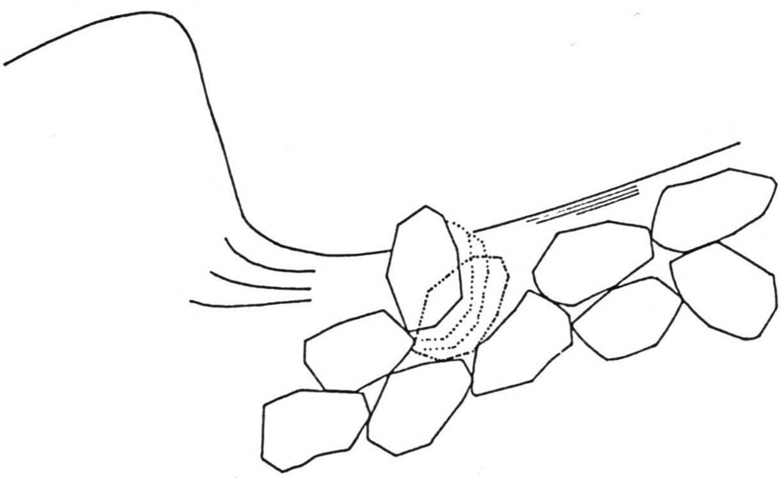
De beschrijving van de stabiliteit van een stortsteen talud onder regelmatige golfaanval met een numeriek model



Maurice A. de Graaf

TU Delft

Technische Universiteit Delft

Faculteit der Civiele Techniek
Vakgroep Waterbouwkunde
Sectie Waterbouwkunde

De beschrijving van de stabiliteit van een stortsteen talud onder regelmatige golfaanval met een numeriek model

Afstudeerverslag, verricht als onderdeel van het doctoraal examen aan de Technische Universiteit Delft, fakulteit Civiele Techniek.

Maurice A. de Graaf

november 1988

Afstudeerhoogleraar: Prof. dr. ir. E.W. Bijker
Begeleider: Dr. ir. J.W. van der Meer

SAMENVATTING

Een numerieke beschrijving van de waterbeweging op een talud, met daaraan gekoppeld een stabiliteitsberekening voor stortsteen, is ontwikkeld door Kobayashi (1987). De waterbeweging wordt beschreven met de 1-dimensionale lange-golf vergelijking. De golfkrachten langs het talud worden beschreven met de vergelijkingen van Morison. Resultaten met dit model zijn door Kobayashi gepubliceerd. Het numerieke model is echter voor derden niet beschikbaar. Hoofdstuk 1 geeft een omschrijving van het probleem. De golfkrachten op een stortsteen talud worden behandeld in hoofdstuk 2. Hoofdstuk 3 behandelt de uitgangspunten van het numerieke waterbewegingsmodel.

In deze studie is een numeriek model ontwikkeld voor de berekening van de stabiliteit van een stortsteen talud onder regelmatige golfaanval. De uitgangspunten van Kobayashi zijn hiervoor exact gevolgd. Instabiliteit is verondersteld, als het punt 'begin van beweging' van een individuele steen wordt overschreden. Het numerieke model voor de stabiliteit van een stortsteen golfbreker met een recht talud is beschreven in hoofdstuk 4. Het waterbewegingsmodel zoals dat door Kobayashi is beschreven en op de TU Delft opnieuw is opgezet door Broekens (1988), is in deze studie gebruikt en hieraan is het stabiliteitsmodel gekoppeld.

De berekeningen met het stabiliteitsmodel zijn gericht op het vinden van een kritieke stabiliteitstoestand van een taludkonfiguratie voor een bepaalde golfkonditie. Hieruit volgt een ontwerpkriterium voor de dimensionering van een stortsteen golfbreker.

De resultaten van het in deze studie ontwikkelde stabiliteitsmodel zijn vergeleken met het grootschalig fysisch modelonderzoek van Ahrens (1972). Dit onderzoek is verricht naar de stabiliteit van een stortsteen golfbreker onder regelmatige golfaanval met een recht talud. Daarnaast zijn de resultaten vergeleken met die van het numerieke model van Kobayashi. Deze zullen in principe gelijk zijn, doordat dezelfde uitgangspunten zijn gekozen. In hoofdstuk 5 komt dit aan de orde.

In deze studie is nader onderzoek verricht naar de invloed van verschillende parameters op de stabiliteitsberekeningen voor een recht talud. Dit wordt behandeld in hoofstuk 6.
Het blijkt, dat verschillende parameters een grote invloed hebben op de berekening van de minimale stabiliteit van een stortsteen talud. In hoofdstuk 7 zijn de konklusies en aanbevelingen beschreven.

Het ontwikkelde programma en het parameteronderzoek bieden een basis om de numerieke modellering van stortsteen taluds verder te ontwikkelen. Eveneens kunnen berekeningen met onregelmatige golven worden ingevoerd.

INHOUDSOPGAVE

1. INLEIDING

1.1 Probleemstelling

Een populair ontwerp in de kustwaterbouw voor zowel een havenverdediging als een rivieroeververdediging is een golfbreker of taludbekleding van stortsteen. Het talud is opgebouwd uit een aantal lagen van bepaalde steengrootte. De toplaag met de grootste steendiameter biedt weerstand tegen golfaanval en stroming.
De laatste 10-tallen jaren is veel onderzoek verricht naar stortsteen konstrukties met behulp van schaalmodellen. Dit onderzoek is gericht op het formuleren van ontwerpkriteria ten aanzien van de stabiliteit van de konstruktie voor golfaanval. Het stochastisch karakter van de golfbelasting en de niet-uniformiteit van de konstruktie zijn er verantwoordelijk voor, dat de ontwerpkriteria nog steeds ter discussie staan.
Eenvoudige ontwerpformules worden gegeven door Hudson en Iribarren. Veel belangrijke parameters, zoals golfperiode en doorlatendheid van het talud, worden in deze formules niet meegenomen. De meeste ontwerpkriteria zijn gebaseerd op een toelaatbaar schadenivo van de konstruktie.
De grondslag van de schade is het feit dat het punt van 'begin van beweging' van een individuele steen wordt overschreden. In het algemeen bestaat het ontwerp van een stortsteen konstruktie uit de volgende drie faktoren:

1. ekonomische faktoren - welk schadenivo kan worden geaccepteerd afhankelijk van de investeringen.
2. klimatologische faktoren - bepalend voor het golfklimaat.
3. interaktie tussen golven en stortsteen - ontwikkeling van het schadeproces.

Juist dit laatste punt is bij modelonderzoek zelden nader beschreven. Om hierin inzicht te krijgen moet het krachtenspel tussen water en de stenen worden geformuleerd. In een numeriek model kan dit proces, sterk vereenvoudigd, beschreven worden. Hiermee kan een beter inzicht worden verkregen in het ontstaan van schade. Via deze modellen kan men komen tot betere ontwerpkriteria. Een belangrijke ontwikkeling is verricht door Kobayashi (1987). Basis hierbij is het model dat de waterbeweging op een talud beschrijft. De waterbeweging wordt in dit model beschreven door de watersnelheid en drukhoogte varieërend in plaats en tijd over het talud. Hieraan gekoppeld beschrijft een model de stabiliteit van een individuele steen. Het numerieke model is door een niet gebruikersvriendelijke opzet niet beschikbaar voor derden. Uitsluitend een beschrijving van het numerieke model en enige resultaten zijn gepubliceerd.

In dit verslag is een numeriek stabiliteitsmodel ontwikkeld voor een stortsteen talud, volgens de richtlijnen van Kobayashi. Het waterbewegingsmodel volgens Kobayashi, opnieuw opgezet door Broekens (1988), is gebruikt om daaraan het stabiliteitsmodel te koppelen. Het werk van Kobayashi is als handleiding aangehouden, ten eerste om de resultaten te reproduceren en te analyseren en ten tweede voor een verdere ontwikkeling en toepassing van het model.

1.2 Numeriek onderzoek naar stortsteen taluds

De meeste basis vergelijkingen voor een stabiliteitsbeschouwing van golfkrachten op een talud richten zich op het stadium van 'begin van beweging'. Een numeriek stabiliteitsmodel, gebaseerd op het kriterium begin van beweging, is ontwikkeld door Kobayashi en Otta (1987). Het model beschrijft voor regelmatige golven een periodiek golfbeeld, met daaraan

gekoppeld een berekening van de stabiliteitsverdeling over het talud. Het rekengebied strekt zich uit van de teen van de golfbreker tot de maximale uprush (zie figuur 1). De analyse van de waterbeweging ter plaatse van het talud is gebaseerd op de lange-golftheorie. Dit leidt tot een 1-dimensionaal beeld van de waterbeweging (de watersnelheid over de hoogte is konstant). Het model geeft voor elke kombinatie van tijdstap en plaats een waterstandsnivo en watersnelheid, resulterend in een uprush en downrush. Daarnaast is een stabiliteitsbeschouwing uitgevoerd met als benodigde variabelen de waterstand en watersnelheid. Deze twee variabelen bepalen de krachten die op de afzonderlijke stenen werken. De resulterende kracht bestaat uit een aantal komponenten die in plaats en tijd varieëren. Een dergelijk model geeft de kritieke stabiliteit aan. Met andere woorden indien geijkt aan betrouwbare meetgegevens is het bepalend voor het ontstaan van schade aan een golfbreker. De over de diepte gemiddelde horizontale watersnelheden uit het waterbewegingsmodel worden gekoppeld aan de golfkrachten. De golfkrachten werken parallel en loodrecht op het talud. De aanname die door Kobayashi wordt gesteld is dat ter plaatse van het talud de horizontale watersnelheden rechtstreeks getransponeerd worden tot snelheden parallel aan het talud. Bij flauwe taluds zijn de verschillen tussen de snelheden klein.
Het model van de waterbeweging kan daarmee worden gekoppeld aan een stabiliteitsbeschouwing van het talud.

1.3 Het stabiliteitsmodel

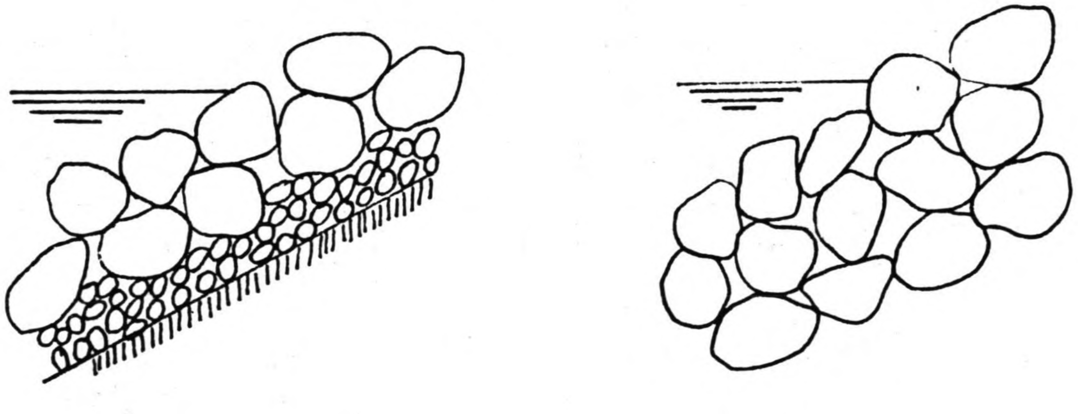
Het stabiliteitsmodel voor een stortsteen golfbreker is in dit verslag ontwikkeld volgens de opzet van Kobayashi en Otta. Het stabiliteitsmodel is één van de mogelijkheden die aan het waterbewegingsmodel gekoppeld kan worden. Een andere toepassing is bijvoorbeeld het onder-

zoek naar de stabiliteit van steenzettingen.
Als uitgangspunt is het model voor de waterbeweging op het talud gebruikt. Deze waterstroming kan schade aan het talud veroorzaken. Er zijn twee stadia waarbij schade kan optreden aan een stortsteen talud. Ten eerste komt een steen in beweging wanneer het kriterium begin van beweging wordt benaderd. In de praktijk betekent dit dat de steen op zijn plaats heen en weer beweegt. Gevolg is na wat zettingen een lichte schade. Ten tweede kan een steen geheel verdwijnen van het talud door optillen, wegrollen of wegglijden.
Het stabiliteitsmodel is gebaseerd op het kriterium 'begin van beweging'. In het model worden de krachten op een individuele steen beschouwd. Het resultaat is dat over het gehele talud een beeld van de kritieke stabiliteit verkregen wordt, uitgedrukt in een stabiliteitsparameter. In de stabiliteitsbeschouwing is ook de golfperiode meegenomen. Uit veel schaalmodelonderzoek is gebleken dat voor regelmatige golven er een duidelijke invloed van deze parameter is.
De resultaten van het numerieke model zijn vergeleken met grootschalig modelonderzoek naar de stabiliteit van stortsteen taluds bij regelmatige golven, verricht door Ahrens (1972).
Door het punt van beginnende schade (0%-2%) uit de modeltesten gelijk te stellen aan het kriterium van 'begin van beweging' uit het numerieke model, is een vergelijking tussen de resultaten mogelijk.

2. STABILITEIT STORTSTEEN TALUD

2.1 Opbouw van een talud

Een stortsteen talud bestaat uit een aantal lagen van verschillende steendiameter of hooguit uit één homogeen pakket. De samenstelling van de lagen is bepalend voor de doorlatendheid van de toplaag. Een goed doorlatende bovenlaag reduceert de maximum watersnelheden op het talud. In onderstaande figuur zijn twee situaties weergegeven.



a. konstruktie ondoorlatend voor golfinvloed

b. konstruktie doorlatend voor golfinvloed

De vorm, ruwheid en de korrelgradering van de stenen van de toplaag zijn bepalend voor de inwendige hoek van wrijving voor de steenlaag. Deze hoek ligt in de orde van 45° à 55°. Onderzoek van Van der Meer en Pilarczyk (1987) heeft uitgewezen dat de korrelgradering van de toplaag niet of nauwelijks invloed heeft op de minimale stabiliteit.

2.2 Sterkte van een stortsteen talud

De sterkte van een stortsteen talud kan in drie aspekten worden verdeeld:

-overall sterkte : bekledingslaag kan in zijn geheel afschuiven; uitspoeling filterlaag.

-detail sterkte : stabiliteit van een enkele steen.

-inwendige sterkte : materiaal onderhevig aan erosie, of breukvorming van het materiaal.

Om het stabiliteitskriterium 'begin van beweging' te bepalen wordt verder alleen ingegaan op de detailsterkte.
Een aantal bezwijkmechanismen van een individueel element kan worden onderscheiden:
- Verplaatsing door een glijdende beweging.
- Rollen of kantelen over de onder- of bovenliggende stenen.
- Oplichten van een steen.

Deze mechanismen worden in een volgende paragraaf besproken.
De stabiliteit wordt weergegeven door een stabiliteits-parameter, het stabiliteitsgetal :

$$Ns = \frac{H}{\Delta D_{n50}} \tag{2.1}$$

waarin : H = golfhoogte van de inkomende golf [m]
Δ = specifieke dichtheid $(\rho_s - \rho)/\rho$ [-]
ρ = soortelijk gewicht van water [kg/m^3]
ρ_s = soortelijk gewicht van steen [kg/m^3]
D_{n50} = nominale diameter [m]

Voor statisch stabiele stortsteen taluds ligt deze parameter tussen de 1 à 4.

2.3 Golfkrachten op een element

De golfkrachten die werken op een element kunnen in drie groepen worden onderverdeeld.

1. Hydraulische krachten (destabiliserend)
2. Gewicht van een element onder water (stabiliserend)
3. Kontaktkrachten tussen de elementen onderling (stabiliserend)

De kontaktkracht wordt vertaald in een weerstandskonstante, die afhankelijk is van de tangens van de natuurlijke hellingshoek van de elementen.
De golfkrachten zijn afhankelijk van de momentane waterstroming. Het stromende water veroorzaakt de volgende krachten:

- Sleepkracht F_D

- Liftkracht F_L

- Traagheidskracht F_I

- Uitstroomkracht F_O (aanname ≈ 0)

Golfkrachten kunnen in een algemene vorm beschreven worden als een funktie van de watersnelheid. (behalve de traagheidskracht, deze is afhankelijk van de versnelling)

$$F = \rho \; C \; D^2 \; u^2 \qquad [N] \qquad (2.2)$$

Waarin: D = karakteristieke diameter van het element [m]
ρ = soortelijk gewicht van water [kg/m^3]
u = watersnelheid [m/s]
C = stromingskonstante [-]

2.3.1 Formulering golfkrachten

Voor het numerieke stabiliteitsmodel, dat uitgaat van de watersnelheid en waterdruk op het talud, moeten de krachten als een funktie van de watersnelheid worden gegeven. Voor de toestand van een niet-stationaire stroming worden deze gegeven volgens de vergelijkingen van Morison en O'Brien.

$$F_D = \frac{1}{2} \rho \, C_D \, C_2 \, D^2 |u| u \qquad (2.3)$$

$$F_L = \frac{1}{2} \rho \, C_L \, C_2 \, D^2 (u)^2 \qquad (2.4)$$

$$F_I = \rho \, C_M \, C_3 \, D^3 \frac{du}{dt} \qquad (2.5)$$

waarin: C_2 en C_3 : vormkoëfficiënten
C_L, C_D en C_M : stromingskoëfficiënten

De traagheidskracht is afhankelijk van het volume van de steen en de versnelling van het water.

De stabiliserende kracht is het steengewicht onder water :

Dit is: $$W = \rho g \, (s-1) \, C_3 \, D^3 \qquad (2.6)$$

waarin : s = soortelijke massa verhouding van steen tot water (ρ_s / ρ) [-]
(s-1) = Δ = specifieke dichtheid [-]

2.3.2 Waarden van de konstanten

In de formules komt een aantal koëfficiënten voor. De vormkoëfficiënt C_2 heeft betrekking op het aanstroomoppervlak. Dit is het oppervlak van een steen geprojekteerd loodrecht op de stroomrichting. De vormkoëfficiënt C_3 heeft betrekking op het volume van een steen met een mediaan gewicht. De stromingskoëfficiënten C_L, C_M en C_D worden bepaald door ijking aan meetresultaten.
In de literatuur worden voor deze laatste koëfficiënten waarden gegeven. Ze zijn afhankelijk van een aantal stromingparameters, zoals het Reynoldsgetal en de Keulegan-Carpenter parameter. In paragraaf 4.3 wordt de afhankelijkheid van deze koëfficiënten voor de stromingsparameters bekeken.

2.3.3 Kontaktkracht

De hoek van inwendige wrijving in water is afhankelijk van een aantal faktoren. Deze faktoren zijn voornamelijk de oppervlakteruwheid en de haakweerstand van een element, volgens Klein Breteler en Van der Meer (1984). Dit veroorzaakt een weerstand bij het verplaatsen van de elementen ten opzichte van elkaar.
De weerstandskracht wordt weergegeven als een verhouding tussen de wrijvingskracht FR (parallel aan het talud) en een normaalkracht FN. Dit leidt tot de volgende relatie :

$$FR = \tan \varphi * FN. \qquad (2.7)$$

waarin : φ = hoek van inwendige wrijving van steen

2.4 Waterstroming over het talud

Een gedetailleerde beschrijving van het stroombeeld op een talud is niet eenvoudig te geven. Uitgaande van inkomende regelmatige golven ontstaat een periodiek stomingsbeeld. Tijdens deze cyclus ontstaat een aantal kritieke fasen ten aanzien van de stabiliteit van de toplaag. De stabiliteit wordt minimaal tijdens de downrush of uprush. Een steile taludhelling veroorzaakt hoge snelheden gedurende de downrush. Bij een doorlatende konstruktie zullen de maximale watersnelheden langs het talud lager zijn dan bij een ondoorlatende toplaag. Dit verschil komt vooral tot uiting bij de langere golfperioden waarbij het water de tijd krijgt in de toplaag te dringen.

Een omschrijving van de kritieke omstandigheden bij golfaanval van de toplaag is gegeven in een literatuuronderzoek van het Waterloopkundig Laboratorium M-1809 over stortsteen taluds.

Tijdens het verloop van de waterbeweging gedurende één golfperiode is er een aantal situaties waarbij de stabiliteit kritiek kan worden. In figuur 2, ontleend aan M-1809, zijn deze situaties weergegeven. Een maatgevende toestand kan optreden tijdens de maximale downrush (zie figuur 2 a,b). Op twee plaatsen ontstaat een krachten kombinatie die tot instabiliteit kan leiden. Aan de bovenzijde van de terugtrekkende golf ontstaat een opwaartse kracht naar buiten gericht door een hoog waternivo in de bekledingslaag. Belangrijker is echter de plaats waar de snelheid maximaal is tijdens de downrush. De sleepkracht en liftkracht zijn dan ook maximaal. De traagheidskracht is eveneens groot en gelijk gericht. Dit punt bevindt zich even onder de stil waterspiegel, aangegeven als punt C in figuur 2b.

Tijdens een aankomende golf met een steil golffront is de versnelling groot en de uprush bereikt een maximumwaarde. Er ontstaat een punt waar de snelheden van de uprush en downrush

botsen. Het gevolg is een resulterende snelheid loodrecht op het talud (figuur 2c). De outflow en liftkracht versterken deze golfkracht omhoog (deze situatie kan in een 1-dimensionaal model niet beschreven worden).
Een neerstortende golf kan een impactbelasting veroorzaken. Gevolg is een kracht naar beneden en een kracht langs het talud omhoog. Daarna worden de snelheden gedurende de uprush maximaal (figuur 2d, punt f).

2.5 Krachten evenwicht voor individueel element

'Begin van beweging' is het kriterium waarvoor de stabiliteitsmechanismen zijn opgesteld. De dynamische golfbelasting wordt hierbij voorgesteld door een statisch krachten evenwicht. Voor de berekening van een moment wordt aangenomen, dat de kracht aangrijpt in het middelpunt van de steen. In werkelijkheid zal de golfkracht voor een steen gelegen in de toplaag hoger aangrijpen, zie figuur 4.1. Bij de berekening van de liftkracht is geen rekening gehouden met de onderlinge wrijving tussen de stenen. Een verwaarlozing van deze weerstand tegen liften betekent dat de evenwichtsvoorwaarde voor dit mechanisme te konservatief is.
Voor een taludhelling steiler dan 1:3 wordt de meeste schade aangericht tijdens de downrush. Bij hellingen flauwer dan 1:3 is dit tijdens de uprush.
Uit modelonderzoek van Den Breeker en Vries (1985) is gebleken, dat zich een gekombineerd effekt kan voordoen. Tijdens een uprush kan een steen even worden opgelicht. De retourstroom van de uprush kan dan de steen verdraaien of meenemen, die door de uprush in een minder stabiele toestand is komen te liggen. Het ontstaan van schade is hier een kombinatie van uprush en downrush. Bij een relatief steile taludhelling is de downrushsnelheid groot. Dan kunnen de stenen worden meegenomen, zonder dat deze in een fase ervoor instabiel zijn

geworden door de uprush. In het bovengenoemd modelonderzoek wordt hierover gezegd, dat van de elementen die tijdens de downrush het talud verlaten, 80% tijdens de uprush beweegt.

2.6 Snelheden in brekende golven

Bij stortsteen taluds met een helling van 1:3 à 1:5 ontstaan meestal brekende golven van het type plunging breker. Het type plunging breker wordt bepaald door de surf similarity parameter (ξ). De plunging breker ontstaat bij een $\xi < 2{,}5$ à 3,0.

$$\xi = \frac{\tan \Theta}{\sqrt{H/L_o}} \qquad (2.7)$$

waarin:
Θ = hellingshoek van het talud [graden]
H = golfhoogte [m]
L_o = diepwater golflengte ($gT^2/2\pi$) [m]
g = zwaartekracht versnelling [m/s²]
T = golfperiode [s]

In onderzoek van Sawaragi (1983) wordt gesteld dat de dimensieloze maximum watersnelheid ($u_{max}/\sqrt{gH}$) bij een golffront een funktie is van de surf similarity parameter, de hellingshoek van het talud, de golfhoogte, de relatieve ruwheid en de doorlatendheid van de kern. Modelonderzoek is onder andere verricht naar een stortsteen talud van 1:2 met een ondoorlatende kern. Het talud werd aangevallen door regelmatige golven. Het resultaat voor deze konfiguratie was dat als absolute maximum van de dimensieloze watersnelheid $u_{max}/\sqrt{gH}=1{,}5$ werd bereikt. Er gold voor de inkomende golfhoogte, dat de verhouding van golfhoogte en waterdiepte aan de teen $H_i/ho_t=0{,}3$. De maximum watersnelheid bereikte zijn

top in het gebied van 2,0 ≤ ξ ≤ 3,0. De gemeten maximum snelheden bij een doorlatende kern voor dezelfde taludhelling zijn lager, namelijk $u_{MAX}/\sqrt{gH}=1,0$.
Vooruitlopend op de resultaten van het numerieke model blijkt dat de maximum dimensieloze watersnelheden in het waterbewegingsmodel beduidend lager zijn dan de metingen van Sawaragi. In het waterbewegingsmodel dat uitgaat van een ondoorlatende kern is het maximum van de gemiddelde horizontale snelheid voor het onderzochte proevenprogramma ongeveer $u_{MAX}/\sqrt{gH}=0,9$.

3. MODEL VOOR DE WATERBEWEGING

3.1 Waterbeweging op het talud

Kobayashi en Otta (1987) gaan uit van een waterbeweging op het talud, die beschreven wordt met de lange golf theorie. Het waterbewegingsmodel volgens Kobayashi, is opnieuw opgezet door Broekens (1988). Het systeem wordt geschematiseerd tot een 1-dimensionaal model bestaande uit een kontinuïteitsvergelijking en een niet-lineaire bewegingsvergelijking, volgens :

$$\frac{\partial h'}{\partial t'} + u' \frac{\partial h'}{\partial x'} + h' \frac{\partial u'}{\partial x'} = 0 \qquad (3.1)$$

$$\frac{\partial u'}{\partial t'} + u' \frac{\partial u'}{\partial x'} = - g \frac{\partial h'}{\partial x'} - g \frac{\partial z_b'}{\partial x'} - \frac{\tau_b'}{h' \rho} \qquad (3.2)$$

waarin: u' = watersnelheid [m/s]

τ_b' = bodem schuifspanning [N/m²]

h' = waterdiepte boven het talud [m]

z_b' = bodem verloop t.o.v. referentie [m]

In de bewegingsvergelijking is voor de schuifspanning de formule van Jonsson (1966) gekozen. Deze formule is ontwikkeld voor bodemwrijving die uitsluitend door golven veroorzaakt is.

$$\tau_b' = \tfrac{1}{2} f_w' \rho \, u_b' |u_b'| \qquad (3.3)$$

waarin : f_w' = wrijvingskoëfficiënt [-]

u_b' = u' (voor het 1-dimensionale model)

Voor een relatief ruwe bodem, zoals bij stortsteen taluds, geldt volgens Jonsson een waarde voor f_w' van ongeveer 0,32. De vergelijkingen worden genormaliseerd door invoering van een karakteristieke vertikale en horizontale lengteschaal en een tijdschaal. Dit maakt een eenvoudige vergelijking met andere resultaten mogelijk. De volgende dimensieloze variabelen ontstaan.

In het vervolg zijn variabelen met een dimensie aangegeven met accent, dimensieloze variabelen zonder accent :

$$x = \frac{x'}{T'\sqrt{gH'}} \qquad h = \frac{h'}{H'} \qquad t = \frac{t'}{T'} \qquad u = \frac{u'}{\sqrt{gH'}} \qquad ho_t = \frac{ho_t'}{H'}$$

$$\Theta = \xi\sqrt{2\pi} = \sigma \tan \Theta' \qquad f_w = \tfrac{1}{2}\,\sigma\, f_w' \qquad \sigma = T'\sqrt{\frac{g}{H'}}$$

waarin : Θ = genormaliseerde bodemhelling
σ = parameter afhankelijk van golfsteilheid
ho_t = genormaliseerde waterdiepte aan voet talud

De ligging van het bodemtalud wordt gegeven door de dimensieloze parameter z (een negatieve waarde van z geeft de dimensieloze bodemdiepte aan):

$$z = \int_0^x \Theta \, dx - ho_t \qquad x \geq 0 \qquad (3.4)$$

Ter plaatse van stilwaterlijn (swl) geldt z=0.
Voor een recht talud geldt: $z = \Theta\, x - ho_t$.
Voor de dimensieloze z-waarde geldt ook : $z = z'/H'$, waarin z' de bodemdiepte in meters aangeeft (zie figuur 1).

