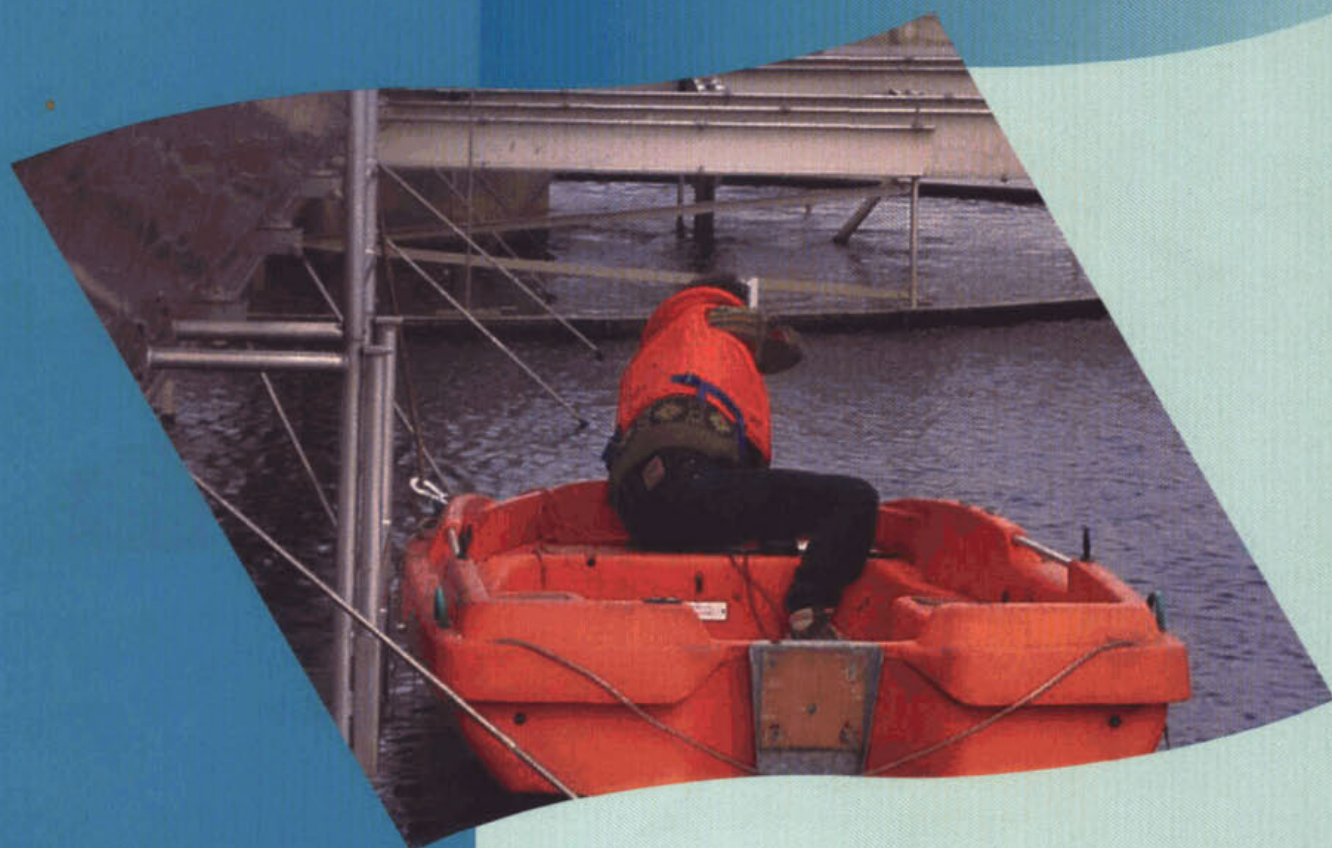


## Optimalisatie van ronde nabezinktanks

Ontwikkeling nabezinktankmodel  
en evaluatie STORA-ontwerprichtlijn



2002 21

## Optimalisatie van ronde nabezinktanks

Ontwikkeling van het nabezinktankmodel  
en evaluatie van de STORA-ontwerprichtlijnen

Arthur van Schendelstraat 816  
Postbus 8090, 3503 RB Utrecht  
Telefoon: 030 - 232 11 99  
Fax: 030 - 232 17 66  
E-mail: [stowa@stowa.nl](mailto:stowa@stowa.nl)  
<http://www.stowa.nl>

Publicaties en het publicatie-overzicht  
van de STOWA kunt u uitsluitend bestellen bij:

*Hageman Fulfilment*  
Postbus 1110  
3300 CC Zwijndrecht  
Telefoon: 078 - 629 33 32  
fax: 078 - 610 42 87  
E-mail: [hff@wxs.nl](mailto:hff@wxs.nl)

o.v.v. ISBN- of bestelnummer  
en een duidelijk afleveradres.

2002 21

**Colofon:**

Utrecht, 2002

Uitgave:  
STOWA, Utrecht

Uitvoering:  
DHV Water B.V.

Projectteam:  
Robbert van der Kuij  
Johan Krijgsman  
André van Benthem  
Edward van Dijk

Begeleidingscommissie:  
Tom Wouda (voorzitter)  
Bonnie Bult  
Jeroen Kluck  
Freek Kramer  
Paul Roeleveld  
Pieter Stamperius  
W. Winterterp

Foto omslag:  
Metingen op de nabezinktank van rwzi Nieuwveer

Druk:  
Kruyt Grafisch Advies Bureau

STOWA rapportnummer 2002-21

ISBN nummer 90-5773-177-0

## Ten geleide

De STORA-ontwerprichtlijnen voor nabezinktanks dateren uit 1981. Sinds die tijd zijn er in Nederland ronde nabezinktanks gebouwd met sterk afwijkende afmetingen en configuraties.

De vraag rees daarbij of de STORA-richtlijnen wel van toepassing mogen worden verklaard op deze grotere en anders uitgevoerde nabezinktanks. Al sinds het eind van de jaren 80 heeft de STOWA daarom aandacht besteed aan de evaluatie en optimalisatie van deze richtlijnen.

Het doel van het voorliggende onderzoek was het ontwikkelen en valideren van een numeriek nabezinktankmodel, en het toepassen van dit model bij de optimalisatie van het ontwerp van nabezinktanks en de evaluatie van de STORA-ontwerprichtlijnen. Na een grondig vooronderzoek is medio 1995 besloten om het geavanceerde numerieke stromingsmodel FAST2D van de onderzoeksgroep van prof.dr. W. Rodi van de Universiteit Karlsruhe te gebruiken en verder te ontwikkelen tot een nabezinktankmodel. De validatie van het nabezinktankmodel is gebaseerd op laboratoriumonderzoek met een schaalmodel en op praktijkonderzoek. Met het gevalideerde nabezinktankmodel zijn vervolgens trendanalyses uitgevoerd. In de trendanalyse is aangedacht geschonken aan belangrijkste aspecten bij de optimalisatie van een nabezinktank: de kantdiepte, de diameter, het deflectieschot en de slibeigenschappen. Geconcludeerd is dat de STORA-ontwerprichtlijnen van 1981 door de destijds gebruikelijke bouwwijze van nabezinktanks mede beïnvloed zijn door hydraulische bepaalde beperkingen.

De belangrijkste resultaten van het onderzoek zijn dat het gelukt is een betrouwbaar nabezinktankmodel te ontwikkelen en dat bij een optimaal ontwerp van een nabezinktank er hogere belastingen toelaatbaar zijn. Het nabezinktankmodel kan worden gebruikt om een optimaal ontwerp te maken. Een eenduidige methodiek voor een optimaal ontwerp van een nabezinktank is echter niet meer te geven. In een separate notitie (STOWA-2002-23) wordt nader ingegaan op de evaluatie van de ontwerprichtlijnen en wordt het operationele gebruik van het nabezinktankmodel beschreven aan de hand van voorbeelden.

Het onderzoek is uitgevoerd door DHV Water BV in samenwerking met de TU Karlsruhe (Institut für Hydromechanik). Dr.ir. C. Kranenburg van de TU Delft heeft een belangrijke bijdrage geleverd bij de selectie van het model en de keuzes bij de modellering van de slibeigenschappen. Het projectteam van DHV Water BV, bestaande uit ir. A.G.N. van Bentem, ir. E.J.H. van Dijk, dr.ir. J. Krijgsman en ir. R.J. van der Kuij, heeft het praktijkonderzoek uitgevoerd, de trendanalyses gemaakt en de ontwerprichtlijnen geëvalueerd.

Het projectteam van de TU Karlsruhe, bestaande uit ir. M. Armbruster en prof.dr. W. Rodi, heeft de schaalmodelproeven uitgevoerd en de modelverbeteringen geïmplementeerd.

Het onderzoek is begeleid door een commissie onder voorzitterschap van T.W.M. Wouda, bestaande uit ing. B.A. Bult, dr.ir. J. Kluck, ir. J.F. Kramer, ir. P.J. Roeleveld, ir. P.C. Stamperius en dr.ir. H. Winterwerp.

Diverse medewerkers van waterkwaliteitsbeheerders hebben in de loop van het project hun medewerking verleend aan de uitvoering van de praktijkproeven. De STOWA en het projectteam zijn hen hiervoor zeer erkentelijk.

Utrecht, juni 2002

De directeur van de STOWA

ir. J.M.J. Leenen

## Samenvatting

De STORA-ontwerprichtlijnen voor nabezinktanks dateren uit 1981. Sinds die tijd zijn er in Nederland ronde nabezinktanks gebouwd met sterk afwijkende afmetingen en configuraties. De vraag rees daarbij of de STORA-richtlijnen wel van toepassing mogen worden verklaard op deze grotere en anders uitgevoerde nabezinktanks. Al sinds het eind van de jaren 80 heeft de STOWA daarom aandacht besteed aan de evaluatie en optimalisatie van deze richtlijnen. Hierbij ontstond de behoefte aan een numeriek model om het complexe bezinkingsproces in de door dichtheidsverschillen beïnvloede stromingspatronen te kunnen simuleren.

Het doel van het onderzoek was het ontwikkelen en valideren van een numeriek nabezinktankmodel, en het toepassen van dit model bij de optimalisatie van het ontwerp van nabezinktanks en de evaluatie van de STORA-ontwerprichtlijnen.

Er is een vooronderzoek uitgevoerd naar beschikbare programmatuur en kennis met betrekking tot het mathematisch modelleren van stromingsprocessen in ronde nabezinktanks. Medio 1995 is besloten om het geavanceerde numerieke stromingsmodel FAST2D van de onderzoeksgroep van Professor dr. W. Rodi van de Universiteit Karlsruhe te gebruiken. Het FAST2D model is verder ontwikkeld tot een nabezinktankmodel, dit mede op basis van een literatuuronderzoek naar de modellering van het nabezinkingsproces.

De slibindikkingsproeven en slibbezinkingsproeven op de rwzi's Woudenberg en Nieuwveer zijn gebruikt bij de keuze van een slibindikkingsmodel. In de literatuur zijn verschillende modellen beschreven. Met het veel toegepaste Takacs-model kunnen de gemeten concentratieprofielen in de slibdeken niet goed worden gesimuleerd. Gekozen is voor het Vaccari-model dat een betere overeenkomst geeft met de metingen en relatief eenvoudig toepasbaar is.

De validatie van het model is gebaseerd op laboratoriumonderzoek met een schaalmodel en op praktijkonderzoek. Het onderzoek met het schaalmodel werd uitgevoerd door de Universiteit van Karlsruhe en heeft geleid tot inzicht in de instroming van het dichtheidsfront in de tank en de validatie van het simulatiemodel.

Het praktijkonderzoek heeft met name plaats gevonden op de rwzi Nieuwveer. Daar is onderzoek gedaan naar het verschil in gedrag van identieke nabezinktanks met en zonder deflectieschot. De opbouw van de slibdeken en het stromingsprofiel in de tanks is gemeten voor drie belastingssituaties; onderbelasting (DWA), kritische belasting (RWA) en overbelasting (RWA+). In de onderbelaste situatie was het gedrag van beide tanks nagenoeg identiek. Bij de volgens de STORA-richtlijn kritische belasting dreigde voor de tank zonder deflectieschot al snel slibuitspoeling op te treden, terwijl in de tank met deflectieschot de slibdeken ver onder de overstortrand stabiliseerde. Bij de overbelaste situatie (circa 30% boven de STORA-richtlijn) naderde de slibdeken de overstortrand in de tank met deflectieschot. De verschillen in toelaatbare belasting voor de beide tanks waren opvallend groot. De resultaten van deze praktijkmetingen zijn vergeleken met modelberekeningen. De slibparameters van het Vaccari-model zijn afgeleid uit slibindikkingsexperimenten. Op basis van de goede overeenkomst met het praktijkonderzoek op rwzi Nieuwveer wordt het ontwikkelde nabezinktankmodel FAST2D als gevalideerd beschouwd.

Uit metingen uit 1981 op de rwzi Rijen was gebleken dat de toepassing van een deflectieschot nauwelijks effect had op de toelaatbare oppervlaktebelasting. Ook dit schijnbaar tegengestelde resultaat wordt goed voorspeld met het nabezinktankmodel. Voor de rwzi Rijen is er weinig verschil tussen de nabezinktank met en zonder deflectieschot.

Zowel voor een situatie met een verschil tussen de tanks met en zonder deflectieschot (Nieuwveer) als zonder een verschil in gedrag (Rijen), komen de simulaties komen goed overeen met de praktijkmetingen. Geconcludeerd wordt dat met het ontwikkelde nabezinktankmodel het verschil in gedrag van nabezinktanks met en zonder deflectieschot goed kan worden voorspeld.

Met het gevalideerde nabezinktankmodel zijn vervolgens trendanalyses uitgevoerd. Hierbij is gebruik gemaakt van de dataset van de rwzi Nieuwveer en de in 1981 verzamelde dataset van de rwzi Rijen. In de trendanalyse is aangedacht geschonken aan belangrijkste aspecten bij de optimalisatie van een nabezinktank: de kantdiepte, de diameter, het deflectieschot en de slibeigenschappen.

Op de rwzi Nieuwveer kan de nabezinktank zonder deflectieschot de volgens de STORA-richtlijn kritische belasting niet aan. Uit zowel de metingen en de berekeningen is gebleken dat de toelaatbare oppervlaktebelasting van de bestaande tanks door toepassing van een deflectieschot aanzienlijk kan worden verhoogd. Door het vergroten van de kantdiepte van de tank zonder deflectieschot kan de belasting worden vergroot. Een opmerkelijk resultaat is dat een verkleining van de diameter van de tank zonder deflectieschot, tot gevolg heeft dat de STORA ontwerpbelasting wel toelaatbaar is. Op basis van de metingen en (trend)berekeningen voor de rwzi Nieuwveer is geconcludeerd dat grotere nabezinktanks gevoeliger zijn voor het optreden van kortsluitstromen. Het toepassen van een deflectieschot is dan een effectieve maatregel. Voor de nabezinktanks op de rwzi Nieuwveer zijn blijkbaar hydraulische aspecten maatgevend. Voor de nabezinktanks op de rwzi Rijen zijn de slib(indikkings)eigenschappen maatgevend. De volgens de STORA-richtlijnen toelaatbare slibvolumebelasting kan alleen worden bereikt door een combinatie van een hogere retourslibverhouding en een deflectieschot (op de kantdiepte). Bij actiefslib met 10% hogere gehinderde bezinksnelheden is wel een ontwerp met een hogere belasting mogelijk.

Geconcludeerd is dat de STORA-ontwerprichtlijnen van 1981 door de destijds gebruikelijke bouwwijze van nabezinktanks mede beïnvloed zijn door hydraulische bepaalde beperkingen. Deze invloed is impliciet verwerkt in de richtlijnen door een lagere slibvolumebelasting toe te staan voor het belangrijkste toepassingsgebied., bij een slibvolume  $\leq 600$  ml/l en een oppervlaktebelasting  $\geq 0,7$  m/h.

Op basis van het verkregen inzicht in de werking van nabezinktanks is een nieuwe ontwerp-richtlijn geformuleerd. *De maximaal toelaatbare slibvolumebelasting van een nabezinktank is afhankelijk van de slibeigenschappen (deze grens volgt uit de solids-flux theorie). Tussen de STORA-richtlijn uit 1981 en de solids flux theorie ligt een bandbreedte aan ontwerp mogelijkheden.*

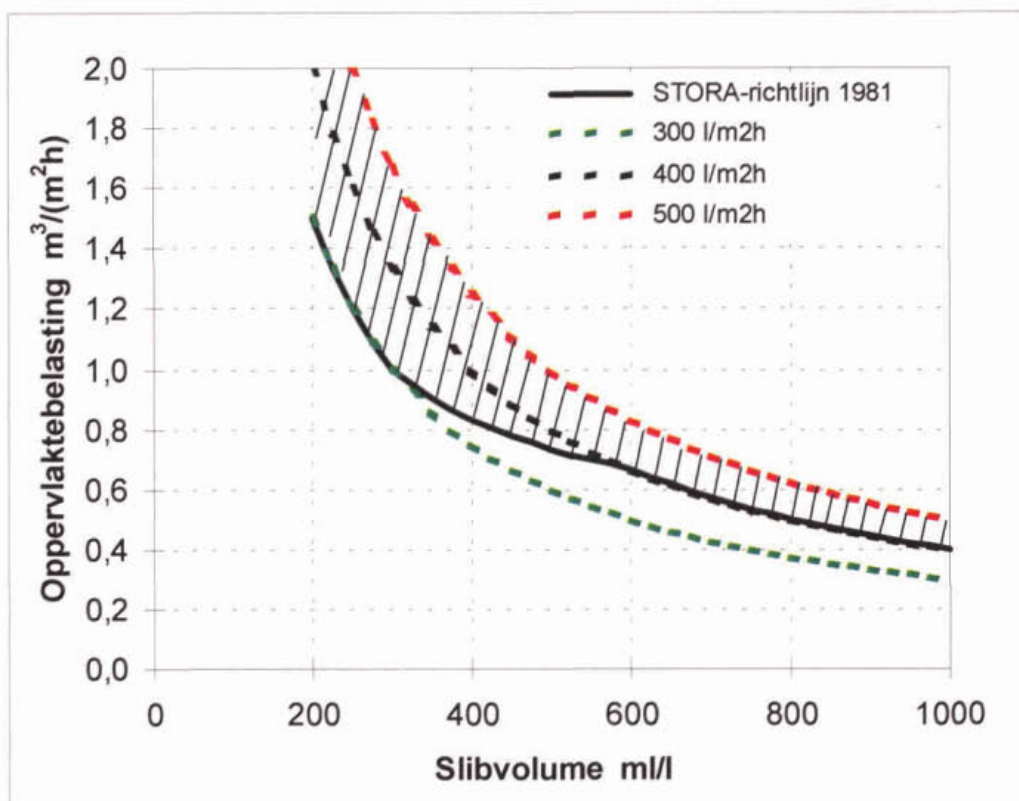
De STORA-richtlijn is een ondergrens voor ondiepe tanks. De solids-flux theorie is een bovengrens voor zeer diepe tanks. Voor actiefslib met een slibvolumeindex van 90-150 ml/g betekent dit dat ontwerpen met een toelaatbare slibvolumebelasting van 400-500 l/m<sup>2</sup>h mogelijk zijn.

Aanbevolen wordt om een landelijke databank op te bouwen met kenmerkende slibparameters. Doel hiervan is beter inzicht te krijgen in de bandbreedte van de slibeigenschappen met de slibvolume-index als kenmerkende waarde voor het type actiefslib.

De vigerende praktijkrichtlijnen - STORA-1981, ATV-2001 en EPA – leiden in principe tot suboptimale ontwerpen waarbij niet met alle ontwerpaspecten rekening is gehouden. Binnen hun geldigheidsgebied voldoen deze standaardontwerpen, maar kunnen overgedimensioneerd zijn (te laag belast of te diep). Extrapolaties voor nieuwe ontwerpen zijn risicovol en de invloed van constructieve maatregelen zijn eigenlijk niet te beoordelen.

De belangrijkste resultaten van het onderzoek zijn dat het gelukt is een betrouwbaar nabezinktankmodel te ontwikkelen en dat bij een optimaal ontwerp van een nabezinktank er hogere belastingen toelaatbaar zijn. Het nabezinktankmodel kan worden gebruikt om een optimaal ontwerp te maken. Dit door rekening te houden met de complexe interacties tussen stromingspatronen (diameter, kantdiepte, inloopconstructie, deflectieschot en kortsluitstroming) en op bouw van de slibdeken (bezinking, buffering, indikking en retourslibdebiet). Ook voor aanpassingen aan bestaande tanks en voor gewijzigde slibeigenschappen kan het nabezinktankmodel gebruikt worden om de toelaatbare belasting te bepalen.

Een eenduidige methodiek voor een optimaal ontwerp van een nabezinktank is niet meer te geven. Toepassing van het nabezinktankmodel vergt de nodige expertise en de beschikbaarheid van de slibparameters. In een separate notitie (STOWA-2002-23) wordt nader ingegaan op de evaluatie van de ontwerprijchlijnen en wordt het operationele gebruik van het nabezinktankmodel beschreven aan de hand van voorbeelden.



Tussen STORA-richtlijn 1981 en solids flux theorie ligt een bandbreedte aan ontwerp mogelijkheden.

## De STOWA in het kort

De Stichting Toegepast Onderzoek Waterbeheer, kortweg STOWA, is het onderzoeksplatform van Nederlandse waterbeheerders. Deelnemers zijn alle beheerders van grondwater en oppervlaktewater in landelijk en stedelijk gebied, beheerders van installaties voor de zuivering van huishoudelijk afvalwater en beheerders van waterkeringen. In 2002 waren dat alle waterschappen, hoogheemraadschappen en zuiveringsschappen, de provincies en het Rijk (i.c. het Rijksinstituut voor Zoetwaterbeheer en de Dienst Weg- en Waterbouw).

De waterbeheerders gebruiken de STOWA voor het realiseren van toegepast technisch, natuurwetenschappelijk, bestuurlijk juridisch en sociaal-wetenschappelijk onderzoek dat voor hen van gemeenschappelijk belang is. Onderzoeksprogramma's komen tot stand op basis van behoefte-inventarisaties bij de deelnemers. Onderzoekssuggesties van derden, zoals kennisinstututen en adviesbureaus, zijn van harte welkom. Deze suggesties toetst de STOWA aan de behoeften van de deelnemers.

De STOWA verricht zelf geen onderzoek, maar laat dit uitvoeren door gespecialiseerde instanties.

De onderzoeken worden begeleid door begeleidingscommissies. Deze zijn samengesteld uit medewerkers van de deelnemers, zonodig aangevuld met andere deskundigen.

Het geld voor onderzoek, ontwikkeling, informatie en diensten brengen de deelnemers samen bijeen. Momenteel bedraagt het jaarlijkse budget zo'n vijf miljoen euro.

U kunt de STOWA bereiken op telefoonnummer: 030-2321199.

Ons adres luidt: STOWA, Postbus 8090, 3503 RB Utrecht.

Email: [stowa@stowa.nl](mailto:stowa@stowa.nl).

Website: [www.stowa.nl](http://www.stowa.nl).



## Summary

The STORA design guidelines for secondary clarifiers date from 1981. Numerous secondary clarifiers with a wide variety of dimensions and configurations were built in The Netherlands since then, based on those guidelines. The question arose if for these larger and differently configured secondary clarifiers the STORA design guidelines do apply. Therefore, since the end of the 80's the STOWA pays attention to the evaluation and optimization of these guidelines. During this process STOWA was in need of a numerical clarifier model for simulation of the complex sedimentation process and hydraulic flow patterns, which are influenced by density currents.

The objective of the current research project was the development and validation of a numerical secondary clarifier model and the application of this model for the optimization of the secondary clarifier design and for evaluating the STORA design guidelines.

A preliminary investigation was carried out to the available software and the knowledge on the mathematical modeling of flow processes in circular secondary clarifiers. Mid-1995 it was decided to use the advanced numerical flow model FAST2D developed by the research group of Professor dr. W. Rodi from the Karlsruhe University. The FAST2D model is further developed into a secondary clarifier model, based on a literature review on secondary clarifier modeling. The sludge thickening and settling tests on the Woudenberg and Nieuwveer WWTP's were used for the sludge thickening model selection. In the literature different sludge thickening models are described. The often-used Takács model was not able to simulate the measured sludge blanket concentration profiles. The Vaccari model was selected, which showed a better resemblance with the measurements and can be applied relatively easy.

The validation of the simulation model was based both on laboratory research with a scale model and on investigations in full-scale plants. The Karlsruhe University executed the scale model research. It resulted in a better perception of the density current inflow into the tank and validated the simulation model.

The practical investigations mainly took place at the Nieuwveer WWTP. The difference in the performance of two identical secondary clarifiers, one equipped with and one without a deflection baffle, was investigated. The sludge blanket build-up and the flow patterns were measured for three different loading situations: under-loading (DWF), critical loading (RWF) and over-loading (RWF+). In the under-loading situation the performance of both tanks was nearly identical. Under critical loading conditions (according to the STORA guidelines), however, sludge spilling tends to occur quickly in the tank without a deflection baffle, whereas the sludge blanket stabilized far under the effluent weir in the tank with the deflection baffle. At the over-loading situation (around 30% above the STORA guidelines' maximum loading rate) the sludge blanket came near the effluent weir in the tank with the deflection baffle. The differences in the allowable loading for both clarification tanks were remarkably large.

The results of the practical measurements were compared to the model calculations. The Vaccari sludge parameters were derived from sludge thickening experiments. Based on the good resemblance with the practical investigations at the Nieuwveer WWTP, the further developed FAST2D secondary clarification model was considered being validated.

Measurements carried out in 1981 at the Rijen WWTP showed that the application of a deflection baffle hardly affected the permissible clarifier surface loading. However, this apparent contrary result is equally well predicted with the validated secondary clarifier simulation model. For the Rijen WWTP simulation shows little difference between the secondary clarification tanks with and without a deflection baffle.

Both for cases with a difference between the tanks with and without a deflection baffle (Nieuwveer), as in cases without such difference (Rijen), the simulation results correspond well with the practical measurements. It can be concluded that the performances of tanks with and without a deflection baffle can be well predicted with the newly developed secondary clarification model.

Subsequently, trend analyses have been executed with the validated simulation model, using the Nieuwveer and Rijen (1981) sets of data. In the trend analyses attention is focused on the most important aspects for secondary clarifier optimization: sidewall depth, tank diameter, deflection baffle and sludge characteristics.

At the Nieuwveer WWTP the existing tank without a deflection baffle is not able to handle the design surface loading according to the STORA guidelines. From both measurements and model calculations it appeared that the allowable surface loading of the existing tanks could be increased considerably by implementing a deflection baffle. By increasing the sidewall depth of the existing tanks without a deflection baffle, the permissible surface loading of these tanks could also be increased. A remarkable finding is that by decreasing the diameter of the existing tanks without a baffle, the STORA critical or design loading can be applied. Based on the measurements and model calculations for the Nieuwveer WWTP, it can be concluded that larger secondary clarifiers are more sensitive for the occurrence of short-circuit flows. In this case, the application of a deflection baffle proves being an effective measure.

For the Nieuwveer WWTP secondary clarifiers the hydraulic aspects are decisive. For the Rijen WWTP secondary clarifiers the sludge (thickening) characteristics are decisive. At Rijen the allowable sludge volume loading (according to the STORA guidelines) can only be achieved by combining a higher return sludge ratio with a deflection baffle. Simulation revealed that for activated sludge with a 10% higher (hindered) settling velocity, higher design loads will be possible.

It is concluded that the STORA design guidelines from 1981, which were based on the secondary clarifier configuration prevailing at that time, were influenced by hydraulic restrictions. These influences are implicitly applied in the design guidelines by allowing a lower sludge volume loading for the most important utilization area; at a sludge volume  $\leq 600$  ml/l and a surface loading  $\geq 0,7$  m/h.

Based on the better understanding of the secondary clarifier operation, a new design guideline is formulated. *The maximum allowable sludge volume loading of a secondary clarifier depends on the sludge characteristics (according to solids-flux theory). In between the STORA guidelines from 1981 and the solids flux theory a wide range of design possibilities exists.*

The STORA guideline provides the lower design limit applicable to shallow tanks. The solids flux theory provides an upper limit for very deep tanks. For activated sludge with a sludge volume index of 90-150 ml/g this means that a design based on a sludge volume loading of 400-500 l/(m<sup>2</sup>.h) would be possible.

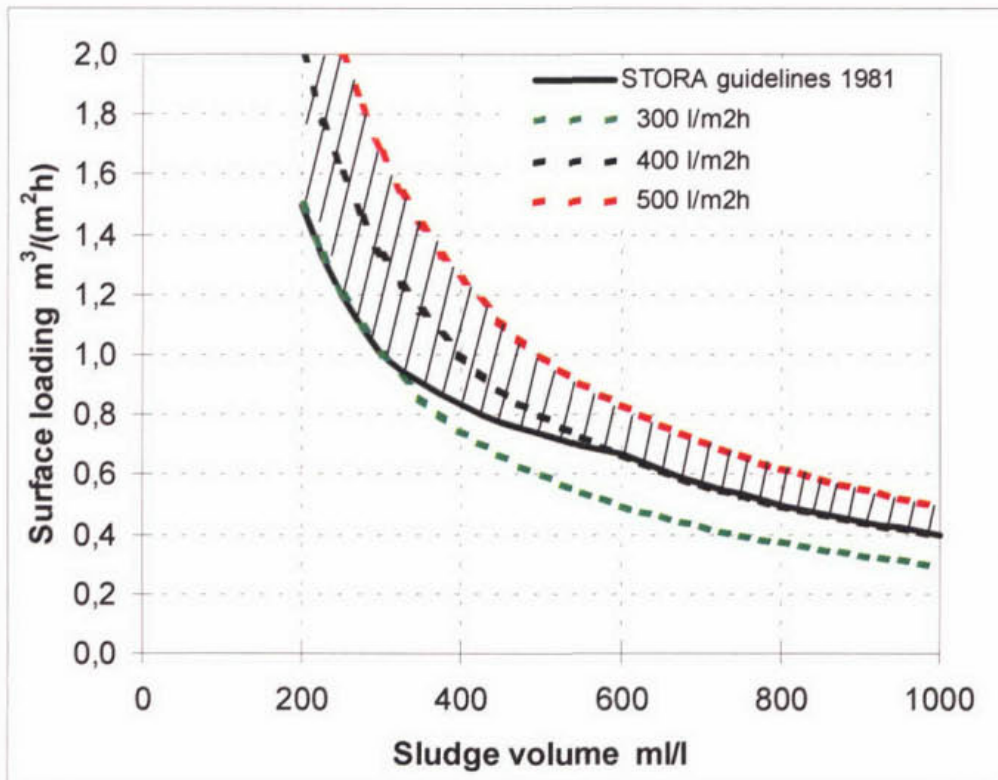
It is recommended to create a national database containing representative sludge characteristics. The objective is to increase understanding of major sludge characteristics, using the sludge volume index as a typical value for the activated sludge type.

The currently applied final clarifier design guidelines, STORA-1981, ATV-2001 and EPA, lead principally to sub-optimal designs in which not all design aspects are taken into account. Within their application range these standard designs meet the requirements, but can lead to clarifier designs that are too conservative. Extrapolation to new designs can be risky and the influence of constructive measures cannot always be judged.

The most important results of the current survey are the development of a reliable secondary clarifier model and that higher loading are allowed for optimal designed clarifiers. The model proves to be a tool to derive optimal designs. This by taking into account the complex interactions between flow patterns (diameter, side water depth, inlet construction, deflection baffle and short circuiting flow) and the build up of the sludge blanket (hindered settling, thickening and return sludge flow).

The model can also be applied to derive the allowable loading after constructive measures in existing tanks and after changes in sludge characteristics.

A simple method to derive an optimal design of a secondary clarifier can no longer be given. Application of the secondary clarifier model requires expert knowledge and the availability of sludge parameters. In a separate report (STOWA-2002-23) a more detailed evaluation of the design guidelines will be given. In that report application of the model will be described and examples will be given.



In between STORA guidelines 1981 and solids flux theory a wide range of design possibilities exists

## **STOWA in brief**

The Institute of Applied Water Research (in short, STOWA) is a research platform for Dutch water controllers. STOWA participants are ground and surface water managers in rural and urban areas, managers of domestic wastewater purification installations and dam inspectors. In 2002 that includes all the country's water boards, polder and dike districts and water treatment plants, the provinces and the State

These water controllers avail themselves of STOWA's facilities for the realisation of all kinds of applied technological, scientific, administrative-legal and social-scientific research activities that may be of communal importance. Research programmes are developed on the basis of requirement reports generated by the institute's participants. Research suggestions proposed by third parties such as centres of learning and consultancy bureaux, are more than welcome. After having received such suggestions STOWA then consults its participants in order to verify the need for such proposed research.

STOWA does not conduct any research itself, instead it commissions specialised bodies to do the required research.

All the studies are supervised by supervisory boards composed of staff from the various participating organisations and, where necessary, experts are brought in.

All the money required for research, development, information and other services is raised by the various participating parties. At the moment, this amounts to an annual budget of some five million euro.

For telephone contact STOWA's number is: (31 (0)30-2321199.

The postal address is: STOWA, P.O. Box 8090, 3503 RB, Utrecht.

E-mail: [stowa@stowa.nl](mailto:stowa@stowa.nl).

Website: [www.stowa.nl](http://www.stowa.nl).

# INHOUD

Ten geleide  
Samenvatting  
STOWA in het kort  
Summary  
STOWA in brief

1	INLEIDING	3
2	ACHTERGRONDEN VAN HET BEZINKINGS- EN INDIKKINGSPROCES	7
	2.1 Inleiding	7
	2.2 Functies en configuratie van een nabezinktank	7
	2.3 Eigenschappen van actiefslib	8
	2.4 Theorie van de slibbezinking en slibindikking	10
	2.4.1 <i>Slibbezinking en slibindikking</i>	10
	2.4.2 <i>Bezinking en indikking in een nabezinktank</i>	11
	2.4.3 <i>Onderscheid op basis van de slibvolume(fractie)</i>	12
	2.5 De STORA-ontwerprichtlijn	12
3	ACHTERGRONDEN VAN DE MODELLERING	15
	3.1 Inleiding	15
	3.2 Modelleren van nabezinktanks	15
	3.2.1 <i>Solids-flux-theorie (en andere 1D-modellen)</i>	15
	3.2.2 <i>Stromingsmodellen (2D-modellen)</i>	16
	3.3 Modelleren van de slibbezinking en slibindikking	17
4	ONDERZOEK NAAR DE ACTIEFSLIB-EIGENSCHAPPEN	21
	4.1 Inleiding	21
	4.2 Onderzoekslokatie en opstelling	21
	4.3 Gehinderde bezinking	21
	4.4 Ongehinderde bezinking	26
	4.5 Slibindikking	27
	4.6 Slibruiming	29
	4.7 Evenwichtssituatie rwzi Utrecht	31
5	ONDERZOEK AAN DE HYDRAULISCHE ASPECTEN	33
	5.1 Inleiding	33
	5.2 Modelopstelling	33
	5.3 Schaling en gebruik van kunstmatig slib	34
	5.4 Niet-geslaagde experimenten	35
	5.5 Geslaagde experimenten	36
	5.6 Betekenis voor het numerieke model	37
6	RESULTATEN / BEVINDINGEN	39
	6.1 Inleiding	39
	6.2 Keuze van het slibindikkingsmodel	39
	6.3 Nabezinktankmodel FAST2D	41

7	PRAKTIJKONDERZOEK OP DE RWZI NIEUWVEER	43
7.1	Inleiding	43
7.2	De praktijkproeven	43
7.3	Resultaten van de praktijkproeven	45
7.3.1	<i>Onderbelaste situatie (DWA)</i>	45
7.3.2	<i>Kritische belasting (RWA)</i>	46
7.3.3	<i>Overbelaste situatie (RWA+)</i>	46
7.3.4	<i>Slibeigenschappen</i>	47
7.4	Resultaten met het nabezinktankmodel (FAST2D)	49
7.4.1	<i>Onderbelaste situatie (DWA)</i>	49
7.4.2	<i>Kritisch belaste situatie (RWA)</i>	50
7.4.3	<i>Overbelaste situatie (RWA+)</i>	51
8	TRENDANALYSE	55
8.1	Inleiding	55
8.2	Trends Nieuwveer experiment	56
8.3	Trends Rijen experiment	58
8.4	Conclusies	65
9	EVALUATIE VAN DE STORA-ONTWERPRICHTLIJNEN	67
10	CONCLUSIES	69
10.1	Algemeen	69
10.2	Slibeigenschappen	69
10.3	Praktijkproeven	70
10.4	Nabezinktankmodel	70
10.5	Trendanalyse	71
10.6	Evaluatie van de STORA-ontwerprichtlijnen	71
11	REFERENTIES	73

**BIJLAGEN:**

1	Begrippenlijst
2	Symbolenlijst
3	Karakteristieken en procesgegevens van de onderzoekslokaties
4	Bezinkkolom
5	Resultaten van de curve-fitting van de gehinderde bezinkexperimenten
6	Resultaten van de ongehinderde-bezinkingsexperimenten
7	Instellingen van de slibindikkingsexperimenten en slibbezinkexperimenten
8	Publicatie van Lakehal et al. (1999), Journal of Hydraulic Engineering
9	Praktijkonderzoek op de rwzi Nieuwveer - full-scale experimenten
10	Praktijkonderzoek op de rwzi Nieuwveer - slibindikkingsexperimenten
11	Praktijkonderzoek op de rwzi Nieuwveer - FAST2D berekeningen
12	Proef 5 rwzi Rijen
13	Praktijkonderzoek op de rwzi Utrecht

# 1 INLEIDING

In Nederland worden nabezinktanks ontworpen met behulp van de STORA-ontwerprichtlijnen die in 1981 zijn opgesteld op basis van een grootschalig praktijkonderzoek (STORA, 1981). Dit onderzoek betrof destijds vooral ronde tanks met een diameter tot 44 meter. Sinds die tijd zijn er in Nederland ronde nabezinktanks gebouwd met een aanmerkelijk grotere diameter, zelfs tot 60 meter. Bovendien wijkt vaak ook de configuratie van de nieuwe tanks af, bijvoorbeeld voor wat betreft de (kant)diepte, de uitvoering van de effluentgoot en de toepassing van een deflectieschot.

Bij een aantal van deze nieuwere nabezinktanks bleek in de praktijk regelmatig slibverlies op te treden bij een lagere belasting dan volgens de STORA-ontwerprichtlijn toelaatbaar is. De vraag rees daarbij of de STORA-richtlijnen wel van toepassing mogen worden verklaard op deze grotere en anders uitgevoerde nabezinktanks. Al sinds het eind van de jaren 80 heeft de STOWA daarom aandacht besteed aan de evaluatie en optimalisatie van deze richtlijnen.

Om te kunnen komen tot gefundeerde uitspraken over de te optimaliseren aspecten bij het ontwerp van een nabezinktank zijn ofwel veel praktijkexperimenten nodig of is een theoretisch onderbouwd nabezinktankmodel nodig. Het uitvoeren van praktijkproeven en de interpretatie van de resultaten is doorgaans een complexe aangelegenheid. Veelal zijn er beperkte mogelijkheden om de gewenste condities in te stellen of is dit niet mogelijk zonder het zuiveringsproces sterk nadelig te beïnvloeden. Bovendien zijn de actuele slibeigenschappen - zoals de slibvolume-index - en de slibconcentraties variabel in de tijd en moeilijk te manipuleren. Mede doordat het lastig is de gewenste condities in te stellen konden op basis van uitgebreide praktijkproeven naar de effecten van een deflectieschot daarover nog geen gefundeerde uitspraken worden gedaan (STOWA, 1993a/b).

STOWA-onderzoek in de jaren 1989-1993 heeft nader inzicht verschaft in het functioneren van met name grote ronde nabezinktanks en heeft een aanzet gegeven tot een theoretische onderbouwing van de stromingsprocessen in ronde nabezinktanks. Uit dit onderzoek bleek de behoefte aan een numeriek model om het complexe bezinkingsproces met de door turbulentie en dichtheidsverschillen beïnvloede stromingspatronen te kunnen simuleren.

Mede op basis van oriënterende mathematische en fysische modelleringsberekeningen (STOWA, 1992a/b) is besloten om een vooronderzoek te verrichten naar beschikbare programmatuur en kennis met betrekking tot het mathematisch modelleren van stromingsprocessen in ronde nabezinktanks. Het vooronderzoek (STOWA, 1995a) bestond uit een inventarisatie van beschikbare modellen, programmatuur en proefopstellingen op basis van een literatuurscan en een enquête onder de auteurs van de meest recente publicaties.

Vervolgens werd een geschikte partner geselecteerd voor deelname in het STOWA-onderzoek. De onderzoeksgroep van Professor dr. W. Rodi van de Universiteit Karlsruhe bleek te beschikken over de benodigde deskundigheid en ervaring. Door samen te werken met de TU Karlsruhe kon gebruik worden gemaakt van een geavanceerd numeriek stromingsmodel (FAST2D).

## **Doel van het onderzoek**

Het doel van dit onderzoek was het ontwikkelen en valideren van een numeriek nabezinktankmodel, en het toepassen van dit model bij de optimalisatie van het ontwerp van nabezinktanks en de evaluatie van de STORA-ontwerprichtlijnen.

## **Werkwijze en rapportage**

Het model FAST2D wordt ontwikkeld tot een nabezinktankmodel. De nadruk ligt hierbij op de simulatie van de verwijdering van de bulk van het slib (stromingspatronen, gehinderde bezinking, slibbuffering, slibindikking en slibruiming) en het kunnen voorspellen van de maximale belasting waarbij nog geen slibverlies zal optreden. Eerst worden de hoogte van de slibdeken en de daarmee sterk samenhangende stromingspatronen gemodelleerd, waarna een meer nauwkeurige voorspelling van het zwevendstof-gehalte in het effluent mogelijk is. Het onderzoek is zo opgezet dat te onderzoeken processen zoveel mogelijk van elkaar gescheiden zijn. Het onderzoek naar (puur) hydrodynamische aspecten is gescheiden van het onderzoek naar aspecten die afhankelijk zijn van de slibeigenschappen.

De opzet van het onderzoek is weergegeven in het schema op de volgende bladzijde. Het onderzoek is opgedeeld in twee onderdelen. In het eerste deel staat de ontwikkeling van het nabezinktankmodel centraal. Vervolgens vindt een analyse plaats van de optimalisatiemogelijkheden voor het ontwerp van een nabezinktank, en een evaluatie van de STORA-richtlijnen.

### *Ontwikkeling van het nabezinktankmodel*

In dit rapport is de ontwikkeling beschreven van het model FAST2D en het valideren van dit model op basis van meetgegevens. Het ontwikkelingstraject bevatte drie belangrijke onderdelen:

- een literatuuronderzoek naar modellering en slibeigenschappen, met als doel het inventariseren van de beschikbare kennis en het aanpassen van het model aan de meest recente inzichten;
- een onderzoek naar actiefslibeigenschappen, voor het verkrijgen van een uitgebreide parameterset voor de modelmatige beschrijving van de slibbezinking en de slibindikking;
- de modellering van de slibbezinking en de slibindikking, voor de keuze van de beste modelbeschrijving.

De validatie van het model is gebaseerd op laboratoriumonderzoek met een schaalmodel en praktijkonderzoek. Het onderzoek met het schaalmodel werd uitgevoerd door de Universiteit van Karlsruhe met als doel het vergroten van het inzicht in de stromingspatronen in een nabezinktank en de validatie van enkele hydrodynamische aspecten.

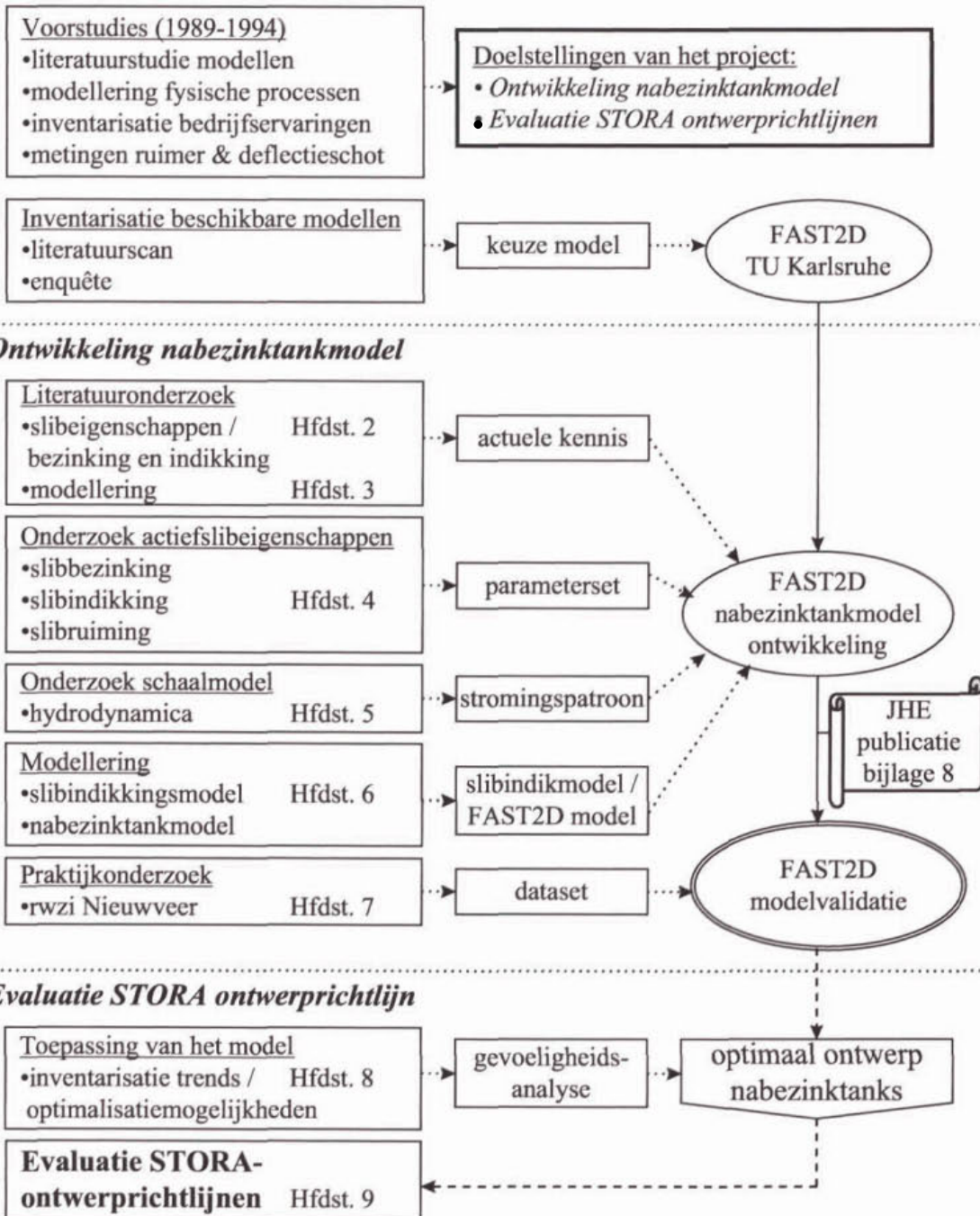
Het praktijkonderzoek heeft plaats gevonden op de rwzi Utrecht en de rwzi Nieuwveer. Op de rwzi Utrecht kon een evenwichtssituatie worden gecreëerd en gemeten. Bij het praktijkonderzoek op de rwzi Nieuwveer is onderzoek gedaan naar het verschil in gedrag van identieke tanks met en zonder deflectieschot. De resultaten van deze praktijkmetingen zijn vergeleken met modelberekeningen.

### *Optimalisatie van de nabezinktank en evaluatie van de STORA-ontwerprichtlijn*

Het uiteindelijke doel van het onderzoek, het evalueren van de ontwerprichtlijnen wordt beschreven in hoofdstuk 9. Hierbij wordt het gevalideerde nabezinktankmodel gebruikt. Bij de evaluatie wordt onder meer aandacht besteed aan het effect van de volgende (constructieve) aspecten:

- de diameter en kantdiepte van de tank;
- de configuratie van de inloopconstructie (o.a. Coanda-tulpvormige inloop);
- de configuratie van een deflectieschot;
- de wijze van effluentonttrekking (enkel- of dubbelzijdige goot, geperforeerde leidingen);
- de bodemhelling (1:12 of minder hellend);
- de wijze van slibruiming (slibruimersysteem, bladhoogte, rotatiesnelheid);
- de wijze van retourslibonttrekking (slibkegel of slibgoot met ruimer).







## 2 ACHTERGRONDEN VAN HET BEZINKINGS- EN INDIKKINGSPROCES

### 2.1 Inleiding

Dit rapport heeft betrekking op de modellering van de processen in een nabezinktank. In dit hoofdstuk zijn de belangrijkste aspecten beschreven die hierbij een rol spelen. Dit betreft de functie en configuratie van een nabezinktank, de eigenschappen van actiefslib, de processen in een nabezinktank, en de STORA-ontwerprichtlijn voor de toelaatbare belasting.

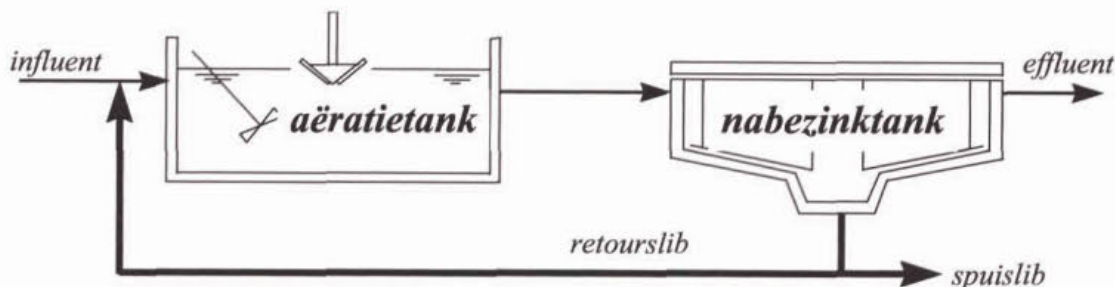
Voor meer achtergrondinformatie wordt verwezen naar het in 1997 verschenen IAWQ-rapport "Secondary Settling Tanks: Theory, Modelling, Design and Operation" van de vooraanstaande onderzoekers Ekama, Barnard, Günthert, Krebs, McCorquodale, Parker en Wahlberg (IAWQ, 1997).

In bijlage 1 en 2 zijn een begrippenlijst en een symbolenlijst opgenomen.

### 2.2 Functies en configuratie van een nabezinktank

De nabezinktank is onderdeel van het actiefslibstelsysteem. Het actiefslibstelsysteem is schematisch weergegeven in afbeelding 1. De zuivering van het afvalwater vindt plaats in de aëratietank. Vanuit de aëratietank wordt de actiefslib suspensie naar een nabezinktank gevoerd.

In de nabezinktank wordt het actiefslib door bezinking afgescheiden en teruggevoerd naar de aëratietank. Het bezonken water wordt veelal direct geloosd op het oppervlaktewater.

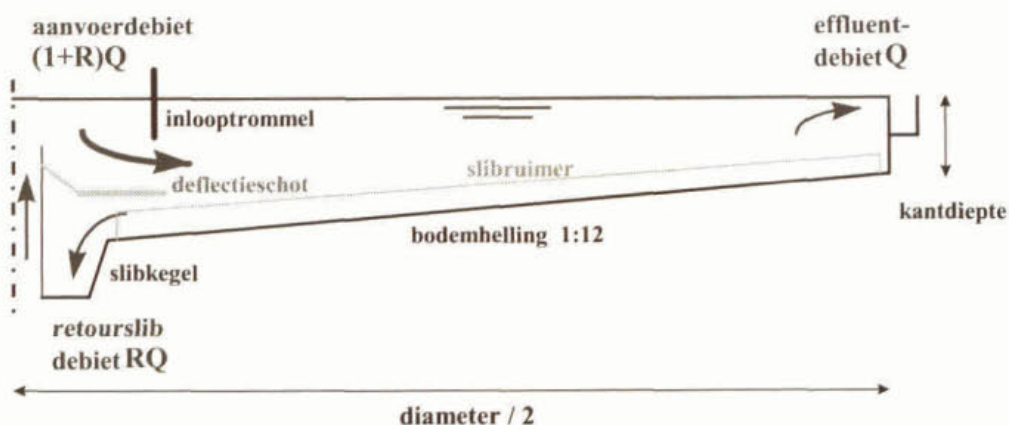


Afbeelding 1 Schematische weergave van een actiefslibstelsysteem

De functie van de nabezinktank is drieledig:

- scheiding van actiefslib (ca.  $4 \text{ kg/m}^3$ ) en effluent en het bereiken van een zo laag mogelijk slibgehalte in het effluent ( $10\text{-}20 \text{ mg ds/l}$ );
- indikking van het actiefslib (tot ca.  $8\text{-}12 \text{ kg ds/m}^3$ ), waardoor de omvang van de retourslibstroom beperkt wordt;
- slibbuffering tijdens perioden met een hoge hydraulische belasting (rwa).

In Nederland worden veelal ronde nabezinktanks toegepast. Afbeelding 2 toont een schematische 2-dimensionale weergave van een typisch Nederlandse nabezinktank.



Afbeelding 2 Schematische weergave van een ronde nabezinktank

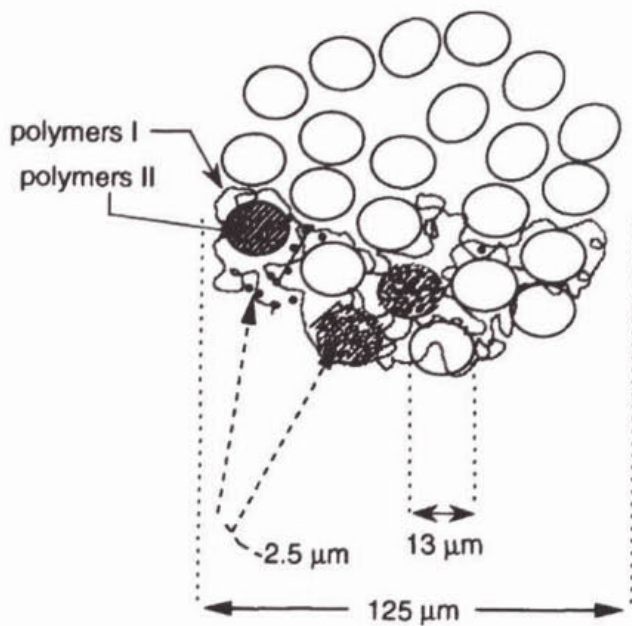
Vanuit de inlooptrommel in het centrum van de tank stroomt de suspensie de tank in. Door het verschil in dichtheid ontstaat er een dichtheidsstroming waardoor de suspensie zich verspreidt over het gehele oppervlak van de tank. Door de bodembelling (typisch 1:12) en de slibruiwer wordt het ingedikte slib naar de slibkegel getransporteerd. Het retourslibgemaal pompt dit slib vervolgens terug naar de aëratietank. Het effluent stroomt aan de buitenzijde in de effluentgoot. In afbeelding 2 is ook een deflectieschot weergegeven, een constructie die regelmatig wordt toegepast. De vorm en afmetingen van het deflectieschot kunnen verschillen van die in de afbeelding.

