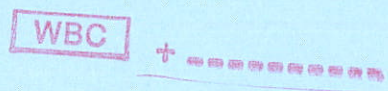


Opdrachtgever:

Rijkswaterstaat DWV



## Project FILTERS

Toplaagstabiliteit granulaire filters  
benedenstrooms van constructies

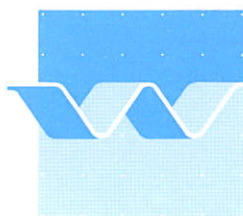
Bureaustudie

februari 1998

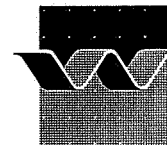
# Project FILTERS

Toplaagstabiliteit granulaire filters  
benedenstrooms van constructies

Gert Jan Akkerman



**wL | delft hydraulics**



OPDRACHTGEVER: Rijkswaterstaat Dienst Weg- en Waterbouwkunde

TITEL: Project Filters, Toplaagstabiliteit granulaire filters benedenstrooms van constructies

## SAMENVATTING:

Bureaustudie in het kader van het project FILTERS om een aantal vragen op te lossen met betrekking tot:

- \* invloed hoek van inwendige wrijving en vormparameters stortsteen op stabiliteit
- \* implicaties omzetting Shields-diagram naar gemodificeerd Shields-diagram
- \* haalbaarheid nieuwe stabiliteitsconcepten, waarin rol turbulentie en probabilistische aanpak.

De resultaten zullen gebruikt kunnen worden in het kader van het samenwerkingsproject STEENSTABILITEIT dat in 1998 van start gaat; de onderhavige studie is te zien als een opstap hiervoor.

REFERENTIES: Offerte-aanvraag: AK971923 DWW 19 mei 1997  
Offerte: brief REN4189/Q2332/GJA/wg  
Opdracht: AK 972653 25 juni 1997

REV.	AUTEUR	DATUM	OPMERKINGEN	REVIEW	GOEDKEURING
2	G.J. Akkerman	26/02/98		L.C. van Rijn	H.J. Opdam
TREFWOORDEN			INHOUD		STATUS
stroombestendigheid, materiaaltransport, korrel-stabiliteit, begin van beweging			TEKST: 27	PROJECTNUMMER: Q2332	<input type="checkbox"/> VOORLOPIG
			TABELLEN: 3		<input type="checkbox"/> CONCEPT
			FIGUREN: 11		<input checked="" type="checkbox"/> DEFINITIEF
			APPENDICES		

# Inhoud

	Symbolenlijst .....	ii
<b>1</b>	<b>Inleiding.....</b>	<b>1-1</b>
	1.1 Vraagstelling en opdracht .....	1-1
	1.2 Aanpak.....	1-1
<b>2</b>	<b>Invloed van vormparameters en de hoek van natuurlijk talud.....</b>	<b>2-1</b>
	2.1 Vorminvloed.....	2-1
	2.2 Invloed hoek van natuurlijk talud.....	2-4
<b>3</b>	<b>Overgang van Shieldsdiagram naar Sedimentparameter.....</b>	<b>3-1</b>
<b>4</b>	<b>Mogelijke nieuwe stabiliteitsconcepten.....</b>	<b>4-1</b>
	4.1 Inleiding .....	4-1
	4.2 Analyse door Boutovskaia (1997).....	4-1
	4.3 Startnotitie Hoffmans (1997).....	4-4
	4.4 Mogelijke modellering toplaagstabiliteit.....	4-5
	4.4.1 Relevante aspecten .....	4-5
	4.4.2 Mogelijke aanpak in rekening brengen turbulentie .....	4-6
	4.4.3 Mogelijke probabilistische aanpak .....	4-8
<b>5</b>	<b>Referenties .....</b>	<b>5-1</b>

## Symbolenlijst

- a - vormfactor voor kritieke schuifspanning (-)
- $C_D$  - dragcoëfficiënt (-)
- $C_\mu$  - k- $\epsilon$  constante: 0.09 voor uniforme stroming (-)
- D - kenmerkende korreldiameter (m)
- $D_n$  - nominale korreldiameter (m)
- $D_*$  - dimensieloze korreLPARAMETER (-)
- $D_{50}$  - gemiddelde zeefdiameter van de korrels (m)
- g - zwaartekrachtsversnelling ( $m/s^2$ )
- k - turbulente kinetische energie ( $m^2/s^2$ )
- $k_{0,b}$  - turbulente kinetische energie nabij de bodem ( $m^2/s^2$ )
- $M_{50}$  - gemiddelde massa van de korrels (kg)
- $P_s$  - kans dat geen begin van verplaatsing van korrels optreed (-)
- r - relatieve turbulentie-intensiteit (-) =  $r_u$
- $r_b$  - variatiecoëfficiënt op de optredende schuifspanning (-)
- $r_0$  - verticaalgemiddelde relatieve turbulentie-intensiteit (-)
- $r_s$  - variatiecoëfficiënt op de weerstand biedende schuifspanning (-)
- $r_u$  - variatiecoëfficiënt op de optredende stroomsnelheid (-)
- $r_\tau$  - variatiecoëfficiënt op de optredende schuifspanning (-)
- $r_{0,b}$  - lokale relatieve turbulentie-intensiteit nabij de bodem (-)
- $Re_*$  - Reynoldsparemeter betrokken op de korrels
- u - (tijdgemiddelde) stroomsnelheid (m/s)
- $u_0$  - verticaalgemiddelde (tijdgemiddelde) stroomsnelheid (m/s)
- $u_*$  - schuifspanningssnelheid (m/s)
- $u'$  - momentane stroomsnelheidsfluctuatie (m/s)
  
- $\alpha$  - reductiefactor voor de kritieke stroomsnelheid als gevolg van turbulentie (-)
- $\alpha_0$  - constante, afhankelijk van turbulentieverdeling: 0.4 voor uniforme stroming (-)
- $\alpha_t$  - factor die een maat is voor de extremitet van de turbulentie (-)
- $\gamma$  - overlappingsfactor belastings- en weerstandsverdelingen (-)
- $\Delta$  - relatieve dichtheid (-)
- $\zeta$  - verhouding van  $r_{0,b}$  en  $r_0$  (-)
- $\eta$  - constante: 0.9 voor uniforme stroming (-)
- $\theta$  - hoek van natuurlijk talud ( $^\circ$ )
- $\nu$  - kinematische viscositeit ( $m^2/s$ )
- $\rho_w$  - dichtheid van water ( $kg/m^3$ )
- $\rho_s$  - dichtheid van korrels ( $kg/m^3$ )
- $\sigma_0$  - standaardafwijking van de momentane bodemschuifspanning (N)
- $\sigma_u$  - standaardafwijking van de stroomsnelheid (m/s)
- $\sigma_{u,b}$  - standaardafwijking van de longitudinale stroomsnelheid nabij de bodem (m/s)
- $\tau$  - schuifspanning (N)
- $\tau_c$  - kritieke schuifspanning (N)
- $\tau_0$  - instantane optredende schuifspanning op een korrel (N)
- $\tau_s$  - instantane weerstand biedende schuifspanning op een korrel (N)
- $\Psi$  - Shieldsparameter (-)
- $\Psi_c$  - kritieke Shieldsparameter (-)
- $\Psi_c^*$  - gemodificeerde kritieke Shieldsparameter (-)

# I Inleiding

## I.1 Vraagstelling en opdracht

Het voorliggende rapport betreft een bureaustudie in het kader van het project FILTERS waarin drie vragen worden bestudeerd:

- invloed van de hoek van natuurlijk talud en de vormparameters van korrels op de stabiliteit;
- gevolgen van omzetting van het Shields-diagram naar het gemodificeerd Shields-diagram;
- haalbaarheid van nieuwe stabiliteitsconcepten, inclusief de rol van turbulentie en probabilistische aanpak.

De opdrachtgever van de studie is de Dienst Weg- en Waterbouwkunde (DWW) van Rijkswaterstaat, met als projectleider namens de opdrachtgever dr. ir. G.J.C.M. Hoffmans. De studie is uitgevoerd in het kader van het project FILTERS van de DWW, conform de offerte-aanvraag met kenmerk AK971923 DWW d.d. 19 mei 1997. Naar aanleiding daarvan werd offerte uitgebracht in brief REN4189/Q2332/GJA/wg d.d. 29 mei 1997. Opdracht tot uitvoering werd verleend bij brief AK 972653 d.d. 25 juni 1997. De studie werd uitgevoerd door ir. G.J. Akkerman (projectleider en hoofd uitvoerder), bijgestaan door ir. H.N.C. Breusers en ir. H.J. Verheij; prof. dr. ir. L.C. van Rijn verzorgde de kwaliteitsborging.

## I.2 Aanpak

Meer in detail kunnen de voorgaande drie vragen als volgt worden omschreven.

### **Vraag 1: Invloed van de hoek van natuurlijk talud en de vormparameters van het granulaire materiaal**

Tot dusverre worden deze materiaaleigenschappen impliciet in bestaande stabiliteitsrelaties meegenomen. De in Nederland veel toegepaste praktijk hierbij is dat de nominale gewichtsdiameter  $D_n$  wordt genomen als karakteristieke parameter en dat voor de hoek van natuurlijk talud een waarde van  $40^\circ$  wordt aangehouden, ingeval deze laatste expliciet moet worden opgegeven (bijvoorbeeld voor het in rekening brengen van de invloed van korrels op een helling).

Een basis hiervoor is het fundamentele onderzoek M731-VI (Breusers, 1965), waarin de invloed van vorm en gradering op de stabiliteit in uniforme stroming werd onderzocht.

In de voorliggende studie zal dit onderzoek worden geanalyseerd in het licht van recente inzichten en zal worden getracht op grond van eenvoudige beschouwingen (krachtenevenwicht) een schatting van de mogelijke invloed van deze materiaaleigenschappen te maken.

**Vraag 2: Nagaan van de juistheid en implicaties van de omzetting van het Shields-diagram**

Bij de omzetting van het Shields-diagram naar een gemodificeerd Shields-diagram waarbij de Shields-parameter staat uitgezet tegen de (dimensieloze) sedimentparameter  $D_*$

( $= D_{50} \cdot (\Delta g / v^2)^{1/3}$ ) verdwijnt het Reynoldsgetal.