De dimensieloze lange golf vergelijkingen zijn (beschreven in appendix A1):

$$\frac{\partial h}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x}(h\,u) = 0 \qquad (3.5)$$

$$\frac{\partial u}{\partial t} + u\frac{\partial u}{\partial x} = -\frac{\partial h}{\partial x} - \Theta - f_w \frac{u|u|}{h} \qquad (3.6)$$

3.2 Het numerieke model

Een numerieke oplossing voor de vergelijkingen (3.5) en (3.6) is gevonden met het expliciete differentie schema van Lax en Wendroff (1960). Het rekengebied wordt begrensd door een zeewaartse rand en een landwaartse rand (zie figuur 1). Als begin tijdstip op t=0 wordt het tijdstip genomen waarop de golftrein het rekengebied aan de zeewaartse rand binnenkomt. De aanvangssituatie hoeft niet de stilwaterlijn te zijn. Een beginvoorwaarde kan in het programma ingevoerd worden.
De zeewaartse rand wordt ter plaatse van de teen van het talud genomen. De inkomende regelmatige golf, gedefinieërd door golfhoogte en golfperiode, wordt berekend met de korte golftheorie. Het is ook mogelijk om met behulp van een data-bestand een onregelmatige golf op de rand in te voeren. De landwaartse rand beweegt mee met het verloop van de uprush en downrush. Het rekengebied kan dus varieëren in grootte.

In dit differentie schema wordt een brekende golf gesimuleerd door een steil, bijna vertikaal, golffront. Door numerieke slingeringen aan de achterflank van een golffront is het noodzakelijk een dempingsterm toe te voegen. De dempingsterm heeft alleen invloed op het gebied waar de snelheidsgradiënt extreem groot is. De numerieke slingering treedt op bij een lage waarde van de surf similarity parameter, voor $\xi \leq 3$.

3.2.1 Wrijvingskoëfficiënt

De grootte van de wrijvingskoëfficiënt zal voor een specifieke situatie empirisch bepaald moeten worden. Een schatting van de koëfficiënt f_w' is in het bewegingsmodel gemaakt aan de hand van een vergelijking van de maximale uprush tussen het numerieke model en de waarden uit het onderzoek van Ahrens. Het resultaat bij Kobayashi (1987) en Broekens (1988) is de aanname van een konstante waarde van $f_w' = 0,3$. De invloed bij verandering van f_w' is het grootst voor de downrushsnelheid. De terugstromende waterlaag heeft een kleine waterdiepte, waardoor de weerstandterm in de bewegingsvergelijking een relatief belangrijke invloed krijgt.

3.2.2 Dempingsterm

De dempingsterm is ingevoerd om de numerieke slingering te beperken. Bij plunging golven ontstaat in het model een zeer steil golffront. Na de golftop ontstaat een slingering bij dit type golven.
De dempingsterm heeft alleen invloed op het gebied van de numerieke slingering waar de gradiënt van de watersnelheid groot is. De mate van afvlakking is afhankelijk van een dempingsfaktor (ϵ).
In het model van Kobayashi is op arbitraire wijze gekozen voor $\epsilon=1,1$ (geldt ook voor Broekens). In de situaties waarin de numerieke slingering het grootst is, is de invloed van de demping bij deze dempingsfaktor gering. Een aanzienlijke slingering is nog aanwezig. Een grotere mate van demping is

te bereiken door een hogere waarde voor ϵ te kiezen. In paragraaf 5.3 wordt hier verder op ingegaan.

3.2.3 Numerieke stabiliteit

De stabiliteit van het differentie schema van Lax-Wendroff wordt bepaald door de volgende stabiliteitsvoorwaarde voor de dimensieloze variabelen:

$$\left| \frac{\Delta t}{\Delta x} \right| \leq \frac{1}{|u_m| + c_m} \qquad (3.7)$$

waarin : $|u_m|$ = maximum waarde van de absolute dimensieloze watersnelheid

c_m = dimensieloze golfsnelheid aan de teen van de golfbreker

$((c_m)^2$=dimensieloze waterdiepte aan de teen)

$c_m = \sqrt{g\ ho_t'}/\sqrt{gH'} = \sqrt{ho_t'/H'} = \sqrt{ho_t}$ [-]

Δx = $1/s_o * ho_t/(\sigma * \tan\Theta')$ [-]

σ = $T\sqrt{g}/\sqrt{H}$

s_o = aantal knooppunten waarin de stilwaterlijn verdeeld is.

Δt = tijdstap [-]

Voor iedere test heeft het rechter deel van (3.7) een vaste waarde. De bovengrens van de maximum snelheid volgt uit berekeningen met het waterbewegingsmodel en c_m uit de waterdiepte van de teen tot de stilwaterlijn. Het linkerdeel van de vergelijking is relatief groot, wanneer Δx klein is. De lengtestap Δx is klein voor hoge waarden van ξ . Een test met hoge ξ zal maatgevend zijn als stabiliteitsvoorwaarde, als voor een serie berekeningen dezelfde tijdstap wordt aangehouden.

De inbreng van de dempingsfaktor heeft een negatieve invloed op de stabiliteitsvoorwaarde van het systeem. Voor de handhaving van de stabiliteit bij toepassing van de dempingsterm in de buurt van een golffront geldt de dimensieloze vergelijking:

$$\left| \frac{\Delta t}{\Delta x} \right| \leq \frac{1}{|u_m| + c_m} \left\{ \left[1 + \frac{(\epsilon)^2}{4} \right]^{\frac{1}{2}} - \frac{\epsilon}{2} \right\} \qquad (3.8)$$

waarin : ϵ = dempingsfaktor

De invloed van de dempingsfaktor is duidelijk:

$\epsilon = 1,0$ geeft een reduktiefaktor van 0,62

$\epsilon = 2,0$ geeft een reduktiefaktor van 0,41

In het model van Kobayashi is ten aanzien van de nauwkeurigheid de stapgrootte zo gekozen, dat de horizontale lengteas van de stilwaterlijn verdeeld wordt in 100 stappen. De bijbehorende tijdstap is afhankelijk van de stabiliteitsvoorwaarde.
Voor elke testrun dient in principe afzonderlijk bekeken te worden of de test voldoet aan het kriterium.

3.3 Resultaat

Het numeriek waterbewegingsmodel geeft een 1-dimensionaal beeld van de waterstroming op een ondoorlatend talud voor een inkomende golf. In principe kan dit zowel een regelmatige als onregelmatige golf zijn. Resultaten met onregelmatige golven zijn buiten beschouwing gelaten.

De niet-lineaire lange golf theorie wordt in het rekengebied toegepast. Het resultaat is dat voor elke tijdstap en plaats op het talud de watersnelheid en de drukhoogte berekend worden.

De doorlatendheid van de onderlaag is niet in de berekening meegenomen. De inkomende golf aan de zeewaartse rand wordt bepaald door de korte golf theorie. De inkomende regelmatige golf wordt beschreven door de tweede-orde Stokes-theorie of de cnoïdale theorie. De kombinatie van lange golf theorie in het midden gebied en korte golftheorie als randvoorwaarde is niet konsekwent in de benadering van het probleem. Toch geeft het waterbewegingsmodel een goede weergave van de uprush en downrush. Het verloop van de golfbeweging geeft een goede overeenkomst met fysisch waargenomen proeven. Een brekende golf wordt weergegeven als een steil golffront. De brekende golf wordt dus niet juist weergegeven.

4. MODEL VOOR DE STABILITEIT VAN EEN STORTSTEEN TALUD

4.1 Begin van beweging

Schade aan een golfbreker kan op twee manieren geklassificeerd worden. Ten eerste is er sprake van hydraulische schade als een element over een grotere afstand dan zijn karakteristieke diameter wordt verplaatst. Ten tweede kan een element minder dan zijn karakteristieke diameter verplaatsen. Het element kan in die situatie een steviger positie innemen of het blijft heen en weer bewegen. Er is dan sprake van 'rocking'.
In het onderhavige stabiliteitsmodel en dat van Kobayashi wordt het statisch krachten evenwicht opgesteld voor een individueel element. Wanneer aan het evenwichtskriterium wordt voldaan is het punt 'begin van beweging' bereikt. Er zijn drie schade mechanismen die hiertoe kunnen leiden.

- De netto liftkracht wordt groter dan de stabiliserende gewichtkracht. Het gevolg is dat het element wordt opgetild.
- De wrijvingskonstante van de elementen onderling wordt overschreden, het element gaat glijden.
- Het moment om het kantelpunt en tevens kontaktpunt tussen twee elementen wordt overschreden, dit veroorzaakt kantelen of rollen.

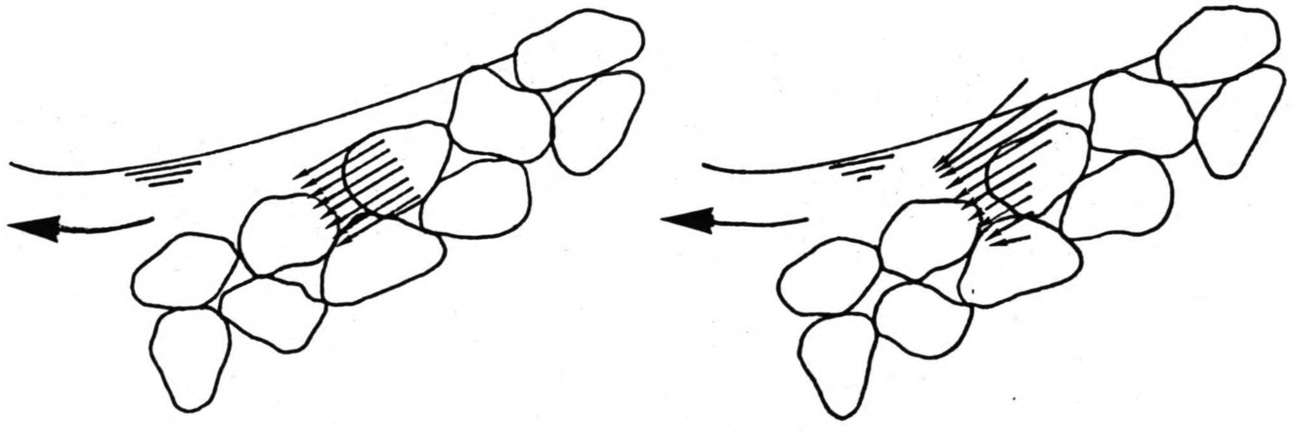
Ten aanzien van de koppeling van het waterbewegingsmodel en het stabiliteitsmodel wordt een aantal aannames gedaan. Het betreft voornamelijk de koppeling tussen de gemiddelde horizontale snelheden uit het waterbewegingsmodel en de hydraulische krachten op het talud. In werkelijkheid zijn de watersnelheden op het talud hoofdzakelijk parallel aan het talud gericht. In het model van Kobayashi en eveneens in deze studie worden de horizontale snelheden gehanteerd als snelheden parallel aan het talud. Bij een relatief flauw talud is een relatief kleine afwijking van de horizontale snelheid en de komponent parallel aan het talud (u_s), namelijk $u_s = u\cos\Theta'$. Bijvoorbeeld voor een talud 1:5 is het verschil slechts 2%. Voor een talud 1:2,5 is het verschil tussen de horizontale snelheid en de komponent parallel aan het talud 7%. De toepassing van het model geldt dus alleen voor flauwe taluds.

Aannames ten aanzien van de hydraulische krachten zijn:
- Sleepkracht en traagheidskracht werken in beide richtingen parallel aan het talud.
- De liftkracht is omhoog gericht, normaal op het talud (als gevolg van turbulente diffusie).
- De krachtwerking van het mediaan gewicht van een element is gelijk aan de zwaartekracht.
- Aangrijping in het centrum van een element.

In appendix A2 zijn de mechanismen uitgewerkt zoals die in het numerieke stabiliteitsmodel van Kobayashi en Otta (1987) en in deze studie zijn toegepast.
De mechanismen zijn afzonderlijk in rekening gebracht. Er is geen rekening gehouden met gekombineerde effekten. Een gekombineerd effekt kan in werkelijkheid ontstaan als een element tijdens de uprush even wordt opgetild en daarna door de downrush gaat kantelen (zie paragraaf 2.1.3).
Tevens wordt geen rekening gehouden met het stadium dat de twee stromingen uprush en downrush tegen elkaar botsen, waardoor een liftkracht ontstaat. De steen kan hierdoor opgetild worden en in een andere positie gaan kantelen.

Opvallend bij de uitwerking van de mechanismen is dat de schademechanismen kantelen en glijden tot hetzelfde stabiliteitskriterium leiden. Hetzelfde is afgeleid in het literatuuronderzoek van het Waterloopkundig Laboratorium

(1984). De stabiliteitskriteria gelden onder de aanname dat de stromingskracht aangrijpt in het zwaartepunt van een steen. Er wordt dus van uitgegaan dat de stroming langs het talud volledig rondom de steen plaats vindt. Dit is een niet-realistische weergave voor een steen gelegen in de toplaag. In figuur 4.1 is de toestand aangegeven zoals die in het numerieke model wordt gehanteerd en wordt een eerste benadering van de werkelijk optredende stroming langs een steen gegeven.



a) situatie schets van de stroming rond een steen in het numerieke model

b) een eerste benadering van de werkelijke stroming rond een steen

figuur 4.1

Uit modelonderzoek van Den Breeker en Vries (1985) blijkt dat in veel gevallen verplaatsing van een steen optreedt door het kantelen mechanisme.
Uit de formulering van de kriteria in Appendix A2 blijkt dat het schademechanisme liften niet maatgevend is.

4.2 Uitgangspunten van het stortsteen talud

In het numerieke model is uitgegaan van een stortsteen toplaag met een ondoorlatende onderlaag. Het 1-dimensionale model impliceert loodrechte golfinval op het talud. De vorm, ruwheid en verdichting van de stenen in de toplaag is allemaal verdiskonteerd in de faktor voor de bodemruwheid f_w'.
De analyse is geldig voor elke stortsteen taludbekleding waarbij de stenen los gestort zijn.
Schade aan de taludbekleding ontstaat doordat het kriterium 'begin van beweging' wordt overschreden.
Om het numerieke model te ijken is de invoer van de inkomende golf bepaald door een golfhoogte en golfperiode. Het talud wordt dan blootgesteld aan regelmatige golven.

4.2.1 Schadedefinitie

In fysisch modelonderzoek is het gangbaar het aanvangs-schadenivo te hanteren. De mate van schade wordt in veel gevallen vastgelegd in relatie tot de golfhoogte. De grootte van de schade, die aan het aanvangs-schadenivo gekoppeld is, is niet altijd hetzelfde gedefinieerd. In fysisch modelonderzoek kan het optreden van schade op twee manieren worden gemeten. In de eerste plaats kan de schade worden vastgelegd als funktie van het aantal verplaatste stenen. Een andere gangbare methode is de schade te definiëren als een verandering van het profiel van de originele toplaag (verwijderen van stenen is dus niet noodzakelijk).
Het stabiliteitskriterium 'begin van beweging' wordt in het numerieke model synoniem gesteld aan het aanvangs-schadenivo.
Het numerieke model kan goed vergeleken en geijkt worden met het grootschalig modelonderzoek van Ahrens (1972).

4.3 Stromingskoëfficiënten

De waarde van de koëfficiënten C_M, C_L en C_D is afhankelijk van twee stromingsparameters, het Reynoldsgetal en het Keulegan-Carpentergetal. Experimentele waarden zijn voorhanden voor een vrij hangende cilinder in een oscilerende stroming. De empirische waarden geven slechts een indikatie van de werkelijke waarden van de stromingskoëfficiënten voor een stortsteen laag. De waterstroming rond een cilinder is namelijk slecht te vergelijken met de stroming langs een steen in de toplaag. Toch worden de empirische waarden als uitgangspunt gekozen. In een praktijksituatie zijn metingen nodig.
In onderzoek van Siggurdson (1962) worden krachten gemeten op een talud met bollen, maar hier wordt geen onderscheid gemaakt tussen de sleepkracht en de traagheidskracht.
De stromingskoëfficiënten voor een groot gebied van stromingstoestanden zijn onderzocht door Sarpkaya en Isaacson (1981). In dit onderzoek zijn de koëfficiënten bepaald voor een vrij hangende cilinder in een harmonisch oscilerende stroming. De cilinder is zowel beproefd voor een glad oppervlak als voor een met zand geruwd oppervlak. De resultaten zijn weergegeven in de figuren 3 en 4. Het onderzoek heeft voornamelijk plaatsgevonden in schaalmodellen. De Reynoldsgetallen die daarbij een rol spelen zijn een orde lager dan in een werkelijke situatie. Om een indikatie van de grootte van de koëfficiënten te krijgen zijn deze gegevens goed te gebruiken. Uit figuur 3 blijkt, dat onder verschillende stromingstoestanden een verschillende waarde van de koëfficiënten C_M, C_L en C_D moet worden aangehouden. De koëfficiënten voor de traagheid en de sleepkracht zijn een funktie van het Reynoldsgetal en het Keulegan-Carpentergetal.

$$Re = u_M' * D' / \nu \qquad (4.1)$$

waarin : u_M' = maximum watersnelheid [m/s]
D' = kenmerkende lengtemaat [m]
ν = kinematische viscositeit [m²/s]

Het Keulegan-Carpentergetal wordt weergegeven door :

$$K = (u_M' * T')/D' \qquad (4.2)$$

waarin : T' = golfperiode [s]

Het Reynoldsgetal (Re) is in bijna alle testgevallen in de orde van 10^5 of groter. In het in deze studie onderzochte stromingsgebied varieert het Keulegan-Carpentergetal (K) ongeveer tussen de 20 en 110.
In vergelijking met de proeven van Ahrens ligt de kenmerkende lengtemaat tussen de 0,20 een 0,30 meter. De maximale watersnelheid is globaal rond de 2 m/s. De golfperiode ligt tussen de 2,8 s en de 11,3 s.

K is minimaal voor een golfperiode T = 2,8 s ,
globaal : $K = (2 * 2{,}8)/0{,}30 = 19$
K is maximaal voor een golfperiode T = 11,3 s ,
globaal : $K = (2 * 11{,}3)/0{,}20 = 113$

Met deze gegevens is een aanname te veronderstellen voor de stromingskoëfficiënten, die in het algemeen gelden voor een steen in de toplaag.
Voor de sleepkoëfficiënt is afgaande op figuur 3, voor een glad oppervlak, een variatie mogelijk van $0{,}5 \leq C_D \leq 0{,}7$. In figuur 4, geldend voor een cilinder met een ruw oppervlak, is voor verschillende waarden van de oppervlakteruwheid van de cilinder de waarde voor C_D en C_M gegeven. Een zeer geringe ruwheid geeft een sterk veranderde sleepkoëfficiënt. Voor een

verhouding van de zandkorrel tot de cilinderdiameter(k/D) van 1/800 is bij hoge Re de sleepkoëfficiënt C_D = 1,3. Dus ongeveer 2 maal zo groot als bij een glad oppervlak.

De traagheidskoëfficiënt heeft eveneens een grote spreiding voor de verschillende stromingskondities. Globaal ligt de waarde voor een gladde cilinder tussen de 1,0 en 2,0. De grafiek in figuur 3 is begrensd, doordat de C_M-waarden behoren bij een getal van Reynolds kleiner dan 10^5. Het testgebied ($Re \geq 10^5$) valt grotendeels buiten de waarnemingen, die in de grafiek gegeven zijn. Bij een specifieke begrenzing van de waarde van C_M voor het testgebied $20 \leq K \leq 110$, is in de grafiek voor de C_M-waarde af te lezen $1,2 \leq C_M \leq 1,8$.
Voor een ruw oppervlak geldt volgens figuur 4 eenzelfde begrenzing.

Bij een ondoorlatende bodem en een oscilerende waterbeweging is de liftkracht omhoog gericht. Voor een relatief steil talud, zoals hier is toegepast, zijn ook geen specifieke gegevens omtrent de waarde van C_L beschikbaar.
De liftkoëfficiënt C_L is bijna onafhankelijkheid van het Keulegan-Carpentergetal bij een hoog getal van Reynolds (zie figuur 3). De liftkoëfficiënt C_L heeft een hoge waarde voor een laag getal van Reynolds ($Re \leq 2*10^4$). Voor $Re \geq 10^5$ wordt $C_L \approx 0,2$.

In het model van Kobayashi is voorgesteld om als eerste benadering een konstante waarde van C_L = 0,18 in te voeren. Verder wordt voor de sleepfaktor C_D en traagheidsfaktor C_M een konstante waarde aangehouden van respectievelijk 0,5 en 1,5.
Om de resultaten van deze studie en die van Kobayashi te vergelijken wordt in deze studie in eerste instantie een konstante waarde van C_L = 0,18 , C_D = 0,5 en C_M = 1,5 aangehouden.

De waarden van de koëfficiënten zijn dus gebaseerd op een vrij hangende cilinder met een glad en ruw oppervlak. Over de verschillen van de koëfficiënten voor een steen in de toplaag van een talud is weinig bekend.

4.4 Definiëring steendiameter

De golfkrachten zijn een funktie van de karakteristieke steendiameter. De diameter die hiervoor genomen wordt, is de mediane diameter (D_{50}' of kortweg D'). Voor de koppeling tussen de golfkrachten en het stabiliteitsgetal (Ns) is een relatie nodig tussen D' en D_{n50}'. Voor de steensoort, die door Ahrens (1972) is toegepast, bestaat een relatie tussen de mediane zeefdiameter en het mediane steengewicht. De mediane zeefdiameter is hier een funktie van het volume van het mediane steengewicht. Voor de toegepaste steensoort geeft Ahrens de verhouding :

$$D' = D_{50}' = 1{,}15 \quad \frac{W_{50}}{\rho_s * g} \qquad (4.3)$$

Waarin : W_{50} = het mediaan steengewicht, dat door 50% wordt overschreden
ρ_s = soortelijke massa van de steensoort

Voor de nominale steendiameter (D_{n50}') geldt de relatie:

$$D_{n50}' = \frac{W_{50}}{\rho_s * g} \qquad (4.4)$$

De verhouding tussen de nominale diameter en de mediane diameter is dus D' = 1,15 D_{n50}'.

4.4.1 Vormkoëfficiënten

In de vergelijkingen voor de golfkrachten zijn twee koëfficiënten aanwezig, die betrekking hebben op de vorm van de steen, namelijk C_2 en C_3. De eerste faktor heeft betrekking op het aangestroomde oppervlak ($C_2 * (D')^2$). Dit is het oppervlak van de steen geprojekteerd loodrecht op de stroomrichting. De faktor C_3 in de traagheidskracht bepaalt het verplaatste watervolume van een steen met mediaan gewicht. Het volume is $V=C_3*(D')^3$. Hieruit volgt meteen de waarde van de koëfficiënten. Het aangestroomde oppervlak heeft twee uiterste waarden voor een bol of een kubus. Er wordt van uitgegaan, dat de stroming rondom de steen mogelijk is, zoals bij de aanname van de golfkrachten het geval is. De waarde van C_2 komt hiermee te liggen tussen $\frac{1}{4}\pi$ en 1,0. Als wordt aangenomen, dat de golfkracht aangrijpt op de bovenste helft van de steen in de toplaag (zie figuur 4.1) reduceert het aangestroomde oppervlak tot een halve cirkel: $C_2= \frac{1}{8}\pi$ ($\approx$0,4).

De waarde van de koëfficiënt C_3 ligt vast door de relatie tussen de mediane diameter en het steenvolume gegeven door Ahrens. Voor de konstante C_3 geldt: $C_3 = (1/1,15)^3=0,66$. Kobayashi neemt voor de oppervlaktefaktor $C_2 = 0,9$.

4.5 Stabiliteitsgetal Ns

In principe kan in Morison en O'Brien's vergelijkingen ook de snelheid van de steen worden meegenomen. Het bewegen van een steen op het talud is een fase, die nà het kriterium 'begin van bewegen' optreedt. Wanneer bij een statische toestand, het kriterium 'begin van bewegen' wordt overschreden krijgt de steen een snelheid. De snelheid van de steen kan samen met de tijdsduur een beeld geven van de verplaatsing van de steen.

Het numerieke model is ontwikkeld voor de situatie dat de steen stabiel in het talud gepositioneerd is. De steensnelheid $u_A=0$. In de golfkrachtenvergelijkingen kan bij een steensnelheid ongelijk aan nul voor de watersnelheid worden gesubstitueerd $u = (u - u_A)$.
In Appendix A2 zijn de schademechanismen uitgewerkt die leiden tot een kritieke stabiliteitsvergelijking.
De stabiliteitsvergelijking is in een vorm omgewerkt, zodanig dat de stabiliteit wordt weergegeven als een funktie van het stabiliteitsgetal (Ns). In het numerieke model wordt voor één golfperiode het minimale stabiliteitsgetal (Ns_{MIN}) berekend voor het hele rekengebied.
Voor situaties waarin geldt dat $C_L \tan\varphi / C_D < 1$, geldt voor zowel de uprush als downrush (zie formule a.19 van Appendix A2, geldig als snelheid $u \neq 0$):

$$Ns = A\, u^{-2} \left\{ \cos\theta' \tan\varphi - \frac{u}{|u|} \left[\frac{C_M}{(s-1)\sigma} \frac{du}{dt} - \sin\theta' \right] \right\} \qquad (4.5)$$

waarin : $A = 2\, C_3^{2/3} \left[C_2 \left(C_D + C_L \tan\varphi \right) \right]^{-1}$

In de meest voorkomende situaties is voor realistische waarden van de koëfficiënten de term $\frac{C_L \tan\varphi}{C_D}$ kleiner dan 1.
Uit vergelijking (4.5) is een aantal konklusies te trekken. Ten eerste zijn de vormkoëfficiënten C_2 en C_3 faktoren die geen invloed hebben op het feit of de minimale stabiliteit bereikt wordt tijdens de uprush of downrush. In de formule bepalen deze faktoren uitsluitend de grootte van het stabiliteitsgetal. Voor de stromingskoëfficiënten C_D en C_L geldt dezelfde konklusie. De koëfficiënten C_D en C_L zijn dus ook faktoren, die geen invloed hebben op de stromingstoestand waarvoor het minimale stabiliteitsgetal bereikt wordt.
De traagheidskoëfficiënt C_M is in tegenstelling tot de andere

stromingskoëfficiënten een belangrijke faktor bij de vaststelling van het tijdstip van minimale stabiliteit. Het bepaalt in grote mate of het kritieke stabiliteitsgetal bereikt wordt tijdens de uprushperiode of de downrushperiode. Bij de uprush is onder bepaalde omstandigheden de versnelling groot. De inkomende golf heeft dan een steil golffront en de surf similarity parameter is in de orde van 1 à 3. De waarde van de traagheidskoëfficiënt heeft dan een grote invloed op het stabiliteitsgetal. De traagheidskoëfficiënt kan bepalend zijn onder welke omstandigheid het kritieke punt optreedt.
Eerder is beschreven dat waarnemingen een specifiek beeld voor de uprush en de downrush te zien geven. Het ontstaan van beweging van de stenen voor taludhellingen flauwer dan 1:3 wordt veroorzaakt door de uprush. Het is dus zaak C_M zo te kiezen, dat aan deze situatie wordt voldaan.

De traagheidskoëfficiënt wordt als een konstante in de berekening ingevoerd. Wordt een lage waarde van C_M gekozen, dan zal de stabiliteit voor de uprush te gunstig bepaald worden. De uprush zal minder vaak maatgevend zijn dan bij een hogere traagheidskoëfficiënt.
Andere belangrijke parameters zijn de weerstandsfaktor (de tangens van de hoek van inwendige wrijving) en de relatieve dichtheid (s-1). Beide parameters worden direkt bepaald door de steensoort die wordt toegepast voor de toplaag van een golfbreker.
De invloed van de grootte van de hoek van inwendige wrijving is niet rechtstreeks uit de formule af te leiden. De invloed hiervan wordt in paragraaf 6.1.2 uitvoerig behandeld. In beginsel zal een grotere hoek van inwendige wrijving een verhoging van de stabiliteit van het talud tot gevolg hebben.
Een verandering van de relatieve dichtheid zal, evenals bij de traagheidskoëfficiënt, pas duidelijk merkbaar zijn als de uprush maatgevend is. De faktor (s-1) krijgt een belangrijke invloed op het stabiliteitsgetal als de versnelling (du/dt) groot is.

4.6 Berekening van de versnelling

Uit de bewegingsvergelijking (2.6) is de meebewegende versnelling van het water te analyseren. De dimensieloze versnelling is afhankelijk van drie termen.

$$\frac{Du}{Dt} = - \left[\frac{\partial h}{\partial x} + \Theta + f_w \frac{u|u|}{h} \right] \qquad (4.6)$$

De drukgradiënt ($\partial h/\partial x$) is een bepalende term voor de grootte van de versnelling in deze vergelijking. De drukgradiëntsterm kan sterk variëren in grootte. Een extreme waarde van deze term wordt bereikt bij een steil golffront. Dit steile golffront, dat een brekende golf simuleert, heeft bij een surf similarity parameter van 2 à 3 een bijna vertikaal front. De extreme waarde van de drukgradiënt kan zo groot worden, dat niet-realistische waarden voor de versnelling worden berekend.

Uit onderzoek van Sawaragi (1983) naar de versnelling van water is vastgesteld dat tijdens de uprush en downrush bepaalde maximum versnellingen niet worden overschreden. Er is een fysische beneden- en bovengrens voor de versnelling parallel aan het talud.