### 2.3 Eigenschappen van actiefslib

Actiefslib is een zeer heterogeen materiaal, zowel wat betreft samenstelling als deeltjesgroottes. Vlokvorming bij actiefslib wordt veroorzaakt door extracellulaire polymeren (ECP) die door de bacteriën worden gevormd (Parker et al., 1971 / Eriksson et al., 1992). Het buitenste deel van een slibvlok is relatief zwak vanwege het geringe aantal bindingen tussen de cellen en het geringe aantal polymeren dat deze bindingen bewerkstelligt. Het buitenste deel van de vlokken is daarom gevoelig voor externe afschuifkrachten. Het binnenste deel van de vlokken is ongevoelig voor deze krachten vanwege de sterke compacte polymeerstructuur (Eriksson et al., 1992). In de aëratietank vinden vlokvorming en vlokafbraak plaats. Deze processen worden beïnvloed door zowel biologische factoren (slibleeftijd, type micro-organismen) als technische factoren (o.a. de wijze van beluchting en de wijze en intensiteit van menging).

Jorand et al. (1995) geven een model voor de vlokstructuur en onderscheiden drie niveaus in de vlokstructuur: microvlokken van gemiddeld  $2,5 \mu\text{m}$ , tweede-orde-deeltjes van  $13 \mu\text{m}$  (door exopolymere bijeengehouden primaire deeltjes), die zich kunnen verbinden tot derde-orde-structuren met een gemiddelde diameter van  $125 \mu\text{m}$ .

De dichtheid van de slibvlokken is bepalend voor het hydraulische karakter van het nabezinkproces. Over het algemeen neemt de dichtheid van een slibvlok af bij toename van de grootte (Li en Ganczarczyk, 1986). De dichtheid van actiefslib varieert over het algemeen binnen het gebied van  $1.020-1.060 \text{ kg/m}^3$ .



Afbeelding 3 De opbouw van actiefslibvlokken (Jorand 1995)

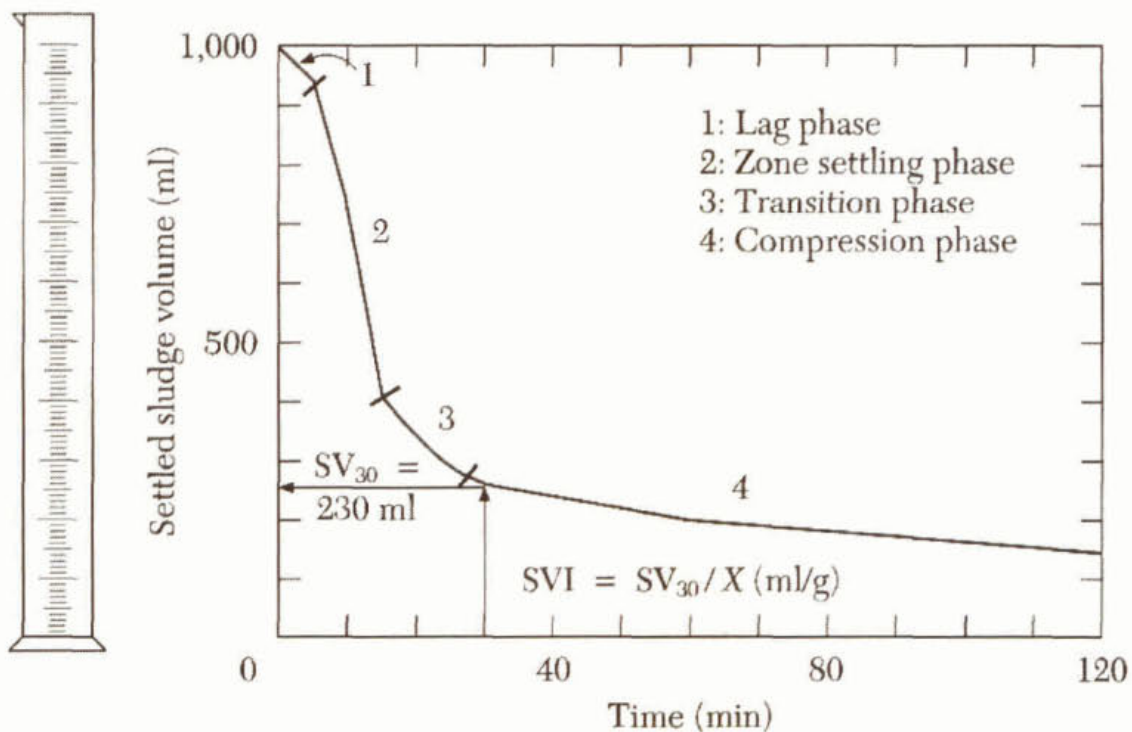
De *onverdunde* slibvolume-index (*SVI*) was lange tijd de meest gebruikte grootte waarmee in Nederland de slibbezins-eigenschappen werden gekarakteriseerd. In een in 1981 gepubliceerd literatuuronderzoek naar de hydraulische en technologische aspecten van het nabezinkproces (STORA, 1981a) is veel aandacht besteed aan de bepaling van de slibvolume-index. De meting is schematisch weergegeven in afbeelding 4.

Het gebruik van de *SVI* heeft als bezwaar dat waarde afhankelijk is van de drogestofconcentratie en dat er geen relatie is tussen de *SVI* en de stromingseigenschappen (b.v. viscositeit) en de bezinksnelheid van het slib. Om de bovengenoemde bezwaren te ondervangen zijn alternatieven voorgesteld, namelijk de *verdunde* slibvolume-index en de geroerde specifieke volume-index.

- De *verdunde* slibvolume-index (*DSVI*) wordt bepaald door de slibvolume-index te bepalen van verdund slib. Hierdoor worden de invloed van de drogestofconcentratie en de afmetingen van de maatcilinder verkleind (Catunda en Van Haandel, 1992).
- De geroerde specifieke volume-index (*SSVI<sub>3,5</sub>*) is gedefinieerd als de slibvolume-index bij een slibconcentratie van  $3,5 \text{ kg/m}^3$  onder geroerde condities. Het roeren bevordert de flocculatie en voorkomt brugvorming en kortsluitstromen in de cilinder (Lee et al., 1983).

Stofkoper en Trentelman (1982) hebben voor 25 Nederlandse rwzi's de *SSVI<sub>3,5</sub>* en de *DSVI* bepaald. De relatie tussen beide was lineair. De waarde van de *SSVI<sub>3,5</sub>* was ongeveer 65% van de *DSVI*. Verhoudingen van dezelfde orde grootte (67-80%) zijn ook door andere onderzoekers gevonden (Hultman et al., 1991).

Sinds die tijd wordt de *verdunde* slibvolume-index *DSVI* gebruikt als kenmerkende waarde voor het type actiefslib. Slib met een lage slibvolume-index is goed bezinkbaar.



Afbeelding 4 Schematische weergave van de SVI-meting

Actiefslib heeft de reologische eigenschappen van zogenaamde Bingham plastische materialen (Dick en Buck, 1985). De reologische eigenschappen van actiefslib zijn de fysische karakteristieken van het slib die zijn gerelateerd aan de interacties tussen de slibdeeltjes onderling en de slibdeeltjes met de vloeistof. De schuifspanning van een vloeistof is de kracht die benodigd is om de vloeistof een bepaalde versnelling te geven. Bij vloeistoffen met een hoge deeltjesconcentratie, zoals actiefslib, is sprake van een continue elastische structuur als de vloeistof in rust is. Er is dan een bepaalde minimale inspanning, de zogenaamde drempelschuifspanning, benodigd om de gehele vloeistof in beweging te krijgen. Zowel de drempelschuifspanning als de dynamische viscositeit van de vloeistof is afhankelijk van de slibconcentratie (Dahl et al., 1994).

## 2.4 Theorie van de slibbezinking en slibindikking

### 2.4.1 Slibbezinking en slibindikking

Voor de beschrijving van bezinking van actiefslib kunnen drie fasen worden onderscheiden:

- *ongehinderde bezinking*: afzonderlijke deeltjes bezinken op een discrete of flocculente wijze (modellering effluentconcentratie);
- *gehinderde bezinking*: alle deeltjes bezinken gezamenlijk met een duidelijk waarneembare slibspiegel (modellering slibdeken);
- *indikking / compressie* van het slib (modellering slibindikkingszone).

Bij gehinderde bezinking van actiefslib treedt een duidelijke scheiding op tussen het heldere water en het bezinkende slib. De actiefslibdeeltjes die zich net onder de slibspiegel bevinden, hebben alle dezelfde bezinksnelheid. In deze fase is er een evenwicht tussen de daling van de vlokken en de opwaartse stroming van het verdrongen water. Ten gevolge van het als deken bezinken van het slib worden kleinere deeltjes ('fines') ingevangen in de slibvlokken.

Bij zeer goed bezinkbaar slib met een zeer lage slibvolume-index kan mogelijk *ongehinderde* bezinking optreden. Door een verminderde gehinderde bezinking kan de fractie slecht bezinkbare deeltjes niet of minder goed worden ingevangen in de slibdeken. Dat kan de oorzaak zijn voor een relatief hoge concentratie 'fines' in het effluent.

Indikking is het proces waarbij een toename van de slibconcentratie optreedt ten gevolge van het minder volumineus worden van de slibvlokken. Hierbij wordt water tussen de op elkaar gestapelde vlokken uitgeperst. In de indikkingszone wordt iedere laag mechanisch ondersteund door de laag eronder en is de effectieve bezinksnelheid afhankelijk van de bezinksnelheid van de onderliggende laag. Bij gehinderde bezinking is dit niet het geval en bezinkt de laag onafhankelijk van de onderliggende laag (bufferzone).

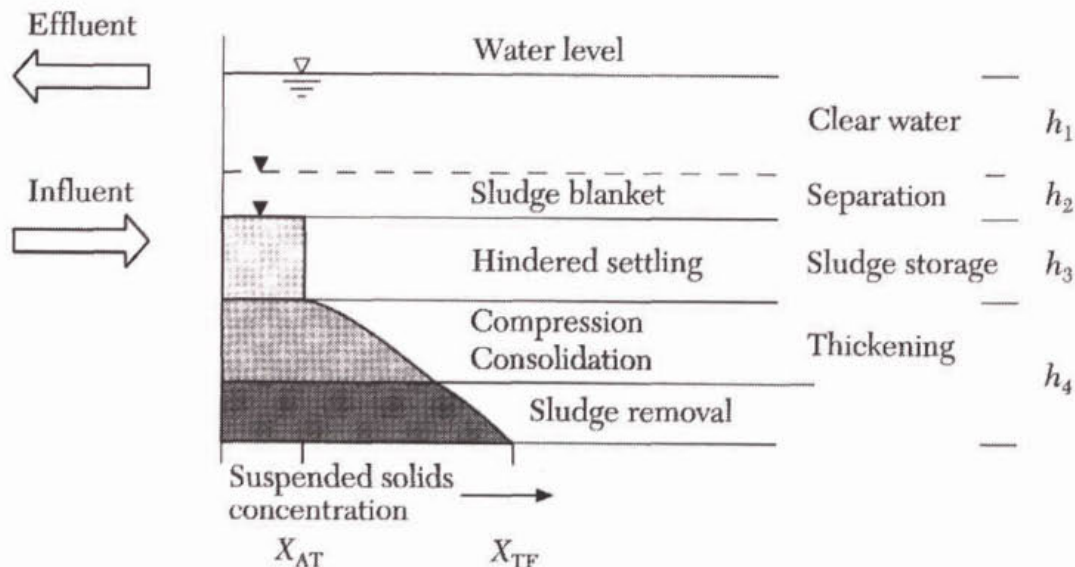
#### 2.4.2 Bezinking en indikking in een nabezinktank

De bezinking van actiefslib in een nabezinktank wordt gedomineerd door de gehinderde bezinksnelheden. Ongehinderde bezinking speelt alleen een rol in de helderwaterzone waar de slibhoeveelheden laag zijn. Voorafgaand aan de bezinking kan nog een flocculatiefase optreden, waarbij kleinere deeltjes door (bio)chemische reacties of door de fysische omstandigheden grotere clusters vormen met andere bezinkeigenschappen.

Door het optreden van gehinderde bezinking is de grenslaag met de helderwaterzone scherp. In een nabezinktank zijn daarom drie zones te onderscheiden met min of meer horizontale grenslagen (zie afbeelding 5):

- een zone met helder water ( $h_1 + h_2$ );
- een sedimentatie-zone ( $h_3$ );
- een zone waar bezonken slib indikt ( $h_4$ ).

De overgang tussen de sedimentatie- en indikkingszone is zeer geleidelijk waardoor de zones moeilijk zijn te onderscheiden.



Afbeelding 5 Schematische weergave van de slibopbouw in een nabezinktank

### 2.4.3 Onderscheid op basis van de slibvolume(fractie)

Bij de beschrijving van de gehinderde bezinksnelheden van actiefslib wordt in de literatuur vaak de term volumefractie ( $\Phi = G_A \times DSVI / 1000$ ) geïntroduceerd. Het slibvolume dat gebruikt wordt in de STORA-richtlijn voor de slibvolumebelasting (zie paragraaf 2.5) sluit hierbij goed aan. Het slibvolume wordt uitgedrukt in ml/l, de volumefractie is dimensieloos.

Mandersloot *et al.* (1986) geven op basis van deze volumefractie een algemeen criterium voor het optreden van gehinderde bezinking. Met toenemende volumefractie treden achtereenvolgens ongehinderde bezinking, gehinderde bezinking en slibindikking op:

- ongehinderde bezinking vindt plaats bij volumefracties kleiner dan het minimum  $\Phi_{MIN}$  (voor actiefslib ca. 0,15), waarbij de bezinksnelheid onafhankelijk is van de concentratie;
- gehinderde bezinking vindt plaats bij volumefracties tussen het minimum  $\Phi_{MIN}$  en het maximum  $\Phi_{MAX}$  (circa 0,35-0,40);
- indikking vindt plaats bij volumefracties groter dan het maximum  $\Phi_{MAX}$ .

Voor actiefslib geeft Merkel (1971) als richtlijn voor de overgang van bezinking naar indikking een slibvolume van 480 ml/l. In de STORA-richtlijnen wordt dit slibvolume nog gebruikt bij het berekenen van de concentraties waarmee het slib in de nabezinktank wordt gebufferd (480/DSVI).

## 2.5 De STORA-ontwerprichtlijn

De STORA-ontwerprichtlijn is gebaseerd op een grootschalig praktijkonderzoek (STORA, 1981) en betreft de toelaatbare slibvolumebelasting: het product van het slibvolume en de oppervlaktebelasting (zie afbeelding 6). Bij overschrijding van de toelaatbare waarde neemt de kans op slibverlies uit de nabezinktank aanzienlijk toe.

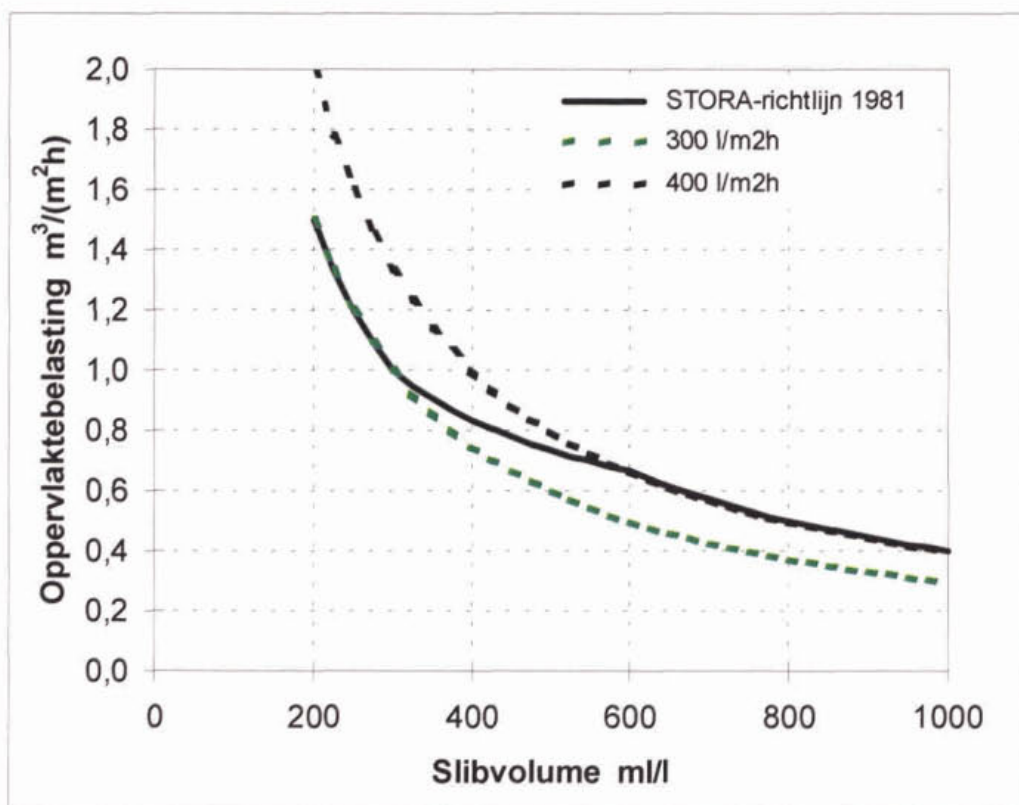
Bij een slibvolume kleiner dan 300 ml/l is de toelaatbare slibvolumebelasting 300 l/(m<sup>2</sup>.h), bij een slibvolume groter dan 600 ml/l is dat 400 l/(m<sup>2</sup>.h). Tussen de 300 en 600 ml/l geldt een geleidelijke overgang. Geadviseerd wordt om geen slibvolume kleiner dan 200 ml/l toe te passen in verband met de (aanzienlijke) toename van het aantal 'fines' in het effluent.

Het ontwerp van een nabezinktank is over het algemeen gebaseerd op de maximale hydraulische belasting bij regenweerafvoer, waarbij een deel van het actiefslib in de nabezinktank wordt gebufferd. Volgens de STORA-richtlijn kan maximaal 30% van de totale slibhoeveelheid in de nabezinktank worden gebufferd. In de overgang van lage naar hoge hydraulische aanvoer kan hierdoor de aanvoer van drogestof tijdelijk hoger zijn dan de indikkings- en afvoercapaciteit.

Bij een kenmerkend slibvolume van 420 ml/l is de toelaatbare oppervlaktebelasting 0,8 m/h, bijvoorbeeld voor een evenwichtssituatie bij rwa  $4,0 \times (1-0,3) = 2,8$  kg ds/m<sup>3</sup> en een slibvolume-index van 150 ml/g. Bij lagere concentraties of beter bezinkbaar actiefslib (met een lagere slibvolume-index) neemt de oppervlaktebelasting toe tot maximaal 1,5 m/h.

In de STORA-richtlijnen komen geometrische parameters vrijwel niet expliciet voor; alleen het tankoppervlak, de minimum kantdiepte en het maximum niveau van de slibspiegel worden vermeld. Op basis van de richtlijn is niet af te leiden wat bijvoorbeeld de invloed is van een grotere (kant)diepte, het plaatsen van een deflectieschot, de diameter van de inlooptrommel of de wijze van effluentonttrekking. Over de invloed van de kantdiepte wordt wel gemeld dat een grotere kantdiepte tot een grotere slibbufferingscapaciteit leidt en daarmee uitstel van sliboverstort tot gevolg heeft.





Afbeelding 6 De STORA-ontwerprichtlijn voor de toelaatbare slibvolumebelasting

Ondanks de uitgebreide toetsing aan de praktijk is door de destijds gebruikelijke bouwwijze mogelijk wel een aantal geometrische aspecten impliciet in de vigerende richtlijnen verwerkt. Opmerkelijk zijn de vaste (minimum) kantdiepte van 1,5 m, de bodemhelling van 1:12 en het toepassen van een dubbelzijdige effluentgoot om de mesbelasting te beperken.

Inmiddels zijn er in Nederland ronde nabezinktanks gebouwd met een diameter van 50-60 m, met een grotere kantdiepte van 2,0 m, met een enkelzijdige effluentgoot, met of zonder deflectieschot, met een slibkegel of slibuimgoot.

#### *Constructieve maatregelen*

In de literatuur is een beperkt aantal artikelen te vinden waarin de effecten worden beschreven van constructieve maatregelen in ronde nabezinktanks: Günthert (1984), Billmeier (1988), IAWQ (1995); Special issue gwf (1999), Schlegel (1999). In hoofdstuk 8 en 9 zal nader ingegaan worden op de genoemde maatregelen en het effect op de toelaatbare belasting van een nabezinktank.

#### *Vergelijking met ATV- en EPA-richtlijnen*

In vergelijking met de Nederlandse STORA-richtlijnen leiden de Duitse ATV-richtlijnen en de Amerikaanse EPA-richtlijnen tot diepere nabezinktanks met een vergelijkbare of hogere oppervlaktebelasting. De ATV-richtlijnen zijn ook gebaseerd op de slibvolumebelasting, maar door een grotere kantdiepte, afhankelijk van de slibeigenschappen (bezinking en slibindikking). De Amerikaanse EPA-richtlijnen zijn gebaseerd op de solids-flux theorie (alleen bezinking) met een expliciete invloed van het retourslibdebiet. Dit leidt tot veel diepere tanks met een hogere oppervlaktebelasting.



### 3 ACHTERGRONDEN VAN DE MODELLERING

#### 3.1 Inleiding

In dit hoofdstuk zijn de achtergronden die verband houden met de modellering beschreven. Dit betreft allereerst de modellering van de processen in een nabezinktank. In paragraaf 3.3. wordt vervolgens ingegaan op de modellering van de slibbezinking en slibindikking. Tenslotte wordt in paragraaf 3.4. kort ingegaan op het FAST2D model.

#### 3.2 Modellering van nabezinktanks

Bij de modellering van nabezinktanks kan een onderscheid worden gemaakt tussen 1-dimensionale en 2-dimensionale modellen. Krebs (1995a) geeft een overzicht van de mogelijkheden en potentiële mogelijkheden van de modellen om de processen in een nabezinktank te modelleren (zie tabel 1). Het betreft altijd 1-fase modellen waarin alleen de vloeistoffase wordt gemodelleerd. Onderscheid tussen water en slibstromen wordt gekarakteriseerd door dichtheidsverschillen.

Tabel 1 Processen per type model

Proces	eenvoudig 1-D model	hydrodynamisch 2-D model
flocculatie	+/-	p
turbulentie	-	+
dichtheidsstromen	-	+
bezinking (gehinderd en ongehinderd)	+	+
slibindikking	+	+
reologie	-	+ / p
slibruiming	-	+ / p

+ goed; - niet; p potentieel

De beschikbare modellen worden slechts op beperkte schaal toegepast voor het ontwerp van nabezinktanks. Er zijn wel al enkele voorbeelden van het gebruik van de 2-D modellen voor het dimensioneren van onderdelen van een nabezinktanks: Krebs (1995b) voor de instroming in een rechthoekige tank, Holthausen (1995) voor een gewijzigde inloopconstructie in een ronde tank. Winkler (1999) geeft zelfs 3-D berekeningen voor de inloopconstructie van een ronde nabezinktank. Hierbij wordt de opbouw van de slibdeken niet of niet goed gemodelleerd, dan wel is er sprake van zeer lage concentraties of een belasting waarbij de combinatie van gehinderde bezinking en slibindikking een ondergeschikte rol speelt. De hydrodynamische modellen, waarmee ook de stromingspatronen (en kortsluitstromen) in een nabezinktank kunnen worden berekend zijn volop in ontwikkeling.

##### 3.2.1 Solids-flux-theorie (en andere 1D-modellen)

De processen die in een nabezinktank optreden, zijn beschreven in talloze referenties. De overzichtsartikelen van Kos (1977) en Fitch (1979) geven een goed beeld van de literatuur over nabezinktanks en gravitie-indikers. Coe and Clevenger (1916) geven een methode om met behulp van batch-proeven het benodigde oppervlak voor het indikproces te bepalen. Kin (1946) geeft een beschrijving van de dichtheidsstromen in een (rechthoekige) nabezinktank. Zijn praktijkonderzoek laat zien dat de beste resultaten worden bereikt als de inlaatopeningen onder het niveau van de slibspiegel worden geplaatst.

Kynch (1952) geeft een theoretische onderbouwing voor het sedimentatieproces: de solids-flux theorie. Dit is een 1-dimensionaal model dat er van uitgaat dat slibtransport alleen in verticale richting plaats vindt. De slibdeeltjes welke de nabezinktank inkomen belanden via slibbezinking en via het bulk transport (ten gevolge van de retourlibonttrekking) op de bodem.

Kos (1977) geeft een model waarbij de indikkingsfase niet meer beschreven wordt als een onderdeel van het sedimentatieproces, maar als een consolidatie-proces, een filtratieproces in een verzadigd samendrukbaar poreus medium.

Sinds het verschijnen van de overzichtsartikelen van Kos en Fitch is nog veel onderzoek gepubliceerd waarin wordt voortgebouwd op de bestaande theorieën en gezocht is naar algemeen geldige relaties van de benodigde slibparameters. Meestal is gezocht naar een relatie met de eenvoudig te meten slibvolumeindex (SVI). Let hierbij op de gebruikte definitie van de slibvolume-index (zie paragraaf 2.3). De belangrijkste ontwikkeling is echter de mogelijkheid om de 1-dimensionale benadering te verlaten en 2-dimensionale stromingsprocessen te berekenen, waarbij ook rekening kan worden gehouden met het optreden van dichtheidsstromen en de geometrie van de tank.

De zogenaamde 1D-modellen worden toegepast bij de simulatie van de nabezinktank als onderdeel van de simulatie van het gehele zuiveringsproces. Hierbij wordt veelal volstaan met een eenvoudige benadering of een opgelegde werking. Enkele voorbeelden zijn: Takács et al. (1991) met een 10-laagjesmodel en een kunstmatige fluxbeperking; Watts et al. (1996a/b) met een model met een opgelegd c.q. gefit verloop van de dispersiecoëfficiënt per laagje; Härtel en Pöpel (1992) met een correctiefunctie afhankelijk van de diepte; Halttunen (IAWQ 7th) past laagjes toe met een mengvorm van propstroming en volledige menging; Dupont en Dahl (1995) beschrijven een laagjesmodel met een te fitten kortsluitstroming tussen de inloop en het retourlib. Deze modellen zijn geschikt voor sterk vereenvoudigde simulaties, niet voor het ontwerp van een nabezinktank.

### 3.2.2 Stromingsmodellen (2D-modellen)

Hoewel hydrodynamische modellen niet nieuw zijn, worden er pas vanaf 1985 resultaten gepubliceerd die betrekking hebben op de stromingspatronen in (voornamelijk rechthoekige) nabezinktanks. Met name de resultaten na 1990 zijn veelbelovend, maar geven nog geen betrouwbaar beeld van de werkelijkheid. De redenen hiervoor zijn dat nog niet alle optredende processen worden gemodelleerd en dat de experimentele verificatie van de modellen complex is. Aspecten die hierbij een rol spelen zullen uitgebreid ter sprake komen in hoofdstuk 5.

Voor de 2-D modellering van de turbulente stromingen in een nabezinktank wordt in de geraadpleegde literatuur door alle onderzoekers gebruik gemaakt van het  $k-\epsilon$  model (Rodi 1980). De basisvergelijkingen voor de modellering van de door dichtheidsstromen bepaalde stromingspatronen in een nabezinktank zijn weergegeven in Lyn et al. 1992, Zhou en McCorquodale 1992 (rechthoekige tank) en Szalai et al. 1994 (ronde tank). Voor een uitgebreide beschrijving van deze vergelijkingen wordt verwezen naar bijlage 8. De stromingspatronen en de daarmee verband houdende patronen van de zwevendstofconcentratie zijn afhankelijk van de turbulentie, dichtheidsverschillen en de gehinderde bezinkingseigenschappen van het actiefslib en dus onder meer afhankelijk van het debiet, de temperatuur en de slibconcentratie van de instroom.

Bij het ontwerp van een nabezinktank kan het effect van de vormgeving op de optredende processen worden geanalyseerd aan de hand van geavanceerde hydrodynamische modellen. Dergelijke berekeningen kunnen echter nog steeds veel rekentijd vergen (circa 1 week op een PC met een 1 GHz processor).

In dit rapport zijn de activiteiten beschreven welke hebben bijgedragen aan de verdere ontwikkeling en validatie van het numerieke nabezinktankmodel FAST2D (Flow Analysis Simulation Tool of 2-Dimensions). Het FAST2D model is ontwikkeld door de TU Karlsruhe en kan worden toegepast voor de berekening van 2-dimensionale, niet-samendrukbare stromen bij complexe randvoorwaarden. Voor de beschrijving van het model wordt verwezen naar de volgende referenties:

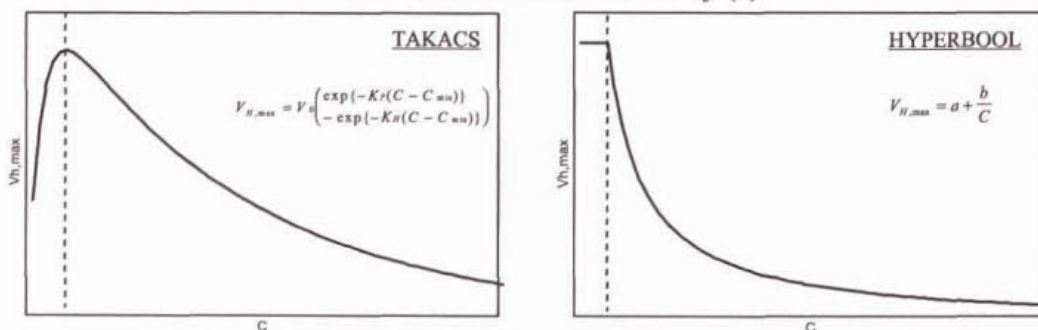
- Krebs (1995a/b) en IAWQ (1997): beschrijving van de basisprincipes van het model;
- Lakehal (1999): beschrijving van het aangepaste model (zie tevens bijlage 8 van dit rapport).

### 3.3 Modelling van de slibbezinking en slibindikking

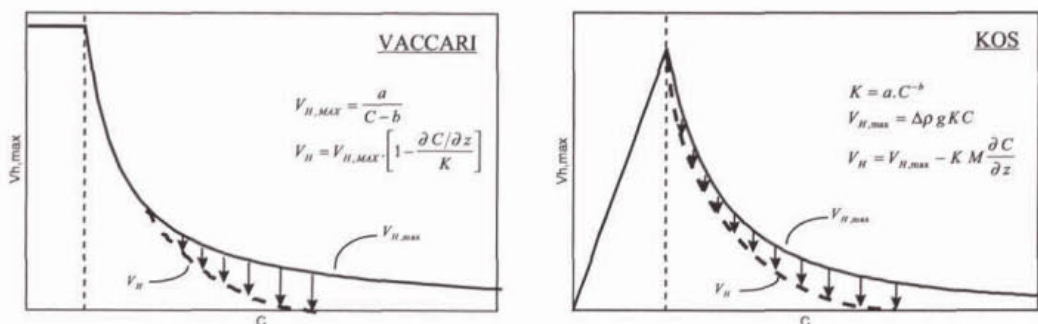
De bezinking van actiefslib in een nabezinktank wordt gedomineerd door gehinderde bezinking. Ongehinderde bezinking speelt alleen een rol in de helderwaterzone waar de slibhoeveelheden laag zijn. Het modelleren van de flocculatie heeft alleen invloed op de concentratie zwevend stof in het effluent. De bulk van de verwijdering wordt bepaald door de bezinkeigenschappen van het overige actiefslib, waarbij ook slecht bezinkbare deeltjes worden verwijderd door het optreden van gehinderde bezinking.

Uit de literatuur blijkt dat de gehinderde bezinksnelheden van actiefslib afhankelijk zijn van zowel de lokale concentratie als van de beginconcentratie. In de indikzone neemt de slibconcentratie toe en gelijktijdig de "bezinksnelheid" af. Als criterium voor het onderscheiden van de zone met gehinderde bezinking en de indikzone kan gebruik worden gemaakt van een kritische concentratie, slibvolume(fractie) of het optreden van een concentratiegradiënt. Er zijn verschillende bezinkings- / indikkingsmodellen in de literatuur beschreven. De belangrijkste zijn in deze paragraaf beschreven. In afbeelding 7 zijn deze modellen schematisch weergegeven.

slib "bezink" modellen :  $v = f(c)$



slib "indikking" modellen :  $v = f(c, dc/dz)$



Afbeelding 7 Schematische weergave van de slibindikkingsmodellen; bezinksnelheid versus slibgehalte

In afbeelding 7 is het concentratie-afhankelijke verloop van de bezinksnelheid weergegeven. Voor de eenvoud wordt ook in de slibindikkingsfase de term bezinksnelheid gehanteerd.

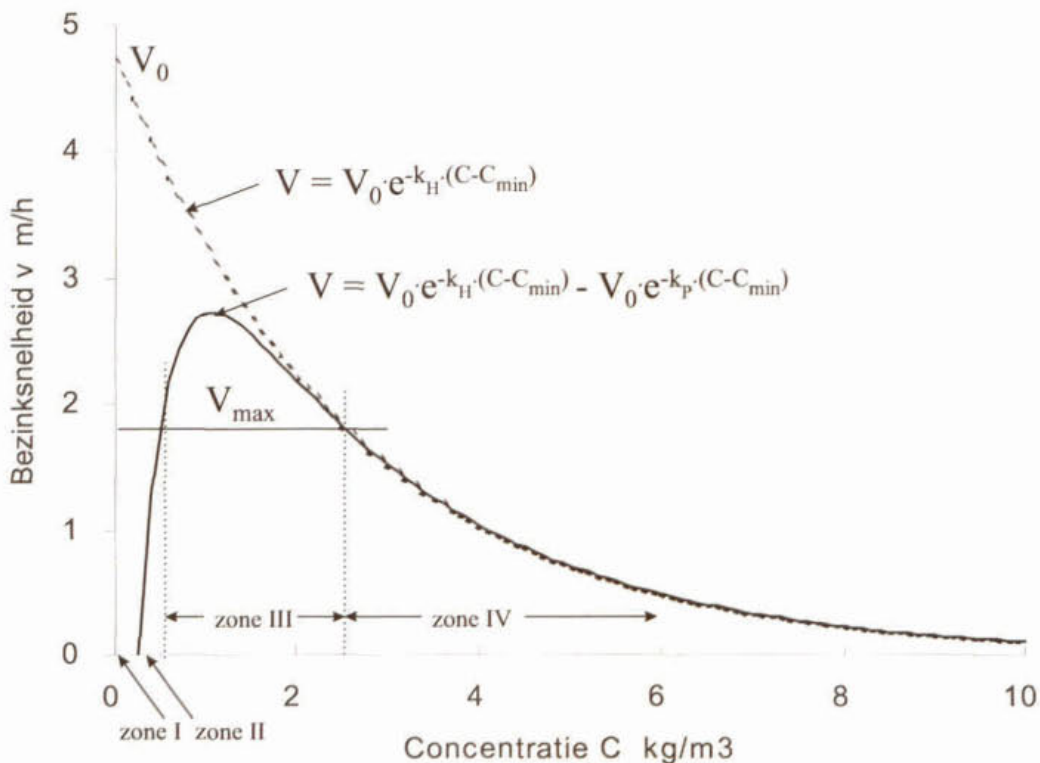
De modellen zijn over het algemeen van toepassing boven een bepaalde minimum of kritische slibconcentratie. Bij lage concentraties worden te hoge bezinksnelheden berekend welke niet realistisch zijn. Voor de lage slibgehaltenes is daarom voor elk model een pragmatische functie weergegeven welke aansluit op de modelfunctie.

#### Takács model

De flocculente gehinderde bezinksnelheden worden gemeten als functie van de actiefslibconcentratie (Vesilind 1968, 1990; Takács et al. 1991; Dahl et al. 1991, 1994). Het model van Takács is een eenvoudig bezinkmodel waarbij de gehinderde en ongehinderde bezinksnelheden voor slib worden weergegeven met behulp van één dubbelexponentiële functie.

Het model van Takács is schematisch weergegeven in afbeelding 8. Er worden vier concentratiezones onderscheiden:

- I. beneden een minimaal slibgehalte  $C_{min}$ , bezinkt het slib niet;
- II. de bezinksnelheid bij lage concentraties neemt evenredig toe met het slibgehalte;
- III. de overgangszone waar de bezinksnelheid een maximum ( $V_{max}$ ) bereikt;
- IV. gehinderde bezinking.



Afbeelding 8 Bezinksnelheid als functie van de slibconcentratie volgens het model van Takács *et al.* (1991)

Een voordeel van het Takács-model is dat met één functie ook de afname van de bezinksnelheid bij lage concentraties voor niet gehinderde bezinking eenvoudig kan worden gemodelleerd. Indikking is eveneens een functie van de slibconcentratie en wordt in rekening gebracht door de massaflux te beperken tot die van het onderliggende laagje.

De parameters van het Takács-model dienen voor elk (type) actiefslib opnieuw bepaald te worden; kenmerkende waarden zijn weergegeven in tabel 2.

**Tabel 2 Kenmerkende parameters voor het bezinkmodel van Takács (1991)**

$V_0$ [m/s]	$k_H$ [m <sup>3</sup> /kg]	$k_P$ [m <sup>3</sup> /kg]	$C_{min}$ [kg/m <sup>3</sup> ]	$V_{max}$ [m/s]
0,008	0,4	5,0	0,010	0,004

De auteurs claimen een goede overeenkomst met de metingen van Plantz voor een model met 10 laagjes. Echter, de goede overeenkomst is enigszins toevallig, zowel Watts e.a. (1996a/b) als Jeppson (1996) laten zien dat de overeenkomst slechter wordt c.q. verdwijnt bij een toenemend aantal laagjes en dus afhankelijk is van de mate van discretisatie.

#### *Hyperbool model*

En alternatief voor het exponentiële model van Vesilind en Takács is het zogenaamde hyperbool model. Hierbij wordt de relatie tussen bezinksnelheid en slibconcentratie beschreven volgens een hyperbole functie.

Uit de beschouwing van de resultaten van de slibbezinkexperimenten (paragraaf 4.3) is gebleken dat deze vergelijking de beste beschrijving van de batch-bezinkcurve geeft.

#### *Kos model*

Het Kos-model (Kos 1977; Hultman en Hultgren 1980) is gebaseerd op een 1-dimensionale benadering voor waterstroming door een samendrukbaar medium.

Dit model wordt beschouwd als het meest geavanceerde model maar heeft twee nadelen:

- om de parameters te bepalen dienen zeer kleine drukverschillen te worden gemeten aan continu-proeven in een evenwichtssituatie;
- er treden numerieke problemen op bij het modelleren van de grenslaag van de slibdeken.

#### *Vaccari model*

Het Vaccari-model (Vaccari e.a. 1989) heeft een verloop voor de maximum bezinksnelheid dat sterk lijkt op het hyperbool model. Het model is afgeleid voor experimenten met sliboverstort waarbij de (hoogte van de) slibspiegel niet hoefde te worden gemodelleerd.

Belangrijke verschillen met het hyperbool model zijn:

- de maximale flux ten gevolge van bezinking bij hoge concentraties wordt constant;
- het effect van slibindikking is mede afhankelijk van de lokale concentratiegradiënt ten opzichte van de maximale concentratiegradiënt  $K_{MAX}$ .

De bezinksnelheid in de indikkingszone neemt af van de maximale gehinderde bezinksnelheid tot nul, afhankelijk van de optredende concentratiegradiënt. De bezinksnelheid is gelijk aan  $V_{H,max}$  als de concentratiegradiënt nul is. De bezinksnelheid is nul als de concentratiegradiënt maximaal ( $K_{max}$ ) is.

Dit model is een vereenvoudiging van het Kos model omdat alleen de slibconcentratie  $C$  en de concentratiegradiënt  $dC/dz$  een rol spelen. Het model kan mogelijk ook gekalibreerd worden op basis van gehinderde bezinkproeven.





## 4 ONDERZOEK NAAR DE ACTIEFSLIB-EIGENSCHAPPEN

### 4.1 Inleiding

De voor het nabezinkproces relevante slibeigenschappen zijn bepaald door:

1. metingen aan de gehinderde en ongehinderde bezinkeigenschappen van vier karakteristieke actiefslibben;
2. meting aan de slibindikking en gehinderde bezinking op twee rwzi's.

De opzet en resultaten van de metingen zijn beschreven in paragraaf 4.2 t/m 4.5. Op de rwzi Utrecht zijn enkele praktijkexperimenten uitgevoerd waarbij waarnemingen aan de slibruiming zijn uitgevoerd (paragraaf 4.6) en een evenwichtssituatie is onderzocht (paragraaf 4.7).

Op basis van de resultaten konden kenmerkende parametersets voor de beschrijving van de actiefslibbezinkeigenschappen worden verkregen en kon de beste modelbeschrijving voor de slibbezinking en slibindikking worden geselecteerd.

### 4.2 Onderzoekslotatie en opstelling

De gehinderde en ongehinderde bezinkexperimenten zijn uitgevoerd in de zomer van 1996 op de rwzi's Woudenberg, Nieuwegein, Bennekom en Nijkerk. De rwzi's zijn geselecteerd op slibvolume-index; zowel wat betreft de stabiliteit van de DSVI als de range van de verschillende DSVI's. De slibvolume-index van het slib van de rwzi's varieerde van zeer laag (50 ml/g) tot hoog (185 ml/g).

De slibindikkingsexperimenten zijn uitgevoerd in de zomer en herfst van 1997 op de rwzi's Woudenberg en Nieuwveer. De rwzi Woudenberg is geselecteerd omdat daar in 1996 de bezinkeigenschappen van het actiefslib al uitgebreid waren onderzocht. De rwzi Nieuwveer is geselecteerd omdat deze rwzi in die tijd regelmatig problemen met slibuitspoeling had bij slibvolumebelastingen die volgens de STORA-ontwerprichtlijnen toelaatbaar zijn. De belangrijkste proces- en slibgegevens van deze rwzi's ten tijde van het onderzoek zijn weergegeven in bijlage 3.

De bezinkexperimenten zijn uitgevoerd in een 2,5 meter hoge perspex kolom met een diameter van 38,4 cm (zie bijlage 4). De opstelling was voorzien van een slibtoevoerpomp en een effluenttoevoerpomp. Met een roerder (en de slibpomp) werd de kolom inhoud gehomogeniseerd. Via 22 aftapkraantjes verdeeld over de gehele hoogte kon de kolom worden bemonsterd.

Ten behoeve van de slibindikkingsexperimenten is de kolom uitgevoerd met een slibtoevoerleiding, een retourslibpomp, een effluentoverstortgoot en een slibruimer.

### 4.3 Gehinderde bezinking

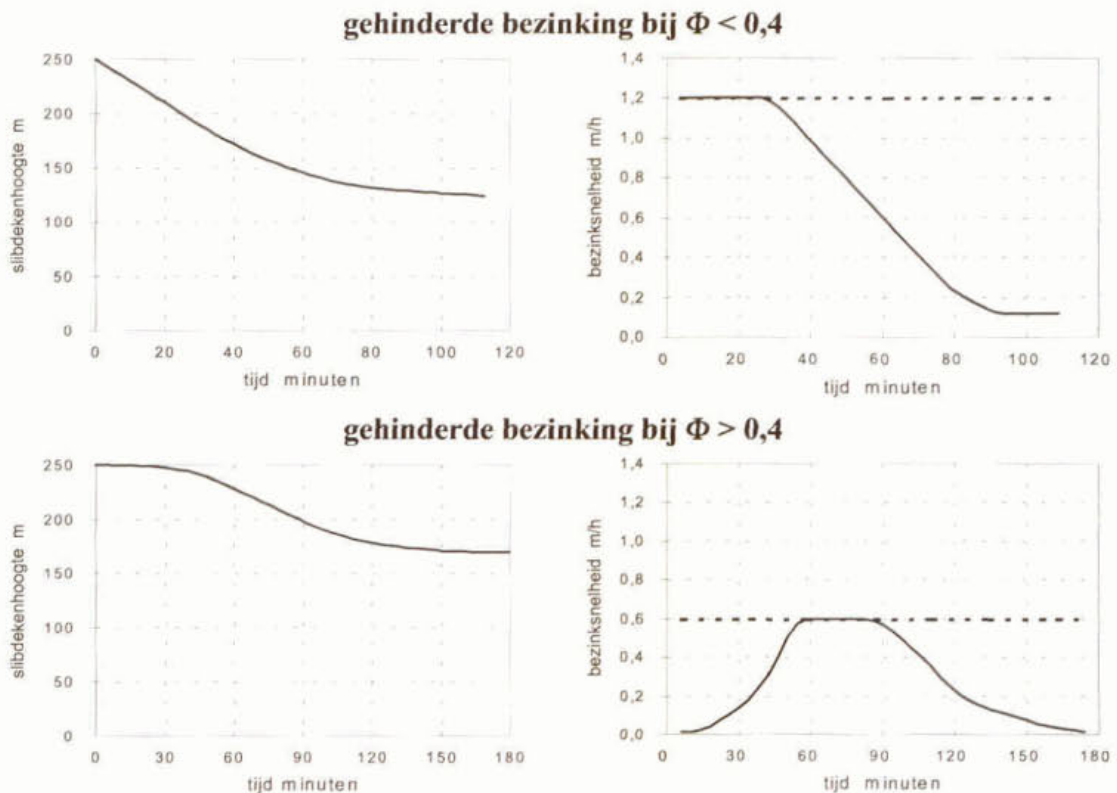
Met behulp van de gehinderde-bezinkingsexperimenten werd gezocht naar een relatie tussen eenvoudig te meten slibparameters (slibgehalte, slibvolume-index) en de maximale slibbezinksnelheid.

### Beschrijving

De gehinderde bezinksnelheid is gedefinieerd als de maximale snelheid waarmee de slibspiegel daalt. Tijdens de gehinderde-bezinkingsexperimenten is daarom de daling van de slibspiegel in de tijd gevolgd. Op basis van deze meting kan de bezinksnelheid in de tijd worden berekend.

De snelheid waarmee de slibspiegel daalt, en de wijze waarop, is afhankelijk van de concentratie en de SVI van het slib (zie afbeelding 9):

- bij een lage slibvolumefractie ( $\Phi < 0,4$ ) bezinkt het in eerste instantie enige tijd met een maximale snelheid ( $V_{\max}$ ) waarna de bezinksnelheid geleidelijk afneemt als de bezinking overgaat in indikking;
- bij hoge slibvolumefracties ( $\Phi > 0,4$ ) is de initiële bezinksnelheid ( $V_{\text{ini}}$ ) laag, na verloop van tijd neemt deze toe tot de maximale waarde.



**Afbeelding 9** Meting van de gehinderde bezinksnelheid

Het fenomeen van een lagere initiële bezinksnelheid bij batchbezinkproeven met een hogere slibvolumefractie is eerder waargenomen en beschreven door Vesilind en Jones (1990). Zij spreken van een inductieperiode. Zij nemen aan dat ten gevolge van het relatief grote volume dat het slib in het water inneemt, het water niet uit de slibdeken weg kan. In de initiële bezinkfase rangschikt het slib in de slibdeken zich zodanig dat kanaaltjes worden gevormd. Pas als deze kanaaltjes zich over de gehele hoogte van de slibdeken hebben gevormd, zal het slib met de maximale snelheid bezinken.

### Meetprogramma

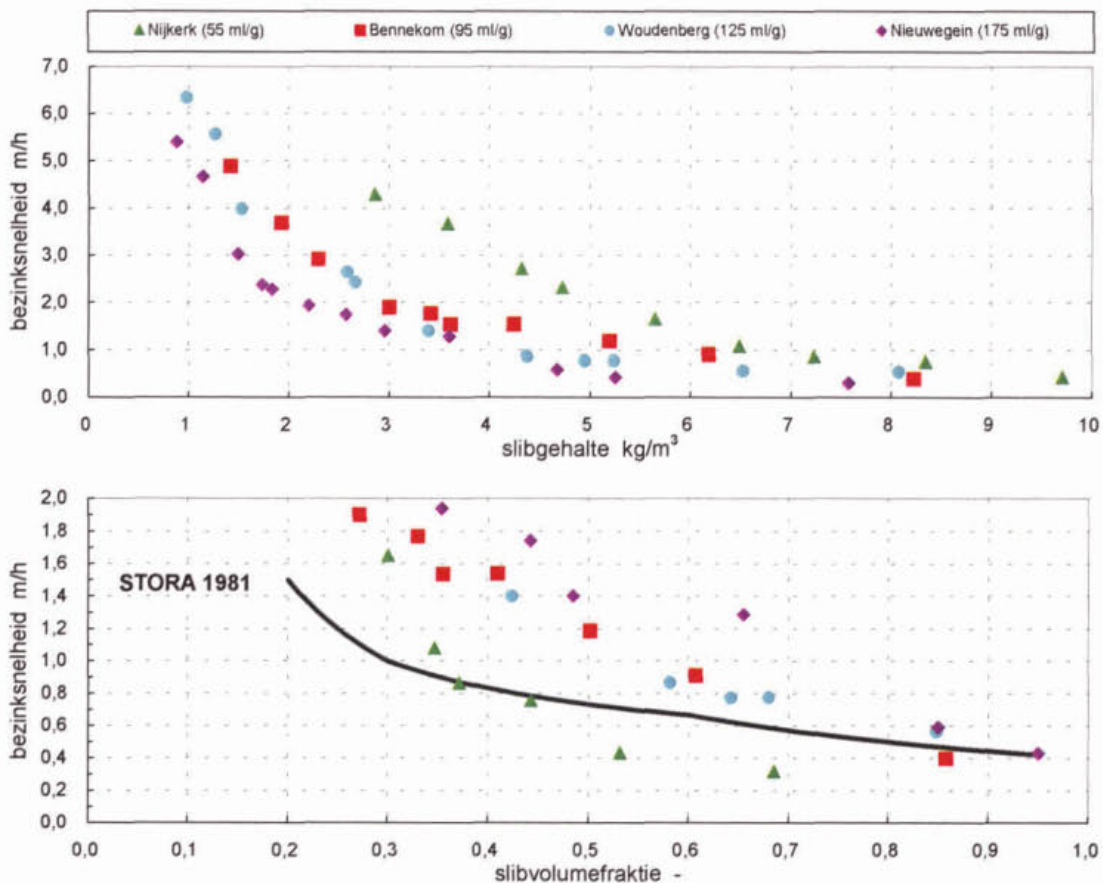
Op de vier locaties zijn gehinderde-bezinkingsexperimenten uitgevoerd bij verschillende slibconcentraties (of slibvolumefracties). De laagste slibconcentratie is afhankelijk van de slibvolume-index van het betreffende slib en komt overeen met een slibvolumefractie van circa 0,15. De bovengrens komt overeen met 2 tot 3 maal het slibgehalte in de aëratietank, of 1 tot 1,5 maal het retourslibgehalte.

Bij experimenten met slibconcentraties lager dan de concentratie in de aëratietank is het slib verdund met effluent. Bij experimenten met slibconcentraties hoger dan de concentratie in de aëratietank is het slib voorbezonden in de kolom, waarna het supernatant is vervangen door aëratietankslib en is de kolominhoud gehomogeniseerd.

Tijdens een gehinderde-bezinkingsproef is het niveau van de slibspiegel in de tijd gemeten. Aan het begin van het experiment en na 1 en 2 uur bezinken zijn op verschillende niveaus drogestofmonsters genomen. De gehinderde-bezinkingsexperimenten zijn uitgevoerd bij een vulhoogte van 1,5 en 2,5 meter. Op de rwzi Woudenberg zijn voor beide hoogten ongeveer evenveel experimenten uitgevoerd. Hieruit bleek dat de kolomhoogte geen invloed heeft op de maximale gehinderde bezinkingsnelheid. Er is daarom voor gekozen om op de overige rwzi's de aandacht met name op experimenten bij 2,5 meter te richten, en slechts ter controle enkele experimenten bij 1,5 meter uit te voeren.

### Resultaten

Uit de bezinkcurves van de verschillende experimenten zijn de maximale bezinkingsnelheden berekend. De resultaten hiervan zijn voor de vier rwzi's tegen de initiële slibconcentratie (afbeelding 10, boven) en de slibvolumefractie (afbeelding 10, onder) uitgezet. In de laatste grafiek is tevens de curve uit de STORA-ontwerprichtlijn weergegeven.



Afbeelding 10 De maximale bezinkingsnelheid in relatie tot het slibgehalte en de slibvolumefractie

### Beschouwing van de resultaten

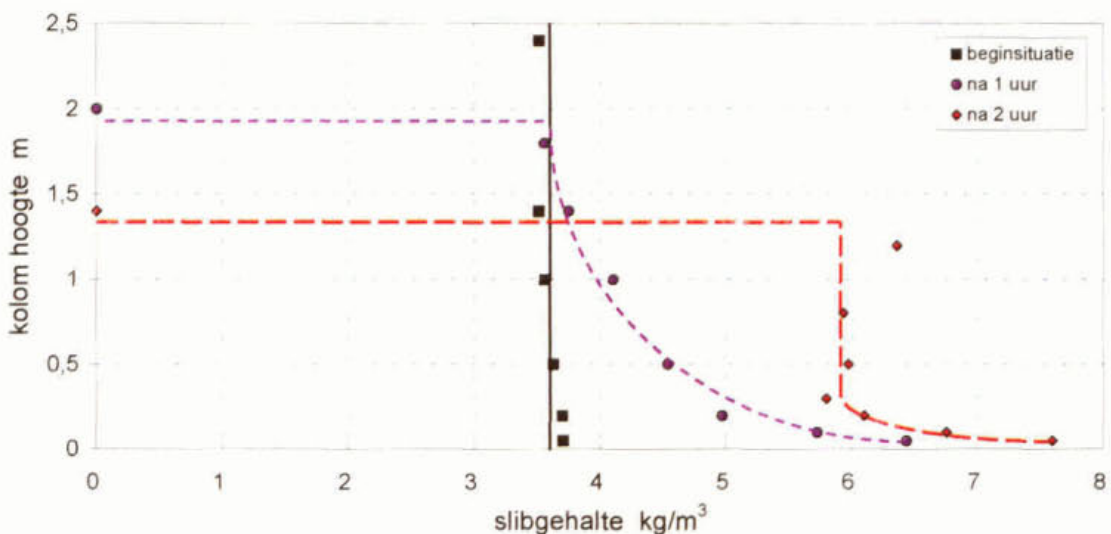
Uit de bovenste grafiek valt op te maken dat de bezinksnelheid sterk afhankelijk is van de slibvolume-index. Uitgaande van de slibvolumefractie is de overeenkomst tussen de verschillende slibben aanmerkelijk groter.