In dit studie-onderdeel zal worden nagegaan hoe die omzetting tot stand is gekomen en wat de implicaties hiervan zijn ten aanzien van het praktisch gebruik van deze diagrammen.

**Vraag 3: Nagaan haalbaarheid van nieuwe stabiliteitsconcepten**

De thans gebruikte stabiliteitsconcepten gaan uit van de globale stromingskenmerken (bijvoorbeeld verticaalgemiddelde stroomsnelheid, waterdiepte). Dit is voldoende nauwkeurig voor uniforme of geleidelijk veranderende stroming (stuwkrommen, hoogwatergolven en dergelijke). Benedenstrooms van constructies is er echter vaak sprake van een niet aangepaste stroomsnelheidsverdeling, secundaire stromingen en een hoge relatieve turbulentie. Gezien de steeds betere mogelijkheden om die lokale stromingskenmerken in detail te bepalen, hetzij via metingen, hetzij via berekeningen, is een meer verfijnd stabiliteitsconcept op zijn plaats, waarin deze kenmerken zijn meegenomen. Ook is het daarbij van belang dat het stabiliteitscriterium nader wordt beschouwd: het begin van instabiliteit is feitelijk een stochastisch verschijnsel, waarbij afhankelijk van de toepassing een lager of hoger transportcriterium kan worden aangehouden.

In dit studie-onderdeel zal een kwalitatieve analyse worden gegeven over mogelijk haalbare en gewenste concepten; daarbij staat het praktisch gebruik en haalbaarheid van korte-termijn implementatie voorop, waarbij met name gelet zal worden op aansluiting met rekenmodellen die het detailstroombeeld kunnen berekenen.

In het kader van dit punt is de uitwerking door Hoffmans (1997) van een mogelijk stabiliteitsconcept (aangeduid als 'Startnotitie') van belang. Hierop is in het voorliggende rapport ingegaan. Ook wordt het werk van Boutovskaia (1997) vermeld, die bij de DWW experimenten van Schukking (1972) statistisch heeft geanalyseerd.

Vragen 1 tot en met 3 worden behandeld in achtereenvolgens Hoofdstuk 2, 3 en 4. Gezien het verkennende karakter van deze studie en de veelheid van onderwerpen en invalshoeken wordt voor conclusies verwezen naar de betreffende secties. De literatuurlijst is in Hoofdstuk 5 opgenomen.

## 2 Invloed van vormparameters en de hoek van natuurlijk talud

### 2.1 Vorminvloed

Uit een analyse van het krachtenevenwicht volgt dat de vorm van een korrel invloed moet hebben op de Shields-parameter  $\Psi$ . Daarbij werd door vroegere onderzoekers (Schoklitsch, Shields, Ho Pang Yung, Lane en Carlson, zoals vermeld in Breusers (1971)) doorgaans gevonden dat de stabiliteit van zeer hoekige en/of platte materialen (bijvoorbeeld plat grind) groter was dan voor minder platte materialen. Dit gold bij Lane voor materialen met eenzelfde volume (en daarmee  $D_n$ ).

Bij WL is een grote variatie aan vormen van elementen onderzocht in (Breusers, 1965). Ook werd daarbij de gradering gevarieerd, zij het binnen vrij nauwe grenzen van gangbare breuk - sorteringen (afpleisteringseffecten zijn hierbij uitgesloten). De proeven zijn als nauwkeurig en systematisch te omschrijven (vrij grote stenen, grote variatie in vormen en 8 schadecriteria variërend van trillen zonder verplaatsing tot 10 % verplaatst). Bovendien werd zowel uniforme stroming als hoogturbulente stroming (achter een dam) toegepast. Uit variatie van de gevonden waarden van de kritieke Shields-parameter  $\Psi_c$ , bepaald met de nominale diameter en met de zeefdiameter, bleek dat de vorminvloed nagenoeg wegvalt als de nominale diameter wordt toegepast, terwijl er bij gebruik van de zeefdiameter een grote variatie optreedt. Dit geldt voor kubussen, cilinders, knikkers, grind, kubisch gebroken breuksteen en platte breuksteen; alleen tetraëders vallen er enigszins buiten. De resultaten van Breusers (1965) zijn in de navolgende tabel overgenomen, waarbij in de laatste kolommen  $\Psi_c$  staat vermeld uitgedrukt in respectievelijk  $D_n$  en  $D_{50}$ .

	$u_*$	$\Delta$	$D_n$	$D_{50}$	$(u_*)^2/(\Delta g D_n)$	$(u_*)^2/(\Delta g D_{50})$
materiaal	(m/s)	(-)	(m)	(m)	(-)	(-)
kubussen	0.145	1.44	$2.40 \cdot 10^{-2}$	$3.40 \cdot 10^{-2}$	0.062	0.044
cylinders	0.146	1.48	$2.40 \cdot 10^{-2}$	$2.60 \cdot 10^{-2}$	0.061	0.056
tetraëders	0.132	1.48	$2.40 \cdot 10^{-2}$	$5.20 \cdot 10^{-2}$	0.050	0.023
knikkers	0.141	1.48	$2.39 \cdot 10^{-2}$	$2.40 \cdot 10^{-2}$	0.057	0.057
grind	0.145	1.59	$2.31 \cdot 10^{-2}$	$3.00 \cdot 10^{-2}$	0.058	0.045
kubische stortsteen	0.141	1.72	$2.06 \cdot 10^{-2}$	$2.70 \cdot 10^{-2}$	0.057	0.044
platte stortsteen	0.143	1.74	$2.06 \cdot 10^{-2}$	$3.20 \cdot 10^{-2}$	0.058	0.037

Tabel 2-1 Resultaten experimenten vorminvloed (Breusers, 1965)

Interessant is na te gaan in hoeverre  $D_n$  van  $D_{50}$  afwijkt. De verhouding blijkt als volgt te zijn.



	$D_n$	$D_{50}$	$D_n/D_{50}$
materiaal	(m)	(m)	(-)
kubussen	$2.40 \cdot 10^{-2}$	$3.40 \cdot 10^{-2}$	0.71
cylinders	$2.40 \cdot 10^{-2}$	$2.60 \cdot 10^{-2}$	0.92
tetraëders	$2.40 \cdot 10^{-2}$	$5.20 \cdot 10^{-2}$	0.46
knikkers	$2.39 \cdot 10^{-2}$	$2.40 \cdot 10^{-2}$	1.00
grind	$2.31 \cdot 10^{-2}$	$3.00 \cdot 10^{-2}$	0.77
kubische stortsteen	$2.06 \cdot 10^{-2}$	$2.70 \cdot 10^{-2}$	0.76
platte stortsteen	$2.06 \cdot 10^{-2}$	$3.20 \cdot 10^{-2}$	0.64

Tabel 2-2 Verhouding  $D_n/D_{50}$  uit Breusers (1965)

Algemeen wordt voor breuksteensorteringen een verhouding  $D_n/D_{50} = 0.84$  aangehouden (Laan, 1996). De onderzochte korrels blijken wat hoekiger te zijn geweest. Zelfs het toegepaste grind ligt nog wat onder deze waarde. Te zien is ook dat de tetraëders zeer sterk afwijken; deze vielen ook al buiten de normering met  $D_n$ .

Ook bleek de invloed van de gradering klein, binnen de onderzochte grenzen van 'normale' breuksteenklassen, mits bij de bepaling van de gemiddelde massa van de korrels,  $M_{50}$ , middeling naar aantal plaatsvindt.

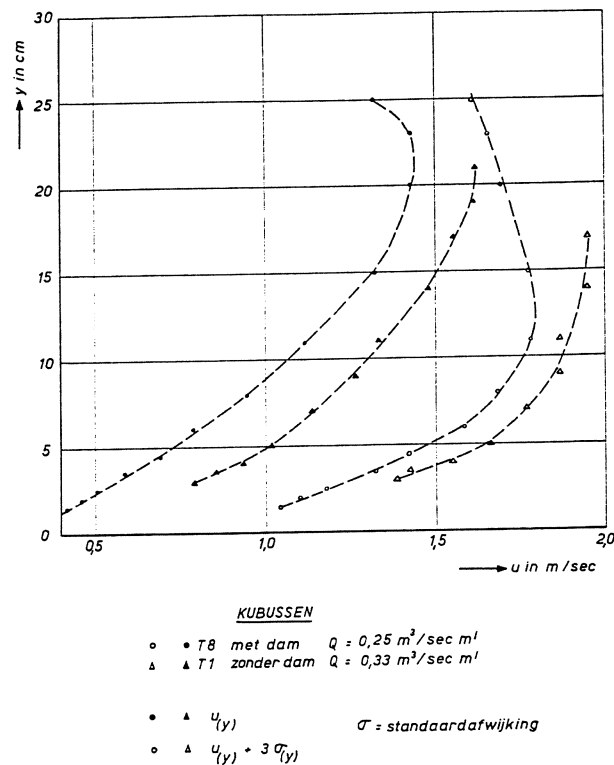
Geconcludeerd mag worden dat de nominale diameter  $D_n$  bepaald met deze  $M_{50}$ , zowel de invloed van vorm als de gradering goeddeels verdisconteert.

Bij de proeven werden de volgende stadia van instabiliteit onderkend (deze zijn afwijkend van die uit het systematisch ontgrondingsonderzoek van Schukking et al, 1972):

- 1: geen beweging;
- 2: 1-5 stenen bewegen;
- 3: 6-10 stenen bewegen;
- 4: algemene beweging;
- 5: 1-2 stenen verplaatsen;
- 6: 3-5 stenen verplaatsen;
- 7: 6-10 stenen verplaatsen;
- 8: >10 stenen verplaatsen.

Uit deze proeven kan worden opgemaakt dat bij het bewegen van de korrels (zonder verplaatsing) een relatief grote spreiding in kritieke snelheden optrad, welke sterk afnam zodra het begin van verplaatsing in beschouwing werd genomen, dus vanaf stadium 5.

