1979-04_slibindikking-zwaartekracht-grondslagen

stora

Slibindikking door zwaartekracht Grondslagen

STOWA
Stichting Toegepast Onderzoek Waterbeheer
Postbus 8090
3503 RB Utrecht
tel. 030-321199
fax 030-321766

Publikaties en het publikatieoverzicht kunt u uitsluitend bestellen bij:
Hageman Verpakkers BV
Postbus 281
2700 AC Zoetermeer
tel. 079-611188
fax 079-613927
o.v.v. ISBN- of bestelnummer en
een duidelijk afleveradres.

79-4

stora

postbus 80200, 2508 GE den haag 070-3512710 stichting toegepast onderzoek reiniging afvalwater
johan van oldenbarneveltlaan 5

Slibindikking door zwaartekracht

Grondslagen

Ir. R.G. Veldkamp

Vakgroep Gezondheidstechniek Afdeling der Civiele Techniek
Technische Hogeschool Delft

Inhoud

	Ten geleide	V
01.	Samenvatting	1
02.	Algemene inleiding	3
03.	De bezinktheorie	13
04.	De compressietheorie	51
05.	Ontwerpcriteria	89
06.	De praktijk	125
07.	Lijst van gebruikte symbolen	147
08.	Geraadpleegde literatuur	151
09.	Aanvullende literatuur	161
10.	Dankwoord	169
11.	Summary	171

Ten geleide

In het kader van het STORA-onderzoek op het gebied van slibindikking zijn drie deelprojecten uitgevoerd: een literatuuronderzoek, een inventarisatie van de ervaring met slibindikkers in Nederland en een experimenteel onderzoek.

Theoretische beschouwingen over het indikproces zijn veelal gebaseerd op sterk vereenvoudigde natuurkundige modellen met een beperkte waarde voor de praktijk. Daarenboven zijn vele proeven alleen op laboratoriumschaal uitgevoerd.

Daarom is bij het STORA-project weinig aandacht besteed aan de theorie; in plaats daarvan besloot de begeleidingscommissie ir. R.G. Velkamp, werkzaam bij de Vakgroep Gezondheidstechniek van de Technische Hogeschool te Delft, de publicatiekosten te vergoeden van een literatuurstudie waarin de theoretische aspecten van het slibindikkingsproces ruimschoots aandacht zouden ontvangen.
Het resultaat van deze gang van zaken is het voorliggende rapport waarin de auteur zich heeft beperkt tot gravitatieindikking, indikking door bezinking onder invloed van de zwaartekracht. Deze methode wordt in Nederland het meest toegepast.

Tenslotte impliceert de benadering van de begeleidingscommissie dat noch zij, noch de Onderzoekadviescommissie van de STORA op enigerlei wijze bij de uitvoering van deze studie betrokken zijn geweest; de verantwoordelijkheid hiervoor berust geheel bij de initiatiefnemer en auteur.

Rijswijk, augustus 1979 de directeur van de STORA

drs. J.F. Noorthoorn van der Kruijff

01. Samenvatting

Dit rapport beoogt een overzicht te geven van de kennis die er tot op heden bestaat over het onderwerp slibindikking door zwaartekracht. Slibindikking heeft ten doel het drogestofgehalte van het slib te verhogen door het slib te laten bezinken onder invloed van de zwaartekracht. Verhoging van het drogestofgehalte geeft een aanzienlijke volumevermindering van het slib. Het is juist dit aspect wat kostenbesparend werkt in een verdere behandeling. Slibindikking wordt derhalve veelvuldig toegepast in de techniek van de afvalwaterzuivering en de drinkwaterbereiding. Ook op andere vakgebieden is het proces reeds lang bekend en met succes toegepast.

Het eerste deel van het rapport behandelt de theorie van het indikken. Hierin is, min of meer chronologisch, de ontwikkeling van de indiktheorie behandeld, waarbij een scheiding is gemaakt in het gedrag tijdens bezinking en tijdens compressie. Hiervoor is veelvuldig literatuur geraadpleegd die buiten het vakgebied van de afvalwaterzuivering ligt. Het proces van de scheiding van vaste stof uit een suspensie is zo algemeen, dat de ontwikkelde theorieën in beginsel toepasbaar zijn op uiteenliggende vakgebieden, zoals onder meer de procesindustrie, de drinkwaterbereiding en de afvalwaterzuivering. Er worden echter zeer verschillende slibsoorten geproduceerd met een uiteenlopend karakter. Dit maakt het niet eenvoudig om het proces slibindikking in al zijn facetten eenduidig te beschrijven. Het theoretisch gedeelte wordt afgesloten met een hoofdstuk waarin een aantal theoretische en empirische ontwerpregels zijn behandeld voor het dimensioneren van indikkers. Waar nodig is een aantal zaken toegelicht met voorbeelden.

In het tweede deel van het rapport wordt een aantal praktische facetten behandeld, zoals de bouw van indiktanks, de slibschraper met een eventueel roerwerk, de bedrijfsvoering van indikkers en de toepassing van chemicaliën. Dit deel is voornamelijk samengesteld uit informatie over slibindikking in de afvalwaterzuivering.

02. Algemene inleiding

In de afvalwaterzuivering zijn de ons ter beschikking staande zuiveringstechnieken zo uitgebreid dat nagenoeg elk soort afvalwater tot de gewenste zuiveringsgraad behandeld kan worden. Waar de mechanisch-biologische behandeling niet toereikend is, kan deze worden aangevuld met een voortgezette zuivering langs fysisch-chemische weg. Ook volledige fysisch-chemische zuiveringssystemen zijn voldoende bekend. Het zuiveren van het water vormt heden ten dage, althans technologisch gezien, geen probleem. Dit geldt echter in mindere mate voor de behandeling van de bij de zuivering geproduceerde slibhoeveelheden. De nog openstaande vragen die zich hierbij voordoen zijn onder één noemer te vangen als "het slibprobleem".
Voor het biologische afvalwaterslib zijn er legio mogelijkheden voor verwerking, variërend van het direkte gebruik als meststof in de landbouw tot zeer geavanceerde verbrandingstechnieken. Een overzicht hiervan wordt gegeven in fig. 1.

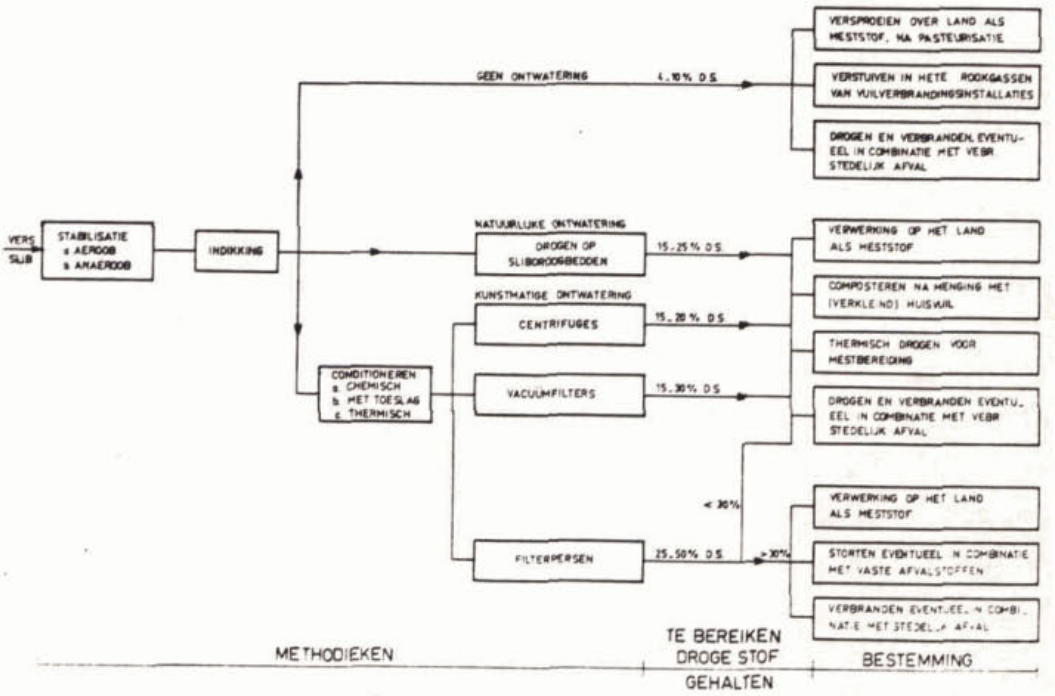


fig. 1: overzicht slibverwerkingsmethoden

Alle methodes hebben echter gemeen dat ze een vrij groot percentage uitmaken van de totale zuiveringskosten. Dit geldt ook voor de relatief eenvoudige methode van verspreiding over landbouwgronden, omdat hierbij de vervoerskosten een steeds belangrijker factor zullen vormen, zoals moge blijken uit een artikel in H O (1). Voor de kosten van slibbehandeling op een zuiveringsinrichting voor afvalwater worden de volgende percentages van de totale kosten vermeld:
25 tot 50% (Dick, 2), 40 tot 50% (Lockyear, 3), 25 tot 30% (Kaden, 4).
Omdat de kostenfactor voor diverse slibbehandelingsmethoden zoals slibgisting, conditionering, ontwatering, droging, verbranding en transport aanzienlijk verkleind wordt bij gebruik van meer geconcentreerd slib, zal het duidelijk zijn dat slibindikking belangrijk kostenbesparend kan werken.
Het indikken van een suspensie zal met verschillende oogmerken geschieden, afhankelijk van het proces waarvan het deel uitmaakt.
In de industrie bouwt men indikkers om bijvoorbeeld een bepaald produkt terug te winnen. In de drinkwaterbereiding en de afvalwaterzuivering bouwt men indikkers met de bedoeling om het watergehalte van het slib drastisch te verminderen. Het effect van een verlaging van het watergehalte is een aanzienlijke volumevermindering zoals blijkt uit fig. 2.
De inschakeling van een indikker voor een anaërobe slibgisting betekent dat het volume van de gistingstank veel kleiner kan zijn, uitgaande van een bepaalde drogestofbelasting. Dat vooral hier indikking een belangrijke kostenbesparing geeft is aangetoond door Stalmann (5).
Rekening houdend met de economische waarde van het geproduceerde methaangas becijferde hij een meeropbrengst voor een installatie van 300.000 i.e. van ruim het 4-voudige bij een indikking van 5 tot 7,5% en ruime het 6-voudige bij een indikking van 5 tot 10%. Voor een slibbehandeling bestaande uit indikking, conditionering, filtratie en thermische droging geeft de inschakeling van een indikker volgens hem een kostenbesparing van 15 tot 30 %, volgens Engelse onderzoe-

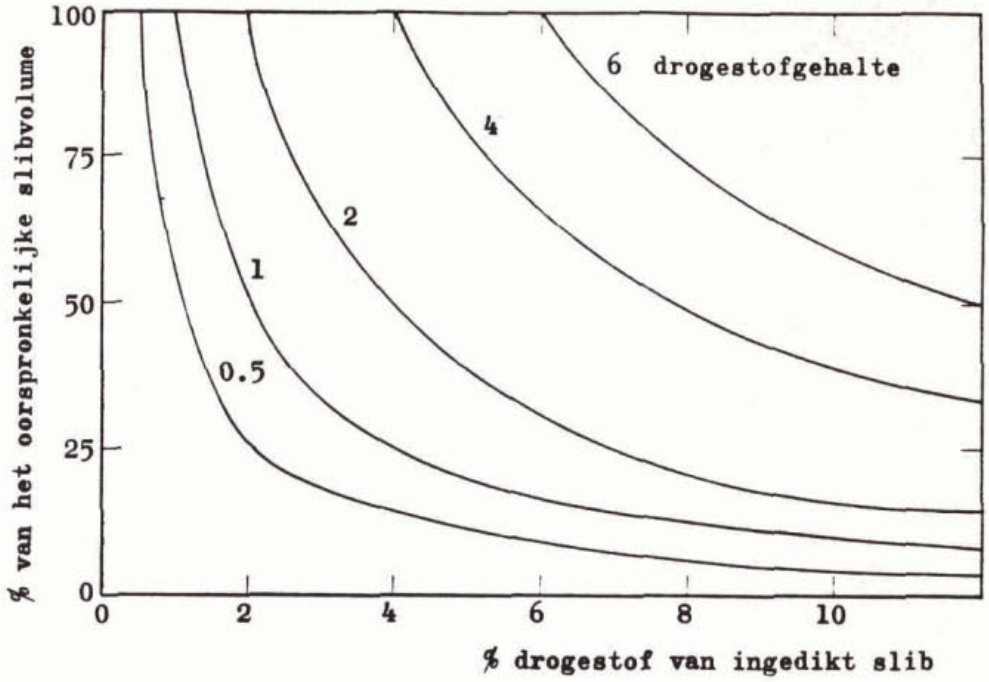


fig. 2: verband tussen slibvolume en slibconcentratie

kingen (6) zelfs tot 50%.
Ook indien het slib wordt gebruikt op landbouwgronden werkt een voorafgaande indikking aanzienlijk door in een afname van de transportkosten.
Hoewel slibindikking vele voordelen biedt, kunnen er ook nadelen tegenover staan. Langere verblijftijden in een indikker verlenen een hogere BOD-waarde aan het bovenstaande slibwater (3) met een toenemende kans op het opdrijven van slib door gasvorming. Deze gasvorming kan het gevolg zijn van anaërobie waarbij methaan of kooldioxyde wordt gevormd of van denitrificatie onder vorming van stikstof. Bovendien kunnen bij vergaande indikking moeilijkheden ontstaan met het verpompen van het ingedikte slib, hetgeen kostenverhogend werkt.
De scheiding vaste stof - vloeistof wordt in de afvalwaterzuivering op diverse plaatsen toegepast waarvoor zowel bezinktanks als indikkers worden gebruikt. In principe vindt in elke bezinktank zowel bezinking als indikking plaats, met als gevolg dat in de literatuur aan het begrip indikking verschillende betekenissen worden toegekend. Een bezinktank, bijvoorbeeld een nabezinktank voor actiefslib, heeft als primaire functie het produceren van een helder

effluent waarin zo weinig mogelijk drogestof voorkomt. Secundair vindt er onderin de nabezinktank ook indikking plaats. Een indikker heeft als primaire functie het leveren van slib met een zo hoog mogelijke concentratie; het tegengaan van verontreinigen in het effluent van een indikker is van minder belang omdat deze stroom weer teruggevoerd wordt in de zuiveringsinrichting.
Het verband tussen de verschillende soorten bezinking die op kunnen treden is schematisch weergegeven in fig. 3.

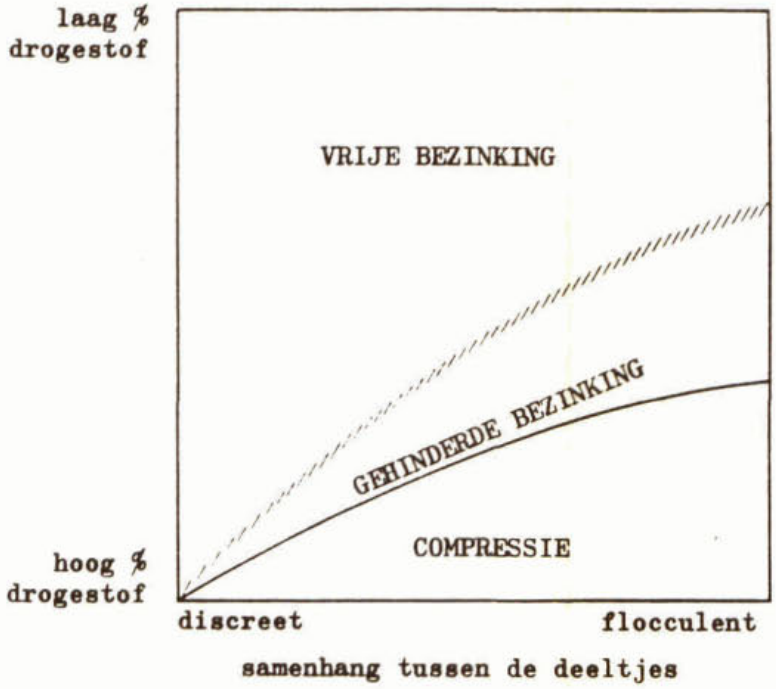


fig. 3: overzicht soorten bezinking

De linkerzijde van het diagram is representatief voor discrete deeltjes met weinig neiging tot uitvlokking, de rechterzijde voor flocculente deeltjes. De verdunning is vertikaal uitgezet. Men onderscheidt drie gebieden. Voor grote verdunningen bezinken de deeltjes volgens de vrije bezinking, hetzij als discrete deeltjes, hetzij als afzonderlijke vlokjes. Tijdens dit type bezinking bestaat er geen scherpe scheiding tussen de bezinkende deeltjes en het bovenstaande water. Grotere deeltjes bezinken sneller dan de kleinere en tijdens het bezinken bestaat er een concentratiegradiënt over de hoogte.

Voor meer geconcentreerde suspensies bevinden de deeltjes zich dichter op elkaar en wijzigt het beeld van de bezinking: er ontstaat nu een scherpe scheiding tussen het bezinkende slib en het bovenstaande water.
Hiervoor zijn een aantal oorzaken aan te geven die er gezamenlijk op neerkomen dat grotere deeltjes worden vertraagd en kleinere worden versneld (7). In het geval van flocculente deeltjes ontstaan er vlokken van dezelfde afmeting of er ontstaat een vlokkenstructuur waarin de kleinere vlokjes worden ingekapseld tussen de grotere (8). Het gevolg is dat de gehele suspensie gelijkmatig naar beneden beweegt. Dit wordt genoemd gehinderde bezinking of zone-bezinking. Dit type bezinking treedt altijd op bij indikking. De overgang van vrije bezinking naar gehinderde bezinking is niet plotseling maar verloopt geleidelijk over een klein concentratie-interval. Een verklaring voor dit verschijnsel kan worden gevonden in de omstandigheid dat voor geconcentreerde suspensies de vlokken zijn opgesloten in een netwerk, zodat er geen vlok afzonderlijk kan bezinken. Dit netwerk heeft een zekere bezwijkkracht. Wordt de verdunning groter, dan zal deze bezwijkkracht afnemen en op een gegeven moment overwonnen worden door grote vlokken die dan sneller zullen bezinken. Voor iets grotere verdunningen wordt de bovengrens van het overgangsgebied bereikt en zullen alle vlokken onafhankelijk bezinken (9).
Voor nog meer geconcentreerde suspensies wordt het proces beschreven met de term compressie of indikking. Hierbij is er niet langer sprake van werkelijke bezinking omdat voor hoge concentraties de deeltjes met elkaar in contact komen. Op dat moment wordt in een bepaalde laag het gewicht van de erboven liggende lagen voor een deel mechanisch ondersteund door krachten tussen de deeltjes onderling. Een verdere daling van de slibspiegel is het gevolg van een opwaartse verplaatsing van water.

Tijdens een batchproef waarbij een homogene suspensie in een cilinder bezinkt zijn er 4 gebieden te onderscheiden, zoals in 1916 reeds is beschreven door Coe & Clevenger (10), zie fig. 4.
Het moment waarop de lagen B en C verdwenen zijn noemden

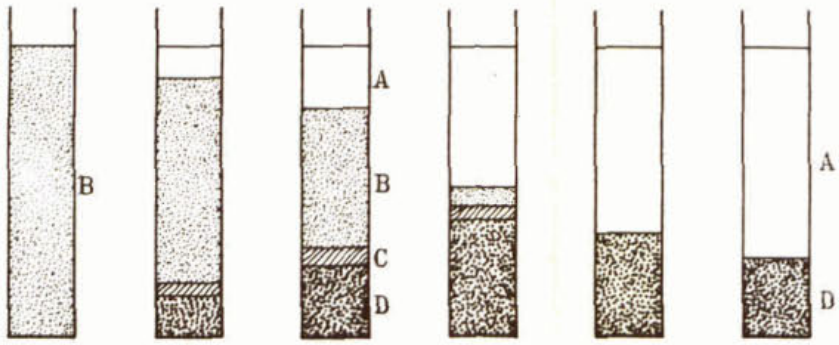


fig. 4: de bezinkzones tijdens een batch-bezinkproef

A = helder water
B = suspensie met beginconcentratie
C = overgangslaag
D = bezinksel

zij het "kritieke punt".
In een continu-indikker komen deze gebieden eveneens voor, zoals door een aantal onderzoekers wordt vermeld (11, 12, 13, 14, 15). Het bestaan van een overgangslaag is twijfelachtig. De verschillende gebieden met het bijbehorende concentratieprofiel zijn weergegeven in fig. 5.
Het concentratieprofiel zoals vermeld door Kalbskopf (14, 16) is niet in overeenstemming met de werkelijkheid. Fitch (13) geeft aan dat in continu-indikkers veelal zone B zal

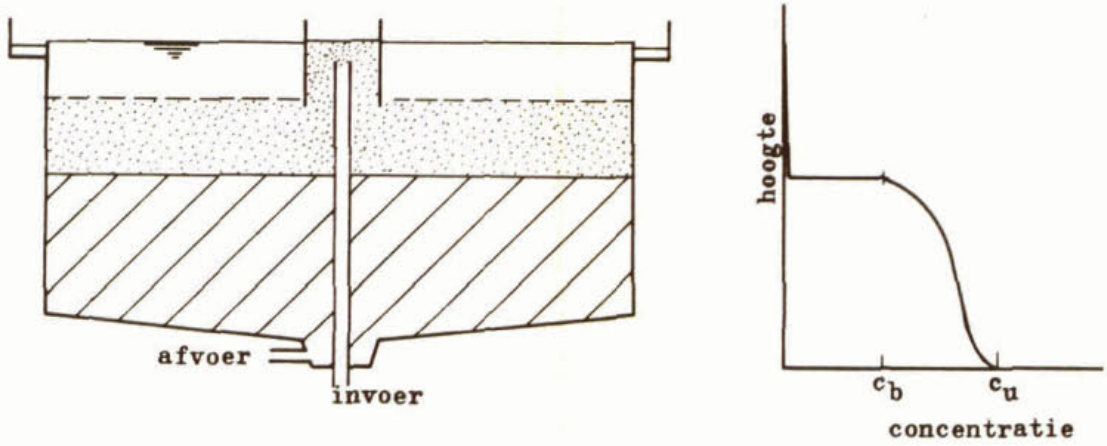


fig. 5: de bezinkzones en het concentratieprofiel in een continu-indikker

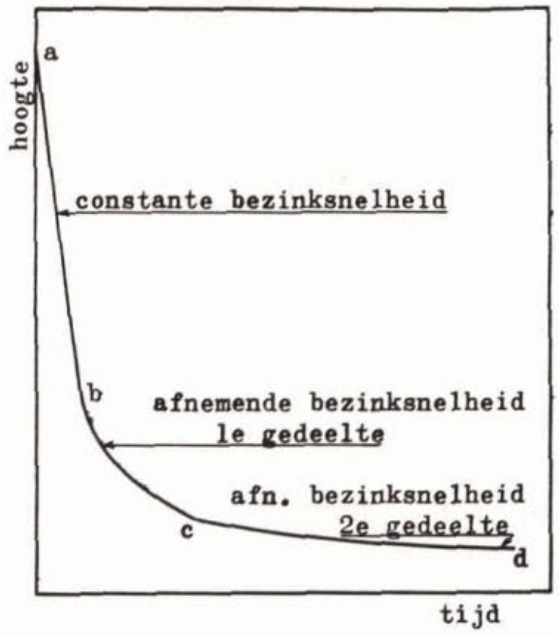


fig. 6: bezinkcurve zonder vlokvormingsperiode

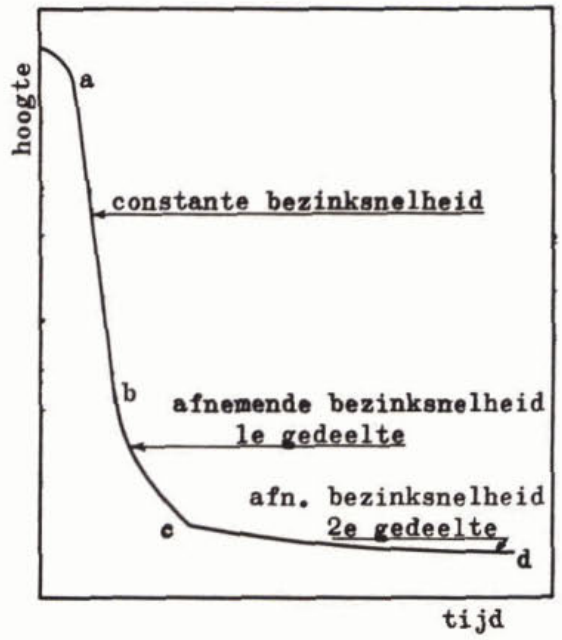


fig. 7: bezinkcurve met vlokvormingsperiode

ontbreken, omdat de inkomende slibstroom als een dichtheidsstroom naar beneden valt, zich spreidt over het horizontale vlak en direkt overgaat in zone D.

Wanneer voor een batchproef de slibspiegeldaling van een homogene suspensie wordt uitgezet tegen de tijd verkrijgt

men de zgn. bezinkcurve van fig. 6. Deze curve is opgebouwd uit 3 gedeeltes: het eerste rechtlijnige gedeelte ab geeft de constante bezinksnelheid van de beginconcentratie weer. Daarna komt het eerste gedeelte met afnemende bezinksnelheden bc en vervolgens het tweede gedeelte cd, dat gekenmerkt wordt door de compressiefase met eveneens afnemende en zeer lage "bezinksnelheden". Voor sommige slibsoorten kan het eerste overgangsgebied met afnemende snelheden ontbreken.

Soms treedt er vlak na het begin een fase met toenemende snelheden op (fig. 7). Dit wordt toegeschreven aan de tijd die de deeltjes nodig hebben om zich samen te voegen tot grotere vlokken waarna de bezinking begint.

Het punt c is het door Coe & Clevenger genoemde kritieke punt, later meestal compressiepunt genoemd.

De helling van het rechtlijnige gedeelte geeft de bezinksnelheid van de oorspronkelijke suspensie. Deze bezinksnelheid is afhankelijk van de aanvangsconcentratie. Voor zeer lage concentraties zal er geen scherpe slibspiegel ontstaan en is er dus geen bezinksnelheid te bepalen, vanaf een zekere concentratie is deze echter te meten uit de slibspiegeldaling. Bij toenemende concentraties neemt de bezink-

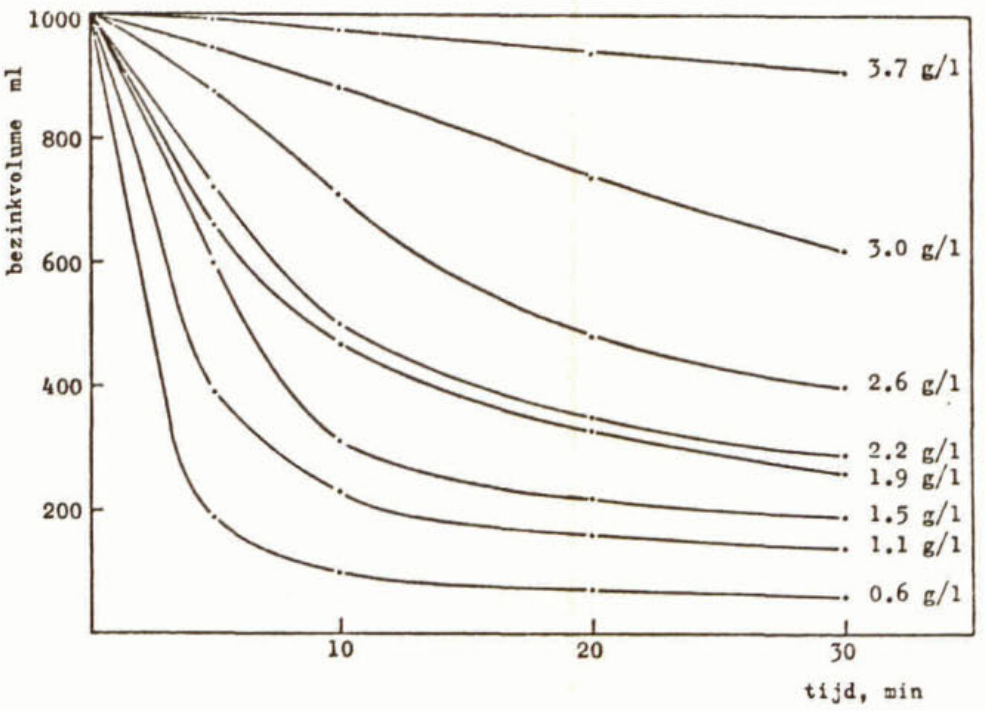


fig. 8: bezinkcurves voor verschillende concentraties actiefslib

snelheid af, zoals te zien is in fig. 8, waarin de bezinking voor verschillende concentraties van actiefslib is bepaald in het Laboratorium voor Gezondheidstechniek.
Voor zeer hoge concentraties verdwijnt het rechtlijnige gedeelte en ondervinden de slibvlokken al vanaf het begintijdstip ondersteuning van de onderliggende lagen. Opmerkelijk is, dat het optreden van een vlokvormingsperiode aan het begin van de bezinkproef ook afhankelijk is van de concentratie.

Uit deze inleiding zal het duidelijk zijn dat er zich gedurende indikking 2 processen afspelen: bezinking en compressie. Een groot aantal onderzoekers heeft het indikken getracht te beschrijven vanuit de bezinking, in beperkte mate is de compressie beschreven en incidenteel is gepoogd het gehele indikproces in één mathematisch model te vatten.
In de volgende hoofdstukken worden de diverse theorieën behandeld in een min of meer chronologische volgorde, waarbij een scheiding is gemaakt tussen de bezinking en de compressie.

03. De bezinktheorie

01.	Inleiding	15
02.	De bezinking van suspensies	16
03.	De theorie van Coe & Clevenger	19
04.	De theorie van Kynch	24
05.	De methode van Yoshioka	28
06.	De methode van Talmadge & Fitch	32
07.	Andere bezinktheorieën	36
08.	Afwijkingen van de theorie	40
09.	Evaluatie van de theorie	48

03.01 Inleiding

Zoals reeds vermeld in de algemene inleiding is in het verleden onderzoek verricht aan zeer uiteenlopende slibsoorten om het indikproces te kunnen beschrijven. Er zijn proeven gedaan met o.a. ertssuspensies uit de mijnbouw (10, 47), glasparels (12, 18), metaaloxyden (12, 52), klei (12, 32), calciumcarbonaat (12, 29, 46, 50, 62), silica slib (18, 38), primair afvalwaterslib (63, 64, 65, 66), actiefslib (5, 16, 27, 45, 51, 67, 68, 69, 70, 71), uitgegist slib (11, 68), slib uit een onthardingsinstallatie (57) en aluminiumslib uit de drinkwaterbereiding (59, 60). In deze opsomming komen suspensies voor die nauwelijks of in het geheel geen flocculente eigenschappen hebben, andere hebben daarentegen juist een uitgesproken vlokkig karakter.
Het ontwikkelen van bezinktheorieën heeft voornamelijk ten doel gehad de benodigde capaciteit van een indikker te bepalen, min of meer analoog aan de ontwerpmethodes voor een nabezinktank. Het is zo dat met een of andere bezinktheorie wel een idee is te verkrijgen van de benodigde diameter (oppervlak) van een indikker, echter voor een uitspraak over de benodigde hoogte (volume) zijn de bezinktheorieën te beperkt en moet er bovendien gekeken worden naar het gedrag tijdens compressie.

03.02 De bezinking van suspensies

Voor sterk verdunde suspensies van bolvormige deeltjes geldt voor de bezinking de wet van Stokes:

$$v_o = \frac{g(\rho_s - \rho)d^2}{18\mu} \qquad |3.1|$$

waarin:

- g = versnelling zwaartekracht
- ρ_s = dichtheid drogestof
- ρ = dichtheid water
- d = diameter deeltje
- μ = dyn. viscositeit van de vloeistof

Robinson (17) paste deze formule aan door voor meer geconcentreerde suspensies ρ te vervangen door ρ_c, de dichtheid van de suspensie en μ door μ_c, de viscositeit van de suspensie:

$$v = \frac{K''g(\rho_s - \rho_c).d^2}{\mu_c} \qquad |3.2|$$

K" is een vormfactor vanwege het niet bolvormig zijn van de deeltjes.

Steinour (18) gaf ook een gemodificeerde formule van Stokes:

$$v = v_o.\varepsilon^2.f(\varepsilon) \qquad |3.3|$$

waarin ε = de porositeit.

Voor uniforme bolvormige deeltjes vond hij:

$$f(\varepsilon) = 10^{-1,82(1-\varepsilon)}$$

Voor hoekige deeltjes vond hij:

$$v = 0,176\ v_o\ \frac{(\varepsilon - 0,168)^3}{1 - \varepsilon} \qquad |3.4|$$

De term 0,168 geeft een verkleining van de porositeit en werd beschouwd als door de deeltjes meegenomen water.

Voor flocculente suspensies worden afwijkingen gevonden, mogelijk veroorzaakt door kanaalvorming. Steinour heeft bij de ontwikkeling van zijn formules als uitgangspunt genomen de stroming van de verdreven vloeistof door een niet ge-

stoorde vlokkenstructuur zonder plaatselijke veranderingen en zonder kanaalvorming.
Comings, Pruiss & DeBord (12) gaan eveneens uit van een gemodificeerde formule van Stokes:

$$v' = k_c v_o$$

waarin:

$$k_c = \text{factor voor gehinderde bezinking} = \frac{1 - \Phi_s}{\mu_c/\mu} \qquad |3.5|$$

Substitueert men deze uitdrukking voor k_c dan wordt de vergelijking, rekening houdend met $v = \varepsilon v'$:

$$v = \frac{\varepsilon^2}{\mu_c/\mu} \cdot v_o \qquad |3.6|$$

en lijkt dus erg veel op de formule van Steinour.
Voor grove suspensies met een verwaarloosbare vlokvorming hebben Richardson & Zaki (19) bezinkformules opgesteld. Volgens deze onderzoekers kan het niet waar zijn dat de effectieve opdrijvende kracht die de vloeistof op een deeltje in een suspensie uitoefent afhangt van de dichtheid van de suspensie. Immers voor een suspensie, bestaande uit uniforme deeltjes die alle met dezelfde snelheid bezinken, verplaatst ieder deeltje slechts zijn eigen volume aan vloeistof tijdens bezinking, terwijl een groot deeltje dat bezinkt in een suspensie van zeer kleine deeltjes, die zich gedragen als onderdeel van de suspensie, zijn eigen volume aan suspensie verplaatst. Het gebruik van een effectieve viscositeit is alleen geldig voor bezinking van een groot deeltje in een fijne suspensie. Voor de bezinking van uniforme deeltjes is het effect van de concentratie op de wrijvingskracht die op een deeltje wordt uitgeoefend toe te schrijven aan een verhoging van de snelheidsgradiënt in plaats van een verandering van de viscositeit.
Richardson & Zaki gaan uit van de algemene formule:

$$v = \frac{v_o}{\beta_e} \qquad |3.7|$$

waarin β_e = experimenteel te bepalen correctiefactor op de formule van Stokes. Uit vele proeven blijkt:

$$\frac{v}{v_i} = \varepsilon^N \qquad |3.8|$$

waarin:

v_i = de bezinksnelheid van de suspensie voor $\varepsilon = 0$

N = een constante.

v_i is experimenteel te bepalen door extrapolatie in een grafiek.

Voor laminaire stroming, waarbij het Reynoldsgetal $Re = v_o d\rho/\mu < 0{,}2$ geldt $N = 4{,}65 + 19{,}5\ d/D_v$.

Voor niet te smalle bezinkkolommen is de term d/D_v verwaarloosbaar, zodat dan $N = 4{,}65$ en

$$v = v_o.\varepsilon^{4,65} \qquad |3.9|$$

Er zijn nog vele andere experimenteel bepaalde formules bekend, zoals te vinden in een artikel van Shannon et al. (20). Al deze formules zijn evenals de eerder vermelde gebaseerd op de algemene vorm $v/v_o = f(\varepsilon)$

Later zal blijken dat in diverse afgeleide theorieën de formule van Richardson & Zaki als uitgangspunt wordt genomen.

03.03 De theorie van Coe & Clevenger

In 1916 is door Coe & Clevenger de grondslag gelegd voor de berekening van slibindikkers. Zij hebben een verband gelegd tussen batch-bezinkproeven en continu-indikking. Coe & Clevenger gingen er stilzwijgend van uit dat in een in bedrijf zijnde indikker de bezinksnelheid een functie is van alleen de slibconcentratie.
In een indikker komen op grotere diepten steeds hogere concentraties drogestof voor. Elke laag heeft een bepaalde doorvoercapaciteit, ook wel genoemd de flux, zijnde het aantal deeltjes dat (of de hoeveelheid drogestof die) per m^2 en per uur passeert. Zij vonden dat wanneer een laag een lagere doorvoercapaciteit had dan de laag er vlak boven, het niet mogelijk was om drogestof met dezelfde snelheid af te voeren als waarmee het werd aangevoerd. Als dit het geval is zal de laag in dikte toenemen. Omgekeerd is het mogelijk dat een laag in staat is meer drogestof door te laten dan uit de erboven liggende laag wordt aangevoerd, zodat de laag steeds dunner zal worden en na enige tijd is verdwenen.
Langs experimentele weg werd door hen een formule afgeleid waarmee de doorvoercapaciteit G voor drogestof kan worden berekend:

$$G = \frac{v_i}{\frac{1}{c_i} - \frac{1}{c_u}} \qquad |3.10|$$

Hierin is G de mate waarin een laag met een bepaalde concentratie c_i en een bezinksnelheid v_i deeltjes laat passeren in een continu-indikker bij indikking tot een eindconcentratie c_u. Bovenstaande formule vormt de grondslag voor de bepaling van het oppervlak van een indikker. Dit moet voldoende groot zijn om ervoor te zorgen dat de aangevoerde hoeveelheid drogestof niet tegengehouden wordt door de minimum doorvoercapaciteit van een bepaalde laag:

$$A_i = \frac{Q_o c_o}{G_i} = \frac{Q_o c_o}{v_i} \left(\frac{1}{c_i} - \frac{1}{c_u}\right) \qquad |3.11|$$

$$A_{max} = \frac{Q_o c_o}{G_L} \qquad |3.12|$$

waarin:

A = oppervlak indikker

Q_o = toevoerdebiet

c_o = concentratie toevoer

c_u = concentratie afgetapte slib

G = flux

G_L = minimumflux

Een indikker kan schematisch weergegeven worden zoals in fig. 9.

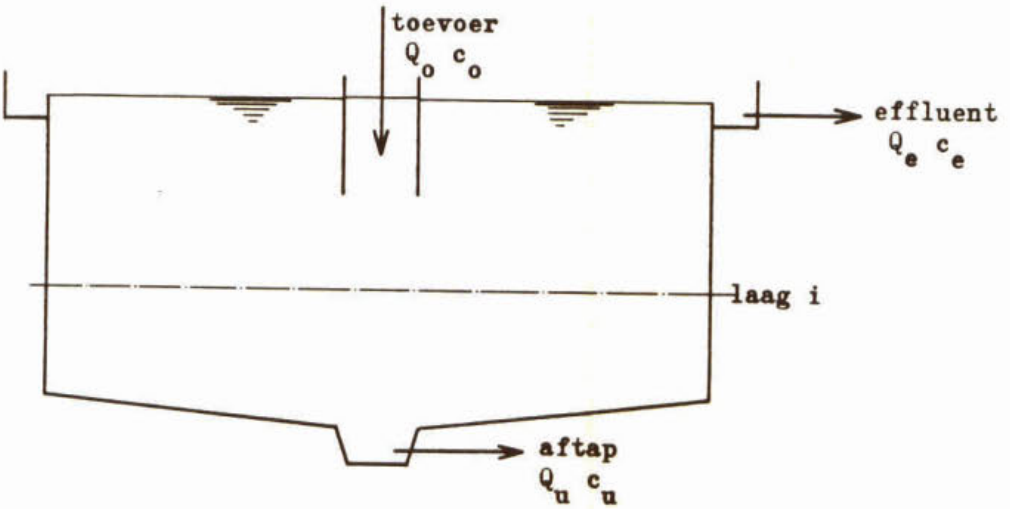


fig. 9: massabalans van een indikker

Wanneer de indikker ideaal werkt is $c_e = 0$.
Dan is de drogestofbalans $Q_o c_o = Q_u c_u$ en de vloeistofbalans $(Q_o)_{slib} - (Q_o)_{deeltjes} = Q_e + (Q_u)_{slib} - (Q_u)_{deeltjes}$.
Omdat $Q_{deeltjes} = Q_{slib} \cdot c/\rho_s$ geldt:
$(Q_o)_{slib} - (Q_o)_{slib} \cdot c_o/\rho_s = Q_e + (Q_u)_{slib} - (Q_u)_{slib} \cdot c_u/\rho_s$.
Wanneer $Q_e = v_u . A$ en $Q_u = Q_o c_o / c_u$ ingevuld worden, krijgt men:

$$G = \frac{Q_o c_o}{A} = \frac{v_u}{\frac{1}{c_o} - \frac{1}{c_u}} \qquad |3.13|$$

De indikker zal pas goed werken indien in de formule v_u en c_o vervangen kunnen worden door elke in de indikker mogelijke v_i en c_i:

$$G = \frac{v_i}{\frac{1}{c_i} - \frac{1}{c_u}} .$$

Dit is weer de formule van Coe & Clevenger.
Door nu een serie batchproeven met verschillende concentraties uit te voeren ter bepaling van de bijbehorende bezinksnelheden kan voor een gewenste c_u de minimumflux en daaruit het benodigde oppervlak van de indikker berekend worden met formule 3.12. De voorgaande theorie kan ook op grafische wijze worden uitgelegd, zoals aanvankelijk door Hassett (21) en later uitvoerig door Dick (2, 22, 23) is geïllustreerd.