De gemeten bezinksnelheden zijn over het algemeen aanzienlijk hoger dan de toelaatbare oppervlaktebelasting volgens de STORA-ontwerprichtlijn. Dit geldt met name voor situaties bij  $\Phi < 0,4-0,5$  (slibvolume van 400-500 ml/l). Bij hogere slibvolumefracties is het verschil over het algemeen gering. Voor het Nijkerk slib, met een heel lage SVI, is de bezinksnelheid bij hogere slibvolumefracties lager dan de STORA-ontwerprichtlijn. Merk op dat bij benadering de gemeten gehinderde bezinksnelheden liggen boven de lijn voor een slibvolumebelasting van 500 l/m<sup>2</sup>h.

De resultaten suggereren dat bij lage slibvolumefracties de slibindikking een belangrijke rol speelt in het ontwerp van nabezinktanks, en dat bij hoge slibvolumefracties met name de bezinksnelheid de bepalende factor is.

Op basis van de verschillen tussen de meetresultaten en de ontwerprichtlijn kan worden geconcludeerd dat het niet mogelijk is de tijdens een batchproef gemeten gehinderde bezinksnelheid te vergelijken met de op praktijkmetingen gebaseerde STORA-ontwerprichtlijn. De gehinderde bezinksnelheid is weergegeven als functie van de initiële slibconcentratie. In de praktijk is echter sprake van een slibdeken met een drogestofprofiel. De bezinking nabij de slibspiegel wordt beïnvloed door de slibconcentratie in de onderliggende lagen en de mate van indikking in deze laag. In de praktijk speelt niet alleen de bezinksnelheid een rol, maar geldt tevens de invloed van de dynamica van het systeem: de hydraulische effecten en de slibruiming.

Ter illustratie is in afbeelding 11 een slibconcentratieprofiel getoond tijdens één van de batch-bezinkexperimenten. De initiële slibconcentratie is 3,6 kg/m<sup>3</sup>. De slibconcentratie in het bovenste deel van de slibdeken na 1 uur is gelijk aan de initiële slibconcentratie. In het bovenste deel van de slibdeken is dan nog sprake van gehinderde bezinking. De invloed van de indikkingszone is op dat punt nog niet merkbaar. Na 2 uur vindt indikking plaats in de gehele slibdeken. De slibconcentratie in de slibdeken neemt toe met de diepte, waarbij de toename het grootst is nabij de bodem van de kolom.



Afbeelding 11 Slibconcentratieprofiel (Nieuwegein, SVI = 182 ml/g,  $G_A = 3,6 \text{ kg/m}^3$ )

### Parameterset

Voor elke rwzi is een relatie tussen de gehinderde bezinksnelheid en de initiële slibconcentratie opgesteld. Er zijn hiertoe twee benaderingen toegepast: (1) het exponentiële model, (2) het hyperbolische model.

Het exponentiële model (Vesilind, 1968) is gelijk aan de beschrijving van zone IV van het Takács model zoals beschreven in paragraaf 3.3. De relatie tussen de bezinksnelheid en de slibconcentratie of de slibvolumefractie kan worden beschreven volgens een veel toegepaste exponentiële vergelijking:

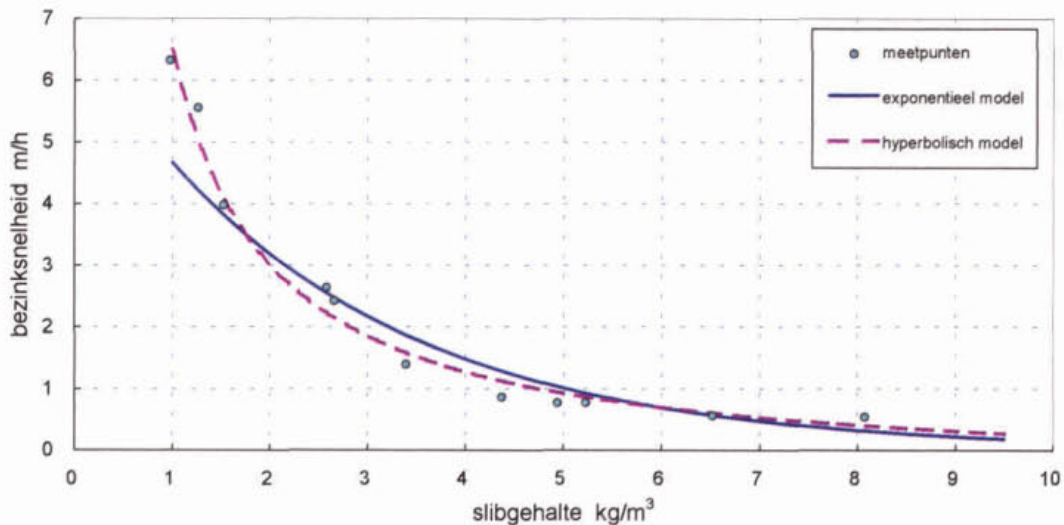
$$V = V_0 \cdot e^{-n \cdot G_A} \quad \text{of} \quad V = V_0 \cdot e^{-n' \cdot \phi}$$

Hoewel de exponentiële benadering van Vesilind de meest gebruikelijke is, kan ook voor een andere regressiemethode worden gekozen. De functie die bij de meetpunten statistisch de beste voorspelling geeft is een hyperbolische functie (zie paragraaf 3.3.):

$$V = a + \frac{b}{G_A} \quad \text{of} \quad V = a + \frac{b'}{\phi}$$

Het toepassingsgebied van de hyperbolische vergelijkingen is beperkt tot het bereik waarin de metingen hebben plaatsgevonden. Bij een slibgehalte van bijna nul nadert de bezinksnelheid oneindig, bij hogere slibconcentraties wordt de bezinksnelheid negatief.

Per rwzi zijn door middel van regressie de empirische constanten berekend. De resultaten van de regressies zijn weergegeven in bijlage 5. Ter illustratie zijn in onderstaande afbeelding de regressiecurves voor de rwzi Woudenberg weergegeven.



Afbeelding 12 De regressiecurves voor de rwzi Woudenberg

Met bovenstaande vergelijkingen kan het bezinkproces van de betreffende installaties worden beschreven. De afzonderlijke databases zouden kunnen worden gebruikt voor het modelleren van slibben met gelijkwaardige eigenschappen. Hiertoe kan echter ook gebruik worden gemaakt van een algemene vergelijking waarin de resultaten van alle vier rwzi's worden samengevoegd.

Op basis van de resultaten van de metingen op de vier rwzi's is de volgende algemene vergelijking (Ozinsky en Ekama, 1995) afgeleid:

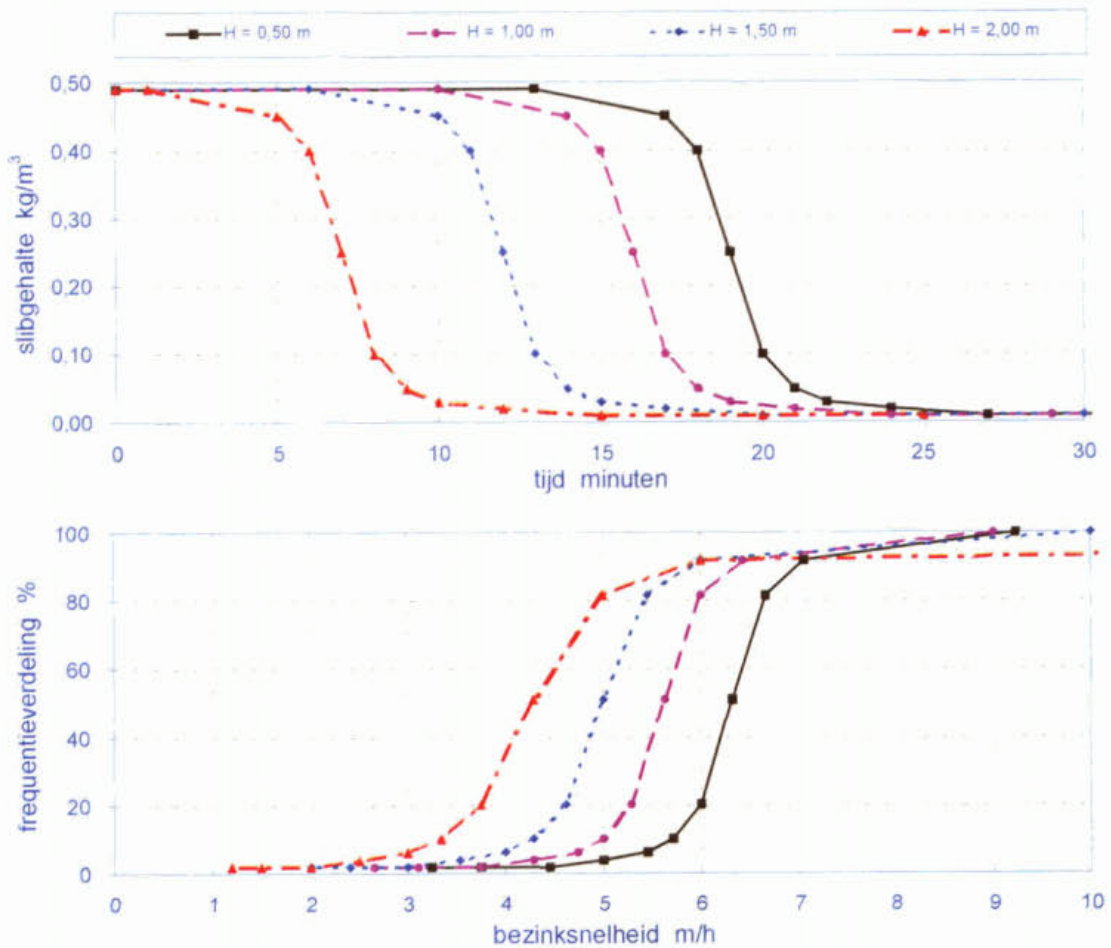
$$V_{\max} = 9,374 \cdot e^{(-0,00288 \cdot DSVT)} \cdot e^{(-0,215 - 0,00128 \cdot DSVT) \cdot G_A}$$

#### 4.4 Ongehinderde bezinking

Met de ongehinderde-bezinkingsproeven werd de snelheidsverdeling gemeten van de slibdeeltjes van verschillende slibsoorten en kon de fractie niet of slecht bezinkbare deeltjes (fines) van de verschillende slibsoorten worden gekwantificeerd.

Voor het meten van de ongehinderde bezinking is de bezinkkolom gevuld met het verdunde slib van de betreffende installatie. De initiële slibconcentratie is zodanig gekozen dat de slibvolume fractie veel kleiner is dan 0,15, zodat ongehinderde bezinking optreedt.

Tijdens de experimenten is het slibgehalte op vier verschillende hoogten in de tijd gevolgd (afbeelding 13, boven). Op basis van deze meting is de cumulatieve frequentieverdeling van de bezinksnelheid berekend (afbeelding 13, onder). De cumulatieve frequentieverdeling van de bezinksnelheid op een bepaalde diepte kan worden berekend uit het verloop van het drogestofgehalte in de tijd op de betreffende diepte (Huisman, 1996).



Afbeelding 13 Meting van de ongehinderde bezinksnelheid

De resultaten van de ongehinderde-bezinkingsexperimenten zijn samengevat weergegeven in bijlage 6. Het kwantificeren van de mate van afvangen van fines in de slibdeken en het voorspellen van het slibgehalte in het effluent is op basis van de resultaten van de experimenten niet mogelijk. Het blijkt ingewikkelde processen te zijn, die niet eenvoudig zijn te meten. Vooral nog zal er bij de modelberekeningen dienen te worden uitgegaan van een niet-bezinkbare fractie, die varieert van 5 tot 20 mg DS/l.

## 4.5 Slibindikking

Het doel van de slibindikkingsproeven was de slibindikking te bestuderen en een slibindikkingsmodel te kiezen waarmee in het 2-dimensionale nabezinktankmodel de opbouw van de slibdeken (drogestofprofiel en slibspiegelhoogte) voldoende nauwkeurig kon worden voorspeld. Het Takács model, dat in het FAST-2D programma is ingebouwd, lijkt niet te voldoen. Op basis van de resultaten van de 1-dimensionale indikkingsproeven kunnen de alternatieve modellen, te weten het 'hyperbolische' model, het Vaccari model en het Kos model, worden geëvalueerd. De opbouw van de slibdeken is gemeten door zogenaamde continu-experimenten uit te voeren. Dergelijke kolomproeven zijn een zoveel mogelijk 1-dimensionale benadering van een nabezinktank. Ten behoeve van de slibindikkingsexperimenten is gebruik gemaakt van de kolom die is beschreven in paragraaf 4.2. De meetopstelling is een pilotopstelling van een actiefslibstelsel:

- een buffertank gevuld met slib van een vooraf ingestelde concentratie;
- de kolomopstelling als een min of meer 1-dimensionale uitvoering van een nabezinktank, voorzien van een slibtoevoer, slibruimer, slibretourpomp en overstortgoot.

In de slibindikkingsproeven werden de opbouw en de hoogte van de slibdeken in diverse evenwichtssituaties bepaald. De buffertank werd gevuld met actiefslib uit de aëratietank. De gewenste slibconcentratie is verkregen door het slib te mengen met effluent (lagere concentratie) of door het slib te laten bezinken in de buffertank, het bovenstaande water af te laten en aan te vullen met slib uit de aëratietank. De kolom werd gevuld vanuit de buffertank waarna de aanvoerpomp en retourslibpomp op de gewenste debieten werden ingesteld. De instellingen zijn gedurende een periode van 16-20 uur gehandhaafd waarbij zich een evenwichtssituatie instelde. De opbouw van de ontstane slibdeken werd tweemaal gemeten.

### *Meetprogramma*

Per rwzi zijn zeven continu-experimenten uitgevoerd. De instellingen waren zo gekozen dat de invloed van de slibvolumebelasting ( $VS_A$ ) en de retourslibverhouding op de opbouw van de slibdeken zoveel mogelijk zichtbaar was. De instellingen van de continue experimenten voor de rwzi's Woudenberg en Nieuwveer zijn weergegeven in bijlage 7. Per rwzi is tevens de gehinderde bezinksnelheid bij drie verschillende concentraties gemeten. De opzet van deze meting is reeds beschreven in paragraaf 4.3.

### *Resultaten*

De resultaten van de slibindikkingsexperimenten op de rwzi's Woudenberg en Nieuwveer zijn weergegeven in tabel 3 en 4. De totale massaflux is berekend als  $G_A \cdot q_A \cdot (1+R)$ , de balansfout als  $(G_{RS}/G_B - 1)$ . Opvallend is dat de balansfout in alle gevallen negatief is, wat kan duiden op een systematische fout in de metingen. De oorzaak van deze mogelijke systematische fout is echter niet achterhaald.

Bij vijf van de experimenten op de rwzi Woudenberg ontstond een evenwichtssituatie waarbij de balansfout 8% is of kleiner. Slechts drie van de experimenten op de rwzi Nieuwveer zijn geëindigd in een evenwichtssituatie met een bijna sluitende massabalans. Bij twee experimenten (NV02, NV04) ontstond ten gevolge van overbelasting een slibdeken die zo hoog was dat slibuitspoeling optrad.

De toegepaste slibvolumebelastingen zijn weergegeven in afbeelding 14 samen met de volgens de STORA-ontwerprichtlijn toelaatbare slibvolumebelasting ( $VS_A$ ).

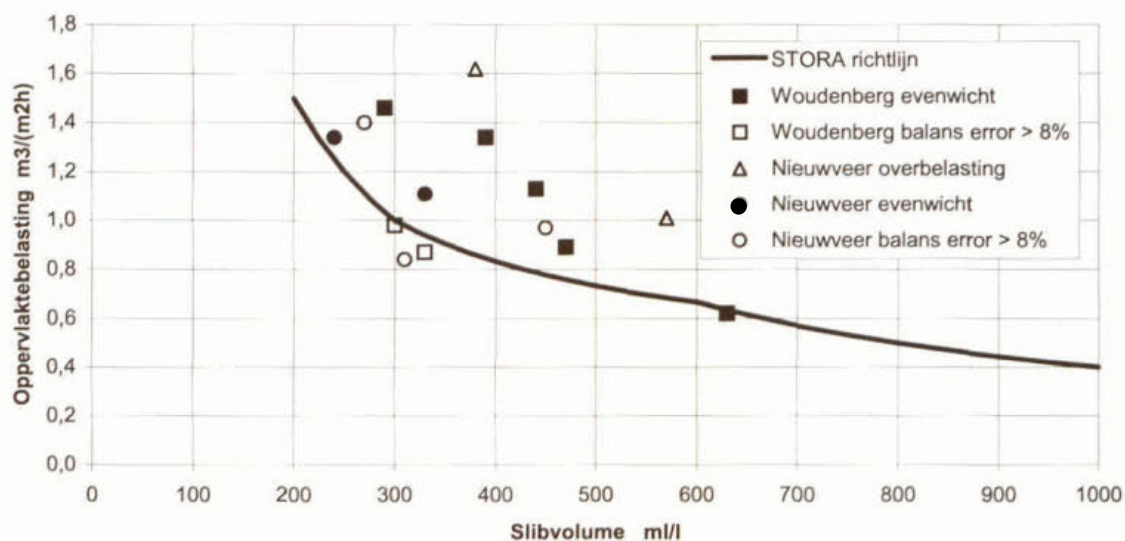
De resultaten van de aanvullende batch-experimenten voor de rwzi's Woudenberg en Nieuwveer zijn weergegeven in bijlage 7.

**Tabel 3 Resultaten van de indikkingsexperimenten op de rwzi Woudenberg (DSVI circa 90 ml/g)**  
**De gearceerde experimenten resulteerden in een evenwicht of slibuitspoeling**

Meting	$G_A$	$q_A$	R	massaflux	$H_S$	$G_{RS}$	$G_{EFF}$	$G_B$	Balansfout
-	kg/m <sup>3</sup>	m/h	-	kg/m <sup>2</sup> h	m	kg/m <sup>3</sup>	kg/m <sup>3</sup>	kg/m <sup>3</sup>	$G_{RS}/G_B-1$
WB01	4.4	1.13	0.90	9.5	1.27	8.6	0.016	9.3	-7
WB02	4.4	1.34	0.57	9.3	1.95	11.2	0.005	12.1	-8
WB03	5.2	0.89	0.73	8.0	1.21	11.5	0.013	12.3	-7
WB04	3.1	1.46	0.49	6.8	1.90	8.9	0.013	9.4	-6
WB05	6.4	0.62	1.10	8.3	2.05	11.2	0.041	12.2	-8
WB06	5.0	0.87	0.49	6.5	1.02	13.2	0.020	15.2	-13
WB07	3.8	0.98	0.31	4.9	1.20	12.9	0.028	16.0	-20

**Tabel 4 Resultaten van de indikkingsexperimenten op de rwzi Nieuwveer (DSVI circa 120 ml/g)**

Meting	$G_A$	$q_A$	R	massaflux	$H_S$	$G_{RS}$	$G_{EFF}$	$G_B$	Balansfout
-	kg/m <sup>3</sup>	m/h	-	kg/m <sup>2</sup> h	m	kg/m <sup>3</sup>	kg/m <sup>3</sup>	kg/m <sup>3</sup>	$G_{RS}/G_B-1$
NV01	2.0	1.34	0.31	3.5	1.00	8.0	0.021	8.5	-5
NV02	3.2	1.62	0.28	6.7	≥ 2.41	10.0	1.055	10.7	-7
NV03	2.7	1.11	0.29	3.9	1.40	11.5	0.020	12.0	-4
NV04	4.4	1.01	0.49	6.7	≥ 2.41	9.5	0.530	12.4	-23
NV05	2.4	1.40	0.18	4.0	1.75	12.4	0.011	15.7	-21
NV06	3.4	0.97	0.51	5.0	2.21	8.8	0.017	10.7	-13
NV07	3.0	0.84	0.76	4.5	1.00	6.0	0.018	6.9	-14



**Afbeelding 14 Instellingen van de slibindikkingsexperimenten**



## 4.6 Slibruiming

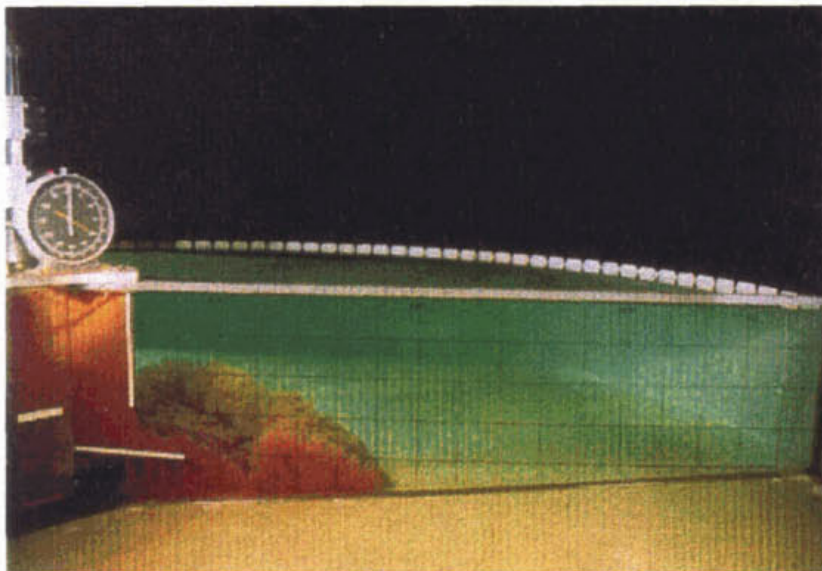
In de literatuur zijn enkele onderzoeken gepubliceerd over slibruiming. De bevindingen van Günthart (1984) en Billmeijer (1988) liggen ten grondslag aan de ATV-richtlijnen voor de invloed van de ruimerbladhoogte en (rotatie)snelheid. Zij geven ook richtlijnen voor de uitvoering van de ruimerbrug (half, doorgestoken of geheel). Baumer (1996) heeft onderzoek gedaan aan de slibruiming in rechthoekige nabezinktanks. Hij geeft een relatie voor het effect van de snelheid en hoogte van de ruimerbalken op de slibspiegelhoogte en fluctuaties in retourslibconcentraties. In dit project zijn diverse waarnemingen gedaan aan de slibruiming in ronde nabezinktanks, die in de onderstaande paragrafen worden beschreven.

### *Waarnemingen rwzi Utrecht*

Er is een poging gedaan de slibruiming (onder water) te filmen onder praktijkomstandigheden. In nabezinktank 1 op de rwzi Utrecht zijn opnamen gemaakt van de instroming in de tank en van de slibspiegel nabij de ruimerbladen, die bij jalousie-ruimersysteem goed bereikbaar zijn vanaf de ruimerbrug. De beeldkwaliteit is matig en de zichtdiepte is beperkt tot circa 1 m; daarom worden de waarnemingen beschreven en schematisch weergegeven.

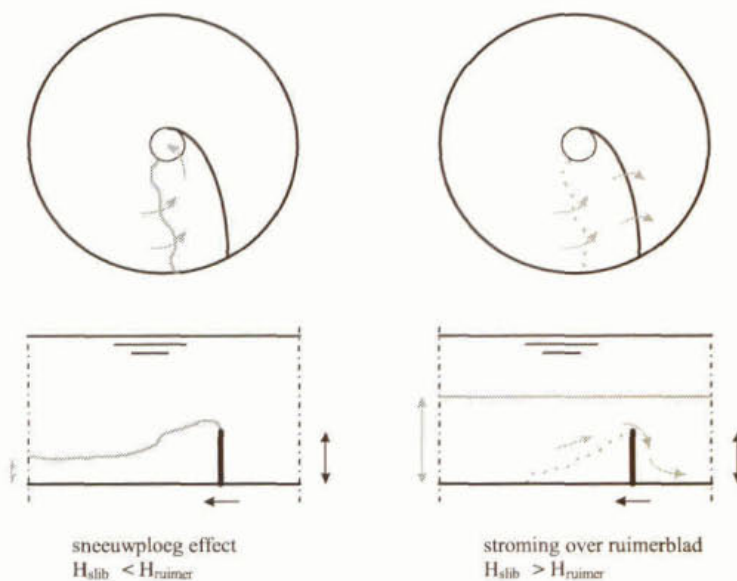
Bij de instroming ziet de slibspiegel er uit als een golvende slibwolk, vergelijkbaar met de instroming in het schaalmodel te Karlsruhe (zie afbeelding 15).

Het bovenstaande water ziet er niet troebeler uit dan elders in de tank. Op enige afstand van de inlooptrommel ontstaat al de kenmerkende vlakke slibspiegel van de slibdeken in een nabezinktank.



**Afbeelding 15** Slibinstroming in nabezinktank (schaalmodel)

De passage van de ruimerbladen is niet waarneembaar aan de slibspiegel. Er treedt zelfs nauwelijks opstuwung op rondom de locatie waar een (deel van het) ruimerblad boven de slibdeken uitkomt.



**Afbeelding 16** Schematische weergave van de slibruiming: (links) sneeuwplooegeffect met ruiming naar het centrum en (rechts) stroming over ruimerblad zonder ruimende werking bij hoge slibspegel

#### *Waarnemingen in de proefopstelling*

Er zijn oriënterende proeven uitgevoerd om een indruk te krijgen van de slibruiming. In een ronde tank (diameter 4 meter) met een transparante wand zijn enkele batch-achtige experimenten uitgevoerd. De uitgevoerde experimenten bestonden uit drie fasen: (1) het vullen van de tank met actiefslib, (2) het ontstaan van een slibdeken door bezinking en (3) het legen van de tank in combinatie met slibruiming. De slibruiming vond plaats met een spiraalvormig ruimerblad dat handmatig werd voortbewogen. Het slib/water-mengsel werd in het centrum aan de bodemzijde van de tank onttrokken.

- Bij een hoge slibspegel stroomt slib over het ruimerblad heen en is er voor het ruimerblad een vaste meebewegende stuwingszone zichtbaar. Het overige slib lijkt alleen lokaal over het ruimerblad heen te stromen; na de passage van de slibuimer is geen stroming meer zichtbaar.
- Bij een lage slibspegel wordt het slib geruimd naar het onttrekkingspunt.
- Indien de ruimer stil staat wordt vrijwel direct geen slib meer onttrokken. Ter plaatse van de afvoer ontstaat een trechtervormig gat waardoor het bovenstaande water wordt onttrokken. Pas als de waterspiegel vrijwel gelijk is aan de slibspegel wordt er slib onttrokken.

#### *Waarnemingen in de kolomproeven*

Bij de uitvoering van de continue kolomproeven ten behoeve van de slibindikkings-experimenten was duidelijk te zien dat bij een hoge slibspegel het slib heel gelijkmatig over het ruimerblad stroomde (laminare stroming, geen turbulente wervels zichtbaar). Er is alleen een lokaal effect door de passage van het ruimerblad met mogelijk het verbreken van de samenhang tussen de indikkende slibvlokken.

#### *Conclusies*

Actieve slibruiming naar het centrum van de tank treedt alleen op als de slibspegel lager is dan de hoogte van het ruimerblad. Bij een hogere slibspegel beweegt de bladruimer zonder ruimende werking en treedt er alleen een lokaal effect op waarbij de samenhang tussen de indikkende slibvlokken (deels) wordt verbroken.

Dit betekent dat tijdens perioden met een hoge slibdeken (rwa) het actiefslib 'spontaan' naar het centrum van de tank moet stromen door de optredende stromingspatronen. Er ontstaat een circulatiestroming met een ruimende werking door de combinatie van aanvoer en retourslib-onttrekking in het centrum van de tank, het optreden van dichtheidsstromen en de relatief lang gerekte vorm met een groot oppervlak en een geringe diepte.

#### **4.7 Evenwichtssituatie rwzi Utrecht**

Op de rwzi Utrecht zijn praktijkproeven uitgevoerd aan een evenwichtssituatie. Deze metingen zijn gebruikt om tijdens de ontwikkeling van het model (nog voor de keuze van het slibindikingsmodel) de modelsimulaties te kunnen beoordelen door deze te vergelijken met metingen.

In deze rapportage worden in hoofdstuk 7 de praktijkproeven op de rwzi Nieuwveer uitvoerig beschreven. Ook hierbij wordt een evenwichtssituatie geanalyseerd. Daarom wordt voor de beschrijving van de evenwichtssituatie op rwzi Utrecht en de analyse hiervan verwezen naar bijlage 13.



## 5 ONDERZOEK AAN DE HYDRAULISCHE ASPECTEN

### 5.1 Inleiding

Het onderzoek naar de hydraulische aspecten is uitgevoerd door de Universiteit van Karlsruhe. De schaalmodelproeven zijn opgezet om het nabezinktankmodel te verifiëren aan de hand van metingen onder goed gedefinieerde condities en omstandigheden. Er is een 1:10 schaalmodel van een 40 m diameter nabezinktank gebouwd met een instelbare kantdiepte en de mogelijkheid om een deflectieschot toe te passen.

De bedoeling van de experimenten met het schaalmodel was om onder steady state omstandigheden een nabezinktank te bedienen en dan stroomsnelheden en concentratieprofielen te meten. Onderzoeksaspecten waren de veranderingen in belasting, de geometrie van het instroomgedeelte, de geometrie van het slibruimingssysteem en de kantdiepte van de tank. Later is de doelstelling bijgesteld tot het onderzoeken van de initieel optredende dichtheidsstroming.

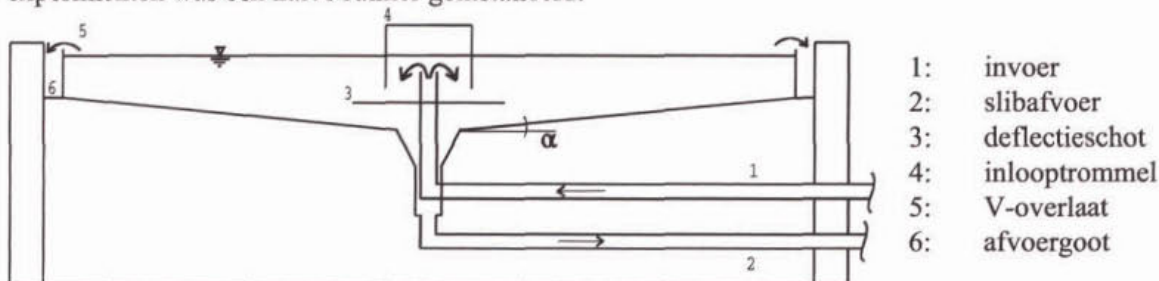
### 5.2 Modelopstelling

Het schaalmodel was een 1:10 model van een ronde nabezinktank. De belangrijkste dimensies zijn weergegeven in tabel 5. Deze zijn representatief voor de Nederlandse situatie.

Tabel 5 Dimensies van het schaalmodel

Dimensie	Prototype	Schaalmodel
diameter (m)	40	4
kantdiepte (m)	2	0,15 – 0,25
bodemhelling (-)	1:12 (4,8 °)	1:12 (4,8 °)
ruimerhoogte (cm)		1 – 8
deflectieschot		optioneel
afstand tussen inlooptrommel en deflectieschot		verstelbaar

De geometrie van het schaalmodel is weergegeven in afbeelding 17. Bij aanvang van de experimenten was een halve ruimer geïnstalleerd.

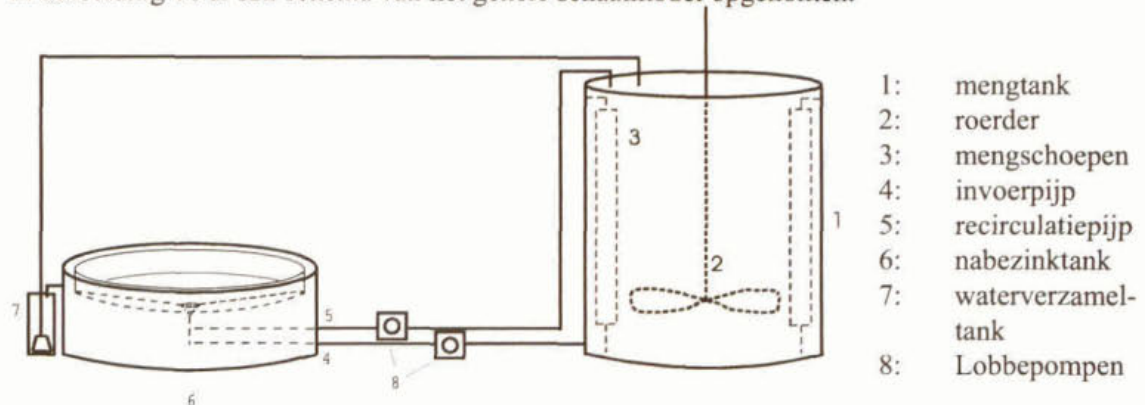


Afbeelding 17 Geometrie van het schaalmodel

Het was de bedoeling het model te bedienen met verschillende geometrische kenmerken:

- met en zonder horizontaal deflectieschot (3);
- verschillende groottes van de opening tussen de inlooptrommel en het deflectieschot;
- verschillende kantdieptes, variërend tussen 0,15 en 0,25 m;
- verschillende belastingsituaties zoals droogweeraanvoer, regenweeraanvoer en wisselende omstandigheden.

In afbeelding 18 is een schema van het gehele schaalmodel opgenomen.



Afbeelding 18 Schema van het schaalmodel

Het stromingsgedrag in een bezinktank stelt hoge kwaliteitseisen aan meetapparatuur, omdat er lage snelheden voorkomen en hoge concentraties en troebelheden. De gebruikelijke meetapparaten voldoen niet. Er is veel aandacht besteed aan het vinden en testen van geschikte apparatuur.

Voor het meten van de stroomsnelheden is gekozen voor de zogenaamde "Sontek Acoustic Doppler Velocimetry", een ultrasonische meettechniek.

Voor de concentratiemetingen zijn vanwege de hoge onderzochte concentraties (en troebelheid) de gangbare principes zoals ultrasonische metingen of optische methoden niet geschikt. De enige bruikbare methode is de in-huis ontwikkelde "Electro Resistance Type Sediment Concentration Meter", een meettechniek gebaseerd op weerstandsverschillen door dichtheidsveranderingen bij toenemende concentratie.

### 5.3 Schaling en gebruik van kunstmatig slib

In het onderzoek werd gebruik gemaakt van een schaalmodel van de nabezinktank. Een actief-slibinstallatie met echt actiefslib was niet aanwezig omdat dat stuit op schalingsproblemen (benodigde verblijftijd te lang; hoogte compressiezone te groot; wens om slibindikking separaat te onderzoeken). Om die redenen is gezocht naar een kunstmatig slib(ervanger) om te dienen als suspensie met liefst constante en goed gedefinieerde eigenschappen. Deze suspensie moet min of meer dezelfde eigenschappen hebben als actiefslib. Verder is het van belang dat er gehinderde bezinking optreedt en zich een slibdeken opbouwt die de stromings- en dichtheidspatronen beïnvloedt, vergelijkbaar met actiefslib in een nabezinktank.

Bij de schaafeffecten moet rekening worden gehouden met turbulente stroming (uitgedrukt in het Reynolds getal), de dichtheidsverschillen door het slib (uitgedrukt in het interne Froude getal) en de gehinderde bezinksnelheden in relatie tot de oppervlaktebelasting (uitgedrukt in het Hazen getal). Verschillende mogelijkheden zijn weergegeven in tabel 6.

Tabel 6 Mogelijke vervangers voor actiefslib

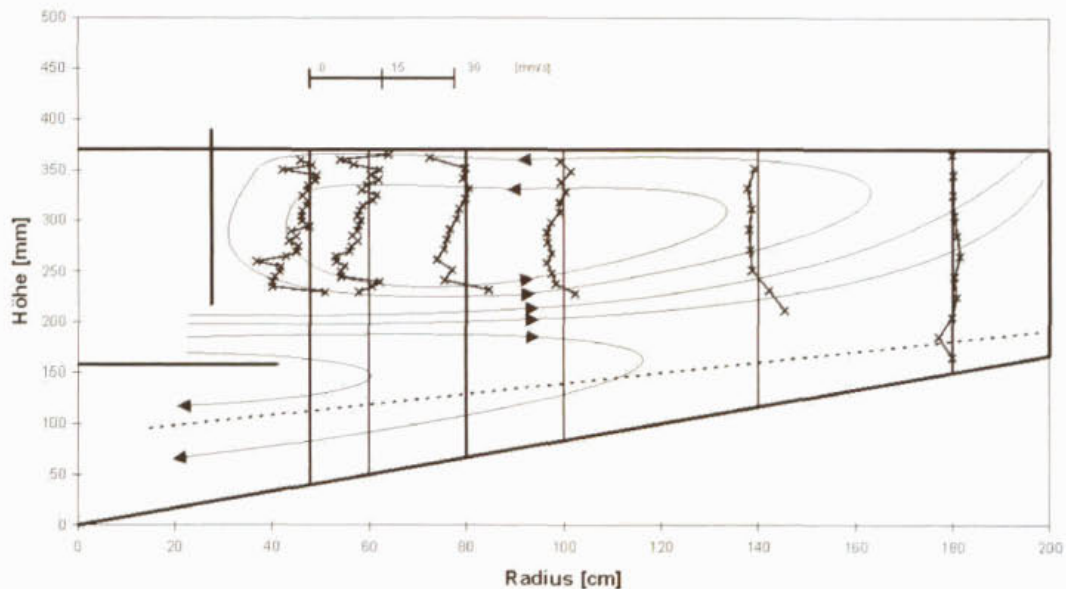
Materiaal	Scalering	Dichtheid vaste stof $\rho$ [kg/m <sup>3</sup> ]	Invoer Concentratie $X_0$ [kg/m <sup>3</sup> ]	Oppervlaktebelasting $q_A$ [m/h]	Volume Fractie [1]	Diameter $d_p$ [µm]	Bezinksnelheid (gehinderd) $V_H$ [mm/s]	Reynolds getal R [1]		Interne Froude getal $Fr_D$ [1]		Hazen getal ( $V_H/q_A$ ) Ha [1]
								Invoer	2/3 R	Invoer	2/3 R	
Actiefslib	1:1	1450	3,3	0,74	0,5	5600	0,5	25000	3100	0,22	0,01	2,43
Fe(OH) <sub>3</sub>	1:10	3200	1	0,74	0,23	380	0,07	2500	310	0,84	0,04	0,34
Plastic deeltjes	1:10	1050	200	0,74	0,19	210	0,5	2500	300	0,22	0,01	2,5
Glas deeltjes	1:13	2500	400	2,96	0,26	80	2	6700	820	0,21	0,1	2,5

Tijdens de voorbereiding van het onderzoek zijn onder meer beschouwd glazen deeltjes, plastic deeltjes, ijzervlokken en klei. Het is (vrijwel) niet mogelijk om gelijktijdig aan alle schalings-eisen te voldoen. De beste mogelijkheid leek het vinden en toepassen van een monodisperse suspensie van plastic deeltjes: klein dichtheidsverschil ten opzichte van water, groot volume en de juiste gehinderde bezinksnelheid. Na een verdere selectie bleek het product Lewatit van de firma Bayer geschikt en in voldoende hoeveelheden leverbaar.

#### 5.4 Niet-geslaagde experimenten

Ondanks oriënterend onderzoek naar de eigenschappen van de (Lewatit-)deeltjes bleken deze na te zijn bezonken in onvoldoende mate geruimd te worden in het schaalmodel om de gewenste evenwichtssituaties te kunnen bereiken. Na enige tijd accumuleerden de deeltjes in de slibdeken. Om dit te voorkomen zijn diverse maatregelen getroffen om de wrijving van/tussen de deeltjes te verminderen en de slibruiming te verbeteren. De recirculatiezone werd aangepast en er werd een speciale weerstandverminderende verf op de bodem aangebracht. Daarnaast zijn aanpassingen aan de ruimer gedaan in de vorm van hogere en langere bladen en meer bladen.

Na deze aanpassingen is onderzoek uitgevoerd naar de invloed van veranderde belastingen en geometrie van de instroomconstructie op het stromingspatroon en op de efficiëntie van het systeem. Hiertoe zijn vier verschillende situaties met suspensie en één situatie met schoon water onderzocht. De experimenten met schoon water en die met suspensie voor een tank met deflectieschot waren redelijk succesvol, hoewel het verloop zodanig was dat slechts een beperkt deel representatief was door de geleidelijke hoogte van de sliblaag en de positie van de meet-apparaat. Een voorbeeld hiervan is opgenomen in afbeelding 19.



**Afbeelding 19**      **Stromingsprofielen in geslaagd experiment met kunstmatig slib (Lewatit)**

Na verwijdering van het deflectieschot veranderde de situatie dramatisch. De deeltjes accumuleerden direct in de slibdeken en de slibuiming was weer volstrekt onvoldoende. Vergelijking van beide situaties was daardoor niet mogelijk.

Ten slotte is de aandacht gericht op het stromingsgedrag van het te bezinken materiaal in plaats van op de geometrie, de vorm of het model. Hiertoe is een goed op actiefslib lijkende suspensie gemaakt door ijzerhydroxide en polymeer aan de Lewatit-deeltjes toe te voegen en de onderlinge wrijving tussen de (plastic)deeltjes na bezinking te verminderen. Tevens is de kantdiepte in het model verhoogd van 0,20 tot 0,40 m om een langere verblijftijd te verkrijgen, en daarmee meer tijd voor de benodigde compressie c.q. slibindikking. Nadeel hiervan was dat door de verandering in geleidbaarheid de concentratiemeting niet langer bruikbaar was. Ondanks veelbelovende proeven op laboratoriumschaal bleek ook dit mengsel in het schaalmodel niet voldoende goed te werken. Na verpomping verliep de (her)vlokvorming in het schaalmodel niet goed en trad gedeeltelijke ontmenging op, waardoor zich alsnog problemen met de slibuiming voordeden.

## 5.5 Geslaagde experimenten

Uit voorgaande experimenten is de conclusie getrokken dat proeven onder steady state omstandigheden niet uitvoerbaar waren. De aandacht is toen gericht op de indringing van een dichtheidsfront in de tank. De resultaten van deze initiële stromingspatronen konden worden vergeleken met de modelberekeningen.

De in paragraaf 5.2 beschreven "Acoustic Doppler Velocimetry" kon niet worden toegepast omdat daarmee maximaal één lokatie bemeten kon worden en de benodigde meettijd bovendien te lang was voor de snel veranderende stromingspatronen gedurende deze initiële fase. Daarom is gebruik gemaakt van films en foto's om de snelheden te meten. Verder kon ook geen gebruik meer worden gemaakt van de "Electro Resistance Type Sediment Concentration Meter". De concentraties zijn bepaald door drogestofanalyses.

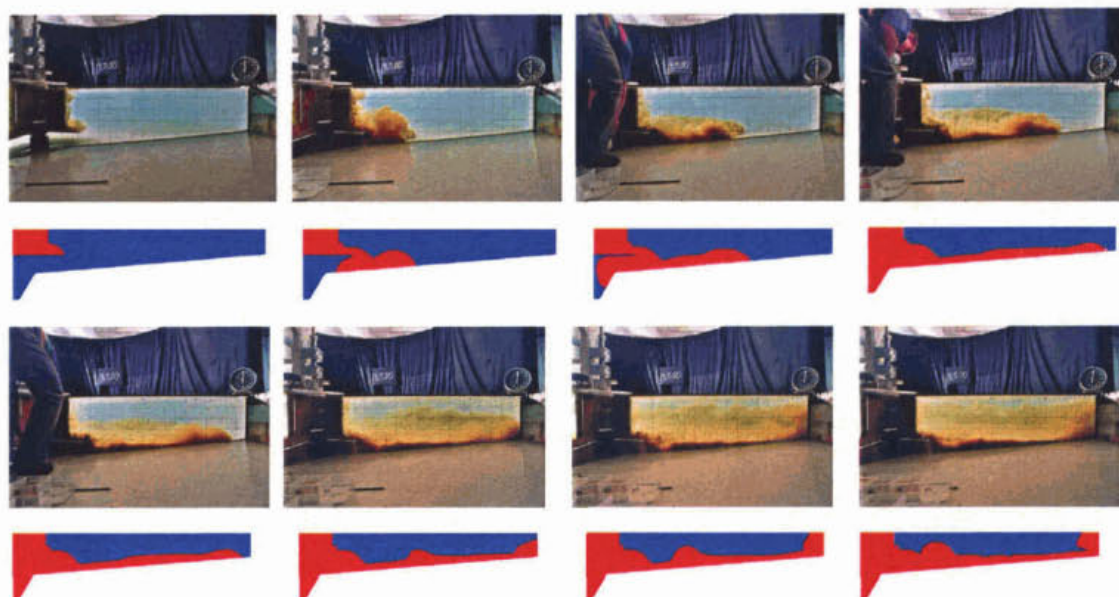
Het schaalmodel is hiervoor opnieuw aangepast. De ruimers zijn verwijderd. Driekwart van de tank is in bedrijf gebleven, terwijl in het vierde kwart de meetapparatuur is opgesteld. In de bodem zijn voorzieningen getroffen voor monsternamen voor de concentratiemetingen.



Er zijn vier verschillende experimenten uitgevoerd met als variabelen de aanvoerconcentratie, de oppervlaktebelasting, het debiet en de recirculatiefactor. De verwachting was dat vlak boven de bodem de slibconcentraties gelijk of hoger zouden zijn dan de aanvoerconcentratie.

De gemeten concentraties waren echter maximaal circa 35% van de aanvoerconcentratie en worden als niet betrouwbaar beschouwd.

De fotoseries bleken de beste resultaten op te leveren: het zichtbare troebelheidsfront is ook het dichtheidsfront. Deze experimenten zijn ook gesimuleerd met het numerieke nabezinktankmodel. In afbeelding 20 zijn de resultaten van één van deze experimenten weergegeven.



**Afbeelding 20**      **Vergelijking van de indringing en van de dichtheidsfronten in de nabezinktank: schaalmodel en numeriek model**

De waarnemingen zijn vergeleken met de numerieke berekeningen. De zone met concentraties groter dan  $1 \text{ kg/m}^3$  is rood gekleurd. Geconcludeerd wordt dat er een redelijke overeenstemming is tussen de experimenten met het schaalmodel en de uitkomsten van de numerieke berekeningen.

Na circa 40 seconden treedt in de simulaties een fenomeen op dat niet in de experimenten is waargenomen. De suspensie begint in te dikken tot hogere concentraties dan de aanvoerconcentratie. Hierdoor ontstaat een tegenstroming in de richting van het middelpunt van de tank en ontstaat een lokale wervel (hobbel halverwege de tank in de laatste drie afbeeldingen).

## 5.6 Betekenis voor het numerieke model

Hoewel een belangrijk deel van de beoogde experimenten onder steady state omstandigheden niet kon worden uitgevoerd vanwege de eigenschappen van het kunstmatige slib, heeft het onderzoek wel degelijk een bijdrage geleverd aan het inzicht in de waarde van het nabezinktankmodel. De experimenten met de indringing van een dichtheidsfront in de tank (gedurende 40 seconden in het schaalmodel) laten een goede overeenkomst zien met de numerieke berekeningen. Bij de optimalisatie van nabezinktanks is dit van belang om het gedrag te kunnen voorspellen bij de plotselinge overgang van droogweeraanvoer naar de maximale aanvoer bij neerslag.



## 6 RESULTATEN / BEVINDINGEN

### 6.1 Inleiding

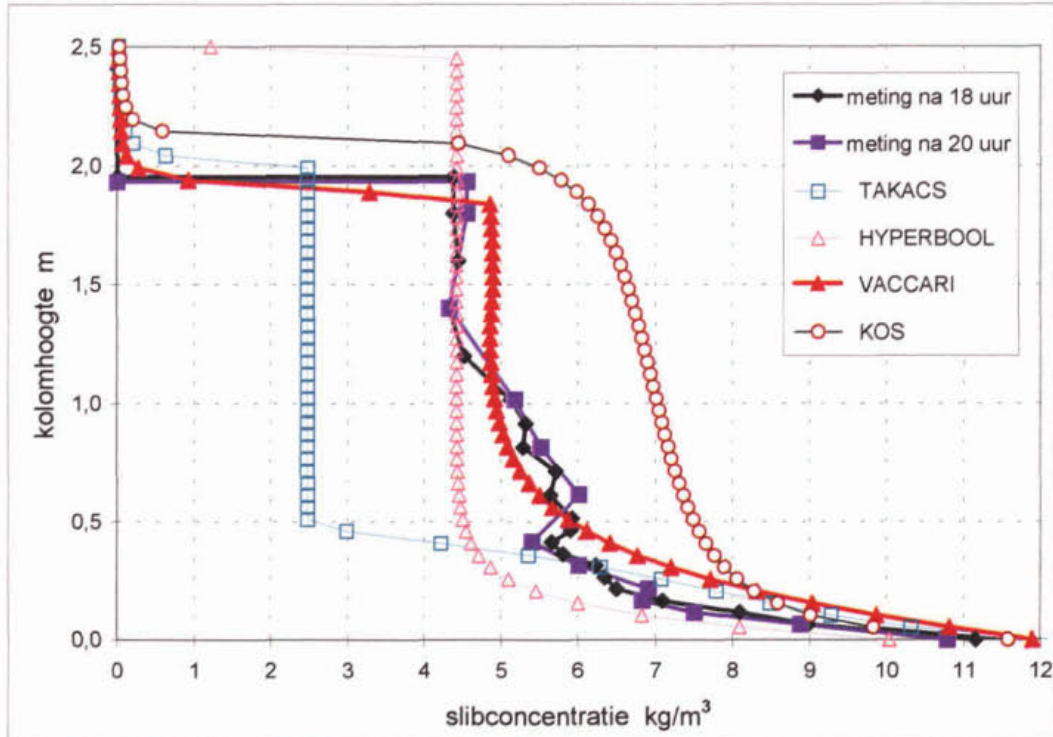
In dit hoofdstuk zijn de belangrijkste resultaten van de in de voorafgaande hoofdstukken gepresenteerde activiteiten beschreven. Dit betreft de keuze van het slibindikkingsmodel (paragraaf 6.2) en de verdere ontwikkeling van het nabezinktankmodel FAST2D (paragraaf 6.3).

### 6.2 Keuze van het slibindikkingsmodel

De slibindikkingsproeven en aanvullende slibbezinkingsproeven, zoals beschreven in paragraaf 4.5, zijn gebruikt om de resultaten van het viertal slibindikkingsmodellen (zie paragraaf 3.3) te beoordelen. Voor de modelsimulaties is een zogenaamd laagjesmodel ontwikkeld in de programmeertaal Matlab / Simulink.

In afbeelding 21 zijn, ter illustratie, de resultaten van de verschillende modellen met elkaar vergeleken aan de hand van één voorbeeld. Hierbij is tevens het bijbehorende gemeten concentratieprofiel over de diepte van de bezinkkolom weergegeven. Dit betreft de een meting van een evenwichtssituatie op de rwzi Woudenberg (meting WB02, zie paragraaf 4.5) met als belangrijkste kenmerken: slibgehalte 4,4 kg/m<sup>3</sup>, DSVI 89 ml/g, oppervlaktebelasting 1,34 m<sup>3</sup>/(m<sup>2</sup>.h) en retourslibverhouding 0,57.

Onderstaand zijn de algemene resultaten van de vier modellen beschreven.



Afbeelding 21 Vergelijking van de modelvoorspellingen (rwzi Woudenberg, experiment WB02)

### *Takács*

De resultaten voor dit model zijn sterk afhankelijk van de parameters  $V_0$  en  $K_H$ . De waarden die afgeleid kunnen worden uit de batch-experimenten geven sterk verschillende resultaten. Er zijn belangrijke verschillen tussen de gemeten en berekende concentratieprofielen. Het Takács-model geeft bij een totale flux groter dan de limiterende flux een overschatting van de concentraties in de slibdeken.

### *Hyperbool*

De vorm van de concentratieprofielen komt goed overeen met de metingen zolang de concentratie van de limiterende flux, door bezinking en bulktransport, gelijk is aan de aanvoerconcentratie ( $c=G_A$ ). De flux ten gevolge van bezinking,  $V_H(c) c = ac+b$ , is bij de aanvoerconcentratie het grootst omdat de coëfficiënt  $a$  negatief is en  $b$  positief.

Treedt de limiterende flux op bij de retourslibconcentratie dan ontstaat in een onderbelaste situatie een zeer dunne indikkingszone en in een overbelaste situatie een slibdeken met de retourslibconcentratie ( $G_{RS}$ ).

### *Vaccari*

De resultaten voor  $K_{MAX}$  gelijk aan 40 (2 kg/m<sup>3</sup> per 0.05 m) geven een overeenstemming met de vorm van de gemeten slibprofielen. Echter voor een aantal experimenten wordt de hoogte van de slibdeken nog niet goed voorspeld.

### *Kos*

De resultaten voor trial en error schattingen van de parameters voor de twee slibsoorten laten zien dat niet alle experimenten voldoende nauwkeurig kunnen worden gesimuleerd. Het verloop van het slibprofiel komt minder goed overeen met de metingen dan bij het Vaccari model. De concentraties in de slibdeken zijn veelal te hoog (net als in het Takács model) en komen overeen met de concentratie die hoort bij de limiterende flux.

### *Conclusies*

Met geen van de beschouwde modellen (Takács, Hyperbool, Vaccari en Kos) kunnen alle uitgevoerde experimenten per slibsoort worden gesimuleerd met één set parameters. Modelleren van de slibindikking met behulp van het in FAST2D reeds ingebouwde model van Takács is onvoldoende nauwkeurig. De berekende opbouw van de slibdeken wijkt af van de gemeten concentratieprofielen. De slibdeken is zeer dun of de concentratie over het grootste deel van de hoogte wordt gelijk aan de bij de limiterende flux behorende concentratie. In een onderbelaste situatie ontstaat een extreem kleine slibindikkingszone.