Bij de experimenten benedenstrooms van een dam bleek de kritieke stroomsnelheid aan de bodem lager te zijn dan die bij uniforme stroming (Breusers, 1965), zie Figuur 2-1. Echter, na vermenigvuldiging van de kritieke stroomsnelheid met  $1 + 3r$ , waarbij  $r =$  relatieve turbulentie-intensiteit ( $= \sigma_u/u$ ), bleken deze piekwaarden redelijk bij elkaar in de buurt te komen. De piekwaarden achter de dam waren iets lager (tot 20%), zie Figuur 2-1; dit kan worden toegeschreven aan de scheve verdeling van de instantane longitudinale snelheid, waardoor de uitschieters in stroomsnelheid hoger kunnen uitkomen dan de veronderstelde  $u(1 + 3r)$ , dan wel aan het niet volledig registreren van de turbulentie door het meetinstrument (micromolen).



Figuur 2-1 Gemeten stroomsnelheid en turbulentie bij uniforme stroming en achter een dam (Breusers, 1965)

Opgemerkt moet worden dat het tegelijkertijd beproeven van meerdere vormen in één mengsel, bijvoorbeeld hoekige en platte korrels, niet werd onderzocht.

Van de bevindingen uit Breusers (1965) is nuttig gebruik gemaakt in diverse stabiliteitsonderzoeken, bijvoorbeeld in het kader van de damafsluitingen in Zeeland en de stormvloedkeringen in de Oosterschelde en Nieuwe Waterweg.

De invloed van de korrelvorm op het begin van korrelverplaatsing blijkt dus vrij klein te zijn wanneer de nominale diameter, betrokken op de gemiddelde massa  $M_{50}$  (gemiddeld naar aantal) wordt toegepast. Er blijft daarbij nog enige onzekerheid omtrent de invloed van zeer hoekige en/of zeer platte korrels: Breusers (1965) vond voor platte korrels geen invloed, bij eerdere onderzoekers werd wel een stabiliteitsverhoging vastgesteld.

Een verklaring hiervoor ligt mogelijk besloten in twee zaken:

- enerzijds het criterium van begin van beweging, dat bij Breusers vermoedelijk scherper werd gesteld dan bij andere onderzoekers (Shields (1932) e.a.);
- anderzijds ook door de uniformiteit (vorm en grootte) van de korrels (bij de bevindingen van Lane zijn de omstandigheden anders omdat daarbij diverse vormen van korrels in het veld onderling zijn vergeleken, waardoor 'hiding' en 'shielding' effecten een rol kunnen hebben gespeeld).

Vooralsnog wordt er van uitgegaan dat de vorminvloed klein is wanneer de nominale diameter wordt gebruikt.

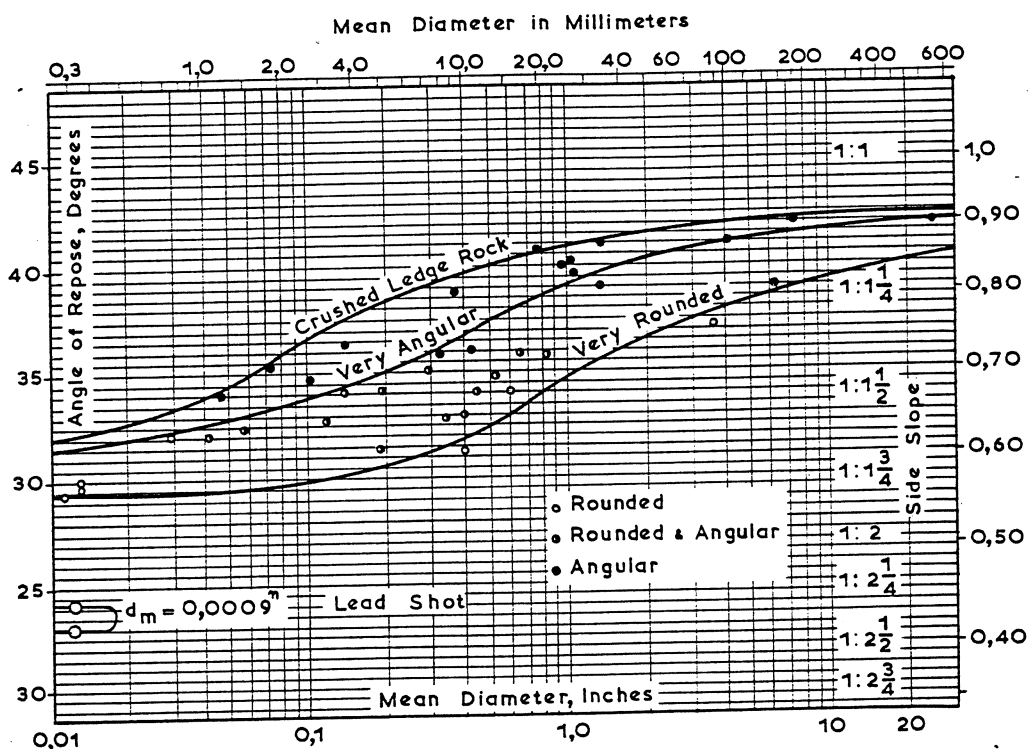
## 2.2 Invloed hoek van natuurlijk talud

In de literatuur wordt gesproken van 'natural slope angle' (hoek van natuurlijk talud) en 'internal friction angle' (hoek van inwendige wrijving).

De hoek van natuurlijk talud is gerelateerd aan de maximale helling die een korrelstapeling onder water kan hebben zonder uitwendige belasting (alleen de zwaartekracht werkt op de korrels). Deze hoek is eenvoudig te bepalen door een korrelstapeling op een talud zo ver te versteilen tot er afschuiving optreedt. Hierbij is sprake van afschuiving van de korrels onder invloed van de zwaartekracht zonder bijkomende belastingen.

Voor de vrij liggende korrels in de toplaag van korrelmateriaal kan worden gesproken van interne rusthoek (letterlijk: 'angle of repose'). Deze hoek kan worden gelijkgesteld aan de hoek van natuurlijk talud.

De hoek van natuurlijk talud is zeer variabel voor de uiteenlopende korrels in een natuurlijk mengsel, zoals bij een breuksteensortering. Wel kunnen er tendenzen worden aangegeven voor de invloed van de vorm. Een belangrijke referentie is de grafiek van Simons (1960), waaruit blijkt dat de hoek van natuurlijk talud  $\theta$  afhankelijk is van de gemiddelde (zeef)diameter  $D_{50}$  en de hoekigheid (Figuur 2-2).

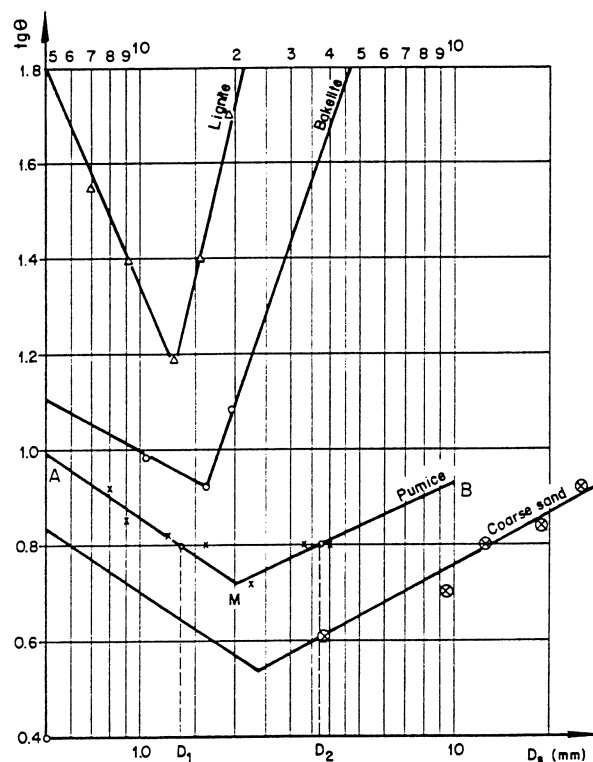


Figuur 2-2 Hoek van natuurlijk talud volgens Simons (1960)

Uit deze figuur volgt:

- voor diameters groter dan enige centimeters tendeert  $\theta$  voor hoekig materiaal tot een vaste waarde van circa  $40^\circ$  tot  $45^\circ$ ; doorgaans wordt daarom een veilige waarde van  $40^\circ$  aangehouden;
- er is een groot verschil tussen ronde en hoekige korrels: de ronde hebben een aanzienlijk kleinere hoek van natuurlijk talud.

De tendensen uit Simons (1960) worden door Simons en Senturk (1992) bevestigd voor wat betreft de toename van  $\theta$  met de diameter (voor grof zand vanaf circa 3 mm); hierbij is de waarde van  $\theta$  bepaald door observatie van het kritisch onderwatertalud bij opbouw van een dam onder water. De door hen gepresenteerde grafiek is hierna weergegeven.



Figuur 2-3 Hoek van natuurlijk talud volgens Simons en Senturk (1992)

Het werk van Komar (1996), betreffende stapelingen van korrels in een gegradeerd mengsel wordt in Van Rijn (1997) aangehaald; Komar definieert de rusthoek van de korrels als 'pivoting angle' (bepaald als natuurlijk talud helling) en komt tot de conclusie dat  $\theta$  bij toenemende diameter afneemt! Verder wordt een grotere spreiding gevonden dan Simons (1960) bij uiteenlopende vormen.

Voorgaande geeft aan dat het de definitie en bepaling van  $\theta$  niet eenduidig is, mede waarschijnlijk veroorzaakt worden door een andere wijze van bepaling van  $\theta$  (onder en boven water, kanteling van een korrelstapeling op een vlak, dan wel opstorten van een helling onder water en dergelijke).

De hoek van inwendige wrijving geeft de weerstand tegen afschuiven aan van de korrels onder invloed van een schuifkracht, vergelijkbaar met de afschuifhoek onder uitwendige belasting van een cohesief continu medium. Er zal zeker een relatie zijn tussen hoek van inwendige wrijving en hoek van natuurlijk talud, maar voor loskorrelig materiaal lijkt dit verband niet eenduidig te zijn.

### **Analyse van de meetresultaten van Breusers (1965) t.a.v. invloed van de hoek van het natuurlijk talud**

Opvallend in Breusers (1965) is dat bij hanteren van de  $D_n$  in plaats van de  $D_{50}$  de vorminvloed onbelangrijk wordt. Dit blijkt echter niet te kunnen worden verklaard uit de grafiek van Simons, zoals hierna is aangegeven.