In de berekening van het stabiliteitsgetal is voor een watersnelheid van u=0 ook een begrenzing voor de versnelling gegeven, zie formule a.14 van appendix A2. De begrenzing moet voldoen aan de voorwaarden:

$$\left|\frac{du}{dt}\right| \leq \frac{(s-1)\,\sigma}{C_M} \left\{ \frac{\sin(\varphi - \Theta')}{\cos \varphi} \right\} \qquad \text{voor} \quad \frac{du}{dt} \leq 0 \qquad (4.7)$$

$$\left|\frac{du}{dt}\right| \leq \frac{(s-1)\ \sigma}{C_M} \left\{\frac{\sin(\varphi + \Theta')}{\cos\varphi}\right\} \qquad \text{voor} \quad \frac{du}{dt} \geq 0 \qquad (4.8)$$

Deze voorwaarden voor de versnelling zijn gelijk aan één van de voorwaarden, die gesteld wordt voor een fysisch acceptabel stabiliteitsgetal ($Ns \geq 0$) en bepaald is voor een watersnelheid ongelijk aan nul (zie appendix A2, formule a.14).
De boven- en ondergrens volgens (4.7) en (4.8) worden weergegeven door de konstanten a_{MAX} en a_{MIN}. Stel voor de versnelling (in eenheden m²/s) :

$$a_{MIN} \leq g^{-1} \frac{du'}{dt'} \leq a_{MAX} \qquad (4.9)$$

In dimensieloze vorm :

$$a_{MIN} * \sigma \leq \frac{du}{dt} \leq a_{MAX} * \sigma \qquad (4.10)$$

Hieruit volgt:

$$a_{MAX} \leq \frac{(s-1)}{C_M \cos\varphi} \sin(\varphi + \Theta') \qquad (4.11)$$

$$a_{MIN} \geq - \frac{(s-1)}{C_M \cos\varphi} \sin(\varphi - \Theta') \qquad (4.12)$$

Voor de onderzochte testen (met C_M=1,5 en φ =50°) gelden de uiterste waarden a_{MAX}=1,556 en a_{MIN}= -0,838 (zie tabel 11). Een overzicht van waarden die bepaald worden door de formules 4.11 en 4.12 is in deze tabel gegeven. Hierin is aangegeven welke uiterste waarden van de konstanten in de berekening worden aangehouden, zodat aan de eis voor de versnelling van

het water wordt voldaan. De begrenzing voor de versnelling is zowel voor $u=0$ als $u \neq 0$ geldig.
Waarnemingen van Sawaragi (1983) tonen aan dat voor een stortsteen talud met doorlatende kern de maximum versnelling van het water langs het talud ongeveer tussen de -0,45g en 1,1g ligt. Ook de fysische boven- en ondergrenswaarde worden in de konstanten a_{MAX} en a_{MIN} vastgelegd. De fysische bovengrenswaarde van de versnelling wordt in eerste instantie in dit verslag, evenals bij Kobayashi, arbitrair vastgesteld op 1,0. Voor de ondergrenswaarde wordt aangenomen -0,8. De maatgevende waarde voor a_{MAX} en a_{MIN} wordt aangehouden. Bij de uitgevoerde stabiliteitsberekeningen blijkt dat de maatgevende ondergrens van de versnelling nooit bereikt wordt. Uit tabel 11 volgt dat de fysische bovengrens altijd maatgevend is. De fysische bovengrens wordt meerdere malen overschreden. Voor de grootte van de versnelling wordt dan de bovengrenswaarde aangehouden. De versnelling omhoog kan dus niet groter worden dan de zwaartekrachtsversnelling. De invloed van de begrenzing op de versnelling wordt in paragraaf 6.3 besproken.

In de berekening van de versnelling is de drukgradiënt een term die een differentie benadering vereist. De differentie benadering wordt beschreven door de term te ontwikkelen in een Taylorreeks. Twee mogelijkheden zijn voorwaartse differentie en centrale differentie.

$$\frac{h^n_{j+1} - h^n_j}{\Delta x} = \frac{\partial h}{\partial x} + \frac{1}{2} \Delta x \frac{\partial^2 h}{\partial x^2} + \ldots \quad \text{(voorwaarste diff.)} \tag{4.13}$$

$$\frac{h^n_{j+1} - h^n_{j-1}}{2\Delta x} = \frac{\partial h}{\partial x} + \frac{1}{6} \Delta x^2 \frac{\partial^3 h}{\partial x^3} + \ldots \quad \text{(centrale diff.)} \tag{4.14}$$

De keuze van het type benadering is afhankelijk van de afbreekfout. De centrale benadering is nauwkeuriger dan de voorwaartse benadering. Bij de centrale benadering is de afbreekfout namelijk een orde kleiner. De centrale benadering is in de berekening opgenomen. De waarden van de waterstand zijn op het bepaalde tijdstip bekend.

4.7 Kritieke stabiliteitsgetal

De berekening in het numerieke model is gebaseerd op het vinden van het minimale stabiliteitsgetal van een stortsteen talud voor een opgegeven golfkonditie. De volgende essentiële invoergegevens zijn benodigd bij een test met regelmatige golven.

1. GOLFHOOGTE
2. GOLFPERIODE
3. TALUDHELLING
4. RUWHEID VAN HET TALUD
5. WATERDIEPTE AAN DE TEEN VAN HET TALUD
6. BODEMWRIJVING

extra voor stabiliteitsberekening:

7. HOEK VAN INWENDIGE WRIJVING VAN STEEN
8. SOORTELIJKE MASSA STEEN
9. TRAAGHEIDSKOEFFICIENT

In het numerieke model wordt voor elke tijdstap op alle plaatsen langs het talud een berekening voor het krachtenevenwicht uitgevoerd. Gedurende één golfperiode wordt onderzocht voor welke krachtenkombinatie de stabiliteit minimaal is. De berekening wordt uitgevoerd over de golfperiode die zich periodiek heeft ingesteld. Deze toestand stelt zich na enkele golfperioden in, waarbij als uitgangs-punt de stilwaterlijn genomen wordt. Na ongeveer vijf golf-perioden kan worden uitgegaan van een periodieke golfbeweging

op het talud. Pas nu wordt een stabiliteitsberekening uitgevoerd. In het stabiliteitsmodel wordt bepaald wat het minimale stabiliteitsgetal (Ns_{MIN}) op het hele rekengebied is en wat de bijbehorenede snelheids- en versnellingsverdeling over het talud is. De Ns-verdeling op het tijdstip van minimale stabiliteit en tevens de minimale stabiliteit voor elk punt op het talud worden in het numerieke model berekend. De minimale Ns-waarde voor een bepaalde plaats op het talud kan per plaats op een verschillend tijdstip bereikt worden.
De berekeningen zijn uitgevoerd op een personal computer, met 8088 processor en 8087 coprocessor. De berekeningstijden zijn voor een dergelijke eenvoudige computer groot. De doorlooptijd van vijf golfperioden, met 100 stapgrootten en 2000 tijdstappen per periode, is ruim acht uur. Het doorrekenen van één golfperiode met stabiliteitsberekening duurt ruim 1½ uur. Dit betekent, dat alleen een gedeelte van het proevenprogramma van Ahrens is geverifieerd. In totaal is 20 maal een periodiek golfbeeld berekend en zijn ruim 100 stabiliteitsberekeningen uitgevoerd.
Een grotere tijdstap, bijvoorbeeld een verdeling in 1000 tijdstappen geeft al een onnauwkeurige weergave van het minimale stabiliteitsgetal. Voor testnummer 32 is de afwijking voor Ns_{MIN} bij 1000 in plaats van 2000 stappen ongeveer 35%.
Alle testen zijn met deze tijdstap en stapgrootte binnen de eis van numerieke stabiliteit voor het rekenprogramma.

5. NUMERIEKE BEREKENING EN RESULTATEN

5.1 Aanpak onderzoek

In het in deze studie ontwikkelde stabiliteitsmodel is de werkwijze van Kobayashi nauwgezet gevolgd. De resultaten uit het in deze studie ontwikkelde model zijn vergeleken met een aantal proeven van Ahrens. De testnummers zijn gelijk gehouden aan die in het rapport van Ahrens. De stabiliteit van stortsteen taluds onder regelmatige golfaanval is bepaald in het modelonderzoek van Ahrens.
Het minimale stabiliteitsgetal is berekend voor een aantal testen van Ahrens, waarbij de gegevens van Ahrens als invoerwaarde zijn aangehouden. Een overzicht van de invoergegeven van de testen is gegeven in tabel 8.

De waarden van de koëfficiënten in het stabiliteitsmodel zijn in eerste instantie gelijk gehouden aan die in het model van Kobayashi, gegeven in paragraaf 5.1.2. (de standaard waarden).

Voor onder andere de testnummers 5, 7, 31, 32, 47 en 49 is de invloed van de verschillende parameters op het stabiliteitsgetal bekeken. Het resultaat van deze gevoeligheidsanalyse is beschreven in het volgende hoofdstuk. Hieruit volgt een keuze voor de koëfficiënten, zodat de afhankelijkheid van het minimale stabiliteitsgetal van de surf similarity parameter volgens de resultaten van Ahrens wordt weergegeven.

Het waterbewegingsmodel vertoont in een aantal gevallen een sterke numerieke slingering. In paragraaf 5.3 wordt de invloed van de dempingsterm op het stabiliteitsmodel besproken.

5.1.1 Beschrijving fysische proeven Ahrens

De proeven zijn met regelmatige golven uitgevoerd. De aanvangs-schade golfhoogte ("zero-damage wave height ") wordt gehanteerd als indikatie van beginnende schade. De golfhoogte behorende bij het aanvangs-schadenivo, is de hoogste golf waarvoor de stortsteen taludhelling nog net stabiel is. Het begrip stabiel is door Ahrens gedefinieerd als een vermindering aan volume van 1,5 kubieke voet per breedte van een voet van de golfgoot in vergelijking met het orginele profiel. In de praktijk kwam dit erop neer, dat enige beweging van de stenen geaccepteerd werd. Er zijn in de toplaag altijd stenen aanwezig, die in een minder stabiele positie liggen. Het erosievolume is inklusief een zetting van het talud, verwijdering van losliggende stenen en inklusief de normale porositeit van de stortsteen toplaag. De schade is gemeten door middel van profielmetingen.
Dit schadenivo is gelijk gesteld aan het kriterium 'begin van beweging', dat in het numerieke model als schadekriterium wordt gehanteerd.
Voor alle testen van Ahrens is een waterdiepte van 4,57 m genomen. De stenen zijn in het rapport van Ahrens beschreven als enigszins blokvormig. De hoek van inwendige wrijving is in het onderzoek van Ahrens niet bepaald. De kern van de golfbreker is ondoorlatend voor golfinvloed. Het stortsteen talud is in een droge goot gebouwd. De toplaag is enigszins uitgevlakt, maar er is geen beter resultaat nagestreeft dan in de praktijk haalbaar.
De effektieve golfhoogte is gemeten van een golftrein ("burst") als het gemiddelde van één-derde van de hoogste golven in een golftrein.
In het onderzoek van Ahrens wordt voor iedere test het minimale stabiliteitsgetal gegeven.

5.1.2 Beschrijving numerieke proeven Kobayashi

In het overzicht dat wordt gegeven door Kobayashi en Otta zijn de volgende koëfficiënten voorgesteld (standaard waarden):

C_2 = 0,9

C_3 = 0,66 (direkt uit gegevens Ahrens)

C_D = 0,5

C_M = 1,5

C_L = 0,18 of 0,4 (1:2,5 = 0,18 ; 1:3,5 en 1:5 = 0,4)

φ = 50°

s = 2,71 (direkt uit gegevens Ahrens)

waarin : s = soortelijke massa verhouding van steen tot water

De dempingsfaktor uit het waterbewegingsmodel is ϵ=1,1.
Om tot een betere overeenkomst te komen met de resultaten van Ahrens is in het onderzoek van Kobayashi alleen de liftkoëfficiënt van waarde gevarieerd, afhankelijk van de taludhelling.
In het numerieke model onderzoek worden weinig resultaten in tabelvorm gegeven, uitsluitend in een aantal grafieken. Resultaten zijn gegeven in de figuren 29, 30 en 31.

5.2 Verifikatie stabiliteitsmodel

5.2.1 Vergelijking met resultaten van Kobayashi

Aangezien in eerste instantie dezelfde uitgangspunten zijn aangehouden van het stabiliteitsmodel in deze studie en die van Kobayashi zullen de resultaten in principe gelijk zijn. Een vergelijking van de resultaten is gemaakt voor twee testen. Hiervan zijn de resultaten van Kobayashi grafisch weergegeven (zie figuur 13 en 14). Dit

betreft test 22 en 48. Deze berekeningen zijn uitgevoerd met een liftkoëfficiënt $C_L=0,4$. De resultaten uit het numerieke model zijn gegeven in de figuren 5 t/m 12. Test 22 komt goed overeen met de resultaten van Kobayashi. Dit is te zien als figuur 7 wordt vergeleken met de bovenste grafiek van figuur 13 voor de dimensieloze watersnelheid. De minimale snelheid op het tijdstip van minimale stabiliteit is voor beiden nagenoeg gelijk, u=-0,75. De minimale snelheid wordt op dezelfde plaats op het talud bereikt. Ook bij de vergelijking tussen figuur 8 en de middelste grafiek van figuur 13 en tevens figuur 6 en de onderste grafiek van figuur 13 zijn de uiterste waarden gelijk. Bij test 48 is de overeenkomst minder goed. De plaats waar minimale stabiliteit optreedt, is in het onderhavige model hoger op het talud. In figuur 14 is Ns_{MIN} op $z \approx -0,8$ en in figuur 10 is Ns_{MIN} op $z \approx -0,6$. Ook de waarde van Ns_{MIN} verschilt voor beiden. In het onderhavige model is $Ns_{MIN} \approx 2,50$ en in het resultaat van Kobayashi (figuur 14) is $Ns_{MIN} \approx 2,30$.
Bij test 48 is een duidelijke numerieke slingering aanwezig, zowel in de snelheidsverdeling (figuur 11) als in het waterstandsnivo. Het minimale stabiliteitsgetal wordt bepaald door deze pieken. In het model van Kobayashi en in het hier toegepaste waterbewegingsmodel zijn deze pieken niet exact gelijk. Een klein verschil in de snelheidspieken heeft een beduidende invloed op het stabiliteitsgetal. Ns is namelijk evenredig met het kwadraat van de snelheid. Het blijkt dat voor testen met een lage surf similarity parameter, waarbij numerieke slingering optreedt, dit verschil aanwezig is. In de figuren 29, 30 en 31 zijn de standaardwaarden voor Ns volgens de tabellen 1 t/m 6, de Ns-waarden volgens Kobayashi en Otta (1987) en de resultaten van Ahrens gegeven. Verschillen tussen de minimale Ns-waarden van het onderhavige stabiliteitsmodel en het model van Kobayashi zijn voornamelijk aanwezig bij lage surf similarity parameters. In het gebied $\xi \leq 3$ is een numerieke slingering aanwezig, zowel in het hier gebruikte waterbewegingsmodel als in het model van

Kobayashi.
Verschillen in de invoerwaarden van het model kunnen leiden tot een verandering op het minimale stabiliteitsgetal van maximaal 5%.
Uit de resultaten van het numerieke model van Kobayashi blijkt dat bij de taludhellingen 1:3,5 en 1:5 een hogere liftkoëfficiënt een betere 'fitting' met de resultaten van Ahrens geeft (zie figuur 30 en 31). Er wordt hiermee gesuggereerd, dat de liftkoëfficiënt beschouwd wordt als een funktie die afhankelijk is van de taludhelling. Een fysische achtergrond voor deze gedachte wordt in het verslag van Kobayashi niet gegeven. Een andere gedachte is om de liftkoëfficiënt afhankelijk te veronderstellen van de stromingstoestand. Op de plaats waar de snelheid nul is ontstaat in werkelijkheid een snelheid omhoog. Deze situatie zou in het model gesimuleerd kunnen worden door vergroting van de liftkoëfficiënt.

5.2.2 Vergelijking met de proeven van Ahrens

De tendens van de stabiliteitslijnen volgens het numerieke model en de bepaalde stabiliteitsgetallen in de proeven van Ahrens is ongeveer gelijk (zie de figuren 29, 30 en 31). Uit de vergelijking tussen het schadenivo in het numerieke model en in de testen van Ahrens zou verwacht mogen worden dat de kritieke stabiliteit in het numerieke model ongunstiger is. Bij de schaalmodel proeven van Ahrens wordt enige schade toegelaten. In het numerieke model is dit niet het geval.
In het volgende hoofdstuk is bekeken of verandering van bepaalde parameters een betere 'fitting' geeft met de resultaten van Ahrens.

5.3 Invloed van demping in het waterbewegingsmodel op de stabiliteitsberekening

Een parameter die van grote invloed is op de stabiliteitsberekeningen is de dempingsfaktor (ϵ), zie formule 3.8. In het model van Kobayashi en Broekens wordt een waarde van ϵ=1,1 gehanteerd. In beide onderzoeken is een verandering van ϵ niet in beschouwing genomen.
De numerieke slingering kan verminderd worden door een hogere waarde van de dempingsfaktor. De pieken in de positieve watersnelheden worden dan voornamelijk afgevlakt. Een meer geleidelijk verloop van de watersnelheidsverdeling en de waterstand is het resultaat. In de figuren 15 t/m 23 is voor test 49 de invloed van de dempingskoëfficiënt op de snelheid, het waterstandsnivo en het stabiliteitsgetal gegeven op het tijdstip van minimale Ns (Ns_{MIN}). De invloed op het stabiliteitsgetal is aanzienlijk. Bij een grotere demping wordt de maximum positieve snelheid lager. De invloed op de minimale Ns is voornamelijk bij situaties die door uprushperiode bepaald zijn en dus bij een positieve snelheid. Voor gevallen waar de downrush maatgevend is, zal de invloed van de verandering van de dempingsterm minder groot zijn. In de figuren 15 t/m 23 zijn verschillende waarden van ϵ ingevoerd naast de standaardwaarde van 1,1 , zoals ϵ=2,0 en ϵ=4,0. De afvlakking is duidelijk waarneembaar voor de watersnelheid en het waterstandsnivo. In figuur 15, waar het stabiliteitsgetal is uitgezet tegen de plaats op het talud, is voor ϵ=1,1 een zeer onstabiel beeld te zien van het stabiliteitsverloop op tijdstip van Ns_{MIM}. Voor een hogere ϵ wordt het verloop veel gelijdelijker en wordt Ns_{MIN} bereikt bij een negatieve snelheid in plaats van een positieve. Alleen bij ϵ=4,0 begint de steilheid van het golffront af te nemen (vergelijk de figuren 21 en 23). Ook bij de negatieve snelheden wordt een lagere waarde berekend (vergelijk de figuren 18 en 20). De invloed van de dempingsterm is dan te groot, hoewel de numerieke slingering in het golffront nog

enigszins aanwezig is.
De numerieke stabiliteit van het programma wordt ongunstig beïnvloed door een hogere dempingsfaktor (zie paragraaf 3.2.3).
Een nader onderzoek is verricht voor ϵ=2,0 bij een talud 1:3,5. Het periodieke golfbeeld is berekend met ϵ=2,0, waarna een stabiliteitsberekening is uitgevoerd. Resultaten zijn gegeven in Tabel 7 en figuur 46. De resultaten van de berekening van Ns_{MIN} zijn bij ϵ=2,0 veel minder beïnvloed door de numerieke pieken in het model dan bij ϵ=1,1.
De verandering van de dempingsfaktor van 1,1 naar 2,0 heeft nagenoeg geen vermindering van de maximale uprush tot gevolg. De maximale uprush wordt hooguit 4 cm kleiner.

5.4 Resultaten van de berekeningen met het model

Met name de taludhelling 1:3,5 is uitgebreid onderzocht, omdat hier een sterk wisselend verloop aanwezig is van het stabiliteitsgetal ten opzichte van de surf similarity parameter. Dit is aangegeven in de figuren 30 en 40, waarin in het gebied van ξ = 2 een sterke dip is waar te nemen. Deze dip kan veroorzaakt worden door de numerieke slingering, die in dit gebied aanwezig is. Bij de resultaten in het modelonderzoek van Ahrens is deze dip niet aanwezig, zie figuur 30. Resultaten van Kobayashi (1987) geven niet een dergelijk beeld, eenvoudig om de reden dat het gebied van de surf similarity parameter voor $1,9 \leq \xi \leq 2,7$ voor een talud 1:3,5 niet is onderzocht (zie figuur 30).
Een overzicht van de resultaten met de standaard waarden volgens paragraaf 5.1.2 is gegeven in de tabellen 1 t/m 6. In deze tabellen is ook aangegeven of het minimale stabiliteitsgetal bereikt wordt bij een positieve of negatieve snelheid.
Voor een talud van 1:5 is in de onderzochte gevallen altijd sprake van een maatgevende uprush voor Ns_{MIN} (zie tabel 10).
Voor een talud van 1:2,5 geldt het omgekeerde. Bij een

taludhelling van 1:3,5 is zowel de uprush als de downrush maatgevend (zie tabel 10). In situaties met een steil golffront ligt het tijdstip, waarbij Ns voor een positieve watersnelheid en een negatieve snelheid minimaal is, dicht bij elkaar. In figuur 15 voor test 49 is dit het geval. De minimale Ns-waarden behorende bij de positieve en negatieve snelheid worden nagenoeg op hetzelfde tijdstip bereikt.

De waarden van Ns_{MIN} voor de standaard testen zijn grafisch weergegeven in de figuren 29, 30 en 31. De verschillen tussen de uitkomsten van Kobayashi en het onderhavige model bij lage ξ zijn hoofdzakelijk het gevolg van kleine verschillen in het waterbewegingsmodel. De pieksnelheden zijn ongelijk, resulterend in een andere Ns.

In tabel 7 en figuur 46 zijn de resultaten gegeven van de berekening met ϵ=2,0 voor een talud 1:3,5. Het verschil met de standaard resultaten (ϵ=1,1) komt vooral tot uiting wanneer Ns_{MIN} bereikt wordt bij een positieve snelheid. Alleen de positieve snelheden worden afgevlakt bij een grotere demping, zie figuur 47. De berekende minimale Ns-waarden zijn in dat geval groter dan bij de standaard demping.
Het verloop van het stabiliteitsgetal vertoont bij de grotere demping nog steeds de dip, die aanwezig is bij de standaard dempingskoëfficient. De veronderstelling, dat de dip uitsluitend door de numerieke stabiliteit veroorzaakt wordt, is dus niet waar. Dit is aangetoond door test 32 met een hogere golfhoogte uit te voeren (test 32A in tabel 7). De golfhoogte is zo bepaald, dat test 28 en de nieuwe test 32 dezelfde surf similarity parameter hebben. Het resultaat is te zien in figuur 46. Het verschil tussen de beide Ns_{MIN}-waarden is groot, de waarde van test 32A is veel lager. De dip blijft dus aanwezig bij de overgang van een golfperiode van 5,7 s naar 4,2 s, als de standaard koëfficiënten worden toegepast.

De verschillen tussen de maximale en minimale dimensieloze snelheden voor ϵ=1,1 en ϵ=2,0 zijn gegeven in figuur 47. Hieruit volgt dat alleen de positieve snelheden door een hogere dempingskoëfficiënt worden verlaagd in het gebied voor $\xi \leq 3$. Dit is het gebied waarin een numerieke slingering optreedt. De pieksnelheden van de numerieke slingering worden afgevlakt. Een golffront wordt stabieler weergegeven.

De rechterflank van de stabiliteitslijn voor een talud 1:3,5 vertoont een vlakker verloop dan in de resultaten van Ahrens, zowel bij ϵ=1,1 (figuur 40) als bij ϵ=2,0 (figuur 46). Een mogelijke oorzaak van dit verschil kan de doorlatendheid van de kern zijn. Onderzoek van Van der Meer en Pilarczyk (1987) toont de invloed aan van de doorlatendheid op het stabiliteitsverloop. Een ondoorlatende kern heeft een flauwe rechterflank; een doorlatende kern heeft een steilere rechterflank. In de proeven van Ahrens is de kern redelijk ondoorlatend. In het numerieke model is geen doorlatendheid van de kern verondersteld.

De figuren 48 en 49 tonen het krachtenverloop gedurende één golfperiode voor de standaard testen 32 en 22. Het krachtenverloop is weergegeven op de plaats waar Ns_{MIN} optreedt. Voor test 32 met ξ = 2,005 is de traagheidskracht maatgevend. Het tijdstip van minimale stabiliteit treedt op als de sleepkracht vrijwel maximaal is, de traagheidskracht is dan twee keer zo groot. Test 22 met ξ =4,016 geeft een ander beeld te zien. Hier is de sleepkracht maatgevend. Deze negatieve sleepkracht treedt op tijdens de downrush.
In het schaalmodel onderzoek van Sawaragi (1983) is voor een talud 1:2 de verhouding tussen de traagheidskracht en de sleepkracht gegeven (F_I/F_D). De maximale waarde van deze verhouding voor de uprush is dan ongeveer: F_I/F_D=1,3. In figuur 48 is de traagheidskracht meer dan 2 keer zo groot als de sleepkracht. De traagheidskracht kan in het numerieke model verkleind worden door de traagheidskoëfficiënt te

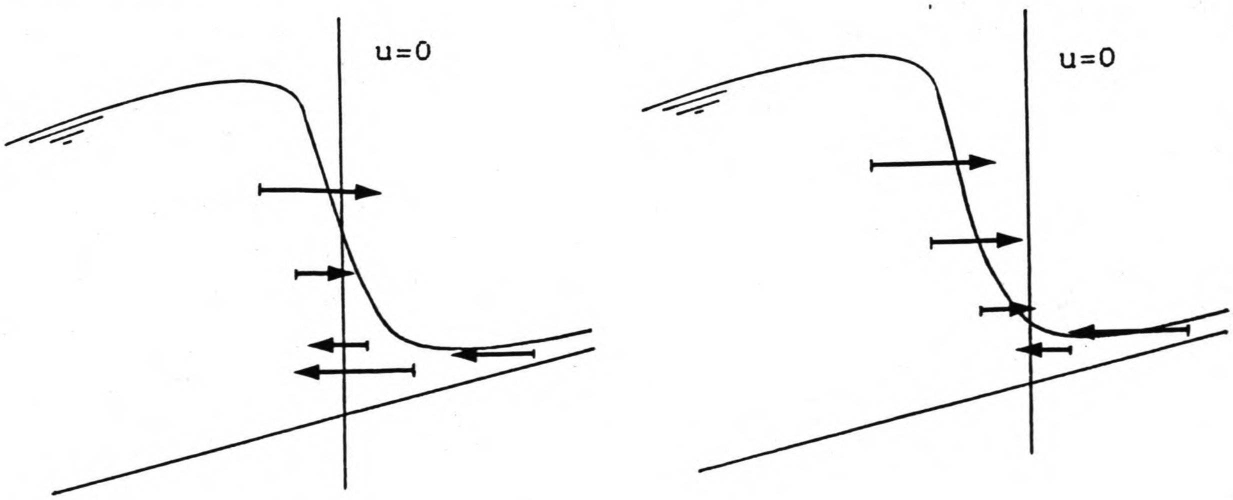
verlagen. Een andere mogelijkheid is om de fysische bovengrens van de versnelling te verlagen. Deze laatst genoemde mogelijkheid wordt besproken in paragraaf 6.3.

De berekening van het stabiliteitsgetal is gebaseerd op de watersnelheid langs het talud. De diepte van de waterlaag is daarvoor niet belangrijk. Tijdens de downrush kan de waterdiepte van de terugstromende watertong soms klein worden. Ondanks dit feit wordt altijd aangenomen dat bij een aanwezige watersnelheid de steen onder water ligt.

Een uitgangspunt voor de berekening is dat de horizontale snelheid uit het waterbewegingsmodel gelijk wordt gesteld aan de snelheid parallel aan het talud, zie paragraaf 4.1. De beschrijving van de stabiliteit met het model is hierdoor alleen geldig voor flauwe taluds. Voor de snelheid parallel aan het talud kan bijvoorbeeld ook de snelheidskomponent van de horizontale watersnelheid worden aangenomen, $u_s = u \cos\Theta'$. De snelheidskomponent loodrecht op het talud wordt verwaarloosd. Dit leidt tot een verlaging van de snelheid parallel aan het talud voor een bepaalde helling. De snelheid bij een talud 1:5 wordt 2% lager. Bij een talud 1:2,5 is dit 7% lager. Dit heeft gevolgen voor de stabiliteitsgetallen. Het stabiliteitsgetal is evenredig met het kwadraat van de snelheid, volgens formule 4.5. Het stabiliteitsverloop van de Ns-waarden verandert bij een talud 1:5 weinig. Bij een talud 1:2,5 is een grote verandering te verwachten. Een verlaging van 7% op de snelheid heeft een vergroting van ongeveer 16% op het stabiliteitsgetal tot gevolg. De berekende stabiliteitsgetallen voor een talud 1:2,5 zijn in dat geval groter dan die van Ahrens bij het aanhouden van de snelheidskomponent. Voor alle taluds wordt dan bij toepassing van de snelheidskomponent met de standaard koëffciënten een te hoge Ns_{MIN} berekend voor een bepaalde golfkonditie.