De modellen van Kos en Vaccari zijn vergelijkbare opties om gehinderde bezinking en slibindikking te modelleren. De voordelen van het Vaccari-model zijn:

- de vorm van het concentratieprofiel kan eenvoudig worden ingesteld middels de parameter  $K_{MAX}$ ;
- door de maximaal toegestane concentratiegradiënt ( $K_{MAX}$ ) is er een indirecte relatie tussen de retourslibconcentratie en de hoogte van de slibdeken en wordt de indikkingszone in een onderbelaste situatie niet extreem klein.

In het huidige 2-D nabezinktankmodel wordt het Takács-model toegepast. De berekende concentratieprofielen in de slibdeken zijn niet in overeenstemming met de praktijk. Toepassing van het Vaccari-model zal - naar verwachting - leiden tot een aanzienlijk betere voorspelling van de concentraties.

Op basis van deze afweging is het Vaccari-model in het 2-D nabezinktankmodel geïmplementeerd. Daarnaast is het Takács-model gehandhaafd als optie om eventuele vergelijkende berekeningen eenvoudig te kunnen uitvoeren.

### 6.3 Nabezinktankmodel FAST2D

In het kader van dit project is het nabezinktankmodel FAST2D aangepast aan voor de Nederlandse praktijk kenmerkende situaties met ondiepe ronde nabezinktanks. Voor een uitgebreide beschrijving van het aangepaste nabezinktankmodel wordt verwezen naar de publicatie van Lakehal et al. (1999) in het Journal of Hydraulic Engineering (zie bijlage 8). Dit artikel bevat een uitvoerige beschrijving van de literatuur, de theorie, de basisvergelijkingen en toegepaste benaderingen, en een aantal berekeningen voor een kenmerkende nabezinktank. De berekeningen in het artikel hebben betrekking op een nabezinktank met een diameter van 40 m, een (kant)diepte van 2 m, een inlooptrommel van 5,6 m en een deflectieschot. Uitgangspunt is verder het slib van de rwzi Utrecht/Woudenberg voor het Takács-model.

De tijdens het project in het FAST2D model aangebrachte aanpassingen zijn weergegeven in onderstaande tabel.

**Tabel 7** Aanpassingen aan het FAST2D nabezinktankmodel

parameter	oude model	nieuwe model
vorm van de tank	rechthoekig vlakke bodem	rond hellende bodem
grid	symmetrisch	axis-symmetrisch
processen	slibbezinking	slibbezinking slibindikking ruimingszone
reologie	geen viscositeit	Bingham-plastic model <sup>1)</sup>
slibbezinkmodel	Takács	Takács en Vaccari <sup>2)</sup>
rekenmethodiek	stationair vaste randvoorwaarden	tijdsafhankelijk <sup>3)</sup> tijdsafhankelijke randvoorwaarden <sup>4)</sup>

1) op basis van literatuurwaarden voor de toename van de viscositeit bij hogere slibconcentraties

2) de beschrijving in bijlage 8 is nog zonder het Vaccari model

3) om te komen tot een geconvergeerd resultaat voor berekeningen van een evenwichtssituatie

4) om praktijkexperimenten te kunnen simuleren waarbij een sprong optreedt in de hydraulische belasting

Het toevoegen van de slibindikking in het nabezinktankmodel en de modellering van de slibindikkings- / slibuimingszone is zeer complex gebleken. Tijdens het project zijn deze processen geïmplementeerd en is een stabiele versie van het programma FAST2D ontwikkeld. Hiertoe was het ondermeer noodzakelijk om het oplossen van de gekoppelde vergelijkingen te herprogrammeren tot een ontkoppelde en volledig impliciete berekeningsmethodiek. Dit heeft het nadeel dat de reketijden van het model aanzienlijk zijn toegenomen.



## 7 PRAKTIJKONDERZOEK OP DE RWZI NIEUWVEER

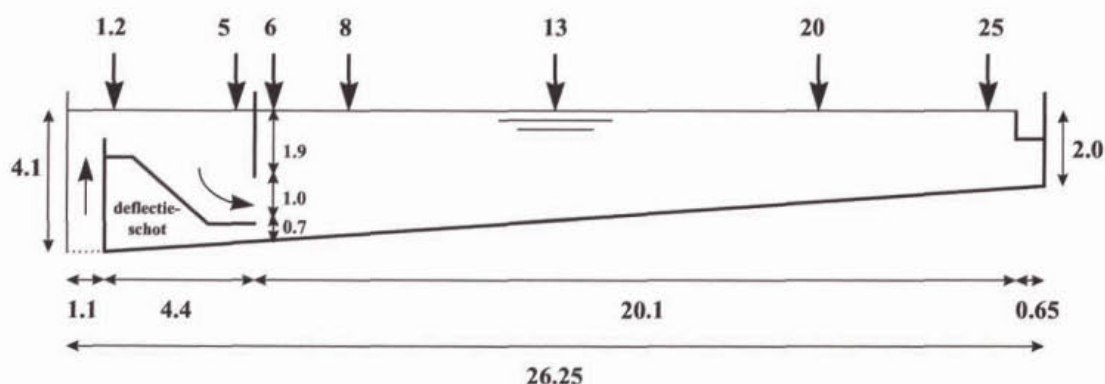
### 7.1 Inleiding

Het praktijkonderzoek is uitgevoerd om het ontwikkelde nabezinktankmodel te valideren door aan te tonen dat een gemeten verschil in gedrag (voldoende) goed overeenkomt met (de trend in) de modelvoorspellingen.

De rwzi Nieuwveer werd voor het praktijkonderzoek geselecteerd omdat:

- de rwzi beschikt over drie identieke ronde nabezinktanks, waarvan er één is uitgerust met deflectieschot. Deze nabezinktanks worden gevoed vanuit dezelfde beluchtingstank, waardoor een gelijke slibvolumebelasting kan worden verkregen voor de referentietank (zonder deflectieschot) en de tank met deflectieschot;
- er aanwijzingen zijn voor verschil in gedrag tussen deze relatief grote ronde nabezinktanks en er al onderzoek verricht is naar de slibeigenschappen (zie hoofdstuk 4);
- het een relatief grote rwzi is met twee straten en voldoende regelmogelijkheden om de gewenste condities te verkrijgen zonder ingrijpende gevolgen voor de bedrijfsvoering. Door de effluentrecirculatie bestaat de mogelijkheid om de hydraulische belasting van de nabezinktanks gedurende een lange periode constant te houden;
- de laagbelaste rwzi een gemiddelde slibvolume-index heeft ( $DSVI = 100-150 \text{ ml/g}$ ).

Dit betekent dat op rwzi Nieuwveer praktijkonderzoek kan worden uitgevoerd onder goed instelbare condities (slibvolumebelasting) en aan een goed gedefinieerd geometrisch verschil in het ontwerp van een ronde nabezinktank waarvan het effect niet met de vigerende STORA-richtlijnen kan worden beoordeeld.



Afbeelding 22 Schematische weergave nabezinktanks rwzi Nieuwveer (afmetingen in meters)

### 7.2 De praktijkproeven

Eerst is een onderbelaste evenwichtssituatie (DWA) bemeten om deze als uitgangssituatie te kunnen gebruiken voor de overige proeven. Vervolgens zijn de nabezinktanks kritisch belast conform de STORA-richtlijn (RWA) en overbelast (RWA+) (zie tabel 8).

**Tabel 8** Praktijkonderzoek op rwzi Nieuwveer: belastingssituaties

Experiment		1	2	3
beschrijving	eenheden	onderbelast DWA	kritisch belast RWA	overbelast RWA+
slibvolume-index DSVI	ml/g	90	90	90
slibconcentratie in AT4 (begin-einde)	kg/m <sup>3</sup>	4,4 - 4,6	3,8 - 3,1	3,8 - 3,3
oppervlaktebelasting	m <sup>3</sup> /(m <sup>2</sup> h)	0,70	1,10	1,40
slibvolumebelasting (begin-einde)	l/(m <sup>2</sup> h)	277 - 290	376 - 307	479 - 416
<i>toelaatbaar conform STORA-richtlijn</i>				
slibvolumebelasting (begin-einde)	l/(m <sup>2</sup> h)	332 - 338	314 - 279	314 - 297
oppervlaktebelasting (begin-einde)	m <sup>3</sup> /(m <sup>2</sup> h)	0,84 - 0,82	0,92 - 1,08	0,92 - 1,01
retourslibverhouding <i>R</i>	-	0,52	0,57	0,45
retourslib bij evenwicht (berekend)	kg/m <sup>3</sup>	13,5	8,5	10,6
gemeten retourslib				
NBT7 met deflectieschot	kg/m <sup>3</sup>	12,5	8,8	8,9*
NBT9 zonder deflectieschot	kg/m <sup>3</sup>	12,5	5,8*	-
* de slibspiegel stijgt tot < 0,5 m onder de waterspiegel, het experiment is afgebroken voordat een evenwicht is bereikt				

Bij de uitvoering van de praktijkproeven zijn:

- de slibconcentraties in de aanvoer en het retourslib gemonitord;
- slibprofielen gemeten op meerdere meetlocaties;
- snelheidsprofielen gemeten met behulp van een akoestische snelheidsmeter (ADV-probe).

De slibconcentraties zijn gemeten met twee Dr. Lange HS1-sensoren, die geijkt zijn op basis van analytische metingen conform de NEN voorschriften. Beide sensoren zijn geijkt in het bereik van 0 tot 15 kg/m<sup>3</sup>. Gerapporteerde waarden hoger dan 15 kg/m<sup>3</sup> zijn geëxtrapoleerd en daardoor mogelijk minder nauwkeurig.

**Tabel 9** Praktijkproeven op rwzi Nieuwveer: betrokken nabezinktanks en uitgevoerde metingen

nr.	datum	belasting t.o.v. STORA richtlijnen	nabezinktanks (NBT)	slibdeken	snelheden
1a	07-10-1999	onderbelast	7, 9	x	x
1b	15-10-1999	onderbelast (duplo)	7, 9	x	-
2a	26-10-1999	kritisch belast	7, 9	x	x
2b	08-11-1999	kritisch belast (duplo)	7, 9	x	-
3	09-11-1999	overbelast	7	x	x

Aanvullend is er onderzoek verricht naar de actuele slibeigenschappen om de waarden te bepalen van slibparameters in het nabezinktankmodel. Onderzocht zijn:

1. de slibbezinking door een reeks batch-kolomexperimenten;
2. de slibindikking door een aantal continue kolomexperimenten;
3. de reologische eigenschappen door een indicatieve meting aan (bezonken en) ingedikd slib.

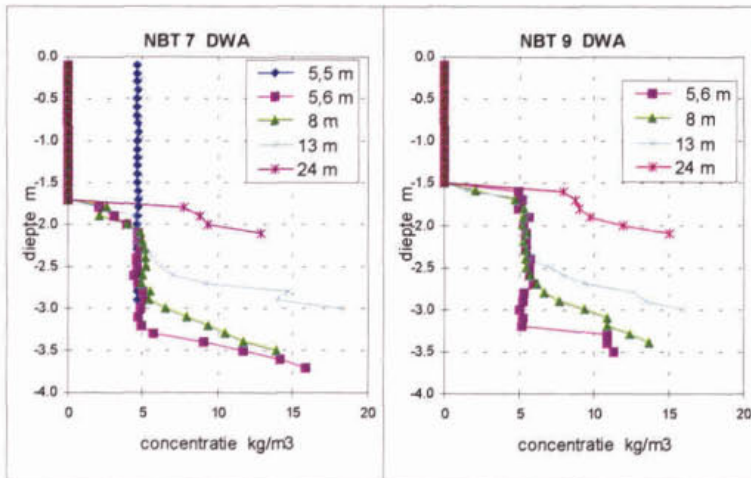


### 7.3 Resultaten van de praktijkproeven

De resultaten van de drie praktijkproeven zijn beschreven in de volgende paragrafen. Het verloop van het slibgehalte in de beluchtingstank en het retourslib, en de variaties in de hoogte van de slibdeken gedurende deze experimenten, zijn weergegeven in bijlage 9.

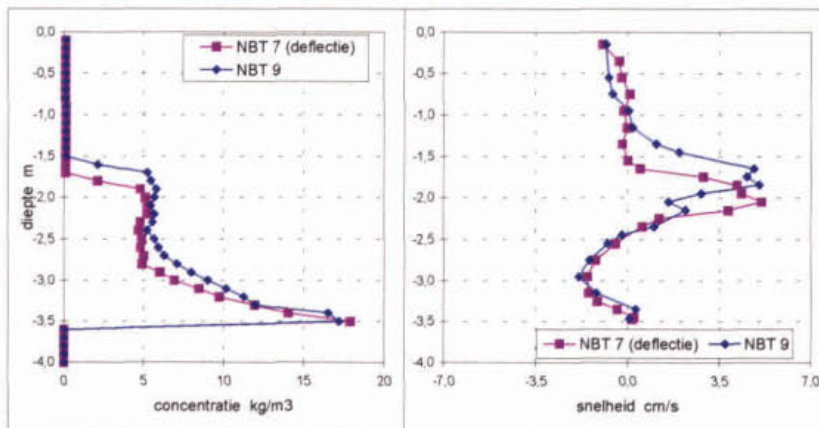
#### 7.3.1 Onderbelaste situatie (DWA)

In de onderbelaste (DWA) evenwichtssituatie is er weinig verschil tussen de nabezinktanks. De nabezinktank 7 met deflectieschot heeft een iets lagere slibspiegel (circa 0,2 m).



**Afbeelding 23** Onderbelaste situatie (DWA experiment 1a op 07/10/1999): slibconcentratieprofielen bij evenwicht (DSVI=90 ml/g,  $C_{IN}=4,4 \text{ kg/m}^3$ ,  $q_A=0,70 \text{ m/h}$  en  $R=0,52$ )

In afbeelding 24 zijn de diepteprofielen te zien van de slibconcentratie en snelheid. De snelheden zijn positief voor een naar de buitenzijde van de nabezinktank gerichte stroming. Te zien is dat de instroming plaatsvindt aan de bovenzijde van de slibdeken.

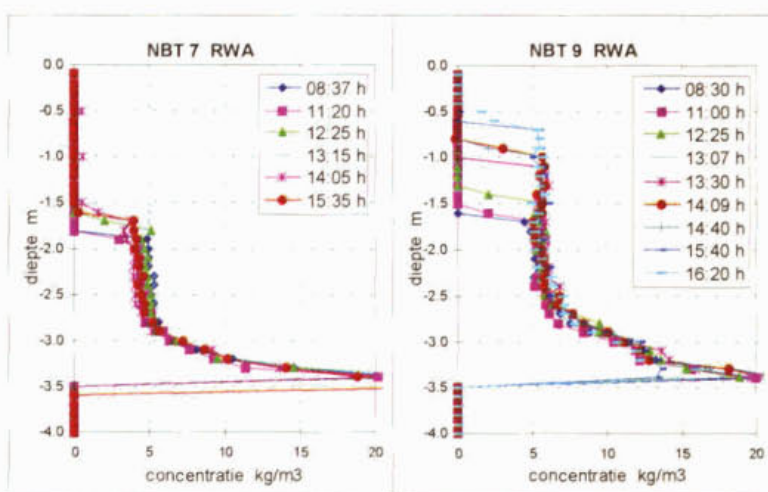


**Afbeelding 24** Onderbelaste situatie (DWA experiment 1a op 07/10/1999): slibconcentratie- en snelheidsprofiel gemeten op 8 meter van het centrum

Het snelheidsprofiel van het retourslib (negatieve snelheden) heeft een maximum op circa 0,5 m boven de bodem. De vorm van het snelheidsprofiel voor de retourslibstroming doet meer denken aan het parabolische verloop bij een laminaire stroming dan aan het logaritmische verloop een turbulente stroming. Mogelijk is dit te verklaren door de toenemende viscositeit bij slibindikking.

### 7.3.2 Kritische belasting (RWA)

De kritische belasting (afbeelding 25) laat een duidelijk verschil zien in de werking van de nabezinktanks. In de nabezinktank met deflectieschot (NBT 7) blijft de hoogte van slibspiegel vrijwel constant. In de nabezinktank zonder deflectieschot (NBT 9) leidt de plotselinge toename van de hydraulische belasting tot een vrijwel momentane afname van de retourslibconcentratie tot circa  $6 \text{ kg/m}^3$ , die vervolgens vrijwel constant blijft (zie bijlage 9, tweede afbeelding). De slibvolumebelasting was in het begin van het experiment hoger dan de toelaatbare waarde van circa  $300 \text{ l}/(\text{m}^2 \cdot \text{h})$  conform de STORA-richtlijn. Er dreigde slibverlies op te treden voordat zich een evenwicht kon instellen bij de lagere slibvolumebelasting aan het einde van de proef (door uitspoeling van actiefslib uit de beluchtingstank en buffering in de nabezinktanks). De concentraties in de slibindikkingszone en de hoogte van deze zone veranderen nauwelijks. Het slib wordt gebufferd met een concentratie van circa  $5 \text{ kg/m}^3$ . Deze waarde komt goed overeen met de bufferconcentratie conform de STORA-richtlijnen van  $480 / \text{DSVI} = 5,3 \text{ kg/m}^3$ .

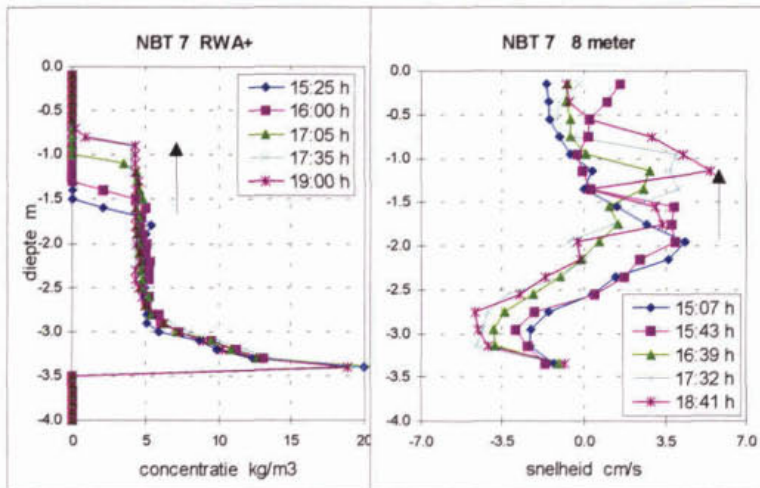


Afbeelding 25 Kritisch belaste situatie (RWA, experiment 2b op 08/11/1999): opbouw slibdeken gemeten op 8 meter van het centrum (DSVI=90 ml/g,  $C_{IN}=3,1 \text{ kg/m}^3$ ,  $q_A=1,10 \text{ m/h}$  en  $R=0,57$ )

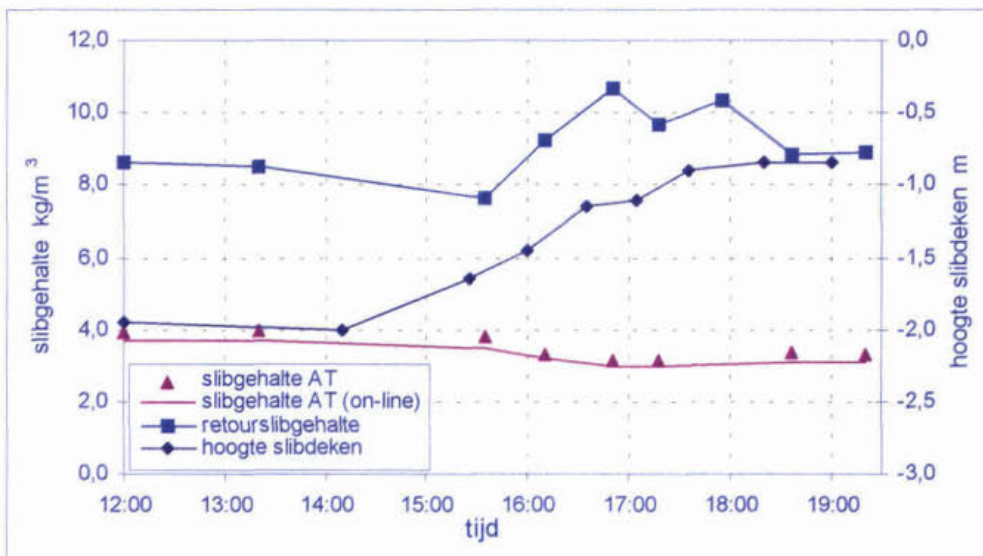
Mogelijk kan slibverlies uit de nabezinktank zonder deflectieschot worden uitgesteld of zelfs worden voorkomen door een (meer) geleidelijke toename van de hydraulische belasting waarbij het ontstaan van de kortsluitstroming wordt voorkomen. Dit inzicht zou verkregen kunnen worden door simulaties met behulp van het nabezinktankmodel.

### 7.3.3 Overbelaste situatie (RWA+)

De resultaten van de overbelaste situatie (RWA+) voor de nabezinktank met deflectieschot zijn weergegeven in afbeelding 26. De opbouw van de slibdeken bij een stijgende slibspiegel is vergelijkbaar met de kritische belasting voor de nabezinktank zonder deflectieschot. Ook tijdens dit experiment veranderen de concentraties in de slibindikkingszone niet. Het experiment is afgebroken op een moment dat de slibspiegel lijkt zich te stabiliseren op circa 0,85 m onder de waterspiegel (zie afbeelding 27). De retourslibconcentratie is dan echter niet (meer) gelijk aan de berekende evenwichtsconcentratie van  $10,6 \text{ kg/m}^3$ . Het is dus niet helemaal zeker of er daadwerkelijk een evenwicht is bereikt of dat er uiteindelijk alsnog slibverlies zou zijn opgetreden.



Afbeelding 26 Overbelaste situatie (RWA+ experiment 3 op 09/11/1999); opbouw slibdeken gemeten op 8 meter van het centrum (DSVI=90 ml/g;  $C_{IN}=3,3$  kg/m<sup>3</sup>;  $q_A=1,40$  m/h en  $R=0,45$ )



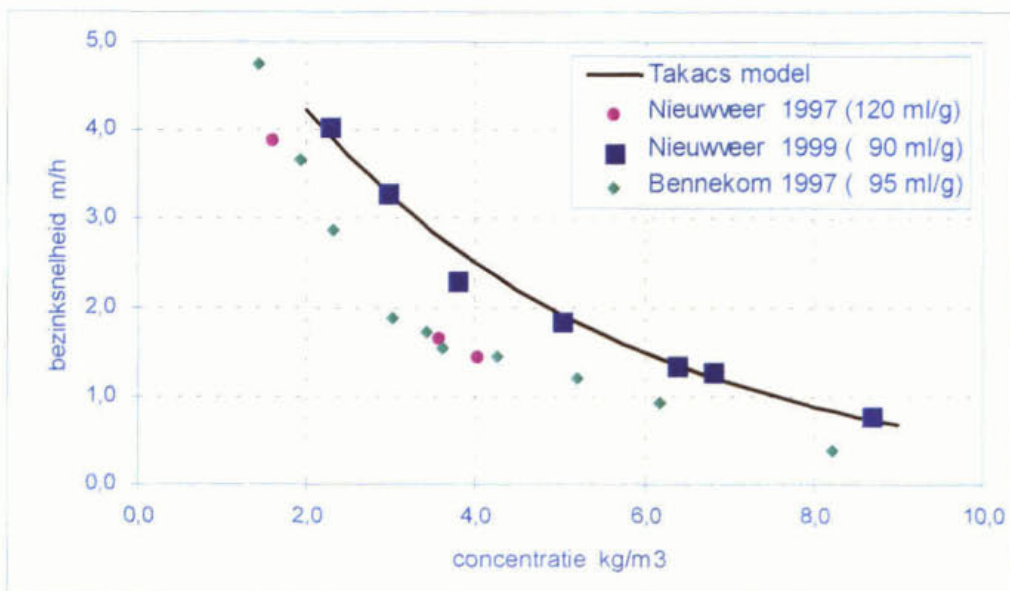
Afbeelding 27 Overbelaste situatie (RWA+): verloop van de aanvoer- en retourslibconcentratie en van de slibspiegelhoogte

### 7.3.4 Slibeigenschappen

#### Slibbezinkproeven

Er zijn zeven bezinkproeven uitgevoerd om de actuele slibbezinkeigenschappen te kunnen bepalen (zie afbeelding 28). De gemeten bezinksnelheden zijn vergeleken met eerdere metingen op de rwzi Nieuwveer - toen een DSVI van 120 ml/g - en met metingen aan actiefslib met een vergelijkbare slibvolume-index op de rwzi Bennekom (DSVI van 95 ml/g). De actuele bezinksnelheden van het slib zijn hoger dan van het slib op de rwzi Bennekom (LBAS met biologische defosfatering). Een karakterisering van actiefslib alleen op basis van de slibvolume-index lijkt niet eenduidig. Opmerkelijk is dat als de metingen voor slib van rwzi Nieuwveer tegen het slibvolume worden uitgezet, deze op één lijn komen te liggen.

Ten behoeve van de modellering van de (maximale) gehinderde bezinksnelheid zijn de parameters bepaald voor zowel het Takács-model (Tabel 10) als het Vaccari-model (Tabel 11).



Afbeelding 28 Resultaten van de bezinkexperimenten op de rwzi's Nieuwveer en Bennekom

Tabel 10 Parameters voor het Takács-model voor slib op de rwzi Nieuwveer (DSVI=90 ml/g)

Takács	$V_0$ [m/h]	$K_P$ [m <sup>3</sup> /kg]	$K_H$ [m <sup>3</sup> /kg]	$c_{MIN}$ [kg/m <sup>3</sup> ]
Nieuwveer (90 ml/g)	7,1	5,0	0,26	0,020
Bennekom (95 ml/g)	6,36	5,0	0,337	0,020

Tabel 11 Parameters voor het Vaccari-model voor slib op de rwzi Nieuwveer (DSVI=90 ml/g)

Vaccari	$a$ [m/h]	$b$ [kg/m <sup>3</sup> ]	$K_{MAX}$ [kg/m <sup>4</sup> ]	$C_{MIN}$ [kg/m <sup>3</sup> ]
Batch-bezinkproeven	7,8	0,4	60	0,010
Slibindikkingsproef	4,9	0,4	40	0,010

#### Slibindikkingsproeven

De slibindikkingsproeven in de bezinkkolom zijn uitgevoerd bij een gelijke slibvolume- en oppervlaktebelasting als bij de praktijkexperimenten. De resultaten van de slibindikkingsproeven zijn weergegeven in bijlage 10. De slibspiegel in de kolomexperimenten (1D) komt niet overeen met de slibspiegel in de full-scale experimenten. Bij de kolom-experimenten was sprake van een lage slibdeken met daarboven (tot het invoerpunt) een zone waarin de slibconcentraties lager waren dan de invoerconcentratie. In de full-scale experimenten werd daarentegen een relatief hoge slibdeken waargenomen. Hieruit kan worden geconcludeerd dat de opbouw van de slibdeken sterk afhankelijk is van 2D effecten.

De parameters voor het Vaccari-model zijn afgeleid uit het slibindikkingsproef waarbij het verloop is gemeten van een overbelaste situatie naar een onderbelaste situatie (zie bijlage 9). De modelvoorspellingen zijn veel beter dan wanneer gebruik wordt gemaakt van de parameters afgeleid uit de batch-bezinkproeven. Het belangrijkste verschil is dat de maximale gehinderde bezinksnelheden lager zijn.

#### Viscositeitsmetingen

De resultaten van de viscositeitsmetingen zijn weergegeven in tabel 12. De indicatieve metingen van de viscositeit van ingedikt slib zijn een factor 10 hoger dan de literatuurwaarden.

Tabel 12 Viscositeitsmetingen rwzi Nieuwveer in vergelijking met literatuurwaarden.

Slibconcentratie <i>kg/m<sup>3</sup></i>	Literatuur (optie in model) <i>Pa.s</i>	Indicatieve meting (bij 1 s <sup>-1</sup> ) <i>Pa.s</i>
12,2	0,038	circa 0,4
14,2	0,052	circa 0,5

### Conclusies

Een karakterisering van actiefslib alleen op basis van de slibvolume-index is niet eenduidig. Er zijn aanzienlijke verschillen in gehinderde bezinksnelheid tussen het slib van de rwzi Nieuwveer met een DSVI van 90 ml/g en het slib van de rwzi Bennekom met een DSVI van 95 ml/g.

De hoogte van de slibdeken in een slibindikkingsproef is niet vergelijkbaar met die van de slibdeken in een nabezinktank met dezelfde (slibvolume)belasting. De stromingspatronen in een kolom-experiment zijn voornamelijk 1-dimensionaal, terwijl die in een nabezinktank sterk 2-dimensionaal zijn. Bij een DWA-belasting ontstaat in een kolom vrijwel geen slibdeken, terwijl de slibdeken in de nabezinktank ongeveer op kantdiepte staat (een hoogte van circa 0,7 m op 2/3 diameter).

De parameters voor het Vaccari-slibindikkingsmodel kunnen het beste worden afgeleid uit een experiment waarin vanuit een overbelaste situatie een onderbelaste situatie ontstaat. Dit zou een aanzienlijke meetinspanning vergen. Aanbevolen wordt daarom het 2D-model te calibreren op basis van gemeten slibprofielen in een nabezinktank.

## 7.4 Resultaten met het nabezinktankmodel (FAST2D)

De simulaties van de praktijkproeven zijn uitgevoerd met behulp van het nabezinktankmodel (FAST2D). Hierbij is het Vaccari-slibindikkingsmodel gebruikt met de parameters afgeleid uit de slibindikkingsproef (Tabel 11). Er is geen gebruik gemaakt van het viscositeitsmodel. In bijlage 11 is aangetoond dat de modelresultaten met en zonder viscositeitsmodel gering zijn.

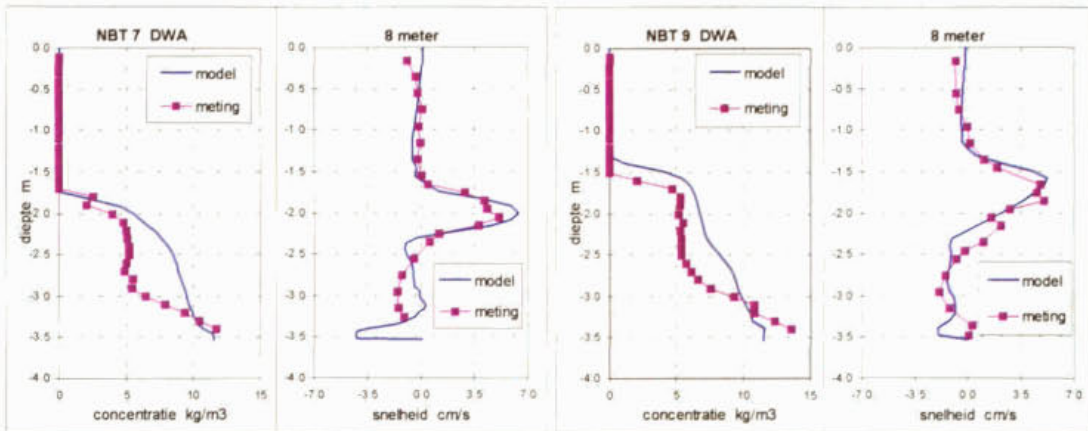
De berekende concentratie- en stromingspatronen zijn weergegeven in de afbeeldingen 34 tot en met 38 aan het einde van deze paragraaf. Per belastingssituatie is de eindsituatie van de simulaties weergegeven voor de betrokken nabezinktanks (NBT 7 met deflectieschot en NBT 9 zonder deflectieschot).

- In het bovenste deel van de afbeelding zijn de concentratiecontourlijnen weergegeven. Voor de kleurcodering is een stapgrootte van 1 kg/m<sup>3</sup> toegepast.
- In het onderste deel van de afbeelding zijn de stromingspatronen weergegeven.

Kenmerkend voor de berekende opbouw van de slibdeken is een horizontale gelaagdheid. Verder is veelal te zien dat het actiefslib de nabezinktank instroomt aan de bovenzijde van de slibdeken. De dichtheidsstroming - net onder de slibspiegel - ontstaat door de lagere slibconcentratie in de aanvoer ten opzichte van de hogere slibconcentraties in de slibdeken (door bezinking en indikking van het actiefslib).

### 7.4.1 Onderbelaste situatie (DWA)

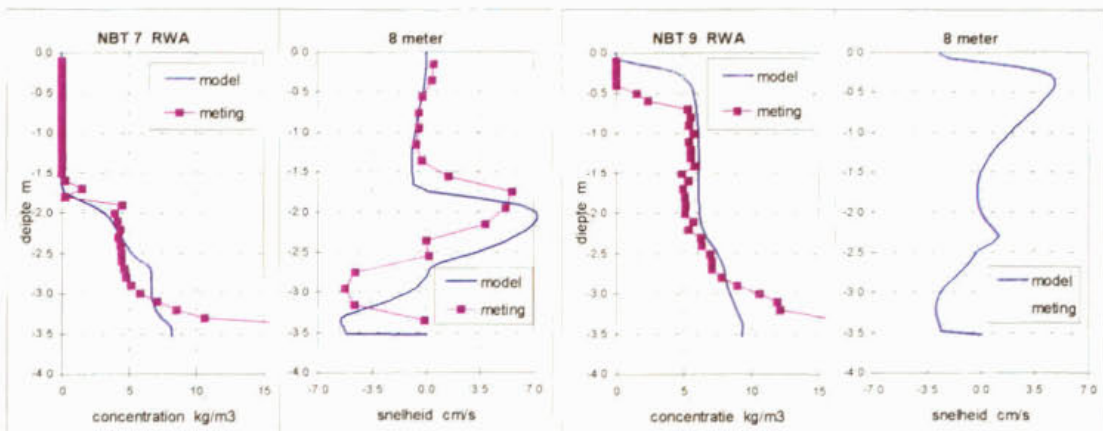
In afbeelding 29 is te zien dat de metingen en de modelresultaten goed met elkaar overeenkomen. De concentratie- en snelheidsprofielen laten de goede trend zien, maar tonen in de details nog wel afwijkingen. In de nabezinktank met deflectieschot (NBT 7) is de slibspiegel lager; dit komt overeen met de metingen.



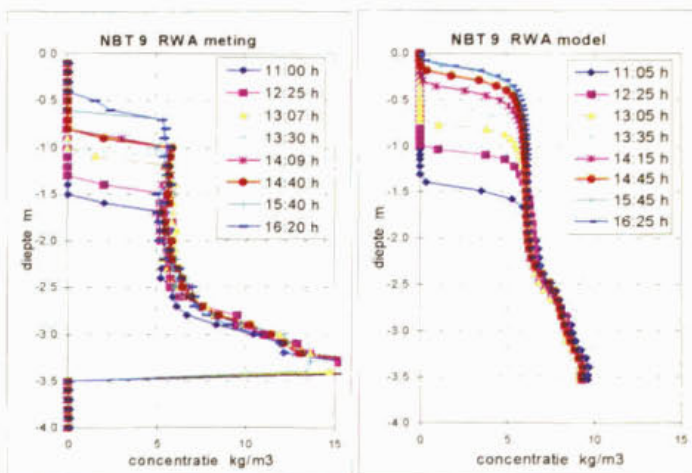
Afbeelding 29 Gemeten en gemodelleerde concentratie- en snelheidsprofielen voor de onderbelaste situatie (DWA) op 8 meter vanaf het centrum van de tank

#### 7.4.2 Kritisch belaste situatie (RWA)

Met het model wordt het verschil in werking tussen de nabezinktank met deflectieschot (NBT 7) en zonder deflectieschot (NBT 9) goed gesimuleerd. De slibspiegel in de tank met deflectieschot stabiliseert zich, terwijl in de tank zonder deflectieschot de slibspiegel stijgt en aan het einde van het experiment al bijna slibverlies optreedt (Afbeelding 30 en Afbeelding 31).



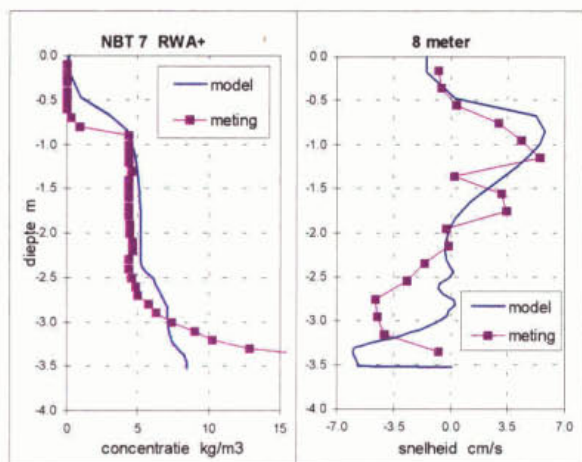
Afbeelding 30 Gemeten en gemodelleerde concentratie- en snelheidsprofielen voor de kritische belaste situatie (RWA) op 8 meter vanaf het centrum van de tank



Afbeelding 31 Gemeten en gemodelleerde concentratieprofielen voor de kritisch belaste situatie (RWA) voor de nabezinktank zonder deflectieschot

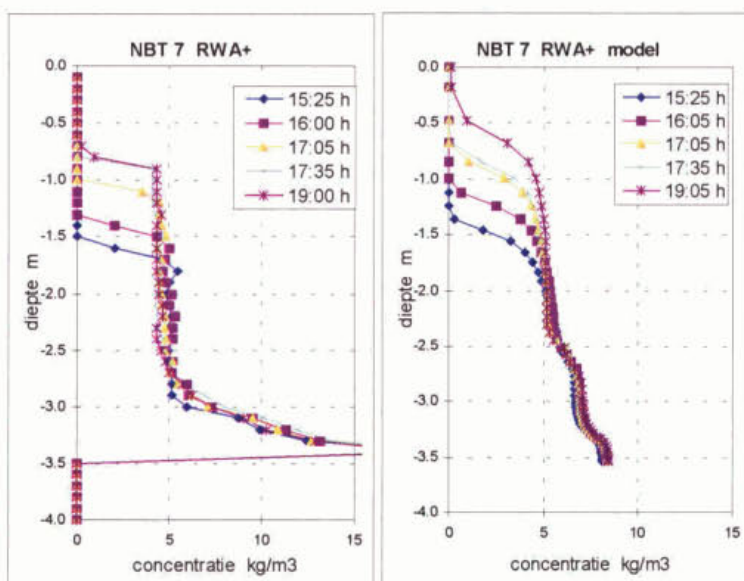
### 7.4.3 Overbelaste situatie (RWA+)

De overbelaste situatie (RWA+) is alleen van toepassing op de nabezinktank met deflectieschot (NBT 7). Ook voor deze situatie komen de modelsimulaties (trendmatig) goed overeen met de metingen, zie afbeelding 32. Bij de veel hogere (slibvolume)belasting dan toelaatbaar volgens de STORA-richtlijnen stijgt de slibspiegel. In de praktijk lijkt de slibspiegel zich te stabiliseren en een evenwicht te zijn bereikt.

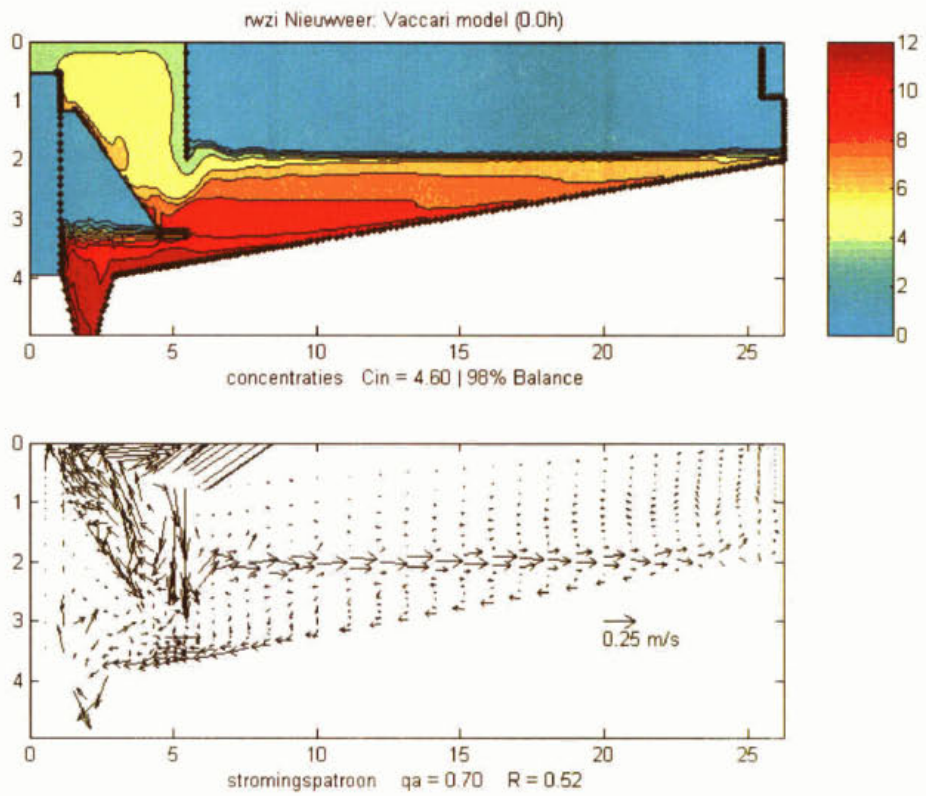


Afbeelding 32 Gemeten en gemodelleerde concentratie- en snelheidsprofielen voor de overbelaste situatie (RWA+) op 8 meter vanaf het centrum van de tank

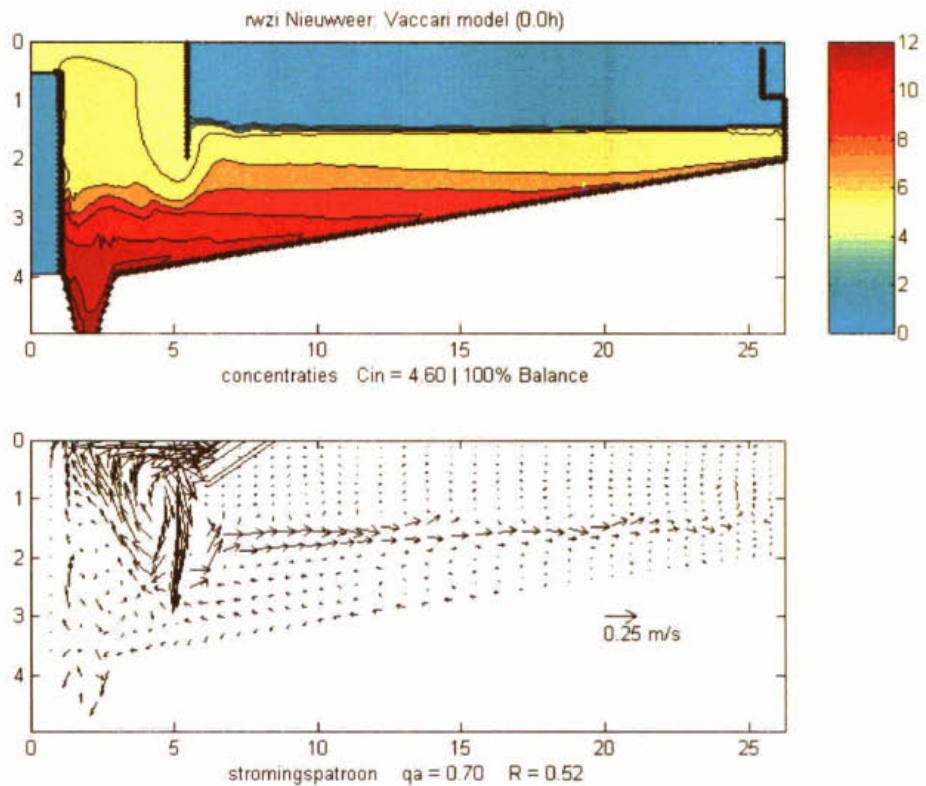
De modelsimulaties laten een geleidelijke stijging van de slibspiegel zien tot aan het einde van het experiment. Gemiddeld is stijgingsnelheid van de slibspiegel ongeveer 0,8 m in 3,5 uur. De berekende slibconcentraties en snelheden wijken het sterkst af in de slibindikkingszone nabij de bodem. Hoewel er in detail aanzienlijke afwijkingen optreden wordt de resulterende retourslibconcentratie wel goed gesimuleerd. De bufferconcentratie en de slibspiegel stijging komen wel goed met elkaar overeen en zijn hiervan een indirect bewijs.



Afbeelding 33 Gemeten en gemodelleerde concentratieprofielen voor de overbelaste situatie (RWA+) voor de nabezinktank met deflectieschot

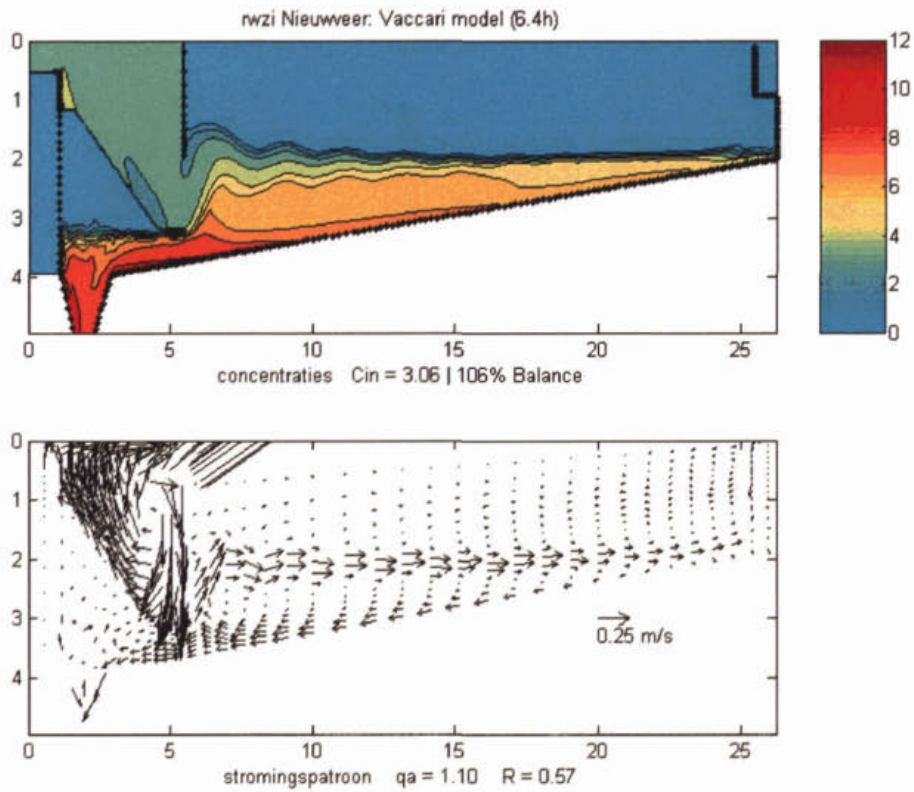


Afbeelding 34 DWA situatie met deflectieshot

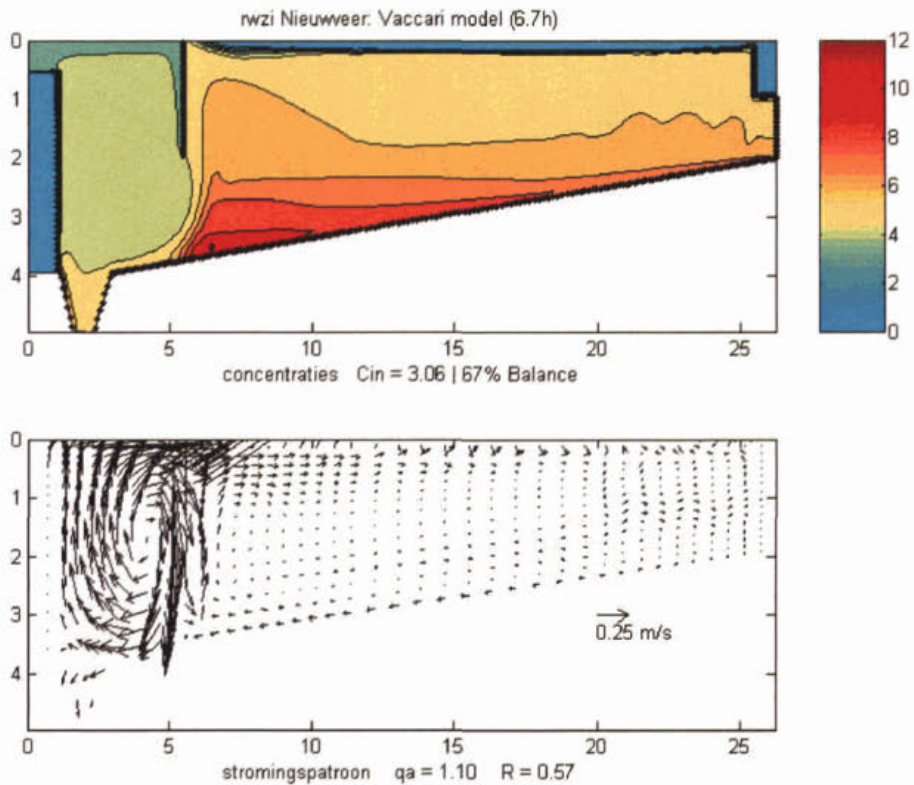


Afbeelding 35 DWA situatie zonder deflectieshot

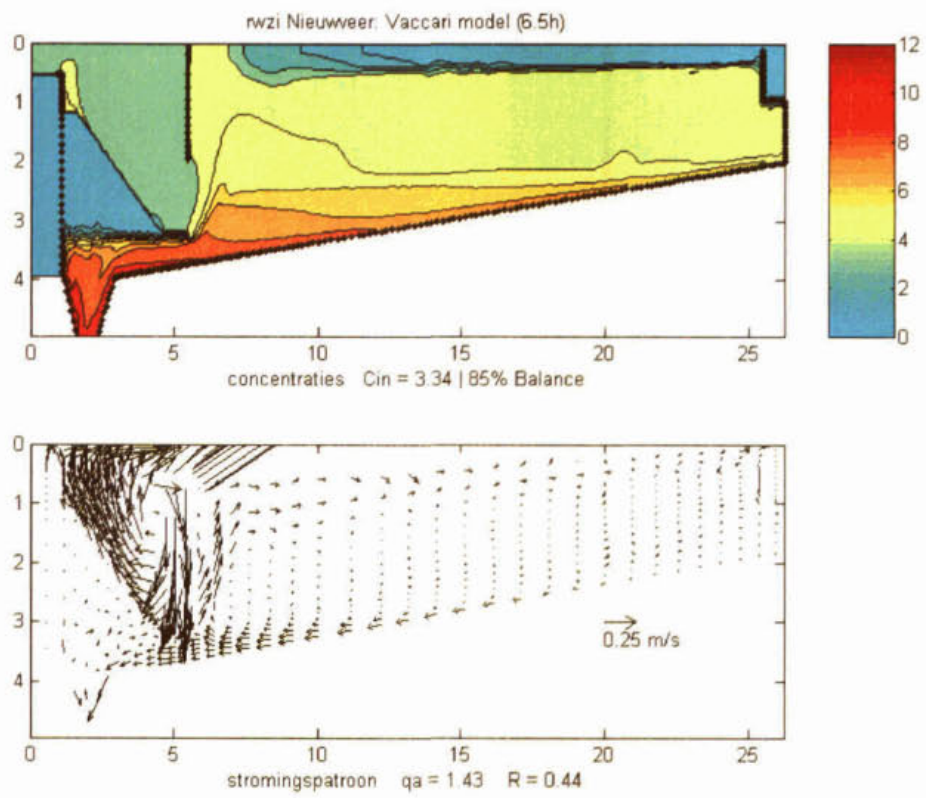




Afbeelding 36 Kritisch belaste situatie (RWA) met deflectieshot



Afbeelding 37 Kritisch belaste situatie (RWA) zonder deflectieshot



Afbeelding 38 Overbelaste situatie (RWA+) met deflectieshot

## 8 TRENDANALYSE

### 8.1 Inleiding

Het gevalideerde nabezinktankmodel is gebruikt om inzicht te krijgen in optredende trends en de mogelijkheden voor optimalisatie van het ontwerp van een nabezinktank. Vervolgens is het verkregen inzicht gebruikt bij de evaluatie van de ontwerprichtlijnen (zie hoofdstuk 9).

In de trendanalyse is de toelaatbare belasting van een nabezinktank gerelateerd aan de volgende (gecombineerde) aspecten: (1) de kantdiepte; (2) de diameter; (3) een deflectieschot en (4) de slibeigenschappen. Het verkregen inzicht op basis van deze belangrijke aspecten kan naar verwachting gebruikt worden om ook andere aspecten te beoordelen.

De experimenten op de rwzi Nieuwveer, zoals beschreven in hoofdstuk 7, hebben aangetoond dat er een belangrijk verschil kan bestaan in de belastbaarheid van een nabezinktank: de nabezinktank met deflectieschot kan aanzienlijk hoger worden belast. Er zijn echter ook signalen uit de praktijk waarbij geen sprake is van een toename van de belastbaarheid of het effect niet kon worden aangetoond. In het STORA-rapport (1981 sub 2) over het onderzoek naar de invloed van ruimer- en inloopconstructies is een experiment op de rwzi Rijen beschreven waarbij geen verschil optrad tussen de tank met en zonder deflectieschot.

Het experiment op de rwzi Rijen is geanalyseerd omdat: (1) het nabezinktankmodel in dit geval geen verschil zou moeten voorspellen voor een deflectieschot en we mogelijk inzicht krijgen in de ligging van het omslagpunt hiervoor; (2) in vergelijking met het Nieuwveer experiment is de slibvolumebelasting hoger; de tankdiameter kleiner; de kantdiepte iets groter en de inlooptrommel aanzienlijk kleiner; (3) we beschikken over voldoende meetgegevens, waarbij het verloop in de tijd van concentraties, slibspiegelhogte en concentratieprofielen in de slibdeken bekend is en (4) middels simulaties gezocht kan worden naar omslagpunten waarbij de Stowa-belasting of een hogere belasting toelaatbaar is.