Bij de grafiek van Simons is gecorreleerd aan de gemiddelde zeefdiameter. Bij eenzelfde nominale diameter blijkt de zeefdiameter van de bolvormige korrels kleiner te zijn, waardoor de hoek van natuurlijk talud verder af zou nemen; die komt daarmee nog verder van die van hoekige korrels af te liggen. Dit betekent dat variatie in de hoek van natuurlijk talud (bij constant veronderstellen van andere parameters) geen verklaring kan zijn van het wegvallen van de vorminvloed bij hanteren van  $D_n$ , integendeel het werkt de verkeerde kant op. Overigens varieert  $\theta$  slechts weinig bij variatie van de diameter.

Ook kan worden teruggedaan naar het klassieke concept van krachtenevenwicht, zoals uitgewerkt door White (1940) en kan worden nagegaan of de meetresultaten van Breusers (1965) de veronderstelde invloed van  $\theta$  bevestigen:

$$\tau_c = a(\rho_s - \rho)gD \operatorname{tg}(\theta)$$

De parameter  $a$  is hierbij afhankelijk van vormcoëfficiënten gerelateerd aan het gewicht van de korrel en aan het effectieve aangestroomde oppervlak van de korrel.

Hierbij kan voor  $\theta$  de waarden worden aangehouden die in de hiervoor vermelde grafiek van Simons zijn aangegeven. Voor grind, kubische stortsteen en platte stortsteen worden dan de volgende waarden gevonden:  $\theta = 35.5^\circ$ ,  $40.0^\circ$  en  $41.0^\circ$ . In Tabel 2-3 achterin dit hoofdstuk is dit uitgewerkt. Daarin is onderscheid gemaakt in  $a_1$  en  $a_1^*$  enerzijds en  $a_2$  en  $a_2^*$  anderzijds. Bij de eerste twee is  $a$  berekend zonder de factor  $\operatorname{tg}(\theta)$ , bij de andere twee is dit wel gedaan. Daarbij is de met een  $*$  aangegeven waarde van  $a$  betrokken op  $D_{50}$  in plaats van  $D_n$ .

Uit de onderlinge consistentie kan worden opgemaakt of een verbetering zichtbaar is wanneer  $\operatorname{tg}(\theta)$  in aanmerking wordt genomen. Dit blijkt niet het geval te zijn, integendeel: het weglaten van deze invloed geeft meer consistente waarden van  $a$ .

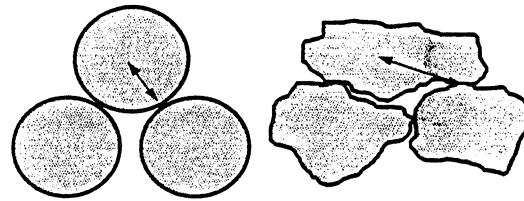
Tot dusverre is ook bij stabiliteitsonderzoek bij WL / DELFT HYDRAULICS bij bodemverdedigingen geen invloed van  $\theta$  geconstateerd bij experimenten met dezelfde korrelvorm maar met andere afmetingen, terwijl  $\theta$  volgens Simons (1960) sterk verschillend is tussen materiaal van enige millimeters (waarbij nog net geen viscositeitsinvloed wordt ondervonden) en materiaal van orde tien centimeter!

Een andere constatering is die van May et al. (1993), die bij experimenteel onderzoek nagenoeg geen verschil vond tussen de stabiliteit op de bodem en op een talud (tot aan 1:2), waarbij de lokale stroomaanval bij de teen van het talud in aanmerking werd genomen.

Het hier voorgaande geeft de indicatie dat de invloed van de hoek van natuurlijk talud op de korrelstabiliteit bij bodemverdedigingen niet aanwezig, dan wel vrij onbelangrijk lijkt te zijn. Een mogelijke verklaring hiervoor is de rol van de sleep- en liftkrachten op de korrel, die een ander krachten spel veroorzaken dan het onder invloed van de zwaartekracht bewegen van de korrels langs een helling.

### **Nadere beschouwing van het krachtenevenwicht**

In Figuur 2-4 is een schets gegeven van een ronde en een hoekige korrel, waarbij uitgegaan is van eenzelfde massa en dichtheid (en daarmee van eenzelfde  $D_n$ ). Daarbij heeft de hoekige korrel een grotere zeefdiameter.

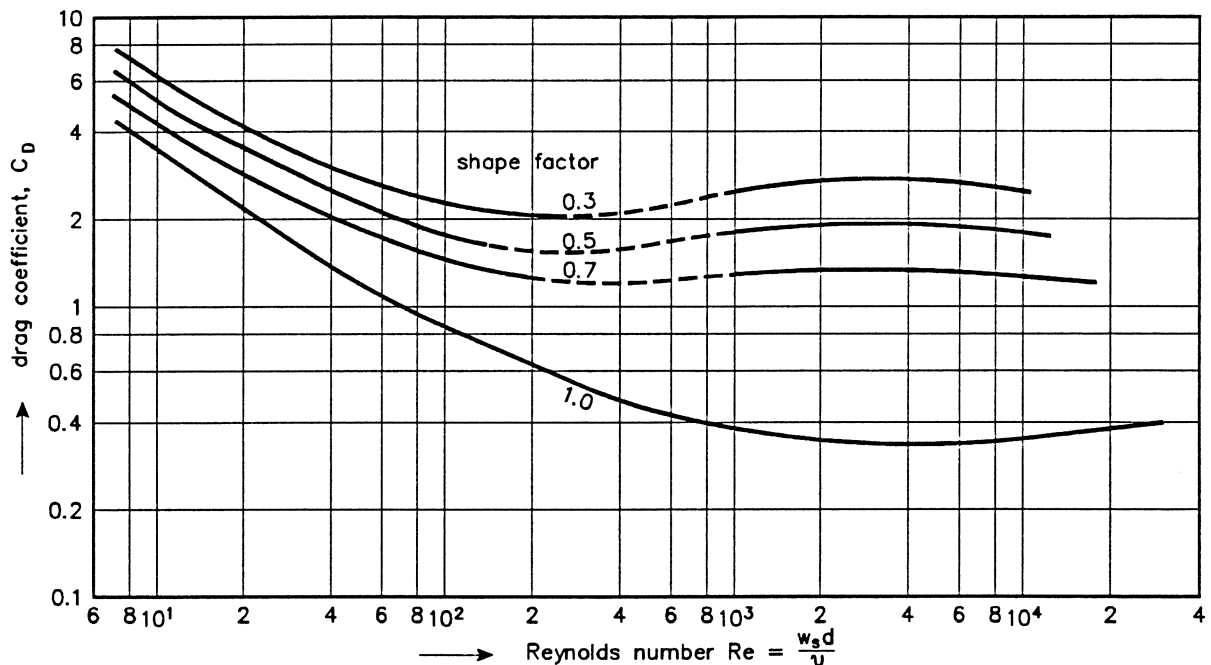


voorbeeld van stapeling van bollen en van hoekige korrels

Figuur 2-4 Moment-arm bij korrels met verschillende vorm

De moment-arm van de stabiliserende kracht (eigen gewicht) is bij de hoekige korrels groter, als gevolg van de (toevallige) stapeling en meer onregelmatige vorm van de stenen. Bij de bol is deze arm minimaal ten opzichte van (gemiddeld) andere vormen.

Tegenover deze mindere stabiliteit van bolvormige korrels staan ook kleinere stroomkrachten bij eenzelfde aangestroomde oppervlak, zoals blijkt uit de lagere  $C_D$  waarde bij omstroming van een bol ten opzichte van een hoekige korrel. Dit blijkt uit Figuur 2-5 die is overgenomen uit (Albertson, 1953); bij korrels met  $D_{50}$  in het interessegebied van enkele centimeters is er al gauw sprake van een afname met een factor 4 in  $C_D$ -waarde tussen ronde en hoekige korrels. Omdat  $C_D$  omgekeerd evenredig is met de  $a$  uit de formule van White (1940), en dus met  $\tau_c$ , compenseert dit bij rondere korrels met de kleinere moment-arm.



Figuur 2-5 Dragcoëfficiënt als functie van afmeting en vorm (Albertson, 1953)

Verder moet worden opgemerkt dat het aangestroomde oppervlak van een zeer hoekige korrel, ondanks dat de zeefdiameter bij eenzelfde nominale diameter groter is, niet per saldo groter hoeft te zijn dan die van de ronde korrel, omdat de zeer hoekige korrel de neiging heeft op zijn platte kant te gaan liggen. Dit kan de relatief goede stabiliteit van afgeplatte stenen verklaren. Uit schaalmodelproeven is bekend dat er een herschikking van stenen plaatsvindt na het 'instromen' van het korrelmateriaal, waardoor de stroombestendigheid aanzienlijk toeneemt. Bolvormige korrels hebben die mogelijkheid niet. Opgemerkt moet worden dat bij schaalmodelonderzoek bij WL / DELFT HYDRAULICS zeer platte stenen, vanwege het afwijkend stabiliteitsgedrag, steeds uit de modelsortering zijn genomen.

Deze observaties lijken tegenstrijdig met de bevindingen van Breusers (1965), maar bij dat laatste onderzoek was steeds sprake van uitsluitend ronde korrels, uitsluitend platte korrels etcetera; bij een *mengsel* van korrels van diverse vormen kunnen door de andere stapeling afwijkende effecten optreden.

Kennelijk compenseren voornoemde effecten elkaar nagenoeg wanneer de nominale diameter  $D_n$  als karakteristieke diameter wordt aangehouden.

De conclusies van voorgaande zijn:

- De invloed van de korrelvorm lijkt voor stortsteensorteringen praktisch gesproken als verwaarloosbaar te beschouwen mits de  $D_n$  wordt genomen (gebaseerd op het meest systematische onderzoek tot nu toe (Breusers (1965))). De stapeling bij hoekiger materiaal heeft tot gevolg dat de stabiliteit beter is dan bij ronder materiaal; anderzijds zijn de stroomkrachten relatief groter; kennelijk compenseren deze effecten elkaar dusdanig dat de resulterende stabiliteit (bij eenzelfde massa) voor de ene soort korrels (bijvoorbeeld bollen) nagenoeg gelijk is aan die van de andere soort korrels (bijvoorbeeld hoekige korrels);
- De invloed van de hoek van natuurlijk talud lijkt onbelangrijk te zijn, zolang er niet sprake is van zeer steile taluds;
- Er bestaat een leemte in kennis rond de stabiliteit van mengsels van materialen met verschillende vormen (bijvoorbeeld mengsels met sterk hoekige en minder hoekige korrels, dan wel mengsels met rondere en sterk afgeplatte korrels).