Er kan uit de berekende waarden voor G een fluxcurve samengesteld worden door G tegen c uit te zetten. Er ontstaat een lijn die voor zeer lage concentraties snel oploopt tot een maximumwaarde en daarna voor toenemende concentraties daalt tot een minimum, waarna hij weer oploopt voor nog hogere concentraties. Dit is weergegeven in fig. 10. Een meer uitgebreide behandeling van het verloop van een dergelijke fluxcurve is te vinden in hoofdstuk 03.05.
Veronderstel dat in een indikker het slib binnenkomt met een concentratie c_o en ingedikt wordt tot een concentratie c_u (zie fig. 10). Van de tussenliggende concentraties heeft c_L de laagste flux G_L of m.a.w. de doorvoercapaciteit van de laag met concentratie c_L voor transport van het slib naar beneden is in die laag minimaal. Deze laag bepaalt dus de verwerkingscapaciteit van de indikker. Voor het ontwerp betekent dit dat er zoveel oppervlak beschikbaar moet zijn dat de toegevoerde drogestofbelasting F de minimumflux niet overschrijdt:

$$F = \frac{Q_o c_o}{A} <= G_L \qquad |3.14|$$

Wanneer de slibtoevoer groter is, dan kan niet al het slib de bodem bereiken vanwege de aanwezigheid van een doorvoerbeperkende laag met concentratie c_L ergens in de indikker. Onder die omstandigheden zal een gedeelte $F-G_L$ naar boven bewegen en via de overstort verdwijnen. Om deze ongewenste situatie te verhelpen zijn er 2 mogelijkheden, nl. het bouwen van een grotere indikker of het verhogen van het

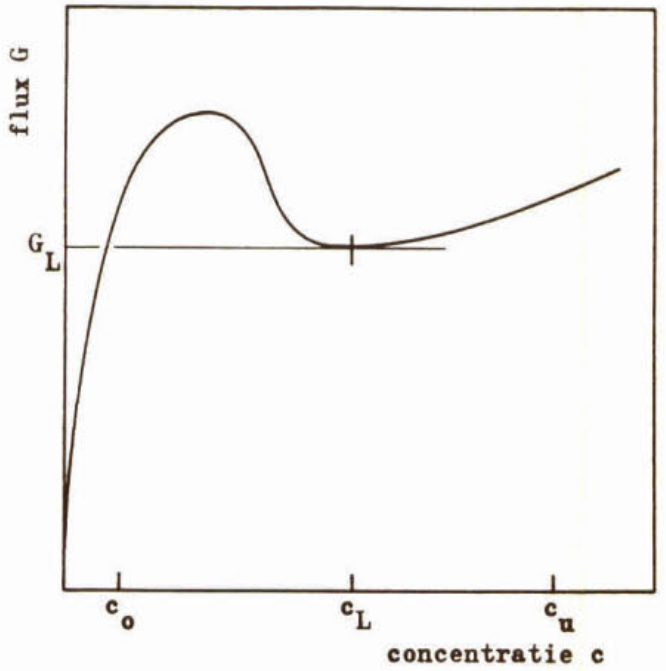


fig. 10: fluxcurve

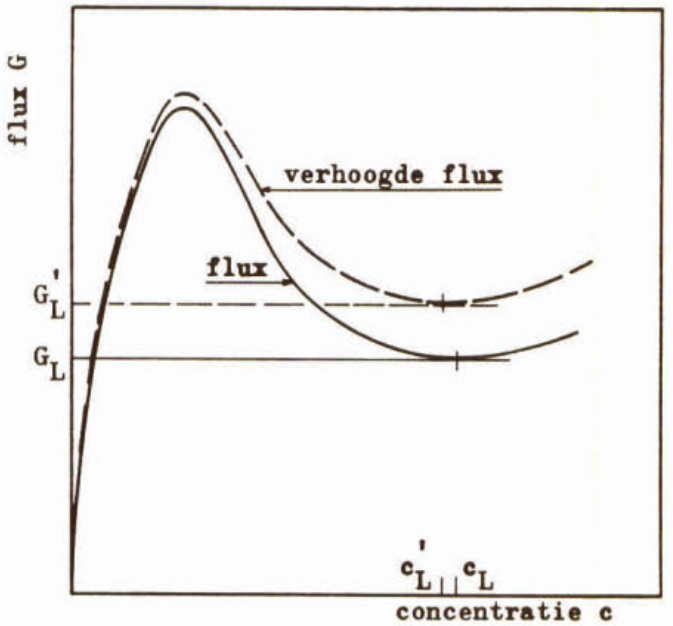


fig. 11: verschuiving fluxcurve bij verhoogd aftapdebiet

aftapdebiet. De eerste oplossing is een constructieve oplossing waarmee de diameter en dus het oppervlak van de indikker wordt vergroot, zodat de waarde van F verlaagd wordt. De tweede oplossing is een operationele en is grafisch weergegeven in fig. 11. Door verhoging van het aftap-

debiet wordt de helling van de lijn $G_t = c_i u$ groter en roteert de totale fluxcurve naar links (zie stippellijn). Hierdoor verschuift het punt (c_L, G_L) naar boven. Het gevolg van deze ingreep is echter dat de concentratie c_u lager wordt, immers $c_u = Q_o c_o / Q_u$. Aan het verhogen van het aftapdebiet zit een beperking die bepaald wordt door de raaklijn in het buigpunt van de fluxcurve. Zodra deze raaklijn horizontaal loopt kent de fluxcurve geen minimum meer en een verdere verhoging van het aftapdebiet vergroot dan niet meer de capaciteit (zie fig. 12).
Een samengestelde fluxcurve leent zich goed om het gedrag in een indikker te bestuderen bij wisselende bedrijfsomstandigheden, het blijft echter een omslachtige methode. Een veel simpeler grafische methode zal in hoofdstuk 03.05 worden behandeld.

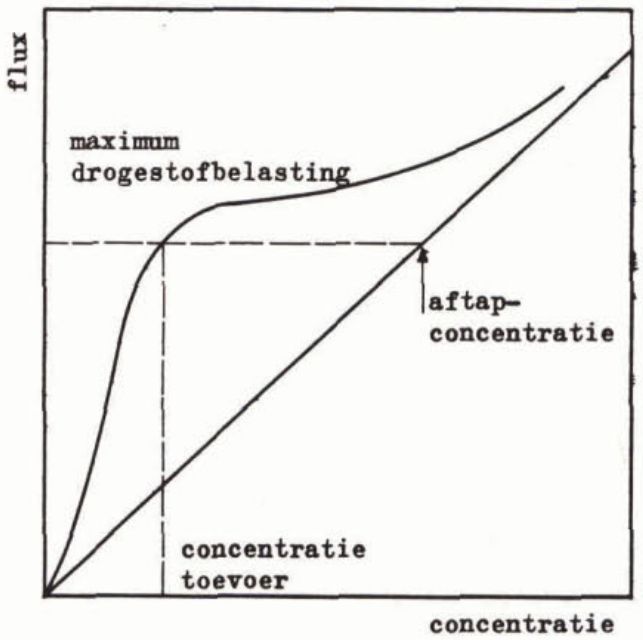


fig. 12: fluxcurve bij zeer hoog aftapdebiet

03.04 De theorie van Kynch

Een bezinkcurve die verkegen wordt door de slibspiegeldaling na te gaan in een batchproef vertoont soms 3 gebieden. Coe & Clevenger hebben dit reeds geconstateerd en verklaarden de eerste knik met het daaropvolgende gedeelte van de curve als het gevolg van het omhoog bewegen van meer geconcentreerde lagen met een lagere flux tot ze de slibspiegel ontmoeten. Hun veronderstellingen zijn veel later mathematisch geformuleerd door Kynch (24). Kynch heeft een zuiver wiskundig model ontwikkeld om een bezinkproces te beschrijven van een suspensie van deeltjes in een vloeistof. De theorie is opgesteld voor suspensies met een zo hoge concentratie dat de deeltjes niet meer met de snelheid van Stokes bezinken.
Voor zijn theorie gaat hij uit van de volgende basisveronderstelling:

a. de bezinksnelheid op ieder punt is alleen afhankelijk van de plaatselijke concentratie, ongeacht het verloop van de concentratie.

Vervolgens moet nog aan de volgende voorwaarden worden voldaan:

b. de deeltjesconcentratie is gelijkmatig verdeeld over een horizontaal vlak;
c. de aanvangsconcentratie kan alleen toenemen in neerwaartse richting (een uniforme beginconcentratie over de hoogte is hier een grensgeval);
d. er is een duidelijk eindpunt in de bezinking, m.a.w. er treden geen compressieverschijnselen op;
e. wandeffecten zijn te verwaarlozen;
f. de deeltjes zijn gelijkvormig en even groot.

In de afleiding wordt gebruik gemaakt van het begrip deeltjesflux S, zijnde het aantal deeltjes dat een horizontaal vlak per oppervlakte-eenheid en per tijdseenheid passeert:

$$S = cv \qquad |3.15|$$

S wordt dus op iedere hoogte bepaald door de deeltjesconcentratie. Als S varieert met de hoogte h, dan moet ook de concentratie veranderen. Wanneer deze verandering continu

is kan er een continuïteitsvergelijking worden opgesteld voor een laagje dh, waarbij het verschil tussen de in- en uitgaande flux gelijk moet zijn aan de concentratietoename. Per oppervlakte-eenheid wordt deze vergelijking:

$$\frac{\partial}{\partial t}(cdh)dt = S(h + dh)dt - S(h)dt \quad \text{of}$$

$$\frac{\partial c}{\partial t} = \frac{\partial S}{\partial h} \qquad |3.16|$$

Wanneer vgl. 3.15 hierin wordt gesubstitueerd:

$$\frac{\partial c}{\partial t} + v^* \frac{\partial c}{\partial h} = 0 \qquad |3.17|$$

Hierin is:

$$v^* = -\frac{dS}{dc} \qquad |3.18|$$

In een diagram kan de hoogte in de slibkolom tegen de tijd worden uitgezet, zodat de helling van een lijn in een dergelijk diagram een snelheid voorstelt. Indien in dit h-t-diagram lijnen met dezelfde concentratie worden uitgezet, dan geldt voor 2 punten op een dergelijke lijn met de coördinaten (h,t) en (h+dh,t+dt):

$$c(h+dh,t+dt) = c(h,t)$$

$$\frac{\delta c}{\delta h} dh + \frac{\delta c}{\delta t} dt = 0$$

Substitutie van vgl. 3.17 geeft:

$$\frac{dh}{dt} = v^* \qquad |3.19|$$

Omdat c constant is, is ook v* constant, dus is dit de vergelijking van een rechte lijn met helling v*. Deze helling is alleen afhankelijk van de concentratie.
In een batch-proef, uitgaande van een uniforme suspensie, zullen aanvankelijk alle deeltjes bezinken met dezelfde snelheid. Wanneer de deeltjes de bodem bereiken zal zich daar een laag met een hogere concentratie opbouwen. Elk deeltje moet op zijn weg alle lagen met de verschillende concentraties doorlopen. Wanneer in een van deze lagen met een tussenliggende concentratie de doorvoercapaciteit kleiner is dan die van de juist erboven liggende laag met iets kleinere concentratie betekent dit dat er een zone van die tussenliggende concentratie wordt opgebouwd omdat de deeltjes er minder snel doorheen zakken dan de snelheid waarmee

ze deze laag bereiken. Volgens Kynch is de opwaartse snelheid waarmee zo'n laag wordt opgebouwd constant. Op een gegeven ogenblik zal deze laag de slibspiegel bereiken, waardoor de bezinksnelheid van de slibspiegel zal verminderen. Dit is grafisch weergegeven in fig. 13.

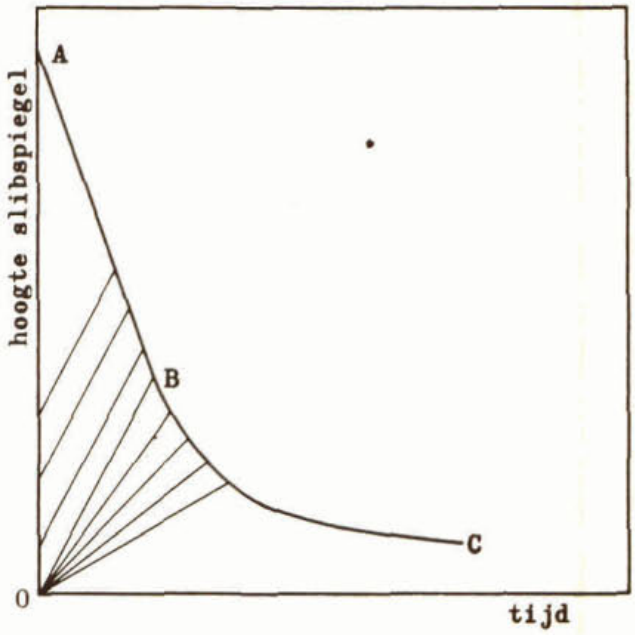


fig. 13: bezinkcurve volgens Kynch

De kromme geeft de daling van de slibspiegel in de tijd, waarbij als uitgangspunt is genomen een suspensie met een uniforme beginconcentratie.
Van A naar B zakt de slibspiegel met een constante snelheid. In het gedeelte OAB zijn de lijnen volgens vgl. 3.19 getrokken en deze lijnen lopen evenwijdig. Gedeelte AB is een rechte lijn. OB is de lijn waarmee de beginconcentratie zich naar boven beweegt. In punt B bereikt deze concentratie de slibspiegel, zodat na dit punt de bezinksnelheid van de slibspiegel zal afnemen tot de maximale concentratie is bereikt in punt C. In het gedeelte OBC zijn lijnen met een steeds hogere concentratie getekend, die vanuit de oorsprong uitwaaieren. De lijn OC stelt de maximale concentratie voor en na punt C loopt de bezinkcurve horizontaal (veronderstelling d).

De fysische betekenis van vgl. 3.19 kan worden verduidelijkt door na te gaan wat er gebeurt met een discontinuïteit in de concentratie.
Voor een abrupte, eindige verandering in de concentratie op een bepaalde hoogte gaat de continuïteitsvgl. 3.16 niet langer op. In plaats hiervan wordt gesteld dat de deeltjesflux die het discontinuïteitsvlak inkomt gelijk is aan de deeltjesflux die het vlak verlaat. Als index 1 en 2 resp. betrekking hebben op de laag erboven en eronder, wordt de vergelijking:

$$c_1(v_1 + U) = c_2(v_2 + U)$$

waarin U = de stijgsnelheid van de discontinuïteit. De discontinuïteit beweegt dus met een bepaalde snelheid, uitgedrukt door:

$$U = -\frac{S_1 - S_2}{c_1 - c_2} = -\frac{\Delta S}{\Delta c} \qquad |3.20|$$

In een fluxcurve is de snelheid U gelijk aan de helling van de verbindingslijn tussen de punten (c_1, S_1) en (c_2, S_2).
Een discontinuïteit van de 2e orde is een zeer kleine verandering in de concentratie. Als $c_2 - c_1 = dc$ klein is, dan kan voor vgl. 3.20 geschreven worden:

$$U = -\frac{dS}{dc} = v^* \qquad |3.21|$$

De snelheid v* van vgl. 3.19 blijkt nu de snelheid te zijn van een discontinuïteit tussen de concentraties c en c+dc. Een kleine verandering dc beweegt zich door de suspensie naar boven met een snelheid v* zoals een geluidsgolf zich voortplant. Een lijn voor een constante concentratie in het h-t-diagram beschrijft dus de opwaartse beweging van een kleine concentratiesprong tussen de concentraties c en c+dc.

03.05 De methode van Yoshioka

Yoshioka et al. (25, 26) gingen ervan uit dat de flux in een continu werkende indikker kon worden opgesplitst in een flux G_b ten gevolge van de bezinking en een transportflux G_t ten gevolge van het afpompen van het ingedikte slib onder uit de indikker:

$$G = G_b + G_t \qquad |3.22|$$

De bezinkflux G_b is te bepalen uit de bezinkcurves van een serie batchproeven met verschillende concentraties:

$$G_b = c_i v_i \qquad |3.23|$$

De fluxcurve voor batch-bezinking wordt verkregen door de flux uit te zetten tegen de concentratie, zoals in fig. 14. Voor lage concentraties is de flux klein en voor zeer hoge concentraties is de flux eveneens klein omdat de bezinksnelheid zeer gering is. Ergens ligt er een optimum.
De transportflux G_t is het gevolg van een over de gehele indikker neerwaartse snelheid u door het afpompen van ingedikt slib:

$$G_t = c_i u \qquad |3.24|$$

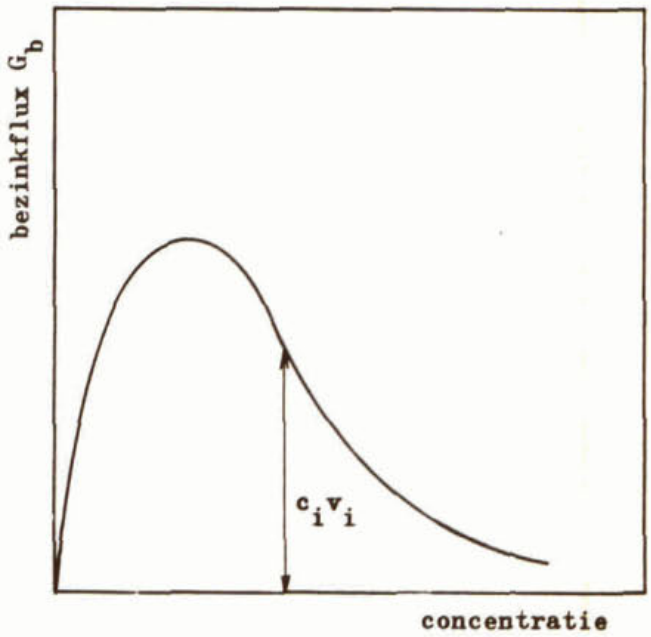


fig. 14: bezinkfluxcurve

Voor een indikker met oppervlak A en een aftapdebiet Q_u is

$$u = Q_u/A$$

De transportflux G_t varieert lineair met de concentratie en wordt grafisch uitgezet een rechte lijn volgens fig. 15.

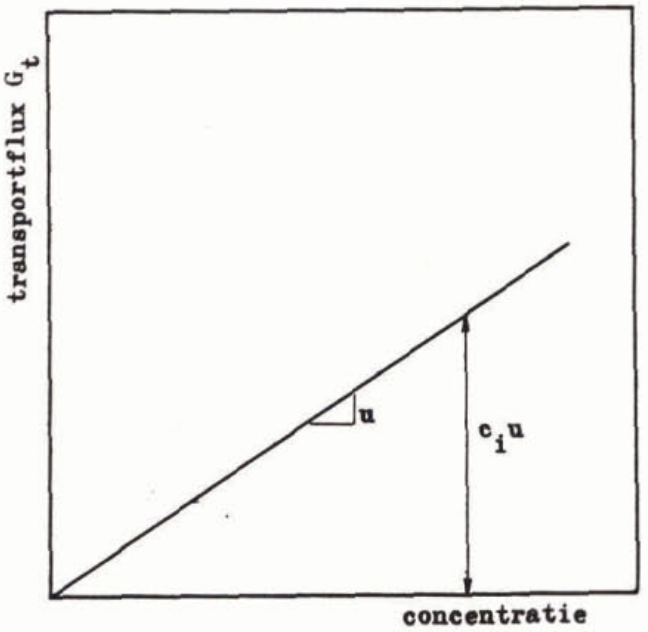


fig. 15: transportfluxlijn

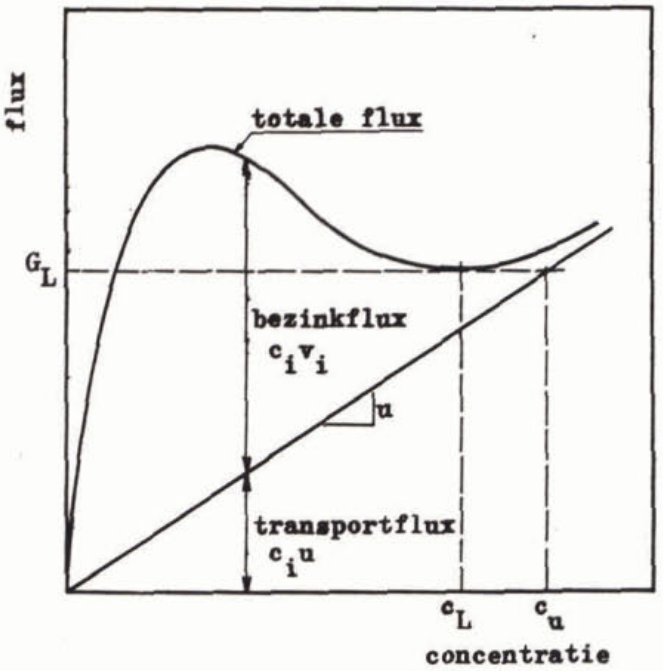


fig. 16: totaalfluxcurve

De totale flux verkrijgt men door beide grafieken te superponeren zoals in fig. 16:

$$G = c_i v_i + c_i u \qquad |3.25|$$

Yoshioka gaat nog een stap verder door de Kynch-theorie toe te passen op een continu-indikker. Volgens de Kynch-theorie bewegen lagen met een bepaalde concentratie zich eenparig naar boven gedurende batchbezinking met een snelheid $v^* = -\frac{dS}{dc}$ (zie vgl. 3.18).

Dit is een raaklijn aan de batch-fluxcurve voor een bepaalde concentratie c. Een indikker zal pas goed functioneren als de stijgsnelheid van deze concentraties wordt opgeheven door de neerwaarts gerichte transportflux die het gevolg is van de onttrekking van ingedikt slib. De helling van een raaklijn aan de batch-fluxcurve zal dan ook gelijk zijn aan de snelheid u. Beschouwen we de batch-fluxcurve als de beschikbare flux, de benodigde bezinkflux is te verkrijgen uit vgl. 3.10:

$$(vc)_{ben} = G(1-c/c_u) \qquad |3.26|$$

waarin $(vc)_{ben}$ = de benodigde flux.

Deze vergelijking stelt een werklijn voor die de vc-as snijdt in het punt G en de c-as in het punt c_u. Indien deze

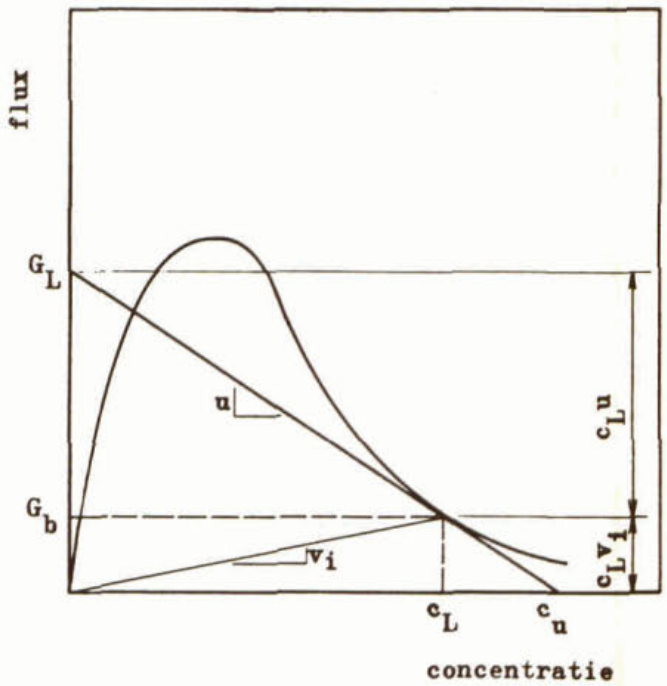


fig. 17: constructie van Yoshioka

werklijn de fluxcurve raakt zoals in fig. 17 dan is het snijpunt met de vertikale as de grensflux G_L.
Een toename van G doet de werklijn stijgen boven de fluxcurve in de buurt van het raakpunt. Dit betekent dat er een laag met concentratie c_L gevormd wordt die steeds dikker wordt tot de overstortrand is bereikt. De indikker is overbelast. Met deze constructie is op simpele wijze elke bedrijfsvoering van een indikker te controleren op de gevolgen. Wenst men een bepaalde indikconcentratie c_u te bereiken, dan kan men deze uitzetten op de horizontale as en vanuit dit punt een raaklijn aan de fluxcurve trekken; het snijpunt met de vertikale as is de maximaal toelaatbare flux en de helling van de werklijn geeft de aftapsnelheid aan.
Vele onderzoekers hebben deze simpele grafische methode gebruikt om de werking van indikkers te toetsen aan een serie batchproeven, o.a. Ball & Smullen Jr. (27). In wezen verschilt deze methode niet met die van Coe & Clevenger, hij werkt alleen veel eleganter en sneller.

03.06 De methode van Talmadge & Fitch

Door gebruik te maken van de theorie van Kynch hebben Talmadge & Fitch een snelle manier ontwikkeld om een fluxcurve te construeren (28). Volgens de Kynch-theorie bewegen lagen van een constante concentratie zich met een eenparige snelheid naar boven. Laat c_i de concentratie zijn van een bepaalde laag die met een snelheid U_i omhoog beweegt en de slibspiegel bereikt in punt a (zie fig. 18).
De laag met concentratie c_i is ontstaan op de bodem volgens de Kynch-theorie, zodat op het tijdstip t_i alle drogestof deze laag moet zijn gepasseerd. Wanneer c_o en H_o de beginconcentratie en de beginhoogte zijn, dan is de totale hoeveelheid drogestof $c_o H_o A$.
De hoeveelheid drogestof die de laag passeert is
$c_i A t_i (v_i + U_i)$, zodat $c_o H_o = c_i t_i (v_i + U_i)$.
Nu is $U_i = H_i/t_i$, dus

$$c_i = \frac{c_o H_o}{H_i + v_i t_i} \qquad |3.27|$$

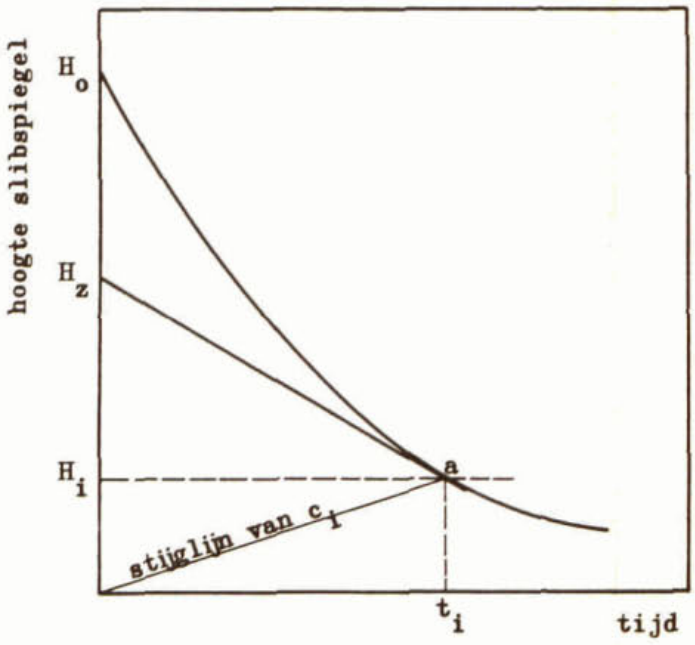


fig. 18: constructie van Talmadge & Fitch

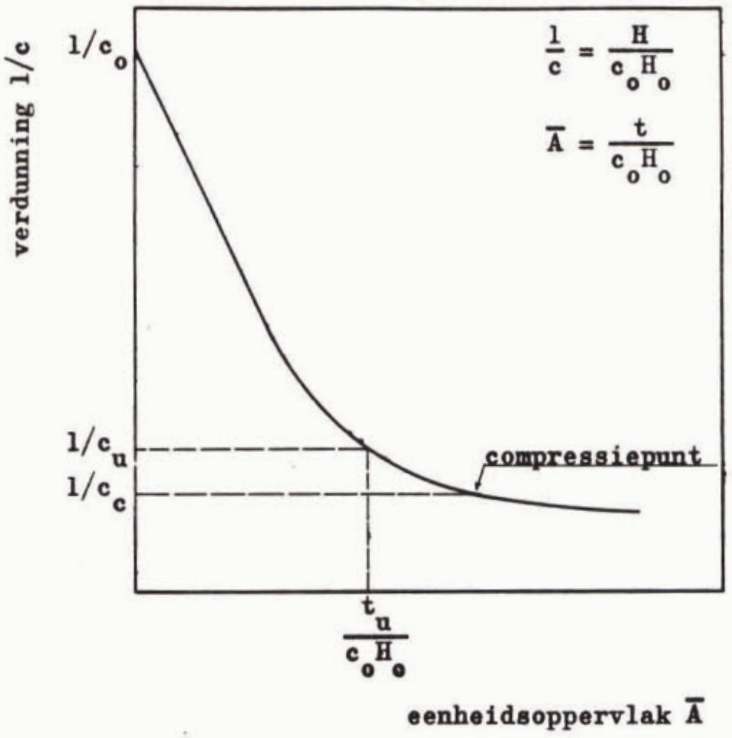


fig. 19: grafische oplosmethode volgens Talmadge & Fitch

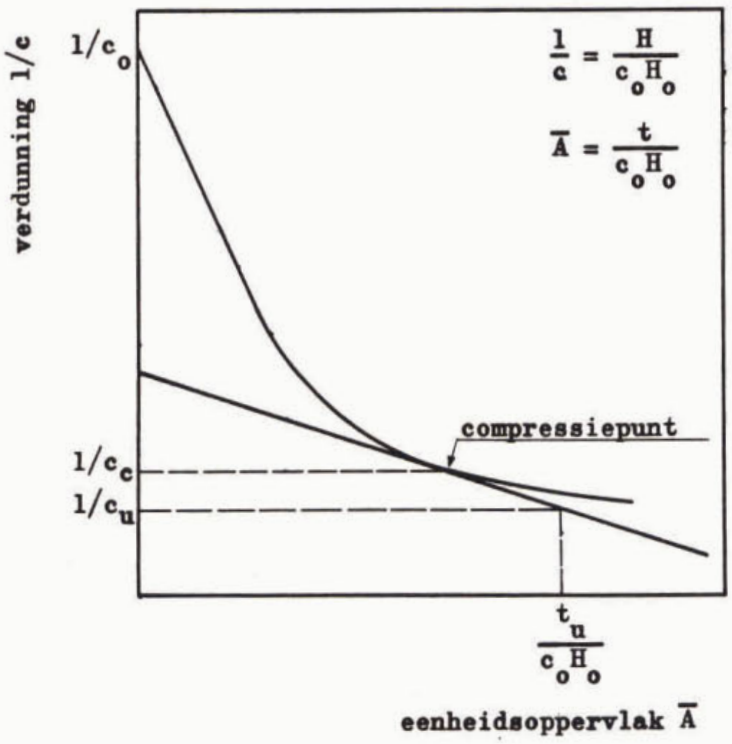


fig. 20: grafische oplosmethode volgens Talmadge & Fitch

$v_i = \frac{dH}{dt}$ = de helling van de raaklijn aan de fluxcurve in punt a, dus $H_i + v_i t_i = H_z$, zodat:

$$c_i = \frac{c_o H_o}{H_z} \qquad |3.28|$$

c_i is de concentratie vlak onder de slibspiegel. H_z is de hoogte die de suspensie zou innemen als deze een uniforme concentratie c_i had. Voor elke concentratie c_i kan een bijbehorende H_z berekend worden en met behulp van de raaklijn vanuit H_z aan de bezinkcurve is de bijbehorende v_i te bepalen. Op deze manier kan uit één bezinkcurve de volledige fluxcurve worden geconstrueerd, waaruit dan weer het benodigde oppervlak voor een indikker is af te leiden zoals is aangegeven in hoofdstuk 03.03.
Talmadge & Fitch geven eveneens een snelle grafische methode ter bepaling van het benodigde oppervlak.
Een variant daarop is gepresenteerd door Hassett (29) door gebruik te maken van een "gereduceerde" batch-bezinkcurve. Hierbij wordt zowel de hoogte H als de tijd t gedeeld door de hoeveelheid drogestof per oppervlakte-eenheid: $c_o H_o$.
Dan is $H/c_o H_o$ = de verdunning $1/c$ en $t/c_o H_o$ = het eenheidsoppervlak $A = 1/G$. Het eenheidsoppervlak zou gedefinieerd kunnen worden als het oppervlak dat nodig is om 1 kg drogestof een laag in 1 sec te laten passeren. Voor de bepaling van het eenheidsoppervlak moeten de grootheden dus in de goede eenheden worden uitgezet.
De procedure is heel eenvoudig: Voor een gewenste indikconcentratie c_u is $1/c_u$ uit te zetten op de vertikale as van de gereduceerde fluxcurve. Wanneer dit punt boven het compressiepunt ligt, zoals in fig. 19, dan trekt men een horizontale lijn die de fluxcurve in het punt a snijdt. Een vertikale lijn door a snijdt de horizontale as in $\bar{A}$, waarbij

$$\bar{A} = \frac{\frac{1}{c_i} - \frac{1}{c_u}}{v} \qquad |3.29|$$

Als het punt $1/c_u$ onder het compressiepunt ligt, dan trekt men een horizontale lijn die de raaklijn aan de fluxcurve in het compressiepunt snijdt in het punt a zoals in fig. 20. Een vertikale lijn door a bepaalt ook nu de grootte van

$\bar{A}$ zoals hierboven. Is $\bar{A}$ bekend, dan is ook het benodigde oppervlak voor een indikker te berekenen met

$$A = \bar{A} \times c_o Q_o \qquad |3.30|$$

Voor het geval de veronderstellingen die ten grondslag liggen aan de theorie van Kynch volledig opgaan voor een bepaald type slib, is er geen enkel onderscheid tussen de eerder beschreven berekeningswijze van Coe & Clevenger en de hierboven beschreven methode. Gezien echter het feit dat de meeste slibsoorten niet aan de theorie van Kynch beantwoorden zullen er, afhankelijk van het type slib, verschillende uitkomsten met beide methodes worden gevonden. Dit is later door diverse onderzoekers bevestigd. Hierop wordt in hoofdstuk 03.08 iets verder ingegaan.

03.07 Andere bezinktheorieën

Gaudin & Fuerstenau (30, 31) hebben dichtheidsprofielen gemeten gedurende bezinking als functie van de tijd en de hoogte. Zij concludeerden dat het slibwater in het beginstadium van de bezinking het slibbed via relatief grote poriën verlaat en later in het meer ingeklonken bed via veel kleinere poriën. Als uitgangspunt namen zij de wet van Poiseuille voor de vloeistofstroming door een capillair:

$$\frac{dQ}{dt} = \frac{\pi.n.r^4}{8\mu} \cdot \frac{dp}{dh} \qquad |3.31|$$

De drukgradiënt $\frac{dp}{dh}$ in een suspensie is gelijk aan het gewicht van de deeltjes:

$$\frac{dp}{dh} = \Phi_s(\rho_s - 1)g$$

$$\frac{dQ}{dt} = \frac{\Phi_s.\pi.n.r^4(\rho_s - 1)g}{8\mu} \qquad |3.32|$$

(In dit gedeelte is de notatie van Michaels & Bolger (32) gebruikt). Als wordt aangenomen dat de poriën vrij zijn van deeltjes en dat de stroming voornamelijk plaatsvindt in de kleine poriën, dan geldt per oppervlakte-eenheid:

$$\Phi_s = 1 - \pi r^2 n$$

Vervolgens werd door Gaudin & Fuerstenau aangenomen dat wanneer de concentratie toeneemt ook het aantal poriën toeneemt door opsplitsing. Dan is het aantal poriën een functie van de dichtheid van de suspensie, dus

$$n = b\Phi_s/\pi,$$

waarin b een constante is, afhankelijk van de deeltjesgrootte:

$$r^2 = (1 - \Phi_s)/b\Phi_s$$

Substitutie in vgl. 3.32 geeft:

$$\frac{dQ}{dt} = \frac{(1 - \Phi_s)^2(\rho_s - 1)g}{8b\mu} \qquad |3.33|$$

Omdat een gedeelte van het water gebonden is aan de slibdeeltjes wordt hiervoor een correctiefactor c_{as} ingevuld en vgl. 3.33 wordt:

$$\frac{dQ}{dt} = m(1 - c_{as}.\Phi_s)^2 \qquad |3.34|$$

Hierin is:

$$m = \frac{(\rho_s - 1)g}{8b\mu} \qquad |3.35|$$

Voor lage concentraties was er geen overeenkomst tussen formule 3.34 en de metingen. Daarom werd verondersteld dat voor lage concentraties de stroming door de grote poriën maatgevend is, zodat een soortgelijke afleiding opgesteld kan worden voor deze stroming:

$$\frac{dQ}{dt} = M(1 - C_{as}.\Phi_s)^2 \qquad |3.36|$$

De complete formule wordt:

$$\frac{dQ}{dt} = M(1 - C_{as}.\Phi_s)^2 + m(1 - c_{as}.\Phi_s)^2 \qquad |3.37|$$

Michaels & Bolger (32) beschouwen de bezinking van een flocculente suspensie niet als de bezinking van de oorspronkelijke deeltjes, maar als de bezinking van kleine opeenhopingen van deeltjes met ingesloten water, meestal vlokken genoemd. Deze vlokken hebben een zekere mechanische sterkte en behouden zodoende hun oorspronkelijke vorm ondanks de kleine schuifkrachten en botsingen die er tijdens het bezinkproces op worden uitgeoefend. De meest waarschijnlijke vorm van de vlok is de bolvorm. Verder hebben de vlokken de neiging om een uniforme grootte aan te nemen in een schuifspanningsveld. Deze vlokgrootte groeit met een stijgende concentratie en daalt bij een toenemende schuifspanning. Bij lage schuifspanningen klonteren de vlokken aaneen tot grotere eenheden, door hen aggregaten genoemd. Deze aggregaten te zamen vormen een uitgebreid netwerk dat zich uitstrekt tot de wanden en de suspensie zijn plastische en structurele eigenschappen geeft.
Voor suspensies met een lage concentratie is de bezinkformule van Richardson & Zaki als uitgangspunt genomen:

$$v = v_o\varepsilon^{4,65}$$

$$v = v_o(1 - \Phi_a)^{4,65},$$

waarin Φ_a = de volumefractie van de aggregaten.
Aannemende dat de gemiddelde diameter van de aggregaten $\bar{d}_a$

onafhankelijk is van de concentratie en niet verandert gedurende de bezinking geldt:

$$v = \frac{g(\rho_a - \rho)\bar{d}_a^2}{18\mu} .(1 - \Phi_a)^{4,65} \qquad |3.38|$$

Voorts geldt: $\rho_c - \rho = \Phi_a(\rho_a - \rho) = \Phi_s(\rho_s - \rho)$

$$v = \frac{g(\rho_s - \rho)\bar{d}_a^2}{18\mu C_{as}} .(1 - C_{as}.\Phi_s)^{4,65} \qquad |3.39|$$

waarin $C_{as} = \Phi_a/\Phi_s$

Deze formule kan herschreven worden als:

$$v^{1/4,65} = v_o^{1/4,65}(1 - C_{as}.\Phi_s) \qquad |3.40|$$

Een grafiek voor $v^{1/4,65}$ tegen Φ_s moet een rechte lijn geven. Uit de snijpunten met de assen zijn C_{as}, $\bar{d}_a$ en v_o te bepalen.

Scott (33) is van het standpunt uitgegaan dat het indikproces is te beschrijven met de formule van Carman-Kozeny als grondslag. Deze formule beschrijft de stroming van vloeistof door poreuze bedden:

$$v = \frac{d^2}{k\mu} . \frac{\varepsilon^3}{36(1 - \varepsilon)^2} . \frac{\Delta p}{H}$$

Volgens Carman is de konstante k = 5, volgens Coulson variëert k van 3,2 tot 5,8 afhankelijk van de vorm van de deeltjes. De drukval per lengte-eenheid is gelijk aan het gewicht van de deeltjes onder water:

$$\frac{\Delta p}{H} = (1 - \varepsilon)(\rho_s - \rho)g$$

Na uitwerking krijgt Scott een soortgelijke formule als die van Gaudin & Fuerstenau, waarbij ook hij onderscheid maakt tussen dun slib met een opwaartse vloeistofstroming tussen de afzonderlijke vlokken en dikker slib met stroming door kanaaltjes:

$$v = K_s \frac{(1 - C_{as}.\Phi_s)^3}{\Phi_s} + k_s \frac{(1 - c_{as}.\Phi_s)^3}{\Phi_s} \qquad |3.41|$$

waarin K_s en k_s constanten zijn. Deze formule sluit beter aan op de meetwaarden dan formule 3.40, zoals blijkt uit fig. 21.

Scott heeft de formule van Michaels & Bolger eveneens getoetst aan formule 3.40. Deze bleek nog iets beter met de meetgegevens te kloppen dan formule 3.41.

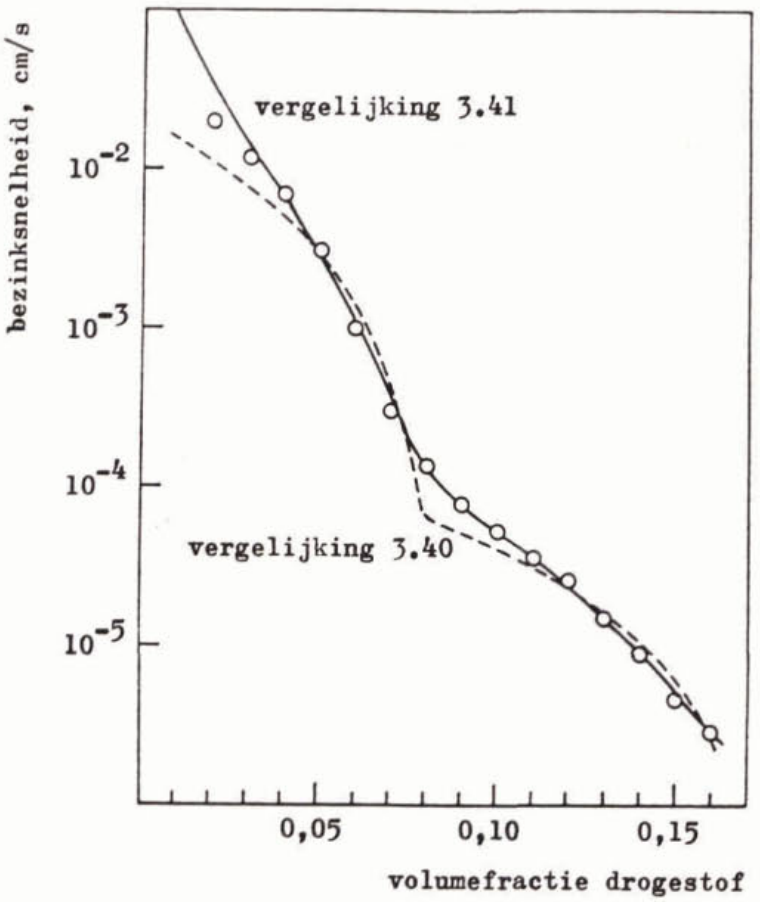


fig. 21: toetsing van de formules van Scott en van Gaudin & Fuerstenau voor stroming door poreuze bedden (uit 3)

03.08 Afwijkingen van de theorie

In een latere publicatie komt Fitch (9) terug op de in hoofdstuk 03.06 behandelde ontwerpmethode (zie fig. 19). Volgens deze methode zou voor een gewenste indikconcentratie c_u de minimale flux corresponderen met punt b, maar dan moet de Kynch-theorie wel opgaan voor de hele bezinkcurve tot punt b, d.w.z. dat er tot dit punt sprake moet zijn van gehinderde bezinking ter plaatse van de slibspiegel. Dan immers is de snelheid v een functie van alleen de concentratie. Het is echter zo dat de werking van een indikker dikwijls behoorlijk verschilt van de voorspelling volgens genoemde methode op basis van punt b. Het komt erop neer dat de tank een veel grotere capaciteit heeft dan wordt voorspeld. Dit betekent dat de theorie van Kynch niet volledig opgaat omdat op een gegeven moment de snelheid niet langer een functie is van enkel de concentratie. Dit moment wordt gemarkeerd door het compressiepunt op de bezinkcurve en dit compressiepunt is soms moeilijk te herkennen. Fitch beweert dan: "Even in the hands of a specialist, it is felt that the well known Coe & Clevenger technique is still pre-

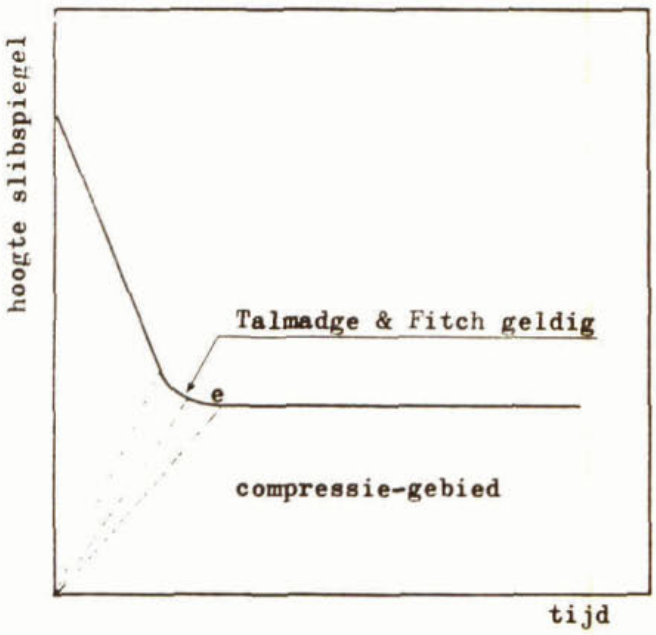


fig. 22: bezinkcurve van vormvaste deeltjes

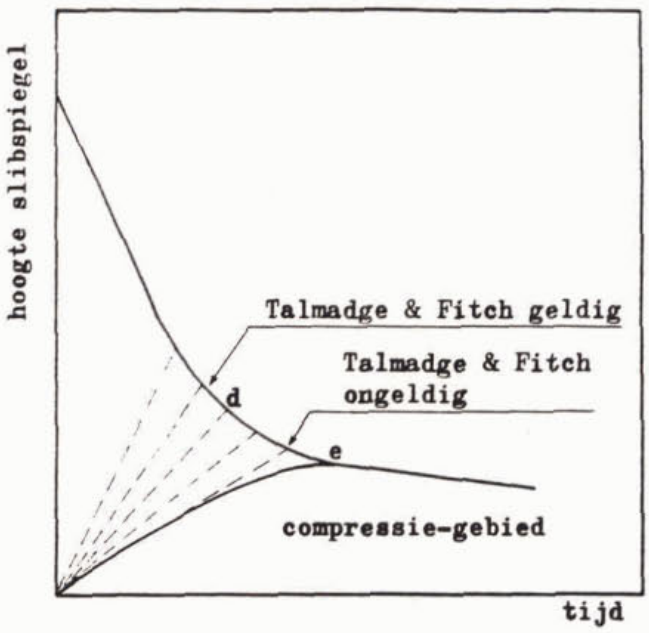


fig. 23: bezinkcurve van samendrukbare deeltjes

ferable". Voor de afwijkingen wordt de volgende redenering gegeven (34). Wanneer er geen sprake is van compressie, m.a.w. wanneer de bezinkende deeltjes niet samendrukbaar zijn, dan verloopt de batch-bezinkcurve volgens fig. 22. De Kynch-theorie is geldig tot punt e. Wanneer er echter sprake is van samendrukbare vlokken, dan verloopt de bezinking volgens fig. 23. De bovenkant van de compressiezone is geen rechte lijn meer maar heeft een voortdurend kleinere helling naarmate zich meer samendrukbare vlokken ophopen. Zones met een concentratie kleiner dan c_d ontstaan vanuit de oorsprong en voldoen aan de Kynch-theorie. Tussen c_d en c_e vormen zich lagen die tangentieel vanaf de bovenkant van de compressiezone naar boven lopen. Deze lagen zijn nog wel in gehinderde bezinking maar vertrekken niet meer vanuit de oorsprong. Voor dit gedeelte is dus de ontwerpmethode van Talmadge & Fitch niet meer geldig.