5.4.1 Plaats van schade op het talud

De horizontale lengteas is uitgedrukt in de dimensieloze variabele x. De plaats op het talud wordt uitgedrukt in de dimensieloze variabele z, de bodemdiepte (formule 3.4). Minimale stabiliteit treedt op even onder de stilwaterlijn. In alle gevallen varieert deze plaats tussen de $-1,3 \leq z \leq -0,4$. Dit komt overeen met 0,4 tot 1,3 keer de inkomende golfhoogte onder de stilwaterlijn. In onderzoek van Den Breeker en Vries (1985) ligt het zwaartepunt van de schade hoger. Zij vinden een spreiding van 0,75H onder de stilwaterspiegel tot 0,25H erboven. De numerieke modelwaarden liggen aanzienlijk lager. De oorzaak hiervan kan mogelijk liggen in het feit, dat in het model de weergave van de waterstand en de watersnelheid niet overeenkomt met de werkelijkheid. In de onderstaande figuur zijn voor beide situaties de horizontale snelheden gegeven.



a) horizontale snelheden bij een golffront in het numerieke model

b) een eerste benadering van de werkelijke horizontale snelheden bij een golffront

figuur 5.1

Als bij een test een flauw hellend golffront ontstaat, is halverwege het golffront het punt waar de snelheden van de

uprush en downrush botsen. In werkelijkheid ligt dit punt hoger op het talud. Het punt waar de snelheden botsen wordt ongeveer bereikt bij de laagste waterstand (figuur 5.1b). De weergave in het model heeft tot gevolg dat de plaats van de maximale downrushsnelheid lager op het talud is. De lage plaats van de maximum downrushsnelheid in het model is het gevolg van de lange-golf benadering op het talud, waarbij de snelheid over de vertikaal konstant is. Bij test 29 met een flauw hellend golffront en een maatgevende downrush voor Ns_{MIN} wordt de laagste z-waarde bereikt (zie tabel 7).
Den Breeker en Vries vinden ook een verband tussen de plaats van de schade en de surf similarity parameter. In het numerieke model komt een dergelijk verband niet tot uiting voor een talud 1:3,5. Voor een talud 1:5 is de plaats waar Ns_{MIN} bereikt wordt wel hoger bij een hogere surf similarity parameter.
In het onderzoek van Kobayashi en Otta (1987) wordt hier niet op ingegaan.

5.4.2 Stabiliteitsverdeling over het talud

In de figuren 24 t/m 28 is het verloop van het minimale stabiliteitsgetal over het talud weergegeven. Hieruit blijkt dat vooral bij een hoge surf similarity parameter het stabiliteitsgetal over het hele talud laag blijft.
Verder valt op te merken dat bij een maatgevende downrush op het tijdstip van Ns_{MIN} een groot gebied een minimale Ns-waarde heeft (zie figuur 24 test 5). Bij het bereiken van Ns_{MIN} tijdens de uprush heeft alleen de plaats van Ns_{MIN} een lage waarde, zie test 32 en 49 (zie de figuren 15 en 27).

6. GEVOELIGHEIDSANALYSE

6.1 Parameter invloed

De invloed van drie belangrijke parameters wordt in dit hoofdstuk afzonderlijk bekeken. Per variatie van een parameter is de invloed onderzocht op het minimale stabiliteitsgetal en op de fase waarop het minimale stabiliteitsgetal bereikt wordt. Gedurende één golfperiode zullen er twee minima van Ns optreden. Eén tijdens de uprush en één tijdens de daaropvolgende downrush. Eén van beide zal het absolute minimum zijn. Bij verandering van de waarde van sommige parameters kan de fase, waarin het minimum bereikt wordt, verwisselen.
De standaardkoëfficiënten voldoen goed aan het praktijk gegeven dat bij hellingen flauwer dan 1:3 beweging ontstaat tijdens de uprush.
Een overzicht van de resultaten met de testen 5, 7, 31, 32, 47 en 49 is gegeven in de figuren 32 t/m 37 en verder in de tabellen 1 t/m 6.

6.1.1 Invloed traagheidskoëfficiënt

De variatie van de traagheidskoëfficiënt is gekozen van 1,2 tot 1,8. De invloed is hoofdzakelijk afhankelijk van de C_M-term uit de stabiliteitsvergelijking (formule 4.5). In de figuren 32 t/m 37 en de tabellen 1 t/m 6 zijn de resultaten voor een bepaalde test gegeven. In de figuren 38 en 42 is een totaal overzicht gegeven van de invloed van C_M op Ns_{MIN} voor alle golfkondities bij een bepaalde taludhelling. Een hogere C_M geeft in het algemeen een lagere Ns-waarde. De downrush versnellingen zijn relatief laag. Een verandering van de C_M-

waarde bij een maatgevende downrush heeft weinig invloed op de minimale Ns. De testen 5, 7 en 31 in de figuren 32, 33 en 34 zijn vrijwel onafhankelijk van een verandering van C_M. De overeenkomst tussen deze testen is dat Ns_{MIN} bepaald wordt door de downrushperiode (zie tabel 10).
Voor de testen 32, 47 en 49 geldt een duidelijke invloed van C_M. Minimale Ns is hier tijdens de uprushperiode.
Voor alle testen is een bijna lineair verband tussen de variatie van C_M en het minimale stabiliteitsgetal. Het tijdstip waarop Ns_{MIN} optreedt is voor een bepaalde test steeds hetzelfde. Een lineair verloop is dan vanzelfsprekend. Een uitzondering vormt het geval waarbij bij afnemende C_M de downrush maatgevend wordt in plaats van de uprush. Dit is zo bij test 49 voor een waarde van C_M = 1,2 (figuur 37). Bij hogere C_M-waarden is de uprush maatgevend, bij lagere C_M-waarden de downrush. Er is sprake van een omslagpunt van de fase waarin Ns_{MIN} optreedt bij verandering van C_M.

Afhankelijk van de maximale versnelling die optreedt is bij verandering van C_M de invloed merkbaar. Bij een lange golfperiode en een steil talud en dus hoge ξ is de maximale versnelling klein tijdens de uprush. De variatie van Ns_{MIN} bij verandering van C_M is dan klein (test 47, figuur 36). Bij een korte golfperiode ontstaat een relatief grote versnelling en dus een grote gradiënt Ns_{MIN}/C_M (zie figuur 37 voor test 49). De invloed van een variatie van C_M op Ns_{MIN} is groot.

In paragraaf 4.3 is gesteld dat voor de traagheidskoëfficiënt een konstante waarde van 1,5 wordt aangehouden. In werkelijkheid is de traagheidskoëfficiënt een funktie van de stromingsparameters.
De invloed van een konstante C_M-waarde is voor een talud 1:3,5 gegeven in figuur 38. Hieruit zijn twee konklusies te trekken. Ten eerste bepaald C_M de steilheid van de linkerflank van de stabiliteitslijn, een hogere CM geeft een minder steil verloop van de linkerflank. Ten tweede wordt de

dip rond ξ =2 sterk verminderd bij een lagere C_M. Een traagheidskoëffiënt van 1,8 vergroot de dip aanzienlijk. Bij verlaging van de stabiliteitslijn behorende bij een C_M=1,2 ontstaat een goede weergave van de resultaten van Ahrens (figuur 41). De linkerflank wordt echter te steil weergegeven. Bij een dempingsfaktor ϵ=2,0 en C_M=1,2 verdwijnt de dip volledig, zie tabel 7. Tevens heeft een C_M-waarde van 1,2 tot gevolg dat bij een talud 1:3,5 bijna alle Ns_{MIN}-waarden bereikt worden bij een negatieve snelheid (tabel 2, 4 en 5). Bij een hogere dempingsfaktor geldt dit voor alle Ns_{MIN}-waarden (tabel 7). De Ns_{MIN}-waarde geeft het begin van bewegen van een individuele steen aan. Zoals reeds eerder is vermeld, heeft het onderzoek van Den Breeker en Vries (1985) aangetoond dat bij een taludhelling flauwer dan 1:3 de eerste beweging en de schade veroorzaakt wordt door de uprush. Een realistische benadering van het onstaan van schade wordt dus bij C_M=1,2 niet verkregen.

Voor een talud 1:5 waarbij minimale stabiliteit bepaald wordt door de uprushperiode zijn minder duidelijke konklusies te trekken. Er zijn minder testen doorgerekend. Ook hier heeft een verandering van C_M een sterke invloed op het verloop van de linkerflank van de stabiliteitslijn (zie figuur 42).

6.1.2 Invloed wrijvingshoek

Drie wrijvingshoeken zijn doorgerekend, de standaardhoek 50° en de hoeken 45° en 55° (zie figuren 32 t/m 37, 39 en 44). In de figuren 32 t/m 37 is voor een bepaalde test de invloed van φ op Ns_{MIN} gegeven. In de figuren 39 en 44 is een totaal overzicht gegeven van de invloed van φ op Ns_{MIN} voor een bepaalde taludhelling.
De invloed van een verandering van de wrijvingshoek op het minimale stabiliteitsgetal is voor alle beschouwde testen

groot. Een grotere hoek geeft een beduidend grotere stabiliteit. In de praktijk is dit veel minder het geval. Door verandering van φ verwisselt in een aantal van de onderzochte gevallen de fase waarin minimale stabiliteit bereikt wordt. Uit de resultaten van het gevoeligheidsonderzoek is geen duidelijk beeld te halen, welke invloed de wrijvingshoek heeft op de stromingstoestand bij Ns_{MIN}.
Test 49 voor een talud 1:5 met een lage ξ heeft de grootste gradiënt van Ns ten opzichte van φ (figuur 37). Voor een taludhelling 1:2,5 is juist bij hoge ξ de gradiënt groot.
De mate waarin Ns_{MIN} verandert bij verandering van φ is dus niet duidelijk, behalve dat een hogere φ een hogere Ns_{MIN} geeft.
In figuur 39 is voor een talud 1:3,5 het stabiliteitsverloop voor de verschillende φ-waarden gegeven. Een verandering van de wrijvingshoek heeft voor alle golfkondities een grote invloed. Voor een talud van 1:5 zijn de resultaten gegeven in figuur 44. Bij een ξ =1 (test 49) is de invloed op het minimale stabiliteitsgetal zeer groot. Het is daarom aan te raden om voor stortsteen taluds een konstante waarde van φ =50° aan te houden en verder met andere parameters het model te ijken.

6.1.3 Invloed soortelijke massa steen

Voor de vergelijking met de testen van Ahrens komt een verandering van de soortelijke massa niet aan de orde. Deze waarde ligt vast door de gebruikte steensoort. Om een beter inzicht in deze koëfficiënt te krijgen zijn meerdere waarden doorgerekend (zie figuren 32 t/m 37). De soortelijke gewichten van 2500 en 2900 kg/m^3 zijn doorgerekend.
De invloed vertoont hetzelfde beeld als de koëfficiënt voor de traagheidskracht. Als Ns_{MIN} bereikt wordt tijdens de uprush, is bij verandering van de soortelijke massa de

invloed op Ns_{MIN} groot. De positieve versnelling is in deze situatie groot. De traagheidskracht heeft dan een belangrijke invloed op het stabiliteitsgetal. In de afleiding in appendix A2 is te zien, dat in de formule (4.5) alleen de invloed van Δ uit de traagheidskracht in het rechterdeel van de formule aanwezig is. De invloed van Δ voor de liftkracht en de sleepkracht zit in het stabiliteitsgetal zelf verwerkt.

6.1.4 Invloed overige koëfficiënten

De vergelijking van het stabiliteitsgetal (formule 4.5) laat zien dat de koëfficiënten C_2, C_3, C_D en C_L een vermenigvuldigingsfaktor zijn. Ze hebben geen invloed op de stromingstoestand waarvoor instabiliteit optreedt. Onder een aantal voorwaarden, waaronder $C_L \tan\varphi / C_D > 1$, kan de waarde van C_L en C_D ook bepalend zijn voor de keuze van de stabiliteitsformule, zie appendix A2.

De evenredigheid van de koëfficiënten is bepaald door:

$Ns \equiv (C_D + C_L * \tan\varphi)^{-1}$

$Ns \equiv (C_2)^{-1}$

$Ns \equiv (C_3)$

Opmerking: Voor een bepaalde steensoort heeft C_3 een vaste waarde.

Een overzicht van de vermenigvuldigingsfaktoren voor verschillende kombinaties van de koëfficiënten is gegeven in tabel 9. Uit de tabel blijkt dat een verandering van C_D en C_L in de meeste gevallen een reduktie van het stabiliteitsgetal tot gevolg heeft. Door een andere realistische keuze van deze koëfficiënten kan zelfs een reduktie van 45% op de standaard waarde worden verkregen. Bijvoorbeeld bij een C_D=1,0 en C_L=0,25 voor φ =50° is de reduktiefaktor op Ns : 0,55. Bij verandering van de vormkoëfficiënt C_2 kan dit nog lager

worden (bij meer vierkante stenen).
In de figuren 40, 41, 43 en 45 is weergegeven wat de invloed is bij een verandering van de koëfficiënten tot een bepaalde reduktiefaktor voor de taluds 1:3,5 en 1:5. Voor een talud 1:2,5 wordt direkt een goede 'fitting' met de resultaten van Ahrens verkregen (figuur 29). In figuur 46 is voor een talud 1:3,5 en een dempingsfaktor ϵ=2,0 een stabiliteitsverloop gegeven met een reduktiefaktor van 0,60 op de standaard Ns-waarden. Deze reduktiefaktor kan bereikt worden door bijvoorbeeld een kombinatie van C_D=0,7 en C_L=0,4 of C_D=0,9 en C_L=0,2 (tabel 9). Dit geeft een goede weergave van het stabiliteitsverloop in vergelijking tot de resultaten van Ahrens.

6.2 Extreme situaties

In een aantal gevallen is de versnelling, die optreedt op het tijdstip van Ns_{MIN}, begrensd door de opgelegde voorwaarde van a_{MAX}. Dit houdt in dat in deze extreme situatie de dimensieloze versnelling du/dt gelijk is aan de dimensieloze parameter voor de golfsteilheid (σ).
Hieruit volgt een voorwaarde om te zorgen, dat het stabiliteitsgetal positieve waarden oplevert, afhankelijk van een kombinatie tussen de invoerwaarden Θ', C_M, φ en s.
Namelijk,

bij uprush : du/dt $\approx \sigma$ bij a_{MAX} = 1,000
er geldt volgens formule 4.5 :
(als de uprush maatgevend is geldt: u > 0)

$$Ns = \frac{A}{u^2}\left\{\cos\Theta'\tan\varphi - \left[\frac{C_M}{(s-1)} - \sin\Theta'\right]\right\} \qquad (6.6)$$

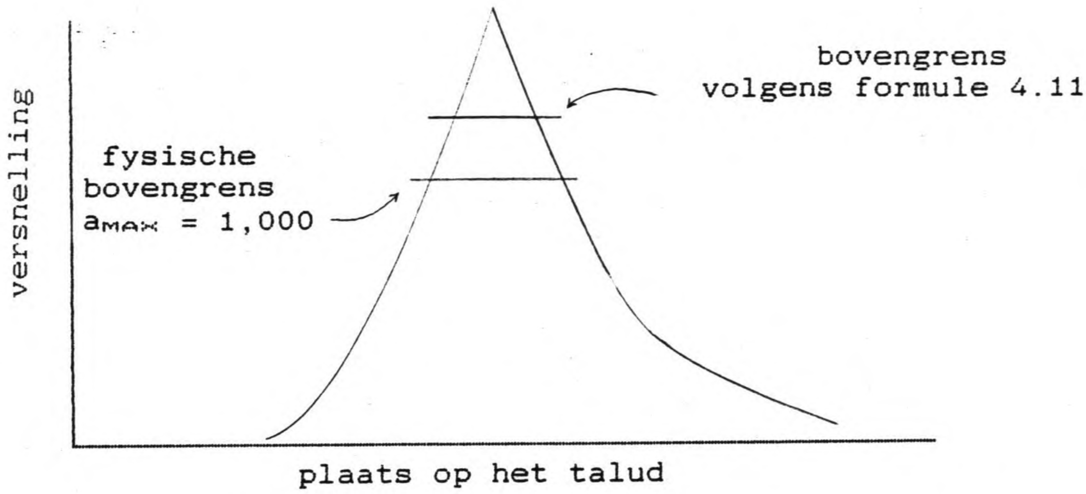
voor Ns > 0 geldt:

$$\sin(\Theta'+\varphi) > \frac{C_M}{(s-1)} \cos\varphi \qquad (6.7)$$

Deze voorwaarde voldoet gemakkelijk voor alle testgevallen. Alleen voor een kombinatie van lage φ , hoge C_M en lage s bij een talud 1:5 wordt de voorwaarde overschreden.
Voor de downrush is een dergelijke veronderstelling niet te geven, omdat hier geen specifieke uiterste toestand bereikt wordt.

6.3 Begrenzing van de versnelling

De versnelling van het water wordt begrensd door de konstanten a_{MAX} en a_{MIN}. Deze konstanten worden bepaald uit de maatgevende waarde van de fysische grens en de voorwaarde voor de versnelling uit de stabiliteitsvergelijking (zie paragraaf 4.6). De negatieve versnellingen zijn in geen van de testgevallen zo groot, dat deze begrensd worden door de ondergrens. De ondergrens heeft dus geen invloed gehad op Ns_{MIN}.
De positieve versnellingen bereiken daarentegen wel de bovengrens. De versnelling wordt begrensd door de fysische bovengrens a_{MAX} of door de formule (4.11), zie figuur 6.1. In deze figuur is een voorbeeld gegeven van de versnellingsverdeling over het talud. Ter plaatse van het golffront is de versnelling groot. Hierdoor ontstaat de piek in de versnellingsverdeling.
In tabel 11 staan waarden gegeven voor de konstanten a_{MIN} en a_{MAX} volgens de formules (4.11) en (4.12). De versnelling begrensd door de fysische bovengrens van a_{MAX}=1,000 is in alle gevallen maatgevend.



figuur 6.1 Begrenzing van de versnelling

Als de versnelling op het tijdstip van Ns_{MIN} begrensd wordt door a_{MAX}, heeft een verandering van de waarde van a_{MAX} invloed op het stabiliteitsgetal. Er is dan sprake van een maatgevende uprush.

In figuur 48 voor test 32 is de traagheidskracht gegeven. De maximale traagheidskracht wordt hier bereikt bij een maximale versnelling die begrensd wordt door a_{MAX}=1,0. De dimensieloze maximum versnelling voor test 32 is du/dt=17,568 (zie tabel 7). Als de fysische bovengrens verlaagd wordt tot bijvoorbeeld a_{MAX}=0,8 vermindert de maximale traagheidskracht. De verhouding tussen de traagheidskracht en de sleepkracht komt dan meer in overeenstemming met de krachten die door Sawaragi (1983) zijn gemeten.

Voor een talud 1:3,5 wordt alleen test 32 begrensd door a_{MAX} op het tijdstip van Ns_{MIN}. Als in het numerieke stabiliteitsmodel voor de bovengrens van de versnelling de konstante a_{MAX}=0,8 wordt aangehouden, verandert alléén het minimale stabiliteitsgetal van test 32. Het resultaat van de verlaging van de maximum versnelling voor test 32 met de lagere bovengrens is gegeven in tabel 7 en figuur 46. Uit deze figuur blijkt dat als a_{MAX}=0,8 wordt aangehouden, waarbij alleen test 32 verandert, de dip in het stabiliteitsverloop

vrijwel geheel verdwijnt.
Een begrenzing van a_{MAX}=0,8 voor een talud 1:5 heeft voor de onderzochte testen alleen invloed op test 49. Door deze begrenzing zal Ns_{MIN} voor test 49 een hogere waarde krijgen. Bij verlaging van de stabiliteitslijn met een reduktiefaktor is de invloed van de hogere Ns_{MIN}-waarde gering.
Een begrenzing van a_{MAX}=0,8 voor een talud 1:2,5 heeft voor de testen 5 en 7 geen invloed op Ns_{MIN}. Het minimale stabiliteitsgetal wordt bij deze taludhelling bepaald door de downrush. De positieve versnellingen zijn niet bepalend.
Samenvattend geeft a_{MAX}=0,8 een betere benadering van de maximale traagheidskracht en het stabiliteitsverloop met name voor een talud van 1:3,5.

7. KONKLUSIES EN AANBEVELINGEN

7.1 Konklusies

Uit de berekende resultaten komt één konklusie duidelijk naar voren. Er kan zeer sterk met de uitkomsten van de stabiliteitsberekening gemanipuleerd worden door andere, tevens realistische aannames van de verschillende koëfficiënten. In het volgende wordt getracht aan de hand van de resultaten enige richtlijnen te geven voor de te kiezen koëfficiënten voor stortsteen golfbrekers, gebaseerd op het modelonderzoek van Ahrens.
Voor een talud van 1:3,5 en 1:5 zijn de berekende stabiliteitsgetallen met de standaardkoëfficiënten over de hele linie te groot (figuren 30 en 31). Voor een talud van 1:2,5 is direkt een goede overeenkomst (figuur 29).

Een dempingskoëfficiënt $\epsilon=2,0$ geeft een numeriek meer stabiele weergave van een golffront. De Ns-waarden zijn minder afhankelijk van de numeriek instabiele pieken van de slingering bij lage surf similarity parameter. De extreem hoge drukgradiënt bij $\epsilon=1,1$ wordt bij $\epsilon=2,0$ verminderd, zonder dat het golffront minder steil wordt.
Uit de resultaten met $\epsilon=2,0$ voor een talud van 1:3,5 blijkt de grote invloed van de golfperiode in het stabiliteitsmodel, zie figuur 46. Bij twee testen met dezelfde surf similatity parameter, maar met verschillende golfhoogten, wordt een geheel andere Ns_{MIN} berekend (test 28 en 32A, tabel 7 en figuur 46).
In het algemeen geeft $\epsilon=2,0$ een reëeler beeld van de resultaten die met het stabiliteitsmodel verkregen worden.

Door een begrenzing van de positieve versnelling met $a_{MAX}=0,8$ verdwijnt de dip in het stabiliteitsverloop voor een talud van 1:3,5 (zie figuur 46). Deze begrenzing kan voor alle taluds worden aangehouden.

De invloed op Ns_{MIN} van de hoek van inwendige wrijving is voor alle taludhellingen groot. Deze grote invloed is niet erg realistisch te noemen. Als uitgangspunt voor een stortsteen talud kan een vaste waarde van φ =50° worden aangehouden.

De invloed van C_M voor een talud 1:2,5 is nagenoeg verwaarloosbaar, omdat Ns_{MIN} bepaald wordt door de downrushsnelheid. Het resultaat van de standaard waarden wordt door verhoging van de C_M-waarde niet veranderd. De figuren 32 en 33 geven aan dat voor test 5 en 7 C_M onafhankelijk is van het minimale stabiliteitsgetal.
Een traagheidskoëfficiënt C_M=1,8 vergroot de dip in de stabiliteitslijn voor een talud 1:3,5 (figuur 38). Bij een traagheidskoëfficiënt van 1,2 wordt de dip verminderd, maar wordt het minimale stabiliteitsgetal uitsluitend nog bereikt bij een negatieve snelheid voor een talud 1:3,5. Ook bij test 49 voor een talud 1:5 is dan de downrush maatgevend. Het kriterium 'begin van beweging' treedt voor een talud 1:3,5 en C_M=1,2 dus op tijdens de downrush, terwijl modelonderzoek aantoont dat bij deze helling vrijwel altijd de uprush maatgevend is. De standaard traagheidskoëfficiënt van 1,5 levert de beste resultaten.
De sleepkoëfficiënt, bepaald voor een cilinder, kan waarden aannemen, die veel hoger liggen dan de standaardwaarde van 0,5. In figuur 4 heeft de sleepkoëfficiënt voor een cilinder met een zeer kleine ruwheid een waarde van 1,3. De invloed van een hogere waarde is gegeven in tabel 9. Een waarde van 1,0 geeft voor alle berekende Ns-waarden een verlaging van ongeveer 40%. Voor de taluds 1:5 en 1:3,5 geeft een verandering van alleen de C_D-waarde tot 0,9 een betere overeenkomst met de resultaten van Ahrens. De reduktiefaktor op het stabiliteitsgetal is dan ongeveer 0,64 (figuren 43 en 46). Bij een dempingskoëfficiënt ϵ=2,0 is voor een talud 1:3,5 reduktiefaktor van 0,60 vereist om tot een betere 'fitting' te komen met het modelonderzoek van Ahrens (figuur 46).
De liftkoëfficiënt bij een cilinder met een glad oppervlak is

ongeveer 0,2 voor een getal van Reynolds groter dan 10^5. De variatie van C_L wordt dan klein, zie figuur 3. Als schatting van C_L voor een steen in de toplaag kan $C_L=0,2$ worden aangehouden. Een verandering van C_L van 0,18 tot 0,3 reduceert Ns_{MIN} met 15%.
Samenvattend kunnen de volgende waarden voor de stromingskoëfficiënten worden gekozen. Voor alle taludhellingen: $C_L=0,2$ en $C_M=1,5$. Voor 1:3,5 en 1:5 een $C_D=0,9$ en voor 1:2,5 een $C_D=0,5$.

De vormkoëfficiënt C_2 hangt af van het aangestroomde oppervlak. Bij het hier aangenomen golfkrachtenschema hangt dit oppervlak af van de gehele doorsnede. De invloed van C_2 op Ns_{min} is dan klein. Wanneer wordt aangenomen dat de parallelkracht op de bovenste helft van de steen werkt, reduceert het oppervlak tot de helft van de doorsnede en daarmee C_2. Er ontstaat dan een geheel ander krachtenschema. Een hoger aangrijpingspunt van de parallelkrachten geeft een groter moment om het draaipunt, maar het aanstroomoppervlak en dus de krachten zijn kleiner. De invloed hiervan zou nader onderzocht kunnen worden bij de verdere ontwikkeling van het model.

Samengevat kunnen de volgende waarden van de koëfficiënten worden aangehouden voor een stortsteen talud van 1:3,5 en 1:5 in het numerieke model:

$$\varphi = 50°$$
$$C_M = 1,5$$
$$C_L = 0,2$$
$$C_D = 0,9$$
$$a_{MAX} = 0,8$$
$$\epsilon = 2,0 \text{ (in het waterbewegingsmodel)}$$

(C_3 en C_2 zijn afhankelijk van de toegepaste steensoort)

Voor een taludhelling van 1:2,5 kan alleen C_D worden gewijzigd tot $C_D=0,5$. Het minimale stabiliteitsgetal wordt bij een talud van 1:2,5 bepaald door een negatieve snelheid. De demping en de begrenzing van de positieve versnelling hebben dan geen invloed op Ns_{MIN}.

7.2 Aanbevelingen

Om het stabiliteitsmodel voor meer situaties te kunnen gebruiken, moet meer inzicht worden verkregen in de waarden van de stromingskoëfficiënten door fysisch model-onderzoek. In dit verslag is grotendeels uitgegaan van de waarde van de stromingskoëfficiënten die gelden voor een cilinder. Dit geeft slechts een grove benadering van de waarden die gelden voor een steen in de toplaag van een stortsteen golfbreker.

Onderzocht kan worden of bij een ander krachtenschema andere resultaten verkregen worden. Men kan bijvoorbeeld de parallelkracht op de bovenste helft van de steen in de toplaag aannemen.

De doorlatendheid van de toplaag is een aspekt dat nog niet in het waterbewegingsmodel is verwerkt. Wanneer dit wordt meegenomen in de berekening kan het model voor meer situaties worden toegepast.

Door uitbreiding van het numerieke model kan de snelheid van de steen worden meegenomen. Hiermee kan worden aangegeven wanneer een verwijdering van een steen in het talud optreedt. Een speciale toepassing hiervoor is de stabiliteit van berm golfbrekers, waarbij een grote verandering van het originele profiel wordt toegelaten (dynamisch stabiel). De mogelijkheid tot de invoer van een horizontale berm is aanwezig.

Verder kan worden nagegaan hoe het stabiliteitsverloop voor onregelmatige golven is. Het model moet in een bepaalde situatie eerst geijkt worden met regelmatige golven.