ANALYSE M731_VI resultaten proeven voor bepaling vorminvloed bij criterium 3-5 % verplaatst										
A resultaten M731-VI										
	u*	delta	D <sub>n</sub>	D <sub>zeef</sub>	u <sup>2</sup> /delta g	D	u <sup>2</sup> /delta g D <sub>50</sub>			
materiaal	m/s	-	cm	cm	-	-	-			
kubussen	0.145	1.44	2.40	3.40	0.062		0.044			
cylinders	0.146	1.48	2.40	2.60	0.061		0.056			
tetraeders	0.132	1.48	2.40	5.20	0.050		0.023			
knikkers	0.141	1.48	2.39	2.40	0.057		0.057			
grind	0.145	1.59	2.31	3.00	0.058		0.045			
kubische stortsteen	0.141	1.72	2.06	2.70	0.057		0.044			
platte stortsteen	0.143	1.74	2.06	3.20	0.058		0.037			
B Analyse resultaten M731-VI voor invloed hoek teta										
	u*	delta	D <sub>n</sub>	D <sub>zeef</sub>	tau	teta (geschat Simons)	a <sub>1</sub>	a <sub>1</sub> *	a <sub>2</sub>	a <sub>2</sub> *
materiaal	m/s	-	cm	cm	N/m <sup>2</sup>					
kubussen	0.145	1.44	2.40	3.40	21.03		0.0620	0.0438		
cylinders	0.146	1.48	2.40	2.60	21.32		0.0612	0.0565		
tetraeders	0.132	1.48	2.40	5.20	17.42		0.0500	0.0231		
knikkers	0.141	1.48	2.39	2.40	19.88		0.0573	0.0571		
grind	0.145	1.59	2.31	3.00	21.03	35.5	0.0584	0.0449	0.0818	0.0630
kubische stortsteen	0.141	1.72	2.06	2.70	19.88	40	0.0572	0.0436	0.0682	0.0520
platte stortsteen	0.143	1.74	2.06	3.20	20.45	41	0.0582	0.0374	0.0669	0.0431
opmerking:										
	a <sub>1</sub> volgens a <sub>1</sub> = tau/(delta*1000*9.81*Dn/100)									
	a <sub>1</sub> * volgens a <sub>1</sub> = tau/(delta*1000*9.81*D50/100)									
	a <sub>2</sub> volgens a <sub>1</sub> = tau/(delta*1000*9.81*Dn/100*tan(teta))									
	a <sub>2</sub> * volgens a <sub>1</sub> = tau/(delta*1000*9.81*Dn/100*tan(teta))									

Tabel 2-3



### 3 Overgang van Shieldsdiagram naar Sedimentparameter

In de literatuur zijn verschillende parametergroepen gebruikt voor het weergeven van resultaten van onderzoek naar het begin van beweging van korrelig materiaal (bijvoorbeeld Shields (1936), Bonnefille (1963)). Voor uniform materiaal met een vaste vorm zijn de maatgevende parameters:

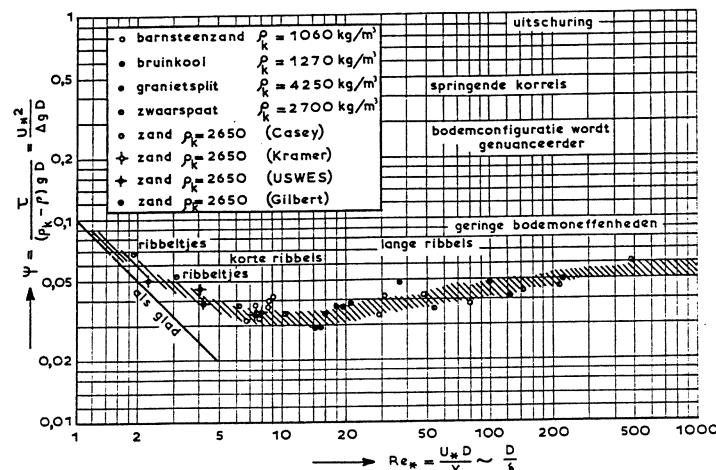
- de kenmerkende korrelgrootte  $D$ ;
- de schuifspanning  $\tau$  of de schuifspanningssnelheid  $u^*$ ;
- de kinematische viscositeit  $\nu$ ;
- de versnelling van de zwaartekracht  $g$ ; en
- de dichtheid van korrels en water: respectievelijk  $\rho_s$  en  $\rho_w$

Indien de traagheid van de korrels geen rol speelt bij de stabiliteit, dan is alleen de relatieve dichtheid  $\Delta = (\rho_s - \rho_w)/\rho_w$  van belang. Meenemen van de traagheid leidt tot de toevoeging van de parameter  $\rho_s/\rho_w$ . Het weergeven van de effecten van vorm, gradering en het aantal verplaatste stenen per oppervlakte en tijdseenheid leidt ook tot een uitbreiding van het aantal parameters.

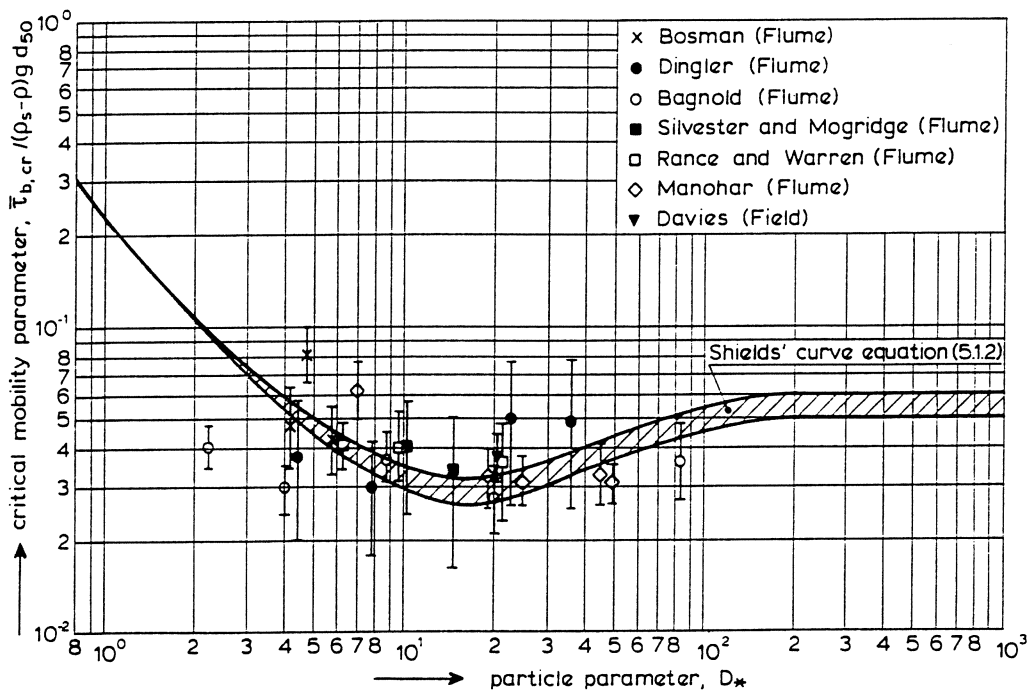
Volgens de theorie van de dimensieanalyse kunnen uit 5 parameters 2 dimensieloze groepen worden gevormd. Welke dat zijn is niet van belang. Een belangrijk criterium voor de keuze is het verminderen van de kans op schijnrelatie ('spurious correlation') door het zo weinig mogelijk gebruiken van een parameter in de groepen.

Shields gebruikt de parameters  $\Psi = (u^{*2}/\Delta gD)$  en  $Re^* = u^*D/\nu$ ; Bonnefille gebruikt  $D^* = D \cdot (\Delta g/\nu^2)^{1/3}$  en  $Re^*$ . In principe maakt dit niets uit: door een andere groep te kiezen gaat geen informatie verloren. De groepen van Bonnefille geven minder kans op schijnrelatie, maar de presentatie van Shields lijkt hiervan geen last te hebben, zeker niet in het gebied dat voor stortsteenstabiliteit interessant is.

Voor de volledigheid zijn de presentaties volgens Shields en Bonneville (de laatste zoals vermeld in Van Rijn (1989)) hierna weergegeven.



Figuur 3-1 Stabiliteitsdiagram van Shields (1936)



Figuur 3-2 Stabiliteitsdiagram van Bonnefille (1963)

Om schijnrelatie tussen  $u^*$  en  $D$  geheel uit te sluiten zouden ook de parameters  $D^*$  en  $u^*/(gv)^{1/3}$  gebruikt kunnen worden. Wel komt dan in beide parameters de kinematische viscositeit  $\nu$  voor, zodat de temperatuur wel constant moet zijn.

## 4 Mogelijke nieuwe stabiliteitsconcepten

### 4.1 Inleiding

Ten aanzien van het vaststellen van benodigde steenzwaarte op een bodemverdediging is een parallel te trekken met ontgroningen: van globale stroombeeldkenmerken naar meer lokale en specifieke stroombeeldkenmerken. Daarbij speelt de lokale stroomsnelheid, bij voorkeur nabij de bodem, en de turbulentie de belangrijkste rol.

Tot dusverre wordt meestal gerefereerd aan de verticaalgemiddelde stroomsnelheid  $u$ , al dan niet voorzien van coëfficiënten om de invloed van afwijkingen van het uniforme stroombeeld weer te geven. Het is wenselijk hierbij minder empirie (coëfficiënten) en meer theorie en rekenmogelijkheden te benutten.

Wanneer turbulentie niet sterk afwijkt van die bij uniforme stroming, zoals in versnellingsgebieden of in prismatische kanalen kan grote winst worden geboekt door in een plat vlak gezien de lokale stroomsnelheid (bijvoorbeeld voor oevers nabij de teen van de oever) en in de verticaal gezien zo mogelijk ook de snelheid nabij de bodem aan te houden. Voor dit laatste kan bijvoorbeeld een snelheid net buiten het verstoringgebied als gevolg van de korrels (op 2 tot 3 maal de equivalente korrelruwheid  $k_s$ ) als referentie worden aangehouden; het voordeel daarvan is dat deze consistent is, ruimtelijk op schaal van de korrels, en dat deze goed gemeten kan worden in schaalmodellen, dan wel berekend in rekenmodellen.