Tabel 13 Uitgangsgegevens voor de trendanalyse

Parameter	Eenheid	Nieuwveer Kritisch belast	Rijen Proef 3
Diameter	m	52,5	45,5
Kantdiepte	m	2,0	2,25
Diameter inlooptrommel	m	11,0	2,8
Diameter deflectieschot	m	11,0	7,0
Afstand deflectieschot – bodem	m	0,8	0,5
Slibvolume-index DSVI	ml/g	90	110
Concentratie aanvoer rwa	kg/m <sup>3</sup>	3,1	3,8
Slibvolume	ml/l	280	420
Slibvolumebelasting	l/(m <sup>2</sup> .h)	310	350
Oppervlaktebelasting q <sub>A</sub>	m <sup>3</sup> /(m <sup>2</sup> .h)	1,1	0,83
Retourslibverhouding R	-	0,57	0,75

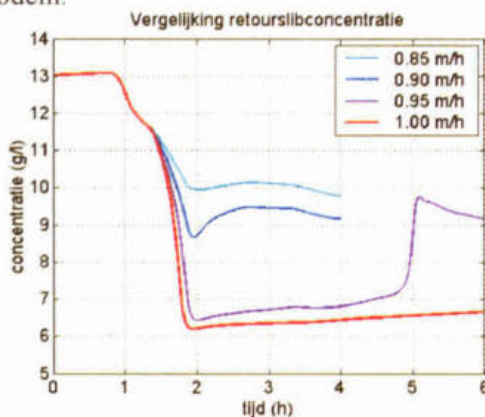
Om trends inzichtelijk te maken zijn de experimenten op de rwzi Nieuwveer en rwzi Rijen geanalyseerd. Hierbij is voor alle simulaties per rwzi de slibvolumebelasting gelijk gehouden aan het gemeten verloop gedurende het experiment. Hierdoor zijn de resultaten onderling goed vergelijkbaar. De invloed van meer of minder slibbuffering in de nabezinktank op het drogestofgehalte in de beluchtingstank en de aanvoer naar de nabezinktanks is daarmee buiten beschouwing gelaten. In de analyse gaat het er om of de slibvolumebelasting aan het einde van het experiment toelaatbaar is, of welke oppervlaktebelasting bij een gegeven slibvolume nog toelaatbaar is.

## 8.2 Trends Nieuwveer experiment

Het experiment op de rwzi Nieuwveer is voor de tank zonder deflectieschot verder geanalyseerd op de volgende aspecten: (1) de toelaatbare hydraulische belasting van de bestaande tank; (2) de invloed van een grotere kantdiepte en (3) een kleinere diameter bij gelijkblijvende belasting.

### Bestaande tank

De maximale oppervlaktebelasting voor de tank zonder deflectieschot is 0,95 m/h, een hogere belasting resulteert in slibverlies door een te hoge slibspiegel. Bij de grensbelasting van 0,95 m/h ontstaat eerst nog een kortsluitstroming waardoor de retourslibconcentratie afneemt tot onder de balansconcentratie van 8,5 kg/m<sup>3</sup>, maar na 3 uur herstelt de retourslibconcentratie en wordt een evenwichtssituatie bereikt (zie afbeelding 39). Dit komt doordat er een zodanig hoge slibdeken wordt opgebouwd, dat de kortsluitstroming door dichtheidsverschillen wordt afgebogen en alsnog het gewenste stromingspatroon ontstaat met retourslibonttrekking langs de bodem.

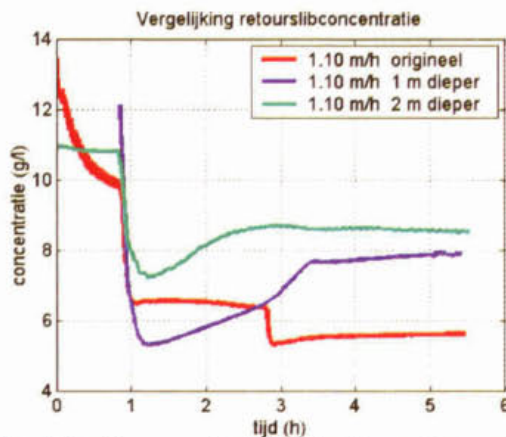


Afbeelding 39 Modelberekeningen bestaande tank Nieuwveer: toelaatbare oppervlakte belasting

Verder is uit de simulaties af te leiden dat een meer geleidelijke toename van het debiet (van dwa naar rwa in 1 uur i.p.v. 5 minuten) geen invloed heeft op het optreden van de kortsluitstroming.

### Diepere tank

De simulaties met een grotere kantdiepte laten zien dat de Stowa-ontwerpbelasting van 1.1 m/h, bij een slibvolumebelasting van circa 280 l/(m<sup>2</sup>h), pas toelaatbaar is bij een 2 m diepere tank (totale kantdiepte 4 m). Ingeschat wordt dat een 1,5 m diepere tank ook nog zal voldoen.

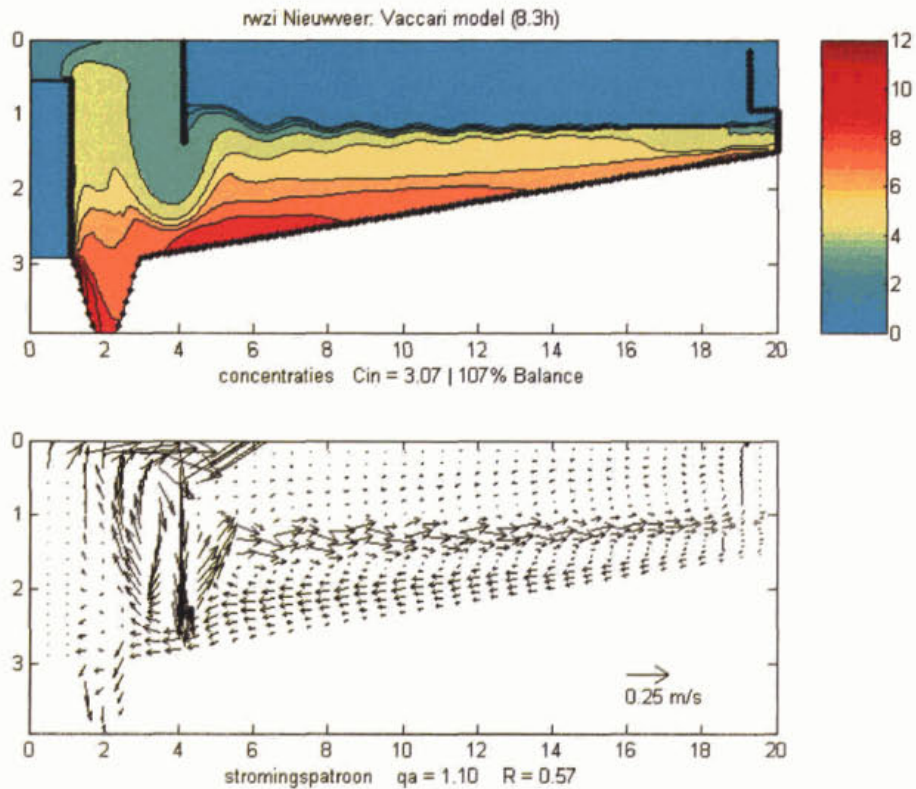


Afbeelding 40 Modelberekeningen diepere tank Nieuwveer: kritisch belast

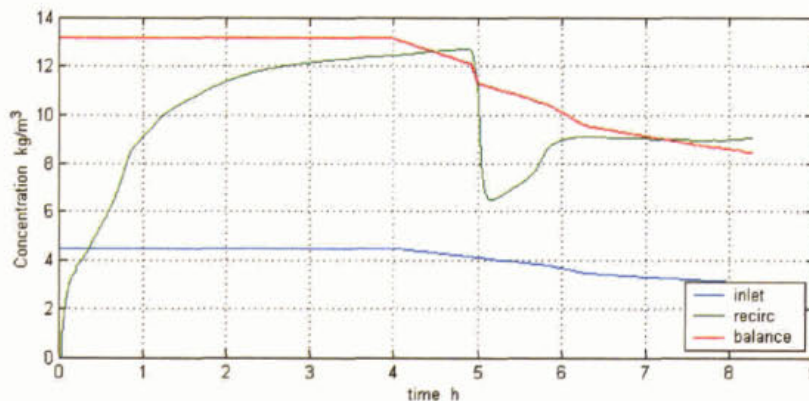
*Kleinere diameter*

Simulaties voor een ontwerp met een kleinere diameter van 40 m (geometrisch geschaald) laten een heel interessant verschijnsel zien, namelijk dat de STORA-ontwerpbelasting bij dit ontwerp *wel* toelaatbaar is.

In afbeelding 41 zijn het drogestof- en snelheidsprofiel in de tank in de evenwichtssituatie weergegeven. Het verloop van het retourslibgehalte in de tijd is weergegeven in afbeelding 42.



**Afbeelding 41**      **Stromingspatroon Nieuwveer kritisch belast voor tank met 40 m diameter**



**Afbeelding 42**      **Het verloop van de retourslibconcentratie**

Dit opmerkelijke resultaat is als volgt geïnterpreteerd:

- het ontwerp van een nabezinktank is onderhevig aan niet-geometrische schalingsregels. De debieten zijn evenredig met de oppervlaktebelasting en daarmee met het oppervlak ( $D^2$ ). Omdat de kantdiepte geometrisch is geschaald ( $D$ ) en het totale debiet nabij de inloop meer dan evenredig is afgenomen, treedt er geen blijvende kortsluitstroming meer op;
- de Stowa-ontwerprichtlijnen zijn indirect beïnvloed door de destijds geldende ontwerp-praktijk met nabezinktanks van ordegrootte 40 m diameter en kantdiepte 1,5-2,0 m.

Indien de hydraulische belasting maatgevend is en niet de slibindikkingseigenschappen dan zijn de stromingspatronen (2-dimensionaal met bijvoorbeeld kortsluitstromen) bepalend voor een optimaal ontwerp. De niet-geometrisch relatie tussen tankdiameter en kantdiepte wordt dan belangrijk. Grotere nabezinktanks met een lineair meegeschaalde kantdiepte zijn gevoelig(er) voor het optreden van kortsluitstromingen. Het toepassen van een deflectieschot is dan een effectieve constructieve maatregel.

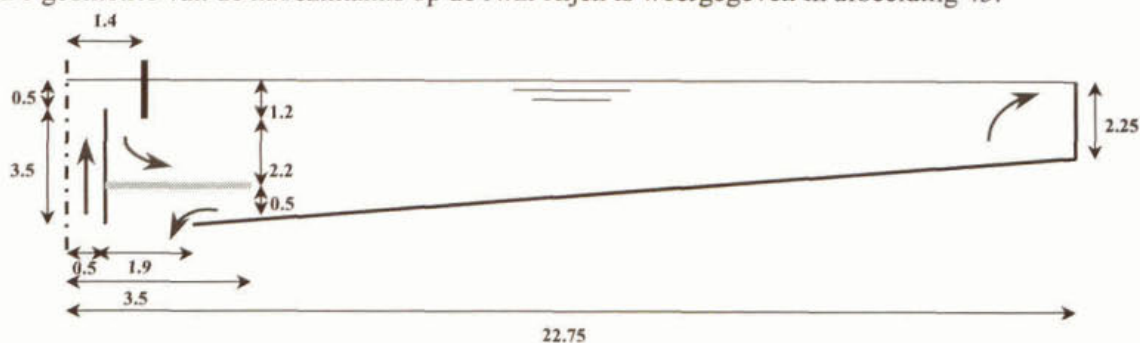
### Conclusie

Uit de metingen en berekeningen blijkt dat het toepassen van een deflectieschot voor de nabezinktanks op de rwzi Nieuwveer een zeer effectieve maatregel is. Voor het ontwerp zonder deflectieschot wordt de maximum belasting namelijk beperkt tot 0,95 m/h. De STORA-ontwerpbelasting van 1,1 m/h is pas toelaatbaar bij een nabezinktankontwerp met een 1,5 m grotere kantdiepte (totaal 3,5 m). Door toepassing van een deflectieschot in de bestaande tanks met een kantdiepte van 2 m is een aanzienlijk hogere maximum belasting van circa 1,4 m/h toelaatbaar.

Grotere nabezinktanks, die geometrisch zijn opgeschaald, zijn gevoelig(er) voor het optreden van kortsluitstromingen. Het toepassen van een deflectieschot is dan een effectieve constructieve maatregel.

## 8.3 Trends Rijen experiment

De geometrie van de nabezinktanks op de rwzi Rijen is weergegeven in afbeelding 43.

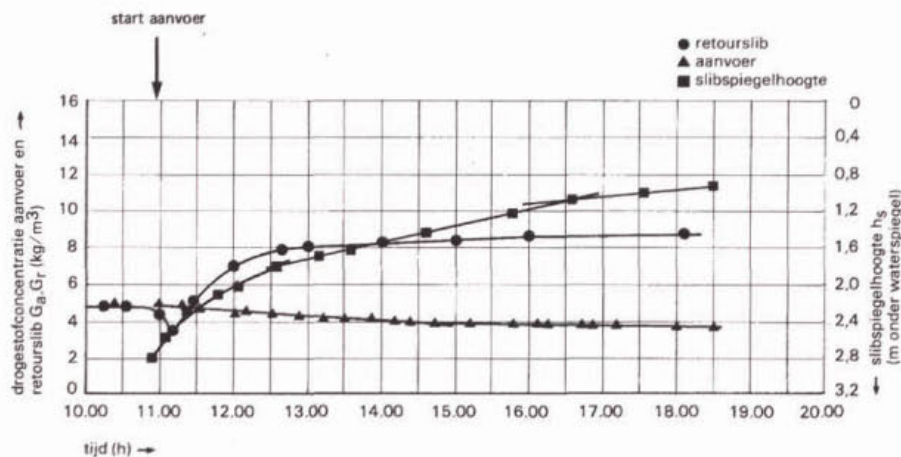


Afbeelding 43 Schematische weergave van de nabezinktanks op de rwzi Rijen

Het gemeten verloop van proef 3 is weergegeven in afbeelding 44. Het betreft 1 van de 6 proeven die zijn uitgevoerd om het effect van een plaatconstructie te beoordelen om slib uit de indikzone te onttrekken. Ondanks positieve waarnemingen zoals een hoger retourslibgehalte, een lagere slibspiegel, vertraging en reductie van het slibverlies bij een overstorting werd geconcludeerd dat toepassing van een plaatconstructie de capaciteit van een tank niet vergroot.

Voor details van de metingen wordt verwezen naar de referentie STORA 1981 (sub 2). Opmerkelijk is dat de in de hoofdttekst weergegeven waarde van  $3,4 \text{ kg/m}^3$  (bij einde proef) niet overeenkomt met het gemeten verloop van de aanvoer concentraties. In onze analyse baseren we ons op de afbeelding van het gemeten verloop gedurende proef en gaan uit van  $3,8 \text{ kg/m}^3$ .

proef 3	:	Rijen	=	
oppervlaktebelasting	:	$q_A$	=	$0,83 \text{ m}^3 / (\text{m}^2 \cdot \text{h})$
drogestofbelasting	:	$(I+R)q_A \cdot G_a$	=	$4,9 \text{ kg} / (\text{m}^2 \cdot \text{h})$
slibvolumebelasting	:	$vs_A$	=	$310 \text{ l} / (\text{m}^2 \cdot \text{h})$
retourslibverhouding	:	$R^A$	=	$0,75$
verdunde slibindex	:	$I_{sv}$	=	$110 \text{ ml/g}$



Afbeelding 44 Proef 3 rwzi Rijen: metingen aan de nabezinktank met deflectieschot (STORA, 1981-2)

### Slibparameters

Omdat metingen aan slibeigenschappen ontbreken moesten de slibparameters worden ingeschat. De methode om de gehinderde bezinksnelheid en slibindikking in te schatten en de slibparameters voor het Vaccari-model af te leiden is als volgt:

- uitgangspunt zijn de slibparameters voor de Nieuwveer experimenten;
- de compressieconcentratie is gelijkgesteld aan de (gemiddelde) bufferconcentratie van de gemeten slibprofielen in de tank;
- de maximale gehinderde bezinksnelheden zijn gereduceerd door de parameter  $a$  in het Vaccari model te verkleinen totdat een goede overeenstemming resulteerde met het gemeten verloop van de slibspiegelstijging tijdens proef 3.

Deze set slibparameters is vervolgens gevalideerd door ook proef 5 van het betreffende onderzoek te simuleren. Op basis van de goede overeenstemming tussen deze metingen en berekeningen is geconcludeerd dat de slibparameters afdoende zijn ingeschat om andere belastingen en trends betrouwbaar te voorspellen. De resultaten van de meting en de berekeningen zijn opgenomen in bijlage 12.

### Simulaties

Er zijn totaal 30 simulaties uitgevoerd om de invloed te bepalen van een hogere retourslibverhouding, een grotere kantdiepte, plaatsing van het deflectieschot op grotere afstand van de bodem (niveau kantdiepte is bodem+1,6 m). Voor alle simulaties is de slibvolumebelasting gelijk gehouden aan het gemeten verloop gedurende proef 3. Hierdoor zijn de resultaten onderling goed vergelijkbaar.

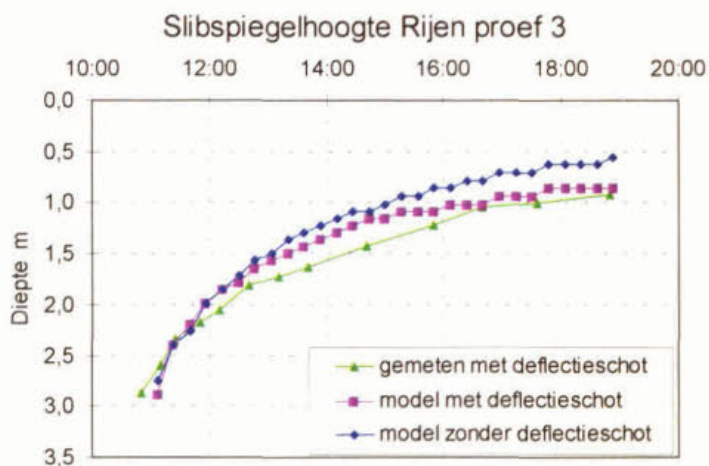
De belangrijkste 11 resultaten voor de beschouwde aspecten zijn samengevat in tabel 14. In de kolom 'Evenwicht' is weergegeven welk percentage van de balansconcentratie is bereikt en het niveau van de slibspiegel in meters onder de waterspiegel. Het verloop van de proef en de duur ervan is zodanig dat zich aan het eind een evenwichtssituatie heeft ingesteld. Dit betekent dat er een balans wordt bereikt of dat er sprake is van een onbalans met een nog stijgende slibspiegel. Indien de balans nog niet bereikt is, zou een lagere slibvolumebelasting wel toelaatbaar zijn, dat wil zeggen een lagere slibconcentratie in de aanvoer of een lagere oppervlaktebelasting, evenredig met het bereikte balanspercentage.

Tabel 14 Modelberekeningen en trendanalyse voor proef 3 op de rwzi Rijen

Rijen simulaties proef 3	Deflectieshot Bijzonderheden	$q_A$ m/h	R -	Kant- diepte	Evenwicht %balans, slibspiegel
1a Tank zonder schot	Geen	0,83	0,75	2,25	94%, ws-0,5 m <sup>s</sup>
1b Tank met schot	Bodem+0,5 m	0,83	0,75	2,25	96%, ws-0,8 m
2a Dieper	Geen	0,83	0,75	3,0	95%, ws-1,0 m
2b Meer retourslib	op kantdiepte	0,83	1,0	2,25	100%, ws-0,7 m
2c Meer retourslib+dieper	op kantdiepte	1,0	1,0	4,0	93%, ws-0,5 m
3a Inlooptrommel Ø10 m	Geen	0,83	1,0	3,0	84%, t=7 h
3b Inlooptrommel Ø10 m	Ø14 m	0,95	1,0	3,0	94%, t=7 h
4a $V_H + 10\%$	Geen	1,0	0,75	3,0	92%, ws-0,5 m
4b $V_H + 10\%$	op kantdiepte	1,0	0,75	3,0	97%, ws-1,0 m
5a $K_{MAX} 80$	op kantdiepte	0,83	0,75	3,0	98%, ws-1,5 m
5b $K_{MAX} 80$	op kantdiepte	1,0	0,75	3,0	Bezwijkt, t=8 h

<sup>s</sup> ws-0,5m : niveau slibspiegel ligt op 0,5 m onder de waterspiegel

De slibconcentratie- en snelheidsprofielen in de nabezinktanks zonder en met deflectieshot voor proef 3 zijn weergegeven in afbeeldingen 46 en 47. De simulaties (1a en 1b in tabel 14) voorspellen weinig verschil tussen de nabezinktank met en zonder deflectieshot. De goede overeenkomst tussen de waarnemingen en simulaties laat zien dat met het ontwikkelde nabezinktankmodel ook juiste voorspellingen worden gedaan voor het effect van een deflectieshot voor een ander ontwerp van de tank en bij een andere (slibvolume)belasting.

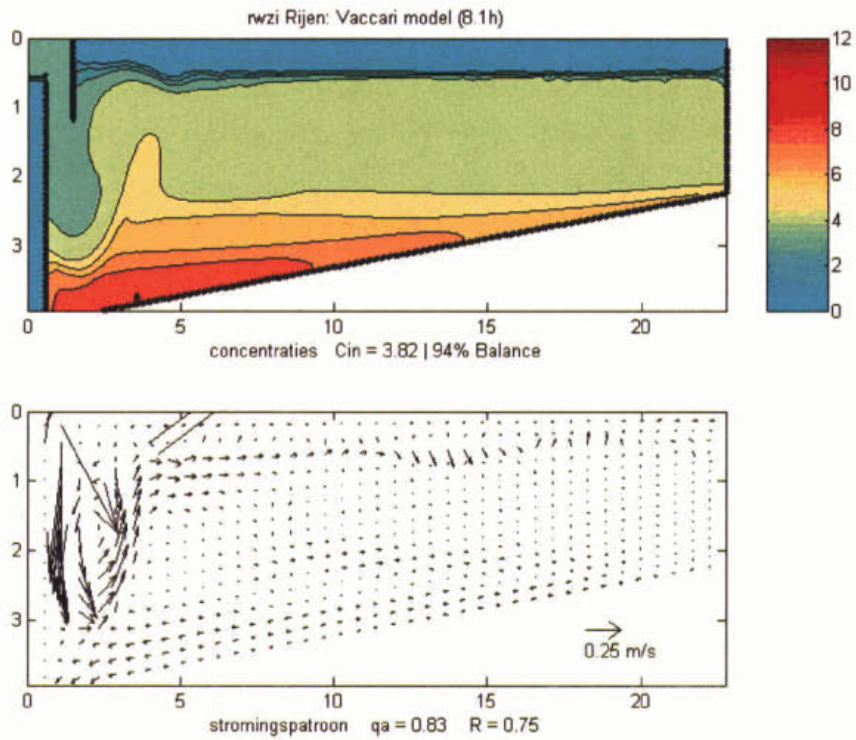


Afbeelding 45 Vergelijking van de metingen en de modelberekeningen (Rijen proef 3)

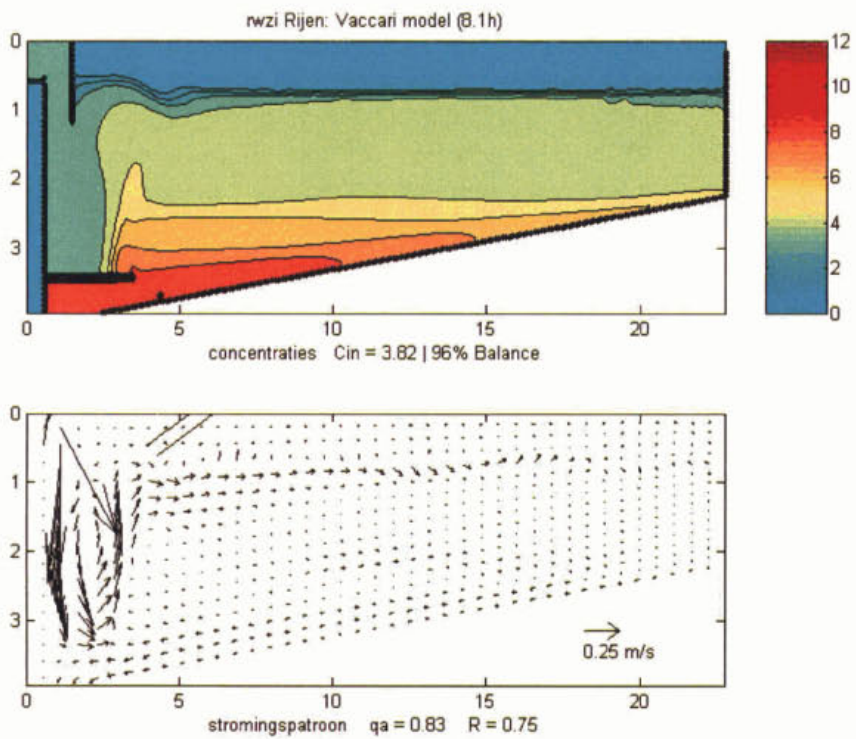
Uit de resultaten 2a, 2b en 2c is af te leiden dat de STORA-ontwerpbelasting slechts kan worden bereikt door het gecombineerde effect van een hogere retourslibverhouding ( $R=1$ ) en toepassing van een deflectieshot met een grotere afstand tot de bodem ('op de kantdiepte').



Ook is het effect van een grotere diameter van de inlooptrommel gesimuleerd voor de nabezinktank zonder deflectieshot (3a). Het stromingspatroon in het centrum van de tank verandert hierdoor, maar het overall gedrag van de nabezinktank verandert niet.

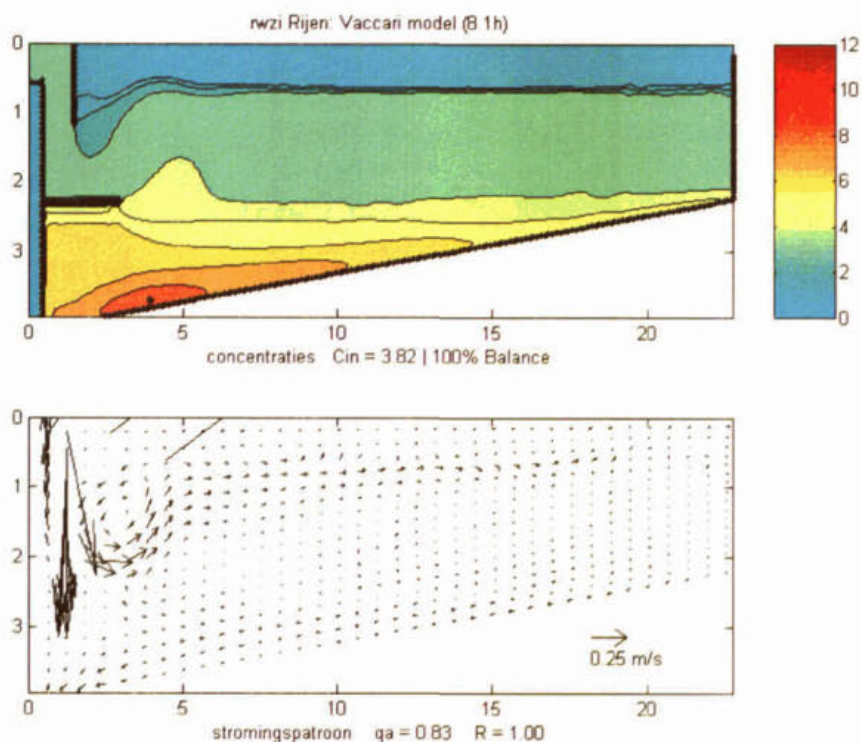


Afbeelding 46 Rijen proef 3 nabezinktank zonder deflectieshot (1a in tabel 14)

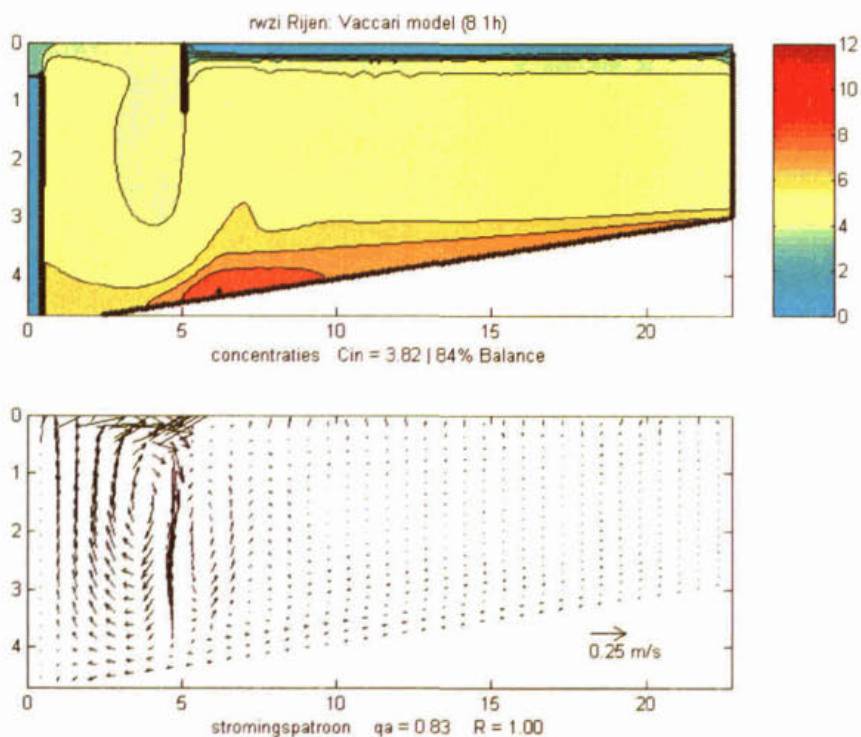


Afbeelding 47 Rijen proef 3 nabezinktank met deflectieshot (1b in tabel 14)

De slibconcentratie- en snelheidsprofielen in de nabezinktanks voor proef 2b en 3a zijn weer-gegeven in afbeeldingen 48 en 49.



Afbeelding 48 Rijen proef 3 evenwicht bij toelaatbare belasting Stora-ontwerprichtlijn (2b in tabel 14)

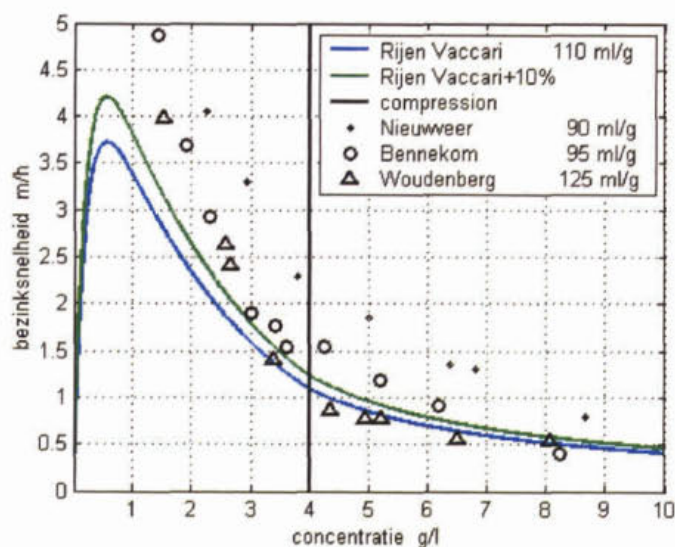


Afbeelding 49 Tank met grotere inlooptrommel, grotere kantdiepte en meer retourslib bezwijkt (3a in tabel 14)

### Gevoeligheidsanalyse

Tot slot is een gevoeligheidsanalyse uitgevoerd voor de gehanteerde slibparameters. Dit door te rekenen met een 10% hogere gehinderde bezinksnelheid (4a en 4b) en met een betere slibindiking met  $K_{MAX}$  van 40 naar  $80 \text{ kg}/(\text{m}^3 \cdot \text{m})$  (5a en 5b).

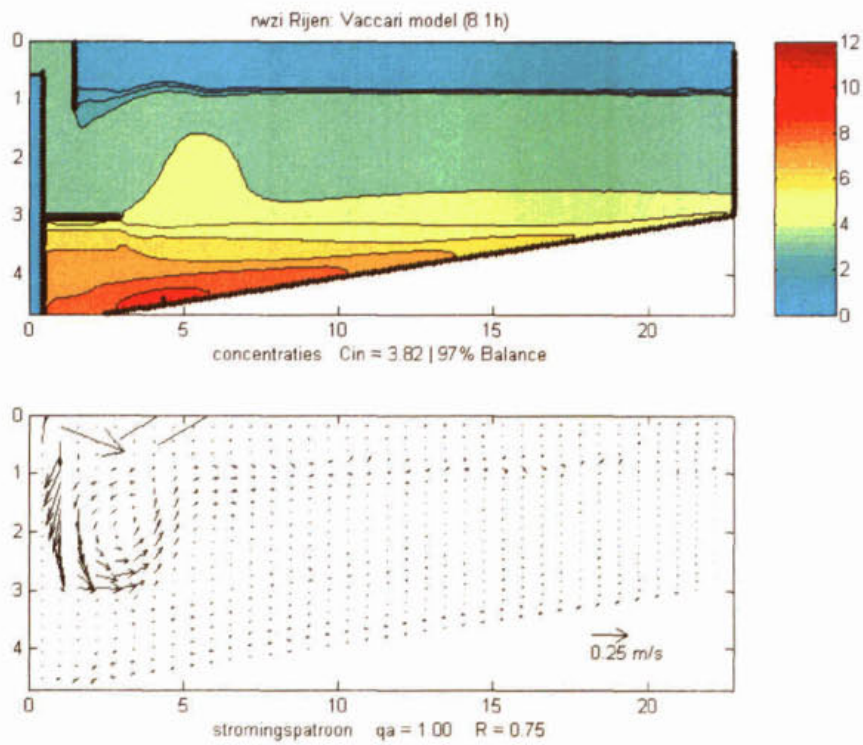
De invloed van de gehinderde bezinksnelheid op de resultaten is groot. Al bij een betrekkelijk geringe toename van 10% blijkt een hogere slibvolumebelasting c.q. oppervlaktebelasting toelaatbaar te zijn. In afbeelding 50 zijn de gehanteerde maximum gehinderde bezinksnelheden weergegeven samen met metingen aan actief-slib met een vergelijkbare slibvolume-index. Voor concentraties groter dan de compressieconcentratie wordt gerekend met het concentratiegradient afhankelijke deel in het Vaccari-model. Te zien is dat voor Rijen relatief lage waarden voor de gehinderde bezinksnelheid zijn gehanteerd.



Afbeelding 50 Modelling gehinderde bezinksnelheden Rijen

Op basis van simulatie 4b wordt ingeschat dat een oppervlaktebelasting van  $0,95 \text{ m/h}$  toelaatbaar is voor een nabezinktank met deflectieschot en een kandiëpte van  $3,0 \text{ m}$  en dat in de evenwichtssituatie een voldoende ruime helderwaterzone overblijft (circa  $1 \text{ m}$ ).

De slibconcentratie- en snelheidsprofielen in de nabezinktanks voor proef 4b zijn weergegeven in afbeelding 51.



Afbeelding 51

Bij een 10% hogere gehinderde bezinksnelheid is een hogere oppervlaktebelasting toelaatbaar voor een tank met deflectieschot en een grotere kantdiepte (4b in tabel 14).

## 8.4 Conclusies

Met het ontwikkelde nabezinktankmodel is inzicht verkregen in trends bij de optimalisatie van het ontwerp van een ronde nabezinktank. Een aantal aspecten van het ontwerp is geanalyseerd uitgaande van de ontwerpen voor nabezinktanks op de rwzi's Nieuwveer en Rijen. De relatie tussen slibeigenschappen en de toelaatbare belasting is geanalyseerd (wel of niet conform STORA en wat is het haalbare maximum). Het effect van een grotere kantdiepte of andere tankdiameter is in kaart gebracht. Ook de vraag 'waarom een deflectieschot soms wel en soms niet helpt' kan nu worden beantwoord.

Voor de nabezinktanks op de rwzi Nieuwveer zijn hydraulische aspecten maatgevend. Toepassing van een deflectieschot is in dit geval een effectieve maatregel om kortsluitstromen te voorkomen. Er kan een aanzienlijk hogere belasting worden toegestaan dan conform de STORA-richtlijnen. Bij ontwerpen zonder deflectieschot is de STORA-belasting toelaatbaar bij een grotere kantdiepte danwel bij een kleinere diameter en gelijkblijvende kantdiepte. De trendanalyse heeft aangetoond dat grote nabezinktanks (diameter 50-60 m) eerder hydraulisch beperkt zijn dan kleine nabezinktanks (diameter tot 40 m).

**Tabel 15**      **Overzicht van de trends op de rwzi Nieuwveer**

situatie	deflectieschot	diameter [m]	diepte [m]	toelaatbare belasting [m <sup>3</sup> /(m <sup>2</sup> .h)]	t.o.v. STORA
Ontwerp	n.v.t.	52,5	2,0	1,1	=
Praktijk	nee	52,5	2,0	0,95	<
	ja	52,5	2,0	1,4	>
Diepere tank	nee	52,5	3,5	1,1	=
Kleinere tank	nee	40,0	2,0	1,1	=

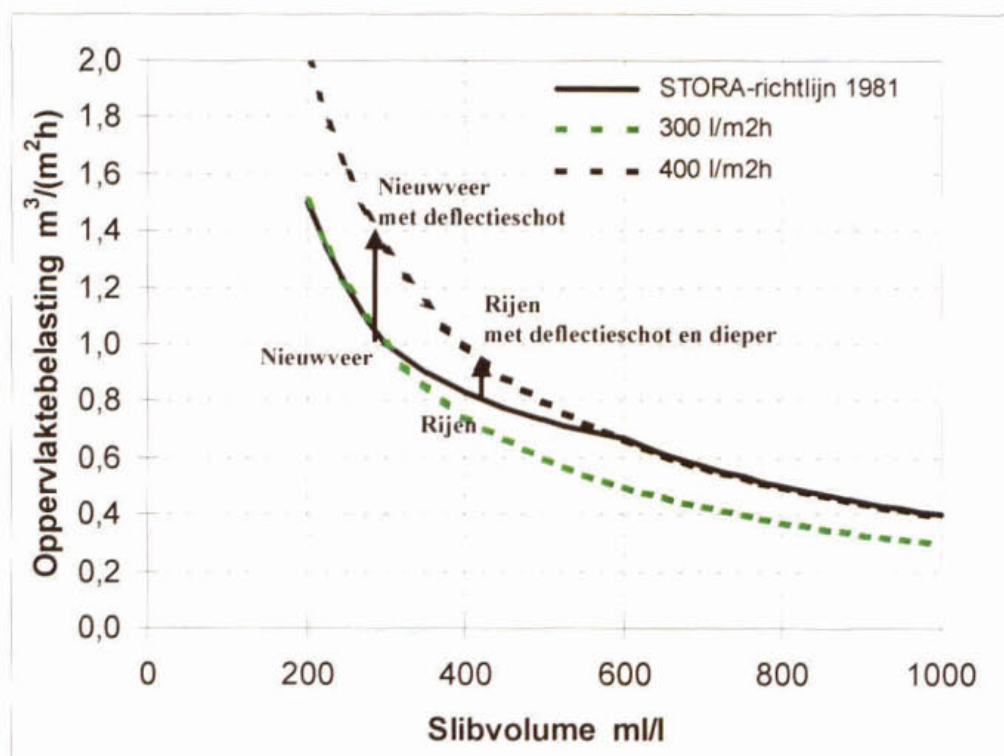
Voor de nabezinktanks op de rwzi Rijen zijn de slibeigenschappen maatgevend. De slibparameters voor het Vaccari-model zijn ingeschat, gebruikmakend van de beschikbare historische meetgegevens. De volgens de STORA-richtlijnen toelaatbare slibvolumebelasting kan alleen worden bereikt door een combinatie van maatregelen, te weten een hogere retourslibverhouding en een deflectieschot.

**Tabel 16**      **Overzicht van de trends op de rwzi Rijen (vergelijk tabel 14)**

situatie	deflectieschot t.o.v. bodem [m]	R [-]	diepte [m]	toelaatbare belasting [m <sup>3</sup> /(m <sup>2</sup> .h)]	t.o.v. STORA
Ontwerp	n.v.t.	0,75	2,25	0,83	=
Praktijk	nee	0,75	2,25	< 0,83	<
	ja (+0,5 m)	0,75	2,25	< 0,83	<
2b	ja (op kantdiepte)	1,0	2,25	0,83	=
4b (V <sub>H</sub> + 10%)	ja (op kantdiepte)	0,75	3,0	1,0	>

Het verschil in gedrag van nabezinktanks met en zonder deflectieschot wordt goed voorspeld, want de simulaties komen goed overeen met de praktijkmetingen met verschil en zonder verschil in gedrag, respectievelijk Nieuwveer en Rijen.

De gevoeligheidsanalyse bij de rwzi Rijen laat zien dat bij een actiefslib met een 10% hogere gehinderde bezinksnelheid een hogere oppervlaktebelasting (van 0,83 naar 1,0 m/h) c.q. slibvolumebelasting toelaatbaar is. Hiervoor zou de nabezinktank ontworpen moeten zijn met een grotere kantdiepte en een deflectieschot.



Afbeelding 52

STORA-richtlijn met trendanalyses Nieuwveer- en Rijen-belastingen

## 9 EVALUATIE VAN DE STORA-ONTWERPRICHTLIJNEN

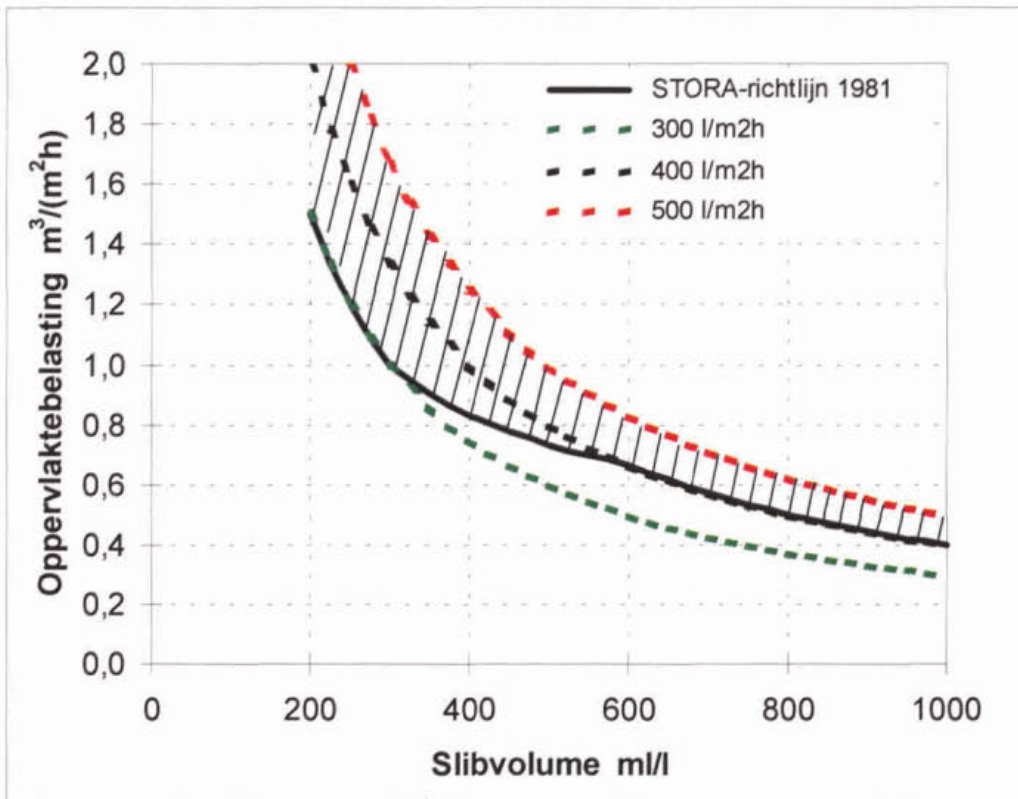
De belangrijkste aspecten die een rol spelen bij de optimalisatie van het ontwerp van een ronde nabezinktank zijn geanalyseerd uitgaande van de experimenten op de rwzi's Nieuwveer en Rijen. Met behulp van het ontwikkelde nabezinktankmodel (FAST2D) is een trendanalyse uitgevoerd om inzicht te krijgen in de relatie tussen de toelaatbare (slibvolume)belasting en de tankdiameter, de kantdiepte, een deflectieschot en de slibeigenschappen.

Geconcludeerd is dat de STORA-ontwerprichtlijnen van 1981 door de destijds gebruikelijke bouwwijze van nabezinktanks mede beïnvloed zijn door hydraulische bepaalde beperkingen. Deze invloed is impliciet verwerkt in de richtlijnen door een lagere slibvolumebelasting toe te staan voor het belangrijkste toepassingsgebied, bij een slibvolume  $\leq 600$  ml/l en een oppervlaktebelasting  $\geq 0,7$  m/h.

### Richtlijn slibvolumebelasting

Op basis van het verkregen inzicht in de werking van nabezinktanks is een nieuwe ontwerp-richtlijn voor de slibvolumebelasting geformuleerd.

*De maximaal toelaatbare slibvolumebelasting van een nabezinktank is afhankelijk van de slibeigenschappen (deze grens volgt uit de solids-flux theorie). Voor actiefslib met een slibvolumeindex van 90-150 ml/g betekent dit dat ontwerpen met een toelaatbare slibvolumebelasting van 400-500 l/(m<sup>2</sup>h) mogelijk zijn. De bandbreedte tussen de STORA-richtlijn uit 1981 en solids-flux theorie wordt bepaald door de complexe interactie tussen de stromingspatronen en de opbouw van de slibdeken.*



Afbeelding 53

Tussen de STORA-richtlijn 1981 en de solids-flux theorie ligt een bandbreedte aan ontwerpmogelijkheden

Het ontwikkelde nabezinktankmodel kan worden gebruikt om een optimaal ontwerp te maken. Dit door rekening te houden met de interacties tussen stromingspatronen (diameter, kantdiepte, inloopconstructie, deflectieschot en kortsluitstroming) en op bouw van de slibdeken (bezinking, buffering, indikking en retourslibdebiet).

Ook voor aanpassingen aan bestaande tanks en voor gewijzigde slibeigenschappen kan het nabezinktankmodel gebruikt worden om de toelaatbare belasting te bepalen.

#### *Richtlijn slibbuffering*

De ontwerprichtlijn voor de berekening van de slibbuffering gaat uit van een maximaal niveau van de slibspiegel van 0,3 m boven de kantdiepte. Deze richtlijn is te strikt want in een diepere tank kan meer actiefslib worden gebufferd. De mate waarin actiefslib mag worden gebufferd is meestal procestechnologisch bepaald door het vereiste zuiveringsrendement. Wel dient men hierbij rekening te houden met het minimale slibvolume waarbij nog gehinderde bezinking optreedt (vuistregel: ten minste 200 ml/l). Dit om een scherpe slibspiegel te garanderen en daarmee het invangen van een belangrijk deel van de slecht bezinkbare deeltjes te waarborgen. Indien het procestechnologisch toelaatbaar is, kan onder rwa-omstandigheden meer slibbuffering in de nabezinktanks worden toegestaan, waardoor de slibvolumebelasting afneemt en een hogere oppervlaktebelasting is toegestaan. Concreet betekent dit dat bij een diepere nabezinktank meer actiefslib kan worden gebufferd en een hogere maximum oppervlaktebelasting toelaatbaar is.

#### *Richtlijn slibruiming*

Het slibruimingsproces is niet in detail te modelleren. Actieve slibruiming treedt alleen op bij een lagere slibspiegel dan de ruimerbladhoogte. Bij een hogere slibspiegel wordt alleen lokaal de samenhang tussen de indikkende slibvlokken verbroken er treedt een stromingspatroon op waarbij indikkend slib op enige afstand van de bodem richting retourslibonttrekking stroomt. De ervaringsrichtlijn voor de ruimerfrequentie en ruimerbladhoogte worden gehandhaafd.

#### *Grote nabezinktanks en deflectieschotten*

Voor de ontwikkeling in de praktijk naar nabezinktanks met een grotere diameter (50-60 m) en een geringe kantdiepte (2,0-2,5 m) geldt dat dergelijke ontwerpen veelal hydraulisch beperkt zijn door de toenemende invloed van de 2-dimensionale stromingspatronen. Voor dergelijke tanks is aangetoond dat het toepassen van een deflectieschot een zeer effectieve maatregel is. Indien slibindikking de maatgevende factor is en er een relatief lage oppervlaktebelasting wordt toegepast, of als de nabezinktank voldoende diep is, is het effect van een deflectieschot verwaarloosbaar.

#### *Richtlijn diepte / ontwerpmethodiek*

Een eenduidige methodiek voor een optimaal ontwerp van een nabezinktank is niet meer te geven. In een separate notitie (STOWA-2002-23) wordt nader ingegaan op de evaluatie van de ontwerprichtlijnen en wordt het operationele gebruik van het nabezinktankmodel beschreven aan de hand van voorbeelden.

#### *Aanbevelingen*

- Een landelijke databank op te bouwen met kenmerkende slibparameters. Doel hiervan is beter inzicht te krijgen in de bandbreedte van de slibeigenschappen met de slibvolume-index als kenmerkende waarde voor het type actiefslib.
- Nader te onderzoeken of door middel van metingen aan de concentratieprofielen in de slibdeken van bestaande nabezinktanks een goede inschatting van de slibparameters kan worden gemaakt.



## 10 CONCLUSIES

### 10.1 Algemeen

Het belangrijkste resultaat van het onderzoek is dat het is gelukt om een betrouwbaar nabezinkt-tankmodel te ontwikkelen. Het model is een krachtig hulpmiddel gebleken bij het verkrijgen van een beter inzicht in de werking van nabezinktanks. De relatie tussen slibeigenschappen en de toelaatbare belasting is geanalyseerd. Het effect van een grotere kantdiepte of andere tankdiameter is in kaart gebracht. Ook de vraag 'waarom een deflectieschot soms wel en soms niet helpt' kan nu worden beantwoord.

### 10.2 Slibeigenschappen

#### *Keuze van het slibindikkingsmodel*

Met de beschouwde modellen (Takács, Hyperbool, Vaccari en Kos) kunnen niet alle uitgevoerde slibindikkingsexperimenten worden gesimuleerd op basis van één set parameters per slibsoort (zie paragraaf 6.2).

De modellen van Kos en Vaccari zijn vergelijkbare opties om gehinderde bezinking en slibindikking te modelleren. De voordelen van het Vaccari-model zijn:

- de vorm van het concentratieprofiel kan eenvoudig worden ingesteld met de parameter  $K_{MAX}$ ;
- door de maximaal toegestane concentratiegradiënt ( $K_{MAX}$ ) is er een indirecte relatie tussen de retourslibconcentratie en de hoogte van de slibdeken en wordt de indikkingzone in een onderbelaste situatie niet extreem klein.

Op basis van deze afweging is het Vaccari-model in het FAST2D nabezinkt-tankmodel geïmplementeerd. Daarnaast is het Takács-model gehandhaafd als optie om eventuele vergelijkende berekeningen eenvoudig te kunnen uitvoeren.

#### *Kenmerkende waarden op basis van slibvolume-index*

Een karakterisering van actiefslib alleen op basis van de slibvolume-index is niet eenduidig. Er zijn aanzienlijke verschillen in gehinderde bezinksnelheid tussen het slib van de rwzi Nieuwveer met een DSVI van 90 ml/g en het slib van de rwzi Bennekom met een DSVI van 95 ml/g. De slibindikkingseigenschappen zijn in principe *niet* in te schatten op basis van de (verdunde) slibvolume-index. De meting is namelijk zo gedefinieerd dat de gehinderde bezinksnelheid bepalend is en de indikkingseigenschappen vrijwel niet tot uitdrukking komen. Een aanvullende karakterisering zal nodig zijn (zie paragraaf 10.5).

#### *Reologie*

Met het nabezinkt-tankmodel kunnen ook de reologische eigenschappen van actief-slib worden verdisconteerd. Bij gebruik van het geringe aantal beschikbare literatuurwaarden is het effect klein. Metingen aan de viscositeit van actiefslib zijn experimenteel complex en vergen niet standaard verkrijgbare apparatuur.

Door een toenemende viscositeit bij hogere slibconcentraties neemt de berekende sterke stroming direct langs de bodem af en kan een betere overeenkomst met de gemeten snelheidsprofielen worden bereikt.

### *Slibruiming*

Actieve slibruiming naar het centrum van de tank treedt alleen op als de slibspiegel lager is dan de hoogte van het ruimerblad. Bij een hogere slibspiegel beweegt de bladruimer zonder ruimende werking en treedt er alleen een lokaal effect op waarbij de samenhang tussen de indikkende slibvlokken (deels) wordt verbroken.

## 10.3 Praktijkproeven

De uitgevoerde praktijkproeven tonen aan dat er een duidelijk verschil is in de toelaatbare belasting van nabezinktanks met en zonder deflectieschot.

- In een onderbelaste situatie (DWA) is het verschil tussen de nabezinktanks gering. Opvallend is dat de slibspiegel dan al wel bijna op het niveau van de kandiëpte staat.
- In de nabezinktank *zonder* deflectieschot stijgt de slibspiegel tot aan de rand van de tank bij de kritische belasting (RWA), die gelijk is aan de toelaatbare (slibvolume)belasting volgens de STORA-richtlijnen.
- De nabezinktank *met* deflectieschot kan hoger worden belast. In de overbelaste situatie (RWA+) lijkt een slibvolumebelasting van circa 400 l/(m<sup>2</sup>.h) toelaatbaar: 33% meer dan de 300 l/(m<sup>2</sup>.h) conform de STORA-richtlijnen.

Het uitspoelen van slib uit de nabezinktank zonder deflectieschot is het gevolg van een kortsluitstroming tussen de inlooptrommel en de retourslibonttrekking. Hierdoor neemt de retourslibconcentratie vrijwel direct af en stijgt de slibspiegel.

De resultaten van de praktijkproeven op rwzi Nieuwveer laten zien dat een deflectieschot de werking van een nabezinktank kan verbeteren. Een deflectieschot beïnvloedt het stromingspatroon in de tank, de hoogte van de slibdeken en de concentratie van het retourslib tijdens niet-stationaire belastingssituaties. Het nadelige effect van de zogenaamde kortsluitstroming wordt geminimaliseerd, hetgeen resulteert in een hogere toelaatbare belasting voor de nabezinktank met deflectieschot.

### *Slibindikking*

De hoogte van de slibdeken in een slibindikingsproef is niet vergelijkbaar met die van de slibdeken in een nabezinktank met dezelfde (slibvolume)belasting. De stromingspatronen in een kolom-experiment zijn voornamelijk 1-dimensionaal, terwijl die in een nabezinktank sterk 2-dimensionaal zijn.

De parameters voor het Vaccari-slibindikingsmodel kunnen het beste worden afgeleid uit een experiment waarin vanuit een overbelaste evenwichtssituatie een onderbelaste situatie ontstaat. Dit zou een aanvullende meetinspanning vergen totdat een database beschikbaar is met kenmerkende waarden per type actiefslib. Aanbevolen wordt om te onderzoeken of de modelparameters zijn af te leiden uit gemeten slibprofielen in een bestaande nabezinktank. Dit zou namelijk een veel kleinere meetinspanning vergen.