Shannon et al. (20, 35, 36, 37) hebben uitgebreide proeven genomen met vaste bolvormige deeltjes en met flocculente suspensies. De bezinking van vaste bolvormige deeltjes bleek bij benadering te voldoen aan de formule van Richardson & Zaki: $v = v_o \varepsilon^{4,65}$. Om de fluxcurves van diverse slibsoorten met elkaar te kunnen vergelijken werd het begrip

"gereduceerde fluxcurve" geïntroduceerd, later overgenomen in een iets andere notatie door Scott (38). Hierbij worden dimensieloze grootheden tegen elkaar uitgezet, nl. de gereduceerde flux $v(1 - \varepsilon)/v_o$ tegen de vlokvolumefractie $(1 - \varepsilon)$. De gereduceerde fluxcurve voor de Richardson & Zaki-formule wordt dan $\varepsilon^{4,65}$ $(1 - \varepsilon)$ tegen $(1 - \varepsilon)$: zie fig. 24. De maximum waarde ligt bij $1 - \varepsilon = 0,177$ en de curve heeft een discontinuïteit voor $1 - \varepsilon = 0,64$, zijnde de dichtste pakking van uniforme bolvormige deeltjes. De fluxcurve springt naar nul omdat verdere bezinking niet mogelijk is.
Shannon et al. vonden voor de meer flocculente suspensies afwijkingen die zich manifesteerden in een dubbel-concave fluxcurve, d.w.z. dat er na de eerste piek nog een tweede "bult" werd gevonden. Scott (38) heeft dit overduidelijk gedemonstreerd door uit een serie experimenten de gereduceerde fluxcurve te construeren volgens de methode van Coe & Clevenger en volgens die van Talmadge & Fitch, zoals te zien is in fig. 25. Hij gebruikt hierbij de formule van Michaels & Bolger. De Coe & Clevenger-curve volgt die van de bolvormige deeltjes tot een vlokvolumefractie van $\pm$ 0,35, daarna ligt hij beduidend hoger. Voor hogere concentraties zijn er kennelijk andere factoren die een rol spelen. Al deze experimenten zijn gedaan met minerale suspensies maar uit proeven met actiefslib vindt Vesilind (39) eveneens een grens tot welke de formule van Michaels & Bolger opgaat. Voor zijn proeven ligt de grens bij $1 - \varepsilon = 0,32$, overeenkomend met een concentratie van 6200 mg/l. Uit actiefslibproeven van Mancini (40) blijken bij dezelfde concentratie eveneens afwijkingen op te treden. Er moet dus een onderscheid worden gemaakt tussen de dunne slibsoorten met lage concentraties en de wat dikkere slibsoorten met concentraties die liggen tussen de eerstgenoemden en die waarbij er sprake is van compressie, hier genoemd overgangsconcentraties (intermediate concentrations). Voor deze overgangsconcentraties zijn de gevonden snelheden dikwijls groter en dit moet het gevolg zijn van een of andere verandering in de structuur van het bezinkende slib, een soort toename van de porositeit. De meest aannemelijke verklaring hiervoor is de zgn. kanaalvorming.

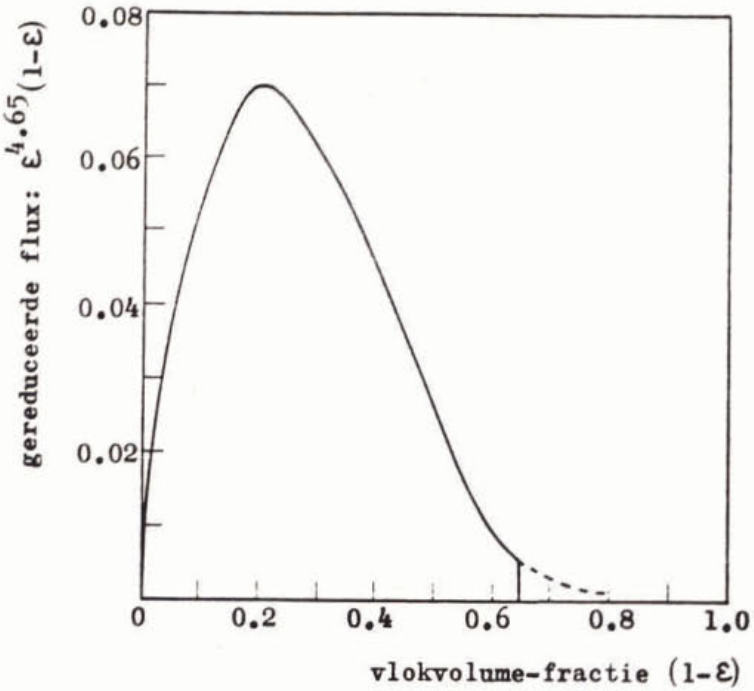


fig. 24: gereduceerde fluxcurve voor uniforme bolvormige deeltjes

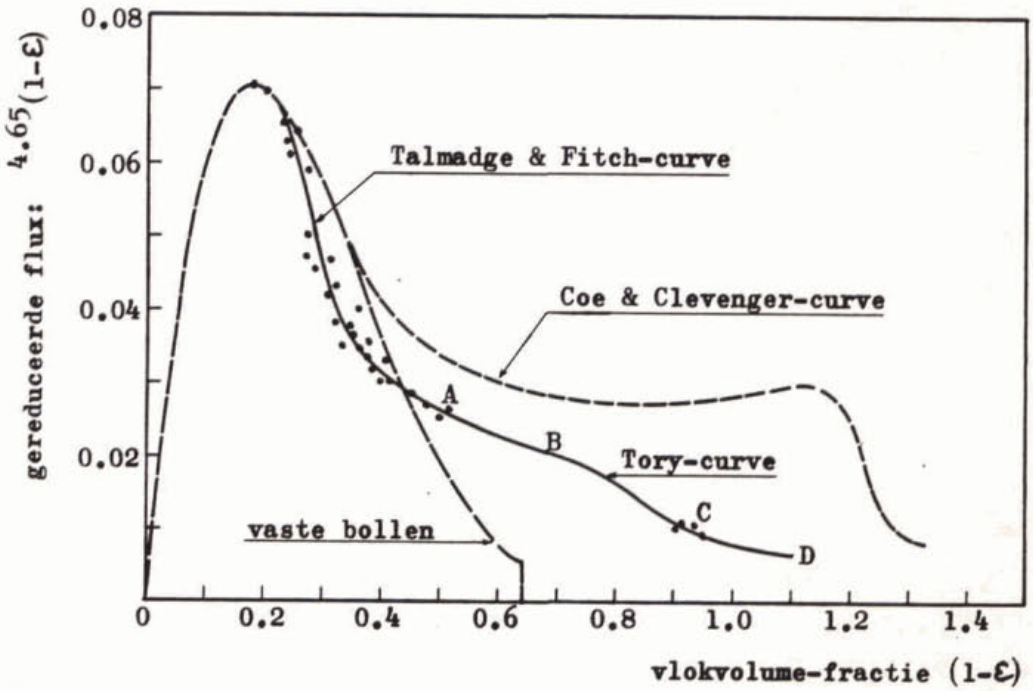


fig. 25: verschillende gereduceerde fluxcurves bepaald door Scott (uit 38)

Kanaalvorming is reeds door vele onderzoekers genoemd als een veel voorkomend verschijnsel bij het indikken van slib. Coe & Clevenger constateerden al dat het water dat uit de compressiezone wordt verdreven zijn weg naar boven zoekt via stroombuisjes of kanaaltjes die een soort drainage-systeem door de slibzone vormen.
Kanaalvorming is dikwijls visueel waarneembaar, vooral bij minerale slibsoorten. Aan het oppervlak van de slibspiegel ontstaan kleine vulcaanachtige verhogingen wanneer deze stroombanen door het oppervlak breken. Na de volledige vorming van deze kanalen is er een snelle afstroming van vloeistof in opwaartse richting mogelijk, waardoor de bezinkflux zal toenemen. Deze kanaalvorming is onderzocht door Dell & Kaynar (42) en Chakravarti & Dell (43) naar aanleiding van afwijkend bezinkgedrag in een eerder onderzoek (41). Ook zij constateerden kanaalvorming voor een bepaald concentratiegebied.
Deze kanaalvorming is dus de oorzaak van de hoge ligging van de Coe & Clevenger-curve in fig. 25. De Talmadge & Fitch-curve, die is bepaald uit de bezinkcurve van de toevoerconcentratie ligt beduidend lager en is te bepalen tot punt A. Het meest voor de hand liggende verloop voor hogere concentraties is de curve ABCD, waarmee inderdaad de dubbelconcave fluxcurve van Tory tevoorschijn komt.
Uit een vergelijk met praktijkproeven (38) blijkt het berekende indikkeroppervlak volgens Talmadge & Fitch vrij aardig te kloppen, die volgens Coe & Clevenger ligt ruwweg 20% te laag. Volgens Scott kunnen batch-bezinkproeven volgens de methode Coe & Clevenger dan ook beter uitgevoerd worden in cilinders waarin zeer langzaam wordt geroerd. Dit verstoort het optreden van kanaalvorming en de resultaten zullen meer in overeenstemming zijn met de praktijk, want in een indikker heerst altijd enige turbulentie ten gevolge van dichtheidsverschillen, de invloed van de slibschrapers en een eventueel roerwerk. Deze gedachtengang ligt ook ten grondslag aan de ontwikkeling van de geroerde slibindex (stirred specific-volume) door White (44).
Voor de volledigheid moet vermeld worden dat niet altijd een verhoging van de bezinkflux ten gevolge van kanaalvorming is gevonden. Vesilind (45) vindt voor actiefslib juist

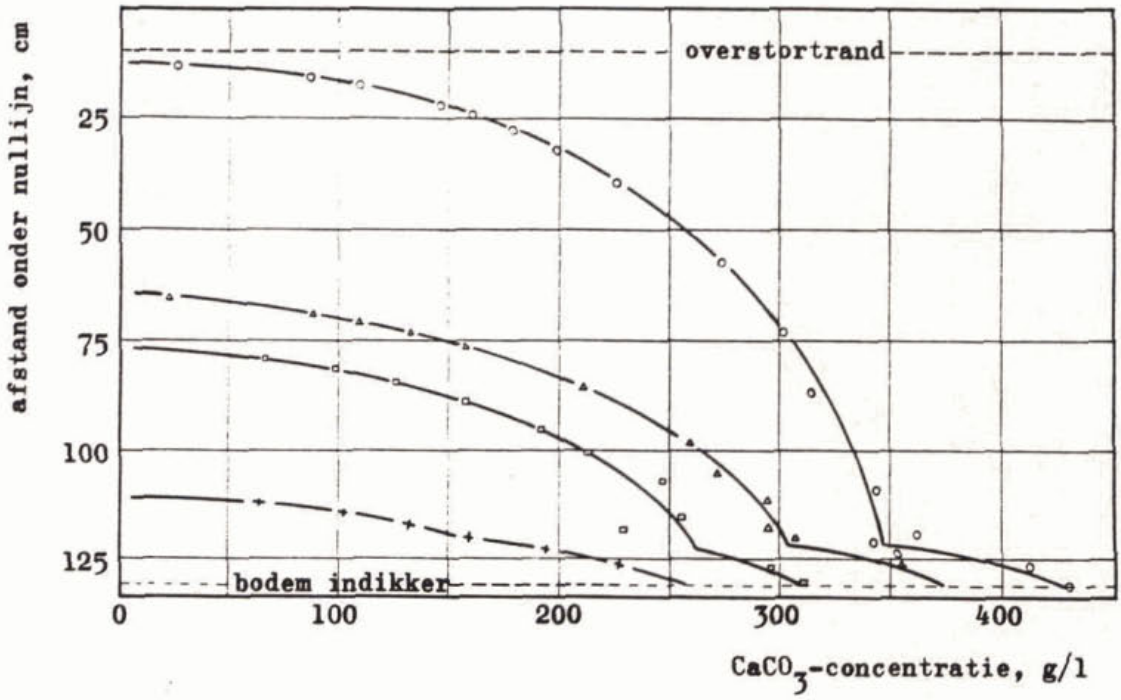


fig. 26: concentratieprofielen van calciumcarbonaat bepaald door Comings (uit 46)

een verlaging van de flux boven een bepaalde concentratie. Hieruit blijkt dus dat actiefslib zich duidelijk anders gedraagt dan de minerale slibsoorten zoals het veel gebruikte calcium-carbonaat.

Een andere verklaring voor afwijkingen van de theorie kan gevonden worden door beschouwing van concentratieprofielen zoals die zijn bepaald door Comings (46) voor continu-indikking van calcium-carbonaatsuspensies.
Fig. 26 geeft enkele van zijn resultaten. De concentratie neemt toe met de diepte en vertoont onderin een knik die waarschijnlijk veroorzaakt wordt door de werking van de slibschraper. Dit soort concentratieprofielen komt veelvuldig voor in indikkers. Volgens de Kynch-theorie, waarin $v = v(c)$, kunnen dergelijke profielen niet bestaan: De enige zone die kan worden opgebouwd is er een met de doorvoerbeperkende concentratie c_L en dat alleen wanneer de indikker juist overbelast is of is geweest. En bovendien is die concentratie aanwezig vanaf de slibspiegel tot op de bodem.

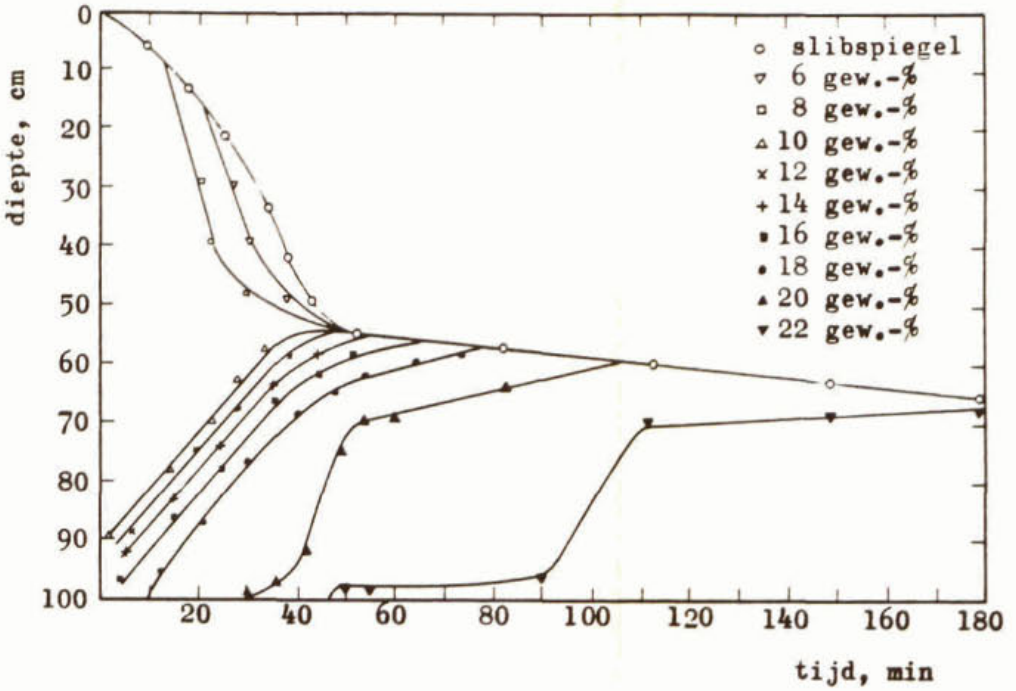


fig. 27: iso-concentratielijnen bepaald door Gaudin & Fuerstenau (uit 31)

Een eveneens afwijkend gedrag kan worden geconstateerd uit de metingen van Gaudin & Fuerstenau (31). Deze onderzoekers hebben tijdens batchproeven de concentratie over de hoogte op verschillende tijdstippen bepaald, waardoor er iso-concentratielijnen zichtbaar worden (zie fig. 27).
Volgens de theorie van Kynch ontstaan alle lagen met een concentratie hoger dan de beginconcentratie ogenblikkelijk op het begintijdstip van bezinking. Deze lagen ontstaan allen op de bodem en bewegen zich eenparig naar boven (zie fig. 13). Uit de metingen van Gaudin & Fuerstenau blijkt echter dat voor de hogere concentraties vanaf 18 gewichtsprocenten drogestof deze veronderstelling niet meer opgaat. Dezelfde bevindingen zijn te vinden in een publicatie van Scott (47). De iso-concentratielijnen bereiken bovendien niet de slibspiegel, maar gaan er evenwijdig aan lopen.
Het zijn compressieverschijnselen die deze afwijkingen veroorzaken. Scott geeft hiervoor de volgende verklaring: De hoge concentraties onderin de slibzone kunnen niet verkregen worden door alleen bezinking. Op een gegeven moment zijn de vlokken zo dicht opeengepakt dat ze niet meer als

afzonderlijke deeltjes voorkomen maar als een drie-dimensionaal netwerk van vlokken waarin de deeltjes worden samengehouden door aantrekkingskrachten. Dit netwerk bezit een zekere mechanische sterkte. Verdere indikking kan alleen ontstaan door afschuiving tussen de deeltjes waarbij het poriënwater wordt vrijgegeven dat oorspronkelijk binnen de vlok werd vastgehouden. Dit kan door het gewicht van erboven liggende lagen worden veroorzaakt. Het feit dat de hogere concentraties niet onmiddellijk bij de bodem ontstaan is te verklaren uit het feit dat er eerst een laag met een bepaalde dikte gevormd moet worden totdat het gewicht zo groot is dat onderin de schuifkrachten worden overschreden. Deze aldus ontstane hogere concentratie verschuift naar boven tot een niveau waarop het gewicht van de erboven rustende laag nog te klein is om verdere afschuiving te veroorzaken. Dit verklaart waarom de iso-concentratielijnen nooit de slibspiegellijn zullen bereiken.

03.09 Evaluatie van de theorie

In de voorgaande hoofdstukken zijn meerdere formules behandeld die allen de bezinking van deeltjes in een vloeistof beschrijven. Het bezinkgedrag van gesuspendeerde deeltjes is in hoge mate afhankelijk van de concentratie van die deeltjes. Bovendien is het bezinkproces afhankelijk van het soort suspensie, waarbij in hoofdzaak onderscheid wordt gemaakt tussen minerale suspensies, zoals bijv. calciumcarbonaat, en flocculente slibsoorten, zoals die uit de afvalwaterzuivering. Voor suspensies met een lage concentratie is er sprake van vrije bezinking. Dit type bezinking wordt voor minerale suspensies goed beschreven met formules die zijn afgeleid van de formule van Richardson & Zaki (19) zoals die welke gepresenteerd is door Michaels & Bolger (32):

$$v = \frac{g(\rho_s-\rho)\bar{d}_a^2}{18\mu C_{as}} (1-C_{as}.\Phi_s)^{4,65}$$

Voor minerale suspensies met concentraties in het overgangsgebied kunnen de formules van Scott (33) gebruikt worden:

$$v = K_s \frac{(1-C_{as}\Phi_s)^3}{\Phi_s} + k_s \frac{(1-c_{as}\Phi_s)^3}{\Phi_s}$$

$$v = V_o (1-C_{as}\Phi_s)^{4,7} + v_o (1-c_{as}\Phi_s)^{4,7}$$

De eerste formule is afgeleid van de theorie van Gaudin & Fuerstenau (30), de tweede is een verbetering van de formule van Michaels & Bolger. De bezinking van flocculente suspensies is moeilijker te omschrijven in formulevorm. Zeer verdunde suspensies zijn ook te beschrijven met een der bovenstaande formules. Voor suspensies met concentraties in het overgangsgebied is de bezinking dikwijls een instabiel proces, o.a. door het optreden van kanaalvorming. De beste informatie geeft de constructie van een fluxcurve, vooral waar het ontwerp en bedrijfsvoering van indikkers betreft. De fluxcurve moet bij voorkeur uit een aantal verschillende bezinkproeven worden samengesteld. Met nadruk

wordt erop gewezen dat gedurende deze proeven moet worden geroerd om neveneffecten t.g.v. kanaalvorming uit te sluiten. De flux wordt berekend met de formule van Coe & Clevenger (10):

$$G = \frac{v_i}{\frac{1}{c_i} - \frac{1}{c_u}}$$

Het gebruik van de Talmadge & Fitch-methode voor het construeren van een fluxcurve moet met het nodige voorbehoud geschieden omdat juist voor flocculente suspensies de kans op afwijkingen zeer groot is.

De bezinking van suspensies met een zeer hoge concentratie is niet langer werkelijke bezinking maar compressie. Dit verschijnsel wordt behandeld in hoofdstuk 4.

04. De compressietheorie

01.	Inleiding	53
02.	De theorie van Roberts	54
03.	De theorie van Tory & Shannon	56
04.	De theorie van Michaels & Bolger	58
05.	De theorie van Dick & Ewing	62
06.	De theorie van Shirato et al.	64
07.	De theorie van Fitch (c.q. Gould)	68
08.	De theorie van Kos	74
09.	Evaluatie van de diverse theorieën	81

04.01 Inleiding

Met de in hoofdstuk 03.08 gegeven beschrijving is het verschijnsel "compressie" in woorden verklaard. Het zal een ieder na lezing van het voorgaande duidelijk zijn dat juist deze compressieverschijnselen de oorzaak zijn van het afwijken van vele slibsoorten van de ideale bezinktheorie. Tijdens het indikken treden beide processen, zowel het (gehinderde) bezinken als de compressie, gelijktijdig op. Voor een beschrijving van het indikproces is het ene dus onlosmakelijk verbonden met het andere. Het fysische gedrag echter vertoont grote verschillen, omdat tijdens bezinking de deeltjes volledig door hydraulische krachten worden ondersteund, terwijl in de compressiefase een gedeelte van de hydraulische krachten wordt omgezet in mechanische krachten tussen de deeltjes onderling omdat ze met elkaar in contact komen. Dit verklaart ook waarom vanuit de mathematiek beide processen verschillend beschreven worden. De grens tussen beide processen ligt in het compressiepunt van de bezinkcurve. Een zekere kennis van het gedrag van een bepaald soort slib tijdens compressie is van belang om een idee te krijgen over de te verwachten indikkingsgraad. Deze is afhankelijk van de hoogte van de compressiezone. De kennis is dus van belang voor het bepalen van de hoogte van de slibzone in een indikker.

04.02 De theorie van Roberts

Dat compressie een wezenlijk onderdeel is van het complete indikproces is reeds ontdekt door Coe & Clevenger. Indikking in de compressiezone was volgens hen een functie van de tijd. Deze conclusie is genomen op grond van proevenseries met slibsoorten uit de ertswinning; voor zeer flocculente slibsoorten ging hun veronderstelling echter niet op. Zij hebben overigens niet getracht om het compressieverschijnsel wiskundig te beschrijven. Dit is in 1949 gedaan door Roberts (48). Hij ging er van uit dat de vorm van de compressiecurve - dat is de bezinkcurve na het compressiepunt - voldeed aan een afnemende logarithmische functie, mathematisch uitgedrukt in de formule:

$$-\frac{dD}{dt} = k_R(D - D_\infty) \qquad |4.1|$$

waarin:

D = de verdunning op een willekeurig tijdstip t.

D_∞ = de verdunning na oneindig lange tijd.

k_R = een constante.

Bovenstaande formule geeft aan dat de snelheid waarmee de vloeistof uit de compressiezone wordt verdreven op elk tijdstip evenredig is met de nog aanwezige hoeveelheid vloeistof. Integratie van vgl. 4.1 geeft:

$$\log(D - D_\infty) = \log(D_c - D_\infty) - \frac{1}{2,3} k_R t \qquad |4.2|$$

$$D - D_\infty = (D_c - D_\infty)e^{-k_R t} \qquad |4.3|$$

Roberts is in zijn theorie uitgegaan van slib met een zo hoge concentratie dat dit al in compressie was. Om de formule ook voor minder geconcentreerd slib toepasbaar te maken is als beginvoorwaarde genomen het tijdstip waarop het compressiepunt bereikt is, dus

D_c = de verdunning bij het begin van compressie

Uit vgl. 4.2 volgt dat, wanneer log $(D - D_\infty)$ tegen t wordt uitgezet, dit een rechte lijn moet opleveren. Aangezien de grootte van D_∞ onbekend is, moet de precieze waarde door proberen worden gevonden, totdat er een rechte lijn wordt

verkregen. De formules 4.2 en 4.3 kunnen ook in de hoogte H worden uitgedrukt:

$$\log(H - H_\infty) = \log(H_c - H_\infty) - \frac{1}{2,3} k_R t \qquad |4.4|$$

$$H - H_\infty = (H_c - H_\infty)e^{-k_R t} \qquad |4.5|$$

In deze wiskundige benadering wordt aangenomen dat de factor k_R constant blijft. Dit is een wat al te simplistische voorstelling van zaken en latere onderzoeken hebben aangetoond dat k_R niet een constante factor is tijdens compressie. Dit betekent dat de uiteindelijke concentratie die met compressie bereikt kan worden niet alleen afhankelijk is van de tijd.

Comings et al. (12) hebben in latere experimenten aangetoond dat de te bereiken eindconcentratie ook afhankelijk is van de hoogte van de compressiezone en van het wel of niet aanwezig zijn van een roerwerk.

Yoshioka et al. (25) vonden experimenteel bepaalde k_R-waarden die niet constant waren maar proportioneel met $c_o H_o$. Zij hebben echter de theorie van Roberts toegepast op het gedeelte van de bezinkcurve voordat het compressiepunt is bereikt.

Ook Gaudin, Fuerstenau & Mitchell (49) hebben aangetoond dat de bezinksnelheden konden verschillen met de beginhoogte, ook tijdens de compressiefase.

04.03 De theorie van Tory & Shannon

Tory & Shannon (50) hebben een formule ontwikkeld waarin zijn verwerkt de grondslagen van de wiskundige benadering van een vroegere onderzoeker Deerr, van Roberts en van Yoshioka. Deerr vond voor de compressiebezinking de volgende formule:

$$\frac{1}{t - t_c} \log \frac{H_c - H_\infty}{H - H_\infty} = \text{constant} \qquad |4.6|$$

Deze formule is geheel analoog aan die van Roberts indien voor de verdunningsfactor D de hoogte H wordt ingevuld (zie vgl. 4.4).

Yoshioka vond dat k_R varieerde met de waarde $c_o H_o$, dus

$$k_R = \frac{k_s}{c_o . H_o} \qquad |4.7|$$

waarin k_s een werkelijke constante is.

Substitutie van vgl. 4.7 geeft dan

$$\frac{dH}{dt} = - \frac{k_s}{c_o . H_o} (H - H_\infty) \qquad |4.8|$$

$$\frac{H}{c_o . H_o} - \frac{H_\infty}{c_o . H_o} = \left(\frac{H_c}{c_o . H_o} - \frac{H_\infty}{c_o . H_o}\right) e^{-k_s \frac{t - t_c}{c_o . H_o}} \qquad |4.9|$$

Bovenstaande formule is door hen de Deerr-Roberts-Yoshioka-formule genoemd (DRY-formule), die het verband geeft tussen de hoogte en de tijd voor een slibsoort waarvan de bezinksnelheid alleen een functie is van de drogestofconcentratie (Kynch), aannemende dat k_s en $c_\infty = c_o H_o / H_\infty$ werkelijke constantes zijn.

Ook nu wordt de theorie van Roberts toegepast op de gehinderde bezinking wat oorspronkelijk niet zijn uitgangspunt was. Volgens de theorie van Roberts is de slibconcentratie overal hetzelfde gedurende indikking indien het slib een concentratie heeft die gelijk of groter is dan de kritische concentratie. Het is echter veelvuldig aangetoond dat er een duidelijke concentratiegradiënt waarneembaar is. De

compressie is volgens Tory & Shannon dan ook niet alleen een functie van de tijd. Zij constateerden dat de eindconcentratie toeneemt bij een groter drogestofgewicht per oppervlakte-eenheid, terwijl de beginconcentratie hierop nauwelijks enig effect heeft. Uit een grote serie batchproeven is de constante k_s berekend als $k_s = 1{,}197 \pm 0{,}102$. Voor dunne slibsoorten echter wijkt de berekende k_s-waarde belangrijk af van het gemiddelde.

04.04 De theorie van Michaels & Bolger

Michaels & Bolger (32) beschouwen de bezinking van een flocculente suspensie als de bezinking van een netwerk van aggregaten die zijn opgebouwd uit vlokken met ingesloten water zoals in fig. 28. Dit netwerk strekt zich uit tot de wanden en de bodem van het bezinkvat en heeft een zekere mechanische sterkte.

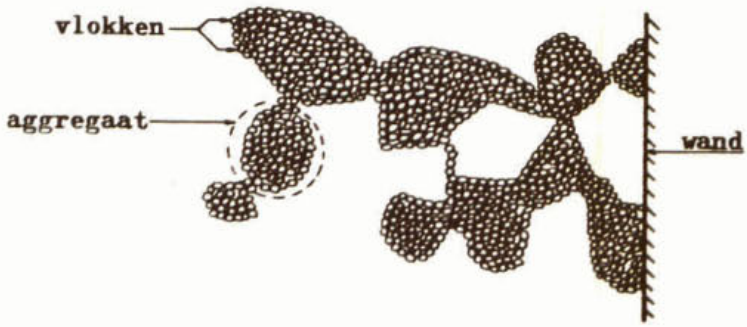


fig. 28: netwerk van aggregaten

Slibsoorten met concentraties in het overgangsgebied kenmerken zich dikwijls door een toenemende bezinksnelheid in de tijd tot een bepaald maximum. De bezinksnelheden nemen toe bij een grotere vatdiameter en bij toenemende beginhoogtes. Uit het onderzoek van Gaudin & Fuerstenau is gebleken dat in het beginstadium van de bezinking een gebied aanwezig is met een uniforme concentratie gelijk aan de beginconcentratie vanaf de slibspiegel tot een niveau waar de concentratie toeneemt (fig. 29). Het controle-volume kan worden beschouwd als een bezinkende prop slib met een hoogte ΔH, die met een snelheid v naar beneden beweegt. Deze prop wordt ondersteund door wrijving van de naar boven ontsnappende vloeistof en door de opdrijvende kracht.
In hun hypothese brengen Michaels & Bolger nu de afwijking van de zuivere bezinking in, door ervan uit te gaan dat het netwerk van aggregaten een zekere mechanische sterkte heeft zodat het controle-volume ook door het eronder liggende ma-

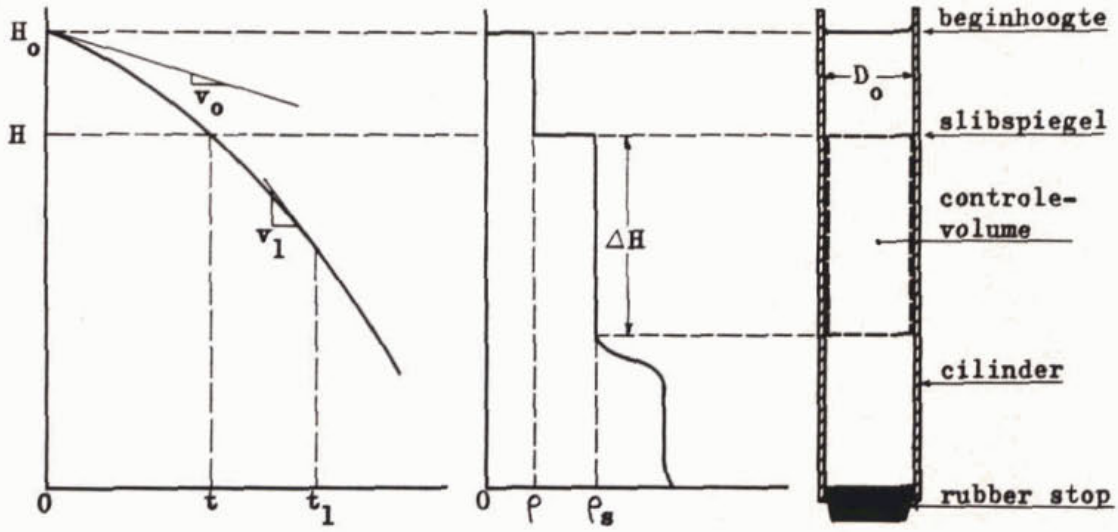


fig. 29: grondslag van de Michaels & Bolger-theorie

teriaal wordt ondersteund. Bovendien strekt het netwerk zich uit tot de wanden en wordt op de slibprop dus wandwrijving uitgeoefend. Indien de bezwijkspanning van het netwerk σ_y wordt genoemd, dan is de grens tussen het gebied met uniforme dichtheid en de eronder liggende compressiezone juist dat punt waar het gewicht van de bovenliggende slibmassa gelijk is aan de bezwijkkracht van het netwerk. De ondersteunende kracht van het onderliggende materiaal is dus: $1/4\pi D_v^2 \sigma_y$.

Indien de beweging van het controle-volume als zuivere propstroming wordt opgevat dan moet de schuifspanning bij de wand juist gelijk zijn aan de bezwijkschuifspanning τ_y, dus de wrijvingskracht met de wand is:

$$\pi D_v \Delta H \tau_y.$$

Het netto-gewicht van de aggregaten is:

$1/4\pi D_v^2 \Delta H g(\rho_a - \rho)\Phi_a$ of $1/4\pi D_v^2 \Delta H g(\rho_s - \rho)\Phi_s$.

De drukgradiënt op het controle-volume ten gevolge van de opwaarts gerichte vloeistofsnelheid tussen de aggregaten kan bepaald worden door gebruik te maken van de formule van Carman-Kozeny, die van toepassing is op dit geval van porie-stroming:

$$\frac{dp}{dH} = k_o.\mu.v.L_p^2.\frac{s^2}{\varepsilon^3}$$

Hierin is:

k_o = vormfactor van de poriën

s = specifieke grensoppervlak

L_p = kronkelfactor van de poriën

De totale opwaartse kracht op het controle-volume ten gevolge van de vloeistofwrijving is dan:

$$1/4\pi D_v^2 \, \Delta H \, \frac{dp}{dH}$$

De bovenstaande 4 krachten heffen elkaar op bij evenwicht, dus netto gewicht - mechanische ondersteuning - wandwrijving - vloeistofwrijving = 0.

Omwerking geeft de volgende algemene bezinkformule voor flocculente suspensies:

$$v = v_\infty (1 - \frac{D_y}{D_v} - \frac{H_y}{H_o}) \qquad |4.10|$$

$$v_\infty = \frac{g(\rho_s - \rho)\Phi_s . \varepsilon^3}{k_o . \mu . L_p^2 . s^2} \qquad |4.11|$$

$$D_y = \frac{4\tau_y}{g(\rho_s - \rho)\Phi_s} \quad = \text{de "grensdiameter"} \qquad |4.12|$$

$$H_y = \frac{\sigma_y}{g(\rho_s - \rho)\Phi_s} \cdot \frac{H_o}{\Delta H} = \text{de "grenshoogte"} \qquad |4.13|$$

v_∞ is de bezinksnelheid van de suspensie in een oneindig groot vat.

D_y/D_v = de invloed van de wand.

H_y/H_o = de invloed van de beginhoogte.

Wanneer $D_v <= D_y$ of $H_o <= H_y$ dan is Q overal nul. Dit betekent niet dat er geen bezinking plaatsvindt, maar er is geen periode waarin de bezinksnelheid toeneemt. Daarentegen neemt de bezinksnelheid vanaf het begin steeds meer af en hebben we te maken met de compressie-bezinking van geconcentreerde suspensies. De toename van de bezinksnelheid verklaren Michaels & Bolger met behulp van vgl. 4.11. Gedurende het bezinkproces zal de structuur van het aggregaten-netwerk aan veranderingen onderhevig zijn. In het begin bestaan de aggregaten uit onderling onregelmatig verbonden vlokken en de poriën tussen de aggregaten zullen kronkelig zijn met vele verwijdingen en vernauwingen. De factoren k_o en L_p in vgl. 4.11 zijn dus groot. Gedurende de bezinking richten de aggregaten zich in vertikale rijen, klonteren samen en de poriën worden gestrekt. Plastische vervorming

van de aggregaten zal daar optreden waar de visceuze schuifspanning de bezwijkspanning van het netwerk overschrijdt. Vernauwingen en scherpe bochten in de poriën worden uitgevlakt. Het komt erop neer dat de bezinksnelheid toeneemt ten gevolge van de zgn. kanaalvorming.
De grensdiameter D_y is te berekenen wanneer τ_y gemeten wordt in een viscosimeter. Voor kaoliensuspensies vonden Michaels & Bolger D_y = 0,24 cm. Wanneer de diameter van het bezinkvat vele malen groter is dan D_y - en dit is zeker het geval bij een praktijkindikker - dan vervalt de term D_y/D_v in formule 4.10 en wordt deze vereenvoudigd tot:

$$v = v_\infty \left(1 - \frac{H_y}{H_o}\right) \qquad |4.14|$$

In vgl. 4.11 komen 2 termen voor die gedurende de bezinking veranderen:
σ_y wordt groter door de grotere indikking van de compressiezone, dus $\sigma_y = \sigma_y(c)$;
ΔH wordt steeds kleiner tijdens batch-bezinking: voor $t = 0$ is $\Delta H = H_o$ en voor $t = t_c$ is $\Delta H = 0$.

04.05 De theorie van Dick & Ewing

Dick & Ewing (51) hebben proeven gedaan met actiefslib, waarbij ze vanaf het begin ervan uitgingen dat de bezinking van actiefslib niet volledig aan de theorie van Kynch zou voldoen. Kynch ging immers uit van een "ideaal slib" waarvoor geldt:

alle deeltjes zijn even groot;
alle deeltjes hebben dezelfde vorm;
alle deeltjes zijn gelijkmatig verdeeld in het horizontale vlak;
de deeltjes zijn niet flocculent;
de deeltjes zijn niet comprimeerbaar;
de eindconcentratie wordt bereikt in een oneindig dun laagje op de bodem op het moment dat de bezinking begint;
het bezinkproces wordt bepaald door hydraulische krachten.

De eigenschappen van actiefslib zijn echter heel anders:

de deeltjes zijn niet vormvast;
de deeltjes zijn flocculent;
de deeltjes vormen aggregaten zonder vaste afmetingen;
de aggregaten vormen een netwerk met een bezwijkkracht;
het bezinkproces wordt dus bepaald door hydraulische èn mechanische krachten.

Dick & Ewing hebben in hun onderzoek vooral aandacht geschonken aan de invloed van de beginhoogte op het bezinken, hierbij ook afgaande op eerder verrichte experimenten zoals van Gaudin, Fuerstenau & Mitchell (49). Zij hebben gewerkt met 3 verschillende soorten actiefslib uit praktijkinstallaties en de bezinking van deze slibsoorten bestudeerd met beginhoogtes variërend van 0,15 tot 2,25 m.
Volgens de Kynch-theorie heeft de beginhoogte geen enkele invloed. Uit hun proeven is komen vast te staan dat voor de bezinking van actiefslib de beginhoogte wel degelijk van invloed is. Een grotere beginhoogte geeft toenemende bezinksnelheden, voor alle soorten slib en voor elke onder-

zochte concentratie. Hieruit volgt dat actiefslib niet voldoet aan de Kynch-theorie; de bezinksnelheid is niet alleen afhankelijk van de concentratie maar ook van andere factoren, waarschijnlijk ten gevolge van beïnvloeding van de deeltjes onderling.
Het verband tussen de bezinksnelheid en de diepte is niet lineair (zie fig. 30). Wordt echter het quotiënt van beginhoogte en bezinksnelheid tegen de beginhoogte uitgezet, dan wordt voor iedere concentratie een rechte lijn gevonden (zie fig. 31).
Deze lijnen voldoen aan de formule:

$$H_o/v = R + aH_o \qquad |4.16|$$

R = het snijpunt met de H_o/v-as

a = de helling van de lijn

Anders geschreven:

$$v = \frac{H_o}{R + aH_o} \qquad |4.17|$$

Wanneer de factor R = 0 dan is v onafhankelijk van de diepte, maar dit is in geen van de proeven voorgekomen. De grootte van R is een maat voor de mate waarin de bezinking van het slib wordt vertraagd en wordt daarom genoemd de vertragingsfactor. Deze is hoger naarmate de slibconcentratie stijgt. R is een maatstaf voor de ondersteuning die het slib vlak onder de slibspiegel ondervindt van de onderliggende lagen. Voor een bepaald soort slib varieert de vertragingsfactor zeer sterk met de concentratie (in een verhouding 1:50). Bovendien treedt een bepaalde waarde van R voor verschillende soorten slib op bij zeer uiteenliggende concentraties. Dick en Ewing hebben niet getracht deze verschillen te kwantificeren. Uit hun proeven is wel af te leiden dat biologische factoren, zoals bijv. de slibbelasting, van invloed zijn op de grootte van R. In het algemeen kan gesteld worden dat voor gelijke concentraties een lage vertragingsfactor wordt gevonden voor goed bezinkend slib, terwijl bulkend slib een hoge vertragingsfactor heeft.
Als belangrijkste conclusie voor het ontwerpen van indikkers stellen zij dat batchproeven ter bepaling van de minimumflux voor actiefslib moeten worden verricht bij dieptes die gelijk zijn aan praktijkomstandigheden.