Hierna wordt ingegaan op het werk van Boutovskaia (1997), op de startnotitie van Hoffmans (1997) en op een mogelijke modellering van de toplaagstabiliteit. Daarbij komt ook aan de orde het in expliciet in rekening brengen van de turbulentie, waarna ook een probabilistische aanpak wordt aangegeven.

### 4.2 Analyse door Boutovskaia (1997)

Boutovskaia (1977) heeft experimenten van Schukking (1972) geanalyseerd.

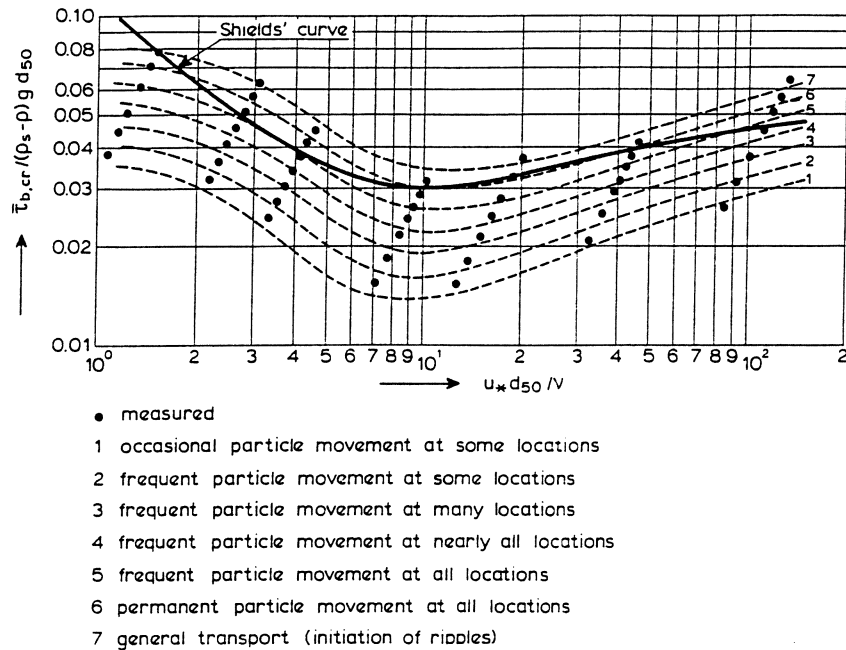
Bij die experimenten is voor verschillende materialen onderzoek verricht naar de stabiliteit van bodemmateriaal, variërend van fijn tot grof zand, als wel voor polystyreen en bakeliet.

Daarbij zijn de volgende transportstadia onderscheiden (deze wijken af van Breusers, 1965):

- criterium 1: verplaatsen van de korrels, af en toe
- criterium 2: korrels aan de wandel, hier en daar
- criterium 3: korrels aan de wandel, op vrij veel plaatsen
- criterium 4: korrels aan de wandel, bijna overal
- criterium 5: korrels aan de wandel, overal doch niet permanent
- criterium 1: korrels aan de wandel, overal en permanent
- criterium 1: begin opmars van de korrels

Er was steeds sprake van uniforme stroming.

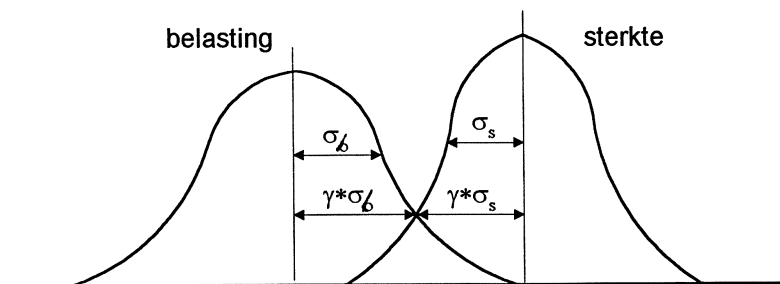
Deze criteria zijn in onderstaande figuur uitgezet in het Shields-diagram.



Figuur 4-1 Criteria uit Schukking (1972)

Door Boutovskaia zijn deze metingen geanalyseerd, op grond van voor verschillende stadia van stabiliteitsverlies gemeten gemiddelde waarden van belasting en sterkte en aangenomen kansverdelingen ervan. De aangenomen kansverdelingen zijn gebaseerd op de door Grass (1970) gemeten waarden voor uniforme stroming: variatiecoëfficiënt op optredende belasting (optredende schuifspanning)  $r_b = 0.4$  en variatiecoëfficiënt op sterkte (weerstand biedende schuifspanning)  $r_s = 0.3$  op basis van aangenomen normale verdelingen. De variatiecoëfficiënten zijn gedefinieerd als standaardafwijking gedeeld door gemiddelde waarde.

De analyse levert inzicht op in de mate waarin de verdelingen elkaar bij de verschillende criteria overlappen, uitgedrukt in een factor  $\gamma$ , zoals hierna schematisch aangegeven. Ook wordt de kans  $P_s$  bepaald dat er geen 'begin van beweging van sediment' optreedt.

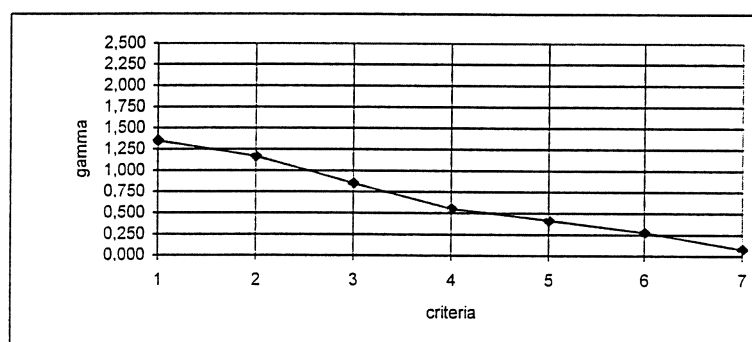


Figuur 4-2 Overlappende kansverdelingen van sterkte (s) en belasting (b)

Een kenmerkend resultaat van de analyse, in dit geval voor zand met een  $D_{50}$  van  $2600 \mu\text{m}$ , is hierna in Figuur 4-3 weergegeven.

$d_{50} = 2600\mu\text{m}$ .  $d_{90} = 3000\mu\text{m}$ . temp. water:  $20^{\circ}\text{C}$ .  $p(s) = 2650\text{kg/m}^3$ .  $\nu = 1,0 \cdot 10^{-6}$

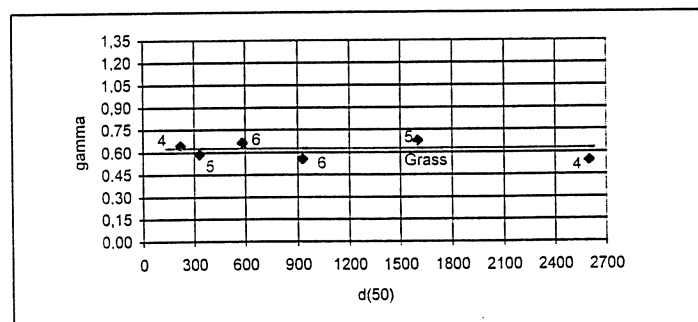
criteria	1	2	3	4	5	6	7
$\gamma$	1,356	1,173	0,85	0,549	0,418	0,274	0,081
$P_S$	0,83501	0,79943	0,71884	0,59787	0,49791	0,38877	0,30374
$\tau_G$	2,763	2,763	2,763	2,763	2,763	2,763	2,763
$\tau_0$	1,063	1,218	1,537	1,892	2,07	2,284	2,611
$\sigma_0$	0,425	0,487	0,615	0,076	0,828	0,914	1,044
$\sigma_C$	0,829	0,829	0,829	0,829	0,829	0,829	0,829
$D^*$	65,769	65,769	65,769	65,769	65,769	65,769	65,769
$u^*$	0,0326	0,0349	0,0392	0,0435	0,0455	0,0478	0,0511



Figuur 4-3 Voorbeeld van resultaten voor zand met een  $D_{50}$  van  $2600 \mu\text{m}$

De navolgende figuur toont  $\gamma$  als functie van de korreldiameter. Het blijkt dat gemiddeld het vijfde criterium van Schukking het beste overeenkomt met de observaties van Grass voor fijn zand.

$d_{50} [\mu\text{m}]$	130	220	330	580	925	1600	2600
$\gamma$		0,646	0,589	0,663	0,554	0,678	0,543
$\gamma(\text{Grass})$		0,625					



Figuur 4-4 Vergelijking analyse Schukking (1972) met Grass (1970)

Het belangrijkste resultaat van de studie van Boutovskaia is dat het concept van Grass, dat was afgeleid aan de hand van experimenten met fijn zand, wordt bevestigd voor andere en ook grovere materialen (tot orde enkele millimeters), dus ook voor niet-gladde grenslagen. Bovendien blijkt de  $\gamma$  vrij consistent bij de verschillende materialen af te nemen voor de verschillende verplaatsingscriteria. Dit bevestigt zowel deze stochastische aanpak als ook de nauwkeurigheid van deze (subjectieve) criteria.

Verder blijkt:

- de spreiding in  $\gamma$  is bij zeer lage transportstadia groter; dit is logisch omdat daarbij meer spreiding in de stabiliteitsproeven te verwachten is;
- de spreiding bij bakeliet is ten gevolge van een variabele dichtheid groter dan bij de andere materialen.

Uitbreiding van dit concept naar de situatie van hoogturbulente stroming is gewenst. Ook is het nuttig om de invloed van sterke gradering te onderzoeken.

Bij voorkeur zou de spreiding in sterkte en belasting aan experimenten moeten worden ontleend, waarna een vergelijkbare analyse van de mate van overlapping van de belasting- en sterkteverdelingen kan uitgevoerd.