APPENDIX A

A.1. Lange golf vergelijking

De 1-dimensionale lange-golf vergelijking wordt beschreven door de vergelijkingen:

Kontinunïteitsvergelijking:

$$h' \frac{\partial u'}{\partial x'} + u' \frac{\partial h'}{\partial x'} + \frac{\partial h'}{\partial t'} = 0 \qquad (\text{a.1})$$

Bewegingsvergelijking:

$$\frac{\partial u'}{\partial t'} + u' \frac{\partial u'}{\partial x'} + g \frac{\partial h'}{\partial x'} + g\, i_b + \frac{\tau_b'}{\rho h'} = 0 \qquad (\text{a.2})$$

De variabelen die geschreven zijn met een accent hebben de dimensie als hieronder is aangegeven.
De variabelen met een accent worden in dimensieloze vorm geschreven zonder accent.

x' = horizontale as [m]

u' = horizontale watersnelheid [m/s]
(konstant over de vertikaal)

τ_b' = bodemschuifspanning [N/m²] $\tau_b' = \frac{1}{2} \rho f_w' u|u|$

h' = waterdiepte [m]

ρ = soortelijke massa van water [kg/m³]

i_b' = bodemhelling [-] $(= \tan\Theta' = \partial z' / \partial x')$

g = zwaartekracht versnelling [m/s²]

f_w' = wrijvingskoëfficiënt [-]

t' = tijdschaal [s]

<u>Dimensieloos</u> :

Dimensieloze variabele:

$$t = \frac{t'}{T'} \qquad x = \frac{x'}{T'\sqrt{gH'}} \qquad u = \frac{u'}{\sqrt{gH'}} \qquad h = \frac{h'}{H'} \qquad ho_{t} = \frac{ho_{t}'}{H'}$$

$$\Theta = \sigma \tan(\Theta') = \xi \sqrt{2\pi} \qquad f_{w} = \tfrac{1}{2}\,\sigma\, f_{w}' \qquad \sigma = T'\sqrt{\frac{g}{H'}}$$

Voor de bewegingsvergelijking geldt:

$$\frac{\sqrt{gH'}}{T'}\frac{\partial u}{\partial t} + \frac{\sqrt{gH'}\sqrt{gH'}}{\sqrt{gH'}}\frac{}{T'}\, u\, \frac{\partial u}{\partial x} = - g\,\frac{H'}{T'\sqrt{gH'}}\frac{\partial h}{\partial x} - g\,\frac{\Theta}{\sigma} - \frac{f_{w}}{\sigma H'}\, gH'\frac{u|u|}{h}$$

delen door $\sqrt{gH'}/T'$ geeft:

$$\frac{\partial u}{\partial t} + u\,\frac{\partial u}{\partial x} = - \frac{\partial h}{\partial x} - \Theta - f_{w}\,\frac{u|u|}{h} \qquad (\text{a.3})$$

Voor de kontinuïteitsvergelijking geldt:

$$\frac{H'\sqrt{gH'}}{T'\sqrt{gH'}}\, h\, \frac{\partial u}{\partial t} + \frac{H'\sqrt{gH'}}{T'\sqrt{gH'}}\, u\, \frac{\partial h}{\partial x} + \frac{H'}{T'}\frac{\partial h}{\partial t} = 0$$

delen door (H'/T') geeft:

$$h\,\frac{\partial u}{\partial x} + u\,\frac{\partial h}{\partial x} + \frac{\partial h}{\partial t} = 0 \qquad (\text{a.4})$$

A.2 Schademechanismen

Uitgangspunten:
- *Onderlinge wrijving tussen de stenen is verwaarloosd, wanneer de steen wordt opgetild.
- *Golfkrachten en kontaktkracht zijn beschreven in paragraaf 2.3.1.
- *Werklijn van de golfkrachten is door het middelpunt van de steen.
- *Snelheid van de steen is nul
- *Krachten werken parallel aan het talud en loodrecht op het talud.

F_D = sleepkracht [N]

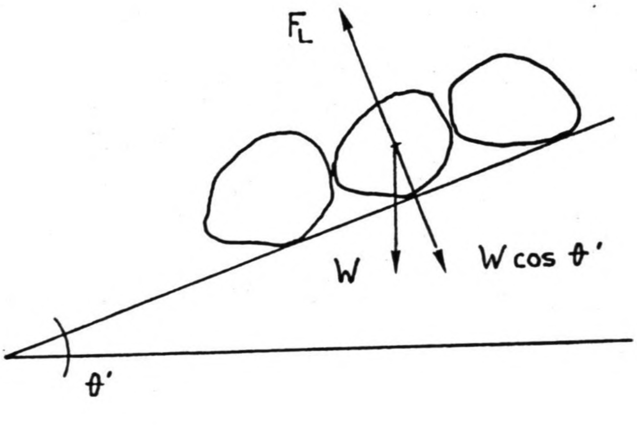
F_L = liftkracht [N]

F_I = traagheidskracht [N]

W = steengewicht onder water [N]

D' = karakteristieke steendiameter [m]

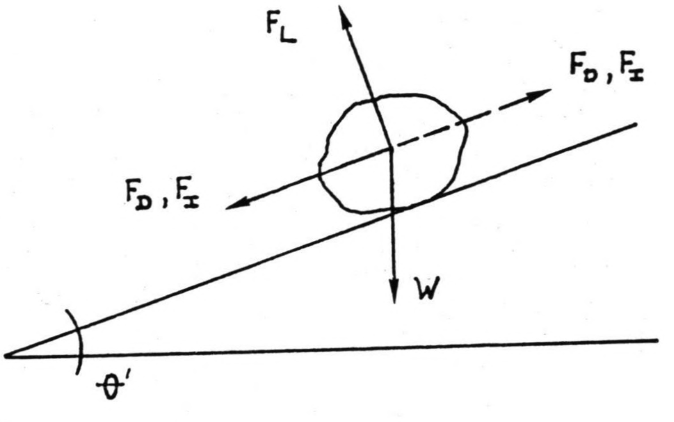
1. Optillen



evenwicht individuele steen:

$$F_L \leq W \cos\Theta' \qquad (a.5)$$

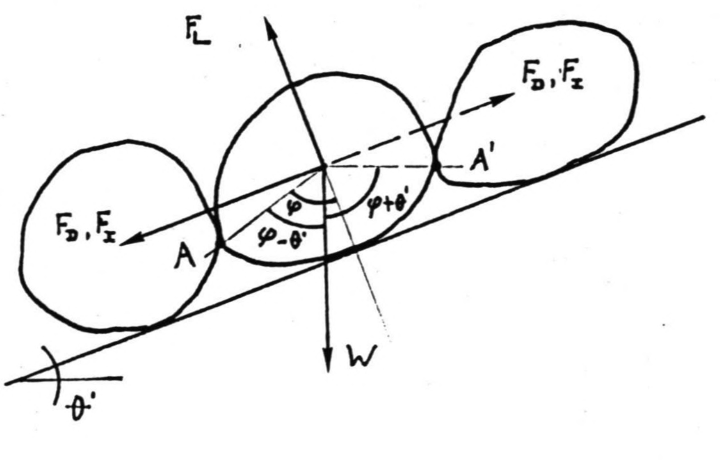
2. Glijden



voor evenwicht individuele steen (naar beneden en naar boven glijden):

$$\left| F_D + F_I - W \sin\Theta' \right| \leq (W \cos\Theta' - F_L) \tan\varphi \qquad (a.6)$$

3. Rollen of kantelen



evenwicht individuele steen:

Moment om A:

$D/2 \sin\varphi\, F_L - W\, D/2 \sin(\varphi \pm \Theta') + (F_D + F_I)\, D/2 \cos\varphi = 0$

$\sin(\varphi - \Theta')$ voor omlaag rollen
$\sin(\varphi + \Theta')$ voor omhoog rollen

Uitwerken, voorwaarde kantelen naar boven en naar beneden:

$(F_D + F_I)\cos\varphi = W(\cos\Theta'\sin\varphi \pm \sin\Theta'\cos\varphi) - F_L\sin\varphi$

delen door $\cos\varphi$:
$F_D + F_I \pm W\sin\Theta' = W\cos\Theta'\tan\varphi - F_L\tan\varphi$

Voor stabiel evenwicht van uprush en downrush geldt:

$$\left| F_D + F_I - W\sin\Theta' \right| \leq (W\cos\Theta' - F_L)\tan\varphi \qquad (\text{a.6})$$

Het kriterium voor glijden is gelijk aan dat van rollen. Het schade mechanismen optillen is niet maatgevend. Voor stabiel evenwicht geldt de voorwaarde voor kantelen en glijden.
Dit is eveneens afgeleid in het werk van Kobayashi (1987) en in het literatuuronderzoek van het Waterloopkundig Laboratorium M-1809.

De berekende watersnelheden met de lange-golftheorie zijn in het rekengebied gemiddelde horizontale snelheden. Ter plaatse van het talud wordt echter aangenomen, zoals ook in het model van Kobayashi is verondersteld, dat de berekende horizontale snelheden parallel aan het talud gericht zijn (zie paragraaf 4.1).

Golfkrachten en gewichtskracht met dimensieloze variabelen:

$$F_D = \tfrac{1}{2}\,\rho\, C_D\, C_2\, H^2\, D^2\, gH \quad u|u| \qquad (\text{a.7})$$

$$F_I = \rho\, C_M\, C_3\, H^3\, D^3\, (\sqrt{gH}/T)\, du/dt \qquad (\text{a.8})$$

$$F_L = \tfrac{1}{2}\,\rho\, C_L\, C_2\, H^2\, D^2\, gH\, u^2 \qquad (\text{a.9})$$

$$W = \rho\, g\, (s-1)\, C_3\, H^3\, D^3 \qquad (\text{a.10})$$

waarin $D = D'/H$

opmerking: de karakteristieke variabelen H en T met dimensie worden zonder accent geschreven.

Deze vergelijkingen substitueren in (a.6) :

$$\left| \tfrac{1}{2}\, C_D\, C_2\, u|u| + C_M\, C_3\, D\, 1/\sigma\, du/dt - (s-1)\, C_3\, D \sin\Theta' \right| \leq$$

$$\{(s-1)\, C_3\, D \cos\Theta' - \tfrac{1}{2}\, C_L\, C_2\, u^2\}\tan\varphi \qquad (\text{a.11})$$

Het stabiliteitsgetal wordt gegeven door:

$$Ns = \frac{1}{(s-1)\ D\ C_3^{1/3}} \qquad Ns \geq 0 \qquad (a.12)$$

Vergelijking (a.11) vermenigvuldigen met $\frac{Ns}{C_D\ C_2}$ geeft:

$$\left| u|u|\ Ns + 2\frac{C_M\ C_3^{2/3}}{C_D\ C_2 (s-1)\sigma}\frac{du}{dt} - 2\frac{C_3^{2/3}}{C_D\ C_2}\sin\Theta' \right| \leq$$

$$\frac{2\ C_3^{2/3}}{C_D\ C_2}\cos\Theta' - u^2\ Ns\ \frac{C_L}{C_D}\tan\varphi$$

Verder uitwerken:

$$\left| u|u| \quad Ns + \frac{2\ C_3^{1/3}}{C_D\ C_2\ u|u|}\ \frac{C_M}{(s-1)\sigma}\ \frac{du}{dt} - \sin\Theta' \right| \leq$$

$$u^2\ \frac{2\ C_3^{1/3}}{C_D\ C_2\ u^2}\cos\Theta'\tan\varphi - u^2\ Ns\ \frac{C_L}{C_D}\tan\varphi$$

Het resultaat is:

$$\left| u|u|\ [Ns + E_1] \right| \leq u^2\ E_3 - u^2\ E_2\ Ns \qquad (a.13)$$

waarin :

$$E_1 = \frac{2\ C_3^{2/3}}{C_D\ C_2\ u|u|} \left\{ \frac{C_M}{(s-1)\sigma} \frac{du}{dt} - \sin\Theta' \right\}$$

$$E_2 = \frac{C_L}{C_D} \tan\varphi \qquad\qquad E_2 > 0$$

$$E_3 = \frac{2\ C_3^{2/3}}{C_D\ C_2\ u^2} \cos\Theta' \tan\varphi \qquad\qquad E_3 > 0$$

Voor vergelijking (a.13) kunnen twee gevallen worden onderscheiden. Ten eerste de situatie voor de watersnelheid u=0, en ten tweede voor een watersnelheid ongelijk aan nul.

Situatie I

Voor u=0 geldt voor vergelijking (a.13)

$$\left| \frac{C_M}{(s-1)\sigma} \frac{du}{dt} - \sin\Theta' \right| \leq \cos\Theta' \tan\varphi \qquad (\ a.14\ )$$

Vergelijking (a.14) geeft voor u=0 een begrenzing voor de horizontale versnelling van het water, namelijk:

$$\frac{du}{dt} \leq \frac{(s-1)\sigma}{C_M} \cos\Theta'\tan\varphi + \sin\Theta' \qquad \text{en}$$

$$\frac{du}{dt} \geq -\frac{(s-1)\sigma}{C_M} \cos\Theta'\tan\varphi - \sin\Theta'$$

<u>**Siutatie II**</u>

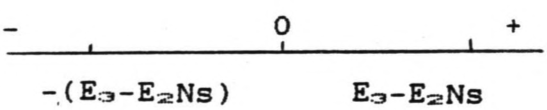
Voor $u \neq 0$ geldt:

$$\left| Ns + E_1 \right| \leq E_3 - E_2 Ns \qquad (a.15)$$

Voor de uitwerking van deze vergelijking voor Ns bekijken we alleen oplossingen, die een fysisch acceptabel stabiliteitsgetal (Ns) opleveren. Dit betekent, dat het stabiliteitsgetal niet negatief kan worden.
Voor een reële waarde van het stabiliteitsgetal geldt :

$Ns \geq 0$

Bereik van $(Ns + E_1)$ uit vergelijking (a.15) is het middengebied:



1. oplossing

$Ns + E_1 \leq E_3 - E_2 Ns$

$$Ns \leq \frac{E_3 - E_1}{1 + E_2} \qquad (a.16)$$

de voorwaarde voor reële waarde van Ns ($Ns \geq 0$) is:

$$E_3 \geq |E_1|$$

Substitutie geeft:

$$\left| \frac{C_M}{(s-1)\sigma} \frac{du}{dt} - \sin\Theta' \right| \leq \cos\Theta' \tan\varphi \qquad (a.17)$$

Deze voorwaarde is gelijk aan de begrenzing die geldt voor de versnelling bij $u=0$. Zie formule (a.14).
Dit geldt dus ook voor $u \neq 0$.

2. oplossing

$$-E_3 + E_2 Ns \leq Ns + E_1$$

herschrijven geeft:

$$(E_2 - 1)Ns \leq E_3 + E_1$$

er geldt de voorwaarde :

$Ns + E_1 < 0 \longrightarrow$ dus $E_1 < 0$

Twee gevallen kunnen worden onderscheiden:

1. Als $E_2 < 1$

Uit te werken vergelijking: $(E_2-1)Ns \leq E_3 + E_1$

als $E_2 < 1$ dan geldt: $(E_2-1) < 0$

dus $Ns \geq \dfrac{E_3 + E_1}{E_2 - 1}$

Deze vergelijking voor het stabiliteitsgetal levert geen kritieke stabiliteitsvoorwaarde voor het stabiliteitsgetal.

2. Als $E_2 > 1$

Tevens geldt $E_1 < 0$ en $E_3 + E_1E_2 < 0$

Deze voorwaarden te samen geven een oplossing voor

$$Ns \leq \frac{E_3 + E_1}{E_2 - 1} \qquad (\text{a.18})$$

ook moet gelden: $E_3 > |E_1|$ voor reële Ns.

In alle berekende testen geldt voor $E_2 = \dfrac{C_L}{C_D} \tan\varphi < 1$.

Substitutie van (a.16) geeft:

$$N_s = A\, u^{-2} \left[\cos\Theta' \tan\varphi - \frac{u}{|u|} \left\{ \frac{C_M}{(s-1)\sigma} \frac{du}{dt} - \sin\Theta' \right\} \right] \qquad (\text{a.19})$$

Substitutie van (a.18) geeft:

$$N_s = A\, u^{-2} \left[\cos\Theta' \tan\varphi + \frac{u}{|u|} \left\{ \frac{C_M}{(s-1)\sigma} \frac{du}{dt} - \sin\Theta' \right\} \right] \qquad (\text{a.20})$$

waarin: $A = 2\, C_3^{2/3} \dfrac{1}{C_2(C_D + C_L \tan\varphi)}$

Konklusie:

Als de voorwaarden gelden $E_3 + E_1 E_2 < 0$, $E_2 > 1$ en $E_1 < 0$, dan moet voor de berekening van het stabiliteitsgetal vergelijking (a.20) worden aangehouden. In alle andere gevallen wordt vergelijking (a.19) toegepast. Deze voorwaarden zijn eveneens door Kobayashi (1987) bepaald.

Een voorwaarde voor de toepassing van vergelijking (a.20) is de voorwaarde:

$$E_2 = \frac{C_L}{C_D} \tan\varphi > 1$$

De waarde van E_2 is in alle onderzochte testen kleiner dan 1, bij een φ =50°. Ook E1 is in de meeste gevallen van uprush en downrush groter dan 0. Dus is vergelijking (a.19) gebruikt voor de berekening van Ns. Voor vergelijking (a.19) zijn de koëfficiënten C_L en C_D faktoren, als in ieder geval de voorwaarde geldt: $E_2 < 1$.

REFERENTIES

Ahrens, J.P., 1975
Large wave tank tests of riprap stability
CERC, Technical Memorandum No. 51, USA

Broekens, R.D., 1988
De berekening van de waterbeweging op een talud onder golfaanval met een numeriek model.
Afstudeerverslag TU Delft

Den Breeker, R.C. ; Vries, M., 1985
Stabiliteit van afdekelementen. Onderzoek naar schademechanismen en schade-veroorzakende krachten bij golfbrekers onder regelmatige golfaanval.
Rapport modelonderzoek, Waterloopkundig Laboratorium S467, Volume IV, TU Delft, afstudeerverslag

Jonsson, I.G., 1966
Wave boundary layers and friction factors
Proceedings of 10th Conference on Coastal Engineering, Vol.I, ASCE, pp. 127-148.

Klein Breteler, M. ; Van der Meer, J.W., 1984
Stability of rubble mound breakwaters. Influence of contact friction and natural angle of repose of armour units.
Report on basic research, S467
Volume III, Delft Hydraulics

Kobayashi, N. ; Jacobs, B.K., 1985
Riprap stability under wave action
Proc. ASCE, Journal of WPC and OE, Vol. 111, No. 3

Kobayashi, N. ; Otta, A.K., 1987
Hydraulic stability analysis of armor units
Proc. ASCE, Journal of WPC and OE, Vol. 113, No. 2

Lax, P. ; Wendroff, B., 1960
Systems of conservation laws
Comm. in Pure and Applied Maths. (pp. 217-237)

Otta, A.K., 1986
Prediction of riprap stability on rough slopes
(afstudeerverslag)
University of Delaware, USA

Roy, I., 1986
Numerical simulation of wave runup on steep rough slopes
(afstudeerverslag)
University of Delaware, USA

Sarpkaya, T. ; Isaacson, M., 1981
Mechanics of wave forces on offshore structures
Van Nostrand Reinhold, New York, USA

Sawaragi, T. ; Ruy, C.R. ; Iwata, K., 1983
Considerations of the destruction mechanism of rubble mound breakwaters due to the resonance phenomenon
Proc. 8th. Int. Harbour Congress, Antwerp, Belgium

Siggurdson, G., 1962
Wave forces on breakwater capstones
Proc. ASCE, Journal of WHC and CED, Vol. 88, No. WW3

Van der Meer, J.W. ; Pilarczyk K.W., 1987
Stability of breakwater armour layers. Deterministic and probabilistic design.
Delft Hydraulics Communication No. 378

Van der Meer, J.W., 1988
Rock Slopes and Gravel Beaches under Wave Attack
Delft Hydraulics Communication No. 396

Waterloopkundig Laboratorium-M1809, 1984
Taluds van los gestorte materialen. Hydraulische aspecten van stortsteen, grind en zandtaluds onder golfaanval.
Verslag literatuurstudie.

Waterloopkundig Laboratorium-M2006, 1986
Taluds van los gestorte materialen. Stabiliteit van stortsteen-bermen en teenkonstrukties.
Verslag literatuurstudie en modelonderzoek.

LIJST VAN TABELLEN

LIJST VAN FIGUREN

LIJST VAN SYMBOLEN

a_{MAX}	konstante voor begrenzing van de versnelling	[-]
a_{MIN}	konstante voor begrenzing van de versnelling	[-]
C_2	oppervlaktekoëfficiënt	[-]
C_3	volumekoëfficiënt	[-]
C_D	sleepkoëfficiënt	[-]
C_M	traagheidskoëfficiënt	[-]
C_L	liftkoëfficiënt	[-]
D'	karakteristieke diameter van de steen	[m]
D_{n50}'	nomimale steendiameter	[m]
f_w'	wrijvingskoëfficiënt	[-]
F_D	sleepkracht	[N]
F_L	liftkracht	[N]
F_I	traagheidskracht	[N]
g	zwaartekracht versnelling	[m/s²]
h'	waterstand boven het talud	[m]
ho_t'	waterdiepte aan teen golfbreker	[m]
H	golfhoogte	[m]
L_o	diepwater golflengte	[m]
Ns	stabiliteitsgetal	[-]
Ns_{MIN}	minimale stabiliteitsgetal voor hele talud	[-]
s	verhouding tussen de soortelijke massa van steen ten opzichte van water	[-]
t'	tijdschaal	[s]
T	golfperiode	[s]
u'	watersnelheid	[m/s]
u_b'	bodemwatersnelheid	[m/s]
u_M'	maximum watersnelheid	[m/s]
u_{MAX}	maximum watersnelheid	[m/s]
W	steengewicht onder water	[N]
W_{50}	het mediaan steengewicht	[N]
x'	horizontale lengteas	[m]
z'	plaats van het talud, bodemdiepte	[m]

ρ	soortelijke massa van water	[kg/m³]
ρ_s	soortelijke massa van steen	[kg/m³]
ϵ	dempingskoëfficiënt	[-]
Θ'	taludhelling	[graden]
Δ	specifieke dichtheid	[-]
φ	hoek van inwendige wrijving van steen	[graden]
ξ	surf similarity parameter	[-]
τ_b'	bodemschuifspanning	[N/m²]
σ	parameter afhankelijk van de golfsteilheid	[-]
ν	kinematische viscositeit	[m²/s]

Variabelen met een accent worden in dimensieloze vorm geschreven zonder accent.

BESCHRIJVING VAN DE TABELLEN 1 t/m 6

INVOERWAARDEN

kolom 1 : CL = liftkoëfficiënt [-]

kolom 2 : CD = sleepkoëfficiënt [-]

kolom 3 : CM = traagheidskoëfficiënt [-]

kolom 4 : PHI = inwendige wrijvingshoek van steen [graden]

kolom 5 : S = massa verhouding van steen tot water [-]

RESULTATEN STABILITEITSBEREKENING

kolom 6 : Z = plaats van minimale stabiliteit op het talud [-]

kolom 7 : Ns_{MIN} = minimale stabiliteitsgetal gedurende 1 golfperiode [-]

kolom 8 : du/dt = versnelling van het water op het tijdstip en de plaats als het minimale stabiliteitsgetal Ns_{MIN} bereikt wordt (dimensieloos) [-]

kolom 9 : u = watersnelheid op het tijdstip en de plaats als het minimale stabiliteitsgetal Ns_{MIN} bereikt wordt (dimensieloos) [-]

In de tabellen is steeds één koëfficiënt veranderd. Dit is aangegeven door alleen de veranderde koëfficiënt aan te geven, die voor de test is aangehouden.
Met de standaard waarden wordt bedoeld de waarden voor de koëfficiënten, die door Kobayashi zijn gegeven (paragraaf 5.1.2).

De waarden, waarbij de dempingskoëfficiënt is veranderd, zijn berekend over één golfperiode, waarvoor het periodieke golfbeeld bepaald is met dempingskoëfficiënt ϵ = 1,1 .

TABEL 1

TEST 05

CL	CD	CM	PHI	S	Z	Nsmin	du/dt	u
0,18	0,5	1,5	50	2,71	-0,564	2,70	-0,755	-0,792
		1,2			-0,620	2,71	-0,523	-0,794
		1,8			-0,564	2,69	-0,804	-0,791
				2,5	-0,564	2,69	-0,788	-0,791
				2,9	-0,564	2,71	-0,793	-0,792
			45		-0,564	2,13	-0,923	-0,789
			55		-0,564	3,33	-0,631	-0,793

TEST 07

CL	CD	CM	PHI	S	Z	Nsmin	du/dt	u
0,18	0,5	1,5	50	2,71	-1.211	2,22	-0,508	-0,872
		1,2			-1,211	2,24	-0,474	-0,872
		1,8			-1,211	2,21	-0,541	-0,871
				2,5	-1,211	2,21	-0,530	-0,871
				2,9	-1,211	2,23	-0,490	-0,872
			45		-1,211	1,75	-0,564	-0,870
			52,5		-1,211	2,47	-0,485	-0,872
			55		-1,211	2,74	-0,420	-0,873

beschrijving van de tabel is gegeven op blz. 82

TABEL 2

TEST 31

CL	CD	CM	PHI	S	Z	Nsmin	du/dt	u
0,18	0,5	1,5	50	2,71	-0,714	3,57	-0,399	-0,755
		1,2			-0,774	3,58	-0,337	-0,755
		1,8			-0,774	3,56	-0,426	-0,755
				2,5	-0,774	3,56	-0,417	-0,755
				2,9	-0,774	3,57	-0,390	-0,755
			45		-0,774	2,94	-0,435	-0,755
			55		-0,833	4,25	-0,217	-0,757
		2,0		2,5	-0,774	3,55	-0,470	-0,754

TEST 32

CL	CD	CM	PHI	S	Z	Nsmin	du/dt	u
0,18	0,5	1,5	50	2,71	-0,443 -1,153	2,17 3,31	17,568 (downrush)	0,769
		1,0			-0,487 -1,153	3,30 3,33	17,088 (downrush)	0,781
		1,2			-0,531 -1,153	2,86 3,32	17,175 (downrush)	0,780
		1,8			-0,443	1,47	17,568	0,769
			45		-0,443	1,50	17,568	0,769
			55		-0,443	2,90	17,568	0,769
				2,5	-0,443	1,68	17,568	0,769
				2,9	-0,443	2,52	17,568	0,769
standaard met ϵ =4,0					-1,105	2,85	17,568	0,671

beschrijving van de tabel is gegeven op blz. 82

TEST 47

CL	CD	CM	PHI	S	Z	Nsmin	du/dt	u
0,18	0,5	1,5	50	2,71	-0,641	3,29	13,251	0,867
		1,2			-0,641	3,47	11,659	0,881
		1,8			-0,641	3,09	14,012	0,858
				2,5	-0,641	3,15	14,012	0,858
				2,9	-0,641	3,39	12,465	0,874
			45		-0,641	2,83	14,012	0,858
			55		-0,641	3,78	11,659	0,881

TEST 49

CL	CD	CM	PHI	S	Z	Nsmin	du/dt	u
0,18	0,5	1,5	50	2,71	-1,089	4,98	12,844	0,481
		1,2			-1,176	6,69	-0,739	-0,574
		1,8			-1,089	3,19	12,844	0,481
			45		-1,089	3,20	12,844	0,481
			55		-1,089	6,93	12,844	0,481
				2,5	-1,089	3,73	12,844	0,481
				2,9	-1,089	5,88	12,844	0,481
standaard met ϵ=1,5					-1,220	6,22	12,844	0,430
standaard met ϵ=2,0					-1,176	6,72	-0,7857	-0,568
standaard met ϵ=4,0					-1,176	6,93	-0,799	-0,559

beschrijving van de tabel is gegeven op blz. 82

TEST 29 TABEL 4

CL	CD	CM	PHI	S	Z	Nsmin	du/dt	u
0,18	0,5	1,5	50	2,71	-1,356 -0,718	3,24 3,36	-0,247 10,460	-0,792 0,850
		1,2			-1,356 -0,718	3,25 3,59	-0,227 9,182	-0,792 0,868
		1,8			-0.878	3,06	13.262	0,800
			45		-1,356	2,68	-0,277	-0,790
			55		-0,718	3,86	9,619	0,862
TEST 26								
standaard					-0,847	2,83	18,972	0,713
		1,2			-1,270 -0,605	3,28 3,33	-0,239 12,622	-0,788 0,837
		1,8			-0,847	1,95	20,486	0,670
			45		-0,847	1,99	20,486	0,670
			55		-0,665	3,51	14,524	0,807
standaard met ϵ=4,0					-1,209	3,41		
TEST 28								
standaard					-1,357 -0,786	3,20 3,67	-0,469 14,093	-0,790 0,655
		1,2			-1,357	3,21	-0,456	-0,791
		1,8			-0,929	2,54	16,443	0,585
			45		-0,929	2,59	16,443	0,585
			55		-1,357	3,82	-0,456	-0,791
standaard met ϵ=4,0					-1,357	3,27	-0,548	-0,779

beschrijving van de tabel is gegeven op blz. 82

TABEL 5

TEST 27

CL	CD	CM	PHI	S	Z	Nsmin	du/dt	u
standaard					-1,116	4,71	9,387	0,525
					-0,957	4,90	-1,033	-0,611
		1,2			-0,957	5,02	-1,005	-0,612
		1,8			-1,169	3,19	9,457	0,522
			45		-1,169	3,26	9,457	0,522
			55		-0,957	5,97	-1,005	-0,612
standaard met ϵ=4,0					-0,957	5,24	-1,071	-0,589
TEST 22								
standaard					-0,725	3,51	-0,400	-0,761
					0,136	4,64	6,642	0,799
		1,2			-0,725	3,53	-0,349	-0,760
		1,8			-0,725	3,51	-0,430	-0,759
			45		-0,725	2,90	-0,437	-0,759
			55		-0,725	4,20	-0,349	-0,760
0,4					-0,725	2,57	-0,400	-0,761

beschrijving van de tabel is gegeven op blz. 82

TABEL 6

TEST 44

CL	CD	CM	PHI	S	Z	Nsmin	du/dt	u
0,18	0,5	1,5	50	2,71	-0,413	3,94	6,931	0,852
		1,2			-0,413	4,03	6,435	0,856
		1,8			-0,472	3,83	8,159	0,842
			45		-0,472	3,49	8,159	0,842
			55		-0,413	4,42	6,435	0,856

