;
writeln('          Uitkomsten Berekening: ');
writeln('          ===== ');
writeln;writeln;
writeln('          Aantal simulaties = ',N);
writeln;
writeln('          Aantal faalgevallen totaal = ',F_tot);
writeln('          Aantal faalgevallen toplaag = ',F_t);
writeln('          Aantal faalgevallen basislaag = ',F_b);
writeln;
writeln('          Faalkans totaal = ',Pftot:12:10);
writeln('          Faalkans toplaag = ',Pft:12:10);
writeln('          Faalkans basislaag = ',Pfb:12:10);
writeln;writeln;writeln;
write('          Deze resultaten opslaan in een file (<j> = ja) ? '); readln(com);
if com = 'j' then
begin
  outputfile(out,fil,N,F_t,F_b,F_tot,mud_t,muD50_t,muD15_t,muD50_b,
    mun_t,mupsi_t,mudelta_t,mudelta_b,mucu_s,muckappa,muh,
    sigh,muleta,sigleta,mui_gem,sigi_gem,sigd_t,sigD50_t,
    sigD15_t,sigD50_b,sign_t,sigpsi_t,cpsi_b,sigdelta_t,
    sigdelta_b,sigcu_s,sigckappa,ondergrensalph0,
    bovengrensalph0,Pft,Pfb,Pftot);
end;
F_t:= 0; F_b:= 0; F_tot:= 0;
goto 75;
99:
end.

```

Symbolenlijst bij gehele rapportage

a	-	evenredigheidsconstante in lineaire term Forchheimerrelatie	s/m
A	-	door wrijving van de stenen verrichtte arbeid	N/m ²
A	-	integratieconstante	
b	-	evenredigheidsconstante in kwadratische term Forchheimerrelatie	s ² /m ²
B	-	integratieconstante	
c	-	coefficient in formule voor kritieke filtersnelheid	-
c ₀	-	coefficient in lineaire term Forchheimerrelatie CUR	-
c ₇	-	coefficient in kwadratische term Forchheimerrelatie CUR	-
c ₁	-	coefficient in de formulering voor de demping van de amplitude van de drukfluctuaties in de toplaag	-
c ₂	-	coefficient in de formulering voor de schuifspanning τ_b die op de basislaag wordt uitgeoefend	-
c ₁ t/m c ₁₃		modelconstanten bij afleiding verband tussen de factor (k/T) en het gemiddeld verhang \bar{i}	
C	-	Chezy coefficient	m ^{1/2} /s
C _a	-	coefficient in lineaire term Forchheimerrelatie Ikeya	-
C _b	-	coefficient in kwadratische term Forchheimerrelatie Ikeya	-
C ₀	-	modelcoefficient in Bakker-Konter formule	-
cov(X _i , Z)		covariantie van parameter X _i en betrouwbaarheidsfunctie Z	-
d _t	-	laagdikte toplaag	m
D _{15t}	-	D ₁₅ van het toplaagmateriaal	m
D _{50t}	-	D ₅₀ van het toplaagmateriaal	m
D _{85t}	-	D ₈₅ van het toplaagmateriaal	m
D _{50b}	-	D ₅₀ van het basislaagmateriaal	m
D1, D2		codes van rekenvoorbeelden met bouwen in den droge	
f _p	-	piekfrequentie drukfluctuaties in grenslaag	s ⁻¹
F(u'')	-	wrijvingskracht per eenheid van volume bij poriesnelheid u''	N/m ³
g	-	valversnelling	m/s ²
h	-	waterstand in waterloop	m
\bar{i}	-	tijdsgemiddeld waterspiegelverhang in waterloop	-
i _{cr}	-	kritiek verhang bij beoordeling stabiliteit basislaag	-
i _t	-	fictief gemiddeld verhang onderin toplaag (rekengrootheid)	-
i''	-	bijdrage invloed turbulente drukfluctuaties aan het maximaal onderin de toplaag optredend verhang	-
i _{max}	-	maximale belasting op basislaag bij modellering met verhangen	-