### 4.3 Startnotitie Hoffmans (1997)

Door Hoffmans (1997) is recent een met 'startnotitie' aangeduide opzet verschenen (in conceptvorm), waarbij hij uitgaand van het klassieke spoor van krachterevenwicht op een korrel, de invloed van turbulentie aangeeft. Een resultaat van deze opzet is een gemodificeerde kritieke Shields-parameter  $\Psi_c^*$ , volgens:

$$\Psi_c^* = (1 + \alpha_t \alpha_0) \Psi_c$$

met

$\Psi_c$  = kritieke Shields-parameter

$\alpha_t$  = factor die een maat is voor de turbulentie (vergelijkbaar met  $\gamma$  van Boutovskaia (1997));

$\alpha_0$  = constante voor een bepaalde turbulentieverdeling ( uniforme stroming = 0.4, zie Grass)

Een referentie-situatie (uniforme stroming) is hierbij nog niet gedefinieerd; de formule dient hiertoe nog te worden aangepast.

Verder wordt een concept voor de relatie van de turbulentie kinetische energie nabij de bodem  $k_{0,b}$  (zie Hoffmans, 1992) en de standaardafwijking van de instantane bodemschuifspanning  $\sigma_0$  gegeven volgens:

$$\sigma_0 = \alpha_0 \sqrt{C_\mu} \rho k_{0,b}$$

$C_\mu$  is hierbij de k- $\epsilon$  constante (voor uniforme stroming = 0.09).

Na verdere analyse komt Hoffmans tot de volgende uitdrukking:

$$\frac{\sqrt{C_\mu} (1 + \alpha_0 \alpha_t) \eta (r_{0,b} u_0)^2}{\Delta g D} = \Psi_c^*$$

met

$r_{0,b}$  = lokale relatieve turbulentie-intensiteit nabij de bodem (gekoppeld aan de verticaalgemiddelde snelheid  $u_0$ ).

$\eta$  = constante (voor uniforme stroming = 0.9) in

$$k_{0,b} = \eta \sigma_{u,b}^2$$

waarin

$\sigma_{u,b}$  = standaardafwijking van de longitudinale snelheid nabij de bodem.

Verder kan  $r_{0,b}$  worden verkregen uit de dieptegemiddelde turbulentie-intensiteit  $r_0$  door vermenigvuldiging met een verhoudingsfactor  $\zeta$ . Voor uniforme stroming geldt  $\zeta = 1.6$ . Na overgang op de verticaalgemiddelde turbulentie-intensiteit  $r_0$  en invulling van de waarden voor uniforme stroming van  $C_\mu (= 0.09)$ ,  $\eta (= 0.9)$  wordt dan gevonden:

$$0.7 \frac{(r_0 u_0)^2}{\Delta g D} = \Psi_c$$

Dit concept is toegepast op experimentele gegevens en gaf een duidelijke verbetering van de voorspel-nauwkeurigheid te zien. Het verdient zeker aanbeveling om deze weg door te zetten.

Ten behoeve van de koppeling met rekenmodellen kan worden aangesloten op de relatie tussen gemiddelde bodemschuifspanning en turbulente kinetische energie (Hoffmans, 1992):

$$\tau_0 = \sqrt{C_\mu} \rho k_{0,b}$$

waarmee voor  $\Psi_c$  wordt verkregen:

$$\frac{\sqrt{C_\mu} k_{0,b}}{\Delta g D} = \Psi_c$$

Deze relatie sluit het meest aan op de Shieldsgedachte en zal nader worden geverifieerd bij het voorgenomen fundamenteel onderzoek in 1998. Hierbij moet worden opgemerkt dat  $k_{0,b}$  daarbij niet volgens de gemodelleerde randvoorwaarde in het k- $\epsilon$  moet worden bepaald, maar volgens de eigenlijke definitie.

## 4.4 Mogelijke modellering toplaagstabiliteit

### 4.4.1 Relevante aspecten

De stabiliteit van stenen in de toplaag van een bodembescherming in omstandigheden met niet-uniforme gemiddelde stroming en niet-homogene turbulentie hangt, behalve van de klassieke parameters als hiervoor genoemd, af van een groot aantal parameters:

- de ruimtelijke verdeling van de gemiddelde stroming;
- de intensiteit, ruimtelijke en tijdsstructuur van de turbulentie, zowel van snelheidsfluctuaties als de bijbehorende druk- en wandschuifspanningsfluctuaties;
- de verhouding tussen de ruimtelijke afmetingen van de turbulente stroming en de grootte van de stenen;
- de doorlatendheid van de bodembescherming;
- eigenschappen van het water en de korrels.

Voor uniforme stroming bij gladde wanden zijn betrouwbare experimentele en mathematische relaties (afgeleid uit de modellering van de turbulentie) tussen bijvoorbeeld de schuifspanning aan de wand en de intensiteit van de fluctuaties in snelheid, druk en wandschuifspanning.

Bij ruwe wanden kan de momentane schuifspanning niet direct uit de snelheidsverdeling worden afgeleid; deze zullen via de snelheidsfluctuaties moeten worden geschat. De orde van grootte van  $r_u$  ( $= \sigma_u / u$ ) vlak nabij de korrels is 0.5 voor grote waarden van  $R_*$  ( $= u_* D / \nu$ ). De schatting van de relatieve fluctuatie in de schuifspanning  $r_\tau$  ( $= \sigma_\tau / \tau$ ) kan door aan te nemen (De Ruiter, 1980) dat de momentane schuifspanning (sleep- en liftkrachten) evenredig zijn met  $(u + u^1)^2$  en dat de fluctuatie normaal verdeeld is (dit laatste is strikt genomen niet zo). Er wordt dan gevonden:

$$r_\tau = \frac{r_u}{1 + r_u^2} \sqrt{4 + 2r_u^2}$$

Dit levert bijvoorbeeld voor  $r_\tau$  een waarde op van 0.8 voor  $r_u = 0.5$ . Deze waarden voor de snelheids- en schuifspanningsfluctuaties lijken hoog, maar ze gelden voor uniforme stroming zeer dicht bij de korrels.

Voor niet-uniforme stromingen, bijvoorbeeld de stroming achter een drempel, zijn deze relaties niet (of slechts bij benadering) geldig. Bijvoorbeeld: de relatie tussen de wandschuifspanning  $\tau_0$  en turbulente kinetische energie  $k$  zijn alleen geldig in turbulente stromingen met 'lokaal evenwicht'.

Door het kwadratische verband tussen snelheidsfluctuaties en druk- en schuifspanningsfluctuaties zijn deze laatste sterk niet-Gaussisch verdeeld met relatief grote pieken. Wandschuifspanning is voor ruwe wanden een schematische aanduiding van de krachten tussen stroming en toplaag, aangezien deze krachten in dit geval volledig worden bepaald door de drukverdeling om de stenen ten gevolge van de stroming.

De verhouding tussen de ruimtelijke afmetingen en tijdschaal van de turbulente wervels en de grootte van de stenen speelt een rol door de traagheid van de stenen. Dit leidt voor kleine verhoudingen van waterdiepte en steengrootte, het gebied van de 'extreme ruwheid', tot een relatief grotere stabiliteit. In de praktijk komen dergelijke kleine verhoudingen niet vaak voor, maar het is mogelijk dat bij een wandstraal benedenstrooms van een constructie extreme ruwheid meegenomen moet worden omdat de wandstraaldikte en niet de waterdiepte als kenmerkende diepte kan worden beschouwd.

Ook de doorlatendheid van de bodembescherming speelt in principe een rol door het doordringen van drukfluctuaties in het steenpakket; uit recente proeven (Verheij, 1997) blijkt dat laagfrequente snelheidsfluctuaties niet in de filterconstructie doordringen, maar de drukfluctuaties wel, al nemen deze sterk af met de diepte.

#### 4.4.2 Mogelijke aanpak in rekening brengen turbulentie

Voor de vertaling van de resultaten van stabiliteit van stenen in uniforme stroming naar situaties met sterk niet-uniforme stroming is een beschouwing van de turbulente druk- en schuifspanningsfluctuaties noodzakelijk, enerzijds door de grotere intensiteit van de fluctuaties, anderzijds door het niet-Gaussische karakter van de fluctuaties in deze situaties.



Het lijkt echter uitgesloten dat dit op microschaal, vanuit evenwichtsbeschouwingen van een enkele korrel, gedaan kan worden. De detailprocessen van drukfluctuaties rondom de korrels en de responsie van de korrels erop kunnen vooralsnog niet dusdanig nauwkeurig worden berekend of gemeten dat hieruit praktische resultaten zijn te verwachten.

Een meer praktische aanpak is dan de volgende. Voor matig niet-uniforme stromingen kan waarschijnlijk worden volstaan met een reductiefactor  $\alpha$  voor de kritieke schuifspanning gebaseerd op de turbulentie-intensiteit:

$$\alpha = \left\{ \frac{1.45}{(1 + \alpha_t \cdot r)} \right\}^2$$

waarin

$r$  = lokale turbulentie-intensiteit (van de stroomsnelheid in lengterichting van de stroming) in de niet-uniforme stroming

$\alpha_t$  = maat voor de extremitet en scheefheid van de verdeling (verhouding 'maximale' afwijking tot standaardafwijking). Voor een normale (Gaussische) verdeling van de schuifspanning is  $\alpha_t$  te benaderen met de waarde 3, doch in werkelijkheid zal de verdeling scheef zijn met waarden boven 3.0.

De constante 1.45 hangt af van de diepte waar de turbulentie-intensiteit is gedefinieerd; bij een waarde 1.45 is deze nabij de bodem gedefinieerd.

Bovenstaande betekent ook dat de reductiefactor op de kritieke stroomsnelheid dan gelijk is aan  $\sqrt{\alpha}$ .

Voor sterk niet-uniforme stromingen is een experimentele bepaling nodig van:

- de snelheid dicht bij de toplaag;
- de amplitude verdeling van de snelheidsfluctuaties (voor een schatting van  $\alpha_t$ ).

Indien experimenten worden uitgevoerd kan een toetsing van het concept volgens Hoffmans, zoals hiervoor aangegeven, worden uitgevoerd om een meer theoretisch onderbouwd concept te verkrijgen.