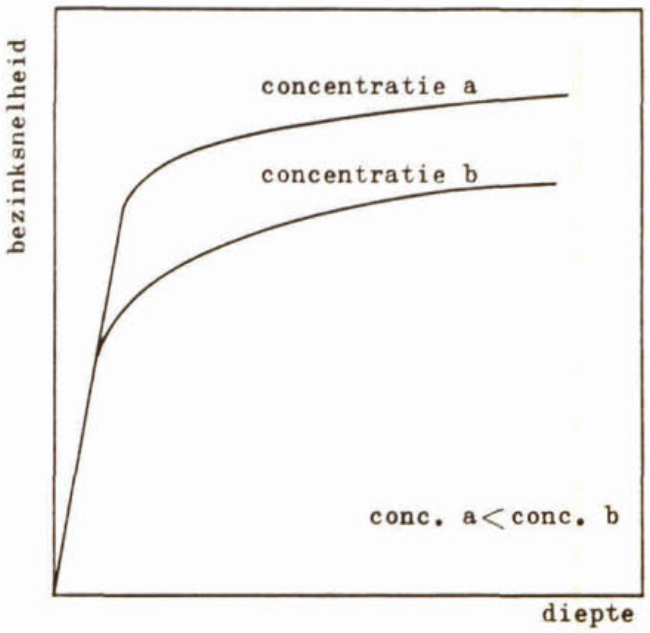


fig. 30: verband tussen bezinksnelheid en beginhoogte voor proeven met actiefslib

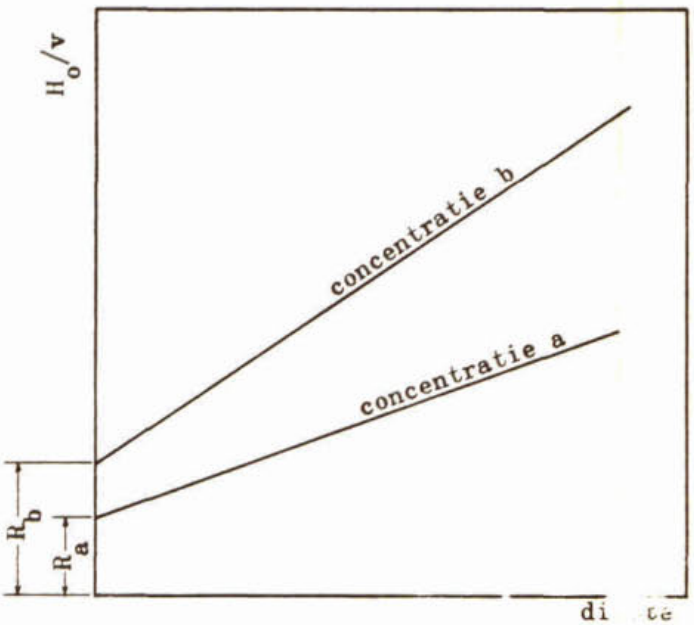
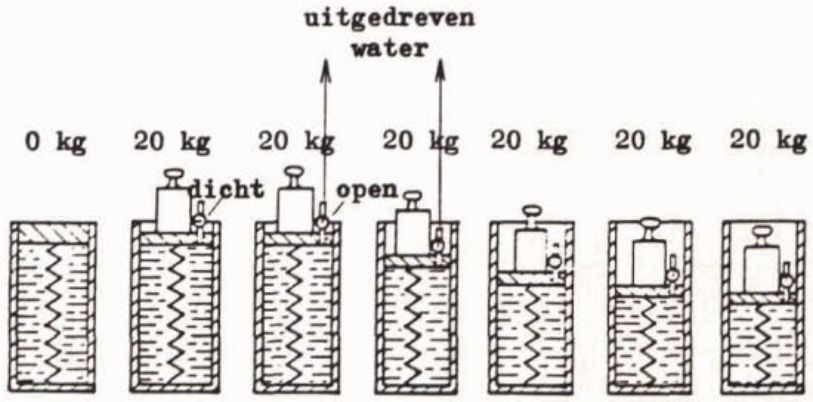


fig. 31: constructie van Dick & Ewing

04.06 De theorie van Shirato et al.

De compressiebezinking is als specifiek onderwerp onderzocht door Shirato et al. (52). Deze onderzoekers hebben gewerkt met suspensies van zinkoxyde en ferrioxyde met dermate hoge concentraties dat er vanaf het begintijdstip van hun bezinkproeven al sprake was van compressiebezinking.
Uitgangspunt is de consolidatietheorie van Terzaghi, zoals die wordt gebruikt in de grondmechanica. Deze theorie wordt overigens ook wel toegepast voor de beschrijving van schuifkrachten op filterkoeken en expressie van samendrukbare poreuze materialen op chemisch gebied. Volledigheidshalve moet vermeld worden dat zij niet de eersten zijn geweest die een analogie zien in de compressie tijdens indikking en de consolidatie van kleisoorten.
Dit uitgangspunt is reeds gesignaleerd door Work & Kohler (53) en gebruikt door Behn (54) voor een mathematische beschrijving van het compressiegedrag.
Een zeer duidelijke illustratie van het begrip consolidatie



totaal gewicht	**0 kg**	**20 kg**	**20 kg**	**20 kg**	**20 kg**	**20 kg**	**20 kg**
kg door water ondersteund	0	20	20	15	10	5	0
kg door veer ondersteund	0	0	0	5	10	15	20
percentage consolidatie		0	0	25	50	75	100

fig. 32: zuiger-en-veer analogie van consolidatie (uit Anderson & Hanson, 55)

wordt gegeven in een artikel van Anderson & Hanson (55). Hierin wordt het indikkende slib in de compressiezone vergeleken met een kamer gevuld met vloeistof en afgesloten met een zuiger die door een veer wordt ondersteund (zie fig. 32). Als de zuiger wordt belast met een gewicht, dan wordt dit gewicht gedragen door de vloeistof en niet door de veer. Zodra er echter een kleine opening in de zuiger wordt gemaakt, zal er vloeistof naar buiten stromen omdat deze onder druk staat. Het gewicht zal geleidelijk worden overgenomen door de veer, totdat er geen vloeistof meer wegstroomt. Het geheel is dan volledig geconsolideerd. De snelheid van consolidatie is een functie van de diameter van de opening en van de stijfheid van de veer. De analogie zit in de overeenkomst tussen poriën in het slib en de opening in de zuiger en tussen het gewicht van de bovenliggende slibdeeltjes en de belasting van zuiger plus veer door het gewicht.
In de theorie van Terzaghi wordt de zgn. consolidatiecoëfficiënt konstant verondersteld, wat bij indikking zeker niet het geval is: De coëfficiënt kan meer dan het honderdvoudige veranderen. Met een variabele consolidatiecoëfficiënt zijn de dan verkregen differentiaalvergelijkingen alleen nog numeriek op te lossen.

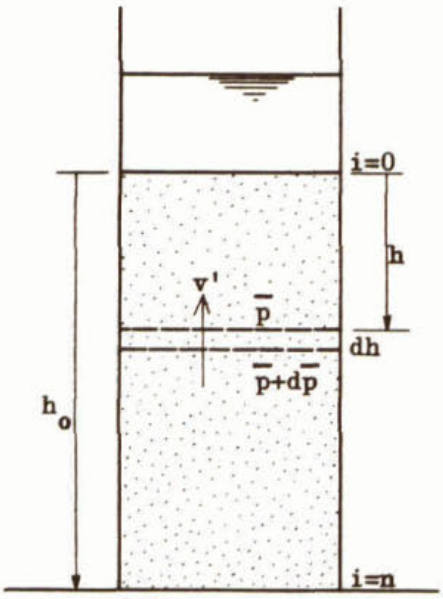


fig. 33

Beschouw in een bezinkende suspensie (in de compressiefase) een laagje dh. Vlak boven het laagje heerst een hydrostatische overdruk $\bar{p}$ die wordt veroorzaakt door het gewicht van de bovenliggende deeltjes op het netwerk dat door de deeltjes wordt gevormd (zie fig. 33).
Onder het laagje is de hydrostatische overdruk p + dp. Het verschil is de drijvende kracht voor de vloeistofstroming door de poriën van het netwerk. Indien hiervoor de wet van Darcy geldt, dan is

$$v' = -k \frac{(1 - \varepsilon)}{\mu} \frac{\partial \bar{p}}{\partial h} = -k' \frac{\partial \bar{p}}{\partial h} \qquad |4.18|$$

Hierin is:

k = de intrinsieke doorlatendheidscoëfficiënt volgens Darcy

k'= de gemodificeerde doorlatendheidscoëfficiënt

v'= de snelheid van de vloeistof t.o.v. de deeltjes

k en k' zijn niet constant, maar variëren over de hoogte. De differentiaalvergelijking die het verband geeft tussen de verandering van v' en de verandering van de poriënfractie e met de tijd is:

$$\frac{\partial e}{\partial t} = - \frac{\partial v'}{\partial h} \qquad |4.19|$$

v' en h hebben de positieve richting neerwaarts. Het gewicht van de bovenliggende deeltjes wordt volledig opgevangen door de hydraulische overdruk $\bar{p}$ en de effectieve druk σ van de deeltjes (indien de wandwrijving te verwaarlozen is):

$$\bar{p} + \sigma = g(\rho_s - \rho)h \qquad |4.20|$$

Differentiëren van vgl. 4.18 geeft:

$$\frac{\partial v'}{\partial h} = -k' \frac{\partial^2 \bar{p}}{\partial h^2} - \left(\frac{dk'}{d\sigma}\right)\left(\frac{\partial \sigma}{\partial h}\right)\left(\frac{\partial \bar{p}}{\partial h}\right) \qquad |4.21|$$

Substitutie in vgl. 4.19 geeft:

$$\frac{\partial e}{\partial t} = k' \frac{\partial^2 \bar{p}}{\partial h^2} + \left(\frac{dk'}{d\sigma}\right)\left(\frac{\partial \sigma}{\partial h}\right)\left(\frac{\partial \bar{p}}{\partial h}\right) \qquad |4.22|$$

waarin $k' = k'(\sigma)$.
Indien voorts wordt aangenomen dat de poriënfractie een functie is van alleen de effectieve druk σ, dan geeft een combinatie van vgl. 4.20 en 4.22:

$$\frac{\partial \bar{p}}{\partial t} = -k'\left(\frac{d\sigma}{de}\right)\left(\frac{\partial^2 \bar{p}}{\partial h^2}\right) + \left(\frac{dk'}{de}\right)\left\{\left(\frac{\partial \bar{p}}{\partial h}\right)^2 - g(\rho_s - \rho)\left(\frac{\partial \bar{p}}{\partial h}\right)\right\} \qquad |4.23|$$

Vgl. 4.23 geeft een volledige mathematische beschrijving van het indikken tijdens compressie. Om ermee te kunnen rekenen moet het verband tussen ε en σ bekend zijn. Hiervoor moet een aantal batchproeven worden uitgevoerd waarin H_∞, de uiteindelijke slibhoogte, wordt bepaald voor verschillende beginconcentraties:

$$1 - \varepsilon = \frac{d(c_o H_o)}{dH_\infty}$$

en $\sigma = c_o H_o(\rho_s - \rho)g$ geven het verband.
Het verband tussen k' en ε is te bepalen met de formule

$$(k')_{t=o} = \frac{v'_b}{(\rho_s - \rho)g}$$

waarin v_b' = de geobserveerde beginsnelheid.
Bovenstaande formule is afgeleid uit de Darcyvergelijking die voor een homogeen verdeelde suspensie als beginconditie een lineaire verdeling van de hydrostatische overdruk geeft

$$\left(\frac{\partial \bar{p}}{\partial h}\right)_{t=o} = (\rho_s - \rho)g$$

De batchproeven tonen een matige overeenkomst met de computerberekeningen. Voor actiefslibindikking is deze benadering slecht bruikbaar omdat het voor organisch slib onmogelijk is om H_∞ te bepalen in een batchproef.

04.07 De theorie van Fitch (c.q. Gould)

Fitch (34) heeft in 1966 een theorie ontwikkeld die als het ware een verlengstuk is van de uitgangspunten van Michaels & Bolger. Deze onderzoekers hebben een theoretisch model opgesteld voor gehinderde bezinking, door Fitch uitgebreid tot de compressiebezinking. Het gehele mathematisch model van Fitch is later gepresenteerd door Gould (56), overigens zonder enige bronvermelding. Gould heeft in zijn artikel het model verder uitgewerkt.
Voor het opstellen van het mathematisch model is uitgegaan van de volgende veronderstellingen:

1. De grootte van de krachten tussen de deeltjes onderling is een of andere functie van de concentratie.
2. De bezinktheorie van Kynch wordt als uitgangspunt genomen en wanneer de bezinksnelheid in werkelijkheid lager is dan die volgens de Kynch-theorie dan wordt dit toegeschreven aan een opwaarts gerichte kracht die het gevolg is van de krachten tussen de deeltjes onderling. Deze krachten zijn weer het gevolg van de toename van de concentratie met de diepte.

Wanneer de effectieve druk (deeltjeskrachten per opp.-eenheid) een bekende functie is van de concentratie en wanneer ook het verband tussen concentratie en bezinksnelheid bekend is, dan kunnen er vergelijkingen opgesteld worden die zowel de batchbezinking als de continu-indikking beschrijven. Een schatting van de benodigde parameters en van het soort functies zoals boven omschreven moet langs experimentele weg worden gevonden.
Volgens de Kynch-theorie is de bezinksnelheid van een suspensie alleen afhankelijk van de concentratie en zijn onderlinge krachten tussen de deeltjes verwaarloosbaar. In de compressiezone van een indikker gaat dit niet meer op, hoewel Gould er van uitgaat dat deze aanname redelijk opgaat voor de lagere concentraties.
Voor een elementje met een oppervlak A en een dikte dh kan een evenwichtsvergelijking worden opgesteld (zie fig. 34).
Het gewicht van de deeltjes is:

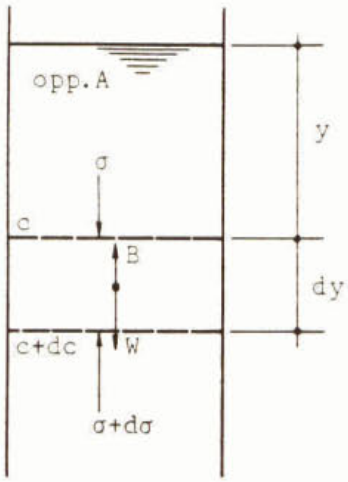


fig. 34

$$W = g.A.dy.c \qquad |4.24|$$

De opdrijvende kracht t.g.v. de onderdompeling is:

$$B = g.A.dy.c.\rho/\rho_s \qquad |4.25|$$

De effectieve druk σ is een functie van de concentratie: $\sigma = \sigma(c)$. $\sigma(c) = 0$ in verdunde suspensies en krijgt een bepaalde waarde boven de kritische concentratie c_c waarbij deeltjeskontakt een rol gaat spelen. Voor concentraties boven c_c werkt er op het elementje een opwaartse kracht:

$$A\{(\sigma + d\sigma) - \sigma\} = Ad\sigma$$

$$A.d\sigma = A.\frac{\partial\sigma}{\partial c}.\frac{\partial c}{\partial y}.dy = A.\sigma'(c).\frac{\partial c}{\partial y}.dy \qquad |4.26|$$

Omdat de snelheden zeer klein zijn kunnen de traagheidskrachten worden verwaarloosd. Vervolgens wordt aangenomen dat in de compressiezone de wet van Darcy geldt. v' is de relatieve snelheid tijdens de gehinderde bezinking en v_c' tijdens de compressiebezinking. Dan is voor gehinderde bezinking het gewicht onder water W-B gelijk aan de hydraulische drukgradiënt bij snelheid v'. In de compressiefase wordt een gedeelte van dit gewicht, nl. W-B-Adσ gedragen door de hydraulische drukgradiënt behorende bij snelheid v_c', dus

$$v_c' = v'\,\frac{W - B - A.d\sigma}{W - B} \qquad |4.27|$$

Combinatie van vgl. 4.24 t/m 4.27 geeft:

$$v_c' = v'\left[1 - \frac{\partial\sigma/\partial c.\rho_s}{g(\rho_s - \rho)}\,.\,\frac{\partial c}{\partial y}\right]$$

Voor het gemak stellen we:

$$k_G = \frac{\partial\sigma/\partial c.\rho_s}{gc(\rho_s - \rho)}$$

Verder is

$$\frac{v'}{v'_c} = \frac{G_b}{G_c}$$

waarin G_c = de bezinkflux tijdens compressie.
Dan kan geschreven worden:

$$G_c = G_b \{1 - k_G . \frac{\partial c}{\partial y}\} \qquad |4.28|$$

Voor batch-bezinking is het proces veranderlijk in de tijd, dus alle afgeleiden naar t zijn $\neq 0$. Het mathematisch model beschrijft het bezinkproces naar plaats en tijd. Gedurende het tijdsinterval dt komt in het elementje dy aan bezonken materiaal binnen $A(G_c + dG_c)dt$ en gaat eruit $A.G_c.dt$.
Het verschil is gelijk aan de verandering van de concentratie dc:

$$Ady.dc = A(G_c + dG_c)dt - A.G_c.dt$$

$$\frac{dc}{dt} = \frac{dG_c}{dy}$$

De zuivere differentiaalvergelijking wordt:

$$\frac{\partial c}{\partial t} = - \frac{\partial}{\partial y}\left[G_b(1 - k_G.\frac{\partial c}{\partial y})\right] \qquad |4.29|$$

De parameter G_b is afhankelijk van de concentratie; dit verband is weer te geven in een fluxcurve. Indien daarnaast ook het verband tussen σ en c bekend is, dan is voor ieder concentratieprofiel de partiële differentiaal van de concentratie naar de tijd op elk punt te berekenen. Analytisch is dit niet mogelijk maar met de eindige-elementenmethode is een numerieke oplossing via de computer te verkrijgen.
Om $\frac{\delta\sigma}{\delta c}$ in vgl. 4.29 te bepalen kan gebruik worden gemaakt van het gegeven dat $G_c = 0$ wanneer de indikking is beëindigd:

$$1 - k_G . \frac{\partial c}{\partial y} = 0$$

Voor continu-indikking is er nog een extra neerwaarts gerichte snelheid u ten gevolge van het wegpompen van ingedikt slib. Voor niet-variërende omstandigheden zijn de afgeleiden naar de tijd = 0, zodat vgl. 4.29 wordt:

$$G_b(1 - k_G.\frac{dc}{dy}) + uc = G \qquad |4.30|$$

Wanneer $\frac{\delta\sigma}{\delta y} = 0$, d.w.z. voor een suspensie met een uniforme concentratie, wordt formule 4.30:

$$G_b + uc = G$$

en dit is dan de bekende formule die continu-indikking volgens de Kynch-theorie beschrijft.
Er kan een fluxcurve getekend worden voor het geval $\frac{\delta c}{\delta y} = 0$, dus voor gehinderde bezinking. Dit is de curve OXSZ in fig. 35.

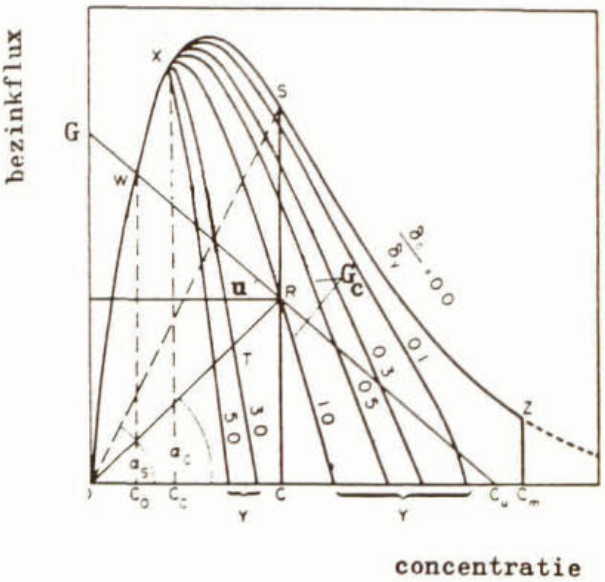


fig. 35: fluxcurves voor compressiebezinking volgens Gould (uit 56)

Het punt X op deze curve correspondeert met de kritische concentratie c_c. Vanuit X kunnen curves worden getrokken voor een aantal waarden van $\frac{\delta c}{\delta y} > 0$, dus voor de toestand tijdens compressiebezinking. Elke curve geeft het verband tussen G_c en c voor een bepaalde waarde van $\frac{\delta c}{\delta y}$ volgens 4.28. Indien men nu een werklijn volgens de Yoshioka-constructie trekt (zie hoofdstuk 03.05) dan snijdt deze werklijn de vertikale as in G, de horizontale as in c_u en de helling

van de lijn is u. Voor een bepaalde concentratie c snijdt deze werklijn een van de getekende fluxcurves, die is bepaald voor een zekere waarde van $\frac{\delta c}{\delta y}$, bijv. punt R voor $\frac{\delta c}{\delta y} = 1,0$. Voor een groot aantal verschillende concentraties c kan op die manier de bijbehorende waarde $\frac{\delta c}{\delta y}$ grafisch worden bepaald, uitgaande van één gekozen werklijn. Door grafisch te integreren kan dus een concentratieprofiel over de hoogte worden bepaald voor één type bedrijfsvoering van de continu-indikker. Hetzelfde kan uiteraard ook numeriek berekend worden.

In fig. 35 is voorts te zien dat voor punt R het gedeelte $\frac{CR}{CS}$ van de flux wordt ondersteund door hydraulische krachten en het gedeelte $\frac{RS}{CS}$ door deeltjeskrachten.

$$\frac{CR}{CS} = 1 - k_G \cdot \frac{dc}{dy} \qquad |4.31|$$

De bepaling van k_G voor continu-indikking kan als volgt gebeuren:

Met behulp van manometerbuizen wordt de drukgradiënt dp in de vloeistof bepaald, waarvoor geldt:

$$dp = c_d \frac{\rho_s - \rho}{\rho_s} \cdot g.dy$$

Hierin is c_d de concentratie die door hydraulische krachten wordt gedragen. Voor compressiebezinking is dit slechts een gedeelte van de werkelijke concentratie, nl. het gedeelte overeenkomend met $\frac{CR}{CS}$. Het werkelijke concentratieprofiel is te bepalen door het nemen van monsters over de hoogte, zodat de waarde van $\frac{Cd}{c} = \frac{CR}{CS}$ te bepalen is. Met behulp van vgl. 4.31 geldt dan:

$$k_G = (1 - \frac{c_d}{c}) . \frac{dy}{dc}$$

Voor een gekozen werklijn is het concentratieprofiel over de hoogte te berekenen met:

$$Y = \int_{c_c}^{c'} \frac{dy}{dc}.dc$$

Hierin is:

c' = de concentratie op een diepte Y onder het grensvlak

Y = de diepte onder het grensvlak van de compressie-

zone waar de concentratioe gelijk is aan c'
De totale diepte is te berekenen indien voor c' de waarde c_u wordt ingevuld.

04.08 De theorie van Kos

In het vorige hoofdstuk is duidelijk naar voren gekomen dat de krachtsoverbrenging tussen de deeltjes onderling een belangrijke faktor is in het indikken. De hierdoor ontstane effectieve druk zou dan ook een meetbare grootheid moeten zijn. Fitch en zijn medewerkers hebben getracht deze drukken te meten met behulp van dompelbuizen zoals beschreven door Hassett (21). Het is hen niet gelukt om tastbare resultaten te boeken. Dit was voor Fitch aanleiding om de juistheid van zijn theorie te betwijfelen. Later zijn Shin & Dick (57) in staat geweest om uit experimentele waarnemingen effectieve drukken te berekenen. In hun proefopstelling gebruikten ze "piëzometerbuizen" (een soort manometerbuizen) om hydraulische overdrukken te meten. De door hen berekende effectieve drukken bleken inderdaad zeer laag te zijn en liggen in de grootte-orde van 20 tot 150 Pa (2 tot 15 mm waterkolom). Ook Kalbskopf (16) heeft op soortgelijke wijze metingen uitgevoerd op de proeffabriek Emschermündung met primair slib, actiefslib en thermisch behandeld actiefslib. Uit die resultaten zijn effectieve drukken bepaald van 50 tot 200 Pa, dus in dezelfde range als die van Shin & Dick.

Het is Kos (58, 59) geweest, die in staat was om de effectieve drukken ook werkelijk te meten door gebruik te maken van zeer gevoelige moderne meetapparatuur. Hieruit blijkt eens te meer dat de uitbreiding van wetenschappelijke kennis dikwijls mogelijk gemaakt wordt door nieuwe technische vindingen.
De theoretische grondslagen voor zijn theorie heeft Kos in feite al eerder ontwikkeld bij het opstellen van een betere mathematische beschrijving voor het ontwateren van slib met behulp van filterpersen (60). Die theorie is zo algemeen dat hij later is toegepast op de indikking van slib.
Het algemene uitgangspunt voor zijn theorie is, dat het indikproces wordt beschouwd als een consolidatieproces.
Slibsoorten, zoals die voorkomen in de drinkwaterbereiding

en de afvalwaterzuivering, zijn mengsels van diverse anorganische en organische bestanddelen in vaste, vloeibare en gasvormige toestand. De samenstelling van elk slib is afhankelijk van de oorspronkelijke waterkwaliteit en van het type zuivering dat wordt toegepast. De gasfase wordt verondersteld zo gering te zijn, dat deze in de verdere beschouwingen wordt verwaarloosd. In flocculente suspensies komen geen afzonderlijke deeltjes voor; de deeltjes zijn gegroepeerd in afzonderlijke vlokken en agglomeraten van vlokken. Tijdens het indikken komen de agglomeraten op elkaar te rusten en vormen een matrix die wordt samengedrukt door de erboven rustende lagen. Het ontsnappende water stroomt door deze matrix naar boven, dikwijls via kanalen. Het indikproces wordt dus opgevat als een vloeistofstroom door een vervormbaar verzadigd flocculent poreus medium. Het poreuze medium wordt in gedrag gelijk gesteld met een korrelig poreus medium met puntvormige contactvlakken, zoals in de grondmechanica. Het verschil zit hem in de grootte van de vormveranderingen. In een eerder onderzoek (60) naar de consolidatie van slib voor drukken die in ontwateringsapparatuur voorkomen is gevonden dat de vervorming van de deeltjesmatrix onomkeerbaar is (de elasticiteit is te verwaarlozen). Dit geldt voor drukken die vele malen hoger zijn dan die welke tijdens het indikken optreden. Dit betekent dat de vervorming van de deeltjesmatrix veroorzaakt wordt door verplaatsing van de vlokken in een dichtere pakking en niet door vervorming van de deeltjes zelf.
Enkele verdere aannames zijn:

1. De vloeistof en de drogestof zijn niet samendrukbaar op microscopische schaal: ρ en ρ_s zijn constant.
2. Er is geen precipitatie of oplossing tussen vloeistof en drogestof.

Voor een eenvoudige schrijfwijze wordt gebruik gemaakt van het coördinatenstelsel van Lagrange, waarbij in dit geval één der assen in X-richting met de bezinkende materie meebeweegt. Het gehele proces is één-dimensionaal.
Massabalans drogestof:

$$\frac{\partial c}{\partial t} + \frac{\partial (c.v_s)}{\partial x} = 0 \qquad \text{(gewone coördinaten)}$$

$$\left.\frac{\partial c}{\partial t}\right|_X + c\,\frac{\partial v_s}{\partial x} = 0 \qquad \text{(Langrange coördinaten)} \qquad |4.32|$$

Massabalans vloeistof:

$$\frac{\partial c_\ell}{\partial t} + \frac{\partial(c_\ell v_\ell)}{\partial x} = 0$$

$$\left.\frac{\partial c_\ell}{\partial t}\right|_X + c_\ell\,\frac{\partial v_\ell}{\partial x} = 0 \qquad |4.33|$$

c_b = dichtheidsfractie vloeistof = $\varepsilon.\rho$

Bovendien geldt:

$$\frac{c}{\rho_s} + \frac{c_\ell}{\rho} = 1$$

Omzetting van de vloeistofbalans naar het X-coördinatenstelsel van de drogestoffase geeft een vergelijking van de vloeistofbalans t.o.v. de drogestof als referentie:

$$-\frac{\rho}{c}\cdot\left.\frac{\partial c}{\partial t}\right|_X + \frac{\partial\{c_\ell(v_\ell - v_s)\}}{\partial x} = 0 \qquad |4.34|$$

De evenwichtsvergelijking voor de drogestof is:

$$-c\,\frac{\partial v_s}{\partial t} - \frac{\partial\sigma}{\partial x} + c.g - (1-\varepsilon)\frac{\partial p}{\partial x} + F(v_\ell - v_s) = 0 \qquad |4.35|$$

waarin de termen achtereenvolgens voorstellen de traagheidskracht, de opwaartse kracht t.g.v. de effectieve druk, het gewicht o.i.v. de zwaartekracht, de opwaartse kracht t.g.v. onderdompeling en de wrijvingskracht.

De evenwichtsvergelijking voor de vloeistof is:

$$-c_\ell\,\frac{\partial v_\ell}{\partial t} + c_\ell g - \varepsilon\frac{\partial p}{\partial x} - F(v_\ell - v_s) = 0 \qquad |4.36|$$

Vanwege de zeer lage snelheden van zowel drogestof als vloeistof kunnen de traagheidskrachten worden verwaarloosd. Substitutie van vgl. 4.36 in vgl. 4.34 geeft de vergelijking voor vloeistofstroming in een vervormbaar verzadigd poreus medium:

$$\frac{\rho}{c}\cdot\left.\frac{\partial c}{\partial t}\right|_X + \frac{\partial}{\partial x}\left[\frac{c_\ell}{F}\left(\frac{1}{\rho}\cdot\frac{\partial p}{\partial x} - g\right)\right] = 0 \qquad |4.37|$$

Nu resteert nog een mathematische beschrijving van het flocculente poreuze medium. Evenals bij consolidatie van klei in de grondmechanica bestaat er in dit geval ook een niet-lineair verband tussen spanning en rek. De lineaire compressibiliteitsmodulus (reciproke van de elasticiteitsmodulus) wordt in de grondmechanica dikwijls uitgedrukt in

de termen de en dσ. Voor slib kan beter c in plaats van de poriënfractie e worden gebruikt, dus:

$$a = \frac{dc}{d\sigma} \qquad |4.38|$$

waarbij a = de lineaire compressibiliteitsmodulus = a(c).

Voor batch-bezinking kan afgeleid worden:

$$\left.\frac{\partial\sigma}{\partial t}\right|_X + K_1 \frac{\partial}{\partial X} \{K_2 . \frac{\partial\sigma}{\partial X} . \frac{\partial X}{\partial x} + K_3\} \frac{\partial X}{\partial x} = 0 \qquad |4.39|$$

$$K_1 = (1 - \varepsilon) \frac{\rho_s}{\rho . a} \qquad |4.40|$$

$$K_2 = - \frac{\rho k}{(1 - \varepsilon)\mu} \qquad |4.41|$$

$$K_3 = \frac{\varepsilon^2}{1 - \varepsilon} .\rho(v_\ell - v_s) + \frac{g.\rho.k}{\mu} (\rho_s - \rho) \qquad |4.42|$$

Voor de term $\frac{\delta X}{\delta x}$ kan geschreven worden:

$$\frac{\partial X}{\partial x} = \frac{c}{c^o}$$

waarin c^o = de concentratie van de drogestof aan het begin.
Vgl. 4.39 kan herschreven worden als:

$$\left.\frac{\partial\sigma}{\partial t}\right|_X + L_1 \frac{\partial^2\sigma}{\partial X^2} + L_2 \frac{\partial\sigma}{\partial X} + L_3 = 0 \qquad |4.43|$$

$$L_1 = - \frac{\rho_s}{a} . \frac{k}{\mu} (\frac{c}{c^o})^2 \qquad |4.44|$$

$$L_2 = K_1 \frac{c}{c^o} . \frac{\partial(K_2 . c/c^o)}{\partial X} \qquad |4.45|$$

$$L_3 = K_1 \frac{c}{c^o} . \frac{\partial K_3}{\partial X} \qquad |4.46|$$

De coëfficiënten L_1, L_2 en L_3 zijn geen constantes, maar functies van het deeltje X en van de tijd, dus
$L_1 = L_1(X,t)$, $L_2 = L_2(X,t)$ en $L_3 = L_3(X,t)$.
Een beschrijving van de batchbezinking noodzaakt het vaststellen van de begin- en eindvoorwaarden, uitgedrukt in de effectieve druk. Bovendien moeten voor elke slibsoort 2 fysische grootheden gemeten worden en wel:
de intrinsieke doorlatendheidscoëfficiënt k = k(c);
de lineaire compressibiliteitsmodulus a = a(c).
Met vgl. 4.43 zijn dan de veranderingen in de effectieve druk te berekenen naar plaats en tijd. Daarna is met vgl.

4.38 de concentratieverandering te berekenen.
Optellen van vgl. 4.35 en 4.36 geeft:

$$-\frac{\partial\sigma}{\partial X}\cdot\frac{c}{c^o}-\frac{\partial p}{\partial X}\cdot\frac{c}{c^o}+g(c+c_\ell)=0 \qquad |4.47|$$

Hiermee worden de veranderingen in de vloeistofdruk berekend en daarna kan de bezinksnelheid met vgl. 4.32 en de vloeistofsnelheid met vgl. 4.35 worden gevonden.

Voor <u>continu-indikking</u> worden de formules veel eenvoudiger. Dan zijn de drogestofbelasting, het concentratieprofiel over de hoogte, Q_u en c_u constant.

$$G_s = c.v_s = \text{constant} = \frac{Q_u c_u}{A}$$

$$G_\ell = c_\ell v_\ell = \text{constant} = \frac{Q_u c_u}{A}.\rho(\frac{1}{c_u}-\frac{1}{\rho_s})$$

Verder kan afgeleid worden:

$$(v_s - v_\ell)\varepsilon = \frac{Q_u c_u}{A}(\frac{1}{c_i}-\frac{1}{c_u}) = G_s(\frac{1}{c_i}-\frac{1}{c_u}) \qquad |4.48|$$

waarin $(v_s - v_l)\varepsilon = v$: de bezinksnelheid van de suspensie.
Vgl. 4.36 is met verwaarlozing van de traagheidskracht om te vormen tot:

$$\frac{dp}{dx} = \rho.g + \frac{\mu}{k}.v \qquad |4.49|$$

Dit is de wet van Darcy in een wat andere gedaante.
Sommatie van vgl. 4.35 en 4.36 geeft een uitdrukking waarin de effectieve druk, de vloeistofdruk en de totale druk voorkomen:

$$\frac{d\sigma}{dx}+\frac{dp}{dx} = g(c+c_\ell) \qquad |4.50|$$

$$\sigma(x) + p(x) = g\int_0^x (c+c_\ell)dx$$

effectieve druk + vloeistofdruk = totale druk.
De concentraties en de drukken zijn te berekenen met de volgende formules:

$$c(x) = c_b + \int_0^{\sigma(x)} a.d\sigma$$

$$p(x) = g.\rho.x + \int_{x_b}^{x} \frac{\partial}{\partial x}.\sigma.dx$$

$$\sigma(x) = \sigma_T(x) - p(x)$$

$$\sigma_T(x) = g.\rho.x + g(1 - \frac{\rho}{\rho_s}) \int_{x_b}^{x} c.dx$$

Met de vgln. 4.38, 4.48, 4.49 en 4.50 is het hele continu-indikken numeriek op te lossen door vanaf c_b stapsgewijs naar beneden door te rekenen tot $c = c_u$.

Kos heeft zijn theorie getoetst met een groot aantal metingen met slib uit een inrichting voor drinkwaterbereiding. Op deze inrichting wordt oppervlaktewater uit een rivier behandeld met poederkool en aluminiumsulfaat, waarna vlokvorming, bezinking, meerlaagsfiltratie, pH-correctie en chloring volgen. Het in de proeven gebruikte slib werd onttrokken aan de bezinktanks. Er zijn een serie continu-proe-

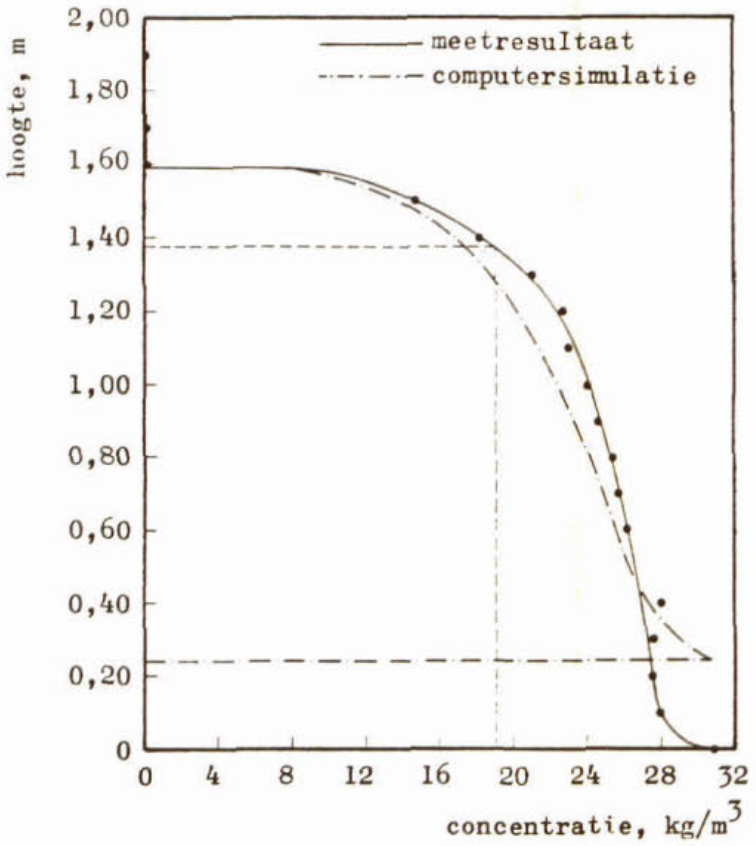


fig. 36: toetsing van theorie en experiment door Kos (uit 59)

ven gedaan waarbij na het bereiken van een stabiele toestand zowel concentratieprofielen als drukken zijn gemeten. Fig. 36 geeft het resultaat van een gemeten en een via de computer berekend concentratieprofiel, waarvoor de correlatie redelijk is. De effectieve drukken waren bij deze proeven zeer klein en bedroegen 0 tot 10 Pa (0 tot 1 mm waterkolom)!

04.09 Evaluatie van de diverse theorieën

Bij de bestudering van bezinksnelheden in batchproeven hebben Coe & Clevenger gewerkt met beginconcentraties die zo hoog waren dat het slib onmiddellijk in de compressiefase verkeerde. Zij ontdekten dat de bezinksnelheid recht evenredig was met de hoogte van de slibzone en concludeerden hieruit dat compressie slechts een functie van de tijd was. Ze kwamen echter ook tot de ontdekking dat dit niet opging voor zeer flocculente slibsoorten.
Deze wat simplistische benadering is ook gekozen door latere onderzoekers als Roberts, Yoshioka, Tory & Shannon. Men ging uit van de vorm van de bezinkcurve en hing hieraan een theorie op. Men benaderde het compressieverschijnsel vanuit het gezichtspunt bezinking terwijl veel later is gebleken dat het vanuit een andere hoek moest worden bekeken, nl. de analogie tussen indikking en consolidatie.
Michaels & Bolger waren de eersten die het begrip van een vlokken-netwerk met een bezwijkkracht invoerden. Zij ontwikkelden een theorie voor de bezinkende slibprop waarin nog de beginconcentratie aanwezig was. In hun theorie is $\sigma = \sigma(c)$ en $k = k(c)$.
Fitch (61) heeft de verschillende compressietheorieën met elkaar vergeleken en kwam tot de conclusie dat het model van Michaels & Bolger bepaalde onvolkomenheden vertoonde, evenals het model van Dick & Ewing. Beide modellen lijken ook niet erg op elkaar wanneer men ze in een vergelijkbare vorm schrijft:

Michaels & Bolger: $$\frac{v}{v_\infty} = 1 - \frac{H_y}{H_o} \qquad |4.51|$$

Dick & Ewing: $$\frac{v}{v_\infty} = \frac{1}{1 + R.\frac{v_\infty}{H_o}} \qquad |4.52|$$

In de theorie van Kos is aangenomen dat $\sigma = \sigma(c)$ en bovendien was $v = v(c, \frac{d\bar{p}}{dx})$. In zoverre kloppen de veronderstellingen nog met die van Michaels & Bolger. Het verband tussen c en σ (d.i. de compressibiliteit volgens vgl. 4.38)

zoals door Kos werd bepaald is niet lineair, hoewel het met uitzondering van de zeer lage concentraties wel door een rechte lijn benaderd kan worden (zie fig. 37).