## 10.4 Nabezinktankmodel

Het ontwikkelde nabezinktankmodel geeft een goede voorspelling van de werking van de nabezinktanks. Alle praktijkproeven die zijn uitgevoerd op de rwzi Nieuwveer zijn door modelberekeningen gestaafd. Onder DWA omstandigheden is het verschil tussen de tank met en zonder deflectieschot klein. Bij kritische belasting wordt het grote verschil in gedrag tussen de tank met en zonder deflectieschot goed voorspeld. Voor de tank met deflectieschot wordt een goede voorspelling gedaan van de extra toelaatbare belasting.

De trends in het tijdsafhankelijke verloop van de slibspiegel wordt goed voorspeld. In detail treden er wel afwijkingen op tussen de berekende en gemeten concentratieprofielen en snelheidsprofielen, maar de resulterende slibspiegelhoogte en retourslibconcentratie komen goed overeen met de metingen.

*Het ontwikkelde nabezinktankmodel FAST2D wordt op basis van de goede overeenkomst met het praktijkonderzoek op rwzi Nieuwveer als gevalideerd beschouwd.*

## 10.5 Trendanalyse

Met het ontwikkelde nabezinktankmodel wordt het verschil in gedrag van nabezinktanks met en zonder deflectieschot goed voorspeld. De simulaties komen goed overeen met de praktijkmetingen met (Nieuwveer) en zonder (Rijen) verschil door een deflectieschot.

Voor de nabezinktanks op de rwzi Nieuwveer zijn hydraulische aspecten maatgevend. Toepassing van een deflectieschot is een effectieve maatregel om kortsluitstromen te voorkomen.

Voor de nabezinktanks op de rwzi Rijen zijn de slib(indikkings)eigenschappen maatgevend. De volgens de STORA-richtlijnen toelaatbare slibvolumebelasting kan alleen worden bereikt door een combinatie van een hogere retourslibverhouding en een deflectieschot (op kantdiepte).

De gevoeligheidsanalyse laat zien dat bij een 10% hogere gehinderde bezinksnelheid een hogere oppervlaktebelasting c.q. slibvolumebelasting toelaatbaar is voor een nabezinktank met een grotere kantdiepte en een deflectieschot.

De trendanalyse heeft verder aangetoond dat grote nabezinktanks (diameter 50-60 m) eerder hydraulisch beperkt zijn dan kleine nabezinktanks (diameter tot 40 m).

## 10.6 Evaluatie van de STORA-ontwerprichtlijnen

Geconcludeerd wordt dat de STORA-ontwerprichtlijnen van 1981 door de destijds gebruikelijke bouwwijze van nabezinktanks mede beïnvloed zijn door hydraulische bepaalde beperkingen. Deze invloed is impliciet verwerkt in de richtlijnen door een lagere slibvolumebelasting toe te staan voor het belangrijkste toepassingsgebied, bij een slibvolume  $\leq 600$  ml/l en een oppervlaktebelasting  $\geq 0,7$  m/h.

### *Richtlijn slibvolumebelasting*

Op basis van het verkregen inzicht in de werking van nabezinktanks is een nieuwe ontwerprichtlijn voor de slibvolumebelasting geformuleerd.

*De maximaal toelaatbare slibvolumebelasting van een nabezinktank is afhankelijk van de slibeigenschappen (solids-flux theorie). Voor actiefslib met een slibvolumeindex van 90-150 ml/g betekent dit dat ontwerpen met een toelaatbare slibvolumebelasting van 400-500 l/(m<sup>2</sup>.h) mogelijk zijn. De bandbreedte tussen de STORA-richtlijn uit 1981 en de solids-flux theorie wordt bepaald door de complexe interactie tussen de stromingspatronen en de opbouw van de slibdeken.*

Het ontwikkelde nabezinktankmodel kan worden gebruikt om een optimaal ontwerp te maken. Dit door rekening te houden met de interacties tussen stromingspatronen (diameter, kantdiepte, inloopconstructie, deflectieschot en kortsluitstroming) en opbouw van de slibdeken (bezinking, buffering, indikking en retourslibdebiet).

Ook voor aanpassingen aan bestaande tanks en voor gewijzigde slibeigenschappen kan het nabezinktankmodel gebruikt worden om de toelaatbare belasting te bepalen.

### *Ontwerpmethodiek*

Een eenduidige methodiek voor een optimaal ontwerp van een nabezinktank is niet meer te geven. In een separate notitie (STOWA-2002-23) wordt nader ingegaan op de evaluatie van de ontwerprichtlijnen en wordt het operationele gebruik van het nabezinktankmodel beschreven aan de hand van voorbeelden.

## 11 REFERENTIES

- Billmeier E. (1988), *The influence of blade height on the removal of sludge from activated sludge settling tanks*. Wat. Sci. Tech. 20(5): 165-175, 1988.
- Catunda P.F.C. and A.C. van Haandel (1992), *Activated sludge settling Part I: Experimental determination of activated sludge settleability*. Water SA 18(3): 165-172, 1992.
- Coe H.S. and G.H. Clevanger (1916), *Methods for Determining the Capacities of Slime-Settling Tanks*. Trans. AIME 55:356-384, 1916.
- Dahl C., Larsen T. and Petersen O., (1991), *Development of a numerical model for secondary clarifiers*. Proc. 24th Congress IAHR, Madrid, Vol. C: 163-170, 1991.
- Dahl C., Larsen T. and Petersen O., (1994), *Numerical modelling and measurement in a test secondary settling tank*. Wat. Sci. Tech. 30(2): 219-228, 1994.
- Dick R.I. and Buck J.H., (1985), *Measurement of activated sludge rheology*. Proc. ASCE 111: 539-545, 1985.
- Dupont, René, and Claus Dahl (1995), *A one-dimensional model for a secondary settling tank including density current and short-circuiting*, Wat. Sci. Tech., Vol.31, Nr.2, p.215-224, 1995.
- Ekema G.A., Barnard J.L., Günthert F.W., Krebs P., McCorquodale J.A., Parker D.S. and Wahlberg E.J., (1997), *Secondary Settling Tanks: Theory, Modelling, Design and Operation*. IAWQ Scientific and Technical Report No. 6, 1997.
- Eriksson, Leif, Inga Steen en Marta Tendaj (1992), *Evaluation of sludge properties at an activated sludge plant*, Wat. Sci. Tech., Vol.25, Nr.6, p.251-265, 1992.
- Fitch B., (1979). *Sedimentation of Flocculent Suspensions: State of the Art*. A.I.Ch.E. Journal 25(6): 913-930, 1979.
- Günthert F.W. (1984), *Ein Beitrag zur Bemessung von Schlammräumung und Eindickzone in horizontal durchströmten runden Nachklärbecken von Belebungsanlagen. Berichte aus Wassergütewirtschaft und Gesundheitsingenieurwesen*, Technische Universität München, Heft 49: 198 pp. + (141) Anlagen., 1984.
- Huisman, L, e.a. (1996), *Sedimentation and Flotation and Mechanical Filtration*, Technical University Delft, Department of Civil Engineering, Division of Sanitary Engineering, N40, Februari 1996
- Hultman, B. and J Hultgren (1980). *Deviations from the Kynch theory in thickening sludges from waste water treatment plants*. Tribune Cebedeau Nos. 441-442, 33: p. 375-389, 1980.
- Jeppsson, U. and S. Diehl (1996), *On the modelling of the dynamic propagation of biological components in the secondary clarifier*. Wat. Sci. Tech. 34 (5-6): 85-92, 1996.
- Jorand, F., F. Zartarian, F. Thomas, J.C. Block, J.Y. Bottero, G. Villemin, V. Urbain, en J. Manem (1995), *Chemical and structural (2D) linkage between bacteria within activated sludge flocs*, Wat. Res., Vol.29, Nr.7, p.1639-1647, 1995

Kos P. (1977), *Gravity Thickening of Water-Treatment-Plant Sludges*. J. AWWA 69: 272-282, 1977.

Krebs P., (1995a), *Berechnung der Strömungs- und Abscheidvorgänge in Absetz- und Flotationsbecken*. DFG Forschungsvorhaben Ro 558/13-1. Institut für Hydromechanik, Universität Karlsruhe. 47 pp., 1995.

Krebs P., (1995b), *Success and shortcomings of clarifier modelling*, Wat. Sci. Tech., Vol.31, Nr.2, p.181-191, 1995.

Kynch G.J., (1952). *A theory of sedimentation*. Trans. Faraday Soc. 48: 166-176, 1952.

Lakehal. D. (1997), *Numerical Modelling of Buoyant Flows and Particle Settling in Secondary Clarifiers*. IfH Report No. 738, Univ. Karlsruhe, 1997.

Lyn D.A., Stamou A.I. and Rodi W (1992), *Density currents and shear-induced flocculation in sedimentation tanks*. J. Hyd. Eng. 118(6): 849-867, 1992.

Mandersloot, W.G.B., Scott K.J. and Geyer C.P. (1986), *Sedimentation in the hindered settling regime*, In: *Advances in Solids-Liquid Separation*. Ed. Muralidhura HS, Batelle Memorial Inst., Ohio. Batelle Press, Columbus, Richland, 1986.

Merkel W., (1971), *Untersuchungen über das Verhalten des belebten Schlammes im System Belebungsbecken-Nächklärbecken*, Gewässerschutz-Wasser-Abwasser 5: 142 pp. (Dissertation, T.H. Aachen), 1971.

Ozinsky, A.E. and G.A. Ekama (1995), *Secondary settling tank modelling and design Part 2: Linking sludge settleability measures*, Water SA, Vol.21, No.4, p.333-349, October 1995

Parker, D.S., W.J. Kaufman en D. Jenkins (1971), *Physical conditioning of activated sludge floc*, Journal WPCF, Vol.43, Nr.9, p.1817-1833, 1971

Stofkoper J.A. en Trentelman C.C.M., (1982). *Richtlijnen voor het dimensioneren van ronde nabezinktanks voor actiefslibinstallaties*. H<sub>2</sub>O 15(14): 344-354, 1982.

STORA (1981). *Hydraulische en technologische aspecten van het nabezinkproces*, Rijswijk, 1981

1. Literatuur, 64 pp;
2. Ronde nabezinktanks (Ontwerpgegevens en bedrijfservaring), 85 pp; (Ruimer- en inloopconstructies) 85 pp;
3. Rechthoekige nabezinktanks (Inventarisatie en praktijkonderzoek), 109 pp;

STOWA (1992a). *Optimalisering van grote nabezinktanks, Literatuurstudie modellen*. STOWA 92-13: 35 pp, 1992.

STOWA (1992b). *Optimalisering van grote nabezinktanks, Modelleren van de fysische processen*. STOWA 92-14: 51 pp, 1992.

STOWA (1993a). *Optimalisering van grote nabezinktanks, Bedrijfservaringen en literatuur*. STOWA 93-18: 54 pp, 1993.

STOWA (1993b). *Optimalisering van grote nabezinktanks, Metingen aan ruimer en deflectieschot*. STOWA 93-19: 71 pp, 1993.

STOWA (1994b). *Optimalisering van grote nabezinktanks - vooronderzoek fase 2*. STOWA 94-W-01, 1994.

Szalai L., Krebs P. and Rodi W (1994), *Simulation of flow in circular clarifiers with and without swirl*. J. Hydr. Eng. 120(1): 4-21, 1994.

Takács, I., C.G. Patry, and D. Nolasco (1991). *A dynamic model of the clarification-thickening process*. Wat. Res. 25 (10): 1263-1271, 1991.

Vaccari, David A., and Christopher G. Uchrin (1989). *Modelling and simulation of compressive gravity thickening of activated sludge*. J. Environ. Sci. Health A24(6): 645-674, 1989.

Vesilind, P.A. (1968), *Design of prototype thickeners from batch settling tests*, Water Sew. Wks, 115, p.302, 1968

Vesilind, P. Aarne., and Gregory N. Jones (1990), *A reexamination of the batch-thickening curve*, Research Journal WPCF, Vol.62, No.7, p.887-893, November/December 1990.

Watts, R.W. and S.A. Svoronos and B. Koopman (1996a). *One-dimensional modelling of secondary clarifiers using a concentration and feed velocity-dependent dispersion coefficient*. Wat. Res. 30 (9): 2112-2124, 1996.

Watts, R.W. and S.A. Svoronos and B. Koopman (1996b). *One-dimensional clarifier model with sludge blanket*. J. Environ. Eng. 122 (12): 1094-1100, 1996.

Zhou S. and McCorquodale J.A. (1992), *Modelling of rectangular settling tanks*. J. Hydr. Engrg. ASCE 188(10): 1391-1405, 1992.





## Bijlage 1 Begrippenlijst

Actiefslib	Biologische massa (vlokken) die wordt gevormd bij de behandeling van afvalwater door de groei van bacteriën en andere micro-organismen onder aërobe of anoxische condities.
Bezinking, gehinderde	Proces waarbij de slibdeeltjes gezamenlijk met een uniforme snelheid bezinken
Bezinking, ongehinderde	Proces waarbij slibdeeltjes separaat van elkaar bezinken, waarbij de bezinksnelheid van elk deeltje verschilt en afhankelijk is van de afmetingen van het deeltje
Nabezinktank	Bezinktank waarin actiefslib wordt gescheiden van het effluent van een actiefslibstelsel
Retourslib	Actiefslib dat in de nabezinktank is gescheiden van het behandelde water en terug wordt gevoerd naar het actiefslibstelsel
Retourslibverhouding [-]	Ratio tussen het retourslibdebiet en het influentdebiet
Slibdeken	Het grensvlak tussen het slib en het bovenstaande water in een nabezinktank
Slibvolume [ml/l]	Het volume aan actiefslib na 30 minuten bezinken in een 1 liter bekersglas
Slibvolumebelasting [ $\text{m}^3/(\text{m}^2 \cdot \text{h})$ ]	Het slibvolume dat per tijdseenheid de horizontale doorsnede van een nabezinktank passeert, berekend als het product van de oppervlaktebelasting en slibvolume
Slibvolume fractie [ml/l]	Het product van het slibgehalte en de slibvolume-index
Slibvolume-index	Het volume (in ml) dat wordt ingenomen door 1 gram actiefslib onder gespecificeerde omstandigheden na een gespecificeerde tijd (normaliter 30 minuten)



## Bijlage 2 Symbolenlijst

symbool	beschrijving	eenheid
a	empirische constante	m/h
AlCl <sub>3</sub>	aluminiumchloride	-
AT	aëratietank	-
b	empirische constante	kg/(m <sup>2</sup> .h)
b'	empirische constante (= b.DSVI)	m/h
BZV	biologisch zuurstofverbruik	mg O <sub>2</sub> /l
C	slibconcentratie	kg/m <sup>3</sup>
C <sub>min</sub>	minimale slibconcentratie	kg/m <sup>3</sup>
CZV	chemisch zuurstofverbruik	mg O <sub>2</sub> /l
DS	drogestof	kg
DSVI	verdunde slibvolume-index	ml/g
dwa	droogweeraanvoer	m <sup>3</sup> /h
FeCl <sub>3</sub>	ijzerchloride	-
G <sub>A</sub>	slibconcentratie	kg/m <sup>3</sup>
G <sub>B</sub>	slibconcentratie berekend in evenwichtssituatie	kg/m <sup>3</sup>
G <sub>EFF</sub>	effluentconcentratie	kg/m <sup>3</sup>
G <sub>RS</sub>	slibconcentratie retourslib	kg/m <sup>3</sup>
S <sub>lab</sub>	hoogte van de slibdeken	m
H <sub>ruimer</sub>	hoogte van het ruimerblad	m
i.e.	inwonerequivalenten (à 136 TZV)	-
k <sub>H</sub>	karacteristieke bezinkparameter in de gehinderde bezinkzone	m <sup>3</sup> /kg
k <sub>MAX</sub>	maximale concentratiegradiënt	kg/(m <sup>3</sup> .m)
k <sub>P</sub>	karacteristieke bezinkparameter bij lage concentraties	m <sup>3</sup> /kg
LBAS	laagbelast actiefslibstelsysteem	-
n	empirische constante	m <sup>3</sup> /kg
n'	empirische constante (= n/DSVI)	-
N <sub>kj</sub>	kjeldahl-stikstofgehalte	mg N/l
PE	poly-electrolyt	-
p.e.	vervuilingseenheden	-
Q	debiet	m <sup>3</sup> /d of m <sup>3</sup> /h
q <sub>A</sub>	oppervlaktebelasting	m <sup>3</sup> /(m <sup>2</sup> .h)
R <sup>2</sup>	determinatiecoëfficiënt	-
R	retourslibverhouding (Q <sub>retourslib</sub> / Q <sub>influent</sub> )	-
rwa	regenweeraanvoer	m <sup>3</sup> /h
SVI	slibvolume-index	ml/g
ULBAS	ultra-laagbelast actiefslibstelsysteem	-
V	gehinderde bezinksnelheid	m/h
V <sub>0</sub>	empirische constante	m/h
V <sub>ini</sub>	initiële bezinksnelheid	m/h
V <sub>max</sub>	maximale bezinksnelheid	m/h
VS <sub>A</sub>	slibvolumebelasting	l/(m <sup>2</sup> .h)
VS <sub>v</sub>	slibvolume	ml/l
X	slibconcentratie	kg/m <sup>3</sup>
α, β, γ, δ	empirische constanten	-
Φ	slibvolume fractie	-



### Bijlage 3 Karakteristieken en procesgegevens van de onderzoekslocaties

#### Proces- en slibkarakteristieken van de vier onderzoekslocaties voor de slibbezinkexperimenten (1996)

parameter	eenheid	Nijkerk	Bennekom	Woudenberg	Nieuwegein
onderzoekperiode	-	21/06 - 03/07	09/07 - 20/07	22/05 - 06/06	10/06 - 20/06
type rwzi	-	Carrousel	oxidatiesloot	Carrousel	Carrousel
LBAS / ULBAS	-	LBAS	LBAS	ULBAS	LBAS
type beluchting	-	punt	borstels	punt	punt
fosfaatverwijdering	-	simultaan	biologisch	-	préprecipitatie
type chemicaliën	-	AlCl <sub>3</sub>	-	-	FeCl <sub>3</sub> + PE
ontwerpbelasting	i.e.	59.000	22.000	59.000	120.000
huidige belasting	(à 136 g TZV)	56.085	21.264	35.700	108.500
slibbelasting	g BZV/(g DS.d)	≈ 0,06	≈ 0,03	≈ 0,03	≈ 0,04
DSVI	ml/g	50 - 55	90 - 105	120 - 130	160 - 185
slibgehalte AT	kg/m <sup>3</sup>	4,4 - 4,8	2,7 - 3,1	4,5 - 5,0	3,3 - 3,7
slibvolume-fractie	-	0,22 - 0,26	0,24 - 0,32	0,54 - 0,65	0,53 - 0,68
retourslibgehalte	kg/m <sup>3</sup>	6,0 - 7,0	4,0 - 6,0	8,0 - 9,0	5,0 - 6,0

#### Proces- en slibkarakteristieken van de twee onderzoekslocaties voor de slibindikkingsexperimenten (1997)

parameter	eenheid	Woudenberg	Nieuwveer
onderzoekperiode	-	13/06/97 - 01/07/97	28/09/97 - 12/09/97
type rwzi	-	Carrousel	propstroom
LBAS / ULBAS	-	ULBAS	B-trap van AB-systeem
type beluchting	-	punt	punt
fosfaatverwijdering	-	-	precipitatie in A-trap
type chemicaliën	-	-	FeCl <sub>3</sub>
ontwerpbelasting	i.e.	59.000	500.000
huidige belasting	(à 136 g TZV)	35.700	240.000
slibbelasting	g BZV/(g DS.d)	≈ 0,06	≈ 0,06
DSVI	ml/g	90 - 100	120 - 130
slibgehalte AT	kg/m <sup>3</sup>	3,8 - 4,4	2,0 - 3,0
slibvolume-fractie	-	0,34 - 0,44	0,24 - 0,39
retourslibgehalte	kg/m <sup>3</sup>	8,0 - 9,0	3,5 - 8,0



**Bijlage 4 Bezinkkolom**







## Bijlage 5 Resultaten van de curve-fitting van de gehinderde bezinkexperimenten

### De empirische constanten van de vier slibben, uitgaande van het *exponentiële* model

gebaseerd op:	parameter	eenheid	Nijkerk (55 ml/g)	Bennekom (95 ml/g)	Woudenberg (125 ml/g)	Nieuwegein (175 ml/g)
G <sub>A</sub>	V <sub>0</sub>	[m/h]	8,47	6,36	6,84	5,73
	n	[m <sup>3</sup> /kg]	0,283	0,337	0,382	0,435
	R <sup>2</sup>	[-]	0,952	0,962	0,902	0,935
Φ	V <sub>0</sub>	[m/h]	8,17	5,73	6,76	5,71
	n	[m <sup>3</sup> /kg]	5,22	3,18	2,93	2,51
	R <sup>2</sup>	[-]	0,951	0,957	0,909	0,943

### De empirische constanten van de vier slibben, uitgaande van het *hyperbolisch* model

gebaseerd op:	parameter	eenheid	Nijkerk (55 ml/g)	Bennekom (95 ml/g)	Woudenberg (125 ml/g)	Nieuwegein (175 ml/g)
G <sub>A</sub>	a	[m/h]	-1.19	-0.40	-0.46	-0.44
	b	[m/h]	16.26	7.56	6.96	5.29
	R <sup>2</sup>	[-]	0.981	0.990	0.981	0.984
Φ	a	[m/h]	-1.18	-0.24	-0.31	-0.51
	b	[m/h]	0.86	0.67	0.83	0.94
	R <sup>2</sup>	[-]	0.984	0.987	0.979	0.975



## Bijlage 6 Resultaten van de ongehinderde-bezinkingsexperimenten

Op basis van de meetresultaten kan de ongehinderde bezinksnelheid van het verdunde slib worden berekend. Uit de frequentieverdelingsgrafiek is de gemiddelde ongehinderde bezinksnelheid bepaald. Deze is gedefinieerd als de bezinksnelheid waarbij meer dan de helft van het slib bezinkt op een diepte van 1 meter. De gemeten gemiddelde ongehinderde bezinksnelheid ( $V_{0, \text{gemeten}}$ ) is omgerekend tot een gecorrigeerde ongehinderde bezinksnelheid ( $V_{0, \text{gecorrigeerd}}$ ) bij een denkbeeldige concentratie  $G_A = 0$  (dus  $\Phi = 0$ ), volgens de volgende vergelijking (Mandersloot *et al.*, 1986):

$$V = V_0 \cdot (1 - \phi)^{4,7}$$

De gemeten en berekende waarden zijn uitgezet in onderstaande tabel. Op de rwzi Nijkerk, Bennekom en Woudenberg zijn twee metingen uitgevoerd.

De karakteristieke ongehinderde bezinksnelheid ( $V_0$ ) op verschillende rwzi's

lokatie	$\Phi$ [-]	$V_{0, \text{gemeten}}$ [m/h]	$V_{0, \text{gecorrigeerd}}$ [m/h]	$V_{0, \text{exponentieel}}$ [m/h]
Nijkerk	0,063	5,5	7,5	8,3
	0,058	6,8	9,0	
Bennekom	0,073	5,4	7,7	6,0
	0,049	6,6	8,4	
Woudenberg	0,050	7,8	9,9	6,8
	0,026	6,7	7,6	
Nieuwegein	0,052	6,2	8,0	5,7

Voor de rwzi's Bennekom, Woudenberg en Nieuwegein komen de gemeten ongehinderde bezinksnelheden redelijk overeen met de op basis van de gehinderde-bezinkingsexperimenten berekende  $V_0$ 's. Voor de rwzi Nijkerk geldt dit voor gecorrigeerde ongehinderde bezinksnelheid.

Uit de metingen valt af te leiden dat er sprake is van flocculente bezinking. Dit is op te maken uit het feit dat de bezinksnelheid toeneemt bij toename van de diepte. Bij de rwzi's Nijkerk, Bennekom en Nieuwegein zijn de verdelingscurves van de drie laagste monsterpunten ongeveer gelijk. De gemeten snelheden op het hoogste monsterpunt zijn lager. Dit duidt erop dat flocculatie hier hoofdzakelijk optreedt aan het begin van het experiment. Bij het slib van de rwzi Woudenberg vindt gedurende de volledige duur van het experiment flocculatie plaats.



## Bijlage 7 Instellingen van de slibindikkingsexperimenten en de slibbezinkings experimenten

Slibindikkingsexperimenten op de rwzi Woudenberg ( $VS_V = G_A \cdot DSVI$ ;  $VS_A = q_A \cdot \Phi$ )

meting	datum	$H_{inloop}$	$G_A$	DSVI	$q_A$	R	$VS_V$	$VS_A$
-	-	m	$kg/m^3$	ml/g	$m^3/(m^2h)$	-	ml/l	$l/(m^2h)$
WB01	18/06/97	1.19	4.4	98	1.13	0.90	430	487
WB02	19/06/97	1.19	4.4	89	1.34	0.57	390	525
WB03	20/06/97	1.19	5.2	90	0.89	0.73	470	417
WB04	24/06/97	1.19	3.1	94	1.46	0.49	290	425
WB05	26/06/97	1.00	6.4	98	0.62	1.10	630	389
WB06	27/06/97	0.80	5.0	66	0.87	0.49	330	287
WB07	01/07/97	1.19	3.8	78	0.98	0.31	300	290

Slibindikkingsexperimenten op de rwzi Nieuwveer ( $VS_V = G_A \cdot DSVI$ ;  $VS_A = q_A \cdot \Phi$ )

meting	datum	$H_{inloop}$	$G_A$	DSVI	$q_A$	R	$VS_V$	$VS_A$
-	-	m	$kg/m^3$	ml/g	$m^3/(m^2h)$	-	ml/l	$l/(m^2h)$
NV01	29/08/97	1.00	2.0	119	1.34	0.31	240	319
NV02	04/09/97	1.00	3.2	119	1.62	0.28	380	617
NV03	05/09/97	1.00	2.7	123	1.11	0.29	330	369
NV04	09/09/97	1.00	4.4	128	1.01	0.49	570	569
NV05	10/09/97	1.00	2.4	112	1.40	0.18	270	376
NV06	11/09/97	1.60	3.4	130	0.97	0.51	450	429
NV07	12/09/97	1.00	3.0	102	0.84	0.76	310	257

Instellingen en resultaten van de bezinkexperimenten op rwzi Woudenberg (WB) en Nieuwveer (NV)

Meting	Datum	$G_A$	DSVI	slib volume	$V_{H,max}$
-	-	$kg/m^3$	ml/g	ml/l	m/h
WB 1	25/06/97	6.16	94.8	580	0.70
WB 2	16/06/97	4.33	95.0	410	1.15
WB 3	30/06/97	2.69	81.9	220	3.20
NV 1	28/08/97	1.60	119	190	4.15
NV 2	03/09/97	3.57	123	440	1.68
NV 3	08/09/97	4.01	124	500	1.46



**Bijlage 8 Publicatie van Lakehal et al. (1999), Journal of Hydraulic Engineering**

# COMPUTING SHEAR FLOW AND SLUDGE BLANKET IN SECONDARY CLARIFIERS

By Djamel Lakehal,<sup>1</sup> Peter Krebs,<sup>2</sup> Johan Krijgsman,<sup>3</sup> and Wolfgang Rodi,<sup>4</sup> Member, ASCE

**ABSTRACT:** Recent developments in computing turbulent and buoyant flow in sedimentation tanks are introduced. The test case is a circular, center-feed secondary clarifier with inclined bottom and central sludge withdrawal. Axisymmetry is assumed, and the flow and settling processes are modeled in a radial section by using the  $k-\epsilon$  turbulence model on a two-dimensional, nonorthogonal grid. The computation domain includes the sludge blanket where the viscosity is affected by the rheological behavior of the sludge. The aim of the present study is to evaluate the sensitivity of the flow and concentration fields to parameters that characterize (1) the rheological properties of highly concentrated regions; (2) the settling of sludge; and (3) the effect of stratification on the turbulent diffusion. The overall appearance of the fields proves to be similar, whereas the regions of high velocities and high gradients are strongly affected by using different parameters or approaches on rheology, settling, and diffusive transport, resulting in different sludge blanket heights.

## INTRODUCTION

The efficiency of a secondary clarifier is crucial for the overall performance of a wastewater treatment plant without post-treatment. The success of the clarifier operation is strongly dependent on the internal flow features. Unlike in the simplified assumption of the clarifier as a plug-flow reactor (Hazen 1904), the secondary clarifier operation is determined by complex interactions between flow and settling, such as density effects, stratification, hindered settling, and flocculation processes. Full-scale tests (Anderson 1945; Larsen 1977; Bretschger et al. 1984, 1992) have shown that the density difference is the driving force that induces a bottom current and a reverse flow on top of it. However, they failed to be useful for a systematic analysis of the cause-effect relationships, as the control of the operating conditions and the parameter variation is extremely difficult. It was with the aid of computer simulations that the understanding of the complex internal interactions could be improved.

Starting from the application of the  $k-\epsilon$  turbulence model to pure water conditions (Schamber and Larock 1981), buoyancy effects were added (Adams and Rodi 1988), several settling classes with different settling velocities were defined (Lyn et al. 1992) or the settling function of Takács et al. (1991) was applied (Zhou and McCorquodale 1992; Krebs et al. 1996) to model the specific settling behavior of activated sludge. In the aforementioned simulations, the sludge withdrawal took place homogeneously over the bottom boundary while the upper end of the sludge blanket was regarded as the lower boundary of the computation domain. Exceptions were the work of Krebs (1991), where the sludge transport to the sludge withdrawal at the inlet end of the tank was induced through a predetermined velocity in the bottom cells, and the work of Dahl et al. (1994), where the sludge is transported with the main flow to the sludge withdrawal at the far end of the tank. These approaches refer to the continuous sludge removal by scrapers attached to

chains in distances of only a few meters (idealized flight-scraper removal systems), where the sludge hopper is placed either at the inlet or at the outlet end of a rectangular clarifier, respectively.

The present paper deals with density-affected flow in circular clarifiers. The geometry and the loading conditions (Fig. 1) are typical for tanks used in The Netherlands and were provided by DHV Water, Amersfoort. The clarifier is relatively shallow with only 2-m side-water depth, the bottom is inclined from the center-feed well toward the peripheral effluent. In the prototype, the scraper removal system moves the settled sludge to the central withdrawal that is situated below the inlet structure. The central inlet includes two baffles: (1) A vertical inlet baffle that forces the inflow to enter the tank at a relatively low position; and (2) a horizontal deflection plate that prevents short circuiting from the inlet to the sludge withdrawal.

The flow in a radial section of circular clarifiers including strong density effects was modeled by Zhou and McCorquodale (1992) and Zhou et al. (1992). As compared to these studies, the present paper introduces the following further developments:

- The grid is nonorthogonal to allow easy introduction of the inclined bottom. This feature was also used by Lyn and Zhang (1989) and Szalai et al. (1994) for neutral-density simulations.
- The region of the sludge blanket is included in the calculation domain and the bottom boundary is impervious. Underneath the inlet, the sludge is locally withdrawn where the sludge hopper is situated in the prototype. This approach allows the computation of the sludge blanket height and the concentration profiles within the sludge blanket.
- A rheology function is introduced to account for the increased viscosity of highly concentrated sludge mixtures.
- The influence of stratification on the turbulence properties

<sup>1</sup>Res. Engr., Nuclear Engrg. Lab., Inst. of Energy Technol., ETH Zurich, Switzerland; formerly, Res. Asst., Inst. for Hydromech., Univ. of Karlsruhe, Karlsruhe, Germany.

<sup>2</sup>Prof., Inst. for Urban Water Mgmt., Dresden Univ. of Technol., D-101062 Dresden, Germany.

<sup>3</sup>Engr., DHV Water BV, NL-3800 AL Amersfoort, The Netherlands.

<sup>4</sup>Prof., Inst. for Hydromech., Univ. of Karlsruhe, D-76128 Karlsruhe, Germany.

Note. Discussion open until August 1, 1999. To extend the closing date one month, a written request must be filed with the ASCE Manager of Journals. The manuscript for this paper was submitted for review and possible publication on December 9, 1997. This paper is part of the *Journal of Hydraulic Engineering*, Vol. 125, No. 3, March, 1999. ©ASCE, ISSN 0733-9429/99/0003-0253-0262/\$8.00 + \$.50 per page. Paper No. 17122.

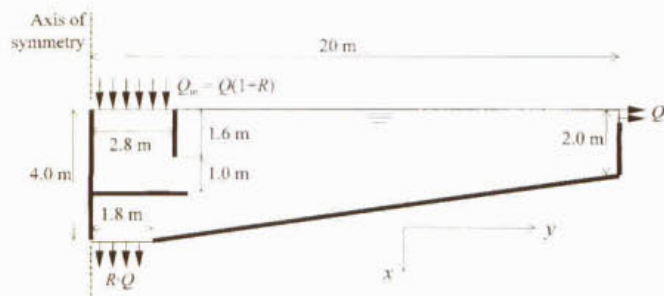


FIG. 1. Geometry of Circular Tank with Diameter of 40 m



is considered by means of sink terms in the equations of turbulent kinetic energy and in some cases of its dissipation rate.

The calculation method is an extension of the program FAST-2D (Zhu 1991a) whose main features are described in Rodi et al. (1989).

Presently, there are no reliable measurements available to verify the results produced with the numerical model whose features are briefly described earlier. In this paper we present basic simulation results and a sensitivity study on the influence of various parameters on the flow and concentration fields. Parameters concerning the approaches of settling, rheology, and turbulent diffusion are varied and compared to those of a reference case. The reference case represents a typical storm-weather loading without considering a specific rheology function for high-concentration regions, introducing certain parameters for the settling function of Takács et al. (1991), and modeling the influence of stratification on the eddy viscosity as in Lyn et al. (1992).

The work presented here was carried out within the framework of a project initiated by The Dutch Association for Applied Water Research (STOWA), that will include measurement campaigns to improve the characterization of sludge settling and thickening as well as validation experiments in a laboratory-scale model where hindered settling is induced.

## MATHEMATICAL MODEL

The flow field is obtained by solving the Reynolds-averaged Navier-Stokes equations in a cylindrical coordinate system. The  $k$ - $\epsilon$  model is used for turbulence modeling, together with wall functions. The suspended sediment concentration is determined by solving a passive scalar equation, in which the particle settling velocity is introduced. The buoyancy effects that result from the sediment-induced density differences are accounted for by a gravity source term in the vertical momentum equation. Also, the damping influence of stratification on the production of turbulent kinetic energy is expressed as a source term appearing in the transport equations of turbulent kinetic energy  $k$  and its rate of dissipation  $\epsilon$ .

## Continuity and Momentum Equations

The two-dimensional (2D), axisymmetric flow of an incompressible fluid is governed by the continuity and the Navier-Stokes equations. Employing the Reynolds-averaging procedure, the turbulent stresses appearing in the transport equations are made proportional to the mean velocity gradients according to the Boussinesq eddy-viscosity hypothesis. The continuity, axial-, and radial-momentum equations expressed in the cylindrical coordinate system read (Hinze 1975), respectively

$$\frac{\partial U}{\partial x} + \frac{V}{y} + \frac{\partial V}{\partial y} = 0 \quad (1)$$

$$\frac{\partial U}{\partial t} + \frac{\partial U^2}{\partial x} + \frac{\partial(UV)}{\partial y} = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial p}{\partial x} + \frac{\partial}{\partial x} \left( 2\nu_t \frac{\partial U}{\partial x} \right) + \frac{1}{y} \frac{\partial}{\partial y} \left[ y\nu_t \left( \frac{\partial U}{\partial y} + \frac{\partial V}{\partial x} \right) \right] + \frac{g(\rho - \rho_w)}{\rho_w} \quad (2)$$

$$\frac{\partial V}{\partial t} + \frac{\partial(UV)}{\partial x} + \frac{\partial V^2}{\partial y} = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial p}{\partial y} + \frac{\partial}{\partial x} \left[ \nu_t \left( \frac{\partial U}{\partial y} + \frac{\partial V}{\partial x} \right) \right] + \frac{1}{y} \frac{\partial}{\partial y} \left( 2y\nu_t \frac{\partial U}{\partial y} \right) - \frac{2\nu_t}{y} \frac{V}{y} \quad (3)$$

where  $U$  and  $V$  denote the time-averaged velocities in the  $x$ - (axial) and  $y$ - (radial) direction, respectively;  $p$  = static pres-

sure;  $\rho_w$  = density of clear water that serves as reference density;  $\nu_t$  = eddy viscosity; and  $\rho$  = local density of the mixture. The reduced gravitational force  $g \cdot (\rho - \rho_w)/\rho_w$  accounts for the density effect. The equation of state links  $\rho$  to the concentration  $C$  of the suspended sludge by means of the density difference  $\rho_p - \rho_w$  between dry particles and clear water

$$\frac{\rho - \rho_w}{\rho_w} = -C \frac{\rho_p - \rho_w}{\rho_p} \quad (4)$$

Therefore the  $g$ -force term in (2) can be expressed as  $g' = -gC(\rho_p - \rho_w)/\rho_p$ . The density  $\rho_p$  of the dry particles was assumed to be  $1,450 \text{ kg/m}^3$  (Larsen 1977).

## Concentration Equation

A convection-diffusion equation is used to compute the field of suspended solids concentration  $C$ . It reads

$$\frac{\partial C}{\partial t} + \frac{\partial(U + U_s)C}{\partial x} + \frac{\partial(VC)}{\partial y} = \frac{\partial}{\partial x} \left( \frac{\nu_t}{\sigma_c} \frac{\partial C}{\partial x} \right) + \frac{1}{y} \frac{\partial}{\partial y} \left( y \frac{\nu_t}{\sigma_c} \frac{\partial C}{\partial y} \right) \quad (5)$$

where  $U_s$  = settling velocity; and  $\sigma_c = 0.7$  = turbulent Schmidt number. The value for  $\sigma_c$  was chosen between the typical numbers 0.5 and 0.9 for free flow and near-wall flow, respectively (Rodi 1993).

The settling process is modeled using the double-exponential settling function of Takács et al. (1991) that relates the particle settling velocity  $U_s$  to the local concentration  $C$  (Fig. 2)

$$U_s = U_{s0} \times \exp[-r_h(C - C_{ns})] - U_{s0} \times \exp[-r_p(C - C_{ns})] \quad (6)$$

where the coefficients are subject to calibration depending on the studied case:  $U_{s0}$  (m/s) is a reference settling velocity;  $r_h$  and  $r_p$  ( $\text{m}^3/\text{kg}$ ) induce the domination of the first and the second term in (6) for the falling and the rising part, respectively, of the curve shown in Fig. 2; and  $C_{ns}$  ( $\text{kg/m}^3$ ) is the nonsettleable concentration. A maximum effective settling velocity  $U_{smax}$  is imposed; that is, the settling velocity becomes  $\min(U_s, U_{smax})$  to suppress unrealistically high settling velocities. The approach of Takács et al. (1991) is applicable to describe the hindered settling of activated sludge.

## $k$ - $\epsilon$ Turbulence Model

The  $k$ - $\epsilon$  eddy-viscosity model [see, e.g., Rodi (1993)] determines the isotropic eddy viscosity  $\nu_t$  as a function of the turbulent kinetic energy  $k$  and its dissipation rate  $\epsilon$  by

$$\nu_t = C_\mu \frac{k^2}{\epsilon} \quad (7)$$

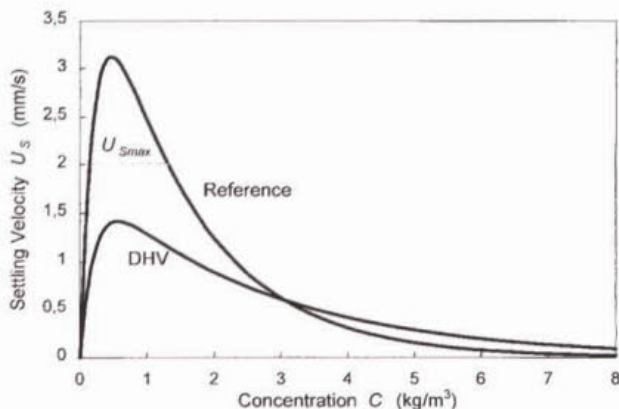


FIG. 2. Settling Functions after Takács et al. (1991) with Parameter Sets Used in Reference Case and Evaluated by DHV

The distributions of  $k$  and  $\varepsilon$  are determined from the following model transport equations:

$$\frac{\partial k}{\partial t} + \frac{\partial(Uk)}{\partial x} + \frac{\partial(Vk)}{\partial y} = \frac{\partial}{\partial x} \left( \frac{v_t}{\sigma_k} \frac{\partial k}{\partial x} \right) + \frac{1}{y} \frac{\partial}{\partial y} \left( y \frac{v_t}{\sigma_k} \frac{\partial k}{\partial y} \right) + P_k + P_B - \varepsilon \quad (8)$$

$$\frac{\partial \varepsilon}{\partial t} + \frac{\partial(U\varepsilon)}{\partial x} + \frac{\partial(V\varepsilon)}{\partial y} = \frac{\partial}{\partial x} \left( \frac{v_t}{\sigma_\varepsilon} \frac{\partial \varepsilon}{\partial x} \right) + \frac{1}{y} \frac{\partial}{\partial y} \left( y \frac{v_t}{\sigma_\varepsilon} \frac{\partial \varepsilon}{\partial y} \right) + C_1 \frac{\varepsilon}{k} (P_k + P_B - P_B C_3) - C_2 \frac{\varepsilon^2}{k} \quad (9)$$

where

$$P_k = 2\nu_t \left[ \left( \frac{\partial U}{\partial x} \right)^2 + \left( \frac{\partial V}{\partial y} \right)^2 + \frac{1}{2} \left( \frac{\partial U}{\partial y} \right)^2 + \frac{1}{2} \left( \frac{\partial V}{\partial x} \right)^2 + \left( \frac{\partial U}{\partial y} \frac{\partial V}{\partial x} \right) + \left( \frac{V}{y} \right)^2 \right] \quad (10)$$

represents the rate of production of turbulent kinetic energy resulting from the interaction of the turbulent stresses and velocity gradients, and

$$P_B = \beta g \frac{v_t}{\sigma_c} \frac{\partial C}{\partial x} \quad (11)$$

represents the rate of production due to buoyancy effects. The empirical constants are given the standard values suggested by Rodi (1993);  $C_\mu = 0.09$ ,  $C_1 = 1.44$ ,  $C_2 = 1.92$ ,  $\sigma_k = 1.0$ , and  $\sigma_\varepsilon = 1.3$ . The value of the empirical constant  $C_3$  associated with the buoyancy source term was found to depend on the flow situation considered. Test calculations have shown that the value of  $C_3$  depends on whether  $P_B$  is a source term (i.e., in unstably stratified flows) or a sink term (i.e., in stably stratified flows). Rodi (1987, 1993) suggested that  $C_3$  is in the range of 0.8–1.0 for stable stratification that prevails in secondary clarifiers and tends toward zero for unstable stratification.

### Rheology of Activated Sludge

In the present work, attention is paid to rheologic properties of highly concentrated activated sludge. The shear stress  $\tau_{xy}$  that appears in a turbulent motion of Newtonian fluids is proportional to the rate of strain (Fig. 3)

$$\tau_{xy} = -(\mu + \mu_t) \left( \frac{\partial U}{\partial y} + \frac{\partial V}{\partial x} \right) \quad (12)$$

The proportionality factor  $\mu + \mu_t$  includes the molecular viscosity  $\mu$  (a fluid property) and the eddy viscosity  $\mu_t$  (a parameter depending on the state of turbulence). In two-phase flows, the interactions of particles with the fluid may lead to an altered viscosity and/or to non-Newtonian behavior. Dick and Ewing (1967) found activated sludge to exhibit plastic behavior that may be described with the Bingham approach. Fig. 3 shows that in this case the applied stress needs to overcome some yield stress  $\tau_b$  before a shear rate is induced in the fluid. The shear stress  $\tau_{xy}$  can then be expressed as

$$\tau_{xy} = -\tau_b - (\mu_p + \mu_t) \left( \frac{\partial U}{\partial y} + \frac{\partial V}{\partial x} \right) \quad (13)$$

where  $\mu_p$  denotes the plastic viscosity of the fluid mixture. Both parameters needed to determine the Bingham function,  $\mu_p$  and  $\tau_b$ , depend on the local concentration.

Bokil and Bewtra (1972) neglected the yield stress and suggested the following experimentally based function for the plastic viscosity:

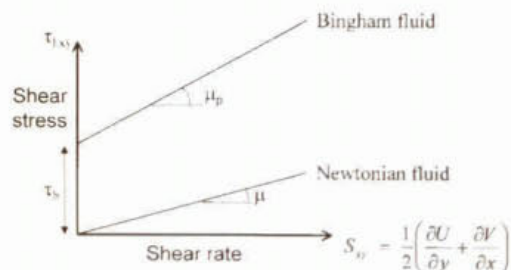


FIG. 3. Newtonian and Bingham Rheology Functions in Laminar Environment

$$\mu_p = 0.00327 \times 10^{0.132C} [\text{kg}/(\text{m} \cdot \text{s})] \quad (14)$$

Eq. (14) applies for the experimental range studied by Bokil and Bewtra (1972), that is above  $C = 0.7 \text{ kg}/\text{m}^3$ . To generalize the validity of this approach, (14) has been complemented below this range so that  $\mu_p$  decreases linearly from  $0.004 \text{ kg}/(\text{m} \cdot \text{s})$  at  $C = 0.7 \text{ kg}/\text{m}^3$  [received from (14)] to the viscosity of clear water  $\mu = 0.001 \text{ kg}/(\text{m} \cdot \text{s})$  at  $C = 0.01 \text{ kg}/\text{m}^3$ .

Dahl (1993) used the plastic viscosity and the yield stress as fitting parameters to find agreement between experiments and numerical modeling of a pilot-scale clarifier fed with activated sludge. He suggested different values of the fitting parameters, depending on the inlet concentration. The curve that was presented by Dahl (1993) for an inlet concentration of  $4 \text{ kg}/\text{m}^3$  was approximated in our model by

$$\mu_p = \mu + c_{pl} \cdot C^2 [\text{kg}/(\text{m} \cdot \text{s})] \quad (15a)$$

$$c_{pl} = 2.473 \times 10^{-4} [\text{m}^5/(\text{kg} \cdot \text{s}^2)] \quad (15b)$$

The yield stress  $\tau_b$  [ $\text{kg}/(\text{m} \cdot \text{s}^2)$ ] was approximated with the function suggested by Dick and Ewing (1967)

$$\tau_b = \beta_1 \cdot \exp(\beta_2 C) \quad (16)$$

where  $\beta_1$  and  $\beta_2$  = constants that depend on the nature of the sludge. From the curve shown by Dahl (1993), the constants were approximated as  $\beta_1 = 1.1 \times 10^{-4} \text{ kg}/(\text{m} \cdot \text{s}^2)$  and  $\beta_2 = 0.98 \text{ m}^3/\text{kg}$ .

To implement the approach in the numerical model, (13) is rewritten as

$$\tau_{xy} = - \left( \frac{\tau_b}{2\bar{S}} + \mu_p + \mu_t \right) \times \left( \frac{\partial U}{\partial y} + \frac{\partial V}{\partial x} \right) \quad (17)$$

$\bar{S} = (S_{ij} S_{ij})^{1/2}$  stands for the square root of the second invariant of the rate of strain  $S_{ij}$

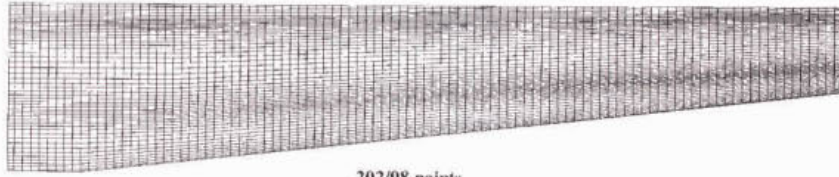
$$S_{ij} = \frac{1}{2} \left( \frac{\partial U_i}{\partial x_j} + \frac{\partial U_j}{\partial x_i} \right) \quad (18)$$

which indicates the rate of flow deformation in both directions.  $\bar{S}$  is introduced here to make the Bingham approach [(13)] applicable in the frame of the turbulence model. According to (17), the total effective viscosity used in the flow equations is  $\tau_b/\bar{S} + \mu_p + \mu_t$ . At low shear rates and high concentrations the values of  $\mu_p$  and especially of  $\tau_b/\bar{S}$  become high while the eddy viscosity becomes small; that is, the viscous and non-Newtonian behavior determines the flow behavior under these conditions.

### NUMERICAL SOLUTION PROCEDURE

#### Outline of Solution Procedure

The method is based on a finite-volume approach for solving the incompressible Navier-Stokes equations on body-fitted, curvilinear grids (Rodi et al. 1989; Zhu 1991a). A nonstaggered, cell-centered grid arrangement is used. To avoid the



202/98 points

FIG. 4. Computational Grid

well-known pressure field checkerboard problem, the momentum interpolation technique of Rhie and Chow (1983) is applied. The pressure-velocity coupling is achieved with the SIMPLEC algorithm of Van Doormaal and Raithby (1984). The diffusive fluxes are approximated by central differences, and the hybrid linear-parabolic approximation second-order scheme of Zhu (1991b) is applied for the convective part.

The continuity and transport equations [(1)–(10)] are discretized on a 2D grid with 202 by 98 cells in the radial and vertical direction, respectively (Fig. 4). The discretized system of linear equations is solved using the “strongly implicit solution procedure” of Stone (1968). For numerical stability reasons, the steady-state conditions were computed with a time-marching procedure. The discretization in time was performed with an implicit second-order scheme for all equations.

### Boundary Conditions

Five types of boundaries are defined: inflow, outflow, the sludge-removal boundary where the thickened sludge is withdrawn from the clarifier, the water surface, and rigid walls.

The inflow boundary is a simplification of an inlet type where the inflow approaching through the vertical pipe in the center is gently distributed radially along the surface and subsequently changes its direction to downward flow. At this section, the inflow boundary is assumed with uniform values of the variables  $U$ ,  $V$ ,  $k$ ,  $\epsilon$ , and  $C$ . The inflow rate  $Q_{in}$  includes the through-flow  $Q$  and—using the recirculation factor  $R$ —the recycle flow rate  $R \cdot Q$

$$Q_{in} = Q(1 + R) = U_{in}A_{in} \quad (19)$$

In the model the inlet condition is idealized as vertical inflow inside of the inlet baffle and uniformly distributed over the respective inlet surface area  $A_{in}$ , while in the prototype the inflow approaches in a central, upward tube and is deflected to a downward flow at the surface and the inlet baffle. Presently, constant velocity  $U_{in}$  and turbulence energy  $k_{in} = 1.5(T_u \cdot U_{in})^2$  are assumed ( $T_u = \sqrt{u'^2}/U_{in}$  is the turbulence intensity and  $u'$  is the fluctuation of the vertical velocity), where  $T_u^2 = 0.05$  that leads to a ratio of  $k_{in}/U_{in}$  that is between the values suggested by Lyn et al. (1992) and Ekama et al. (1997). Based on the mixing-length theory, the inlet dissipation rate was approximated assuming equilibrium of turbulence production and dissipation by  $\epsilon = C_{\mu}^{3/4} k^{3/2} / \kappa L_u$ . The turbulence length-scale  $L_u$  was estimated as 0.5 times the inflow radius to the inlet baffle, which is somewhat higher than recommended in Ekama et al. (1997). A variation of  $L_u$  revealed no effect on the results.

At the outflow-boundary, the streamwise gradients of all variables, except the radial velocity component, are set to zero. Due to the fact that a cylindrical coordinate system and a non-staggered grid arrangement is used, the radial velocity component  $V$  needs to be corrected at the outflow boundary to ensure the overall conservation of fluid mass. However, the effluent-flow rate  $Q_{out}$  is prescribed equal to the through-flow  $Q$ .

At the removal boundary,  $k$  and  $\epsilon$  are treated the same as the outflow boundary; their streamwise gradients are set equal to zero. The recycle flow rate is adjusted at  $Q_{rec} = Q \cdot R$ , and the overall mass conservation of suspended solids has to be

reached before the solution is accepted as being a converged solution under a steady-state condition. The pressure values at the boundary nodes are evaluated by linear extrapolation from values at the interior, neighboring nodes.

At the free surface, the symmetry condition is applied that includes zero gradients and zero fluxes perpendicular to the boundary.

At the rigid walls, the standard wall-function approach of Launder and Spalding (1974) is used, which basically relates the wall-parallel velocity,  $k$  and  $\epsilon$  at the first grid point to the wall shear stress  $\tau_w$ . The standard approach was modified to account for the buoyancy production source in the near wall production of  $k$ . For the concentration equation, zero-gradient conditions normal to the vertical walls and zero-flux conditions normal to the bottom are applied.