TEST 48

CL	CD	CM	PHI	S	Z	Nsmin	du/dt	u
standaard					-0,629	3,38	13,996	0,808
0,4					-0,629	2,47	13,996	0,808
		1,2			-0,524	3,64	10,908	0,843
		1,8			-0,734	3,00	17,850	0,745
			45		-0,681	2,79	16,636	0,768
			55		-0,576	3,94	12,052	0,832

beschrijving van de tabel is gegeven op blz. 82

TABEL 7

RESULTATEN STABILITEITSBEREKENINGEN

VOOR TALUD 1:3,5 MET STANDAARD KOEFFICIENTEN

EN EEN DEMPINGSKOEFFICIENT ϵ=2,0

TEST	Z [-]	Nsmin [-]	du/dt [-]	u [-]	umin [-]	umax [-]
27	-0,957	4,96	-1,046	-0,607	-0,617	0,536
35	-1,117	3,74	-0,644	-0,721	-0,725	0,697
28	-1,357	3,29	-0,487	-0,779	-0,782	0,778
32	-0,708	2,88	17,568	0,668	-0,776	0,856
36	-0,608	3,33	12,926	0,761	-0,779	0,863
26	-1,209	3,34	-0,342	-0,778	-0,782	0,868
29	-1,357	3,33	-0,241	-0,781	-0,782	0,868
22	-0,725	3,56	-0,417	-0,755	-0,757	0,801
32A	-0,582	2,58	16,243	0,712		
			(H=1,179 m, verder als test 32)			
28A	-1,390	3,23	-0,457	-0,787		
			(H=0,559 m, verder als test 28)			
32B	-0,620	3,07	13,916	0,747	(amax=0,800)	

RESULTATEN STABILITEITSBEREKENINGEN MET TRAAGHEIDSKOEFFICIENT

C_M=1,2 EN DEMPINGSKOEFFICIENT ϵ=2,0 VOOR TALUD 1:3,5

TEST	Z	Nsmin	du/dt	u
27	-1,010	5,17	-0,976	-0,604
35	-1,117	3,78	-0,631	-0,721
28	-1,357	3,31	-0,487	-0,779
32	-1,150	3,38	-0,285	-0,774
36	-1,216	3,36	-0,217	-0,778
26	-1,270	3,34	-0,224	-0,780
29	-1,357	3,34	-0,223	-0,782
22	-0,725	3,58	-0,345	-0,754

TABEL 8

SPECIFIEKE INVOERGEGEVENS VOOR HET NUMERIEKE MODEL

	tanΘ' [-]	H [m]	T [s]	B* [m]	dx [m]	dt [s]
TEST 05	0,4	0,811	11,3	20	0,11425	0,00565
TEST 07	0,4	0,604	5,7	20	0,11425	0,00285
TEST 31	0,286	0,768	11,3	26	0,15995	0,00565
TEST 32	0,286	1,033	5,7	24	0,15995	0,00285
TEST 47	0,2	0,927	11,3	33	0,22850	0,00565
TEST 49	0,2	1,049	4,2	30	0,22850	0,00210
TEST 22	0,286	1,009	11,3	26	0,15995	0,00565
TEST 26	0,286	0,756	5,7	22	0,15995	0,00285
TEST 27	0,286	0,860	2,8	22	0,15995	0,00140
TEST 28	0,286	0,640	4,2	23	0,15995	0,00210
TEST 29	0,286	0,573	5,7	22	0,15995	0,00285
TEST 35	0,286	1,146	4,2	24	0,15995	0,00285
TEST 36	0,286	0,902	5,7	24	0,15995	0,00285
TEST 48	0,2	0,872	8,5	32	0,22850	0,00425
TEST 44	0,2	0,774	11,3	33	0,22850	0,00565

* zie figuur 1.

VERMENIGVULDIGINGSFAKTOREN BIJ VERANDERING KOEFFICIENTEN CL, CD. AFHANKELIJK VAN KONSTANTE TERM IN NS-VERGELIJKINGEN. FORMULES a.19 EN a.20 VAN APPENDIX A2.

$NS \equiv (CD + CL * \tan\varphi)^{-1}$

Gegeven is de verhouding ten opzichte van de standaard waarde

CD	CL	φ =50°*	φ =45°	φ =55°
0,5*	0,18*	1,00000	1,00000	1,00000
0,7	0,18	0,78130	0,77273	0,79103
0,7	0,2	0,76146	0,75556	0,76810
0,6	0,25	0,79573	0,80000	0,79105
0,7	0,25	0,71599	0,71579	0,71622
0,6	0,3	0,74616	0,75556	0,73613
0,5	0,4	0,73156	0,75556	0,70671
0,7	0,4	0,60722	0,61818	0,59553
0,9	0,2	0,62768	0,61818	0,63854
1,0	0,25	0,55050	0,54400	0,55788

Standaard waarde is aangegeven met een *

VOOR VORMKOEFFICIENT C2 GELDT

$NS \equiv (C2)^{-1}$

Verhoudingsgetallen

C2	=	0,9	: 1,000	(standaard)
		0,95	: 0,947	(meer vierkant)
		0,85	: 1,059	(meer cirkelvormig)

TABEL 10

MAATGEVENDE STROMINGSTOESTAND OP HET TIJDSTIP VAN MINIMALE STABILITEIT ; MINIMALE STABILITEITSGETALLEN VOLGENS AHRENS

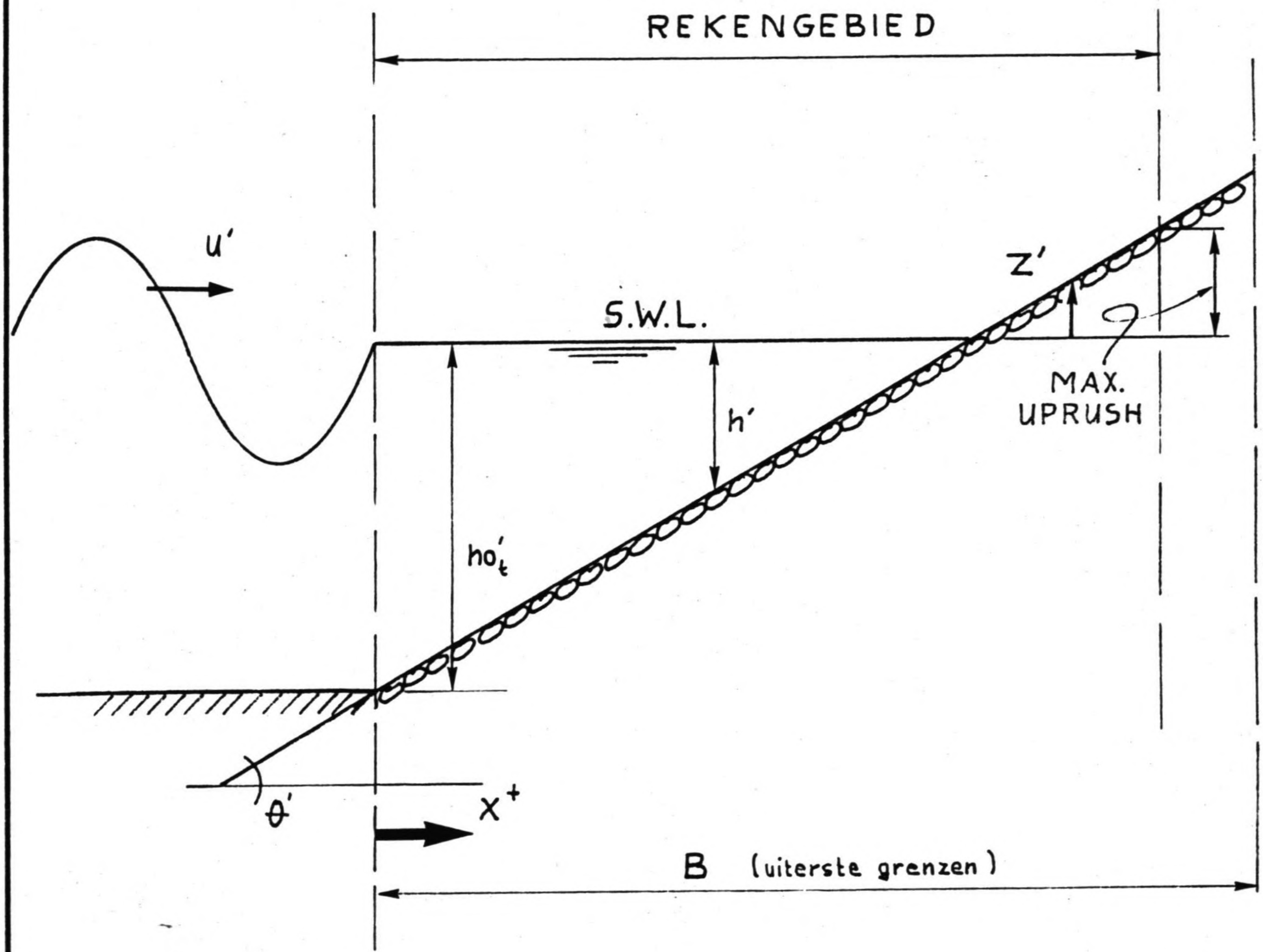
TEST	tan Θ'	ξ	maatgevende periode bij Nsmin	Nsmin-waarde volgens Ahrens
05	0,4	6,272	downrush	2,83
07	0,4	3,666	downrush	2,11
22	0,286	4,016	downrush	2,54
26	0,286	2,340	uprush	1,90
27	0,286	1,078	uprush	3,04
28	0,286	1,874	downrush	2,26
29	0,286	2,692	downrush	2,03
31	0,286	4,603	downrush	2,72
32	0,286	2,005	uprush	2,22
35	0,286	1,401	downrush	2,47
36	0,286	2,142	uprush	1,94
47	0,2	2,933	uprush	2,35
48	0,2	2,275	uprush	2,21
49	0,2	1,025	uprush	2,66
44	0,2	3,210	uprush	2,61

TABEL 11

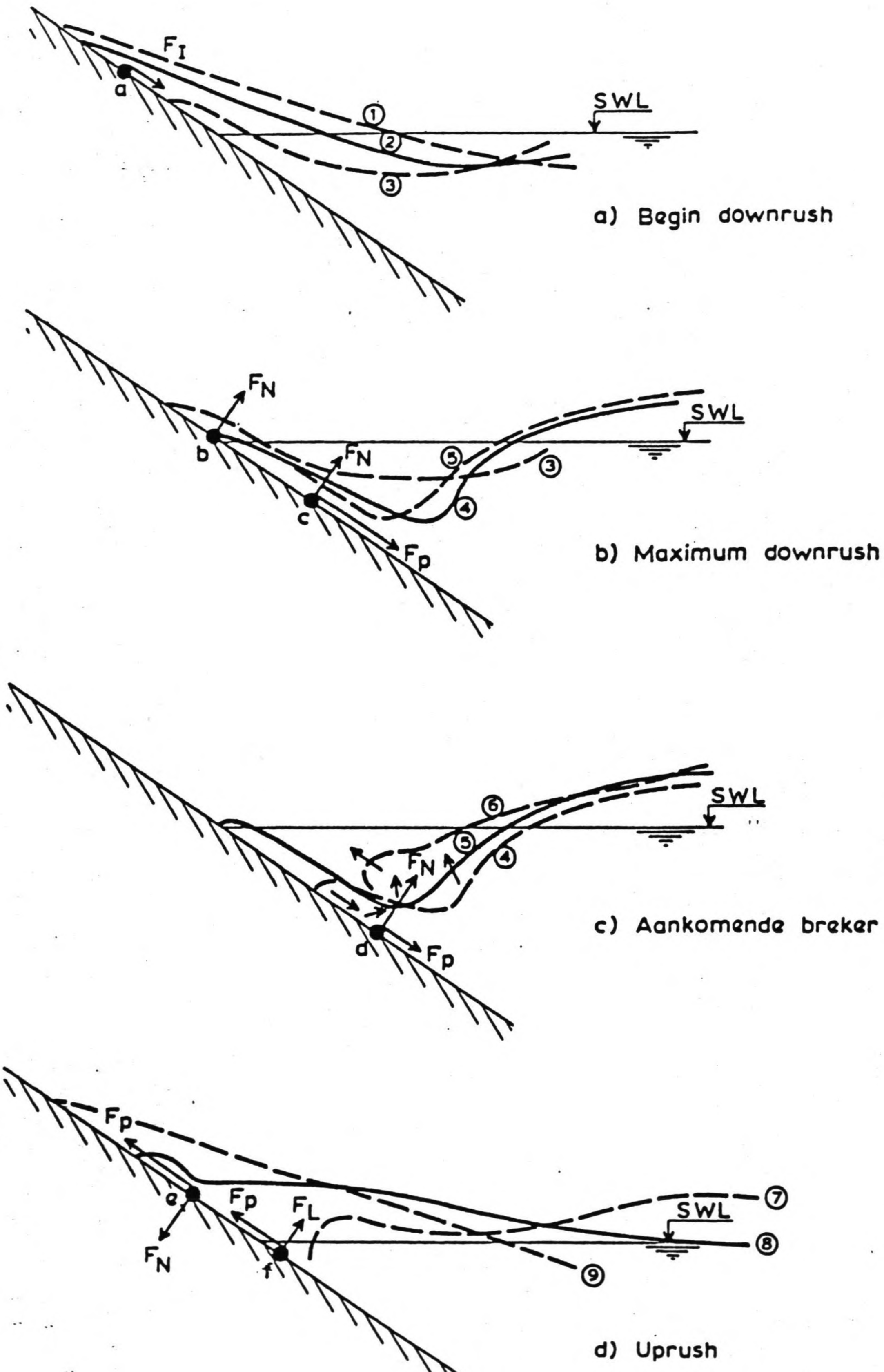
WAARDE VOOR AMAX en AMIN VOLGENS FORMULE 4.11 EN 4.12

s = 2,71									
	φ = 45°			φ = 50°			φ = 55°		
cotanΘ'	5	3,5	2,5	5	3,5	2,5	5	3,5	2,5
CM									
1,0 amax	2,012	2,114	2,223	2,334	2,429	2,527	2,730	2,818	2,903
amin	-1,341	-1,174	-0,953	-1,663	-1,490	-1,257	-2,059	-1,878	-1,632
1,5 amax	1,341	1,409	1,482	1,556	1,620	1,685	1,820	1,879	1,935
amin	-0,894	-0,783	-0,635	-1,109	-0,993	-0,838	-1,373	-1,252	-1,088
2,0 amax	1,006	1,057	1,111	1,167	1,215	1,264	1,365	1,409	1,451
amin	-0,671	-0,587	-0,476	-0,831	-0,745	-0,629	-1,030	-0,939	-0,816

Fysisch aangehouden grens : AMAX = 1,000
AMIN = -0,800



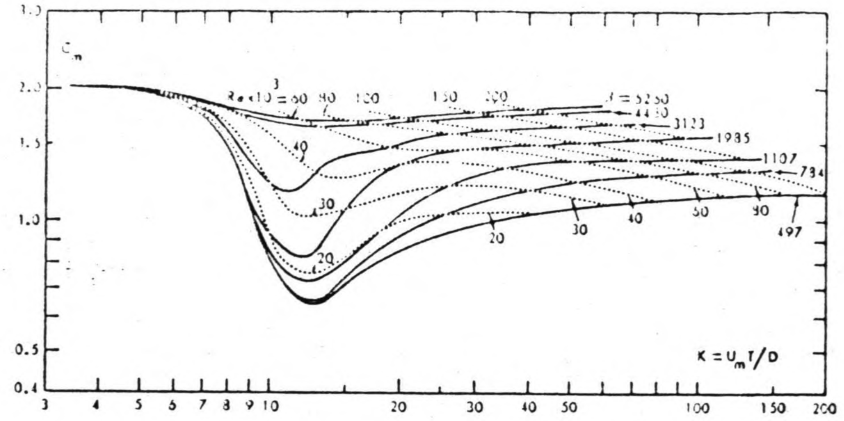
SITUATIESCHETS VANHET NUMERIEKE MODEL		A4
	FIGUUR 1	



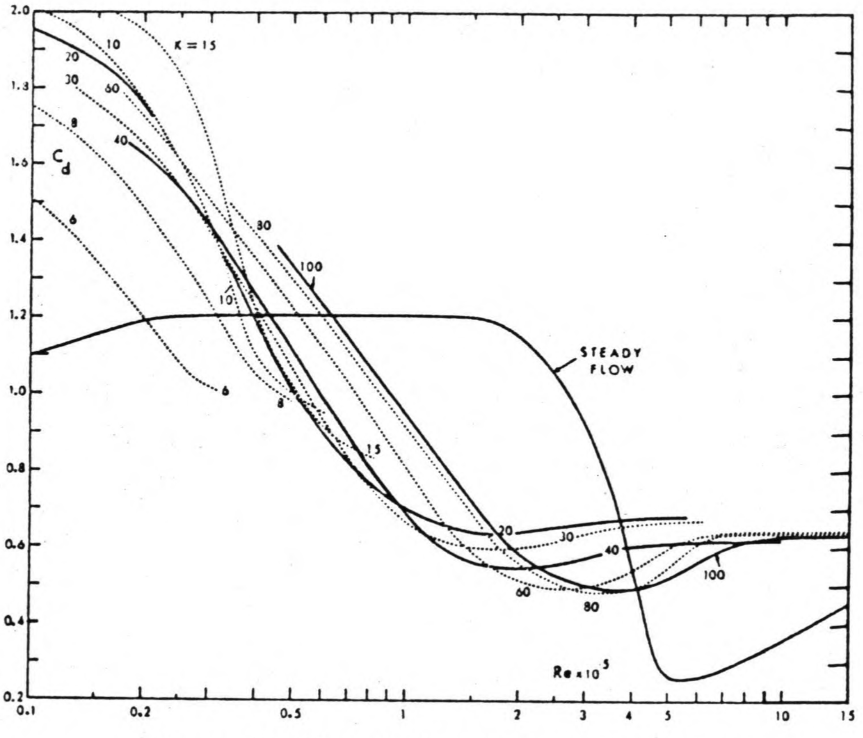
GOLFKRACHTEN TIJDENS UPRUSH EN DOWNRUSH

A4

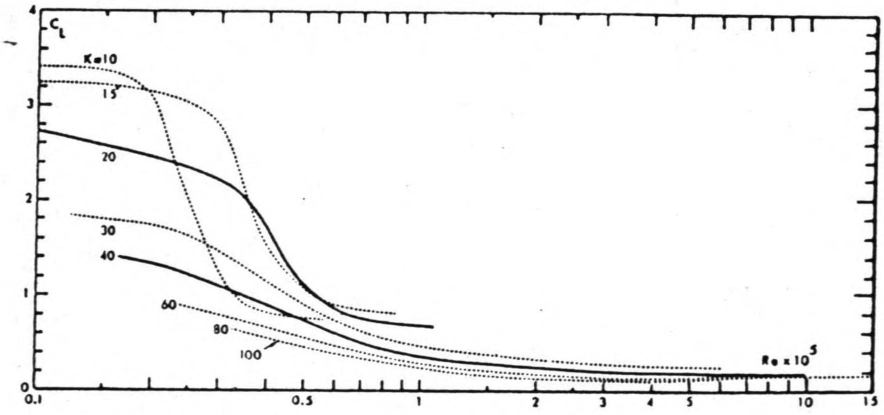
FIGUUR 2



C_m versus K for various values of the Reynolds number and the frequency parameter (Sarpkaya 1976a).



C_d versus Reynolds number for various values of K (Sarpkaya 1976a).

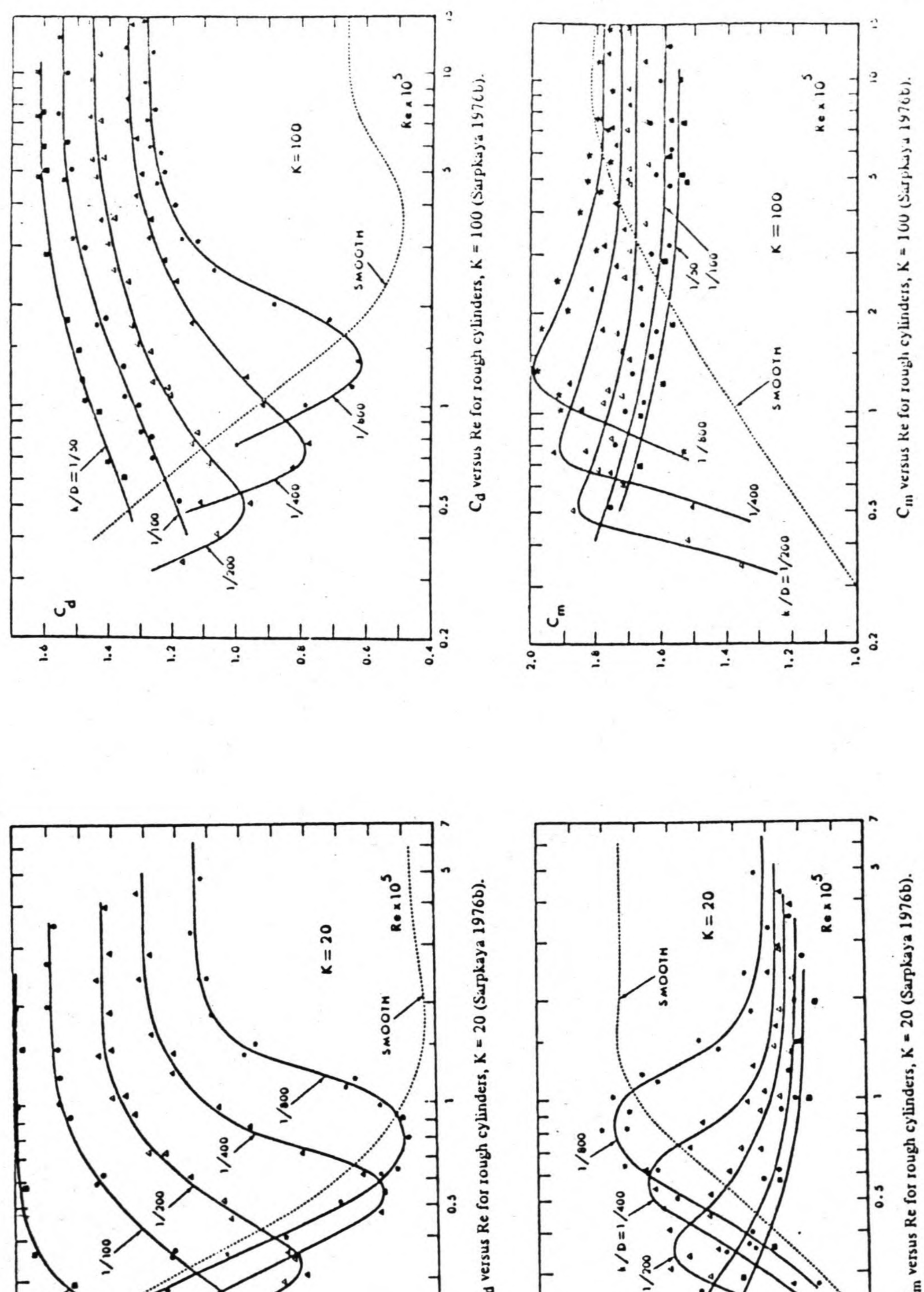


Lift coefficient versus Reynolds number for various values of K (Sarpkaya 1976a).

waarden van de stromingskoëfficiënten
voor gladde cilinder

A4

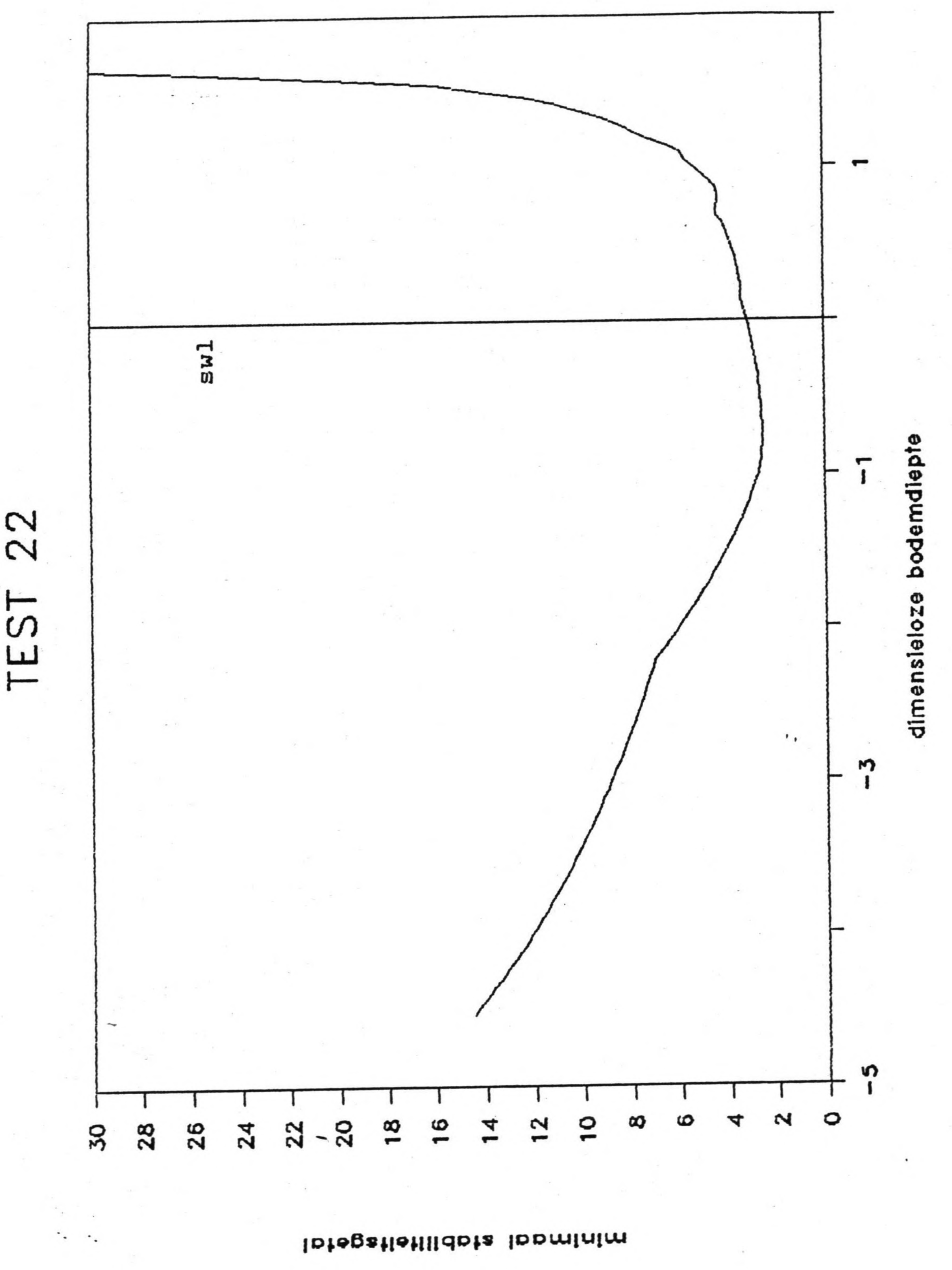
FIGUUR 3



waarden van de stromingskoëfficiënten
voor cilinder met een zand-geruwd oppervlak