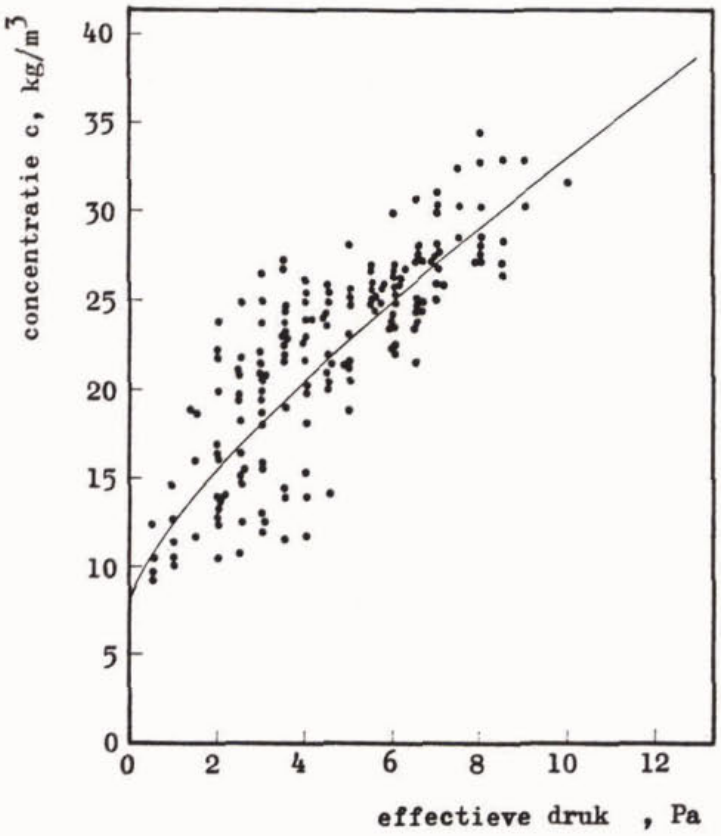


fig. 37: verband tussen drogestofconcentratie en effectieve druk (bepaald door Kos, 59)

Interessant is de figuur waarin de snelheid v tegen de drukgradient $\frac{d\bar{p}}{dx}$ is uitgezet ter bepaling van de grootte van de doorlatendheidscoëfficiënt k. Dat k = k(c) was reeds bekend, dus voor elke concentratie wordt een andere lijn gevonden. Uit de metingen blijkt echter overduidelijk dat het verband niet lineair is (zie fig. 38).
Dit betekent dat k niet alleen afhankelijk is van c, maar bovendien van v. De doorlatendheidscoëfficiënt k is klein in de range met lage bezinksnelheden en neemt toe voor hogere snelheden (k is de helling van de raaklijn aan de curves). Wanneer het verband tussen v en $\frac{d\bar{p}}{dx}$ lineair is dan heeft men te maken met stroming door een poreus medium die voldoet aan de wet van Darcy. Van deze wetmatigheid zijn

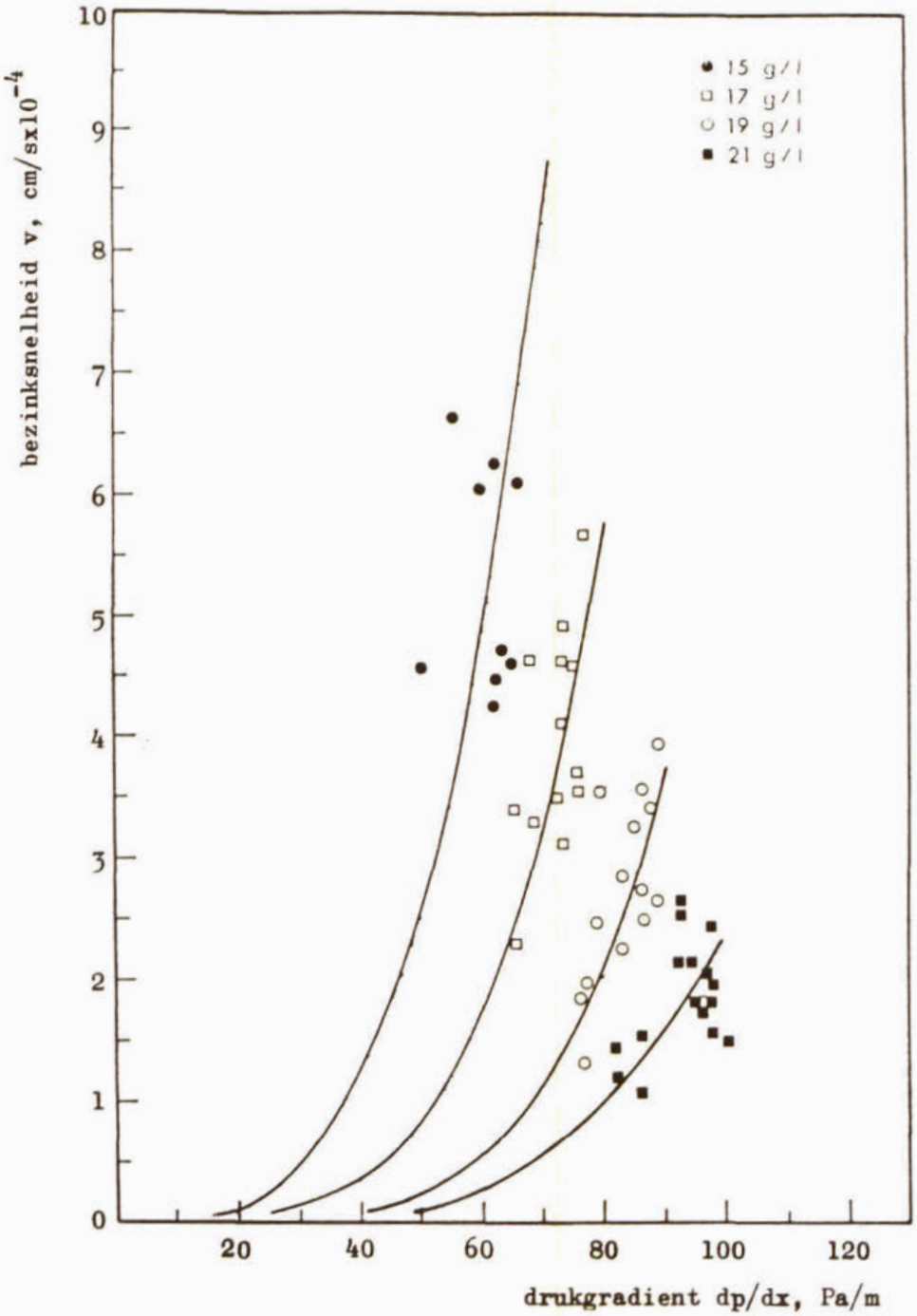


fig. 38: verband tussen superficiële snelheid en hydrostatische overdruk (bepaald door Kos,59)

alle vroegere onderzoekers uitgegaan. De stroming voldoet in werkelijkheid dus niet aan de wet van Darcy. Volgens Kos is dit een logisch gevolg van het stromingsbeeld door dit type media. Wanneer de bezinksnelheid erg laag is, dan is het naar boven stromende water niet in staat om kleine vlokjes te transporteren en moet het zich een weg zoeken

door de vlokkenmatrix. Voor hogere snelheden is de energie van het stromende water voldoende om niet alleen kleine vlokjes te verplaatsen, maar bovendien kanaaltjes te vormen in de vlokkenmatrix. Dit betekent dat de drukgradiënt in de vloeistoffase nooit evenredig aan de bezinksnelheid kan zijn omdat de vloeistof via kanaaltjes veel gemakkelijker ontsnapt dan via een ongestoord flocculent medium.

Fitch (61) heeft vgl. 4.50 anders geschreven door hierin $c/\rho_s + c_l/\rho = 1$ te substitueren:

$$\frac{d\sigma}{dx} + \frac{dp}{dx} = g.c\,\frac{\rho_s - \rho}{\rho_s} + g.\rho$$

Bovendien is:

$$\frac{dp}{dx} = g\rho + \frac{d\bar{p}}{dx} \rightarrow$$

$$\frac{d\sigma}{dx} + \frac{d\bar{p}}{dx} = g.c\,\frac{\rho_s - \rho}{\rho_s} \qquad |4.53|$$

Indien op deze formule de Michaels & Bolger-theorie wordt toegepast, waarin bovendien het door Kos gevonden verband $v = m.(\frac{d\bar{p}}{dx})^n$ wordt gesubstitueerd (m en n zijn constanten), dan wordt vgl. 4.53 uiteindelijk:

$$\frac{v}{v_\infty} = (1 - \frac{H_y}{H_o})^n \qquad |4.54|$$

Het blijkt dat deze formule analoog is aan die van Michaels & Bolger (vgl. 4.51) wanneer n = 1.

Om een idee te krijgen van de compressibiliteit van diverse slibsoorten is in fig. 39 de effectieve druk uitgezet tegen de slibconcentratie.
Hierin zijn de resultaten van Shirato et al. (52), Shin & Dick (57) en Kos (59, 60) verwerkt.
Shirato heeft gewerkt met suspensies van ZnO en Fe_2O_3 met een zo hoge concentratie dat er direkt sprake was van compressiebezinking. Hij heeft het verband tussen de effectieve druk σ en de concentratie c bepaald uit concentratieprofielen in een kolom met batchproeven <u>na volledige bezinking</u>.
Shin & Dick hebben geëxperimenteerd met slib uit een ont-

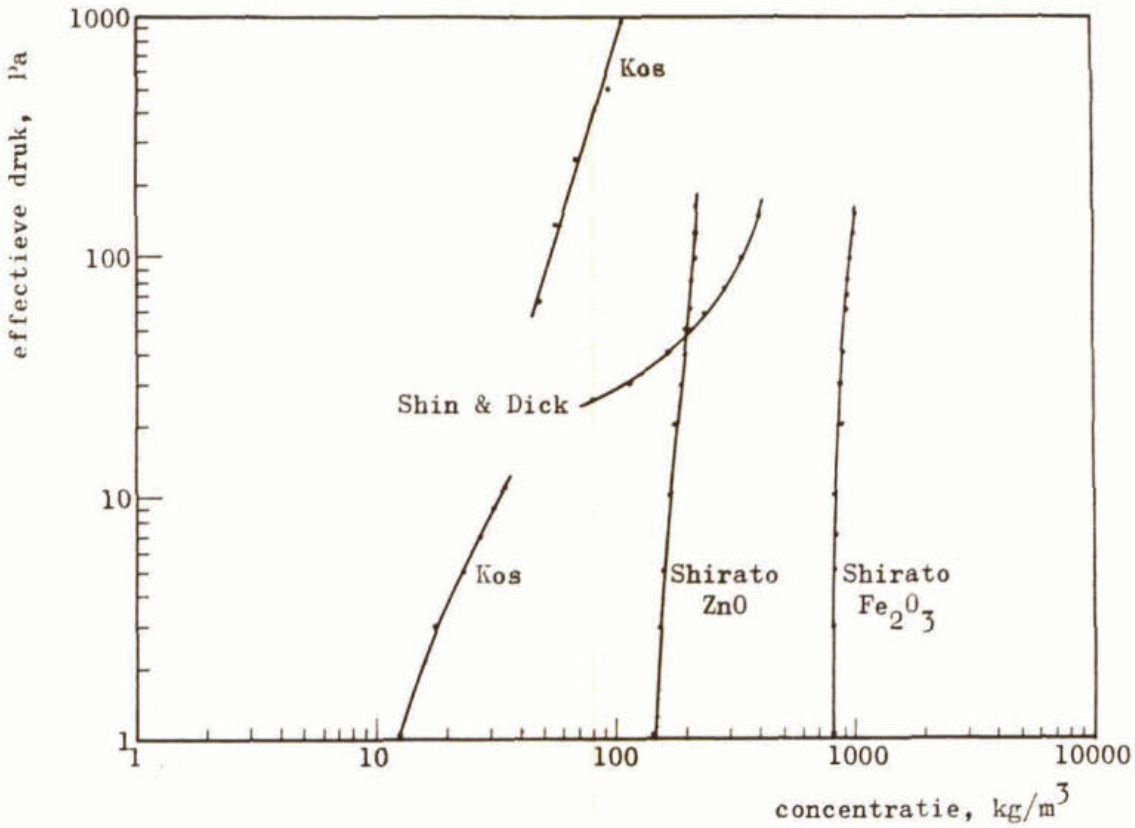


fig. 39: verband tussen drogestofconcentratie en effectieve druk van verschillende onderzoeken

hardingsinstallatie voor grondwater, voor 80% bestaande uit $CaCO_3$. Zij vonden het verband tussen de effectieve druk σ en de concentratie c uit metingen van de hydrostatische overdruk tijdens batch-bezinking.

De resultaten van Kos zijn bepaald met aluminiumhydroxideslib uit een drinkwaterinrichting. Het verband tussen de effectieve druk σ en de concentratie c is voor drukken boven 20 Pa bepaald met een consolidatieproef, voor de lage drukken met metingen in een indikker tijdens continu-proeven.

De compressibiliteit wordt gedefinieerd door de lineaire compressibiliteitsmodulus $a = \frac{dc}{d\sigma}$ en stelt in fig. 39 de helling van de curve t.o.v. de vertikale as voor. De resultaten vertonen aanzienlijke verschillen, reden waarom de lijnen op dubbel-logarithmische schaal zijn uitgezet om ze in één figuur te kunnen onderbrengen. De compressibiliteitsmodulus a neemt in alle gevallen af bij toenemende concentraties:

Shirato	ZnO	: a = 3,5	tot 0,12 s^2/m^2
	Fe_2O_3	: a = 2	tot 0,92 s^2/m^2
Shin & Dick		: a = 6,4	tot 1,45 s^2/m^2
Kos	indikproeven	: a = 2,9	tot 1,9 s^2/m^2
	consolidatieproeven	: a = 0,123	tot 0,01 s^2/m^2

De grote concentratieverschillen tussen de gebruikte suspensies onderling is het gevolg van de manier waarop de experimenten zijn opgezet. Of deze aanpak ook de verschillen veroorzaakt in de compressibiliteitsmodulus blijft een

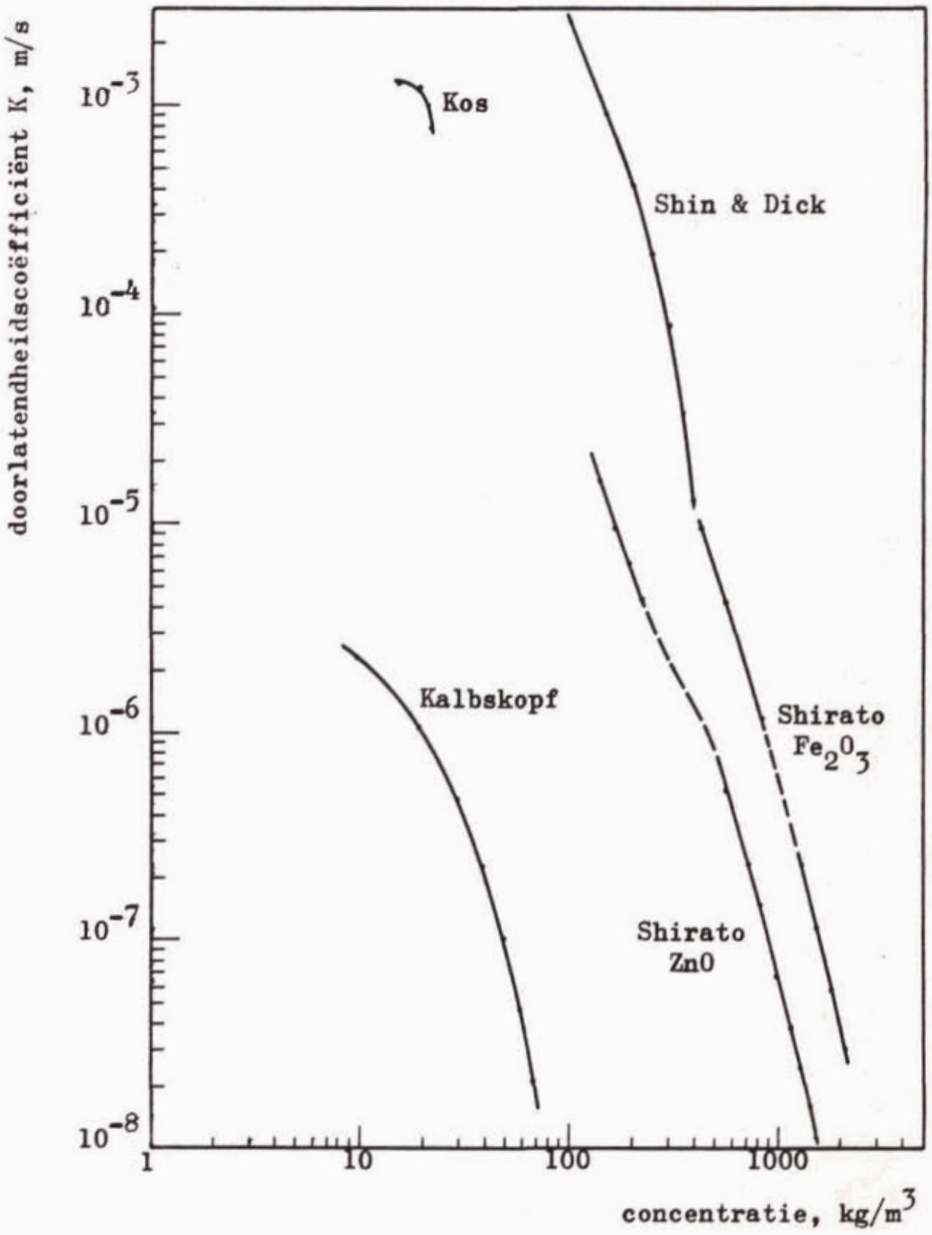


fig. 40: verband tussen drogestofconcentratie en doorlatendheidscoëfficiënt van verschillende onderzoeken

open vraag. Opvallend is echter het enorme verloop in de compressibiliteit van de ZnO-suspensie vergeleken met die van de Fe_2O_3-suspensie, terwijl de laatste duidelijk overeenkomt met de indikresultaten van Kos, waarbij met een echt vlokkige suspensie is gewerkt. Een verklaring kan gezocht worden in een mogelijk toegepaste thermische behandeling van een ijzerhydroxide-vlok ter verkrijging van een stabiele suspensie van Fe_2O_3; de deeltjes in een dergelijke suspensie hebben nog een enigszins vlokkig karakter.

Ter illustratie is voor een aantal onderzoekingen de doorlatendheidscoëfficiënt K in m/s uitgezet tegen de slibconcentratie c in fig. 40. Het betreft de eerder genoemde experimenten van Shirato, Shin & Dick en Kos, aangevuld met de resultaten van Kalbskopf (16) die met actiefslib heeft gewerkt. De bovenste gedeeltes van de lijnen voor de suspensies van Shirato zijn uit bezinkproeven afgeleid, de onderste gedeeltes uit consolidatieproeven. De verschillen in doorlatendheid zijn nog groter dan in compressibiliteit. Voor actiefslib en ijzerhydroxideslib, toch allebei slibsoorten met een uitgesproken vlokkig karakter, verschilt de doorlatendheid een factor 1000. Ook nu kunnen de verschillen veroorzaakt zijn door de andere aanpak van de experimenten. Een ding komt echter duidelijk naar voren, nl. de eigenschap dat de doorlatendheid zeer snel afneemt bij toenemende concentraties.

05. Ontwerpcriteria

01.	Inleiding	91
02.	De vertaling van batchproeven naar de praktijk	93
03.	Problemen bij continu-proeven	99
04.	Te stellen eisen aan een laboratorium-opstelling	101
05.	Het bepalen van het oppervlak van een indikker	103
	01. Dimensionering volgens de methode Coe & Clevenger	
	02. Dimensionering volgens de methode Talmadge & Fitch	
06.	Het bepalen van het compressiepunt	109
07.	Het bepalen van de hoogte van een indikker	111
08.	Empirische ontwerpregels	122

05.01 Inleiding

Het ontwerpen van een slibindikker bestaat uit het dimensioneren van de tank - d.w.z. het bepalen van het benodigde oppervlak en van de benodigde hoogte - en vervolgens het uitwerken van verdere details zoals de invoerconstructie, de slibafvoer, het roerwerk e.d.. In dit hoofdstuk wordt de dimensionering behandeld, die gebaseerd is op de in voorgaande hoofdstukken behandelde theorieën. In het volgende hoofdstuk wordt onder meer ingegaan op de verdere detailering. Aan het bepalen van het benodigde oppervlak ligt in hoofdzaak de bezinktheorie ten grondslag, het vaststellen van de benodigde hoogte wordt daarentegen geformuleerd vanuit de compressietheorie.

In de praktijk worden slibsoorten met zeer uiteenlopende eigenschappen ingedikt. Het zal duidelijk zijn dat een suspensie van zeer kleine, nagenoeg discreet bezinkende deeltjes zich in een indikker geheel anders gedraagt dan bijvoorbeeld het flocculente actiefslib uit de biologische afvalwaterzuivering. Dit gedrag is verschillend, zowel in de bezinkfase als in de compressiefase. Het is dan ook onmogelijk om voor het dimensioneren van indikkers algemene ontwerpregels vast te stellen voor ieder soort slib, hoewel voor bepaalde typen slib wel empirische ontwerpregels bekend zijn. Deze zullen later in dit hoofdstuk worden vermeld. Voor een goede dimensionering is men gehouden aan het uitvoeren van een of meer proeven, waarbij voor het indikproces in het bijzonder de bezinkproeven van belang zijn.
Er kan een onderscheid worden gemaakt tussen de volgende typen proeven:

1. Batch-bezinkproeven in cilindervormige glazen. In het algemeen worden hiervoor maatcilinders van 1 liter gebruikt. Deze worden gevuld met een homogeen verdeelde suspensie die men vervolgens aan het bezinkproces onderwerpt. De hoogte van de slibspiegel wordt op verschillende tijdstippen bepaald en hieruit wordt de bezinkcurve geconstrueerd. Uit het eerste recht-

lijnige gedeelte van de bezinkcurve is de bezinksnelheid van de suspensie voor een bepaalde beginconcentratie te berekenen.

2. Batch-bezinkproeven in hoge kolommen. Het verloop van de proeven is identiek met dat onder punt 1 beschreven. Men gaat hierbij dikwijls uit van een kolomhoogte die ongeveer overeenkomt met de hoogte van een indikker en de diameter is dienovereenkomstig ook groter dan die van de één-liter cilinders. Dit betekent dat er met grotere hoeveelheden slib wordt gewerkt en dat er voldoende aandacht moet worden besteed aan een homogene verdeling van het slib over de hoogte alvorens de bezinkproef te beginnen.
3. Semi-continuproeven in hoge kolommen. Deze methode is al toegepast door Coe & Clevenger. Een kolom wordt tot een bepaalde hoogte gevuld met slib, waarna van tijd tot tijd een bepaalde hoeveelheid uit de slibvoorraad wordt toegevoegd tot zich een zeker concentratieprofiel heeft ingesteld vanaf de bodem tot de gekozen hoogte. Daarna wordt periodiek een bepaalde hoeveelheid slib iets onder het oppervlak van de slibspiegel toegevoegd en een bepaalde (kleinere) hoeveelheid ingedikt slib onder uit de kolom afgetapt. Dit wordt herhaald tot de concentratie van het afgetapte slib een constante waarde heeft bereikt, waarmee voor de gekozen hoogte een quasi-evenwichtssituatie is bereikt met een bekende drogestofbelasting, een bekend aftapdebiet en een bekende aftapconcentratie. Daarna kan men een der procescondities wijzigen, zoals het aftapdebiet of de hoogte. Het is mogelijk om het afgetapte slib opnieuw toe te voegen na verdunning, althans wanneer de bezinkeigenschappen niet zijn veranderd.
4. Continu-indikking. Deze methode kan uitgevoerd worden in kolommen of een klein model indikker, bij voorkeur wel met dezelfde hoogte als het prototype. Hierbij wordt een constant voedings- en aftapdebiet aangehouden gedurende een zo lange tijd tot er een evenwichtssituatie is bereikt.

05.02 De vertaling van batchproeven naar de praktijk

De stap van proeven op laboratoriumschaal naar de praktijk moet onder het nodige voorbehoud geschieden. Om deze stap met enige zekerheid te kunnen doen is een voldoende theoretische kennis van het indikproces vereist. In de hoofdstukken waarin de theorie is behandeld is al naar voren gekomen dat deze voor het merendeel is gebaseerd op de Coe & Clevenger-methode en daarvan afgeleide methodes. Kynch heeft op een later tijdstip een mathematische beschrijving gegeven waarop de methode van Talmadge & Fitch is gebaseerd. De theorie van Kynch gaat uit van een ideaal slib, dat voldoet aan de volgende voorwaarden:

- alle deeltjes zijn even groot;
- alle deeltjes hebben dezelfde vorm;
- de deeltjes zijn gelijkmatig verdeeld in het horizontale vlak;
- de deeltjes zijn niet flocculent;
- de deeltjes zijn niet comprimeerbaar;
- de doorvoerbeperkende concentratie ontstaat als een oneindig dun laagje op de bodem op het moment dat de bezinking begint;
- de deeltjes worden alleen door hydraulische krachten "ondersteund".

Indien men deze theorie wil toepassen op actiefslib, dan blijkt dat dit materiaal op vele punten afwijkt van een ideaal slib:

- de deeltjes zijn flocculent;
- de deeltjes zijn comprimeerbaar;
- de grootte van de deeltjes is niet constant; er worden grotere aggregaten gevormd van diverse afmetingen;
- onderin wordt een netwerk van vlokken gevormd met een bepaalde bezwijkkracht, veroorzaakt door de krachten tussen de vlokken onderling.

Naast deze afwijkingen die de vertaling van batchproeven naar de praktijk al discutabel maken, zijn er in de loop der jaren enkele factoren bekend geworden die een afwijkend

gedrag van het slib in batchproeven kunnen veroorzaken. De belangrijkste factoren zullen hierna worden besproken.

De invloed van het roeren

Indien de batchbezinking van een in rust verkerende suspensie wordt vergeleken met de bezinking in een werkelijke indikker met een continue bedrijfsvoering, dan is er een groot verschil in turbulentie. In een bezinkcilinder ontbreekt de turbulentie. In een indikker daarentegen heerst een zekere turbulentie, veroorzaakt door het inleiden van het toevoerdebiet, door het afvoeren van de sliblaag op de bodem, door de neerwaartse beweging ten gevolge van het aftappen van ingedikt slib en door een eventueel roerwerk.
Het afwezig zijn van enige turbulentie tijdens batchproeven kan tot gevolg hebben dat voor bepaalde slibconcentraties de zgn. kanaalvorming kan optreden. Deze kanaalvorming - in het verleden meermalen geconstateerd - veroorzaakt een sneller ontsnappen van water naar boven waardoor de bezinkflux aanzienlijk toeneemt. Vergeleken met de werkelijke situatie kunnen de uitkomsten een te gunstige voorstelling van zaken geven.
Reeds in het handboek van McCabe & Eckenfelder wordt door Lesperance (72) aanbevolen om tijdens batchproeven gebruik te maken van een roerwerk. Zijn beweegreden is dat een roerwerk de vlokvorming bevordert, de bezinkresultaten derhalve verbetert en deze meer in overeenstemming brengt met de werkelijkheid.
Het verschijnsel kanaalvorming blijkt bijvoorbeeld uit proeven van Scott (47,73): zie fig. 41. Indien er langzaam wordt geroerd zal er geen kanaalvorming kunnen optreden en zullen de bezinksnelheden meer in de buurt liggen van die welke in een indikker voorkomen. Voor de typen slib die Scott heeft onderzocht, zoals calciumcarbonaat-, pyrophiliet- en geflocculeerde silicasuspensies, kunnen uit niet geroerde batchproeven berekende indikkers worden ondergedimensioneerd. Vesilind (74) beweert precies het tegenovergestelde, nl. dat de afwezigheid van een roerwerk tijdens batchproeven een foutenbron kan zijn die aanleiding geeft tot overdimensionering. Zijn bewering stoelt echter op gegevens van actiefslib. Dit betekent dat het roeren een ver-

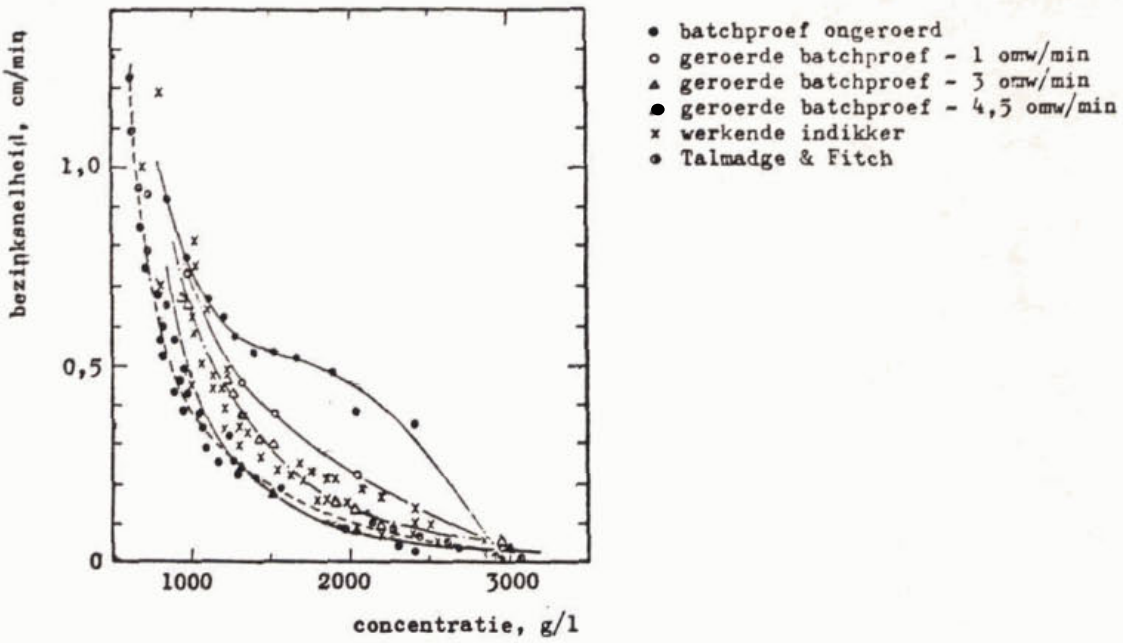


fig. 41: bezinkcurves voor diverse roersnelheden (bepaald door Scott, 47)

hoging van de bezinksnelheid moet geven tijdens batchproeven met actiefslib. Dit is inderdaad ook geconstateerd door Behn (11), Mancini (40) en Dick & Ewing (51). De versnelling van het bezinkproces door roeren wordt in deze gevallen veroorzaakt door een verstoring van de zgn. brugvorming die vooral in smalle cilinders optreedt. Het bewegende roerwerk vernietigt de vlokkenstruktuur en zorgt dat het vrijkomende water gemakkelijker kan ontsnappen.
De tegenstrijdige invloed van het roeren op het bezinkgedrag is wellicht afdoende verklaard door Shin & Dick (57). In hun onderzoek is het effect van roeren op de compressibiliteit en op de doorlatendheid onderzocht: zie fig. 42 en 43. Deze beide parameters zijn van invloed in de compressiezone en dat is ook de zone waar in een praktijkindikker wordt geroerd. Fig. 42 leert dat roeren tot gevolg heeft dat de compressibiliteit toeneemt (de compressibiliteitsmodulus $a = dc/d\sigma$). Uit fig. 43 is te zien dat de doorlatendheid afneemt door het roeren. Dit wil zeggen dat langzaam roeren de fysische en geometrische eigenschappen van het vlokkennetwerk verandert. Enerzijds wordt het vermogen van het netwerk verminderd om bovenliggende lagen te ondersteunen, anderzijds ontstaat er meer weerstand tegen de opwaartse beweging van de ontsnappende vloeistof.

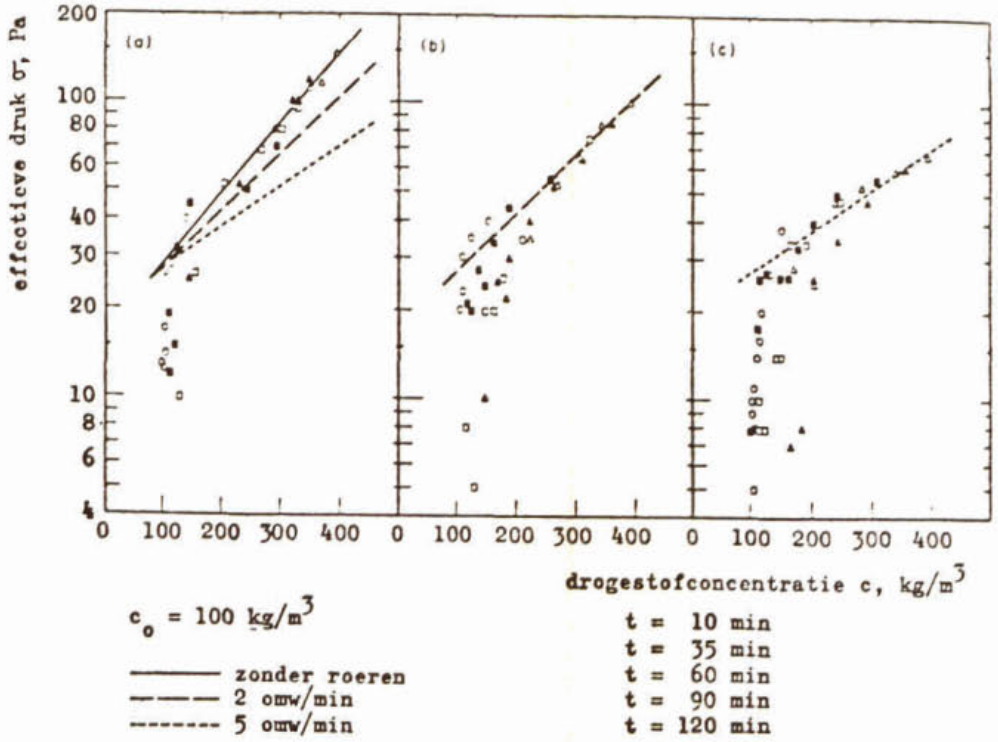


fig. 42: de invloed van het roeren op de effectieve druk (bepaald door Shin & Dick, 57)

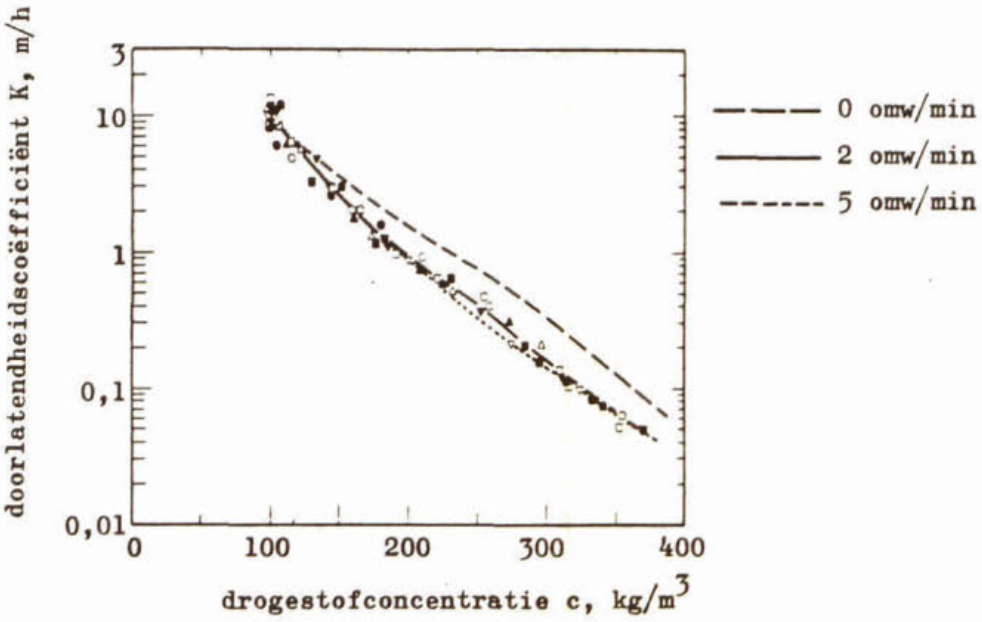


fig. 43: de invloed van het roeren op de doorlatendheid (bepaald door Shin & Dick, 57)

Wanneer de verandering in de doorlatendheid meer op de voorgrond treedt dan zal roeren een vertragend effect hebben. Is de verandering van de compressibiliteit maatgevend, dan zal roeren een versnellend effect hebben. Aangezien de invloed van beide parameters voor ieder slib verschillend is, zal het effect van langzaam roeren ook nooit eenduidig zijn. In ieder geval is het zo dat roeren tijdens batchproeven de omstandigheden in het prototype beter benadert, zodat het gebruik van een roerwerk zonder meer is aan te raden.

De invloed van de vulhoogte.

Coulson & Richardson beweren in hun handboek (7) dat de beginhoogte voor een bezinkende suspensie geen enkele invloed heeft op de bezinksnelheid. Deze bewering is beslist niet algemeen geldig, zoals duidelijk is aangetoond door de onderzoeken van Michaels & Bolger (32) en Dick & Ewing (51). Juist het feit dat de meeste slibsoorten compressieverschijnselen vertonen is er de oorzaak van dat grotere vulhoogtes een hogere bezinksnelheid van de suspensie geven. Hiervoor werden door voornoemde onderzoekers verschillende theorieën ontwikkeld, waarvan die van Michaels & Bolger het meest aannemelijk lijkt (zie hoofdstuk 04.04). Wil men de invloed van de vulhoogte in batchproeven elimineren, dan is het aan te raden om de proeven uit te voeren in kolommen met een hoogte die ongeveer overeenkomt met de bezinkhoogte van de te ontwerpen indikker.

De invloed van de diameter

De invloed van de diameter is uitgebreid onderzocht door Vesilind (75). Hij vond dat voor lage slibconcentraties de bezinksnelheid toenam voor kleinere diameters. Het wandeffect heeft dan een grote invloed omdat langs de gladde wand gemakkelijk vloeistof naar boven kan ontsnappen, en dit effect wordt steeds groter bij kleinere diameters. Voor hoge slibconcentraties nam daarentegen de bezinksnelheid af voor kleinere diameters: zie fig. 44. Dit wordt veroorzaakt door brugvorming van de vlokkenstruktuur van wand tot wand. Door langzaam roeren kan de invloed van de diameter enigszins worden afgezwakt. Toch is het raadzaam om batchproeven

niet in heel smalle cilinders of kolommen te verrichten maar een wat ruime diameter te kiezen.

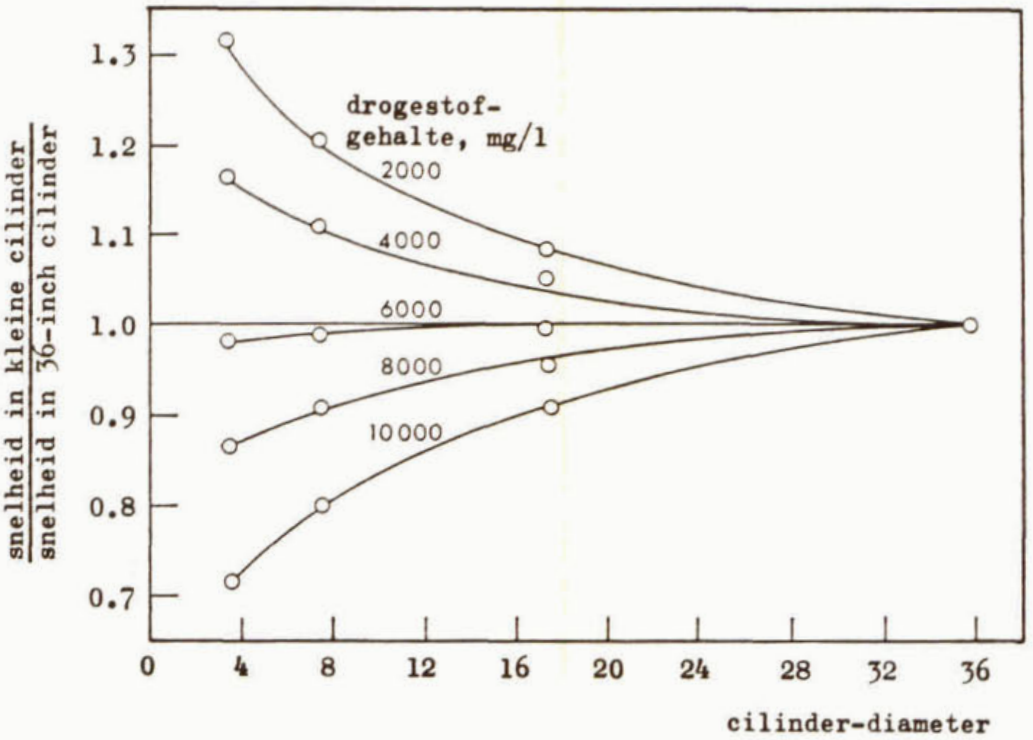


fig. 44: de invloed van de cilinderdiameter op de bezinksnelheid (bepaald door Vesilind, 75)

De invloed van de temperatuur

De temperatuur is van invloed op het bezinkproces omdat de viscositeit van het water met de temperatuur verandert. Voor het geval er een serie proeven wordt uitgevoerd moet ervoor gezorgd worden dat deze bij een constante, bij voorkeur de in de praktijk optredende, temperatuur plaatsvinden. Voor de dimensionering van indikkers is het raadzaam de proeven niet bij te hoge temperaturen uit te voeren omdat hierdoor te gunstige resultaten worden verkregen.

05.03 Problemen bij continu-proeven

Continu-proeven in een indikker met een beperkte diameter vormen de meest betrouwbare methode omdat hierbij de omstandigheden in de proefopstelling en in het prototype weinig van elkaar zullen verschillen. Het is echter een kostbare methode omdat er een ingewikkelde laboratoriumopstelling voor moet worden gebouwd. Terwijl men voor batchproeven kan volstaan met enkele bezinkcilinders en een stopwatch, heeft men voor continu-proeven in ieder geval nodig een bezinkkolom met een invoerconstructie, een overstortrand en een aftap voor ingedikt slib, een aan- en afvoerpomp met een regelbare capaciteit, een serie monsterpunten op de kolom, voorraadvaten met ingebouwd roerwerk, het benodigde leidingwerk en tenslotte de noodzakelijke meetapparatuur.
Continu-proeven zijn met uiteenlopende slibsoorten uitgevoerd door o.a. Comings (46), Comings, Pruiss & DeBord (12), Keefer (63), Hassett (29), Scott (38, 73), Stalmann (5), Konicek et al. (71) en Kos (58, 59).
Het voornaamste probleem dat zich voordoet bij continuproeven is de grote voorraad slib die aanwezig moet zijn om de proefopstelling over een voldoend lange periode te kunnen voeden. Kos vermeld dat het enkele dagen duurt voordat er zich een stabiele situatie in de proefindikker heeft ingesteld waarbij de slibspiegel op dezelfde hoogte blijft. Gedurende die tijd moet men verzekerd zijn van een continue aanvoer van slib met een constante kwaliteit. Indien men niet over een zo grote buffercapaciteit kan beschikken is het mogelijk om het afgetapte slib te recirculeren naar het begin van de opstelling en het met effluent op de gewenste beginconcentratie te verdunnen. Scott heeft deze werkwijze gevolgd en voor de slibsoorten waarmee hij heeft gewerkt is dit wellicht aanvaardbaar. Het herhaaldelijk recirculeren van een zeer flocculent slib, zoals bijv. actiefslib, zal naar alle waarschijnlijkheid de eigenschappen zodanig veranderen dat de uitkomsten zeer discutabel worden. De invloed van alleen al veroudering en bovendien van langzaam

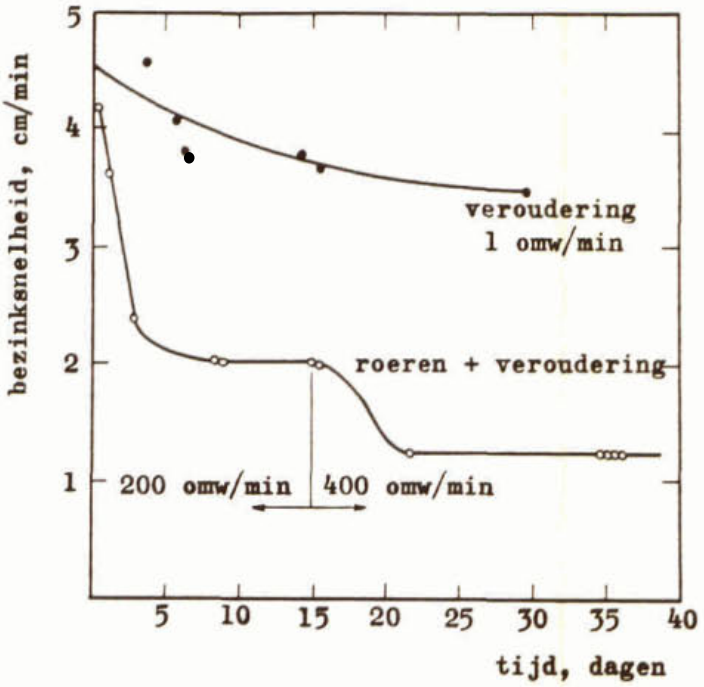


fig. 45: de invloed van roeren op de bezinksnelheid (volgens Shin & Dick, 57)

roeren op de bezinkeigenschappen van het slib is aangetoond door Shin & Dick (57): zie fig. 45.
Indien het niet mogelijk is om een grote buffervoorraad aan te leggen blijft als enige oplossing het continu betrekken van een hoeveelheid slib uit een praktijkinstallatie over. Wanneer deze installatie onder niet al te wisselende bedrijfsomstandigheden werkt zijn er weinig problemen. Anders wordt het, wanneer er wel sprake is van grote variaties zoals op een rioolwaterzuivering. Bij het werken met actiefslib doet zich bovendien het probleem voor dat het slib niet lange tijd gebufferd kan worden omdat er anaërobie optreedt met als gevolg opdrijven van het slib door gasontwikkeling. Dit kan vermeden worden door het gebufferde slib te beluchten, maar ook dan zullen de eigenschappen veranderen door voortgezette mineralisatie.
Tenslotte wordt er op gewezen dat voor zeer nauwkeurige proeven de temperatuur constant moet worden gehouden. Kos heeft zijn proeven dan ook uitgevoerd in een constantetemperatuurruimte.