### TEST CALCULATIONS

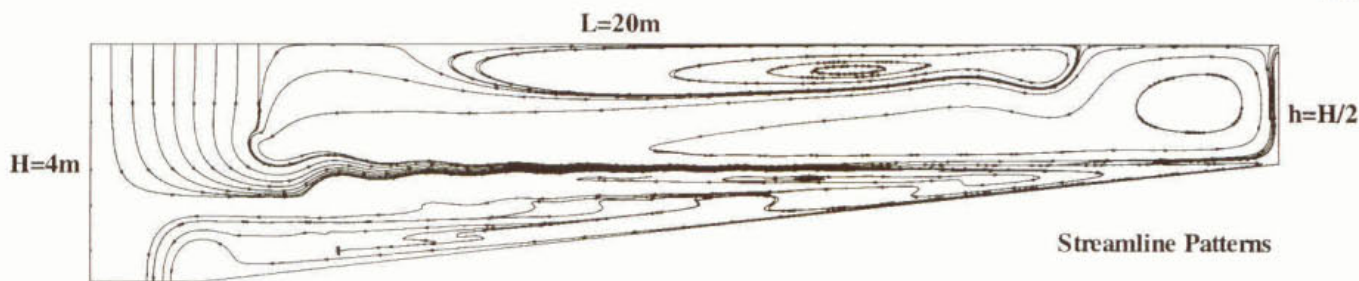
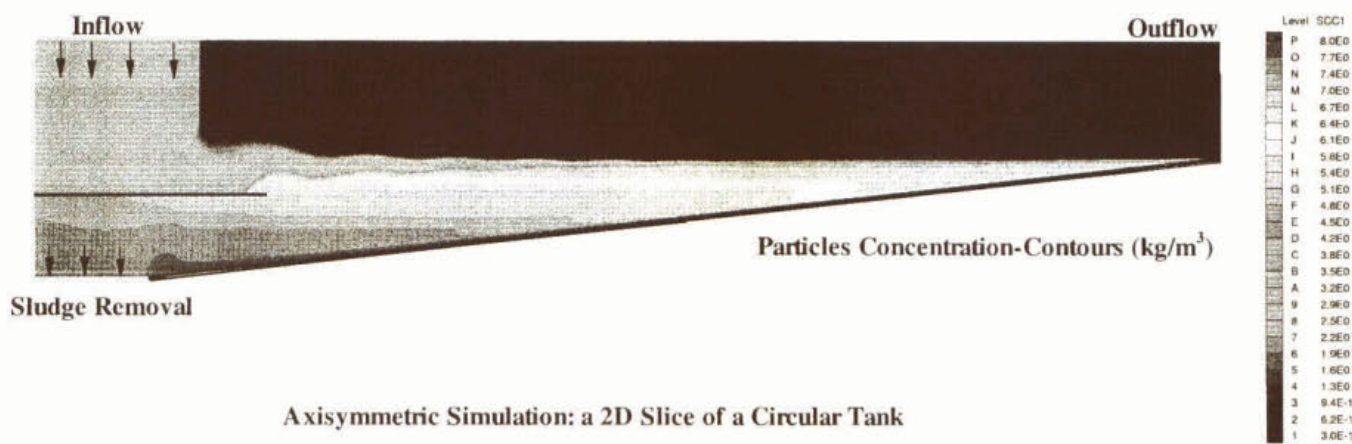
#### Reference Test Case

In the reference test case the flow and the concentration fields are computed by taking into account density effects, where the constant  $C_3$  of the buoyancy-source term appearing in the  $\epsilon$ -equation [(9)] is  $C_3 = 1$ . Storm-weather conditions are applied, which are characterized by  $U_{in} = 0.019$  m/s,  $C_{in} = 3.2$  kg/m<sup>3</sup>, and  $R = 0.86$ . According to the experiments of Larsen (1977), the density  $\rho_p$  of the dry particles is assumed to be 1,450 kg/m<sup>3</sup>. The settling function [(6)] is specified with the following constants:  $U_{s0} = 0.005$  m/s,  $r_h = 0.7$  m<sup>3</sup>/kg,  $r_p = 5$  m<sup>3</sup>/kg,  $C_{min} = 0.01$  kg/m<sup>3</sup>, and  $U_{smax} = 0.002$  m/s (see curve “Reference,” in Fig. 2).

Fig. 5 shows the concentration contours and the flow streamlines resulting from the computation of the reference test case. The figure exhibits the complex flow field with several recirculation zones. In a stably stratified fluid with almost horizontal layers (see the concentration-contour plot), the inflow is layered near the surface of the sludge blanket where the density is the same as the density of the inflow. As a consequence of the density effect the main current remains rather limited in height. Above it, a reverse flow is induced, and in the middle region between inflow and effluent even a third, forward-flow layer develops on top of the reverse flow, as observed by van Marle and Kranenburg (1994) and Krebs et al. (1998b). Below the layer with the main forward flow another countercurrent causes the part of the sludge blanket near the bottom to flow toward the central sludge withdrawal. Near the bottom, the concentration in the inner half of the tank is increased by at least a factor of 2.5 as compared to the inlet concentration.

The present model is based on that of Krebs et al. (1998a), which was successfully verified by means of laboratory experiments including strongly density-affected and stratified flow (Krebs et al. 1998b). These laboratory experiments were carried out using a nonfloculent suspension that exhibited unhindered settling, and hence pure-water rheology could be assumed. However, the rheology approach used in the present model could not be verified against experimental data.

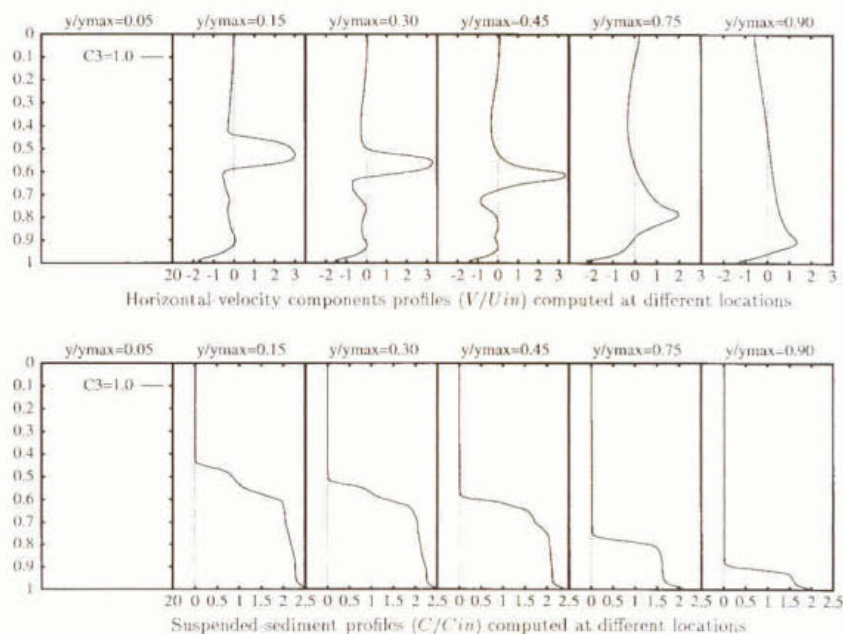
Fig. 6 shows vertical profiles of the normalized horizontal velocity and concentrations computed at several radial locations. The profiles of suspended sediments clearly show the



**TURBULENT FLOW WITH BUOYANCY EFFECTS**

$U_{in} = 0.019\text{m/s}; C_{in} = 3.4\text{kg/m}^3; R = 0.86$

**FIG. 5. Concentration Field and Streamlines of Reference Case for Steady-State Storm-Weather Condition**



**FIG. 6. Normalized Profiles of Horizontal Velocities and Suspended Sediment Concentrations of Reference Case. Vertical Coordinates Are Normalized by Water Depth of Respective Radial Location**

existence of a sludge blanket. The decreasing concentrations at the bottom with increasing radial distance from the inlet and the development of a reverse flow along the bottom show that the model predicts a sludge removal without active support. This result is in contrast to field observations of Larsen (1977) who stated that settled sludge cannot be removed without a removal system. The contradiction indicates that the rheological properties of the activated sludge are different from those of water. The effect of different approaches to describe the rheology within the sludge blanket is discussed later in this paper.

**Influence of Turbulence-Model Constants**

The sensitivity of the computed result on the value of the constant  $C_3$  [see (9)] was analyzed. Fig. 7 displays the velocity and concentration profiles resulting from calculations applying  $C_3 = 0, 0.2, 0.5,$  and  $1.0$  (reference case). The figure shows that, while the overall picture remains similar, the results are clearly sensitive to the value of  $C_3$  when looking at regions with peak velocities and peak gradients of both velocity and concentration. Including the sink term  $P_B$  [(11)] in (9) causes

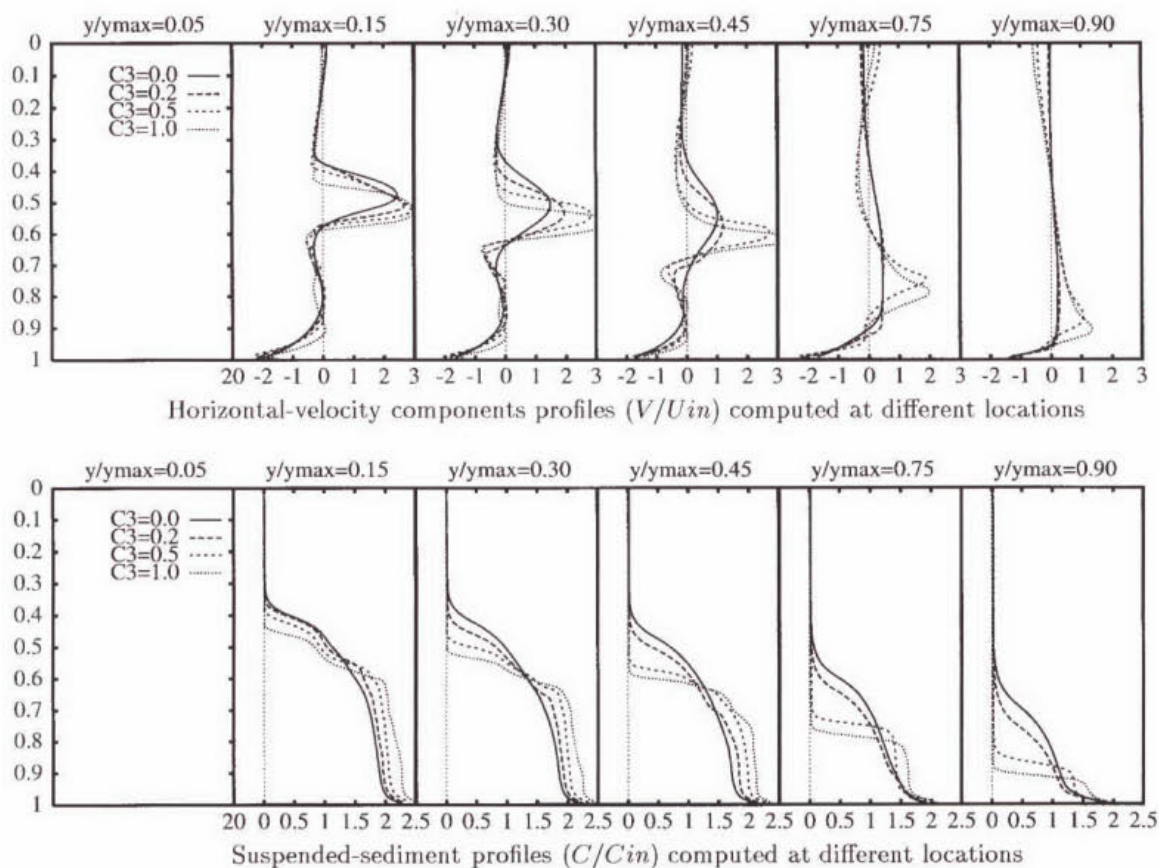


FIG. 7. Influence of  $C_3$ -Value on Profiles of Horizontal Velocities and Suspended Sediment Concentrations; Reference Case Is  $C_3 = 1$

the values of  $\epsilon$  to decrease and subsequently those of the eddy viscosity  $\nu_t$  to increase [see (7)]. An increase in  $\nu_t$  in turn, causes an increase of the turbulent diffusive transport of all quantities. Because the strongest influence of this kind is obtained with  $C_3 = 0$ , the velocity and concentration gradients are smoothed with distance from the inlet, while with no sink term in (9) (i.e.,  $C_3 = 1.0$ ), the gradients remain much sharper throughout the tank; the sludge blanket remains more compact and better defined, judging from the sharp interface to the clarified region above. As the vertical position of the peak velocity is generally obtained near the upper end of the sludge blanket, it is located higher when using smaller values of  $C_3$ . Also, the peak velocity decreases more rapidly, and the forward flow expands in height when considering a stronger damping of  $\epsilon$  ( $C_3 = 0$ ). This behavior reveals the crucial role of the determination of the eddy viscosity  $\nu_t$  in the computation of buoyancy-affected flow and hindered settling of activated sludge.

The effect of an increased turbulent diffusion can also be demonstrated by comparing Fig. 8 with Fig. 5. In the computation shown in Fig. 8,  $C_3 = 0$  is applied and thus an enhancing effect of stratification on  $\epsilon$  is modeled. Due to the more intense eddy diffusion in Fig. 8, the sludge blanket exhibits a less distinct interface; that is, the distance between the dark layer (sludge blanket) and the light layer (clarified water) is larger. Also, the increased distance between neighboring streamlines indicates the decreased velocity of the main forward flow in Fig. 8. The streamline plot shows that, compared with Fig. 5, the forward flow region at the surface (on top of the reverse flow layer) is shifted radially to the innermost region of the tank adjacent to the inlet. In Fig. 5 the streamlines in the region of the sludge blanket surface are slightly wavy, whereas they are not in Fig. 8. This indicates that, due to increased diffusion, the flow and the solution procedure become more stable. In conclusion, this shows the importance

of reliable experimental investigations for model calibration and verification, especially for distinctly stratified flow.

#### Influence of Settling Velocity Distribution

The settling function used in the reference case represents relatively high settling velocities for small and medium concentrations ( $C < 1.5 \text{ kg/m}^3$ ) while it drops rapidly toward zero settling velocity for concentrations typically occurring in the sludge blanket ( $C > 3 \text{ kg/m}^3$ ). Due to the small settling capacity at relatively high concentrations, the sludge thickens badly, the limiting vertical sludge flux is underestimated, and a relatively high recycle ratio  $R$  is necessary to obtain a steady-state solution at all.

An alternative set of parameters to describe the settling function for typical Dutch conditions was proposed by DHV Water on the basis of in situ measurements, thereby changing the following two parameters:  $U_{50} = 0.0019 \text{ m/s}$  and  $r_h = 0.382 \text{ m}^3/\text{kg}$  (reference case:  $U_{50} = 0.005 \text{ m/s}$  and  $r_h = 0.7 \text{ m}^3/\text{kg}$ ). The resulting function shows drastically reduced maximum values of settling velocities, whereas the high concentration regions are now assigned higher  $U_S$ -values than in the reference case (Fig. 2). The settling velocity for the recycle concentration  $C_{rec} = 6.9 \text{ kg/m}^3$  now is  $U_S = 0.14 \text{ mm/s}$  (i.e., 3.4 times higher than in the reference case).

In Fig. 9 the horizontal velocity, concentration, and shear-stress profiles obtained from calculations with the reference and the modified settling function are compared. Typical concentrations in the sludge blanket are significantly higher than  $3 \text{ kg/m}^3$ , indicating that in this region the settling velocities of the modified function are higher than those of the reference case. As expected, the increased settling velocities cause the sludge blanket to be more compact in height and to diminish faster with distance from the inlet. Consequently, the vertical positions of the peak velocities are lowered while their values

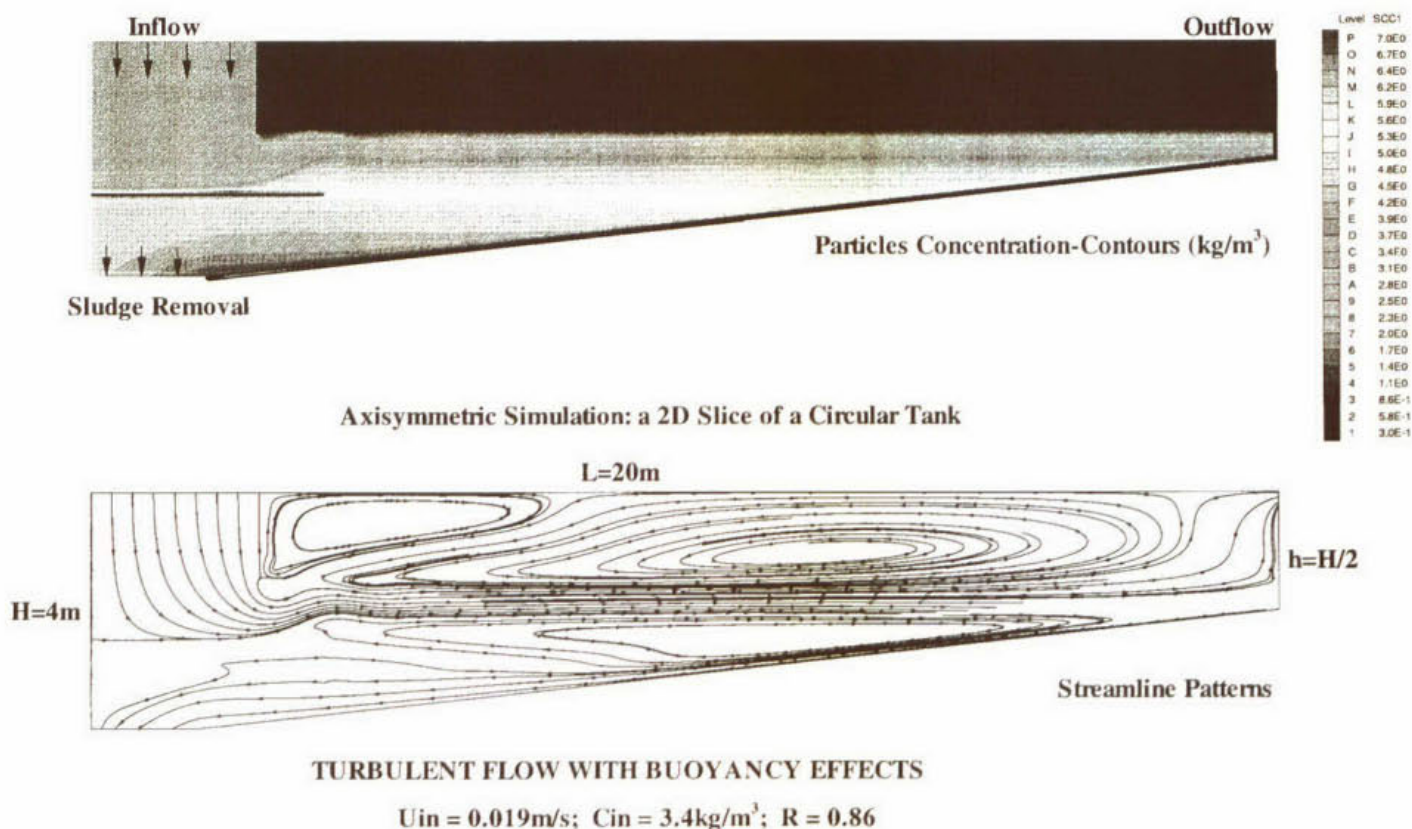


FIG. 8. Concentration Field and Streamlines of Case, where Turbulence Dissipation Rate Is Damped by Stratification;  $C_3 = 0$  [see (9)]. Reference Case in Fig. 5:  $C_3 = 1$

remain approximately the same, except in the outermost profile. As the sludge blanket does not develop there, the density current is dissipated and the peak velocity is reduced when compared with the reference case. Increased settling velocities in high concentration regions indicate that the thickening characteristics of the sludge are favorable, thus causing higher concentrations at the bottom. Note that this is a local phenomenon and that, for mass-balance reasons, the concentration in the recycle sludge is still the same when the recycle ratio is not changed. However, a sludge with improved thickening capability would allow a reduction of the recycle ratio  $R$  and thus of the loading of the clarifier [since  $Q_m = Q(1 + R)$ ].

Distinct differences between the two calculations are exhibited by the shear-stress profiles. The peak values of shear-stress are not only found at a lower position according to the position of the peak velocity gradients; they are also (again with the exception of the outermost profile where the peak velocity is reduced) clearly increased through the higher velocity gradients simulated by the alternative settling function.

The settling approach of Takács et al. (1991) was developed for one-dimensional (1D) settling-tank modeling and should be improved for 2D and three-dimensional (3D) modeling. As pointed out by Ekama et al. (1997), small, nonsettleable solids are always present and would ideally be modeled as a separate solids class that interacts with the settleable flocs class through the modeling of flocculation and break-up processes. Also, the compression-zone settling or the influence of the bottom boundary on the lowest layers should be improved in 2D or 3D models, as it is intended here to describe the physical process rather than to fit a qualitative model by means of parameter calibration.

#### Accounting for Rheological Properties of Activated Sludge

The influence of various rheology approaches [(13)–(18)] on the flow and concentration profiles is shown in Fig. 10.

Generally, introducing a plastic viscosity  $\mu_p$  as a function of concentration [both Bingham approach and Bokil and Bewtra (1972)] and a yield stress  $\tau_b$  (only Bingham) causes the sludge blanket to rise while its surface is still sharp [Fig. 10(c)]. The velocities within the sludge blanket decrease [Fig. 10(a)] as the applied shear stress now produces a smaller shear rate. The approach of Bokil and Bewtra (1972) introduces clearly higher  $\mu_p$ -values than the Bingham approach and consequently causes an extreme elevation of the sludge blanket. Above all, the values of the maximum velocities remain in a similar range and so do the shapes of the velocity profiles [Fig. 10(a)]. This may be explained by the fact that the main forward flow takes place just above the sludge blanket (i.e., in a region with relatively small concentrations that have only a minor influence on the viscosity).

The role of the yield stress is made more obvious by applying a drastic increase of the  $\tau_b$ -value by a factor of 100 to consider the stiffness of the sludge under small shear and high concentration conditions. Apart from the influence on the sludge blanket height, the change of  $\tau_b$  also affects the result in the near-bottom region, whose velocity profiles are shown in Fig. 10(b). While the standard  $\tau_b$ -function [(17)] already reduces the near-bottom velocities toward the central sludge withdrawal approximately by a factor of 2 as compared to the reference case, the increased  $\tau_b$ -values almost prevent any near-bottom transport. Note that through (17) the fluid is not completely hindered to flow at low shear-stress and high concentration values, as the total stress is always higher than the yield stress. Thus, the Bingham behavior is not rigidly imposed in the numerical model; it is rather approximated by means of increased values of the effective viscosity (i.e., the fluid behavior is highly viscous instead of being stiff).

The analysis of the rheology effects gives a clear indication on the sludge removal mechanism. Since in prototypes the settled sludge cannot be removed without removal equipment while the numerical model suggests a self-sustaining sludge

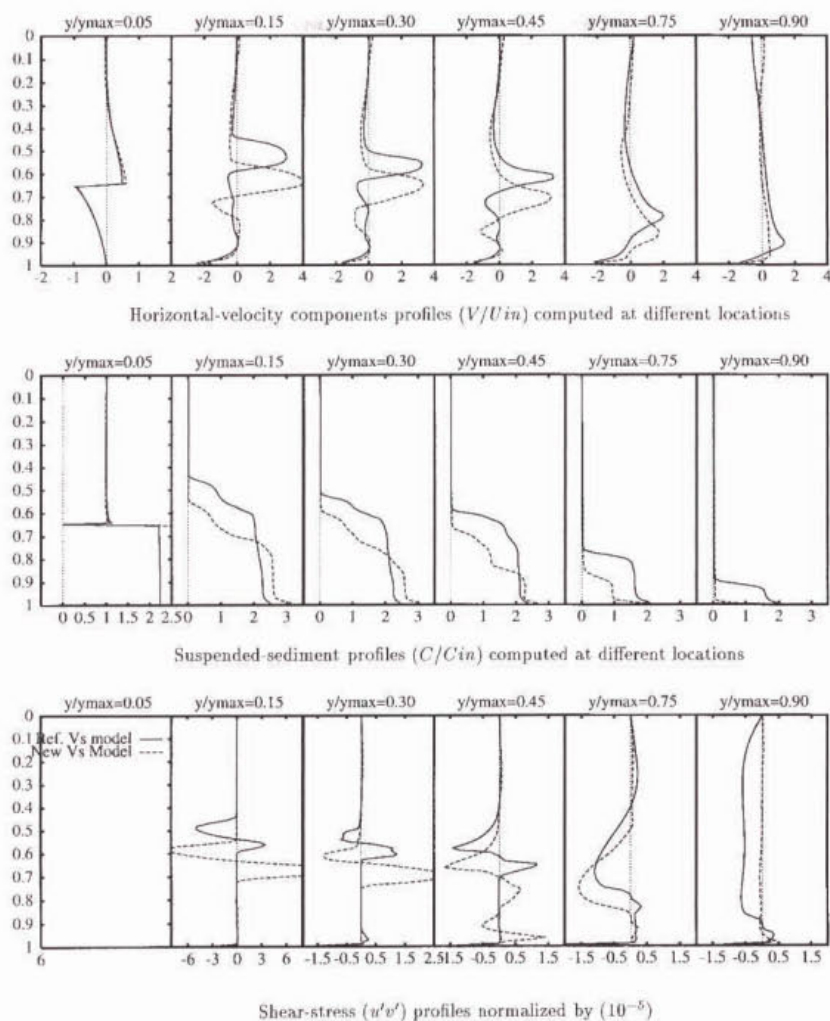


FIG. 9. Influence of Settling Function on Profiles of Horizontal Velocities, Suspended Sediment Concentrations and Shear Stress

transport, the thickened sludge must in fact exhibit a distinct Bingham-type behavior. On the basis of full-scale observations, Günther (1984) stated that only part of the sludge can be removed directly by the spiral scrapers, while the rest flows to the sludge hopper owing to gravity and through some indirect effect of the scrapers. As a result of our simulations, we conclude that in a tank with an inclined bottom, the function of the scraper removal system is to overcome the yield stress and to make the mixture flow rather than to induce the centerward sludge transport as such. However, this should be confirmed in full-scale tests.

## CONCLUSIONS

With the numerical model presented in this paper, the flow and concentration fields in a radial section of a circular clarifier with central inlet could be computed successfully. The tank modeled included an inlet with two baffles, an inclined bottom, a central sludge withdrawal below the inlet, and a peripheral effluent; and the sludge blanket was included in the computation domain. The results showed that the fluid is strongly stratified with almost horizontal layers, and that the main flow develops along these stratified layers.

A sensitivity analysis revealed that this overall picture of flow and concentration fields remained similar for all parameter variations. However, looking at details of the radial development of peak velocities and high gradients of both velocity and concentration, a significant sensitivity of these regions to parameter variations could be observed:

- An enhancing influence of stratification on the turbulence dissipation rate causes the main radial flow to decelerate and to shift upward while the sludge blanket becomes thicker and exhibits smoother concentration gradients at the interface to the clarified region.
- A change in the settling function has little influence on the peak velocities. Yet, the sludge blanket clearly changes its height and, as a consequence, the vertical position of the peak velocities differs accordingly, as it is located just above the sludge blanket.
- Neither the values of maximum velocities nor the vertical extent of the main radial current is sensitive to different rheology models, as it is situated in regions of relatively small concentrations where the rheology function is of minor importance. It is again mainly the sludge blanket height that is affected and thus the vertical position of maximum flow velocities. The Bingham approach causes the sludge blanket to develop thicker and so does an increase of the yield stress within the Bingham approach. Also, reverse-flow velocities adjacent to the bottom become clearly smaller. The fact that the settled sludge needs to be removed by a removal system in prototypes while it flows toward the central withdrawal without support in the numerical model indicates that the sludge mixture is a Bingham-type fluid, and the role of the removal system is to overcome the yield stress, thereby making the sludge flow.

The sensitivity of the results to the varied parameters demonstrates the need for a reliable determination of the param-

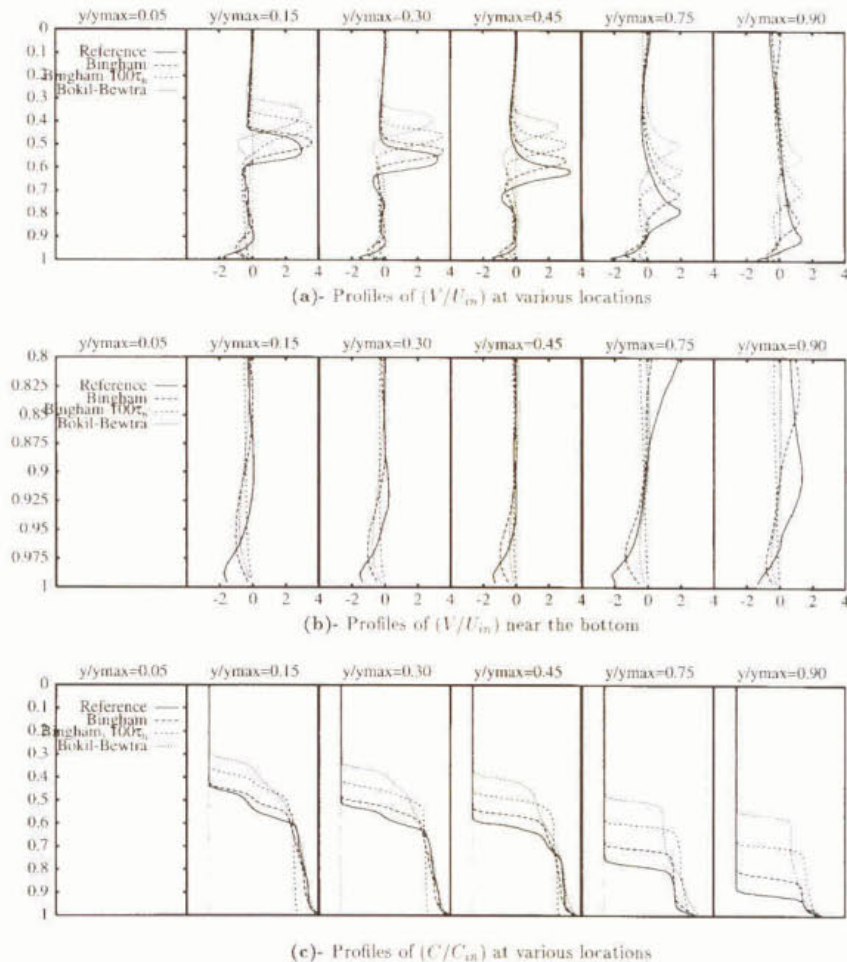


FIG. 10. Influence of Viscosity Functions on Profiles of Horizontal Velocities and Suspended Sediment Concentrations

eters describing the interactions between flow and settling of activated sludge. It is important to realize that the variation in the results is an outcome of the uncertainty of parameters that need to be determined experimentally rather than of uncertainties within the numerical modeling procedure.

#### ACKNOWLEDGMENTS

The work was supported by The Dutch Association for Applied Water Research (STOWA). The calculations were performed on the Siemens-Fujitsu vector computer VPP-300 of the University of Karlsruhe.

#### APPENDIX I. REFERENCES

- Adams, E. W., and Rodi, W. (1988). "Prediction of density-driven flows in settling basins." *Rep. SFB 210/T/41*, University of Karlsruhe, Karlsruhe, Germany.
- Anderson, N. E. (1945). "Design of settling tanks for activated sludge." *Sewage Works J.*, 17(1), 50–63.
- Bokil, S. D., and Bewtra, J. K. (1972). "Influence of mechanical blending on aerobic digestion of waste activated sludge." *Proc., 6th Int. IAWPRC Conf. on Water Pollution Res.*, Int. Assoc. on Water Pollution Research and Control, London, 421–438.
- Bretschler, U., Hager, W., and Hager, W. H. (1984). "Untersuchungen über die Strömungs- und Feststoff-Verteilungen in Nachklärbecken." *gwfwasser/abwasser*, Munich, Germany, 125(2), 81–90 (in German).
- Bretschler, U., Krebs, P., and Hager, W. H. (1992). "Improvement of flow in final settling tanks." *J. Envir. Engrg.*, ASCE, 118(3), 307–321.
- Dahl, C. P. (1993). "Modelling of flow field and settling in secondary settling tanks." PhD thesis, University of Aalborg, Aalborg, Denmark.
- Dahl, C. P., Larsen, T., and Petersen, O. (1994). "Numerical modelling and measurement in a test secondary settling tank." *Water Sci. and Technol.*, 30(2), 219–228.
- Dick, R. I., and Ewing, B. (1967). "The rheology of activated sludge." *J. Water Pollution Control Fed.*, 39(4), 543–560.
- Ekama, G. A., et al. (1997). "Secondary settling tanks: Theory, modelling, design and operation." *IAWQ Scientific and Tech. Rep. No. 6*, International Association on Water Quality, London.
- Günther, F. W. (1984). "Ein Beitrag zur Bemessung von Schlammräumung und Eindickzone in horizontal durchströmten runden Nachklärbecken von Belebungsanlagen." *Rep. No. 49*, Institute for Water Quality Management, Technical University of Munich, Munich, Germany (in German).
- Hazen, A. (1904). "On sedimentation." *Trans.*, ASCE, 53, 45–71.
- Hinze, J. O. (1975). *Turbulence: An introduction to its mechanism and theory*. McGraw-Hill Series in Mechanical Engineering, McGraw-Hill, New York.
- Krebs, P. (1991). "The hydraulics of final settling tanks." *Water Sci. and Technol.*, 23(4–6), 1037–1046.
- Krebs, P., Stamou, A. I., Garcia-Heras, J. L., and Rodi, W. (1996). "Influence of inlet and outlet configuration on the flow in secondary clarifiers." *Water Sci. and Technol.*, 34(5–6), 1–9.
- Krebs, P., Armbruster, M., and Rodi, W. (1998a). "Strömung und Sedimentation in Absetzbecken." *Rep. No. 742*, Institute for Hydromechanics, University of Karlsruhe, Karlsruhe, Germany (in German).
- Krebs, P., Armbruster, M., and Rodi, W. (1998b). "Laboratory experiments of buoyancy-influenced flow in clarifiers." *J. Hydr. Res.*, 36(5), 831–851.
- Larsen, P. (1977). "On the hydraulics of rectangular settling basins." *Rep. No. 1001*, Dept. of Water Res. Engrg., Lund Institute of Technology, Lund, Sweden.
- Lauder, B. E., and Spalding, D. B. (1974). "The numerical computation of turbulent flows." *Comp. Methods Appl. Mech. Engrg.*, 3, 269–289.
- Lyn, D. A., and Zhang, Z. (1989). "Boundary-fitted numerical modelling of sedimentation tanks." *Proc., 23rd IAHR Conf.*, National Research Council, Ottawa, Canada, A331–A338.
- Lyn, D. A., Stamou, A. I., and Rodi, W. (1992). "Density currents and shear-induced flocculation in sedimentation tanks." *J. Hydr. Engrg.*, ASCE, 118(6), 849–867.
- Rhie, C. M., and Chow, W. L. (1983). "Numerical study of the turbulent flow past an airfoil with trailing edge separation." *AIAA J.*, 21, 1525–1532.
- Rodi, W. (1987). "Examples of calculation for flow and mixing in stratified fluids." *J. Geophys. Res.*, 92(C5), 5305–5328.



- Rodi, W. (1993). *Turbulence models and their application in hydraulics*, 3rd Ed., Balkema, Rotterdam, The Netherlands.
- Rodi, W., Majumdar, S., and Schönung, B. (1989). "Finite-volume method for two-dimensional incompressible flows with complex boundaries." *Comp. Methods in Appl. Mech. and Engrg.*, 75, 369–392.
- Schamber, D. R., and Larock, B. E. (1981). "Numerical analysis of flow in sedimentation basins." *J. Hydr. Div.*, ASCE, 107(5), 575–591.
- Stone, H. L. (1968). "Iterative solution of implicit approximation of multidimensional partial differential equations." *SIAM J.*, 5, 530–558.
- Szalai, L., Krebs, P., and Rodi, W. (1994). "Simulation of flow in circular clarifiers with and without swirl." *J. Hydr. Engrg.*, ASCE, 120(1), 4–17.
- Takács, I., Patry, G. G., and Nolasco, D. (1991). "A dynamic model of the clarification-thickening process." *Water Res.*, 25(10), 1263–1271.
- Van Doormaal, J. P., and Raithby, G. D. (1984). "Enhancements of the SIMPLE method for predicting incompressible fluid flows." *Numer. Heat Transfer*, 7, 147–163.
- van Marle, C., and Kranenburg, C. (1994). "Effects of gravity currents in circular secondary clarifiers." *J. Envir. Engrg.*, ASCE, 120(4), 943–960.
- Zhou, S., and McCorquodale, J. A. (1992). "Modelling of rectangular settling tanks." *J. Hydr. Engrg.*, ASCE, 118(10), 1391–1405.
- Zhou, S., McCorquodale, J. A., and Vitasovic, Z. (1992). "Influences of density on circular clarifiers with baffles." *J. Envir. Engrg.*, ASCE, 118(6), 829–847.
- Zhu, J. (1991a). "FAST-2D: A computer program for numerical simulation of two-dimensional incompressible flows with complex boundaries." *Rep. No. 690*, Institute for Hydromechanics, University of Karlsruhe, Karlsruhe, Germany.
- Zhu, J. (1991b). "A low diffusive and oscillation-free convection scheme." *Communications in Appl. Numer. Methods*, 7, 225–232.

## APPENDIX II. NOTATION

The following symbols are used in this paper:

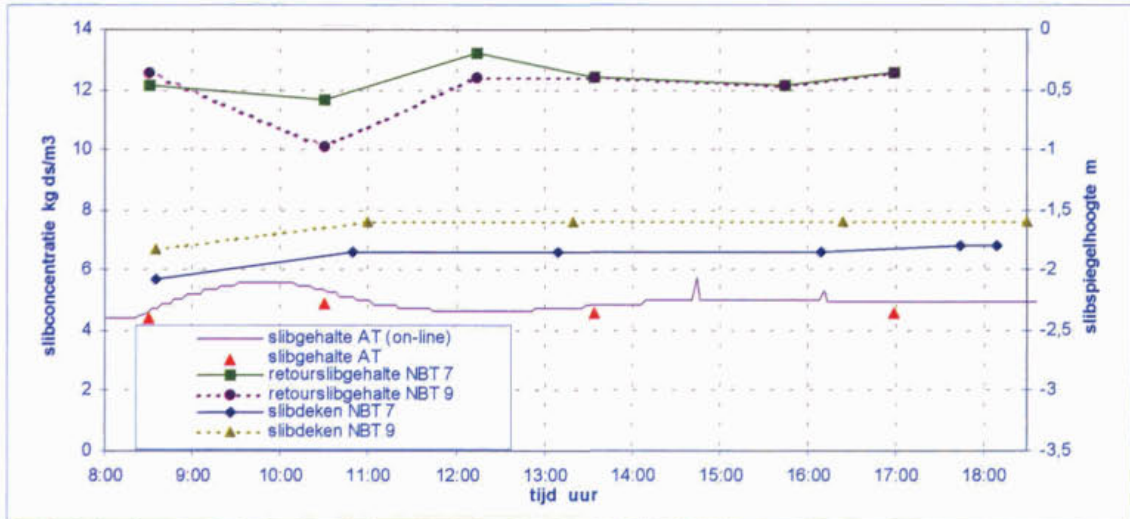
- $C$  = concentration;  
 $C_{bot}$  = concentration at bottom;  
 $C_{ns}$  = concentration of nonsettleable solids;  
 $C_1, C_2, C_3, C_\mu$  = constants in numerical flow model;  
 $c_{pl}$  = constant in plastic-viscosity expression;  
 $g$  = gravity acceleration;  
 $g^r$  = reduced gravity acceleration;  
 $k$  = turbulence energy;  
 $L_u$  = turbulence length scale at inlet;

- $P_B$  = production (or destruction) of turbulence energy due to buoyancy;  
 $P_k$  = production of turbulence energy due to shear;  
 $p$  = pressure;  
 $Q$  = flow rate;  
 $R$  = recycle ratio;  
 $r_h, r_p$  = constants in settling function of Takács et al. (1991);  
 $\bar{S}$  = first invariant of rate of strain;  
 $S_{ij}$  = rate of strain;  
 $T_u$  = turbulence intensity;  
 $t$  = time;  
 $U$  = mean radial velocity;  
 $U_S$  = settling velocity of sludge;  
 $U_{smax}$  = maximum effective settling velocity;  
 $U_{S0}$  = reference settling velocity;  
 $u'$  = fluctuations of vertical velocity;  
 $V$  = mean vertical velocity;  
 $x$  = coordinate in vertical direction;  
 $y$  = radial coordinate;  
 $y_{max}$  = radius of settling tank;  
 $\beta_1, \beta_2$  = constants in yield-stress function;  
 $\Delta t$  = time step in unsteady calculation procedure;  
 $\Delta\rho_m$  = density difference between inflow and pure water;  
 $\epsilon$  = dissipation rate of turbulence energy;  
 $\kappa$  = von Kármán constant;  
 $\mu$  = kinetic viscosity;  
 $\mu_p$  = plastic viscosity;  
 $\mu_t$  = turbulent kinetic viscosity;  
 $\nu$  = kinematic viscosity;  
 $\nu_t$  = turbulent kinematic viscosity (eddy viscosity);  
 $\rho$  = density;  
 $\rho_p$  = density of dry particles;  
 $\rho_w$  = density of pure water;  
 $\sigma_c$  = Schmidt constant;  
 $\sigma_k, \sigma_\epsilon$  = constants in  $k$ - and  $\epsilon$ -equations;  
 $\tau_b$  = yield stress; and  
 $\tau_{xy}$  = shear stress.

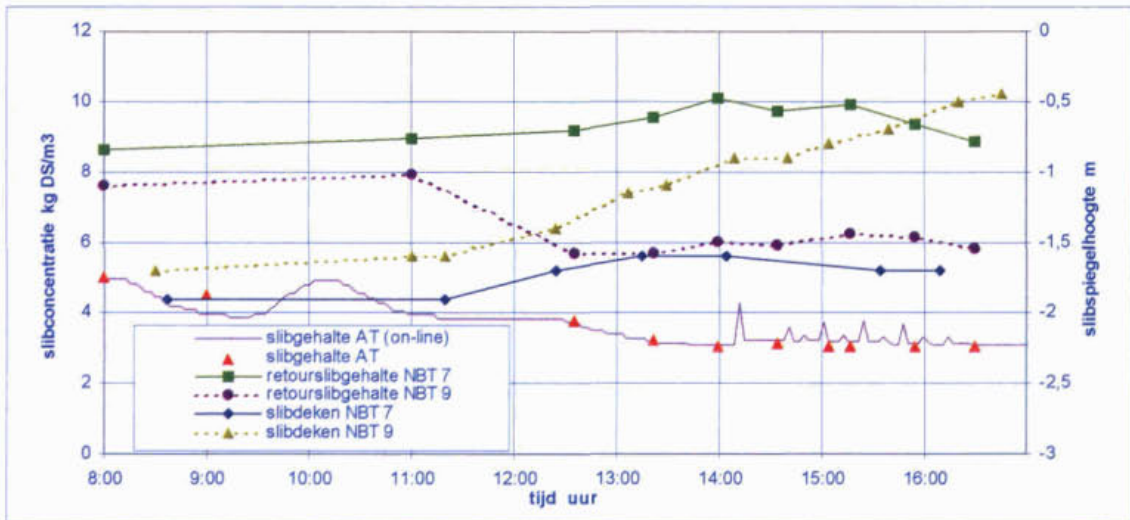
## Subscripts

- $in$  = inlet;  
 $out$  = outlet; and  
 $rec$  = recycle.

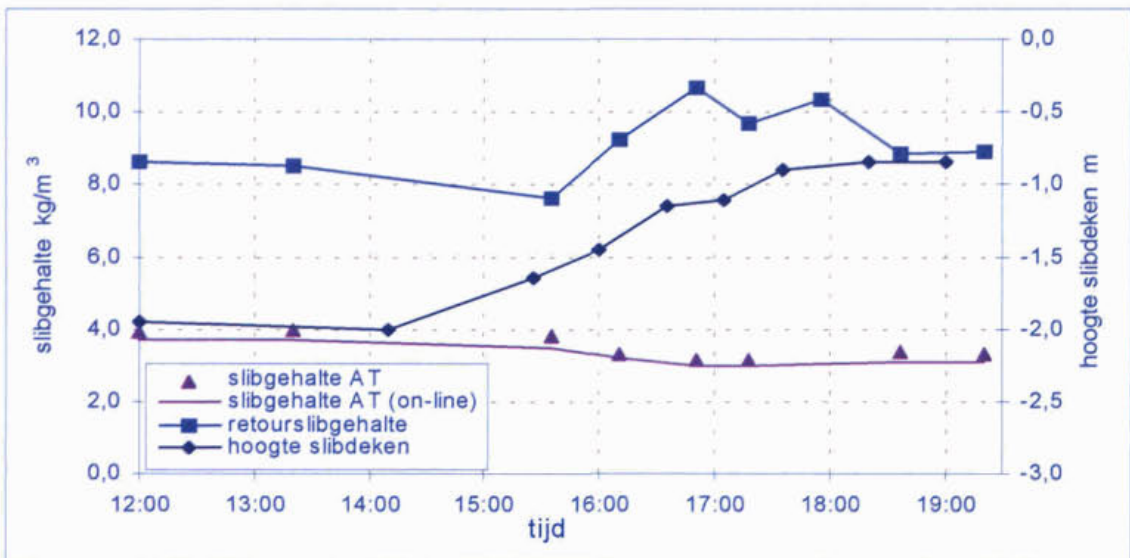
**Bijlage 9 Praktijkonderzoek op de rwzi Nieuwveer - Full-scale experimenten**



**Onderbelasting: evenwichtssituatie in nabezinktank 7 en 9 (07/10/1999)**



**Kritische belasting: evenwichtssituatie in nabezinktank 7 en bijna-overstort in nabezinktank 9 (08/11/1999)**



**Overbelasting: bijna-evenwichtssituatie of bijna-overstort in nabezinktank 7 (09/11/1999)**

Slibconcentraties en slibspiegelhoogte voor de praktijkproeven op de rwzi Nieuwveer. Nabezinktank 7 is voorzien van een deflectieschot.

nr.	datum	tijd	slibconcentratie kg/m <sup>3</sup>						slibspiegel m-ws			
			aanvoer NBT			retourslib NBT			afstand 8 m			
			AT	7(+)	8 <sup>S</sup>	9	7(+)	8 <sup>S</sup>	9	7(+)	8 <sup>S</sup>	9
<b>DWA</b>												
1a	07/10/99	17:15	4,9	4,7	-	-	12,5	-	12,5	1,85	-	1,6
1b	15/10/99	13:10	4,5	4,25	-	-	12,4	-	12,2	2,0	-	1,75
		16:00	4,8	4,5	-	4,5	12,2	-	11,7	2,0	-	1,7
<b>RWA</b>												
2a	26/10/99	8:30	3,8	3,65	4,1	4,5	9,3	7,6	8,2	2,3	2,0	1,6
		12:15	3,1	2,9	-	4,0	7,0	3,5	11,4	1,5	-	0,8
		13:10	3,1	3,0	3,35	-	8,4	4,1	-	1,6	2,0	-
		15:45	2,8	2,75	3,45	-	7,8	5,4	-	1,85	1,5	-
2b	08/11/99	8:30	4,8	4,7	4,9	5,25	8,6	6,2	7,6	1,9	1,9	1,7
		11:15	4,3	4,15	4,35	4,5	9,0	6,4	7,9	1,9	1,8	1,65
		12:30	3,8	3,95	-	4,4	9,2	-	5,7 <sup>#</sup>	1,7	-	1,45
		13:10	3,25	3,2	-	4,5	9,5	-	5,7	1,6	-	1,1
		14:05	3,05	2,8	-	4,1	10,1	-	6,0	1,65	-	0,9
		15:35	3,1	3,1	-	-	9,9	-	6,3	1,7	-	0,7
<b>RWA+</b>												
3	09/11/99	11:45	3,9	3,7	-	-	8,6	6,9	7,8	1,95	-	-
		14:00	3,9	3,75	-	-	8,5	6,6	7,8	2,0	-	-
		15:30	3,8	3,8	-	-	7,6 <sup>#</sup>	-	-	1,6	-	-
		16:05	3,7	3,7	-	-	9,3	-	-	1,4	-	-
		16:40	3,4	3,5	-	-	10,7	-	-	1,1	-	-
		17:10	3,2	3,2	-	-	9,7	-	-	1,1	-	-
		17:45	3,2	3,2	-	-	10,4	-	-	0,9	-	-
		18:30	3,3	3,2	-	-	8,8	-	-	0,85	-	-
		19:00	3,3	3,2	-	-	8,9	-	-	0,85	-	-

# verlaging retourslibconcentratie ten gevolge van kortsluitstromen

\$ nabezinktank 8 is gelijk aan nabezinktank 9, oftewel zonder deflectieschot

## Bijlage 10 Praktijkonderzoek op de rwzi Nieuwveer - slibindikkingsexperimenten

### Instellingen en resultaten van de batch-bezinkexperimenten

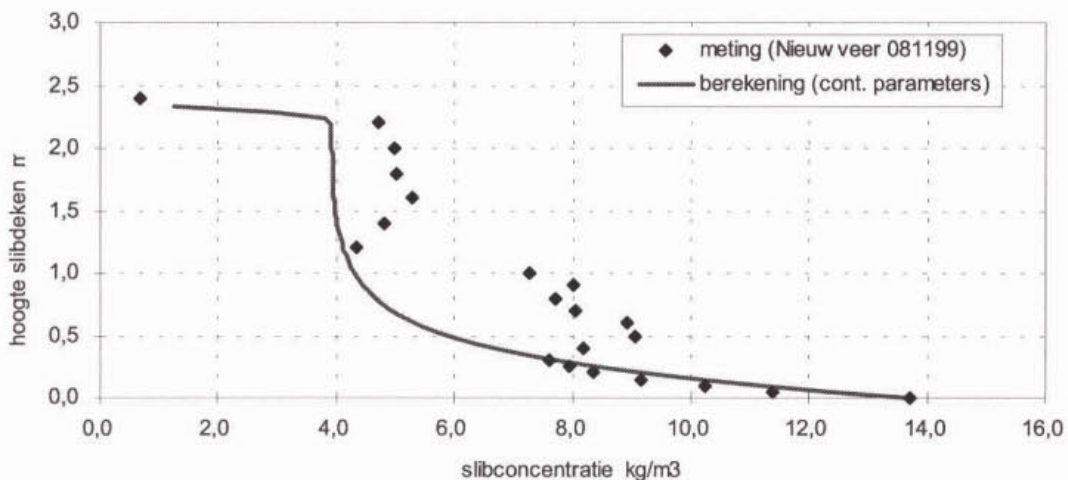
nr.	datum [-]	slibgehalte $G_A$ [kg/m <sup>3</sup> ]	slibvolume-index DSVI [ml/g]	slibvolume-fractie SVF [l/l]	bezinksnelheid $V_{max}$ [m/h]
1	27/09/99	5.00	80	0.400	1.85
2	14/10/99	2.94	89	0.262	3.30
3	18/10/99	6.38	89	0.568	1.35
4	18/10/99	8.68	89	0.773	0.80
5	19/10/99	2.25	93	0.208	4.05
6	19/10/99	6.80	93	0.629	1.30
7	25/10/99	3.79	90	0.339	2.30

### Instellingen van de continue-slibindikkingsexperimenten

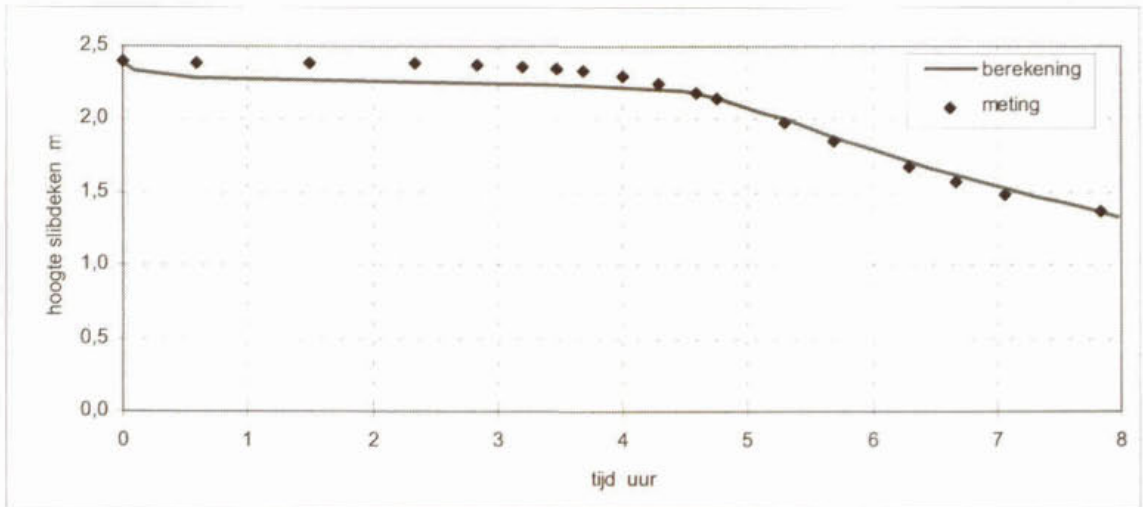
nr.	belasting	retourslib	datum [-]	$G_A$ [kg/m <sup>3</sup> ]	DSVI [ml/g]	SVF [l/l]	$q_A$ [m <sup>3</sup> /(m <sup>2</sup> .h)]	R [-]
1	onder	laag	07/10/99	4.90	73	0.36	0.68	0.61
2a	onder	hoog	26/10/99	4.11	90	0.37	0.62	1.11
2b	kritisch	hoog	26/10/99	2.80	90	0.25	1.11	0.62
3a	over	hoog	09/11/99	3.89	90	0.35	1.64	0.27
3b	over	hoog	09/11/99	3.21	90	0.29	1.48	0.42

### Slibindikkingsmodel

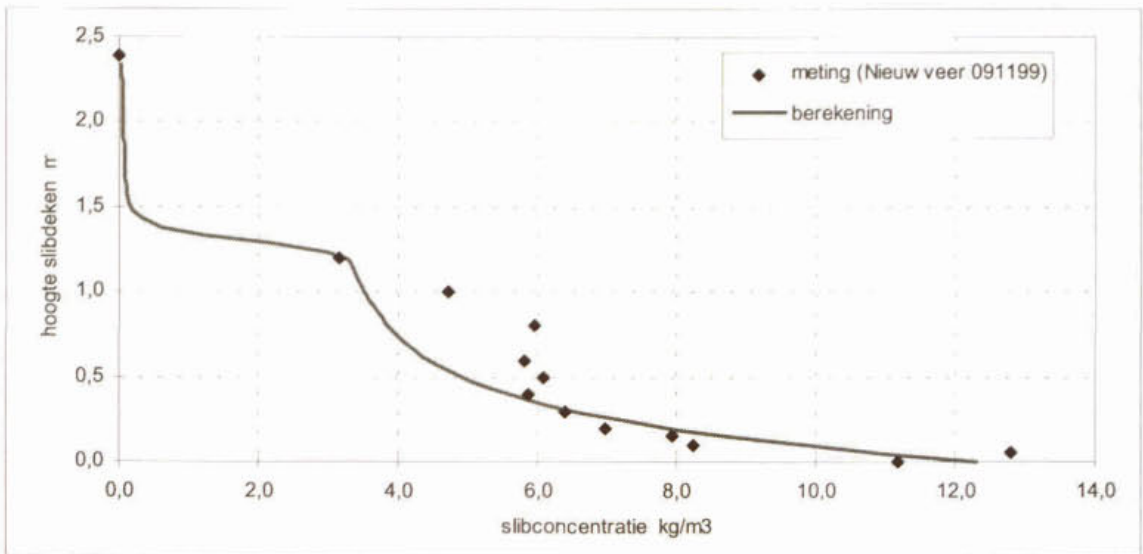
De parameters voor het Vaccari-model zijn afgeleid uit het slibindikkingsexperiment (continue kolomproef) waarbij het verloop is gemeten van een overbelaste situatie naar een onderbelaste situatie. De modelvoorspelling is veel slechter wanneer gebruik wordt gemaakt van de parameters afgeleid uit de batch-bezinkproeven, door een te hoge gehinderde bezinksnelheid.