A4

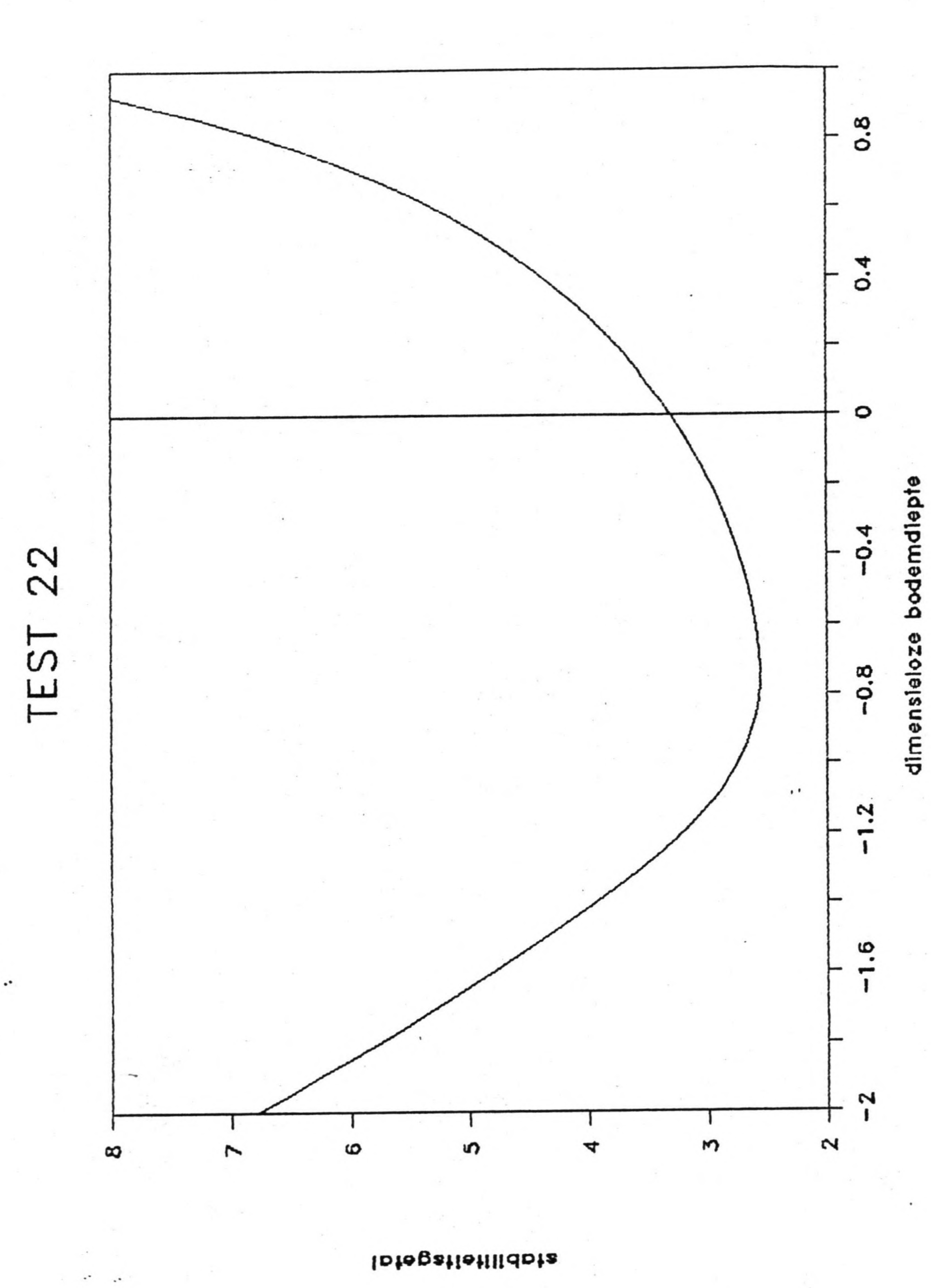
FIGUUR 4



minimale Ns-waarden voor elke
plaats op het talud, test 22

A4

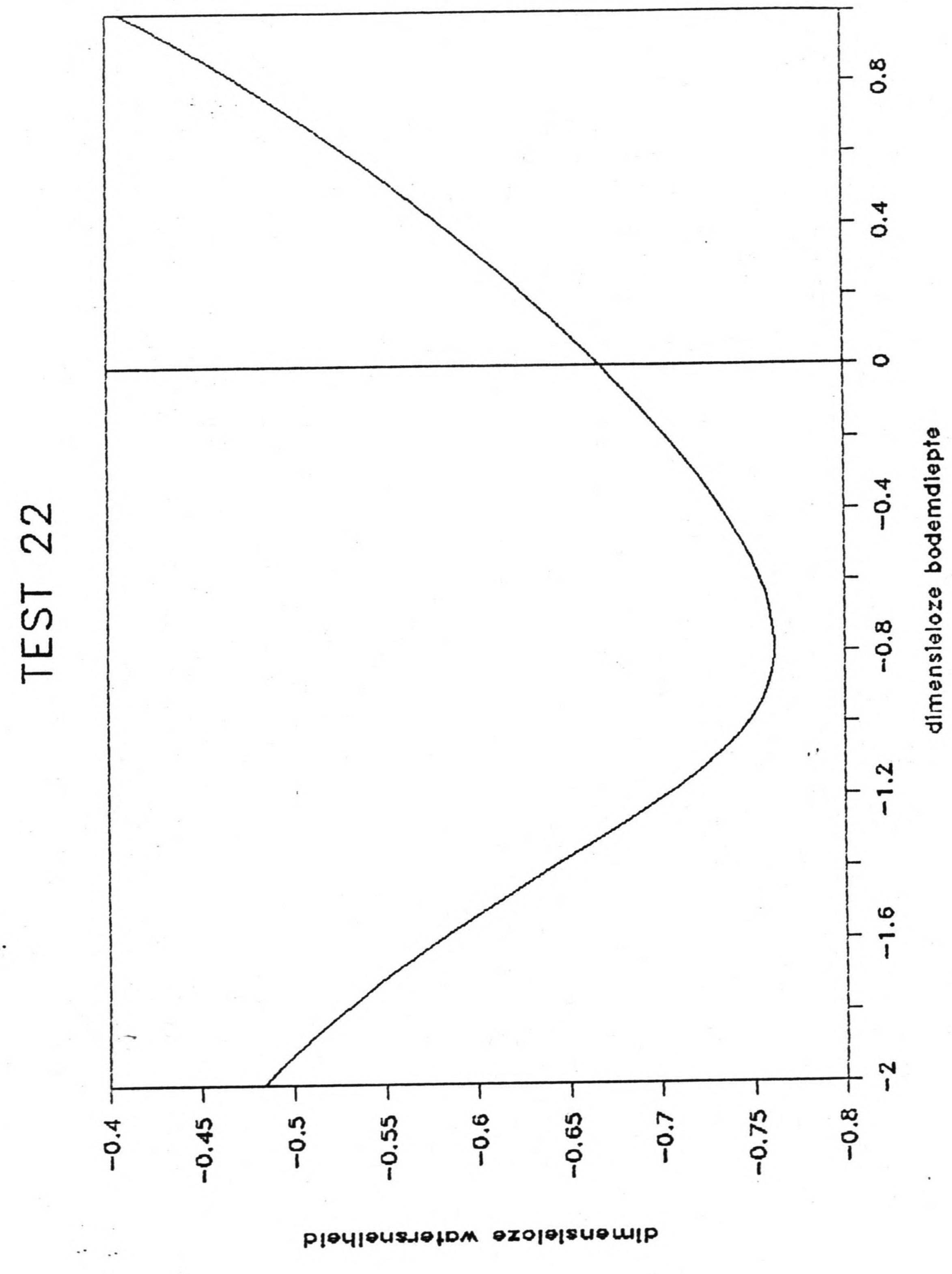
FIGUUR 5



Ns-verdeling op het tijdstip van
absolute minimum Ns, Ns_{MIN},test 22

A4

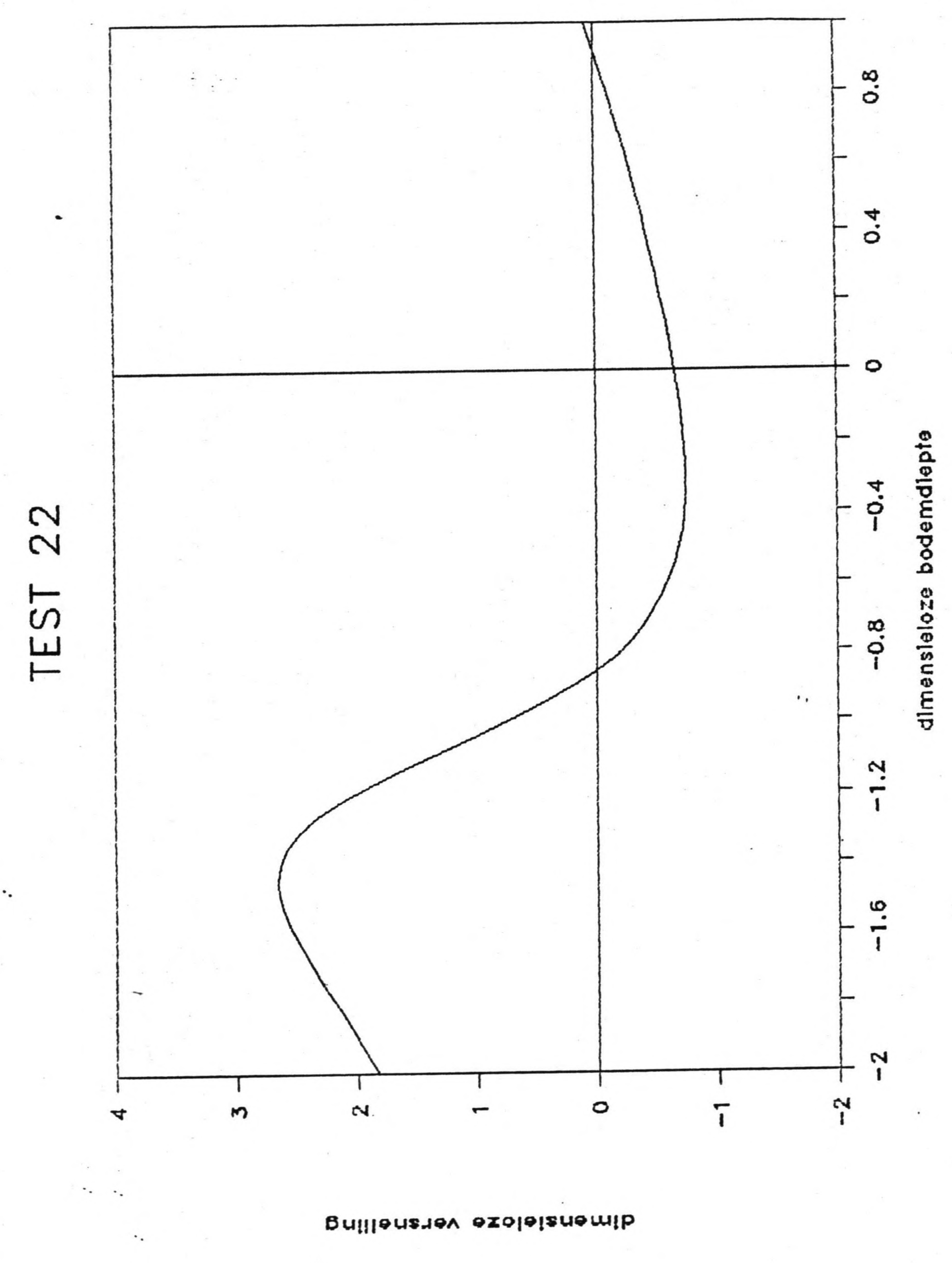
FIGUUR 6



dimensieloze snelheid tegen de plaats
op tijdstip van $N_{S_{MIN}}$, test 22

A4

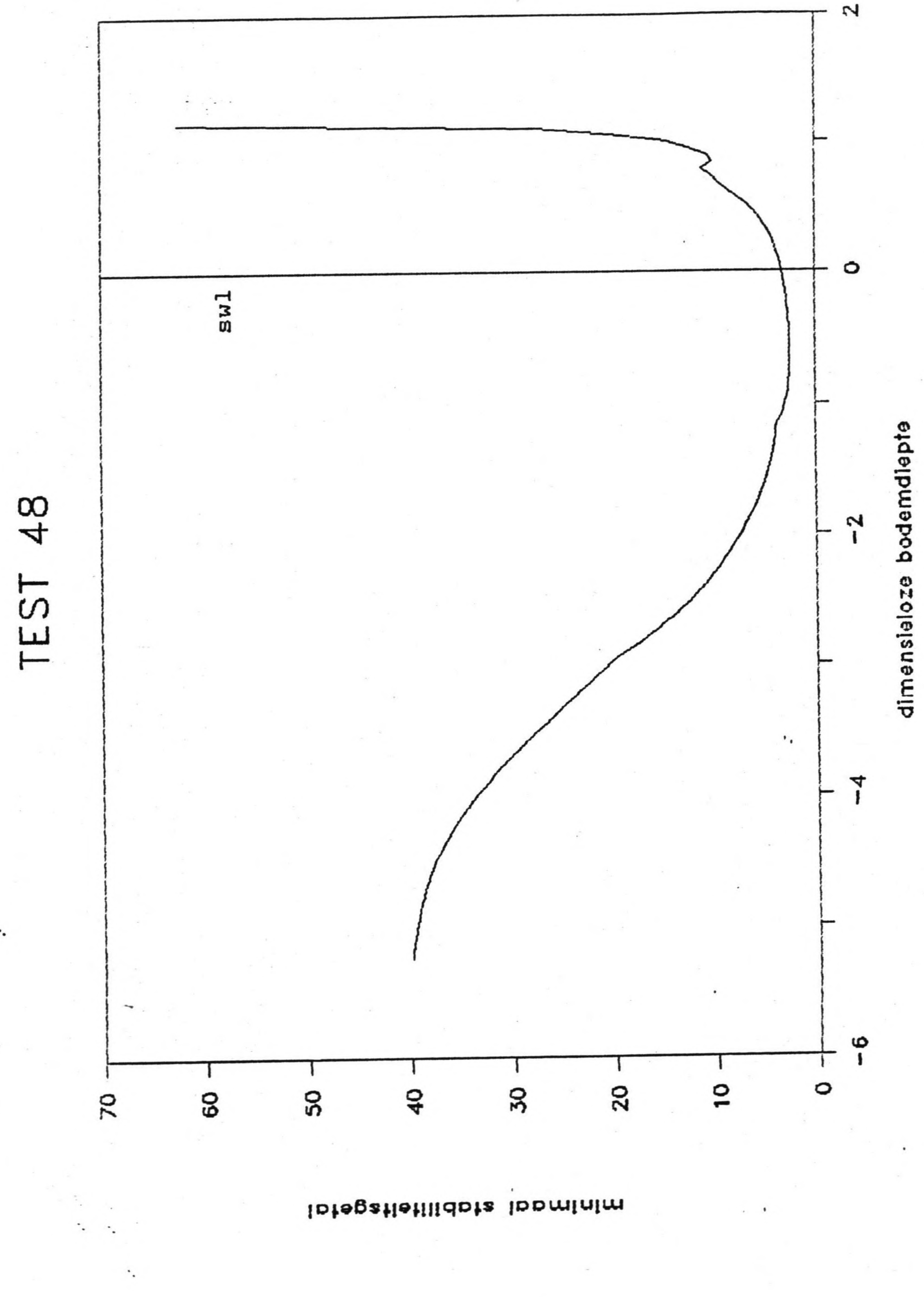
FIGUUR 7



dimensieloze versnelling tegen de
plaats op tijdstip van Ns_{MIN}, test 22

A4

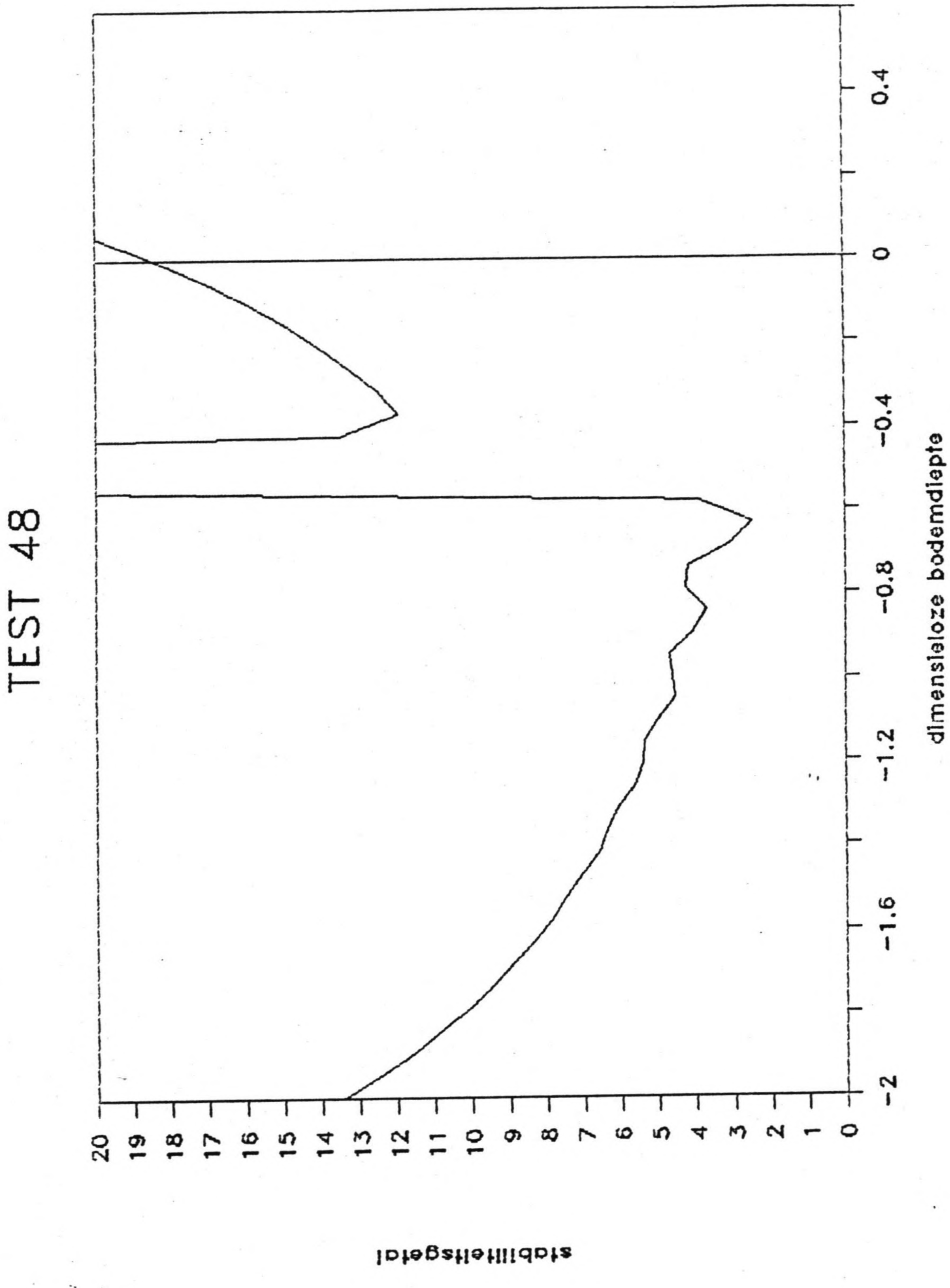
FIGUUR 8



minimale Ns-waarden voor elke
plaats op het talud, test 48

A4

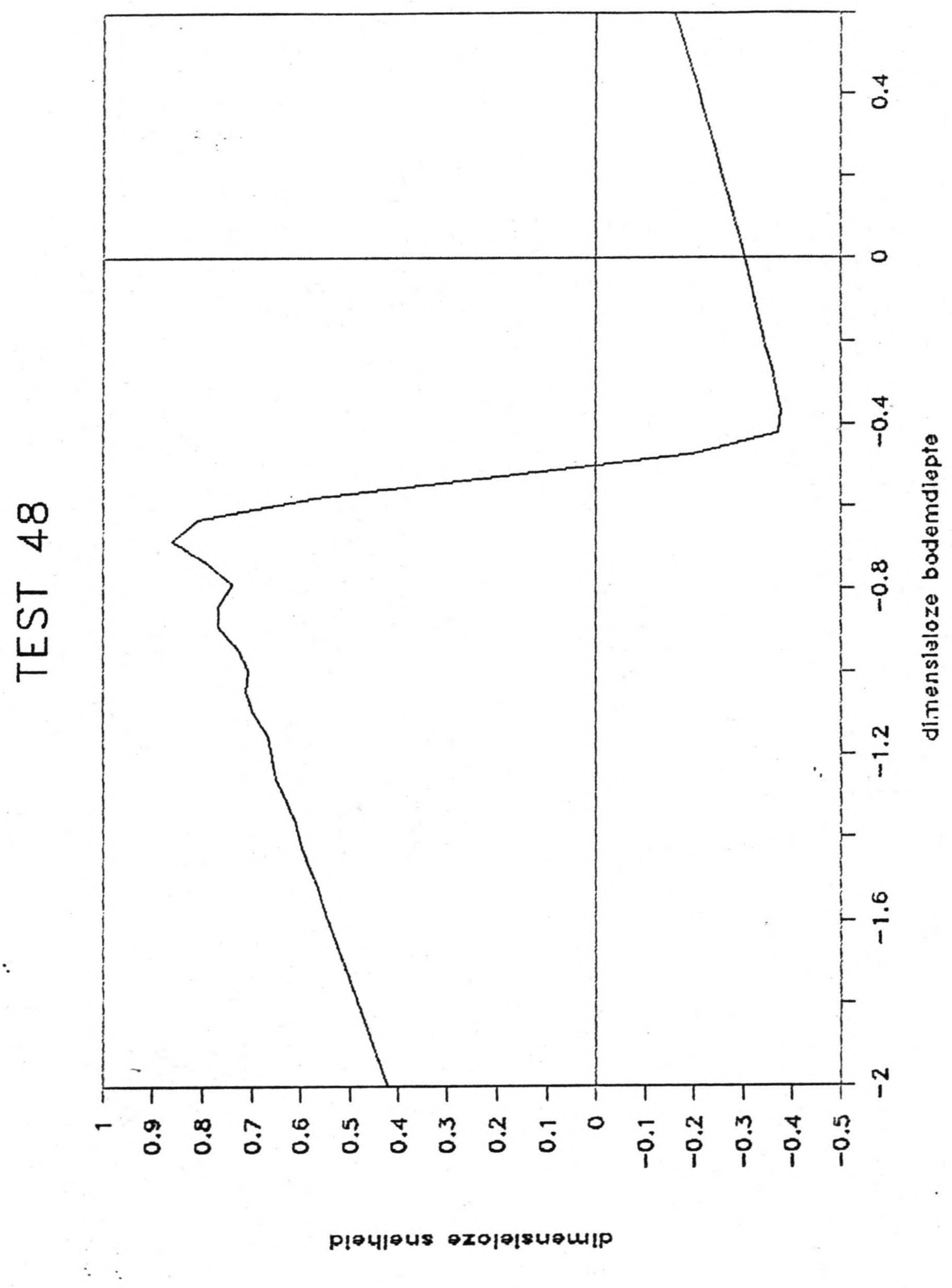
FIGUUR 9



Ns-verdeling op het tijdstip van absolute minimum Ns, Ns_{MIN}, test 48

A4

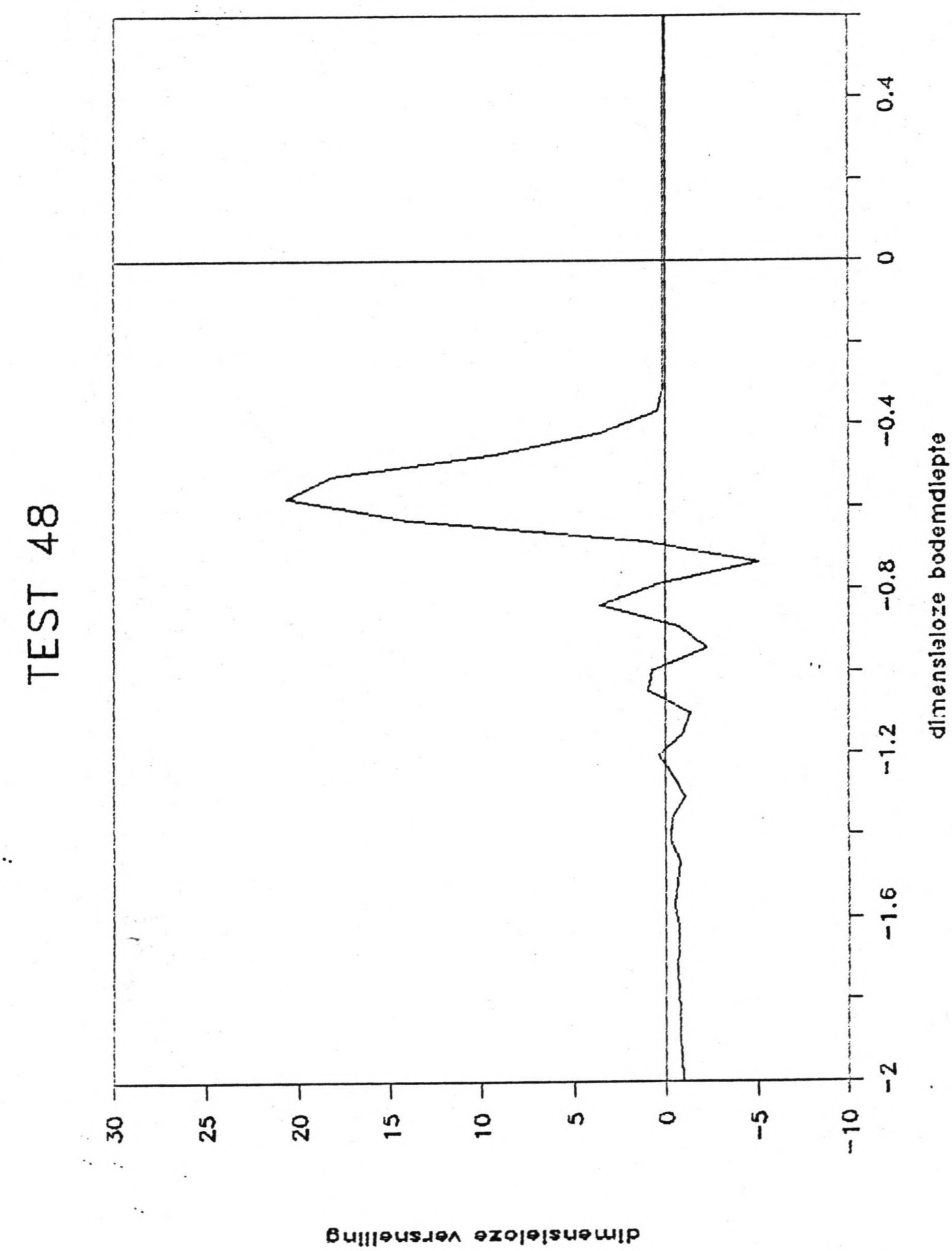
FIGUUR 10



dimensieloze snelheid tegen de plaats
op tijdstip van Ns_{MIN}, test 48

A4

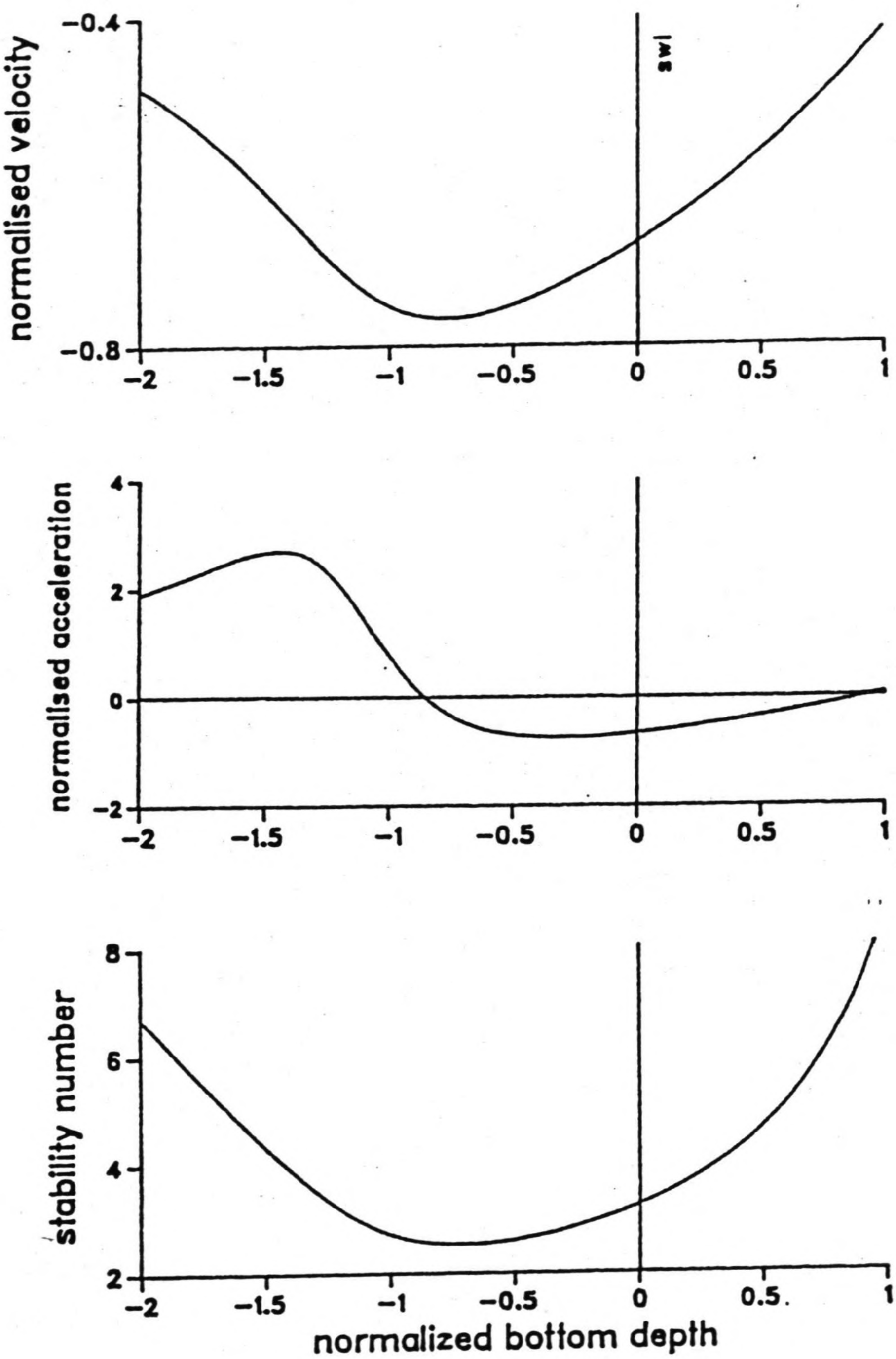
FIGUUR 11



dimensieloze versnelling tegen de
plaats op tijdstip van Ns_{MIN}, test 48