05.04 Te stellen eisen aan een laboratorium-opstelling

Omdat tijdens een laboratoriumproef verschijnselen kunnen optreden die in een werkelijke indikker nooit zullen voorkomen, is het goed dat men zich rekenschap geeft van de mogelijke afwijkingen. In het kort zullen een aantal grootheden de revue passeren met daarbij vermeld enkele karakteristieke invloeden.

De cilinderdiameter

Dat de diameter van de cilinder van invloed is op de resultaten is eigenlijk te verwachten. Het effect van kanaalvorming op de bezinksnelheid van slib met overgangsconcentraties is duidelijk aangetoond. Het ontsnappende water zoekt de weg van de minste weerstand en deze is er langs de gladde cilinderwand. Waar het oppervlak van de cilinderwand groot is in verhouding met het slibvolume, zal dit effect te merken zijn. Zo kunnen kleine cilinders hoge bezinksnelheden geven, maar voor hoge slibconcentraties is het effect omgekeerd, wat veroorzaakt wordt door een ander verschijnsel, nl. brugvorming tussen de wand. Om dit effect niet te laten meespelen is de eis:
cilinderdiameter > 0,1 m, bij voorkeur > 0,2 m.

De vulhoogte

De invloed van de hoogte op het bezinkgedrag is al besproken in hoofdstuk 05.02. Het beste kan die hoogte gekozen worden die overeenstemt met de hoogte van de praktijkindikker, maar in ieder geval:
vulhoogte >= 1 m.

De manier van vullen

Aanbevolen wordt om de proefopstelling van onder af vol te pompen, zodat de suspensie homogeen verdeeld is over de inhoud. De vultijd moet niet te lang zijn, bij voorkeur minder dan 3 minuten.

Het roerwerk

Hierover valt weinig concreets te zeggen. Het aantal roerstaven moet in ieder geval niet zo groot genomen worden dat het roerwerk de hele slibmassa voor zich uit drukt. De diameter van de roerstaven moet ook niet te groot zijn; te richten is op ca. 3 mm.

De roersnelheid

De omwentelingssnelheid moet zeer laag zijn, ongeveer 1/2 omw/min. Het is beter om te letten op de omtreksnelheid, omdat deze voor verschillende diameters nagenoeg hetzelfde moet zijn. Een omtreksnelheid van ca. 25 cm/min is aanvaardbaar. Dat er geroerd moet worden tijdens batchproeven is zeker aan te bevelen, omdat hiermee de kanaalvorming kan worden voorkomen. Deze kanaalvorming treedt namelijk niet op in een praktijkindikker door de daarin aanwezige turbulentie veroorzaakt door de invoer, de dichtheidsstromingen en het roerwerk.

De temperatuur

Vooral voor dunne slibsoorten kan de temperatuur een niet te verwaarlozen invloed hebben. Vergelijkende proeven kunnen het best bij dezelfde temperatuur uitgevoerd worden.

De slibpomp

Indien voor het vullen van de proefopstelling een pomp wordt gebruikt, dan moeten vooral op flocculent slib niet te grote mechanische (schuif)krachten worden uitgeoefend. Het gebruik van sneldraaiende centrifugaalpompen is beslist af te raden. Bij voorkeur dient men een verdringerpomp toe te passen.

05.05 Het bepalen van het oppervlak van een indikker

Voor het dimensioneren van een indikker moeten de volgende gegevens bekend zijn:

- het toevoerdebiet Q_o
- de toevoerconcentratie c_o
- de gewenste aftapconcentratie c_u

Het benodigde oppervlak van een indikker is in principe met de methode Coe & Clevenger of met de methode Talmadge & Fitch te bepalen. Op beide methodes zijn later verfijningen aangebracht waarvan enkele hier besproken worden.

A. De methode Coe & Clevenger

Voor deze methode moet een serie bezinkproeven bij verschillende concentraties worden uitgevoerd. Hierbij kan men uitgaan van de toevoerconcentratie en steeds bovenstaand slibwater afhevelen om hogere concentraties te verkrijgen. Men kan ook uitgaan van ingedikt slib en door verdunning verschillende concentraties bereiden. Voor verdunning moet wel slibwater of effluent worden gebruikt. Bij het werken met biologisch slib verdient het aanbeveling de bezinkproeven zo mogelijk gelijktijdig te doen plaatsvinden in verband met aanrotting.

Uit de verschillende bezinkcurves (H tegen t) wordt met behulp van het rechtlijnige gedeelte de bezinksnelheid v bepaald uit de helling. Met behulp van formule 3.11 kan voor iedere concentratie de flux berekend worden:

$$G = \frac{v_i}{\frac{1}{c_i} - \frac{1}{c_u}}$$

en hieruit het benodigde oppervlak:

$$A = \frac{Q_o c_o}{G} = \frac{Q_o c_o}{v_i} \left(\frac{1}{c_i} - \frac{1}{c_u}\right)$$

Het grootste oppervlak is het minimaal benodigde oppervlak voor de indikker.

c_i g/l	v_i m/h	$\frac{Q_o C_o}{v_i}$ kg/m	$\frac{1}{c_i} - \frac{1}{c_u}$ l/g	A m2
3	3	8,3	0,289	2,4
5,5	0,818	30,6	0,137	4,2
7,5	0,367	68,1	0,089	6,05
9,5	0,211	118,5	0,061	7,2
11	0,145	172,4	0,046	8,0
13	0,096	260,4	0,032	8,5
15	0,067	373,1	0,022	8,3
18,5	0,038	657,9	0,010	6,3

tabel 1: bepaling van het oppervlak van een indikker volgens Coe & Clevenger

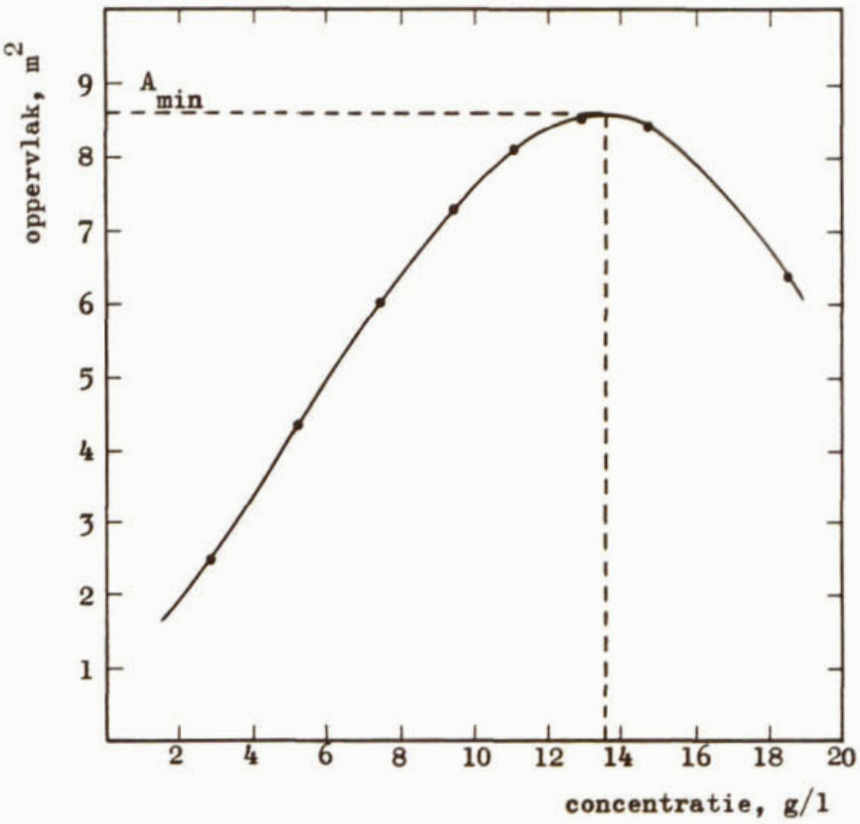


fig. 46: bepaling oppervlak volgens de methode Coe & Clevenger

Voorbeeld:

Q_o = 5 m^3/h

c_o = 5 g/l

c_u = 22,5 g/l

In tabel 1 is voor een aantal concentraties het oppervlak berekend volgens bovenstaande formule. Dit oppervlak is tegen de concentratie uitgezet in fig. 46. In deze figuur is af te lezen dat het benodigde oppervlak minstens 8,6 m^2 moet bedragen. Een elegante en snelle variant is die van Yoshioka, waarbij de fluxcurve wordt getekend (G tegen c) en daarin de werklijn voor de gewenste c_u wordt getrokken als raaklijn aan de curve. Het snijpunt met de G-as geeft de minimumflux G_L en het minimaal benodigde oppervlak is:

$$A = \frac{Q_o c_o}{G_L}$$

Het voordeel van deze grafische methode is, dat men direkt het oppervlak voor verschillende aftapconcentraties c_u kan bepalen.

Voorbeeld:

Met dezelfde basisgegevens wordt de flux berekend in tabel 2 voor dezelfde concentraties als tabel 1.

De in tabel 2 berekende bezinkflux is uitgezet in fig. 47. Trekt men hierin een raaklijn vanuit de gewenste indikconcentratie van 22,5 g/l dan hoort daarbij een minimumflux van 2,91 kg/m^2.h. Het minimaal benodigde oppervlak wordt dus 25/2,91 = 8,6 m^2.

B. De methode Talmadge & Fitch

Voor deze methode wordt één bezinkproef uitgevoerd met slib met een concentratie gelijk aan die van de toevoer. Hieruit kan de gehele fluxcurve geconstrueerd worden zoals is beschreven in hoofdstuk 03.06. Als voorbeeld wordt hier een grafische methode gegeven waarbij gebruik wordt gemaakt van de "gereduceerde bezinkcurve". Hierbij worden zowel H als t gedeeld door $c_o H_o$, zodat tegen elkaar worden uitgezet $H/c_o H_o$ en $t/c_o H_o$.

De gewenste c_u wordt als $1/c_u$ op de vertikale as uitgezet en door dit punt wordt een horizontale lijn getrokken. Ligt $1/c_u$ onder het compressiepunt, dan wordt het snijpunt be-

c_i g/l	v_i m/h	$G = v_i c_i$ kg/m2.h
3	3	9,00
5,5	0,818	4,50
7,5	0,367	2,75
9,5	0,211	2,00
11	0,145	1,60
13	0,096	1,25
15	0,067	1,00
18,5	0,038	0,70

tabel 2: berekening van de bezinkflux

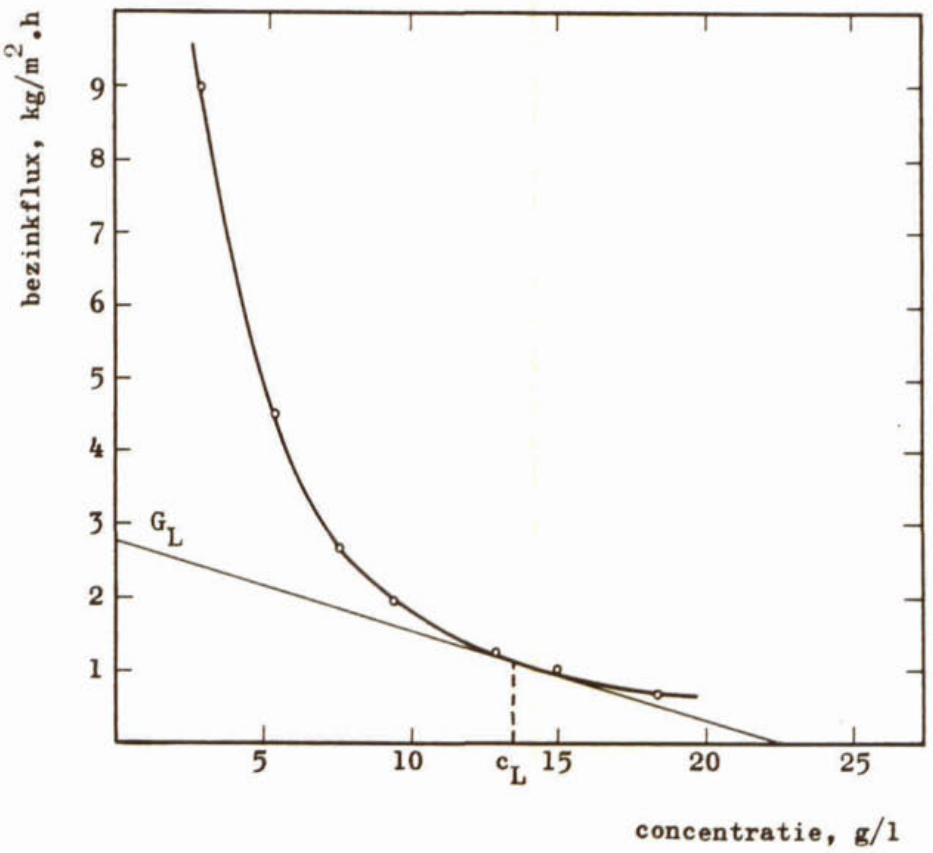


fig. 47: bepaling oppervlak met de methode Yoshioka

paald van deze horizontale lijn met de raaklijn aan de (gereduceerde) bezinkcurve in het compressiepunt. Onder dit snijpunt ligt het eenheidsoppervlak $\bar{A}$.
Het minimaal benodigde oppervlak is dan

$$A = \bar{A}.c_o Q_o$$

Voorbeeld:
De basisgegevens zijn hetzelfde als onder A, dus
Q_o = 5 m^3/h
c_o = 5 g/l
c_u = 22,5 g/l
Dan is $1/c_u$ = 0,044 l/g
De bezinkcurve voor de beginconcentratie is weergegeven in fig. 48. Hieruit wordt gevonden: $\bar{A}$ = 0,38 m^2.h/kg, dus A = 0,38 x 25 = 9,5 m^2. In de literatuur is meermalen beweerd dat de methode Talmadge & Fitch minder geschikt is voor flocculent slib (Vesilind 76). Door Fitch (61) wordt een methode gepropageerd die meermalen met succes is toegepast door Oltmann. Het is gebleken dat de Oltmann-methode resul-

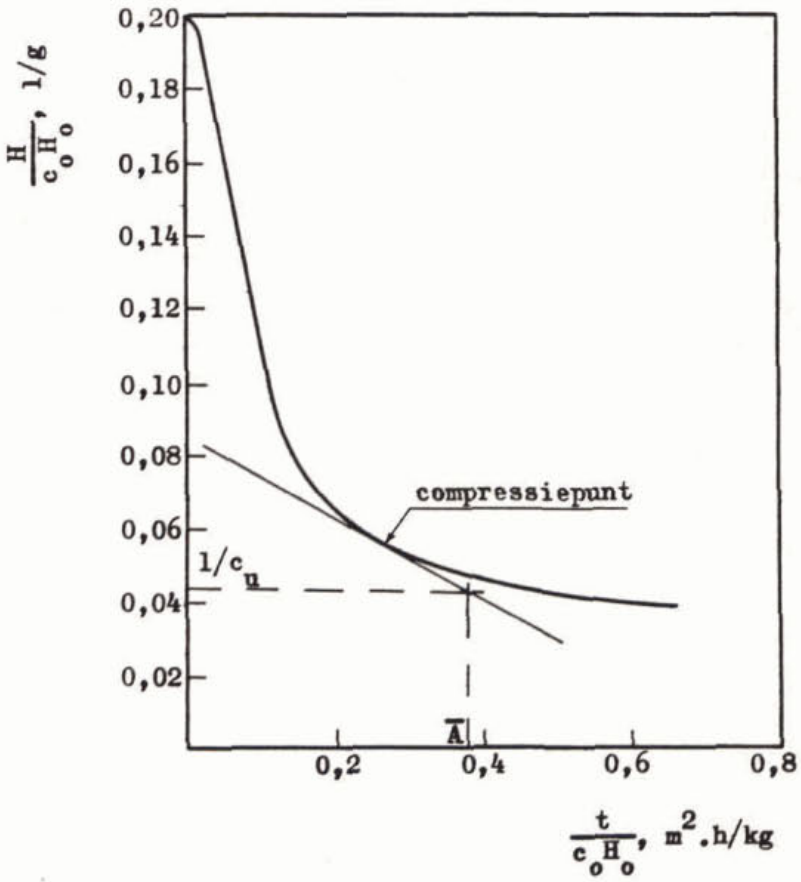


fig. 48: bepaling oppervlak met de methode Talmadge & Fitch

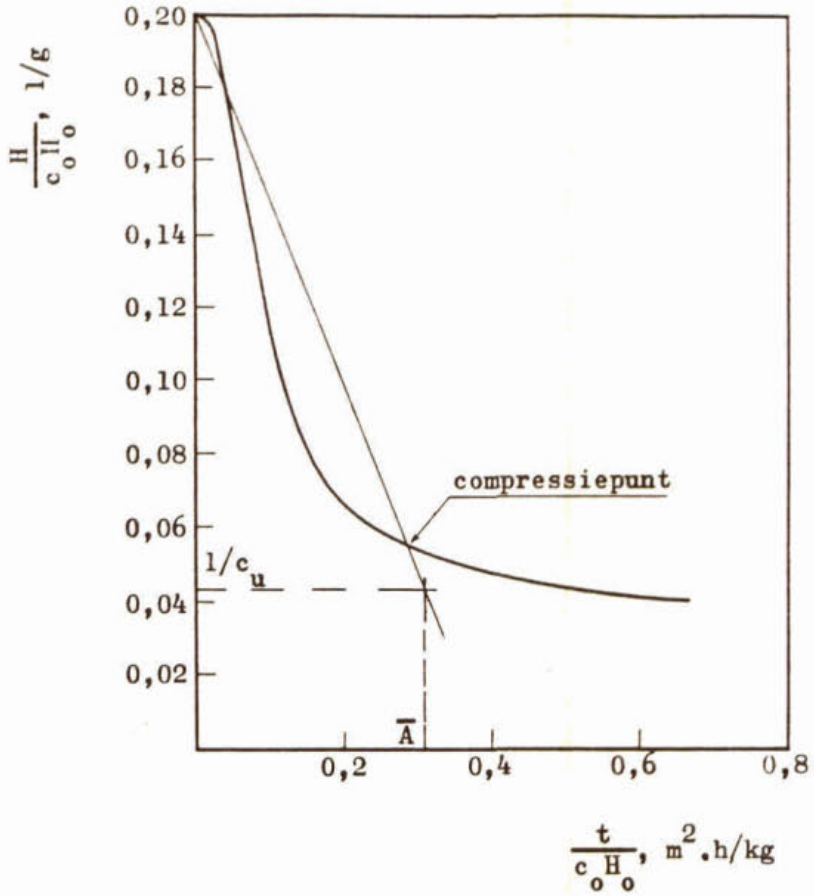


fig. 49: bepaling oppervlak met de methode Oltmann

taten geeft die beter overeenstemmen met die van Coe & Clevenger. Deze methode is afgeleid van de Talmadge & Fitch-methode, waarbij het eenheidsoppervlak bepaald wordt zoals in fig. 49. Nu wordt $\bar{A}$ = 0,32 m^2.h/kg, dus A = 0,32 x 25 = 8 m^2.

05.06 Het bepalen van het compressiepunt

In het verleden is door een aantal onderzoekers getwijfeld aan de juistheid van de door Coe & Clevenger gegeven definitie van het compressiepunt, nl. dat punt waarop de deeltjes vlak onder de slibspiegel niet langer bezinken maar op elkaar gaan rusten en er dus sprake is van krachtsoverbrenging tussen de deeltjes onderling. Volgens hen was met de theorie van Kynch een soortgelijke bezinkcurve te verkrijgen. Scott (77) heeft echter aangetoond dat er hoe dan ook een compressiepunt moet bestaan.
In voorgaand hoofdstuk is gebleken dat het belangrijk is om precies het compressiepunt te herkennen in de bezinkcurve. Soms is dit heel eenvoudig te zien als een discontinuïteit tussen de gehinderde bezinking en de compressiebezinking. In geval van twijfel kan een bezinkcurve op dubbellogarithmisch papier uitkomst bieden, zoals in fig. 50. Een andere mogelijkheid is om een grafiek volgens de theorie van Roberts te construeren (zie hoofdstuk 04.02). Hierin wordt $H - H_\infty$ op log-schaal tegen de tijd uitgezet. Door H_∞ goed

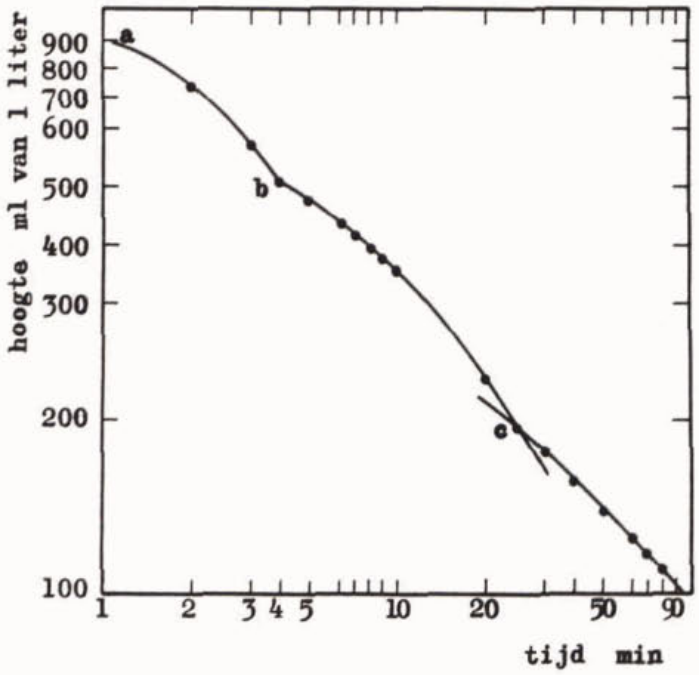


fig. 50: dubbellogarithmische grafiek van een bezinkcurve

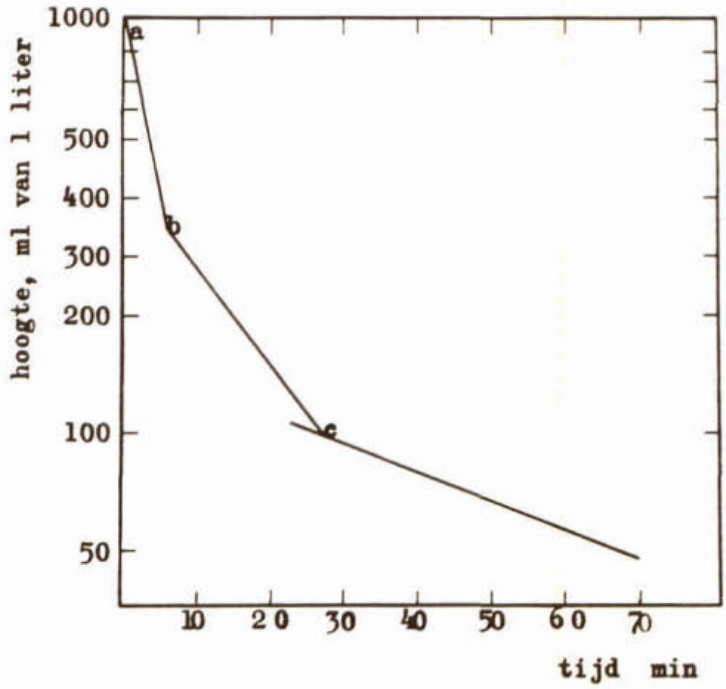


fig. 51: Roberts'-grafiek van een bezinkcurve

te schatten wordt het gedeelte dat de compressiebezinking voorstelt een rechte lijn, zoals in fig. 51.

05.07 Het bepalen van de hoogte van een indikker

De totale hoogte van een indikker wordt bepaald door sommatie van een aantal afzonderlijke hoogtes die in een indikker zijn te onderscheiden (zie fig. 51a).

1. De bezinkzone, dit is de diepte van de invoer beneden het wateroppervlak. Deze hoogte wordt meestal gekozen op grond van praktijkervaring en kan variëren van 0,30 tot 1,00 m.
2. De bergingszone, dit is de zone tussen de invoer en de bovenkant van de slibzone. Deze zone kan worden beschouwd als een extra volume waarin slib geaccumuleerd kan worden in geval de drogestoftoevoer stijgt of wanneer de afvoer onderin tijdelijk is gestagneerd. Deze hoogte wordt eveneens op grond van praktijkervaring gekozen en kan variëren van 0,30 tot 1,00 m.
3. De slibzone of compressiezone. Deze zone bevat slib met concentraties boven de kritische concentratie. Hierin vindt compressie plaats, hetgeen betekent dat in neerwaartse richting sliblagen met een steeds hogere concentratie voorkomen. De mate van compressie

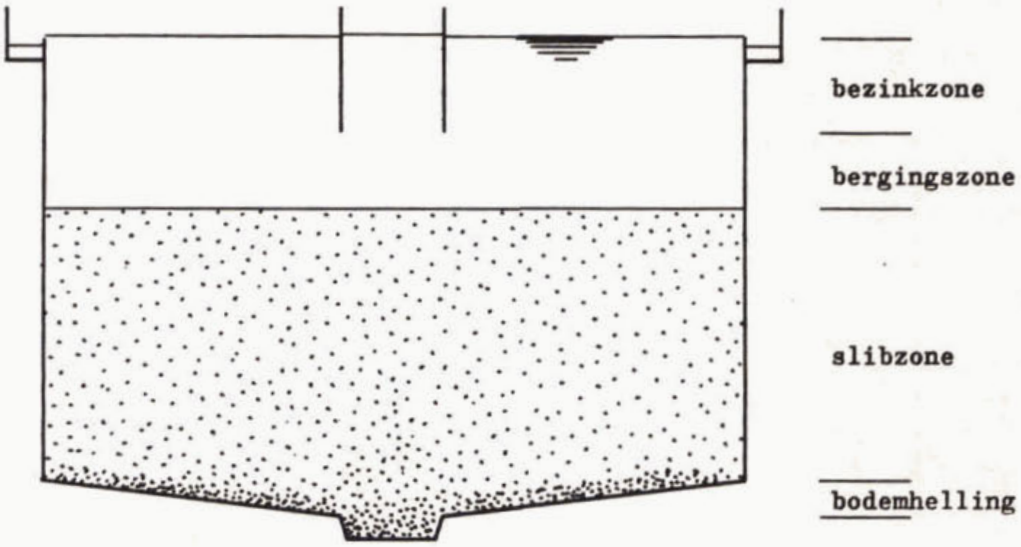


fig. 51a

is van belang voor het bereiken van de gewenste aftapconcentratie en deze wordt bepaald door het gewicht van de bovenliggende sliblagen, doch ook van de doorlatendheid van deze sliblagen. Een algemene gedachte is dat een hogere slibzone een hogere aftapconcentratie tot resultaat heeft. Door enkele onderzoekers is echter het tegendeel gevonden uit continuproeven, zoals Comings, Pruiss & De Bord (12) met calciumcarbonaatslib en Keefer (63) met een mengsel van primair, actief- en humusslib. Sommigen, zoals Hassett (29), beweren dat de hoogte van de slibzone van geen enkel belang is. Zij gaan echter uit van de Kynch-theorie en dat is uiteraard onjuist, want die heeft niet betrekking op de compressiezone.

4. De bodemhelling, die kan variëren van 0,30 tot 0,60 m al naar gelang de diameter van de indikker.

Uit het bovenstaande is af te leiden dat alleen de hoogte van de slibzone de uiteindelijke indikking bepaalt en daarom zijn hier een aantal berekeningsmethodes voor ontworpen die in het kort zullen worden behandeld.

Coulson & Richardson (7) geven in hun handboek een methode die berust op een langdurige batchbezinkproef. Hierbij wordt slib met de kritische concentratie c_L bezonken en wordt het verband tussen de hoogte H en de tijd t bepaald en in een grafiek uitgezet (fig. 52).
Voor een gewenste aftapconcentratie c_u is H_u te berekenen

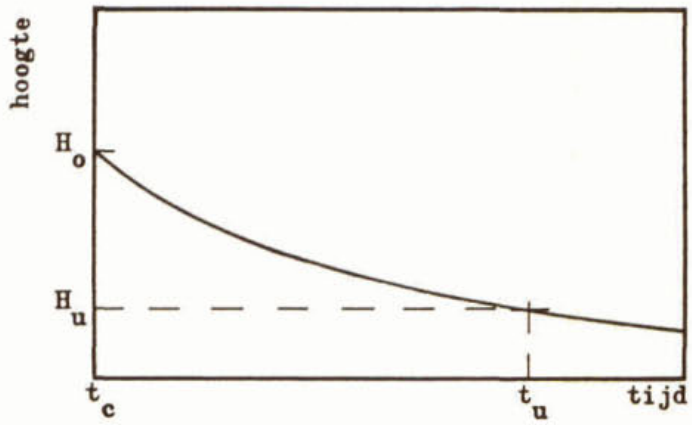


fig. 52: bezinkcurve voor slib met de kritische concentratie

als $H_u = c_o H_o / c_u$ en in de grafiek kan een hierbij behorende t worden gevonden. Dan is $(t_u - t_c)$ de compressietijd. Nu wordt aangenomen dat c_u in de batchproef gelijk is aan c_u van het afgevoerde slib in een indikker na dezelfde compressietijd $(t_u - t_c)$. Bij deze aanname worden de volgende punten verwaarloosd:

a. in een continu werkende indikker is ieder laagje in de compressiezone niet dezelfde tijd aan compressie onderhevig, zoals in de batchproef;
b. de tijd die nodig is om een bepaalde concentratietoename te verkrijgen wordt onafhankelijk van de diepte verondersteld.

Het volume van de compressiezone is de som van de volumina van de vlokken en van de vloeistof. Indien dit volume wordt gedeeld door het reeds berekende oppervlak wordt de formule voor de compressiehoogte:

$$H_c = \frac{c_o Q_o (t_u - t_c)}{A\rho_s} + \frac{c_o Q_o (t_u - t_c)}{A\rho_s} \cdot \frac{\varepsilon}{1 - \varepsilon}$$

Door bovenstaande aannames is de toepasbaarheid van deze formule zeer discutabel.

Coe & Clevenger (10) definieerden de compressiezone als het volume van een indikker dat de drogestoftoevoer kan bevatten die overeenkomt met de totale capaciteit van de indikker vermenigvuldigd met de tijd die nodig is om het slib in te dikken tot de gewenste concentratie. Volgens Fitch (13) kan de benodigde compressietijd met behulp van een langdurige batchbezinkproef worden bepaald: zie fig. 53.
Aangenomen wordt dat de gemiddelde concentratie (c_{gem}) tijdens de compressiefase van de batchproef gelijk is aan de aftapconcentratie c_u van de indikker. Voor een gewenste c_u is een bijbehorende H_{gem} te berekenen en in de bezinkcurve wordt een bijbehorende compressietijd $(t_u - t_c)$ bepaald. De hoogte van de compressiezone wordt dan:

$$H_c = \frac{G.V_{gem}\,(t_u - t_c)}{W}$$

waarin:

V_{gem} = het gemiddelde volume gedurende de compressietijd

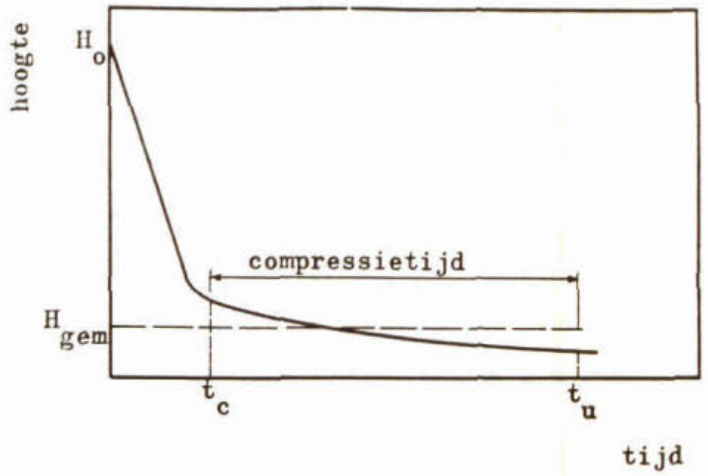


fig. 53: bezinkcurve over lange tijd

W = het gewicht van de drogestof in de batchproef. Indien de proef wordt uitgevoerd met de beginconcentratie c_o, dan wordt de formule:

$$H_c = \frac{Q_o(t_u - t_c)}{A} \cdot \frac{H_{gem}}{H_o}$$

Indien de hoogte van de compressiezone H_c te hoog mocht uitvallen, dan moet het oppervlak A worden vergroot.
Als vuistregel is bovenstaande formule te gebruiken, maar hij heeft zijn beperkingen omdat hij gebaseerd is op de veronderstelling dat c = c(t) in de compressiezone als enige wetmatigheid en in werkelijkheid spelen andere parameters ook een belangrijke rol.

Behn (14) gaat uit van de theorie van Roberts (zie hoofdstuk 04.02) die zegt:

$$\log(D_i - D_\infty) = \log(D_c - D_\infty) - kt_i$$

Volgens Behn is het volume van de drogestof in de compressiezone:

$$\frac{c_o Q_o (t_u - t_c)}{\rho_s}$$

en het volume van de vloeistof:

$$\frac{c_o Q_o}{\rho} \int_{t_c}^{t_u} D_i . dt$$

Combinatie van de vorige formules geeft na uitwerking een formule voor de hoogte van de compressiezone:

$$H_c = \frac{c_o Q_o (t_u - t_c)(\frac{1}{\rho_s} + \frac{D_\infty}{\rho})}{A - \frac{(D_c - D_u) c_o Q_o}{\rho k . H_o}}$$

Ook deze formule heeft zijn beperkingen, want in de theorie van Roberts wordt eveneens de compressie eenvoudigweg beschreven als $c = c(t)$.
D_∞ moet door "trial and error" worden gevonden, totdat een grafiek van $(D_i - D_\infty)$ op log-schaal tegen de tijd t een rechte lijn geeft voor de compressiebezinking. t_c is dan in deze grafiek het beginpunt van de rechte en k is de helling van de rechte.

Fitch (34) en later ook Gould (56) hebben een methode ontwikkeld die is gebaseerd op de theorie van Michaels & Bolger (32). Zoals in hoofdstuk 04.07 al is vermeld is de hoogte van de compressiezone te berekenen met de formule:

$$H_c = \int_{c_c}^{c_u} \frac{dy}{dc} . dc$$

Verder is uit vgl. 4.30 af te leiden:

$$\frac{dy}{dc} = k_G \frac{G_B}{G_B - (G - uc)}$$

Dan wordt:

$$H_c = \int_{c_c}^{c_u} k_G \cdot \frac{G_B}{G_B - (G - uc)} . dc$$

Hier is een grafische oplossing mogelijk:
Eerst moet er een batch-bezinkproef worden verricht tot het moment waarop geen slibspiegeldaling meer optreedt. Door middel van het nemen van monsters over de hoogte is het concentratieprofiel voor t_∞ te bepalen (fig. 54).
Voor $t = t_\infty$ is $k_G = \frac{dy}{dc}$ = de helling van de raaklijn aan de curve. De functie k_G uitgezet tegen de concentratie geeft de curve van fig. 55.
Verder moet er een fluxcurve bepaald worden en hierin wordt

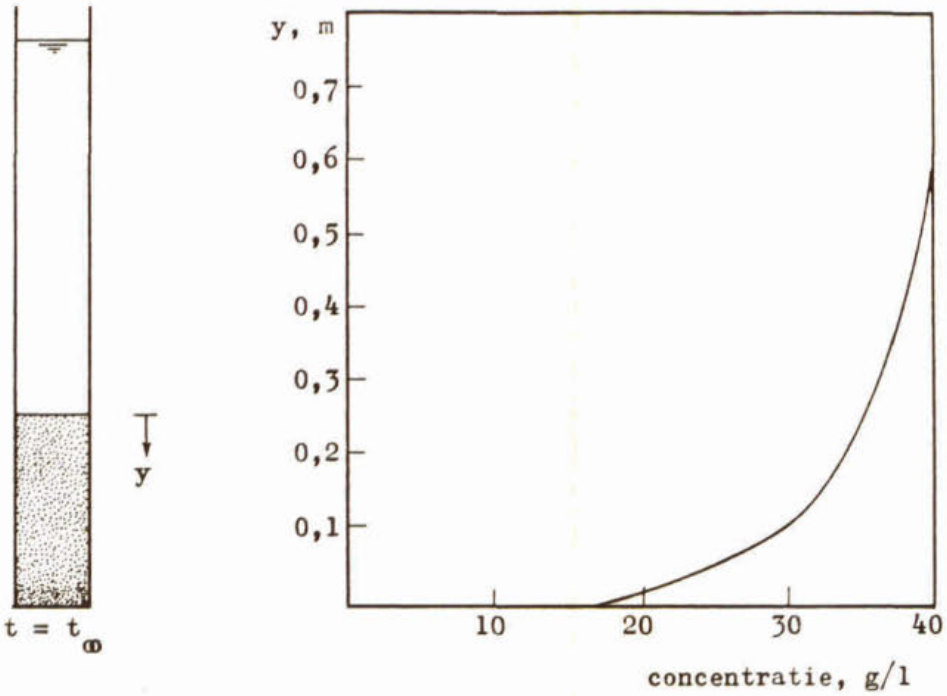


fig. 54: concentratieprofiel, bepaald uit een volledig beëindigde batchproef

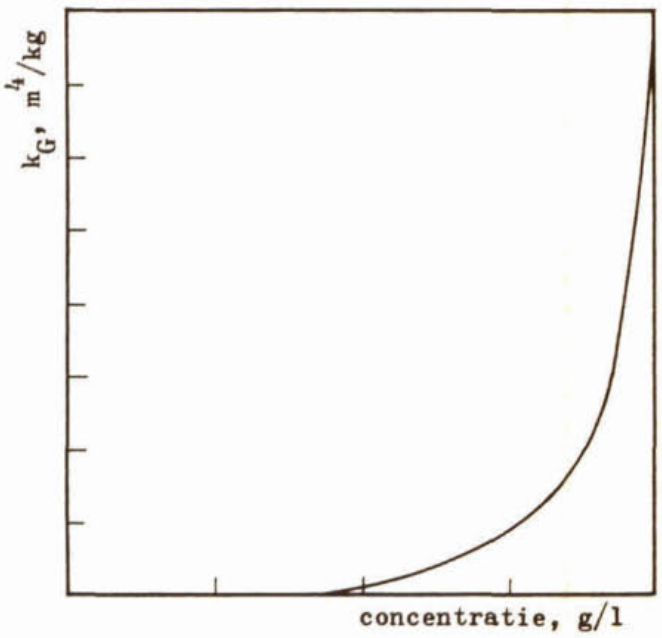


fig. 55: verband tussen k_G en concentratie

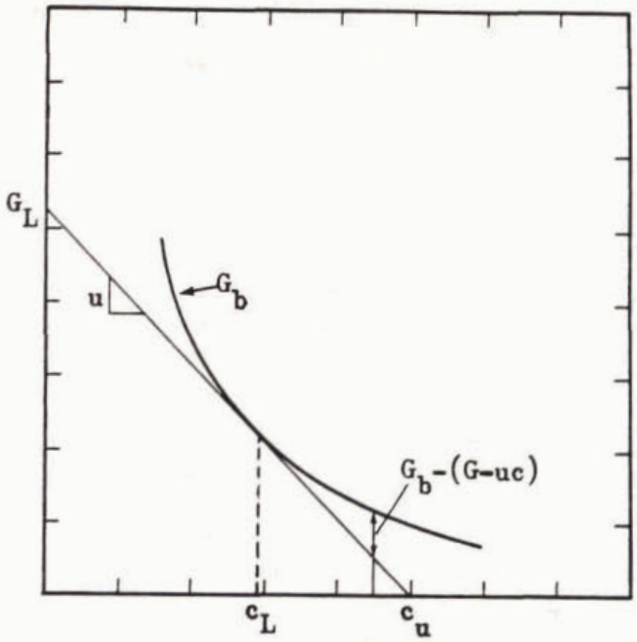


fig. 56: fluxcurve met werklijn

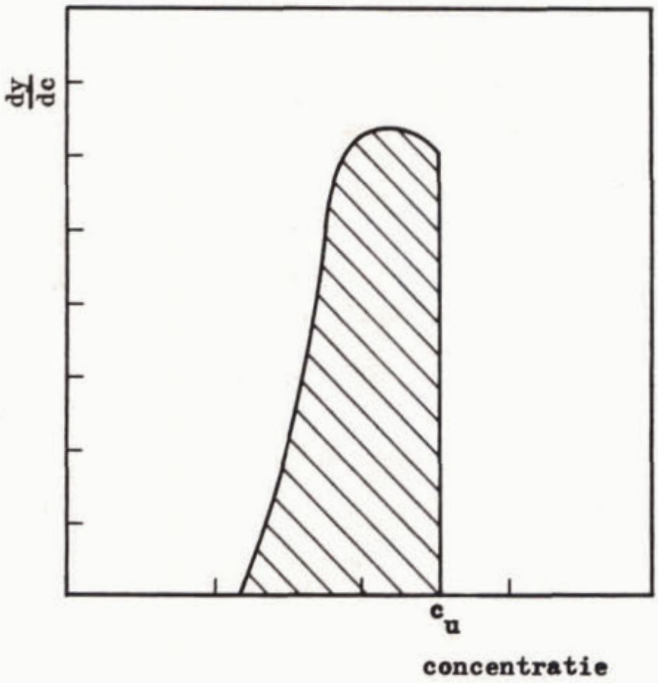


fig. 57: verband tussen $\frac{dy}{dc}$ en concentratie ter bepaling van de compressiehoogte

voor een gewenste aftapconcentratie c_u een werklijn getrokken (Yoshioka-constructie). Uit fig. 56 is te bepalen:

$$\frac{G_B}{G_B - (G - uc)}$$

Het produkt

$$k_G \frac{G_B}{G_B - (G - uc)}$$

kan tegen c worden uitgezet (zie fig. 57). Door integratie van het gearceerde oppervlak van fig. 57 is de gevraagde compressiediepte te bepalen.
Deze methode is zuiver theoretisch en voor zover bekend nimmer in de praktijk getoetst. De kans dat er een overmatig grote compressiediepte wordt gevonden is heel goed mogelijk. Wanneer voor de concentratie c_L in fig. 56 de waarde van k_G niet nul is, wordt de aldus bepaalde compressiediepte oneindig, omdat voor dat punt G_B/G_B x (G - uc) oneindig groot is.

Kalbskopf (14, 16) geeft een berekeningsvoorbeeld dat niet zonder een grondige kennis van zaken moet worden toegepast, omdat in deze methode enkele veronderstellingen worden gedaan die geen enkele theoretische grondslag lijken te hebben. Gegeven zijn de toevoerconcentratie c_o, het toevoerdebiet Q_o en de gewenste indikconcentratie c_u. De slibaanvoer als drogestofdebiet is c_oQ_o. Nu veronderstelt Kalbskopf dat de gemiddelde slibconcentratie in de compressiezone gelijk is aan $0{,}75c_u$. Het slibdebiet als vloeistofdebiet is dan in de compressiezone $c_oQ_o/0{,}75c_u$. In een tweede aanname wordt er een willekeurige verblijftijd van het slib in de compressiezone gekozen: $(t_u - t_c)$. Dan wordt de hiermee te berekenen hoogte van de compressiezone:

$$H_c = \frac{c_oQ_o(t_u - t_c)}{0{,}75c_uA}$$

De onnauwkeurigheid van bovenstaande berekeningsmethode zit in de beide schattingen: $c_{gem} = 0{,}75c_u$ en $(t_u - t_c)$. Het is helemaal niet gezegd dat beide aannames met elkaar in overeenstemming zijn zonder dat dit is bevestigd door proeven.