l(X _i)	-	procentuele vermindering van een faalkans als gevolg van het verwaarlozen van de spreiding in parameter X _i	%
l _t	-	procentuele vermindering faalkans toplaag	%
l _b	-	procentuele vermindering faalkans basislaag	%
l _c	-	procentuele vermindering faalkans constructie als geheel	%
k	-	doorlatendheid poreus medium volgens Darcy	m/s
K _{cr}	-	coefficient in de uitdrukking voor de kritieke Shieldsparemeter $\psi_{b,cr}$ bij een filterbakproef	-

K1	-	coefficient bij invoer voor PROFIL ($K1 = \sigma(\psi_b) / \underline{\psi}_b$)	-
K2	-	coefficient bij invoer voor PROFIL ($K2 = u_s \sqrt{(g \cdot h \cdot i)}$)	-
K3	-	coefficient bij invoer voor PROFIL ($K3 = \kappa / D_{50t}$)	-
L	-	karacteristieke lengteschaal voor drukfluctuaties in grenslaag	m
m	-	coefficient in formule voor kritieke filtersnelheid	-
n_t	-	porositeit van het toplaagmateriaal	-
N_{tot}	-	totaal aantal simulaties per run	-
N_t	-	aantal faalgevallen toplaag per run	-
N_b	-	aantal faalgevallen basislaag per run	-
N_{tb}	-	aantal simulaties per run waarbij de toplaag en basislaag tegelijkertijd falen	-
N1, N2	-	codes van rekenvoorbeelden met bouwen in den natte	
$p''(x,t)$	-	tijds- en plaatsafhankelijk druksignaal in grenslaag	N/m ²
p_0	-	amplitude drukfluctuaties in grenslaag	N/m ²
P_{f0}	-	faalkans bij meerekenen van alle in het model aanwezige spreiding	-
P_{fi}	-	faalkans bij meerekenen van alle in het model aanwezige spreiding met uitzondering van de spreiding in parameter X_i	-
P_{ft}	-	faalkans toplaag	-
P_{fb}	-	faalkans basislaag	-
P_{fc}	-	faalkans van de constructie als geheel	-
Q	-	verhouding tussen de maximum poriesnelheid bij een cyclisch verhang met amplitude i en de poriesnelheid bij een stationair verhang i ($Q = u(\text{cyclisch})/u(\text{stationair})$)	-
r	-	dieptegemiddelde turbulentie intensiteit	-
R	-	hydraulische straal	m
R	-	amplitude poriesnelheidsfluctuaties bij fluctuerend verhang	m/s
R	-	symbool voor de sterkte in een betrouwbaarheidsfunctie	
S	-	symbool voor de belasting in een betrouwbaarheidsfunctie	
T	-	karacteristieke periode drukfluctuaties in grenslaag	s
u	-	horizontale watersnelheid (poriesnelheid indien de grootheid betrekking heeft op de stroming in een poreus medium)	m/s
u_0	-	gemiddelde evenwichtsporiesnelheid bij gemiddeld verhang i	m/s
u_s	-	sleepsnelheid ter plaatse van het grensvlak toplaag/waterloop	m/s
$\underline{u}_{cr,b}$	-	kritieke gemiddelde watersnelheid in waterloop bij beoordeling stabiliteit basislaag	m/s
u_*	-	schuifspanningssnelheid	m/s
v_f	-	filtersnelheid in poreus medium	m/s
v_{fcr}	-	kritieke filtersnelheid bij beoordeling stabiliteit basislaag	m/s
Z_t	-	betrouwbaarheidsfunctie toplaag	-
Z_b	-	betrouwbaarheidsfunctie basislaag	-
α_0	-	modelcoefficient binnen de modellering voor de bijdrage i''	-
α_1	-	deelparameter binnen de modellering voor α_0 die voor de stroming onderin de toplaag de mate van quasi-stationair reageren op fluctuerende verhangen weergeeft	-