Daarop aansluitend moet worden opgemerkt dat turbulentie vaak wordt meegenomen bij de stroomaanval zonder de kansverdeling van de sterkte in aanmerking te nemen. Zo veronderstelt de hiervoor vermelde reductiefactor op de kritieke schuifspanning of stroomsnelheid dat in de sterkte geen spreiding aanwezig is. Dit laatste is natuurlijk niet juist, maar voor stortsteen lijkt de invloed van vorm en gradering en impliciet ook van de ligging van de korrels klein (bij hanteren van  $D_n$  en bij bepalen van  $M_{50}$ , gemiddeld naar aantal). Het is daarmee te verwachten dat voor de thans gebruikelijke breuksteenklassen in praktische zin kan worden volstaan met het in rekening brengen van de variatie van de belasting (kansverdeling en frequentiespectrum).

Bij meer gegradeerd materiaal echter, wat constructief en economisch aantrekkelijker kan zijn dan meer uniform materiaal, moet de ruimtelijke spreiding van de materiaalsterkte wel in beschouwing worden genomen. Dit laatste is nog een gebied met veel leemtes.

Belangrijk is een goede keuze van het referentieniveau voor de stroomaanval. Ligt dit te ver boven de korrels, bijvoorbeeld de verticaalgemiddelde snelheid en turbulentie, dan is er benedenstrooms van constructies sprake van te weinig representatieve stroombeeldkenmerken om de aanval op de korrels te karakteriseren. Ligt anderzijds het niveau ter hoogte van de microschaal van de korrels, dan is de stroomaanval weliswaar buitengewoon representatief, maar er is er door de versturende invloed van de korrels in de grenslaag nabij de bodem sprake van toevallige en moeilijk te kwantificeren verstoringen. Bovendien zijn de fluctuaties in snelheid en druk dan bijzonder sterk, zoals hiervoor bleek in De Ruiters (1980).

In het kader van onderzoek naar de stabiliteit van de (tijdelijke) grindafdekking van de grondverbetering van de Stormvloedkering Oosterschelde (Werkgroep EKOR, 1982) werd daarom een niveau van (2 tot 3)  $k_s$  aangehouden als beste referentieniveau voor de stroomaanval en als onderbegrenzing van de logaritmische snelheidsverticaal. Dit bleek uit de literatuur (Dyer, 1980). Vanuit dit logaritmische gedeelte van de snelheidsverticaal bleek het goed mogelijk om een consistente schuifspanning op het korrelmateriaal te bepalen. Ook voor breuksteen zou een dergelijke referentiehoogte kunnen worden aangehouden; deze hoogte zal dan in de praktijk veelal liggen tussen 0.5 m en 2 m boven de bodem.

#### 4.4.3 Mogelijke probabilistische aanpak

Instabiliteit van korrelmateriaal is het gevolg van de wisselwerking tussen statistische grootheden die willekeurig over het bed zijn verdeeld. De ene grootheid is de instantane kritieke schuifspanning ( $\tau_s$ ) van de individuele korrel die van plaats tot plaats varieert als gevolg van de variaties in vorm, afmeting en ligging van de korrels. De andere is de optredende instantane lokale schuifspanning ( $\tau_o$ ), die vanwege het turbulente karakter van de stroming zowel naar plaats als naar tijd fluctueert. De mate waarin beide kansverdelingen overlappen bepaald de kans op instabiliteit.

Het werk van Boutovskaia geeft aan dat deze aanpak mogelijk goed is te kwantificeren; zo werd het concept van Grass bevestigd ( $\gamma = 0.62$ , overeenkomende met het Shields-criterium voor uniforme stroming).

Deze aanpak zou kunnen worden uitgebouwd voor situaties met niet-uniforme stroming, met grover materiaal en voor ook met sterk(er) gegradeerd materiaal

In het kader van de eerder genoemde studie naar de stabiliteit van de tijdelijke grindafdekking bij de Stormvloedkering Oosterschelde (Werkgroep EKOR, 1982) is een probabilistische aanpak gehanteerd waarbij de kans op het overschrijden van een bepaald mobiliteitscriterium (Shields-parameter met een waarde van 0.03) werd bepaald. Deze aanpak werd met FAALKANS aangeduid. Dit werd gedaan door de onzekerheden in alle relevante parameters te schatten en hierbij normale kansverdelingen te veronderstellen. Als turbulentie-effect werd een excessief quasi-statische snelheidsverdeling aan de bodem aangehouden, voortkomend uit grootschalige wervelsystemen in de aanstroming naar het tracé van de Oosterscheldekering.

Een verbetering van deze aanpak kwam toen de mobiliteitsniveaus werden gekoppeld getransporteerde korrelvolumina met behulp van de relatie van Paintal (1971) die speciaal voor beginnend materiaaltransport werd ontwikkeld. Deze aanpak werd met KORROL aangeduid.

Dit gaf een aanzienlijk beter inzicht in de stabiliteit omdat de bijdrage van langduriger en minder extreme belastingen ten opzichte van extreme belastingen kon worden gekwantificeerd.

Een dergelijk transportmodellering zou het einddoel moeten zijn, omdat hierbij de 'veroudering' van de flexibele constructie kan worden vastgesteld. Daaruit voortvloeiende kan dan op het juiste moment besloten worden tot reparatie dan wel vervanging van de constructie. Een dergelijke gedragsmodellering zal meer haalbaar zijn, naarmate de constructie ook daadwerkelijk enige korrelverplaatsing kan hebben. Dit kan bijvoorbeeld het geval zijn bij verdedigingsconstructies met gegradeerde materialen (waarbij doorgaans grotere laagdikten worden toegepast en er een herschikking van materiaal kan optreden). Gedragsmodellering van een zuiniger gedimensioneerde verdediging kan ook interessant zijn, namelijk wanneer de maatgevende belastingen weinig of incidenteel voor komen, zoals bijvoorbeeld bij scheepvaartoevers.

## 5 Referenties

- Albertson, M.L. (1953): Effect of shape on the fall velocity of gravel particles, Proc. 5th Hydr. Conf., Univ. of Iowa, Bulletin No 34.
- Bonneville, R. (1963): Essais de Synthèse des Lois de Debut d'entraînement des Sediments sous l'action d'un Courant en Regime Uniforme, Bull du CREC, No 5, Chatou.
- Boutovskaia, L. (1997): analyse gamma van experimenten uit M648/M863 Informele notitie DWW (in beheer bij Hoffmans).
- Breusers, H.N.C. (1965): Geleidelijke Sluicing IV, Invloed van vorm en gradering op het begin van beweging van bodemmateriaal, WL / DELFT HYDRAULICS, Rapport modelonderzoek M731-VI.
- Breusers, H.N.C., Schukking, W.H.P. (1971): Begin van beweging van bodemmateriaal, WL / DELFT HYDRAULICS, Speurwerkverslag S159-I.
- Dyer, K.R. (1980): Velocity profiles over rippled bed and the threshold of movement of sand, Est. and Coast. Mar. Sc., pp 181-199.
- Grass, A.J. (1970): Initial instability of fine bed sands, Journ of the Hydr. Div, Proc ASCE, HY3, March 1970.
- Hoffmans, G.J.C.M. (1992): Two-dimensional mathematical modelling of local-scour holes. Communications on Hydr. and Geotech. Engrg., No.92-7, Delft Univ. of Technology.
- Hoffmans, G.J.C.M. (1997): Startnotitie steenstabiliteit, RWS DWW, informele notitie 16 september 1997.
- Komar, P.D. (1996): Entrainment of sediments from deposits of mixed grains and densities, Advances in fluvial dynamics and stratigraphy. Edited by Carling and Dawson, Wiley and Sons, New York.
- Laan, G.J. (1996): De relatie tussen eisen aan loskorrelige steenmaterialen en ontwerpparameters, informatie ten behoeve van waterbouwkundige constructies, RWS DWW, Rapport P-DWW-96-069.
- May, R.W.P., Escarameia, M. (1993): Riprap stability in highly turbulent flows, structures, Preprints International Riprap Workshop pp. 679-691, Ft Collins, USA.
- Paintal, A.S. (1971): Concept of critical shear stress in loose boundary channels, Journ. of Hydr. Research 9, No 1, pp 91-113.
- Rijn, L.C. (1997): Cross-shore modelling of graded sediments, WL / DELFT HYDRAULICS, Basic research Z2181.
- Ruiter, J.C.C. de (1980): Stochastisch model voor het in beweging komen van sedimentkorrels als functie van lokale variabelen, WL / DELFT HYDRAULICS, Rivieren, Concept-nota R657-IX.
- Shields, A. (1936): Anwendung der Aehnlichkeitsmechanik und der Turbulenzforschung auf die Geschiebebewegung, Mitt. der Preus. Versuchsanstalt fuer Wasserbau und Schiffbau, Heft 26, Berlin.
- Schukking, W.P.H. et al. (1972): Systematisch onderzoek naar twee- en driedimensionale ontgroningen, WL / DELFT HYDRAULICS, Verslag modelonderzoek M 648/863, Band I, II en III.
- Simons, D.B. (1960): Uniform water conveyance channels in alluvial material, Proc. Am. Civ. Eng. 86, HY5, Paper 2484 pp 31-71.

Simons, D.B., Senturk, F. (1992): Sediment Transport Technology, Water Resources Publications, Littleton, Colorado.

Verheij, H.J. (1997): Stroming in granulaire filters, oriënterende experimenten  
WL / DELFT HYDRAULICS, meetverslag Q2331.

Wergroep EKOR (1982): Stormvloedkering Oosterschelde, Onderzoek korrelstabiliteit,  
Deltadienst, nota en bijlagen, 21 EKOR-N-82025.

White, C.H. (1940): The equilibrium of grains on the bed of a stream,  
Proc. Royal Soc. London, Series A, Vol. 174.



## **wL | delft hydraulics**

**Rotterdamseweg 185  
postbus 177  
2600 MH Delft  
telefoon 015 285 85 85  
telefax 015 285 85 82  
e-mail [info@wldelft.nl](mailto:info@wldelft.nl)  
internet [www.wldelft.nl](http://www.wldelft.nl)**

**Rotterdamseweg 185  
p.o. box 177  
2600 MH Delft  
The Netherlands  
telephone +31 15 285 85 85  
telefax +31 15 285 85 82  
e-mail [info@wldelft.nl](mailto:info@wldelft.nl)  
internet [www.wldelft.nl](http://www.wldelft.nl)**