De meeste berekeningsmethodes hebben een gemeenschappelijk kenmerk, nl. dat er gegevens moeten worden verkregen uit volledig beëindigde of tenminste zeer lang voortgezette bezinkproeven. Voor minerale suspensies en anorganische slibsoorten uit de drinkwaterbereiding is dit geen probleem. Met biologisch slib zijn zeer langdurige bezinkproeven niet mogelijk door of het ontstaan van een anaërobe toestand of het op gang komen van denitrificatie voor genitrificeerd actiefslib. Beide processen gaan gepaard met gasvorming en geven een verstoring van de bezinking.
Door Gould (56) wordt een methode gegeven die neerkomt op het uitvoeren van een serie batchproeven met verschillende concentraties bij een niet al te langdurige bezinktijd, waaruit eveneens de benodigde functie $k_G = k_G(c)$ is af te leiden.
Sommige onderzoekers (Fitch 13, Vesilind 76) geven als vuistregel dat voor de diepte van de compressiezone het beste 1 m gekozen kan worden (3-ft rule), omdat voor nog hogere compressiezones nauwlijks enige verbetering t.a.v. de indikking is te verwachten. Toch moet deze vuistregel niet al te letterlijk worden toegepast, omdat er vele slibsoorten zijn waarbij een grotere diepte wel zin heeft.
Kalbskopf (16) geeft de volgende richtlijnen:

hoogte compressiezone:	max. 1,50 m voor actiefslib
	2,00-5,00 m voor niet biologisch slib
	1,50-2,50 m voor gemengd biologisch slib.

Interessant in dit licht zijn de resultaten van Kos (58). Met behulp van het door hem ontwikkelde mathematisch model voor continu-indikking (zie hoofdstuk 04.08) heeft hij door computersimulatie het verband bepaald tussen de hoogte van de compressiezone en de aftapconcentratie voor een aantal drogestofbelastingen. Dit is als een aantal curves weergegeven in fig. 58. De door hem verrichtte continu-proeven zijn als punten ingetekend in dezelfde figuur; het erbij geschreven getal is de drogestofbelasting. De correlatie tussen deze punten en de berekende lijnen is goed. Uit deze figuur komt overduidelijk naar voren dat het geen enkel nut

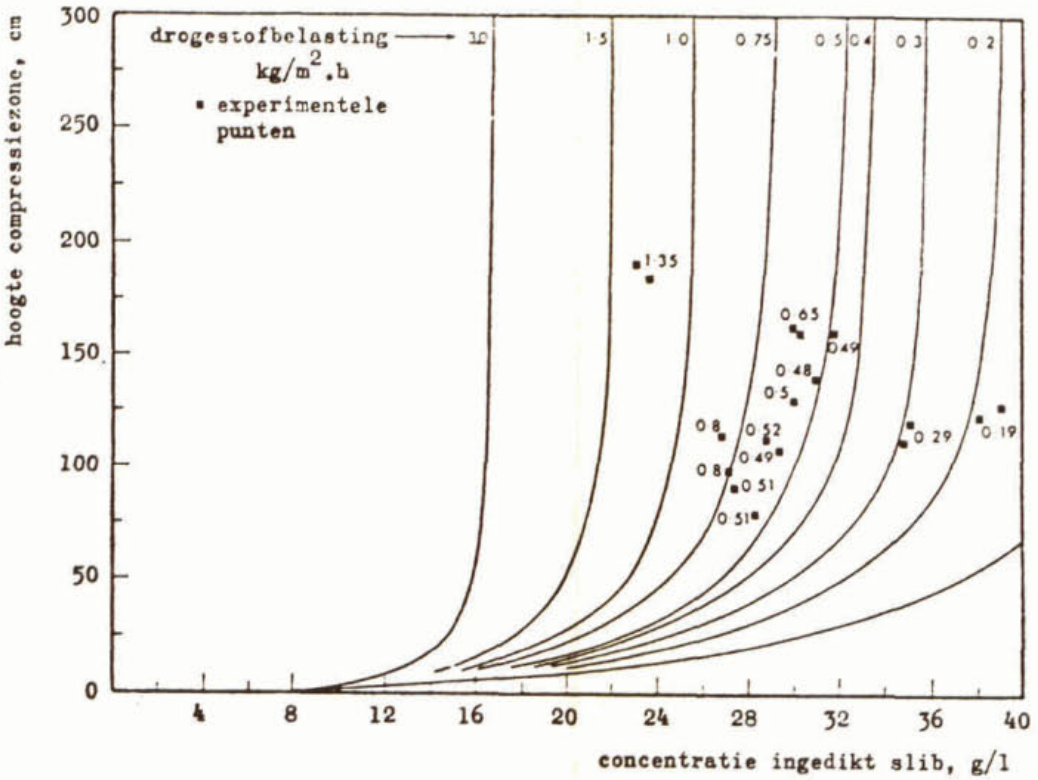


fig. 58: berekende en gemeten resultaten van Kos, aangevend het verband tussen de hoogte van de compressiezone en de concentratie van het afgetapte slib (uit 3)

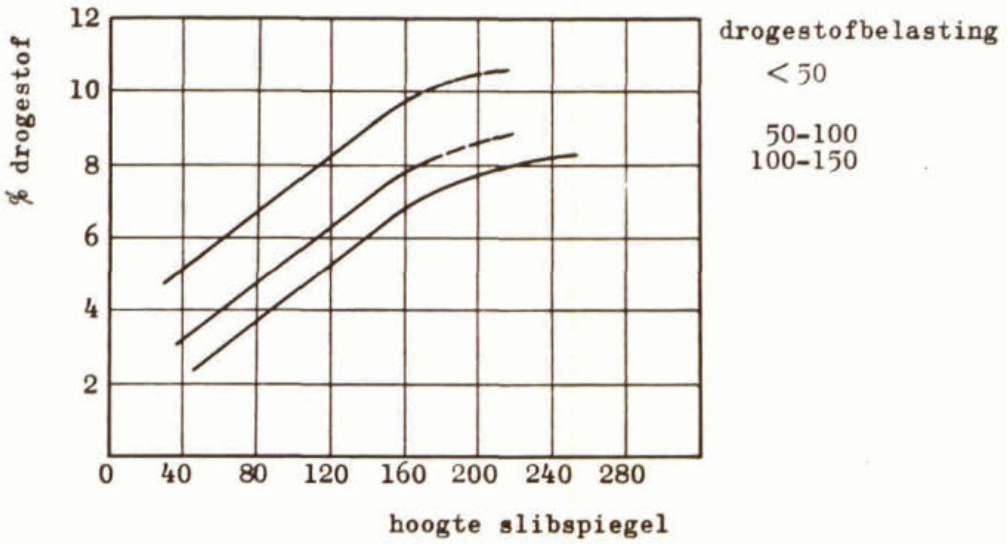


fig. 59: verband tussen de hoogte van de compressiezone en de concentratie van het afgetapte slib (bepaald door Kalbskopf, 16)

heeft om de compressiezone hoger dan 1,50 m te kiezen, omdat voor nagenoeg alle drogestofbelastingen hiermee de maximale aftapconcentratie is bereikt. Een tegengestelde conclusie kan getrokken worden uit de proefnemingen van Kalbskopf (16) met actiefslib van de proefinstallatie Emschermündung. Hij vindt voor een grotere diepte van de slibzone een toenemende concentratie, zoals is weergegeven in fig. 59.

05.08 Empirische ontwerpregels

Vanzelfsprekend is in de praktijk een hoeveelheid kennis ontstaan waaruit enkele voor de dimensionering van indikkers belangrijke grootheden zijn afgeleid. Dit zijn met name de hydraulische belasting, de drogestofbelasting en de "sludge volume ratio". Deze grootheden zijn echter niet als één enkel getal te geven maar kunnen voor een bepaald type slib variëren binnen zekere grenzen. Het gebruik van deze grootheden geeft dus hooguit een indicatie omtrent de te kiezen indikkers, voor een definitief ontwerp is de marge te groot.

De hydraulische belasting van een indikker is het volume slib dat per tijdseenheid en per m^2 indikkeroppervlak wordt aangevoerd. Hiervoor wordt een aantal getallen gegeven in tabel 3.

De drogestofbelasting van een indikker is het gewicht aan slib dat per tijdseenheid en per m^2 indikkeroppervlak wordt aangevoerd. Voor deze grootheid, die identiek is met de te verwerken massaflux worden in de literatuur uiteenlopende

soort slib	opp.-belasting $m^3/m^2.h$	ref.
rioolslib (niet gespec.)	max. 0,3	Kaden (4)
	1,2-1,5	Becker (80)
mengslib	max. 0,75	Imhoff (79)
	0,7-1,0	Sparr & Grippi (69)
primair slib + spuislib (hoogbel.)	1,7	Torpey (78)
primair slib + humusslib	1,25	Brisbin (86)
spuislib	1,0	Torpey (78)
spuislib (convent. inst.)	0,27-0,4	Voshel (87)
spuislib (hoogbel. inst.)	0,5	Voshel (87)

tabel 3: hydraulische oppervlaktebelasting van indikkers

soort slib	drogestofbel. kg/m2.dag	ref.
primair slib	100-150	McCarthy (81)
	100	Becker (80)
spuislib hoogbel.	150	Voshel (87)
spuislib	98	Voshel (87)
	max. 95	Stalmann (82)
	40-80	Kalbskopf (16)
	40	Torpey (78)
	25-40	Sparr & Grippi (69)
	25-30	McCarthy (81)
	max. 20	Möller (83)
	20	Becker (80)
humusslib	35- 50	McCarthy (81)
primair + spuislib hoogbel.	100-125	McCarthy (81)
primair + spui- + humusslib	60-100	Keefer (63)
primair + humusslib	30-100	Brisbin (86)
	50- 60	McCarthy (81)
primair + spuislib	max. 75	Kaden (4)
	max. 50	Imhoff (79)
	30-50	Sparr & Grippi (69)
	30-50	McCarthy (81)
	40	Becker (80)
therm. gecond. slib	max. 240	Becker (80)
goed gewassen uitgegist slib	100-300	Kalbskopf (16)

tabel 4: drogestofbelasting van indikkers

getallen vermeld die zijn samengevat in tabel 4.
De "sludge volume ratio" (SVR) is gedefinieerd door Torpey (78) als het volume van de slibzone in een continu-indikker gedeeld door de per dag afgetapte hoeveelheid ingedikt slib. De SVR wordt dus uitgedrukt in dagen. Torpey geeft de volgende waarden:

SVR = 0,3-0,8 dagen voor warm weer.

SVR = 0,4-2,3 dagen voor koel weer.

Bij hoge temperaturen vinden biologische processen in een sneller tempo plaats, wat in de slibzone van een indikker aanleiding kan geven tot een anaërobe toestand en dientengevolge gasontwikkeling. Dat is de reden dat voor warm weer de verblijftijd van het slib in de slibzone niet te lang moet zijn.

06. De praktijk

01.	Inleiding	127
02.	De bouw en vormgeving van indikkers	131
03.	De mechanische uitrusting	134
04.	De bedrijfsvoering van indikkers	138
05.	Het gebruik van chemicaliën	142

06.01 Inleiding

In de afvalwaterzuivering wordt op diverse plaatsen in het proces slib van een uiteenlopend karakter geproduceerd. In de voorbezinking wordt een aanzienlijk gedeelte van de verontreinigingen afgescheiden als primair slib met een drogestofgehalte dat kan variëren van 4 tot 8 kg/m^3. In de biologische zuivering, uitgevoerd als actiefslibinstallatie, wordt een grote hoeveelheid spuislib geproduceerd met een volumineus karakter vanwege het lage drogestofgehalte van 0,6 tot 1,2 kg/m^3. Dit biologische slib kan vergist worden of op een mechanische manier worden ontwaterd, bijv. in centrifuges, filterpersen, vacuümfilters of zeefbandpersen. Een voorafgaande indikfase zal de hoeveelheid te verwerken slib aanzienlijk reduceren. In geval van slibgisting betekent dit dat de gistingstanks veel kleiner kunnen worden gedimensioneerd en dat er op energie kan worden bespaard. Uitgegist slib zal veelal in een aparte indikker worden ontwaterd.
Op inrichtingen waar voortgezette zuivering wordt toegepast, bijv. fosfaatverwijdering, ontstaan extra hoeveelheden chemisch slib die, hetzij gescheiden, hetzij gemengd met biologisch slib moeten worden verwerkt. Deze slibsoorten zijn over het algemeen ook volumineus.
Een indikker kan dus op vele plaatsen in het zuiveringsproces zijn dienst doen.
Een moderne trend is tegenwoordig om een indikker als combinatie uit te voeren met een lamellenafscheider, zoals in de drinkwaterbereiding al wordt toegepast.

De belangrijkste factor bij het indikken van slib is het te verwachten indikpercentage waarmee het slib wordt afgetapt. Om een idee te geven welke indikpercentages er kunnen worden bereikt voor diverse slibsoorten is hiervan een overzicht gegeven in tabel 5.
De indikkingsgraad is van vele factoren afhankelijk, zoals de manier waarop het zuiveringsproces is uitgevoerd, het percentage gloeiverlies van het slib, de temperatuur, de

soort slib	indik-percentage	ref.
primair slib	8-10 %	McCarthy (81)
gloeiverl. >65 %	5-7 %	Kalbskopf (16)
gloeiverl. <65 %	7-12 %	Kalbskopf (16)
spuislib	2,6 %	Flacowicz (84)
	2,5-3 %	McCarthy (18)
	4-5 %	Voshel (87)
	tot 6 %	Stalmann (82)
spuislib hoogbel.	7-8 %	Voshel (87)
humusslib	7-9 %	McCarthy (81)
	8,5 %	Dust (85)
gestab. actiefslib	3-5 %	Kalbskopf (16)
primair + zwaar industr. slib	10-30 %	Kalbskopf (16)
primair + spuislib	5 %	Becker (80)
index >100	4-6 %	Kalbskopf (16)
index <100	6-11 %	Kalbskopf (16)
	5-8 %	McCarthy (81)
	5-10 %	Imhoff (79)
	6-11 %	Torpey (78)
	7-10 %	Kaden (4)
	7,2 %	Flacowicz (84)
primair + humusslib	7-10 %	Kalbskopf (16)
	7,5-10 %	Brisbin (86)
	7-9 %	McCarthy (81)
primair + spui- + humusslib	6-8,5 %	Keefer (63)
therm. gecond. slib	12 %	Becker (80)
	10-15 %	Kalbskopf (16)
uitgegist primair slib	8-14 %	Kalbskopf (16)
uitgegist mengslib	6-9 %	Kalbskopf (16)

tabel 5: bereikbare indikpercentages

SVR en in geval van mengslib van de verhouding primair slib-spuislib. De laatste factor staat in nauwe relatie tot het gloeiverlies, omdat bij een relatief grotere hoeveel-

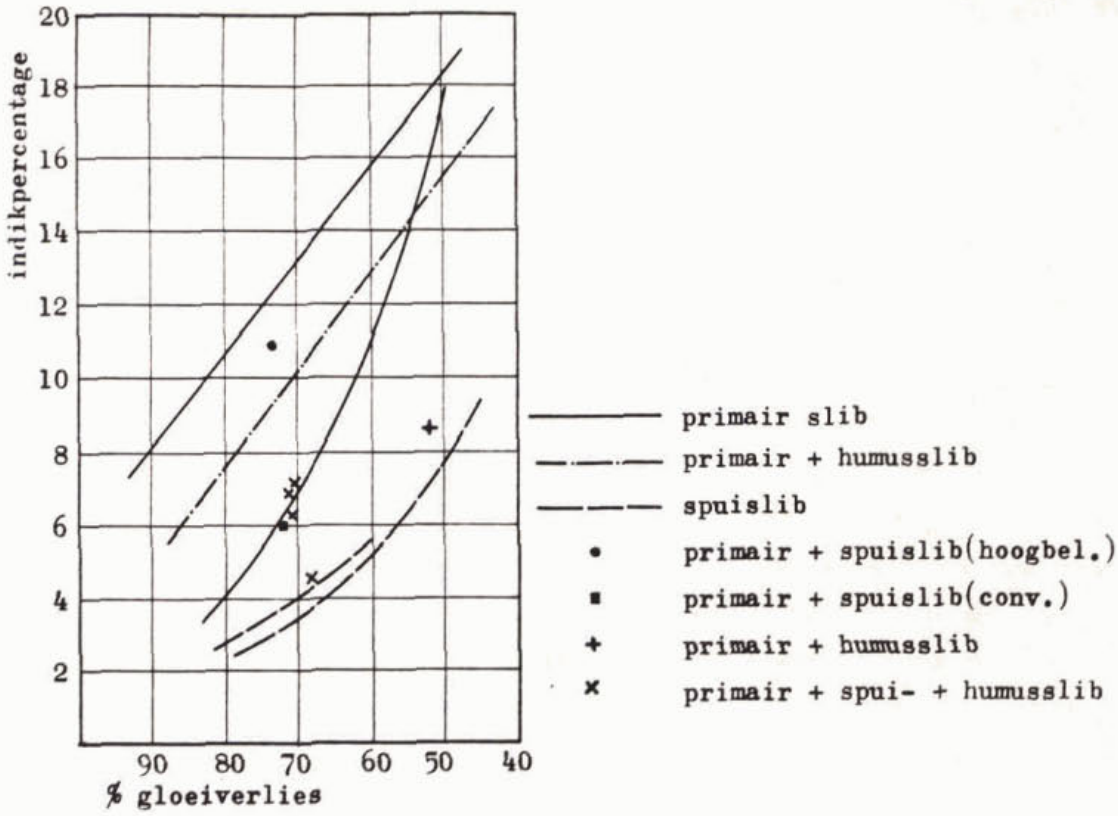


fig. 60: verband tussen het indikpercentage en het gloeiverlies volgens verschillende onderzoeken

heid primair slib het percentage gloeiverlies afneemt. De indruk bestaat dat een lager percentage gloeiverlies een betere indikking geeft. De invloed hiervan is door een aantal onderzoekers nagegaan: Keefer (63), Sparr & Grippi (69), Torpey (78), Dust (85), Brisbin (86) en Stalmann (88). De resultaten van al deze onderzoekingen zijn samengevat in fig. 60. De ingetekende punten zijn het gemiddelde van meerdere proeven, doch deze resultaten zijn niet afzonderlijk weergegeven omdat er of geen duidelijke correlatie tussen de punten bestaat (Torpey, Dust) of de punten zeer dicht op elkaar liggen (Keefer). Uit de figuur is duidelijk af te leiden dat de resultaten weinig overeenkomst vertonen. Alleen de lijnen van Stalmann en Sparr & Grippi vallen nagenoeg samen. Het percentage organische stof in het slib geeft dus niet een eenduidige uitspraak over de te bereiken indikkingsgraad. Wel komt de tendens naar voren dat een slib met een hoger aandeel anorganisch materiaal zich beter laat indikken.

Hoewel de mate waarin het slib wordt ingedikt de belangrijkste factor is waarop een indikker wordt beoordeeld, is de kwaliteit van het geproduceerde effluent ook van belang. Het effluent is dikwijls van een zodanige kwaliteit dat het niet zonder meer kan worden geloosd maar in de zuiveringsinrichting moet worden teruggevoerd. Indien het effluent een hoog gehalte aan afbreekbare stoffen bezit, betekent dit een extra belasting van de zuiveringsinrichting. De indikker zal dus in ieder geval zo moeten worden gedimensioneerd dat er zo weinig mogelijk slibvlokken met het water uit de tank worden meegevoerd.
Volgens Lockyear (3) is uit batchproeven in Stevenage gebleken dat bij het opslaan van actiefslib de BOD van het bovenstaande water het 10- tot 20-voudige kan toenemen na één dag. Voor primair slib ligt dit veel lager. De stijging bij actiefslib wordt toegeschreven aan biologische activiteit of celafbraak. Dit is dus in tegenspraak met hetgeen Sparr & Grippi (69) beweren, nl. dat op vele zuiveringsinrichtingen de kwaliteit van het effluent van een indikker voor spuislib gelijk is aan de effluentkwaliteit van de biologische zuivering. Bij de indikking van een mengsel primair slib en spuislib zal de kwaliteit van het effluent altijd slechter zijn dan van alleen spuislib. In tabel 6 worden enkele getallen gegeven voor de effluentkwaliteit.

	BOD mg/l	zw. stof mg/l
Brisbin (86): primair slib + humusslib	150	100-170
Dust (85) : primair slib + humusslib	130	98
Torpey (78) : primair slib + spuislib	100	115
Voshel (87) : spuislib		140
Keefer (63) : primair + spui- + humusslib		198-436
Jordan & Sch. (15): spuislib + polyelektrolyten	30-84	23-71
primair slib	142	156

tabel 6: kwaliteit van het effluent van indikkers

06.02 De bouw en vormgeving van indikkers

Indikkers worden meestal in beton uitgevoerd, slechts de kleinere diameters worden ook in staal vervaardigd. Ze kunnen zowel een rechthoekige (vierkante) als een ronde vorm hebben; dit hangt zeer nauw samen met de bedrijfsvoering. Indien er geen roerwerk in een indikker wordt gemonteerd dan vervalt de noodzaak voor een ronde vorm. Discontinu bedreven indikkers zijn wel eens als vierkante of rechthoekige tanks uitgevoerd. Ook op plaatsen waar er weinig ruimte is kan de bouw van rechthoekige of vierkante indikkers worden overwogen. Indien men ook in dit type tanks wil roeren dan moet er een heen en weer bewegend roerwerk worden gebruikt.
Tegenwoordig worden indikkers vrijwel uitsluitend gebouwd als ronde tanks (zie fig. 61).

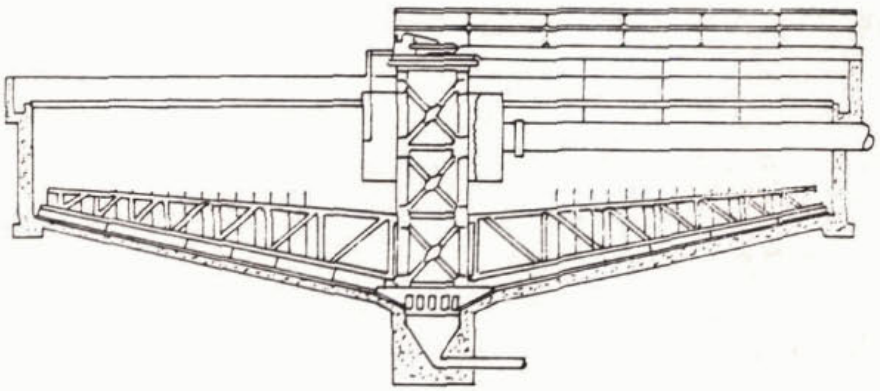


fig. 61: doorsnede van een ronde indikker met hekroerwerk

Als uitvinder van de continu werkende ronde indikker wordt genoemd dr. Dorr, een Amerikaan van Hollandse afkomst (Gundelach, 89). Hij heeft reeds in 1906 een ronde indikker gebouwd voor de afscheiding van cyanidehoudende slibsoorten van een goudmijn in South Dakota.
De ronde tanks hebben een hellende bodem, een centrale invoer, slibruimers die het slib naar het midden transporte-

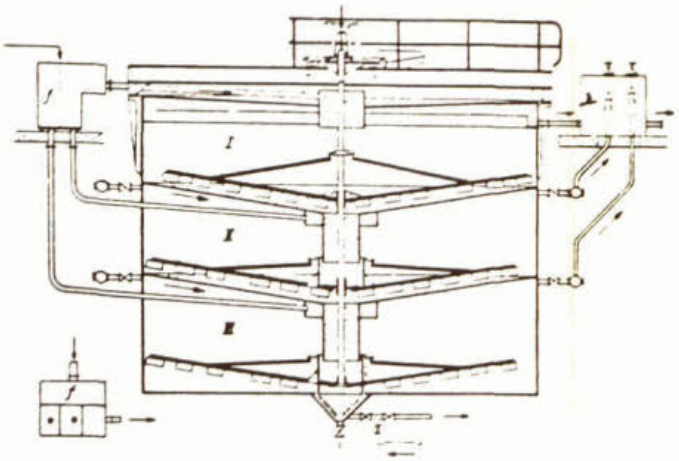


fig. 62: doorsnede van een etage-indikker

ren waar een conische slibzak is geconstrueerd en een overstort langs de omtrek. De bodemhelling is normaal 8°, voor bepaalde slibsoorten tot 15° à 20°. De slibzak heeft meestal een steilere helling van ca. 45°.
Vroeger werden er nog wel etage-indikkers gebouwd (zie fig. 62) maar dergelijke tanks werden zo kostbaar in het onderhoud dat men er van is afgestapt.

De diameter van een tank kan variëren van minder dan 10 m tot meer dan 100 m. De constructie van de slibruimer eventueel met roerwerk is afhankelijk van de diameter. De kanthoogte kan variëren van 2,5 tot meer dan 7 m. Over het algemeen zal een indikker op een rioolwaterzuiveringsinrichting niet zo extreem diep uitgevoerd worden omdat dan de verblijftijd in de slibzone te lang wordt.

De invoer moet zodanig geconstrueerd worden dat het toegevoerde slib gelijkmatig over de tank wordt verdeeld en kortsluitstromen worden vermeden. Bovendien moet de instroomenergie zo goed mogelijk worden vernietigd. Het kan voordeel hebben om boven de slibzak een keerschot aan te brengen om te voorkomen dat de zwaardere deeltjes direkt in de trechter bezinken. Omdat ze buiten de trechter de bodem bereiken moeten ze verwijderd worden door de slibruimer en door de knedende werking van de ruimerbladen kan op die manier een hoger indikpercentage worden behaald. Om de in-

stroomenergie te vernietigen zijn sommige invoertrommels voorzien van een dubbele tangentiële invoer. In het bovenste deel stroomt de ene helft van de toevoer binnen, in het onderste deel stroomt de andere helft op soortgelijke wijze binnen maar dan in tegenovergestelde richting. De tegengesteld gerichte stromen schuiven over elkaar over de gehele lengte en snelheid wordt omgezet in turbulentie. De invoerconstructie kan tot verlenging van de werkelijke verblijftijd bijdragen door hem naar beneden te verlengen tot vlak boven de slibzone. Voor sommige soorten slib, waaronder ook afvalwaterslib, kan de invoertrommel tot in de slibzone steken, zodat de toevoer door het slibbed gefilterd wordt. Dit geeft een betere kwaliteit van het effluent (Stalmann, 5).

Een geheel nieuwe vormgeving is de uitvoering van een indikker als lamellenafscheider. Larsson & Jönson (97) geven een aantal voordelen van deze bouwwijze, waarvan de belangrijkste is het aanzienlijk kleinere oppervlak dat een lamellenafscheider inneemt vergeleken met een conventionele indikker van dezelfde capaciteit, nl. 10%. Door het slib op halve hoogte zijdelings het lamellenpakket in te voeren, kan het gedeelte boven de invoer fungeren als bezinkgedeelte en eronder als indikgedeelte. De verhouding kan naar believen worden gekozen. De meest recente ontwikkeling is de combinatie van een lamellenafscheider met een eronder gebouwde indikker waarin nog een extra verhoging van het slibgehalte kan plaatsvinden.

06.03 De mechanische uitrusting

De mechanische uitrusting van een indikker heeft een drieledig doel:

1. het verwijderen van het op de bodem liggende slib naar de slibzak;
2. het uitoefenen van een knedende werking op het slib ter verhoging van de indikkingsgraad;
3. het langzaam roeren van het slib in de slibzone ter bevordering van het ontsnappen van vrijgekomen water (eventueel gas) en van de snelheid van indikking.

Met een slibruimer wordt aan de eerste 2 voorwaarden voldaan, door het toepassen van een hekroerwerk, bestaande uit vertikale staven, wordt aan de derde voorwaarde voldaan.
De ruimerbladen kunnen uitgevoerd zijn op diverse manieren. Dit hangt voornamelijk af van het gegeven of het te verwijderen slib een hoog gehalte aan organische stoffen heeft of dat het voornamelijk van minerale aard is. Voor organische slibsoorten, die snel aan rotting onderhevig zijn, verdient het gebruik van spiraalruimers de voorkeur. Hiermee wordt het slib in één rondgang naar het midden getransporteerd. Voor minerale slibsoorten kunnen jalouzieruimers worden toegepast, die het slib stapsgewijs naar het midden schuiven.
Tanks met een kleine diameter hebben een ruimermechanisme dat is bevestigd aan een balk of vakwerk met een centrale aandrijving. Het geheel is opgehangen aan een brugconstructie over de tank, die op de tankwand is opgelegd. Wanneer de diameter van de tank groter wordt dan ca. 30 m is het voordeliger om het mechanisme te ondersteunen met een centrale betonnen of stalen schacht omdat anders de brugconstructie te zwaar wordt. Er wordt een vaste brug gebouwd van de tankrand naar de centrale schacht, waaraan eventueel de invoer kan worden opgehangen.
Deze constructie wordt toegepast bij tanks met een diameter vanaf 10 m tot zeer grote diameters van meer dan 100 m. De aandrijving geschiedt centraal. Men is tegenwoordig in staat om zeer grote koppels over te brengen, die ook nodig

zijn in tanks met een grote diameter. Een andere mogelijkheid van aandrijving is die aan de omtrek van een cirkelvormige tank door tractie. Het nadeel van deze methode is de kans op slippen van het wiel bij ijsvorming, stof of regen. Een bijkomende eis is dat de bovenrand van de tankwand zeer zorgvuldig moet worden geconstrueerd met zeer kleine toleranties.
Wanneer het aandrijfmechanisme wordt ontworpen moet bij de berekening van het benodigde vermogen rekening worden gehouden met extreme omstandigheden. Om nodeloze stilstand te voorkomen moet het aandrijfmechanisme een voldoend groot koppel hebben om door een bepaalde hoeveelheid slib te kunnen draaien.

Aan de eis van langzaam roeren kan worden voldaan door aan het mechanisme vertika e staven te bevestigen op een afstand van 25 tot 30 cm. De gunstige werking van deze roerstaven berust op het gemakkelijk laten ontsnappen van het vrijkomende water in de compressiezone, eventueel ook van gasbelletjes. Ook geeft het roerwerk nog een knedende werking in het onderste gedeelte van de slibzone. Dit laatste zal vooral het geval zijn bij een uitvoering met een aantal vertikale vaste staven waar de staven van het roerwerk tussen door draaien. Daar waar gebruik wordt gemaakt van alleen een roerwerk bestaat de kans dat de hele slibmassa voor het roerwerk wordt uitgeschoven. Dit is in de praktijk wel eens voorgekomen. Een aantal vaste staven voorkomt dit meedraaien. Het meedraaien van de slibmassa kan ook het gevolg zijn van een te kleine afstand tussen de roerstaven. Vooral bij het indikken van primair slib bestaat dan de mogelijkheid dat vezelig materiaal aan de staven blijft hangen en de ruimte ertussen opvult.
Het effect van brugvorming wat optreedt bij kleine diameters op laboratoriumschaal komt in grote indikkers niet voor. Het roeren geeft wat dit aangaat dus geen verbetering.
Volgens Sparr & Grippi (69) moeten de staven bij voorkeur worden uitgevoerd in hoekijzerprofiel, te verkiezen boven ronde buizen. Kaden (4) daarentegen verkrijgt de beste resultaten met ronde en halfronde buizen op 30 cm afstand.

De gunstige werking van een roerwerk wordt niet door alle onderzoekers onderschreven; volgens sommigen geeft het gebruik ervan geen enkele verbetering: Jordan & Scherer (65), Newton (90). Het merendeel van de onderzoeken en bedrijfsresultaten meldt echter wel een verbeterende werking. Kaden (4) constateerde verbeteringen van 10 tot 50 % bij inschakeling van een roerwerk. Hegemann (68) bereikte een verbetering van ca. 50 % voor actiefslib in een geroerde indikker op laboratoriumschaal. Uit proeven van Voshel (87) bleek dat uitgegist slib tot een 20 % hogere graad werd ingedikt in een geroerde tank. Ettelt & Kennedy (91) geven verbeteringen van 33 tot 100 %.

De draaisnelheid van de roerwerken is volgens Coulson & Richardson (7) 1 omw/min voor kleinere indikkers en 0,1 omw/min voor grote indikkers. Deze gegevens zijn wat summier en het is dan ook beter om de draaisnelheid vast te leggen als tipsnelheid van de buitenkant van het roerwerk. Om een idee te geven volgt hieronder een opsomming van optimale tipsnelheden volgens diverse onderzoekers:

Kaden (4)	:	max. 2	cm/sec
Kempa (64)	:	2,2	cm/sec
Stalmann (82)	:	3,37	cm/sec
Voshel (87)	:	4	cm/sec
Hörler (92)	:	4,3	cm/sec
Flacowicz (84)	:	4,5-6	cm/sec

Door Gundelach (89) en Raynor & Porter (93) worden tabellen gegeven waarin de draaisnelheid voor diverse diameters wordt opgegeven; hun gegevens zijn gecombineerd in tabel 7, waarbij in de laatste kolom de gemiddelde tipsnelheid is berekend.
Uit deze tabel is een eenvoudige vuistregel af te leiden:

diameter indikker 1 - 20 m :tipsnelheid 10 cm/sec
diameter indikker 25 - 125 m :tipsnelheid 12,5 cm/sec

Het benodigde vermogen voor de aandrijving van het roerwerk wordt eveneens door Gundelach en Raynor & Porter gegeven voor een reeks diameters, zoals vermeld in tabel 8.

tankdiameter m	draaisnelheid (89) omw/min	draaisnelheid (93) omw/min	tipsnelheid cm/sec
1 - 2,5	0,5		9,2
3 - 5,5	0,354		8
6 - 9	0,234	0,27	8,6
9 - 12	0,162	0,20	9,7
13 - 17	0,132		10,3
17 - 21	0,1	0,12	10,7
22 - 25	0,091	0,105	12,2
26 - 30	0,081		11,8
31 - 35	0,076	0,075	12,5
35 - 60	0,075	0,051	15
60 - 75	0,037	0,045	13,5
75 - 100	0,025-0,033	0,025-0,04	14
125		0,02	12,8

tabel 7: draaisnelheid van het roerwerk

tankdiameter m	motorvermogen pk
6	0,75
9-18	1,5
20-30	3
30-55	5
55-70	7,7
70-100	10
100	15

tabel 8: motorvermogen van het roerwerk

06.04 De bedrijfsvoering van indikkers

Indikkers kunnen zowel discontinu als continu worden gebruikt. Wanneer een indikker discontinu wordt gevuld en leeggepompt dan zal het indikrendement in het algemeen lager liggen dan bij continu werkende indikkers. Bij de laatste immers wordt altijd de onderste sliblaag van het concentratieprofiel afgetapt en dit is steeds de hoogste concentratie. Bij een discontinu bedreven indikker wordt de hele slibzone in een keer afgetapt en is de concentratie de gemiddelde concentratie van de slibzone die uiteraard lager is voor dezelfde verblijftijd. Discontinu-indikkers komen voor op kleine installaties. Voor grote installaties met meerdere bezinktanks is het mogelijk om de indikkers continu te voeden. Op die plaatsen waar slibgisting wordt toegepast, kan het gestabiliseerde slib na de gisting goed ingedikt worden. Omdat de gistingstanks dikwijls discontinu worden afgepompt worden dergelijke indikkers ook stootsgewijs belast. Na een bepaalde verblijftijd kan het slibwater afgepomt worden. Bij voorkeur gebeurt dit met een laag debiet gedurende de nacht, waarna tenslotte het ingedikte slib wordt weggepompt. Het verdient aanbeveling om voor een dergelijke bedrijfsvoering 2 of 3 identieke indikkers te bouwen, zodat het vullen, indikken en leegpompen naast elkaar kan geschieden.
Kaden (4) vermeld dat er betere resultaten geboekt worden met discontinue indikking. Bij zijn proeven werd echter een zo lange verblijftijd gekozen dat er een laag drijfslib ontstond en deze laag is met een hoge concentratie afgescheiden van het slibwater.

Bij het indikken van uitgegist slib kan het proces dikwijls bevorderd worden door het wassen van het slib. Hiertoe wordt er een hoeveelheid water toegevoegd in een verhouding slib - waswater die kan variëren van 1:1 tot 1:10. Door het wassen wordt het nagisten van het slib tegengegaan. Triebel & Peil (94) berichtten van uitgebreide proefnemingen waarbij het toevoegen van koud grondwater betere resultaten gaf

dan het toevoegen van gereinigd effluent. Dit was dankzij het grotere temperatuurverschil tussen het slib en het grondwater en het lagere zoutgehalte. In de praktijk wordt op de door hen beschreven installatie met een verhouding 1:1 gewerkt. In de Verenigde Staten wordt dikwijls met veel grotere hoeveelheden waswater gewerkt. Hegemann (68) heeft proeven bij verschillende verhouding van 1:0,5 tot 1:3 uitgevoerd en vond weinig verschil in resultaat. Ook hij bereikte hogere indikpercentages bij gebruik van leidingwater of grondwater vergeleken met gereinigd effluent.

In het verleden is door Torpey (78) ontdekt dat het voordeel gaf om het primair slib en het volumineuze spuislib gezamenlijk in te dikken in een aparte tank. Deze methode gaf een vermindering van het uiteindelijke totaalvolume vergeleken met het afzonderlijk indikken van beide slibsoorten. Bovendien voorkwam de aanvoer van een relatief groot volume effluent samen met het spuislib het ontstaan van een anaërobe toestand. Deze methode is daarna op talloze zuiveringsinrichtingen met succes toegepast. Maar ook nu is het geen uniforme regel dat deze bedrijfsvoering voor iedere inrichting de beste is. Zoals op nagenoeg elk gebied van de slibbehandeling kunnen de eigenschappen van het slib dermate verschillen van plaats tot plaats dat voor sommige inrichtingen een gescheiden indikking van het spuislib betere resulten geeft. Dit is door Goodman & Higgins (95) in een onderzoek op meerdere plaatsen voor een bepaalde installatie aangetoond. Ook Jordan & Scherer (65) hebben een soortgelijke ervaring op een overbelaste actiefslibinstallatie waar het slib gezamenlijk werd ingedikt. Hier trad bulking van de indikker op. Een recent voorbeeld wordt door Van Oers (96) gegeven: Op de rioolwaterzuiveringsinrichting van Breda, uitgevoerd als hoogbelaste actiefslibinstallatie, is gebleken dat het gescheiden indikken van primair slib en spuislib de beste resultaten gaf. Bij het gezamenlijk indikken trad er veel sneller verzuring van het surplusslib op met als gevolg een snel teruglopen van de indikkingsgraad.

Om een zo groot mogelijke indikking te verkrijgen wordt het

aanbevolen de slibspiegel op een constant niveau te handhaven bij continu-bedrijf. Dit kan men bereiken door het inbouwen van een of meerdere slibniveaumeters met een schakelcontact waarmee de slibpompen gestuurd kunnen worden. Voor indikkers met een wat variërende drogestofbelasting kan de slibniveaumeting ook voorkomen dat de slibzone zo hoog wordt opgebouwd dat de verblijftijden van het slib in de slibzone te lang worden en het proces daardoor verslechtert.
Wanneer een slibniveaumeting is uitgevoerd als de combinatie lichtbron-fotocel, dan is een dergelijk apparaat niet overal toepasbaar. Bij het gebruik in een tank waarin uitgegist slib wordt ingedikt kan het slibwater zo'n diepzwarte kleur hebben dat deze meetmethode niet toepasbaar is. Een slibniveaumeting waarbij ultrasoon wordt gemeten is echter overal te gebruiken.

De gewenste hoogte van de slibzone is een veel omstreden procesvariabele. Volgens theoretische beschouwingen en sommige praktijkervaringen heeft een grotere slibdiepte tot gevolg een compacter slib dat wordt afgetapt. Dit wordt veroorzaakt door het gewicht van de bovenliggende lagen slib op de onderste laag. In het verleden is echter gebleken dat dit niet altijd opgaat, vooral niet voor de volumineuze soorten slib die geproduceerd worden in de afvalwaterzuivering en de drinkwaterbereiding. Voor veel onderzoekers heeft de hoogte van de slibzone geen invloed op het rendement. Er zijn ook experimenten uitgevoerd waarin een omgekeerde invloed is bepaald, nl. dat een grotere slibzone een minder geconcentreerd slib gaf.
Volgens Stalmann (5) heeft de hoogte geen invloed, volgens Kalbskopf (16) moet voor actiefslib een hoogte van maximaal 1,5 m worden aangehouden.
Torpey (78) stelt als conclusie van zijn proeven: "The process was controlled by using the concept of sludge volume ratio. In conjunction with this control, the depth of the sludge blanket was kept low, thus aiding in the attainment of higher sludge concentrations".
Keefer (63) vond heel duidelijk bij het indikken van mengslib een nadelige invloed van een grotere slibdiepte; de

indikconcentratie nam af van 8,5 tot 5,8 % bij een toename van de slibdiepte van 0,45 tot 0,90 m.
Een heel ander beeld geven de resultaten van Voshel (87) voor de indikking van spuislib. Hier werd een toename van de indikconcentratie gevonden van 4 tot 7% bij een stijging van de slibhoogte van 0,50 tot 2 m. Voor slibhoogtes boven de 2 m nam de concentratie zeer snel af. Het optimum lag hier dus bij 2 m en dat is ruimschoots boven de door Kalbskopf gestelde maximumwaarde.

Een ander belangrijk aspect van het indikproces zijn de slibpompen waarmee het ingedikte slib uit de indikker wordt verwijderd. Deze slibpompen stellen een maximumgrens aan het indikpercentage. Wanneer dit te hoog wordt dan wordt het slib zo dik dat het verpompen moeilijkheden kan geven. Heel belangrijk is ook de plaatsing van de pompen, waarbij getracht moet worden de lengte van de zuigleiding zo beperkt mogelijk te houden. Lange zuigleidingen beperken de toelaatbare drogestofconcentratie die kan worden afgepompt. Indien het ingedikte slib naar een volgende behandelingstrap wordt getransporteerd, moet de locatie van deze trap zo worden gekozen dat de te overbruggen afstand zo kort mogelijk is.
Het gebruik van centrifugaalpompen voor dit doel moet worden afgeraden vanwege de minder gunstige bedrijfskarakteristiek van dergelijke pompen. Een kleine verandering in de totale dynamische opvoerhoogte veroorzaakt al een grote verandering in het pompdebiet. Elk type pomp met een vlakke Q-H-kromme is minder geschikt omdat het hiermee zeer lastig is om een gewenste concentratie continu af te tappen. De meest geschikte types zijn verdringerpompen in een robuste uitvoering, zoals plunjerpompen, bij voorkeur met een variabele aandrijving, membraanpompen met een variabel debiet door slaginstelling of de recentere wormschroefpompen met variabele aandrijving. Een alternatief is het pompen met behulp van perslucht en drukketels.

06.05 Het gebruik van chemicaliën

Om het indikproces te verbeteren kunnen bepaalde chemicaliën aan het slib worden toegevoegd. Een verbetering van het indikproces kan echter op verschillende factoren van toepassing zijn, zoals een hoger indikpercentage, een snellere bezinking, een betere kwaliteit van het effluent. Afhankelijk van de doelstelling valt de keus op een bepaald type chemicaliën.
Wil men bijvoorbeeld de verblijftijd in een indikker (of bezinktank) verkorten omdat hij overbelast is, dan kan door toevoeging van inerte deeltjes zoals klei de vlok verzwaard en het bezinkproces versneld worden. Hetzelfde is te bereiken met de dosering van vlokmiddelen zoals poly-elektrolieten. Heeft men te maken met organisch slib dat snel aan rotting onderhevig is dan kan door gebruik van bacterieremmende stoffen zoals chloor de biologische activiteit worden afgeremd. Is het gehalte aan zwevende stof of BOD in het effluent van een indikker zo hoog dat de installatie te zwaar belast wordt met het terugvoeren van deze stroom, dan kan er een verbetering worden gezocht in de toepassing van vlokmiddelen.
De te gebruiken chemicaliën zijn dus ruwweg te verdelen in de volgende groepen: vlokmiddelen, bacterie-remmende chemicaliën en inerte materialen.
In het verleden is herhaaldelijk onderzoek gedaan naar de invloed van dergelijke chemicaliën, zowel op laboratoriumschaal als in de praktijk. De belangrijkste resultaten zullen hierna worden gegeven, waarbij de genoemde indeling in groepen wordt aangehouden.