α_2	-	deelparameter binnen de modellering voor α_0 die de mate van uitdempen van de amplitudes van de drukfluctuaties in de toplaag weergeeft	-
α_3	-	deelparameter binnen de modellering voor α_0 die fungeert als evenredigheidsconstante binnen de relatie tussen de instantane drukgradient en de standaardafwijking van de drukfluctuaties in de turbulente grenslaag ($\alpha_3 = L * (\Delta p / \Delta x)_g / \sigma(p)_g$)	-
α_4	-	deelparameter binnen de modellering voor α_0 die fungeert als evenredigheidsconstante binnen de relatie tussen de standaardafwijking van de drukfluctuaties en de tijdsgemiddelde schuifspanning in de turbulente grenslaag ($\alpha_4 = \sigma(p)_g / (\rho_w * u^2)$)	-
α_5	-	evenredigheidsconstante in de relatie tussen de standaardafwijking van de drukfluctuaties en de standaardafwijking van de snelheidsfluctuaties in de turbulente grenslaag ($\alpha_5 = \sigma(p)_g / (\rho_w * \sigma(u)_g^2)$)	-
α_i^2	-	bijdrage van de variantie van parameter X_i aan de totale variantie van een betrouwbaarheidsfunctie	-
α_t	-	maat voor grading toplaagmateriaal ($\alpha_t = D_{50t} / D_{15t}$)	-
β	-	verhouding tussen de karakteristieke lengteschaal van de drukfluctuaties en de waterdiepte ($\beta = L/h$)	-
β_{vt}	-	modelconstante in de modellering voor de turbulente viscositeit in de toplaag	-
Δ_t	-	relatieve dichtheid toplaagmateriaal	-
Δ_b	-	relatieve dichtheid basislaagmateriaal	-
$(\Delta p / \Delta x)_g$	"	maximum momentane horizontale drukgradient in grenslaag	N/m ³
$(\Delta p / \Delta x)_t$	"	maximum momentane horizontale drukgradient onderin toplaag	N/m ³
γ_t	-	veiligheidscoëfficiënt toplaag	-
γ_b	-	veiligheidscoëfficiënt basislaag	-
κ	-	karakteristieke lengteschaal bij het uitdempen van de gemiddelde watersnelheden bovenin de toplaag	m/s
λ	-	$\lambda = 2 * \pi / L$ bij sinusvormig signaal met karakteristieke lengte L	m ⁻¹
μ	-	gemiddelde waarde	
ν_w	-	kinematische viscositeit van het water	m ² /s
ω	-	cirkelfrequentie bij sinusvormig signaal ($\omega = 2 * \pi / T$)	s ⁻¹
ρ_s	-	dichtheid van granulair materiaal	kg/m ³
ρ_w	-	dichtheid van het water	kg/m ³
σ	-	standaardafwijking	
τ_0	-	tijdsgemiddelde bodemschuifspanning in waterloop	N/m ²
τ_{cr}	-	kritieke bodemschuifspanning bij beoordeling stabiliteit toplaag	N/m ²
τ_b	-	schuifspanning die op de basislaag wordt uitgeoefend	N/m ²
ψ_t	-	Shieldparameter voor het toplaagmateriaal	-
ψ_b	-	Shieldparameter voor het basislaagmateriaal	-
$\psi_{b,cr}$	-	kritieke Shieldparameter bij beoordeling stabiliteit basislaag	-

Indices en notaties:

- " - gerelateerd aan de invloed van de turbulente drukfluctuaties
- $\sigma(X)$ - standaardafwijking van parameter X
- \bar{X} - gemiddelde waarde van parameter X
- g - in de turbulente grenslaag
- t - heeft betrekking op toplaag
- b - heeft betrekking op basislaag
- c - heeft betrekking op constructie als geheel
- extr - extreme waarde
- min - minimale waarde
- max - maximale waarde
- Z - heeft betrekking op betrouwbaarheidsfunctie Z
- X_i - heeft betrekking op parameter X_i