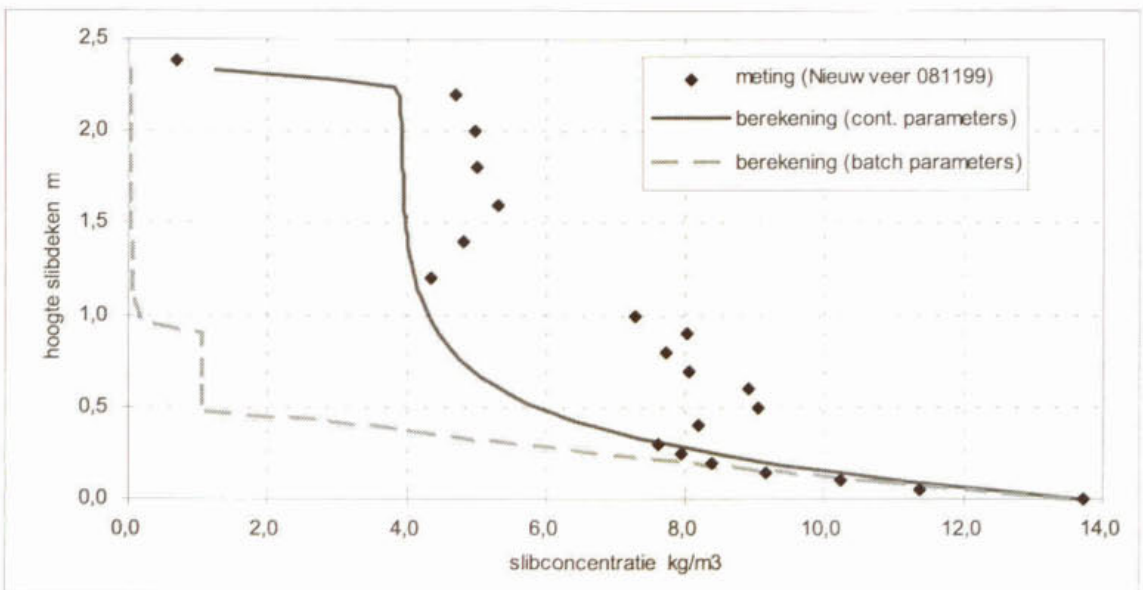
### Slibindikkingsproef: concentratieprofiel voor overbelaste beginsituatie



Slibindikkingsproef: verloop slibspiegeldaling



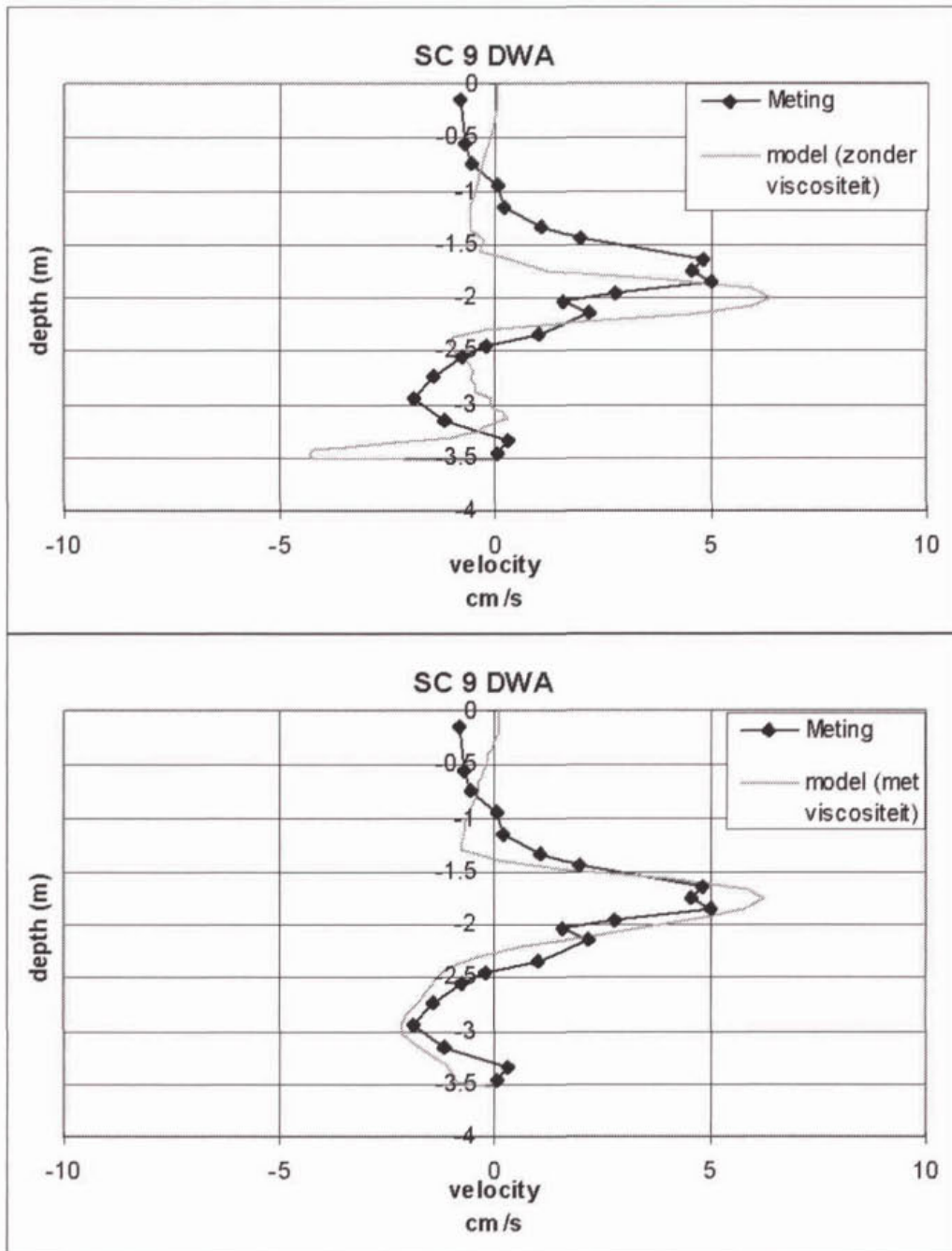
Slibindikkingsproef: slibconcentratieprofiel in onderbelaste eindsituatie



Indien gebruik gemaakt wordt van parameters afgeleid uit de batch-bezinkproeven zijn de modelvoorspellingen veel slechter (door een te hoge gehinderde bezinksnelheid)

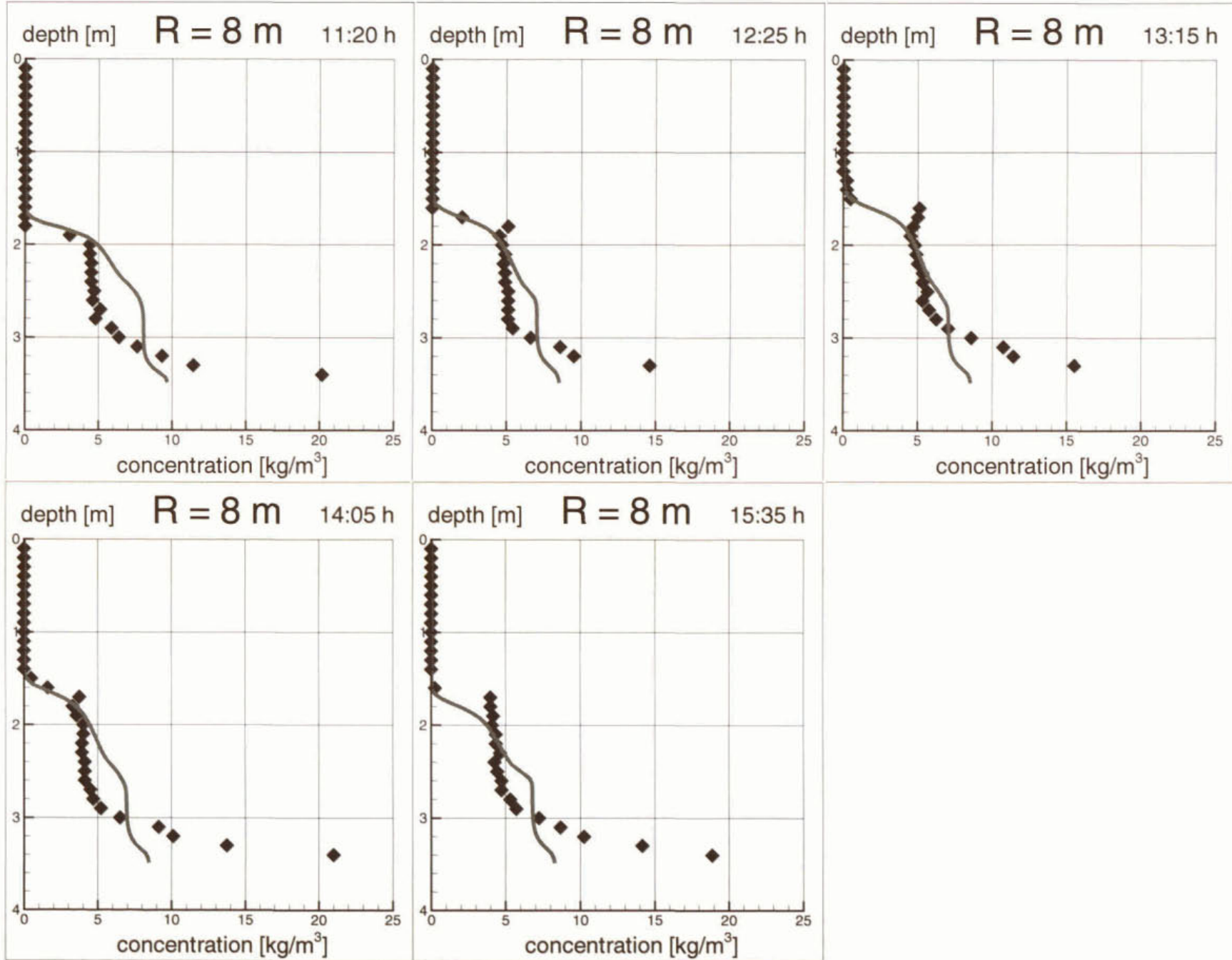
### Bijlage 11 Praktijkonderzoek op de rwzi Nieuwveer - FAST2D berekeningen

Onderstaand zijn de resultaten van de meting en de modelberekening voor de DWA situatie zonder deflectieshot gepresenteerd. Hierbij is de berekening met en zonder toepassing van het viscositeitsmodel weergegeven. Op basis van deze figuren kan worden geconcludeerd dat bij toepassing van het viscositeitsmodel, de berekende snelheidsprofielen beter overeenkomen met de gemeten waarden. De verbetering bij het concentratieprofiel is echter relatief gering. De gepresenteerde resultaten in deze bijlage zijn daarom niet allemaal herberekend en betreffen nog de simulaties zonder toepassing van het viscositeitsmodel.

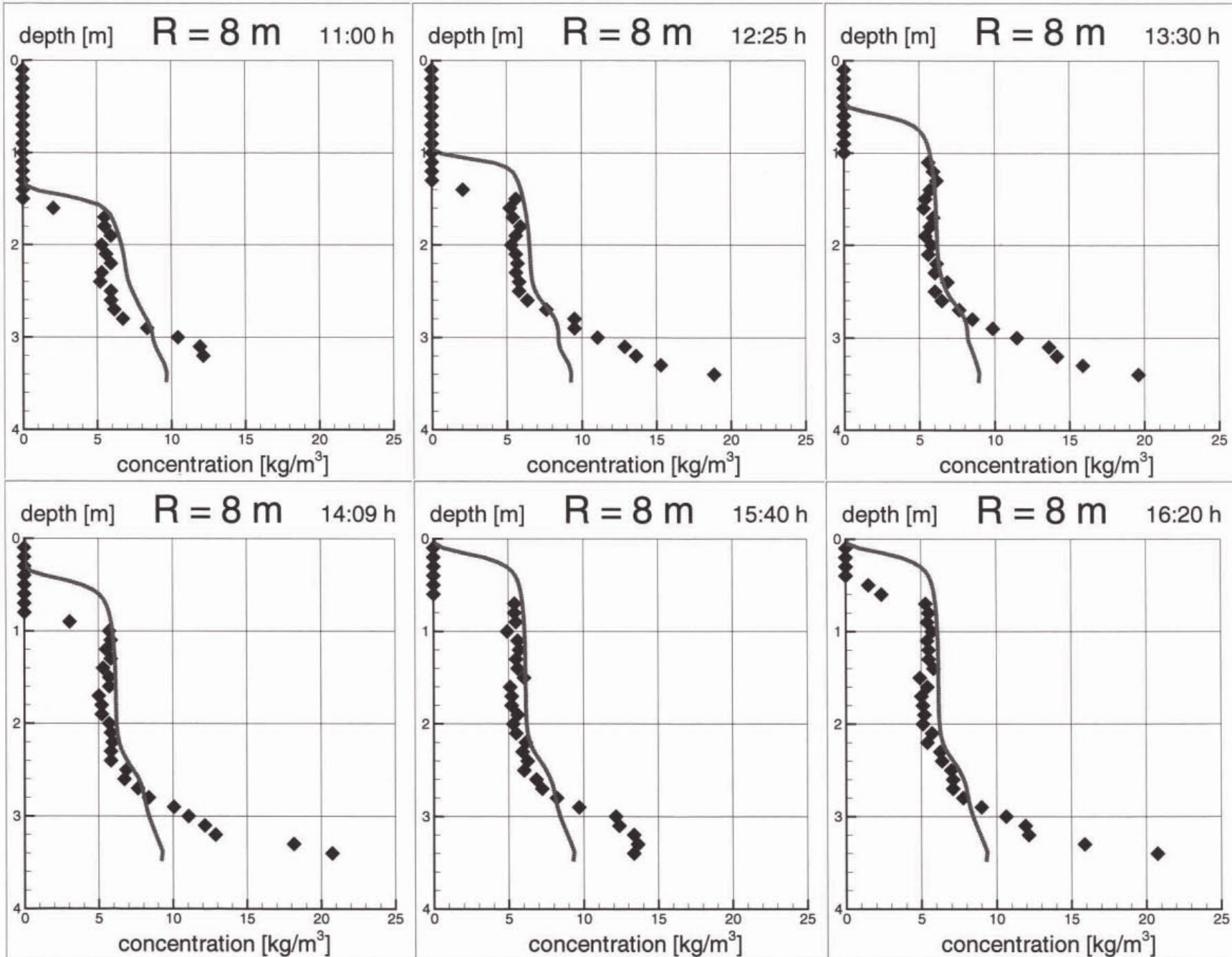


Gemeten en berekend snelheidsprofiel op de rwzi Nieuwveer (nbt9 zonder deflectieshot, DWA-belasting) zonder (boven) en met (onder) toepassing van het viscositeitsmodel

# Critical load with baffle Vaccari No Plastic Approach Jan.2001



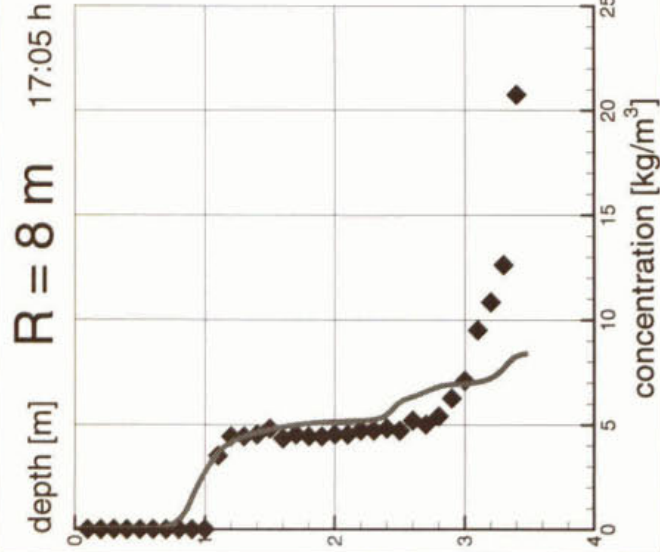
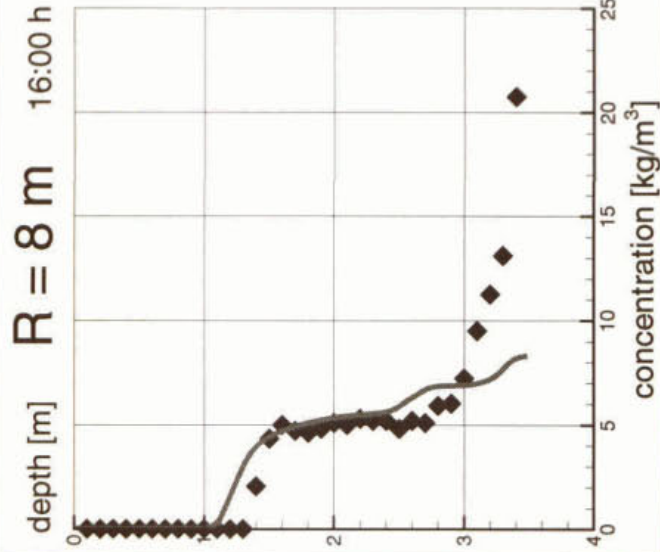
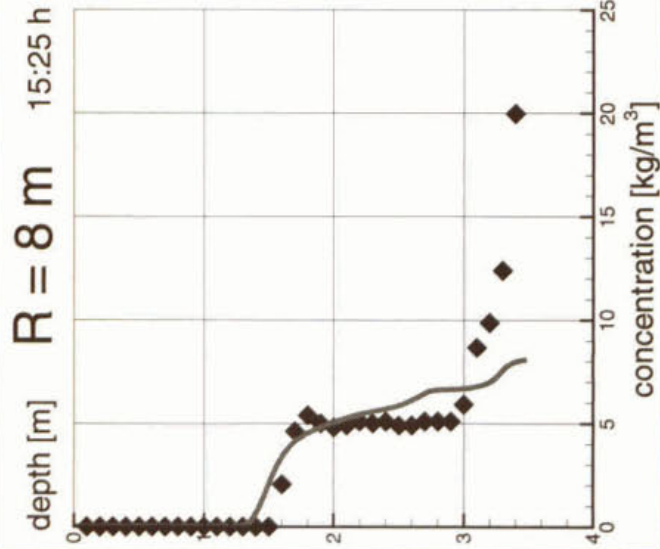
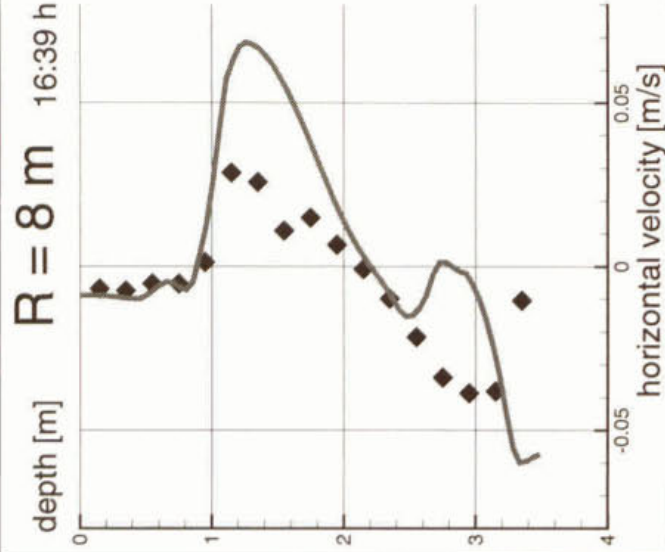
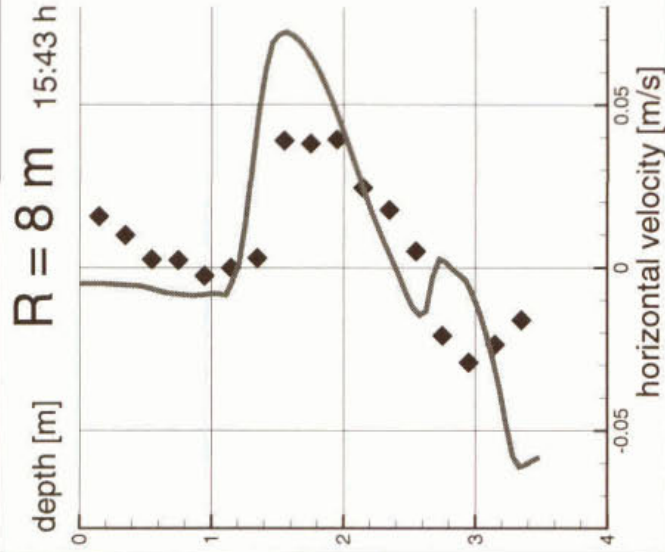
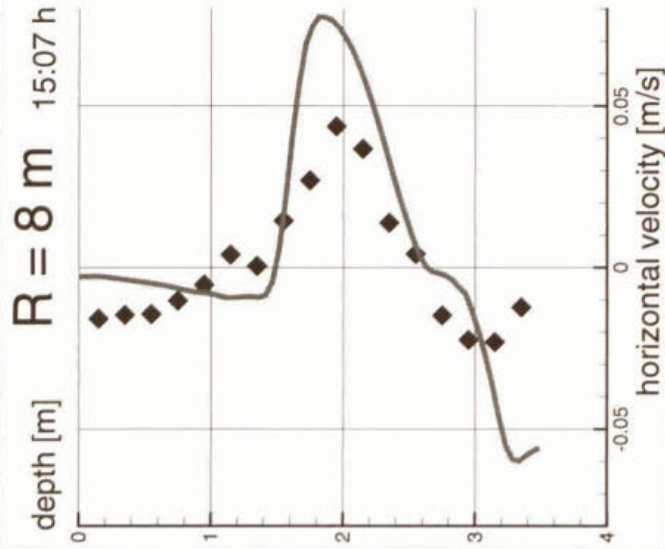
# Critical load without baffle Vaccari No Plastic Approach Jan.2001





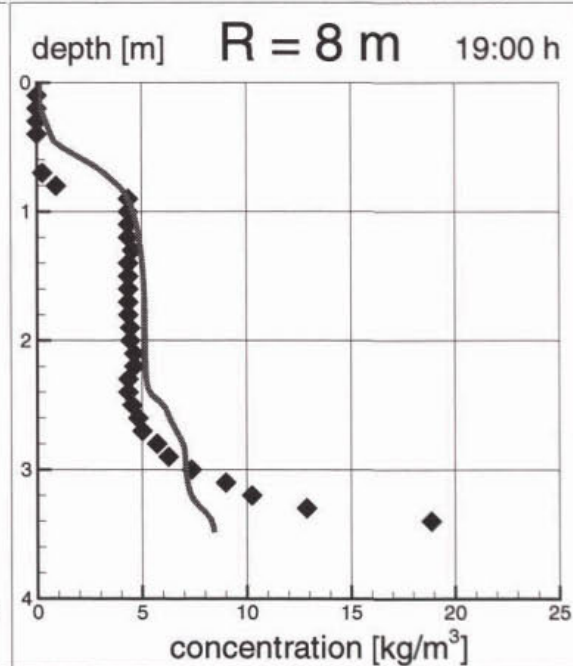
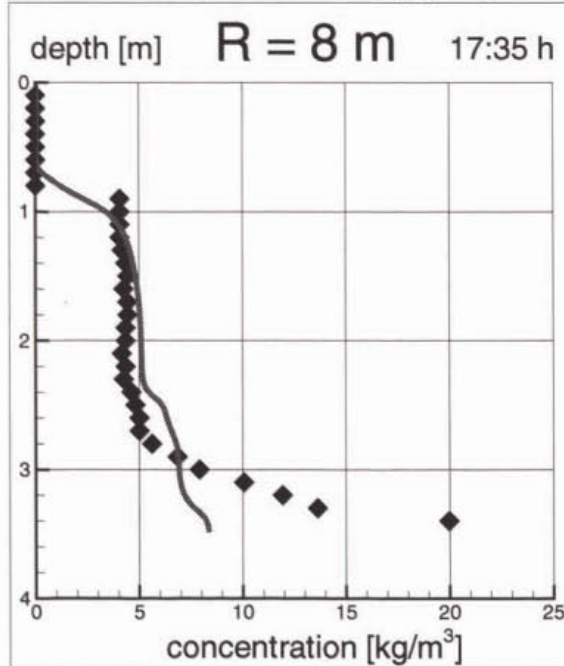
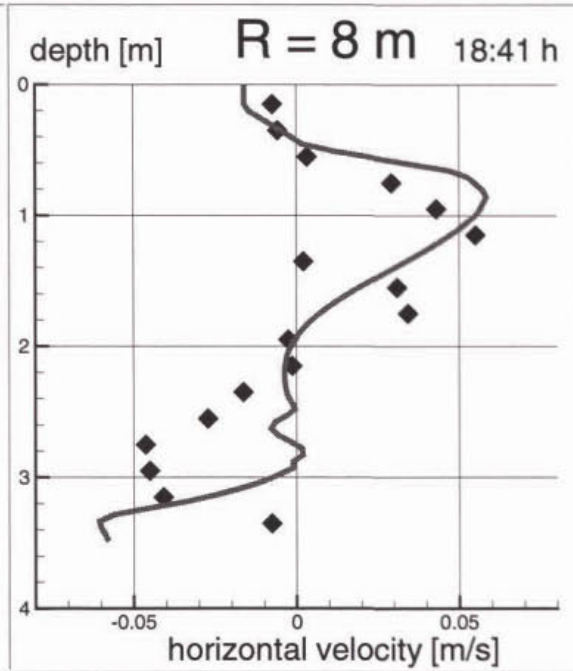
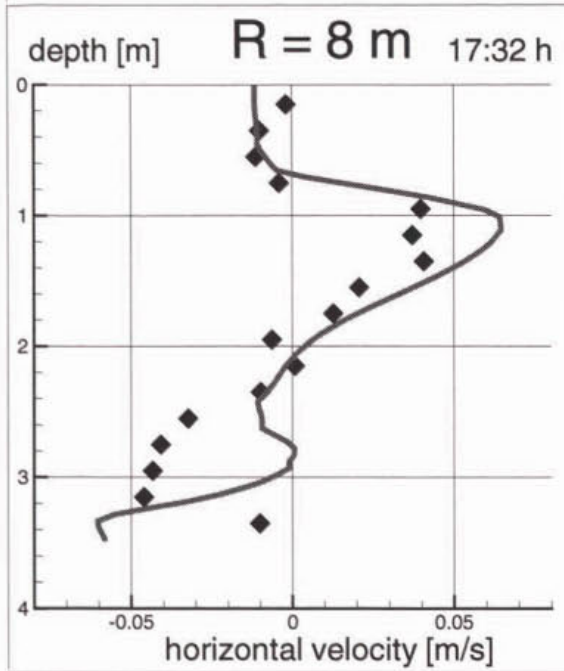
# Overload with baffle

Vaccari No Plastic Approach Jan.2001



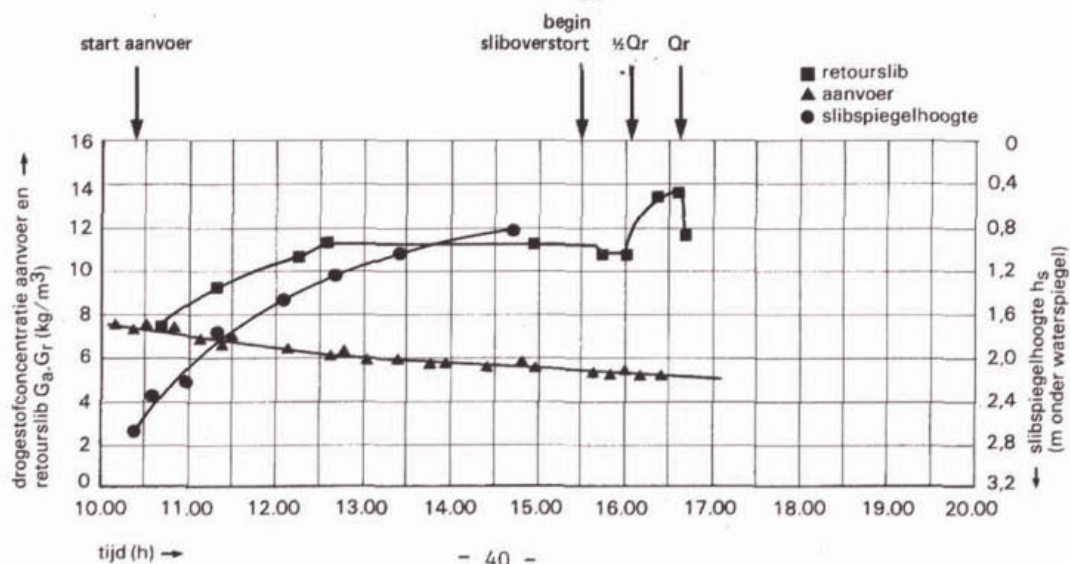
# Overload with baffle

Vaccari No Plastic Approach Jan.2001



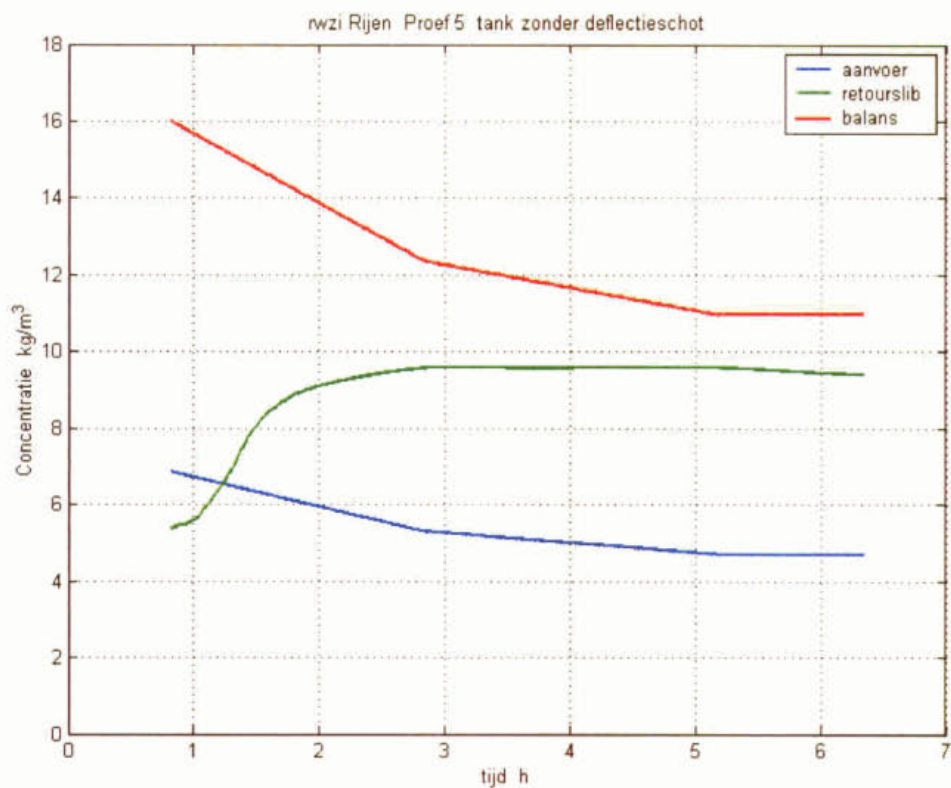
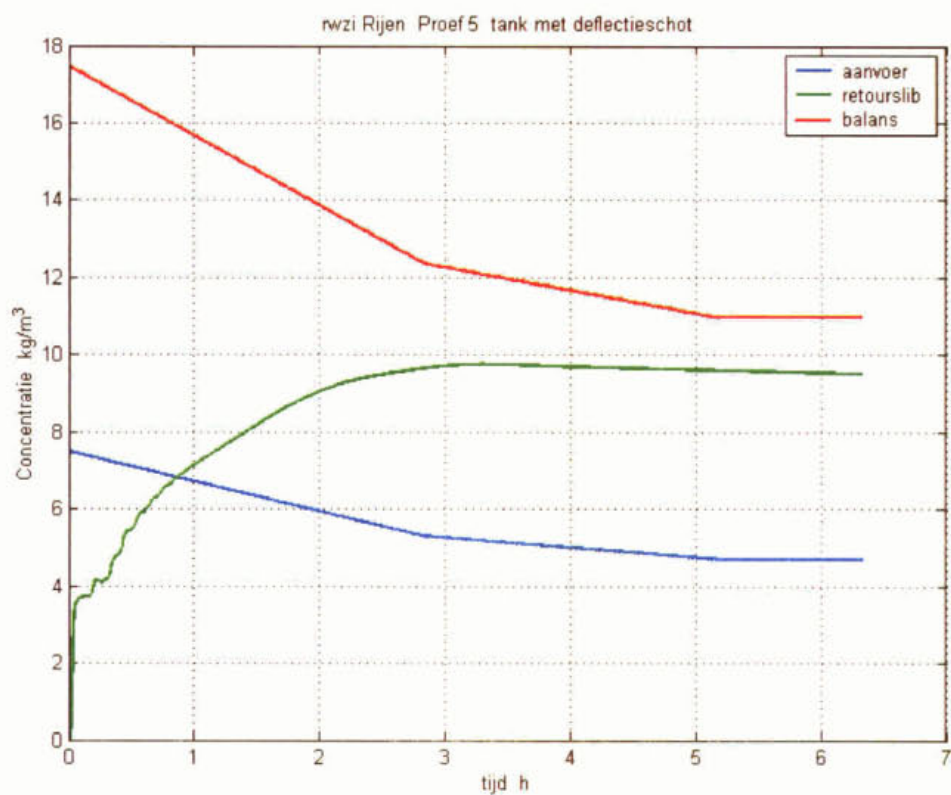
## Bijlage 12 Proef 5 rwzi Rijen

proef 5	:	Rijen	=	
oppervlaktebelasting	:	$q_A$	=	$0,83 \text{ m}^3/(\text{m}^2 \cdot \text{h})$
drogestofbelasting	:	$(1+R)q_A \cdot G_a$	=	$7,1 \text{ kg}/(\text{m}^2 \cdot \text{h})$
slibvolumebelasting	:	$vs_A$	=	$325 \text{ l}/(\text{m}^2 \cdot \text{h})$
retourslibverhouding	:	$R$	=	$0,75$
verdunde slibindex	:	$I_{sv}$	=	$80 \text{ ml/g}$



- 40 -

Het gemeten verloop van proef 5 op de rwzi Rijen. De slibspiegel blijft stijgen en na 5 uur treedt slibverlies op



De simulaties van Proef 5 komen trendmatig goed overeen met de metingen van het retourslib en na ruim 4 uur treedt slibverlies op

### Bijlage 13 Praktijkonderzoek op de rwzi Utrecht

Op rwzi Utrecht is praktijkonderzoek uitgevoerd om te beoordelen of volstaan kan worden met het ontwikkelde nabezinktankmodel, dan wel welke verbeteringen nog noodzakelijk zijn. Hierbij is een praktijkexperiment uitgevoerd bij een belastingssituatie waarbij volgens de Stora-richtlijnen een evenwicht zal ontstaan.

In deze bijlage worden de belangrijkste resultaten beschreven.

De nadruk bij de praktijkproef te Utrecht ligt op:

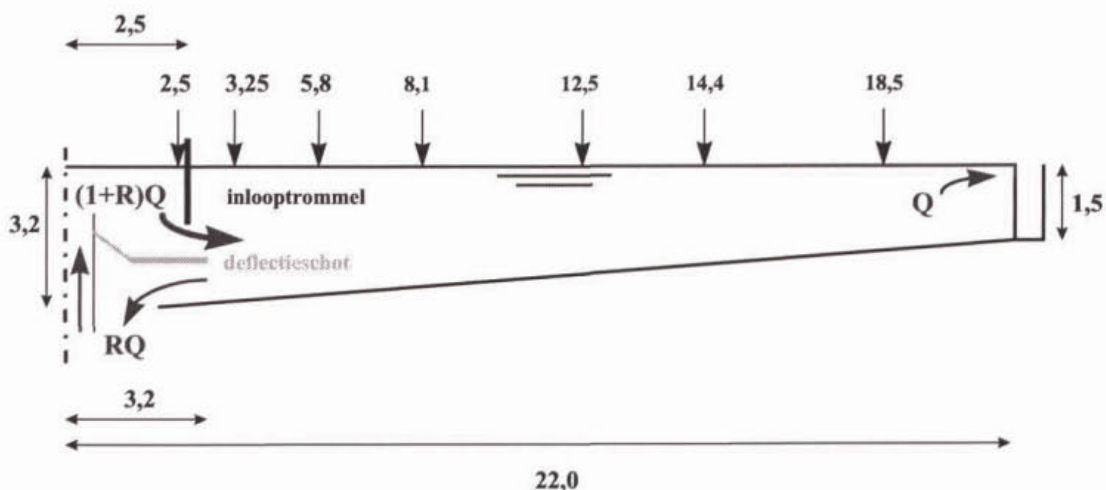
- het verkrijgen van een steady-state evenwichtssituatie
- het verkrijgen van een dataset voor een gemeten gehinderde bezinksnelheid,  $V_H(C_{IN})$ , en details over de opbouw van de slibdeken onder die omstandigheden
- het maken van een inschatting van de verschillen indien alleen gebruik gemaakt zou zijn van de kenmerkende waarden op basis van de verdunde slibvolume-index (DSVI)
- ervaring op doen met de uitvoering van een praktijkproef in combinatie met aanvullende metingen aan de slibeigenschappen. Dit ter voorbereiding van de voorziene kritische belastingssituaties met meer dynamische aspecten.

Verder zijn er waarnemingen gedaan aan de slibuiming (zie paragraaf 4.6 in het hoofdrapport), onder meer met behulp van een onderwatercamera.

#### Nabezinktank

In onderstaande afbeelding is een radiale dwarsdoorsnede van een nabezinktank weergegeven. De vier identieke nabezinktanks hebben een diameter van 44 m, een kantdiepte van 1,5 m, een bodemhelling van 1:12, een inlooptrommel met een diameter van 5,0 m (insteekdiepte 1,5 m) en een deflectieschot met een diameter van 6,5 m op circa 2,2 m onder de waterspiegel.

In de afbeelding zijn ook de debieten aangegeven. De totale aanvoer naar de tank  $(I+R)Q$  bestaat uit het effluentdebiet  $Q$  plus het retourslibdebiet  $RQ$ . Verder zijn de lokaties aangegeven waar de slibconcentratieprofielen in de slibdeken zijn gemeten.



Schematische weergave van nabezinktank 11 (rwzi Utrecht) met de meetlokaties van de slibprofielen

### Evenwichtssituatie

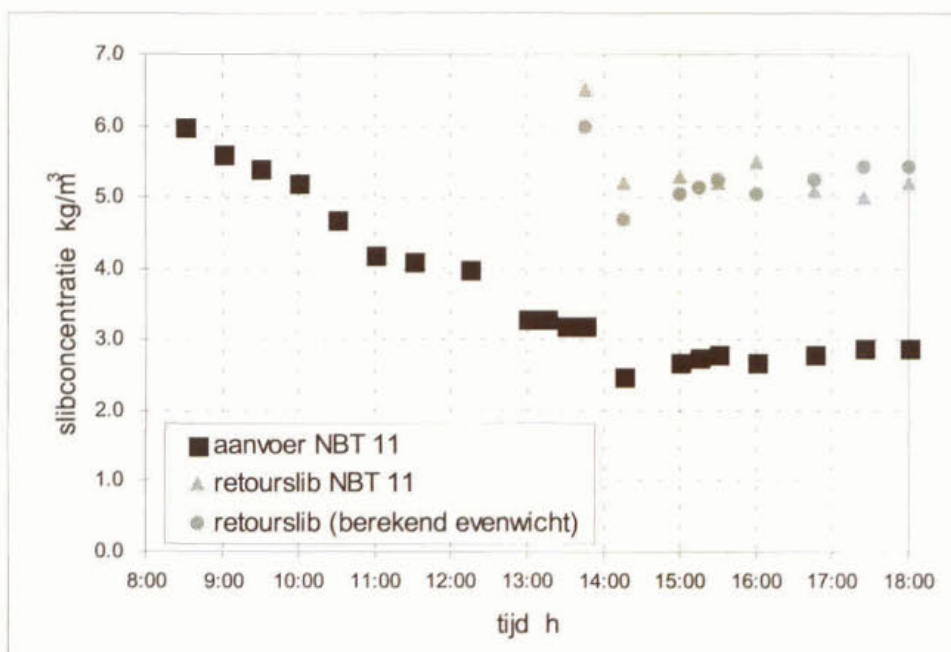
Er is een evenwichtssituatie bereikt onder omstandigheden die een benadering zijn van de situatie bij regenwaterafvoer. Hiervoor is eerst een deel van het slib uit de beluchtingstank gebufferd in de vier bijbehorende (identieke) nabezinktanks. Buffering vond plaats door de nabezinktanks te bedienen met een (te) laag retourslibdebiet. De slibconcentratie in de beluchtingstank nam hierdoor geforceerd af van circa 6,0 tot 2,9 kg/m<sup>3</sup>. Vervolgens is één nabezinktank belast met het volledige debiet door de overige drie nabezinktanks geheel af te sluiten. Tenslotte is het gelukt - zonder ingrijpende verstoring van de bedrijfsvoering - een evenwichtssituatie te bereiken bij een relatief hoog debiet. De bij deze slibconcentratie (van circa 3 kg/m<sup>3</sup>) optredende gehinderde bezinksnelheid is gemeten middels een kolomproef.

### STORA-ontwerprichtlijn

Volgens de STORA-ontwerprichtlijnen is bij een slibvolume van 2,9 g/l  $\times$  175 ml/g = 507 ml/l de toelaatbare slibvolumebelasting 369 l/(m<sup>2</sup>.h). De bijbehorende maximale oppervlaktebelasting is 0,73 m/h. De nabezinktank wordt niet kritisch belast bij de toegepaste slibvolumebelasting van 507 ml/l  $\times$  0,43 m/h = 218 l/(m<sup>2</sup>.h) en een oppervlaktebelasting van 0,43 m/h. Volgens de richtlijnen zou er een evenwichtssituatie moeten ontstaan zonder dat er slibverlies optreedt. De slibspiegel zou op maximaal 0,3 m boven de kantdiepte mogen staan, d.w.z. minimaal op 1,2 m onder de waterspiegel.

### Resultaten van de metingen

De gemeten slibconcentraties in de aanvoer en de recirculatie zijn weergegeven in onderstaande afbeelding, samen met de berekende evenwichtsconcentratie in het retourslib.



Gemeten en berekende slibconcentraties in de aanvoer naar de nabezinktank en het retourslib

Om 17.30 uur zijn de drogestofprofielen van de slibdeken gemeten (zie tabel op de volgende bladzijde).

### Bezinkeigenschappen

Er zijn drie batch-bezinkexperimenten uitgevoerd. De resultaten hiervan zijn samengevat in de tweede tabel op de volgende bladzijde.

Praktijkproef op rwzi Utrecht: gemeten concentratieprofielen in de evenwichtssituatie  
( $C_{IN}=2,9 \text{ kg/m}^3$ , DSVI=175 ml/g,  $q_A=0,43 \text{ m/h}$  en  $R=1,15$ )

meetlocatie	1A	1B	3	4	5	6	7	9
afstand [m]	2,50	3,25	5,82	8,10	10,20	12,50	14,40	18,50
diepte [m]	C [kg/m <sup>3</sup> ]	C [kg/m <sup>3</sup> ]	C [kg/m <sup>3</sup> ]	C [kg/m <sup>3</sup> ]	C [kg/m <sup>3</sup> ]	C [kg/m <sup>3</sup> ]	C [kg/m <sup>3</sup> ]	C [kg/m <sup>3</sup> ]
0.00	0.10	0.20	0.10	0.10	0.10	0.10	0.10	0.10
0.10	0.10	0.20	0.10	0.10	0.10	0.10	0.10	0.10
0.20	0.10	0.20	0.10	0.10	0.10	0.10	0.10	0.10
0.30	0.10	0.20	0.10	0.10	0.10	0.10	0.10	0.10
0.40	0.10	0.20	0.10	0.10	0.10	0.10	0.10	0.10
0.50	0.10	0.20	0.10	0.10	0.10	0.10	0.10	0.10
0.60	0.10	0.20	0.10	0.10	0.10	0.10	0.10	0.10
0.70	0.10	0.20	0.10	0.10	0.10	0.10	0.10	0.10
0.80	0.10	0.20	0.10	0.10	0.10	0.10	0.10	0.10
0.90	0.10	0.20	0.10	0.10	0.10	0.10	0.10	0.10
1.00	0.10	0.20	0.10	0.10	0.10	0.10	0.10	0.10
1.10	0.10	0.20	0.10	0.10	0.10	0.10	0.10	0.10
1.20	0.10	0.20	0.10	0.10	0.10	0.10	0.10	0.10
1.30	0.10	0.20	0.10	0.10	0.10	0.10	0.10	0.10
1.40	0.10	0.20	0.10	0.10	0.10	0.10	0.10	0.10
1.50	0.10	0.20	0.10	0.10	0.10	0.10	0.10	0.10
1.60	0.10	0.20	0.10	0.10	0.10	0.10	0.10	0.10
1.70	0.10	0.80	1.10	0.80	0.90	1.70	4.70	5.50
1.80	1.50	2.20	1.30	1.70	1.70	4.90	5.60	
1.90	2.50	2.30	1.70	1.90	2.00	7.80	11.10	
2.00	2.70	2.30	1.40	1.80	2.50	10.00	10.00	
2.10	2.80	2.50	2.00	2.50	6.50	10.00		
2.20	3.50	2.30	2.30	3.40	10.50	12.40		
2.30		2.20	2.60	4.60	10.90			
2.40		2.20	3.10	6.20	12.60			
2.50		2.50	4.40	11.50				
2.60		3.60	5.60	12.10				
2.70		6.00	6.90					
2.80		6.90	9.00					
2.90		7.10						
3.00		9.20						
<i>concentratie kleiner dan C<sub>in</sub></i>								

Overzicht resultaten batch-bezinkexperimenten op rwzi Utrecht (1997)

parameter	eenheden	experiment		
		1	2	3
slibconcentratie	kg/m <sup>3</sup>	5,82	3,02	3,97
slibvolume-index (DSVI)	ml/g	175	174	177
slibvolume	ml/l	1030	530	690
initiële bezinksnelheid (V <sub>INI</sub> )	m/h	0,02	0,60	0,17
maximum bezinksnelheid (V <sub>MAX</sub> )	m/h	0,04	1,16	0,88

Bezinkexperiment 1 is uitgevoerd bij een slibvolume groter dan 1000 ml/l (waarde berekend op basis van de verdunde slibvolume-index DSVI). Na 2 uur was er nog geen duidelijke bezinking waarneembaar. Dit experiment is verder niet meegenomen in de analyse.

De metingen 2 en 3 zijn gebruikt om de parameters  $V_0$  en  $K_P$  van het Takács-model te fitten. De waarden komen goed overeen met de uitgebreide metingen aan slib met een DSVI van 175 ml/g (Nieuwegein).

**Parameters Takács-model voor Utrecht**

Takács	$V_0$ [m/h]	$K_P$ [m <sup>3</sup> /kg]	$K_H$ [m <sup>3</sup> /kg]	$c_{MIN}$ [kg/m <sup>3</sup> ]
Utrecht	2.79	5.0	0.29	0.010

De evenwichtssituatie op rwzi Utrecht is gemeten voordat het onderzoek naar slibindikkings-eigenschappen was afgerond. Bij wijze van test zijn de parameters voor het pas later geselecteerde Vaccari-model alsnog ingeschat. Op basis van de gemeten maximale gehinderde bezinksnelheden en enkele 1-D modelsimulaties van de uitgevoerde batch-bezinkexperimenten is een inschatting gemaakt van de waarde van de maximale concentratiegradiënt  $K_{MAX}$ .

**Parameters Vaccari-model voor Utrecht**

Vaccari	$a$ [m/h]	$b$ [kg/m <sup>3</sup> ]	$K_{MAX}$ [kg/m <sup>4</sup> ]	$C_{MIN}$ [kg/m <sup>3</sup> ]
Utrecht	2,8	0,4	30	0,010

**Resultaten van het nabezinktankmodel**

De resultaten van het nabezinktankmodel voor de evenwichtssituatie op rwzi Utrecht zijn weergegeven in de bovenste afbeelding op de volgende pagina.

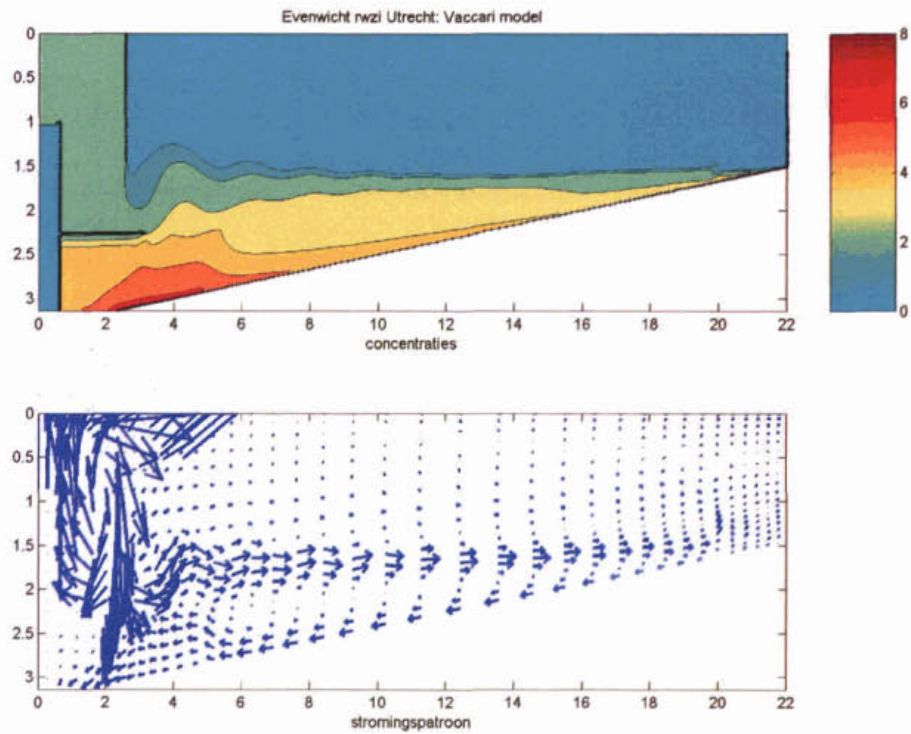
- In het bovenste deel zijn de concentratiecontourlijnen weergegeven. Voor de kleurcodering is een stapgrootte van 1 kg/m<sup>3</sup> toegepast. Duidelijk te zien is een horizontale gelaagdheid in de berekende opbouw van de slibdeken.
- In het onderste deel zijn de stromingspatronen weergegeven. Te zien is dat het actief-slib de nabezinktank instroomt aan de bovenzijde van de slibdeken. De dichtheidstroming - net onder de slibspiegel - ontstaat door de lagere slibconcentratie in de aanvoer ten opzichte van de hogere slibconcentraties in de slibdeken (door bezinking en indikking van het actiefslib).

Een slibdeken met een scherp grensvlak (slibspiegel) ontstaat door het modelleren van gehinderde bezinking in combinatie met dichtheidsstromingen.

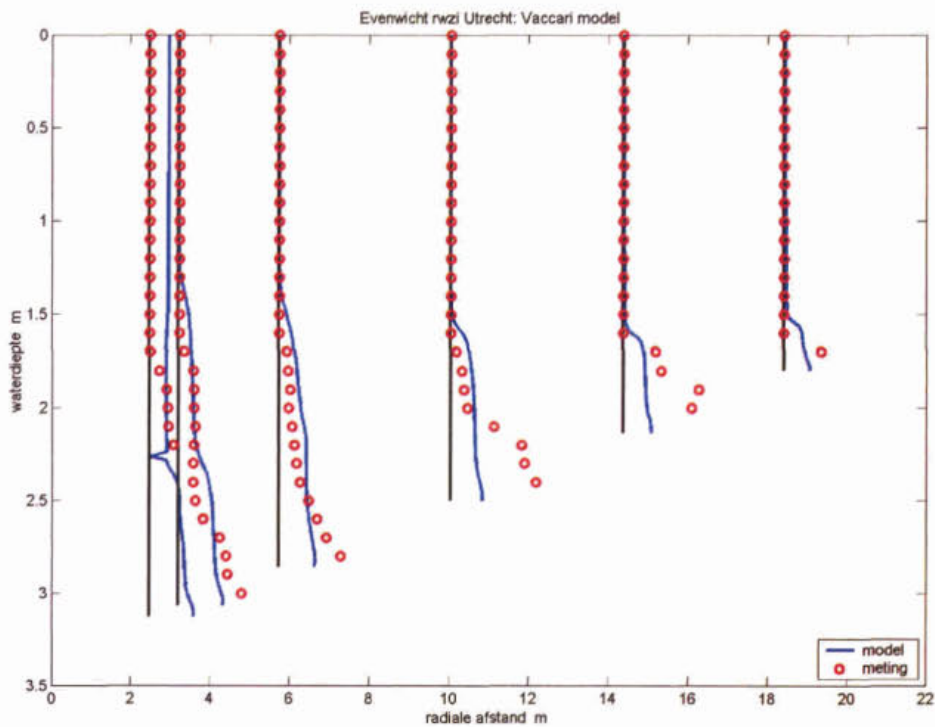
De berekende en gemeten slibprofielen zijn weergegeven in de onderste afbeelding op de volgende pagina. Te zien is dat:

- de hoogte van de slibspiegel voldoende nauwkeurig voorspeld wordt met het model.
- de opbouw van de slibdeken nog niet goed wordt voorspeld: in werkelijkheid zijn de concentraties nabij de bodem hoger.





Utrecht experiment: Berekende concentratiecontouren en stromingspatronen voor de evenwichtssituatie ( $c_{IN}=2,9 \text{ kg/m}^3$ ,  $DSVI=175 \text{ ml/g}$ ,  $q_A=0,43 \text{ m/h}$  en  $R=1,15$ )



Utrecht experiment: Vergelijking van gemeten en berekende concentratieprofielen (Vaccari model) in evenwichtssituatie ( $c_{IN}=2,9 \text{ kg/m}^3$ ,  $DSVI=175 \text{ ml/g}$ ,  $q_A=0,43 \text{ m/h}$  en  $R=1,15$ )