Vlokmiddelen

Van de in aanmerking komende vlokmiddelen nemen de polyelektrolieten een belangrijke plaats in. Hiervan is een groot aantal op de markt verkrijgbaar. Het is algemeen bekend dat voor toepassing in afvalwaterslib de kationische poly-electrolieten de beste resultaten geven.
Jørgensen (66) vond geen verbetering bij het doseren van

polyacrylamide aan primair slib in laboratoriumproeven.
Jordan & Scherer (65) hebben praktijkproeven gedaan met een vijftal kationische poly-elektrolieten die werden gedoseerd aan actiefslib. Gebruikt zijn Purifloc C-31 (2,35 g/kg drogestof), Purifloc 1188-1F (4,4 g/kg), Nalcolyte 634 (6,5 g/kg), Nalcolyte 603 (1,9 g/kg) en Primafloc C-5 (3,95 g/kg). De resultaten waren bevredigend omdat door deze dosering een bulkende indikker weer normaal kon worden bedreven. De resultaten liepen niet ver uiteen voor de verschillende poly-elektrolieten. De drogestofbelasting was gemiddeld 30 kg/m^2.dag en het indikpercentage 2,8%. De kosten bedroegen $ 1,20 tot $ 4,00 per ton drogestof. In een later stadium zijn opnieuw proeven gedaan in dezelfde inrichting na uitbreiding, echter met afvalwater van een andere samenstelling. Gebruikt zijn Nalcolyte 603 (4,77 g/kg) en Aquatrol 410 (6,3 g/kg). De resultaten met eerstgenoemd produkt waren nauwelijks beter, ondanks een 2,5-voudige dosering vergeleken met de eerste proevenserie. Met het andere produkt werd slechts een indikpercentage van 2,3% gehaald bij een drogestofbelasting van 11,5 kg/m^2.dag, wat zonder meer een teleurstellend resultaat genoemd kan worden.
Konicek et al. (71) hebben batch- en continuproeven gedaan met actiefslib, waaraan kationische poly-elektrolieten zijn toegevoegd. Gebruikt zijn Sedipur KA en Praestol 444 in hun optimale dosering van resp. 7,5 en 3,5 g/kg drogestof.
Enkele resultaten zijn weergegeven in fig. 63. De dosering van poly-elektrolieten versnelde het bezinkproces aanzienlijk. Uit de continuproeven bleek dat het effluent minder zwevende stof bevatte, nl. een verlaging met 90% of meer.
Triebel & Peil (89) hebben poly-elektrolieten gebruikt bij het discontinu indikken van uitgegist slib. Terwijl de totale indiktijd eerst 48 uur bedroeg, werd deze verkort tot 33 uur door toevoeging van 10 à 12 g poly-elektroliet per m^3 slib aan het waswater. De dosering gaf een versnelling van het indikproces, maar geen verbetering in de zin van een hoger indikpercentage. Vanwege de hoge kosten werd het gebruik niet economisch geacht. Een nadelig verschijnsel bij de dosering van poly-elektrolieten was de stijging van het drogestofgehalte van het overlopende slibwater met 33%.

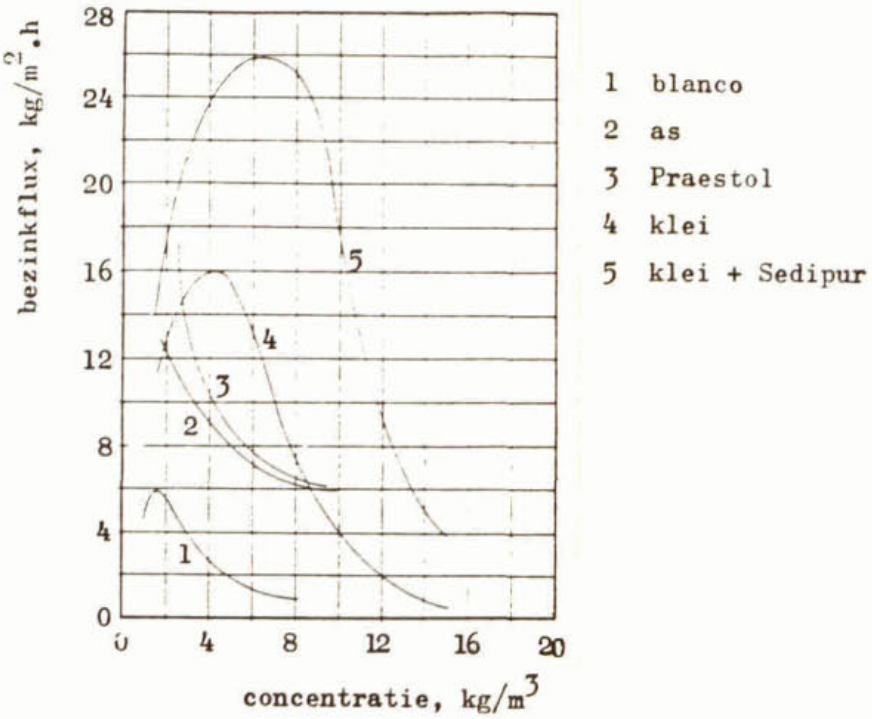


fig. 63: fluxcurves van actiefslib, bepaald door Konicek (uit 71)

Sparr & Grippi (69) vonden in proeven met actiefslib op semi-technische schaal in een diepe tank een verbetering van het indikproces bij toepassing van poly-elektrolieten. De drogestofbelasting kon worden opgevoerd tot 117 kg/m2.dag.

Een tweede groep van in aanmerking komende vlokmiddelen vormen de 3-waardige ijzer- en aluminiumzouten.
Sparr & Grippi (69) vermelden de volgende resultaten met actiefslib: Ferrichloride gaf geen verhoging van het indikpercentage, zelfs bij dosering boven 75 mg/l. Het bovenstaande water was echter zeer helder. Ferrisulfaat gaf geen positieve resultaten. Aluminiumsulfaat is gedoseerd tot 300 mg/l en ook hier was er geen verbetering van het indikpercentage te constateren, echter wel een toenemende verbetering van de helderheid van het effluent naarmate de dosering hoger was.
Hegemann (68) heeft proeven gedaan met de toevoeging van ferrichloride + kalk en ferrosulfaat + kalk aan uitgegist slib. De dosering van de kalk bedroeg steeds het dubbele

van dat aan ijzerzout. Doseringen van minder dan 4 gew.-% ferrichloride of 12 gew.-% ferrosulfaat gaven geen verbetering. Pas bij een dosering van 8% ferrichloride + 16% kalk werd een 25% betere indikking verkregen na 24 uur. Deze verbetering weegt economisch niet op tegen de extra kosten van de chemicaliëndosering.

Bacterie-remmende stoffen

Wanneer organisch slib uit een rioolwaterzuiveringsinrichting moet worden ingedikt kunnen er problemen ontstaan bij een ongewenst hoge biologische activiteit in de indikker. Dit heeft tot gevolg de ontwikkeling van gasbellen die het bezinkproces verstoren en vlokken mee naar boven transporteren die een drijflaag vormen. Dit verschijnsel zal vooral optreden in tanks waar een mengsel van primair slib en biologisch spuislib wordt ingedikt. Om deze ongewenste toestand tegen te gaan kunnen stoffen gedoseerd worden waarvan bekend is dat ze de biologische activiteit afremmen. De bekendste van deze stoffen is chloor. Het gebruik van chloor als effectief bestrijdingsmiddel wordt door vele onderzoekers genoemd. Wanneer een indikker reeds goed functioneert hoeft de toevoeging van chloor geen opzienbarende resultaten te geven.

Sparr & Grippi (69) vermelden dat in laboratoriumproeven een hoger indikpercentage werd behaald bij chloordoseringen van 0,5 tot 1,5 maal de chloorbehoefte. Deze toename wordt toegeschreven aan een duidelijke inkrimping van de vlokgrootte na dosering met chloor. Zij onderzochten eveneens het effect van calcium-hypochloriet. Pas bij een dosering van ca. 100 mg/l was er sprake van een merkbare verbetering. Het gebruik van kopersulfaat gaf slechtere resultaten bij doseringen van 20 tot 60 mg/l. Een dosering van 100 mg/l gaf een verbetering van 20%, toevoeging van 200 mg/l een verbetering van 13%. De troebeling van het slibwater nam toe bij hogere doseringen.

Inerte materialen

Toevoeging van deze materialen heeft tot doel de vlok te verzwaren en zo het indikproces te bevorderen. Voor dit doel zijn talloze materialen onderzocht zoals gemalen

schelpen, verpulverd graniet, magnesiet, diatomeeënaarde, kalk, vliegas, asbestvezels, bentoniet en andere kleisoorten en cement.
Sparr & Grippi (69) vonden dat kalk geen verbetering gaf bij lage doseringen. Pas bij 300 mg/l was er sprake van een duidelijke toename van de slibconcentratie. Bentoniet gaf geen resultaat bij doseringen tot 300 mg/l.
Jordan & Scherer (65) hebben laboratoriumproeven verricht met diverse soorten klei. De ene keer waren de resultaten veelbelovend, de andere keer was er geen of nauwelijks een verbetering te constateren. Het was niet mogelijk uit hun proeven een eenduidig gedrag af te leiden.
Konicek et al. (71) hebben naast de reeds besproken experimenten met poly-elektrolieten eveneens as en klei gedoseerd aan actiefslib. Enkele resultaten van batchproeven staan in fig. 63.

07. Lijst van gebruikte symbolen

a	lineaire compressibiliteitsmodulus	$L^{-2}.T^{2}$
A	oppervlak indikker	L^{2}
$\bar{A}$	eenheidsoppervlak = 1/G	$M^{-1}.L^{2}.T$
B	opdrijvende kracht t.g.v. onderdompeling	$M.L.T^{-2}$
c	concentratie	$M.L^{-3}$
	c_b concentratie bovengrens compressiezone	
	c_e concentratie effluent	
	c_i concentratie van beschouwde laag i	
	c_L concentratie waarvoor flux minimaal is	
	c_o concentratie toevoer	
	c_u concentratie afgetapte slib	
	c^o beginconcentratie bij batchproeven	
c_l	dichtheidsfractie vloeistof = $\varepsilon.\rho$	$M.L^{-3}$
C_{as}	Φ_a/Φ_s	-
d	diameter deeltje	L
D	verdunning = gew. vloeistof/gew. drogestof	-
	D_c verdunning bij begin van compressie	
	D_∞ verdunning voor $t = \infty$	
D_v	diameter bezinkvat	L
D_y	grensdiameter:diameter waarbij een slibkolom met uniforme concentratie juist gedragen wordt door de schuifspanning met de wand	L
e	porie-verhouding = $\varepsilon/1-\varepsilon$	-
F	drogestofbelasting	$M.L^{-2}.T^{-1}$
g	versnelling zwaartekracht	$L.T^{-2}$
G	totale flux	$M.L^{-2}.T^{-1}$
	G_b bezinkflux, bepaald in batchproeven	
	G_c bezinkflux in de compressiezone	
	G_l vloeistofflux	
	G_L minimumflux	
	G_s drogestofflux	
	G_t transportflux in een indikker	
h	willekeurige hoogte	L
H	bedhoogte; hoogte slibzone	L
	H_c hoogte bij begin van compressie	
	H_o beginhoogte	

	H_z snijpunt van H-as een raaklijn aan bezinkcurve in c_i, H_i	
	H_∞ hoogte voor $t = \infty$	
H_y	grenshoogte: hoogte van een slibkolom met uniforme concentratie die door σ_y ondersteund kan worden	L
k	intrinsieke doorlatendheidscoëfficiënt = $\frac{K\mu}{\rho g}$	L^2
k'	gemodificeerde doorlatendheids-coëfficiënt = $\frac{v}{\delta p/\delta x}$	$M^{-1}.L^3.T$
K"	vormfactor	-
k_c	correctiefactor voor gehinderde bezinking = v'/v_o	-
k_G	compressiefunctie van Gould	$M^{-1}.L^4$
k_o	vormfactor van Carman-Kozeny	-
k_R	constante van Roberts	T^{-1}
k_s	constante	$M.L^{-2}.T^{-1}$
K	hydraulische doorlatendheidscoëfficiënt	$L.T^{-1}$
K_1	term gedefinieerd door vgl. 4.40	$L^2.T^{-2}$
K_2	term gedefinieerd door vgl. 4.41	T
K_3	term gedefinieerd door vgl. 4.42	$M.L^{-2}.T^{-1}$
L_1	term gedefinieerd door vgl. 4.44	$L^2.T^{-1}$
L_2	term gedefinieerd door vgl. 4.45	$L.T^{-1}$
L_3	term gedefinieerd door vgl. 4.46	$M.L^{-1}.T^{-3}$
m	constante van Gaudin & Fuerstenau	$L^{-1}.T^{-1}$
M	constante van Gaudin & Fuerstenau	$L^{-1}.T^{-1}$
n	aantal	-
N	factor van Richardson & Zaki	-
p	vloeistofdruk	$M.L^{-1}.T^{-2}$
$\bar{p}$	hydrostatische overdruk	$M.L^{-1}.T^{-2}$
Q	debiet	$L^3.T^{-1}$
	Q_e effluentdebiet	
	Q_o toevoerdebiet	
	Q_u aftapdebiet ingedikt slib	
r	straal van een porie	L
R	vertragingsfactor van Dick & Ewing	T
s	specifieke grensoppervlak	L^{-1}
S	deeltjesflux volgens Kynch	$L^{-2}.T^{-1}$
t	tijd	T
t_c	tijdstip waarop de compressie begint	T
t_u	tijdstip waarop de gewenste aftapconcentratie	T

	c_u is bereikt	
u	snelheid t.g.v. aftappen slib = Q_u/A	$L.T^{-1}$
U	stijgsnelheid van een discontinuïteit volgens Kynch	$L.T^{-1}$
v	bezinksnelheid suspensie	$L.T^{-1}$
	v' relatieve bezinksnelheid suspensie t.o.v. vloeistof	
	v_∞ bezinksnelheid suspensie in een oneindig groot vat	
	v_c' relatieve bezinksnelheid suspensie t.o.v. vloeistof tijdens compressie	
	v_i bezinksnelheid suspensie met concentratie c_i	
	v_o bezinksnelheid volgens Stokes	
	v_s bezinksnelheid drogestofmatrix in punt x	
v*	stijgsnelheid van eer bepaalde concentratie volgens Kynch	$L.T^{-1}$
v_l	vloeistofsnelheid in punt x	$L.T^{-1}$
v_u	stijgsnelheid vloeistof in indikker	$L.T^{-1}$
W	gewicht	$M.L.T^{-2}$
x	afstand in gewone coördinatenstelsel	L
X	afstand in coördinatenstelsel van Lagrange	L
y	afstand gerekend vanaf bovengrens compressiezone (neerwaarts)	L
Y	diepte onder grensvlak compressiezone	L
ε	porositeit	-
μ	dyn. viscositeit van de vloeistof	$M.L^{-1}.T^{-1}$
μ_c	dyn. viscositeit van de suspensie	$M.L^{-1}.T^{-1}$
ρ	dichtheid vloeistof	$M.L^{-3}$
ρ_a	dichtheid aggregaten (vlokken)	$M.L^{-3}$
ρ_c	dichtheid suspensie	$M.L^{-3}$
ρ_s	dichtheid drogestof	$M.L^{-3}$
σ	effectieve druk (druk tussen de deeltjes overgebracht)	$M.L^{-1}.T^{-2}$
σ_y	bezwijkdruk in de compressiezone	$M.L^{-1}.T^{-2}$
σ_t	totale druk in de compressiezone	$M.L^{-1}.T^{-2}$
τ_y	bezwijkschuifspanning tussen compressiezone en wand	$M.L^{-1}.T^{-2}$
Φ_a	volumefractie aggregaten (vlokken)	-
Φ_s	volumefractie drogestof	-

08. Geraadpleegde literatuur

1. Onstwedder, H.; Van der Vlies, A.W.
   Indikking van aëroob gemineraliseerd slib door een basketcentrifuge.
   H_2O 8 (1975), nr. 22, p.438-445.
2. Dick, R.I.
   Gravity thickening of waste sludges.
   Filtration and Separation 9 (1972), p.177-183.
3. Lockyear, C.F.
   Gravity thickening of biological sludges.
   Water Research Centre, technical report TR39 (1977).
4. Kaden, S. et al.
   Aufgaben und Bedeutung der Abwasser-schlammbehandlung im Umweltschutz.
   WWT 22 (1972), H. 9, p.314-317.
5. Stalmann, V.
   Grundlagen und Auswirkungen der Schwerkrafteindickung.
   Stuttgarter Berichte z. Siedlungswasserwirtschaft, H. 28, 1967, p.73-89.
6. Baskerville, R.C.; Komerek, J.A.; Gale, R.S.
   Effects of operating variables on filter press performance.
   Water Poll. Control 70 (1971), p.410-418.
7. Coulson, J.M.; Richardson, J.F.
   Chemical Engineering, vol. 2: Unit Operations.
   McGraw Hill Book Co., New York, 1968, p.168-193.
8. Fitch, E.B.
   Sedimentation process fundamentals.
   Biological treatment of sewage and industrial wastes, vol. II. (McCabe and Eckenfelder, eds.), New York, 1957, p.159-170.
9. Fitch, E.B.
   Sedimentation process fundamentals.
   Trans. Inst. Mining, Metall. and Petr. Engrs. 223 (1962), p.129-137.
10. Coe, H.S.; Clevenger, G.H.
    Methods for determining the capacities of slime sett-

ling tanks.
Trans. Am. Inst. Mining Engrs. 55 (1916), p.356-384.

11. Behn, V.C.
Settling behaviour of waste suspensions.
Journal of the San. Eng. Div., ASCE 83, (1957), nr. SA5, paper 1423, p.1-20.

12. Comings, E.W.; Pruiss, C.E.; DeBord, C.
Continuous settling and thickening.
Ind. and Eng. Chemistry 46 (1954), nr. 6, p.1164-1172.

13. Fitch, E.B.
Batch tests predict thickener performance.
Chem. Eng. 78 (1971), nr. 19, p.83-88.

14. Kalbskopf, K.-H.
Studies on the design of gravity thickening.
Water Research 6 (1972), p.499-502.

15. Fitch, E.B.
The design of intermittently fed thickeners.
Ind. and Eng. Chemistry 60 (1968), nr. 7, p.8-14.

16. Kalbskopf, K.-H.
Theoretische Grundlagen, Bemessung und Verfahrensweise der Schlammeindickung.
Gewässerschutz - Wasser - Abwasser, Bd. 6, Aachen 1971, p.73-88.

17. Robinson, C.S.
Some factors influencing sedimentation.
Ind. and Eng. Chemistry 18 (1926), nr. 8, p.867-871.

18. Steinour, H.H.
Rate of sedimentation.
Ind. and Eng. Chem. 36 (1944), part 1: p.618-624,
part 2: p.840-847,
part 3: p.901-907.

19. Richardson, J.F.; Zaki, W.N.
Sedimentation and fluidisation: part 1.
Trans. Instn. Chem. Engrs. 32 (1954), p.35-53.

20. Shannon, P.T.; Stroupe, E.P.; Tory, E.M.
Batch and continuous thickening; Basic theory; Solid flux for rigid spheres.
Ind. and Eng. Chem. Fundamentals 2 (1963), p.203-211.

21. Hassett, N.J.
Design and operation of continuous thickeners.

Ind. Chemist 1958, nr. 3, p.116-120; nr. 4, p.169-172, nr. 9, p.489-494.

22. Dick, R.I.
Thickening.
Water Quality Improvement by Physical and Chemical Processes;
Water Resources Symp. 3 (1970), Univ. of Texas Press, p.358-369.

23. Dick, R.I.
Gravity thickening of sewage sludges.
Effluent and Water Treatment J. 12 (1972), p.597.

24. Kynch, G.J.
A theory of sedimentation.
Transactions of the Farady Society 48 (1952), p.166-176.

25. Yoshioka, N. et al.
Batch settling of homogeneous flocculated slurries.
J. chem. Soc. Japan, Ind. chem. sect. 19 (1955), p.616-626.

26. Yoshioka, N. et al.
Continuous thickening of homogeneous flocculated slurries.
J. chem. Soc. Japan, Ind. chem. sect. 21 (1957), p.66-74.

27. Ball, R.O.; Smullen Jr, R.F.
Pilot scale evaluation of clarifier performance.
Proc. 30th Ind. Waste Conf. Purdue Univ. (1975), p.448-456.

28. Talmage, W.P.; Fitch, E.B.
Determining thickener unit areas.
Ind. and Eng. Chemistry 47 (1955), p.38-41.

29. Hassett, N.J.
Mechanism of thickening and thickener design.
Transactions of the Inst. of Mining and Metallurgy, Section C, 74 (1965), p.627-656 en discussie 75 (1966), p.C188-C191.

30. Gaudin, A.M.; Fuerstenau, M.C.
On the mechanism of thickening.
Proceedings of the Int. Mineral Processing Congress, Inst. of Mining and Metallurgy, London, 1960, p.115-127.

31. Gaudin, A.M.; Fuerstenau, M.C.
Experimental and mathematical model of thickening.
Transactions, Am. Inst. of Mining, Metall. and Petr. Engineers 223 (1962), p.122-129.

32. Michaels, A.S.; Bolger, J.C.
Settling rates and sedimentation volumes of flocculated kaolin suspensions.
Ind. and Eng. Chem. Fundamentals 1 (1962), p.24-33.

33. Scott, K.J.
Mathematical models of mechanism of thickening.
Ind. and Eng. Chem. Fundamentals 5 (1966), nr. 1, p.109-113.

34. Fitch, E.B.
Current theory and thickener design.
Ind. and Eng. Chemistry 58 (1966), nr. 10, p.18-28.

35. Shannon, P.T.; DeHaas, R.D.; Stroupe, E.P.; Tory, E.M.
Batch and continuous thickening; Prediction of batch settling behaviour from initial rate data with results for rigid spheres.
Ind. and Eng. Chem. Fundamentals 3 (1964), p.250-260.

36. Shannon, P.T.; Tory, E.M.
Settling of slurries.
Ind. and Eng. Chemistry 57 (1965) nr. 2, p.18-25.

37. Shannon, P.T.; Tory, E.M.
Batch and continuous thickening; Prediction of batch settling behaviour from initial rate data with results for rigid spheres.
Ind. and Eng. Chem. Fundamentals 4 (1965), nr. 3, p.367-368.

38. Scott, K.J.
Experimental study of continuous thickening of a flocculated silica slurry.
Ind. and Eng. Chem. Fundamentals 7 (1968), p.582-595.

39. Vesilind, P.A.
The design of thickeners from batch settling tests.
Water and Sewage Works 115 (1968), p.418-419.

40. Mancini, J.L.
Gravity clarifier and thickener design.
Proc. 17th Ind. Waste Conf. Purdue Univ., (1962), p.267-277.

41. Dell, C.C.; Sinha, J.
Experimental study of the behaviour of flocculated clays in thickening.
Trans. of the Inst. of Mining and Metallurgy, section C, 75 (1966), p. C139-146.
discussion, 76 (1967), p.C135-141 en C219-224.

42. Dell, C.C.; Kaynar, M.B.
Channelling in flocculated suspensions.
Filtration and Separation 5 (1968), p.323-327.

43. Chakravarti, A.; Dell, C.C.
The behaviour of highly flocculated suspensions in batch tests.
Powder Technology 3 (1969/70), p.287-295.

44. White, M.J.D.
The settling of activated sludge - theory and practice.
Conf. of the Inst. of Chem. Engrs., York, april 1975.

45. Vesilind, P.A.
Quiescent batch thickening of activated sludge in small cylinders.
Vatten 25 (1969), nr. 4, p.456-462.

46. Comings, E.W.
Thickening calcium carbonate slurries.
Ind. and Eng. Chemistry 32 (1940), nr. 5, p.663-667.

47. Scott, K.J.
Theory of thickening: factors affecting settling rate of solids in flocculated pulps.
Transactions of the Institute of Mining and Metallurgy 77 (1968), p.C85-C97.

48. Roberts, E.J.
Thickening - Art or Science?
Transactions Am. Inst. Mining Engrs. 184 (1949), p.61-64

49. Gaudin, A.M.; Fuerstenau, M.C.; Mitchell, S.R.
Effect of pulp depth and initial pulp density in batch thickening.
Mining Engineering 11 (1959), p.613-616.

50. Tory, E.M.; Shannon, P.T.
Reappraisal of the concept of settling in compression.
Ind. and Eng. Chem. Fundamentals 4 (1965), p.194-204.

51. Dick, R.I.; Ewing, B.B.

Evaluation of activated sludge thickening theories.
Journal of the San. Eng. Div., ASCE 93 (1967), nr. SA4, p.9-29
discussion: 94 (1968), p.182-191, 431-433, 553-558, 1280-1287.

52. Shirato, M. et al.
Analysis of settling of thick slurries due to consolidation.
Journal of Chem. Eng. of Japan 3 (1970), p.98-104.

53. Work, L.T.; Kohler, A.S.
The sedimentation of suspensions.
Trans. Am. Inst. Chem. Eng. 36 (1940), p.701-719.

54. Behn, V.C.
The sludge thickening operation in sewage treatment.
Dissertation, Dept. of Sanitary Eng. and Water Resources, John Hopkins University, 1953.

55. Anderson, A.S.; Hanson, R.C.
A simulation model of the gravity separation of concentrated solids.
Proceedings 6th Intern. Conf. Water Poll. Research, juni 1972, p.457-474.

56. Gould, B.W.
Behaviour of sludges in compression sludge gravity thickener design.
Proceedings 7th Intern. Conf. Water Poll. Research, sept. 1974, p.127-135.

57. Shin, B.S.; Dick, R.I.
Effect of permeability and compressibility of flocculent suspensions on thickening.
Proceedings 7th Intern. Conf. Water Poll. Research, sept. 1974, p.137-147.

58. Kos, P.; Adrian, D.D.
Gravity thickening of water treatment plant sludges.
94th Annual conference, AWWA, Boston, Mass., juni 1974.

59. Kos, P.
Gravity thickening of water-treatment-plant sludges.
Journal A.W.W.A. 69 (1977), p.272-282.

60. Kos, P.; Adrian, D.D.
Transport phenomena applied to sludge dewatering.
Journal of the Env. Eng. Div., ASCE 101 (1975), nr.

EE6, p.947-965.

61. Fitch, E.B.
Current theory and thickener design - part 1, 2 and 3
Filtration & Separation 12 (1975),
nr. 4, p.355-359;
nr. 5, p.480-488, 553;
nr. 6, p.636, 638.

62. Scott, K.J.
Thickening of calcium carbonate slurries: Comparison of data with results for rigid spheres.
Ind. and Eng. Chem. Fundamentals 7 (1968), p.484-490.

63. Keefer, C.E.
Thickening of raw sludge.
Water and Sewage Works 107 (1960), p.R336-R341.

64. Kempa, E.S.
Zur Schwerkrafteindickung von Abwasserschlämmen.
Chem. Technik 21 (1969), H. 7, p.399-403.

65. Jordan Jr, V.J.; Scherer, C.H.
Gravity thickening techniques at a water reclamation plant.
Journal W.P.C.F. 42 (1970), p.180-189.

66. Jørgensen, S.E.
Concentration of primary sludges.
Vatten 25 (1969), p.89-92.

67. Edde, H.J.; Eckenfelder, W.W.
Theoretical concept of gravity sludge thickening; Scaling-up laboratory units to prototype design.
Journal W.P.C.F. 40 (1968), nr. 8, p.1486-1498.

68. Hegemann, W.
Versuche zur Schlammeindickung auf dem Klärwerk Wuppertal-Buchenhofen.
Kommunalwirtschaft 9 (1968), p.334-344.

69. Sparr, A.E.; Grippi, V.
Gravity thickeners for activated sludge.
Journal W.P.C.F. 41 (1969), p.1886-1904.

70. Merkel, W.
Eindickprozesse in der Nachklärung von Belebungsanlagen.
Gewässerschutz - Wasser - Abwasser, Bd. 6, Aachen 1971, p.95-102.

71. Konicek, Z.; Handova, Z.; Pardus, I.
Separation and gravity thickening in secondary sedimentation tanks.
Proceedings 7th Int. Conf. Water Poll. Research, 1974, p.149-160.

72. Lesperance, T.W.
Application of fundamentals to waste treatment sedimentation design.
Biological treatment of sewage and industrial wastes, vol. II. (McCabe and Eckenfelder, eds.), 1957, p.182-195.

73. Scott, K.J.
Continuous thickening of flocculated suspensions.
Ind. and Eng. Chem. Fundamentals 9 (1970), nr. 3, p.422-427.

74. Vesilind, P.A.
Discussie op (51).
Journal of the San. Eng. Div., ASCE 94 (1968), p.185-191.

75. Vesilind, P.A.
The influence of stirring in the thickening of biological sludge.
Thesis, University of North Carolina, Chapell Hill, N.C., 1968.

76. Vesilind, P.A.
Design of prototype thickeners from batch settling tests.
Water and Sewage Works 115 (1968), p.302-307.

77. Scott, K.J.
Significance of critical settling point in settling of flocculated slurries.
Trans. of the Inst. of Mining and Metallurgy, section C, 76 (1967), p.C71-72.

78. Torpey, W.N.
Concentration of combined primary and activated sludges in separate thickening tanks.
Proc. Sep. no 443, ASCE 80 (1954), p.1-17.

79. Imhoff, K.R.
Die Eindickung von Schlamm und die weitere Entwässerung von stabilisierten Schlamm durch natürliche Verfahren.

München. Beitr. Abwasser-Fisch-Flussbiol. 1966, Bd. 13, p.72-92.

80. Becker, K.P.
Diskussionsbeitrag zur Frage der Eindickerdimensionierung.
IWL-Forum 69/III-IV, p.47-49.

81. McCarty, P.L.
Sludge concentration - needs, accomplishments and future goals.
Journal W.P.C.F. 38 (1966), nr. 4, p.493-507.

82. Stalmann, V.
Untersuchungen zur Technik der Eindickung am Beispiel von Emscherbelebtschlamm und zu den technisch-wirtschaftlichen Auswirkungen der Eindickung auf Folgeprozesse der Abwasserschlammbehandlung.
Veröff. des Inst. für Siedlungswasserwirtschaft, TH Hannover, H. 19, 1965.

83. Möller, U.
Schlammeindickung.
Müll- und Abfallbeseitigung, Bd. 2 (Kumpf, Maas und Straub, eds.), Erich Schmidt Verlag, Berlin 1973, Teil 3120.

84. Flacowicz, J.
Experiments on the mechanical thickening of sewage sludges.
Dissertatie, TH Warschau, 1964, (Pools).

85. Dust, J.
Sludge thickening proves economical in Beaumont, Texas, sewage treatment plant.
Civil Engr. 26 (1956), p.246-250.

86. Brisbin, S.G.
Sewage sludge thickening tests.
Sewage and Ind. Wastes 28 (1965), p.158-165.

87. Voshel, D.
Sludge handling at Grand Rapids Michigan waste water treatment plant.
Journal W.P.C.F. 38 (1966), nr. 9, p.1506-1517.

88. Stalmann, V.
Zur Eindickung von Abwasserschlamm.
GWF 108 (1967), nr. 18, p.485-487.

89. Gundelach, W.
Abtrennung von feststoffen aus industriellen Adwässern in Eindickern.
Aufbereitungs-Technik 11 (1970), H. 9, p.531-537.

90. Newton, D.
Thickening by gravity and mechanical means.
Wastes Eng. 34 (1963), nr. 4, p.190-191.

91. Ettelt, G.A.; Kennedy, T.J.
Research and operational experience in sludge dewatering at Chicago.
Journal W.P.C.F. 38 (1966), p.248-257.

92. Hörler, A.
Beitrag zur Frage der Schlammeindickung.
Schweiz. Zeitschrift für Hydrologie 20 (1958), p.41-59.

93. Raynor, R.C.; Porter, E.F.
Thickeners and clarifiers.
Chem. Eng. 73 (1966), nr. 13, p.198-202.

94. Triebel, W.; Peil, G.
Die Schlammbehandlung auf dem Gruppenklärwerk I des Niersverbandes.
GWF 108 (1967), H. 18, p.495-506

95. Goodman, B.L.; Higgins, R.B.
A new device for waste-water treatment sludge concentration.
Water and Wastes Eng. 7 (1970), p.30-32.

96. Van Oers, R.E.M.
Bedrijfservaringen rwzi Breda.
H_2O 11 (1978), nr. 4, p.71-76.

97. Larsson, H.F.; Jönson, T.
Klärung und Eindickung im Lamellen-Eindicker.
Aufbereitungstechnik 16 (1975), H.3, p.136-139.

09. Aanvullende literatuur

Behn, V.C.; Liebman, J.C.
Analysis of thickener operation.
Journal of the San. Eng. Div.,
ASCE 89 (1963), nr. SA3, p.1-15
nr. SA6, p.57-59
90 (1964), nr. SA3, p.133-134.

Black, S.A.
Sludge thickening in primary clarifiers.
Ont. Water Resources Commn. Div., Res. Publ. nr. 24, 1967.

Bloodgood, D.E.
Concentration of activated sludge.
Sewage Works Journal 19 (1947), nr. 2, p.202.

Böhm, H.; Gämmerler, H.
Neuentwickelter Krählwerks-Eindicker.
Aufbereitungs-Technik 13 (1972), p.183-185.

Buysch, H.P.
Eindickung von Klärschlamm unter Einfluss der Temperatur.
Dissertation TH Aachen.
Gewässerschutz-Wasser-Abwasser, Bd. 14 (1973).

Cheng, R.T.
The effect of gentle mixing on sludge thickening.
Thesis, Dept. of Environmental Sciences and Eng.,
University of North Carolina, Chapell Hill, 1965.

Chodak, M.E.
Operation of continuous thickeners.
Effluent and Water Treatment J. 2 (1962), nr. 8,
p.445-448.

Ciečkiewicz, Z.
Ueber den Verlauf der Eindickung roher städtischer

Klärschlamme.
Diplomatarbeit, Lehrstuhl für Wasseraufbereitung und Abwasserreinigung, T.H. Wroclaw, 1964, (Pools).

Colin, F.
The use of polyelectrolytes for flocculation and thickening of residual sludges.
Terres Eaux 21 (1968), nr. 55, p.27-28.

Couche, R.A.; Goldney, L.H.
The design of continuous thickeners for flocculated suspensions.
Proc. Austral. Inst. Mining and Metallurgy 191 (1959), p.117-139.

Cross, H.E.
A new approach to the design and operation of thickeners.
Met. Soc. Conf. 24 (1963), p.387-415.
en: Journal South Afr. inst. mining and metallurgy 63 (1963), no. 7., p.271-298.

Dell, C.C.
Laboratory studies on the removal of water from clays by deep cone thickening.
Trans. Brit. Ceram. Soc. 69 (1970), nr. 6, p.217-220.

Dick, R.I.
Applicability of prevailing gravity thickening theories to activated sludge.
Thesis, University of Illinois, 1965.

Dick, R.I.
Thickening characteristics of activated sludge.
Proceedings 4th Intern. Conf. Water Poll. Research, Praag, 1969., p.625-639 en 641-642.

Dick, R.I.
Gravity thickening of sewage sludge.
Water Pollution Control 71 (1972), nr. 4, p.368-380.

Dick, R.I.; Javaheri, A.R.
Continuous thickening of nonideal suspensions.
U.S. Nat. Tech. Inform. Serv., PB Rep. 1972, nr. 209531, 71 pp.

Dick, R.I.
Thickening of sludges.
Proc. National Conf. on Municipal Sludge Management, Information Transfer, Inc., Washington D.C., 21 (1974).

Eckenfelder, W.W.; Mancini, J.L.
Thickening of industrial sludges.
Proceedings 5th Ind. Water and Waste Conf., Dallas, 1965, p.64-77.

Fitch, E.B.
Unresolved problems in thickener design and theory.
29th Research conference: Filtration and separation, Nagoya, Japan (1972).

Goodman, B.L.; Higgins, R.B.
Concentration of sludges by gravity and pressure.
Proc. 25th Ind. Waste Conf. Purdue Univ. 1970, p.383-388.

Goudy, R.F. et al.
Concentration of sewage sludge - A symposium.
Proceedings Am. Soc. Civil Engrs. 70 (1944), p.1275.

Gould, B.W.
A theory of gravity sludge thickening.
Mech. and Chem. Eng. Trans. (Australia) 18 (1974).

Gundelach, W.
Neuere Bauarten von Eindickern.
Chem.-Ing.-Techn. 45 (1973), H. 10a, p.663-667.

Hassett, N.J.
Theories of the operation of continuous thickeners.
Ind. Chemist 37 (1961), p.25-28.

Hassett, N.J.; Lawson, A.W.; Stockley, N.J.
An investigation into the mechanism of continuous thickening.
1st. Intern. Chemical Engineering Conference, Brno, 1962.

Hassett, N.J.
Concentrations in a continuous thickener.
Ind. Chemist 40 (1964), p.29-33.

Javaheri, A.R.; Dick, R.I.
Aggregate size variations during thickening of activated sludge.
Journal W.P.C.F. 41 (1969), nr. 5, p.R197-R214.

Javaheri, A.R.; Dick, R.I.
Fluid displacement and floc particle size variation during thickening of activated sludge.
41st. Annual Conference of the W.P.C.F., Chicago, sept. 1968.

Javaheri, A.R.
Continuous thickening of non-ideal suspensions.
Thesis, University of Illinois 1971.

Jernqvist, A.S.H.
Experimental and theoretical studies of thickeners.
Svensk Pappertidning 68 (1965), p.506-511, p.545-548, p.578-582.
Svensk Pappertidning 69 (1966), p.395-398.

Kammermeyer, K.
Settling and thickening of aqueous suspensions.
Ind. and Eng. Chemistry 33 (1941), nr. 12, p.1484-1491.

Katz, W.; Geinopoulos, A.
Concentration of sewage treatment plant sludges by thickening.
Proc. 10th San. Eng. Conf., Univ. of Illinois, bulletin, 65 (1968), nr. 115, p.33.

Moncrieff, A.G.
Theory of thickener design based on batch sedimentation tests.
Trans. Inst. Mining and Metallurgy 73 (1964), nr. 10, p.720-759 + discussion 73 (1964), p.161.

Mönnich, K.H.
Zur Frage der Schlammeindickung.
Veröff. des Inst. für Siedlungswasserwirtschaft, TH Hannover 1969, H. 31, p.199-224.

Obma, C.A.
Sludge thickening by gravity settling - New developments.
13th Annual Wastes Eng. Conf., University of Minnesota, 1966.

Reuter, J.
Möglichkeiten zur Automatisierung des Betriebes von Kläreindickern in Aufbereitungsanlagen durch Anwendung organischer synthetischer Flockungsmittel.
Aufbereitungs-Technik 15 (1974), H. 4, p.187-193.

Reuter, J.M.
Polyelektrolyte und ihre Anwendung bei der Eindickung und Entwässerung von Abwasserschlämmen.
Chemie-Ing.-Technik 48 (1976), nr. 5, p.389-394.

Rüb, F.
Eindickung und Entwässerung von Abwasserschlämmen.
Wasser, Luft und Betrieb 8 (1964), H. 8, p.463-467.

Rudolfs, W.; Lacy, L.O.
Sedimentation and thickening of activated sludge.
Sewage and Ind. Wastes 4 (1934), nr. 6, p.647.

Rudolfs, W.
Concentration of activated sludge by compacting and flotation.
Sewage Works Journal 15 (1943), nr. 4, p.642.

Samworth, R.B.
A flocculation model for continuous thickening.
Thesis, Cornell University, 1968.

Schramm, G.
Die Einsatzmöglichkeiten von Schlammeindickern.
Industrieabwässer (1965), p.29-31.

Scott, K.; Alderton, J.
Maximum solids handling capacity of continuous thickeners.
Trans. Inst. of Mining and Metallurgy, section C, 75 (1966), p.C201-C210.

Scott, K.J.
Solids-settling zones observed in continuous thickeners and their bearing on automatic control.
Proc. 1st Int. Conf. on Particle Technology, Illinois Inst. Technology (1973).

Shannon, P.T.; Tory, E.M.
The analysis of continuous thickening.
Trans. Am. Inst. Mining Engrs. 235 (1965), nr. 12, p.375-382.

Sparr, A.E.
The thickening of activated sludge.
Thesis, New York University, Dept. of Civil Eng., 1942.

Stalmann, V.
Die Bedeutung der Schwerkrafteindicker für die Schlammbehandlung.
Kommunalwirtschaft (1967), nr. 9, p.337-342.

Talmage, W.P.
Progress report no. 7, Continuous thickening studies.
International Dorr-Oliver report (1959).

Tesarik, I.; Vostrcil, J.
Hindered settling and thickening of chemically precipitated flocs.

Proceedings 5th Intern. Conf. Water Poll. Research, 1970, no. II-25.

Travaini, D.
Sludge thickening at Phoenix, Arizona.
Water Works and Sewerage, april 1934.

Travaini, D.
Activated-sludge thickening.
Water Works and Sewerage 85 (1938), p.495.

Vesilind, P.A.; Dick, R.I.
Initial depth as a variable in activated-sludge settling tests.
Effluent and Water Treatment J. 9 (1969), nr. 5, p.263-267.

Wallis, G.B.
A simplified one-dimensional representation of two-component vertical flow and its application to batch sedimentation.
Third Congress of the European Federation of Chem. Engrs. (1962) - Symposium on the Interaction between Fluids and Particles, 9.

Wirts, J.J.; Ausflug, E.J.
Concentration of activated sludge.
Sew. Works and Ind. Wastes 23 (1961), p.1219.

Wise, W.S.
Theory of the operation of continuous thickeners.
Ind. Chemist 36 (1960), p.77-79.

White, M.J.D.; Baskerville, R.C.; Lockyear, C.F.
Continuous thickening of biological sludges and the influence of stability.
Water Poll. Control 76 (1977), p.86-97.

10. Dankwoord

Tot besluit wil ik een woord van dank uitspreken aan degenen die hebben meegewerkt aan de voltooiing van dit rapport.
In de eerste plaats aan de heer Ir. A.N. van Breemen voor zijn zeer gewaardeerde bijdrage aan de redaktie van het geheel.
Voorts aan Ria Oranje voor het nauwgezet typen van de vele formules.
Vermeldenswaard is ook de bijdrage van de studentassistenten aan het tekenwerk voor de illustraties.
Tenslotte ben ik de medewerkers van de STORA en het KIWA erkentelijk voor hun werkzaamheden bij de uiteindelijke publikatie van het rapport.

11. Summary

This report, entitled "Gravity sludge thickening - fundamentals", gives an extensive review of all theories and mathematical models, including their interrelations, which have been developed by a number of autors. A division has been made into zone-settling theories and compression theories.

The theoretical part serves as a basis for the subsequent chapter on shaping and dimensioning of thickeners. There are given some formulas which can be used to determine the necessary surface-area and height of the tanks. Application of these formulas is for the greater part based on the performance of laboratory-scale batch settling tests. A description of these tests is given as are the requirements on a laboratory set-up.

The design criteria are completed with results from practical experience, like the hydraulic loading or overflow rate, the solids loading, the rate of thickening for different sludges and the effluent quality. Finally the practical aspects of thickening are summarized, viz. the construction of the tank, the mechanical equipment, the operation of thickeners and the use of chemicals.