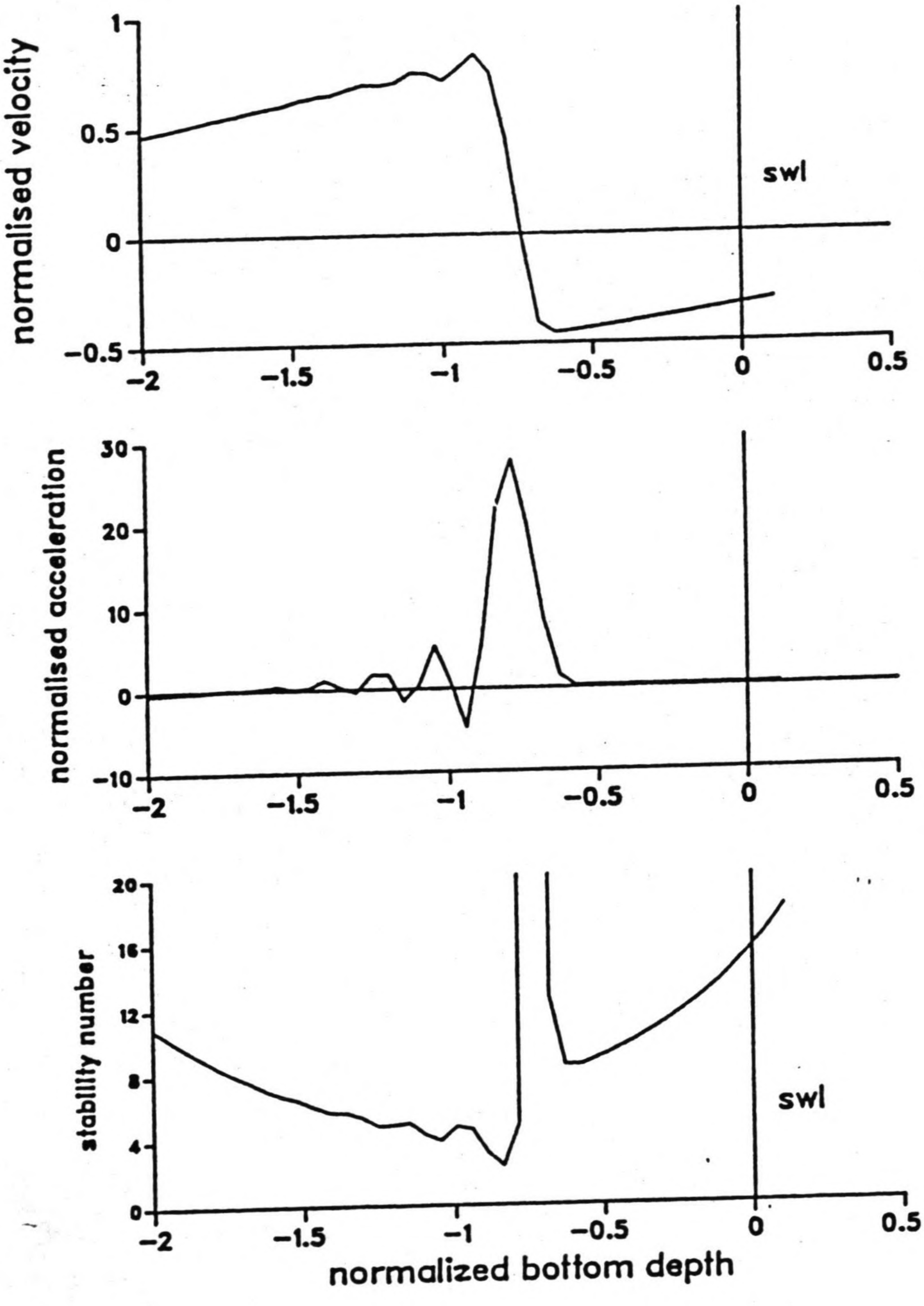
A4

FIGUUR 12



TEST 22 Occurrence of Minimum Stability; $\xi = 4.021$

gegevens Kobayashi, test 22, op het tijdstip van Ns_{MIN}		A4
	FIGUUR 13	

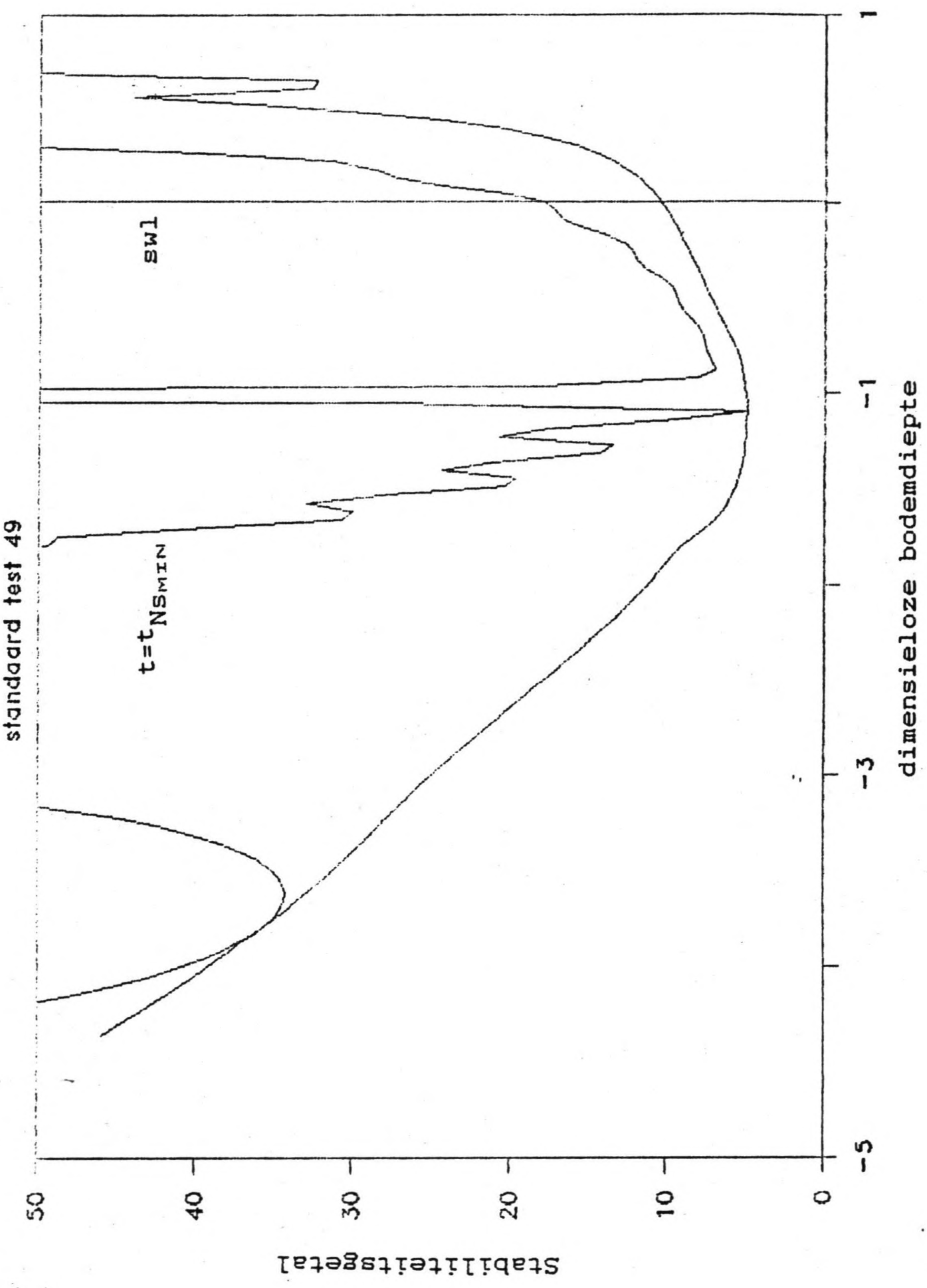


TEST 48 Occurrence of Minimum Stability; $\xi = 2.276$

gegevens Kobayashi, test 48,
op het tijdstip van Ns_{MIN}

A4

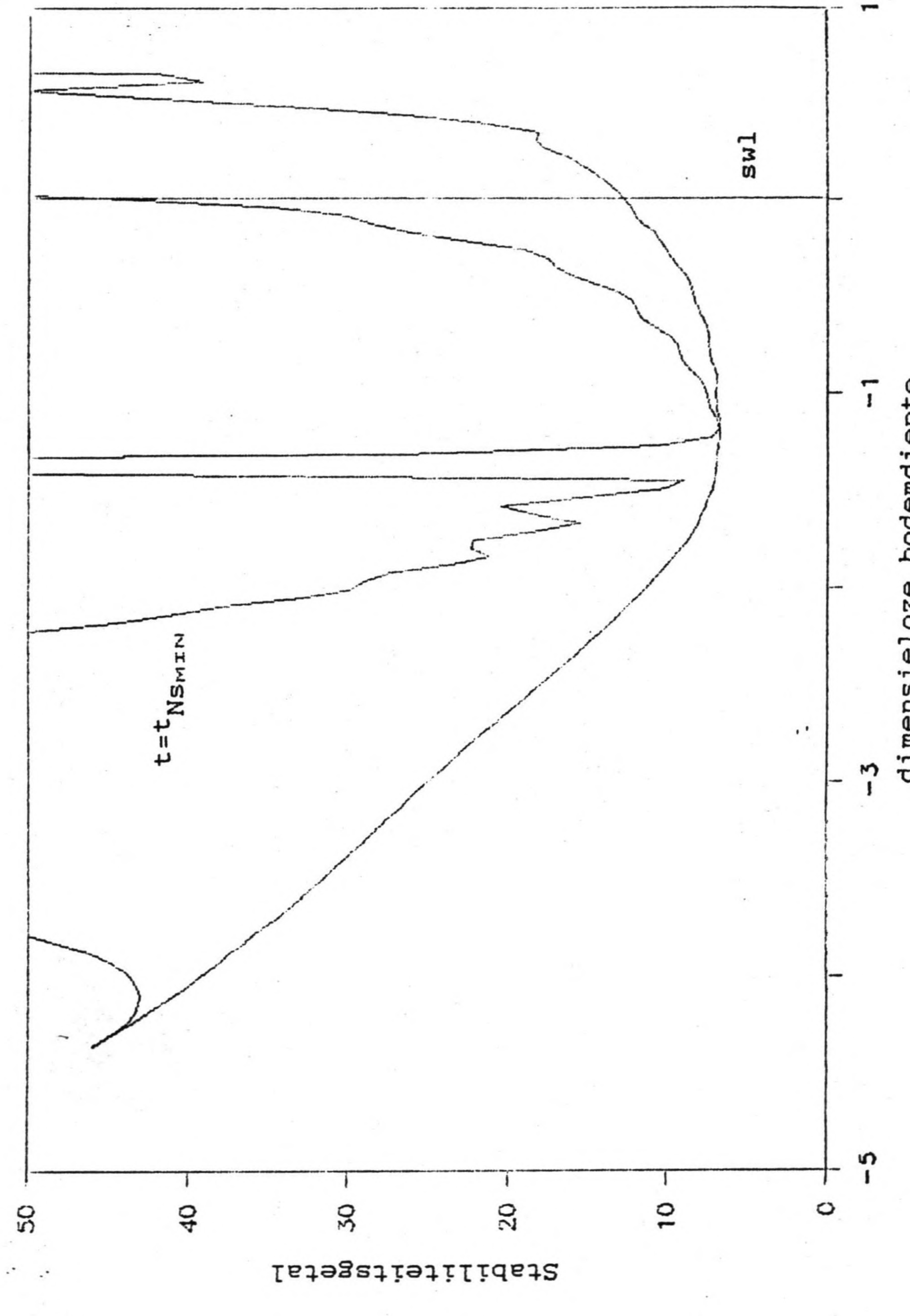
FIGUUR 14



minimale Ns per plaats en Ns-verdeling
op tijdstip Ns_{MIN}, test 49, ε=1,1

A4

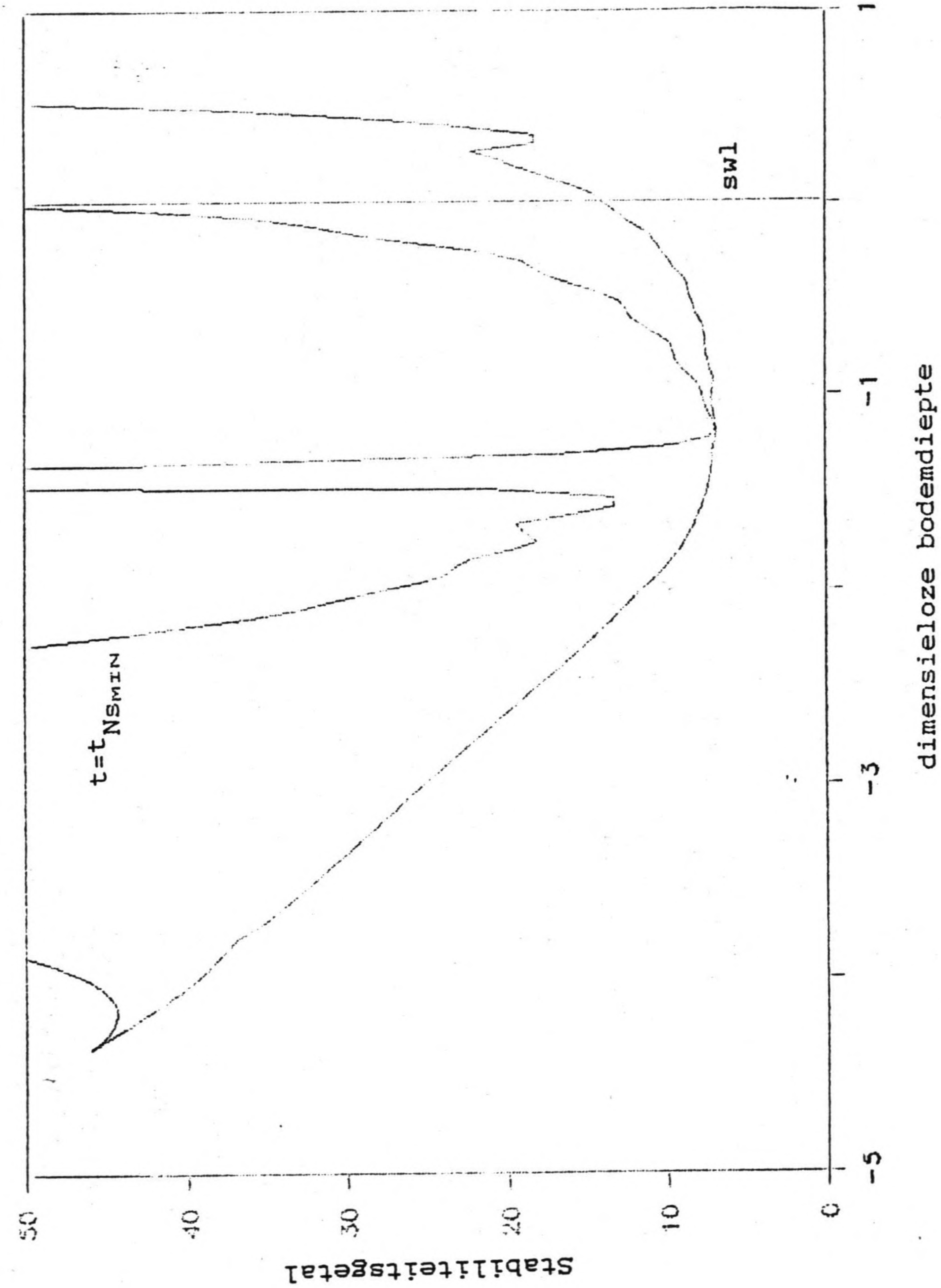
FIGUUR 15



minimale Ns per plaats en Ns-verdeling
op tijdstip Ns_{MIN}, test 49, $\varepsilon=2,0$

A4

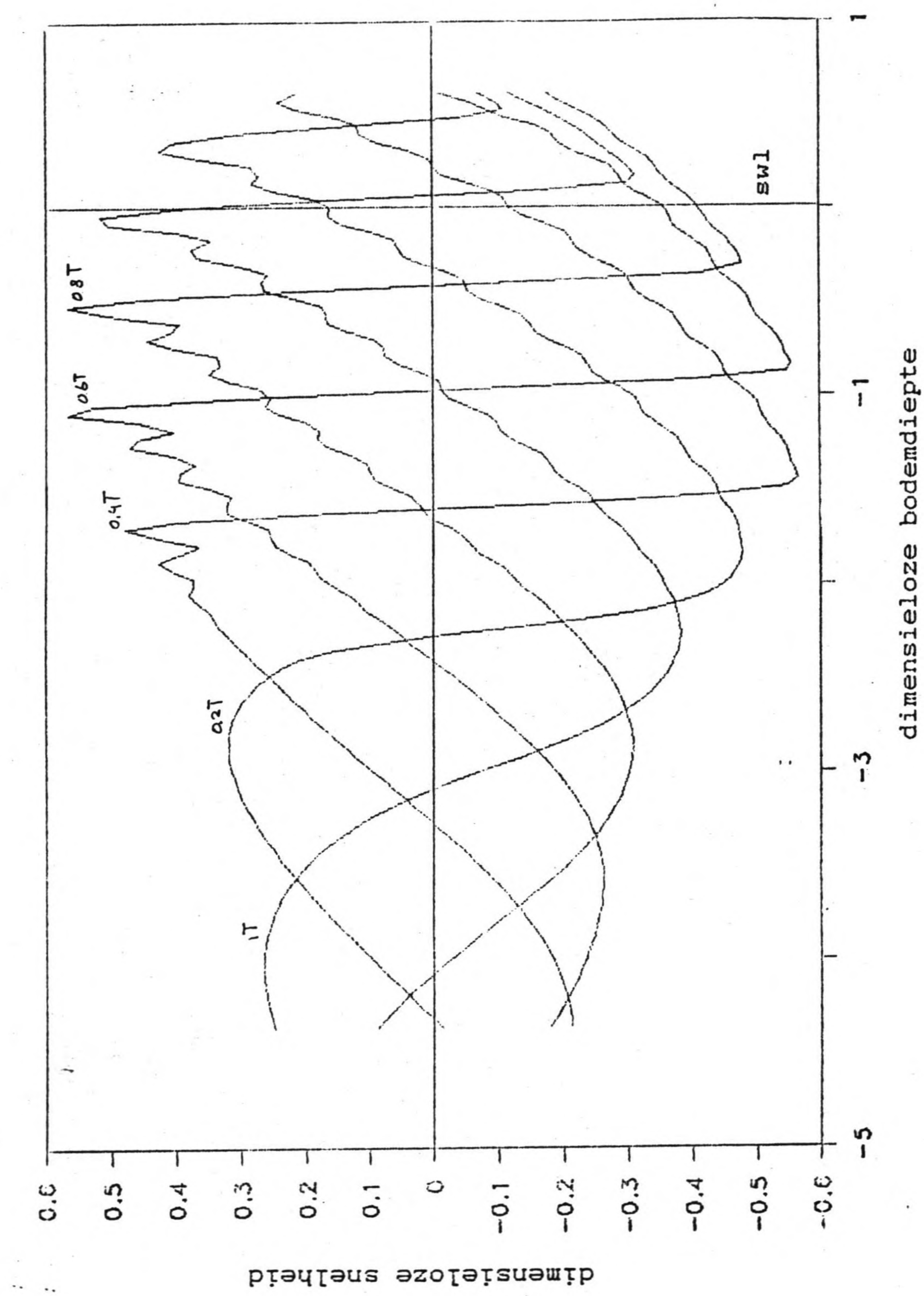
FIGUUR 16



minimale Ns per plaats en Ns-verdeling
op tijdstip Ns_{MIN}, test 49, ε=4,0

A4

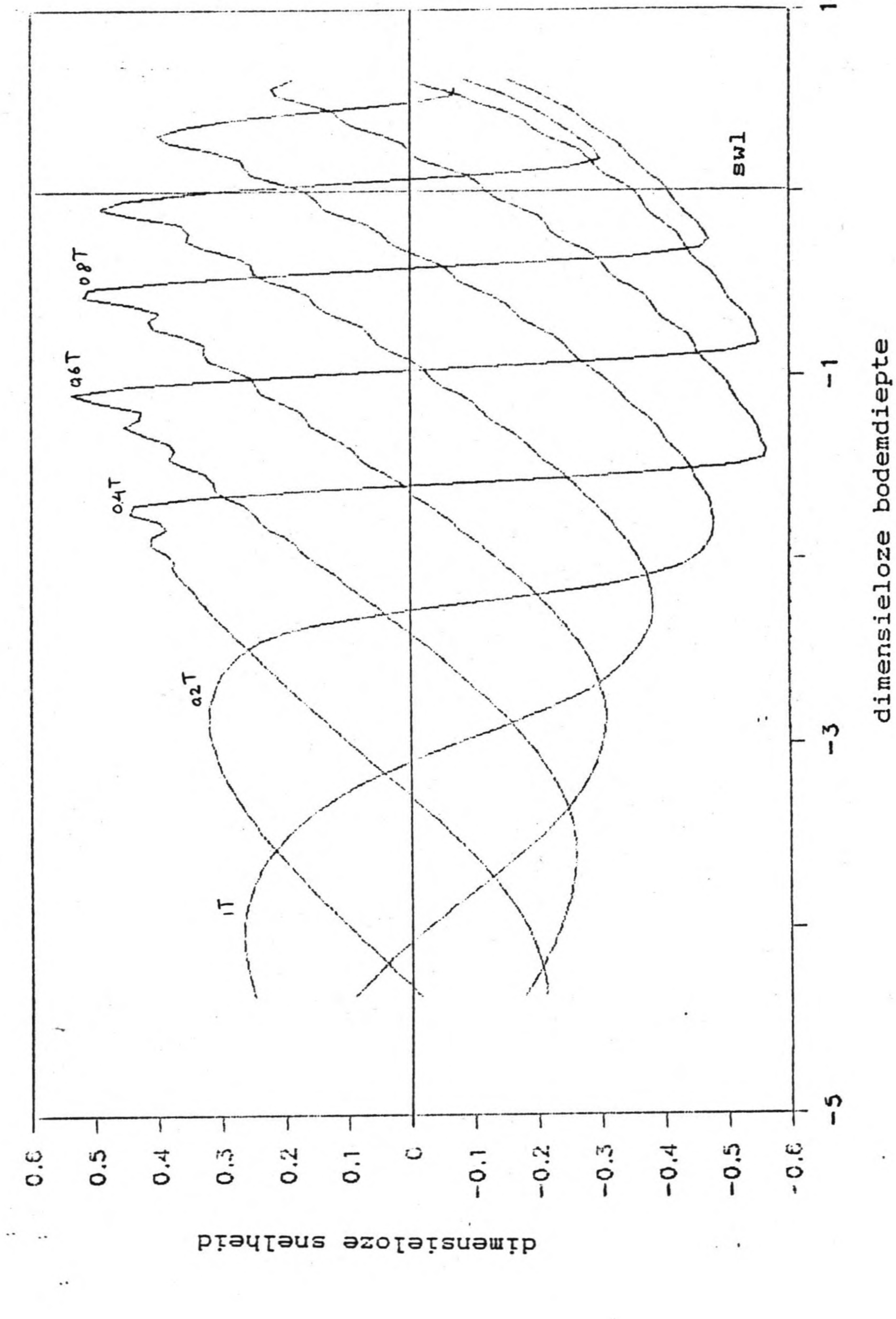
FIGUUR 17



dimensieloze snelheidsverdeling test 49,
op tijdstip Ns_{MIN}, $\varepsilon=1,1$

A4

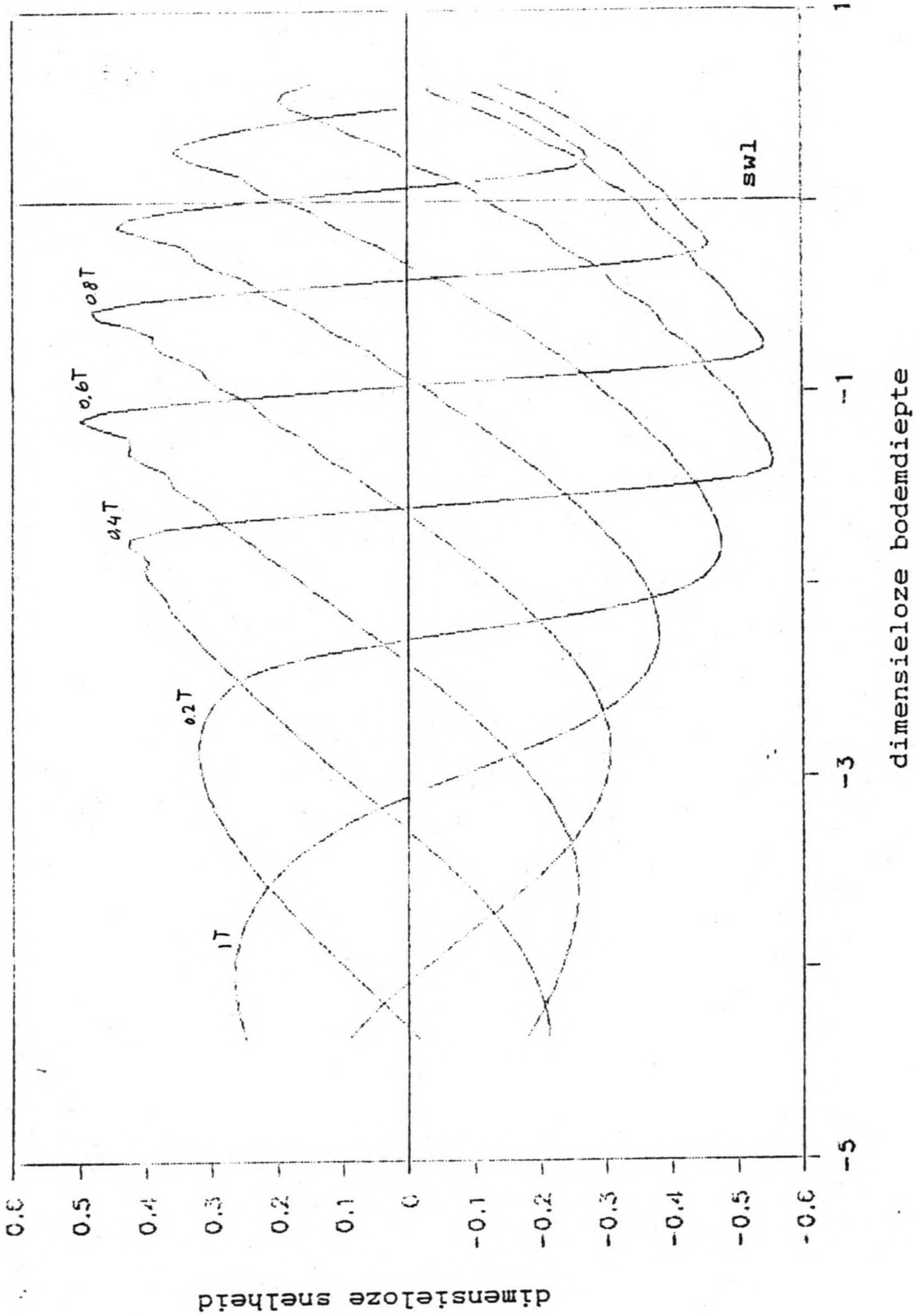
FIGUUR 18



dimensieloze snelheidsverdeling test 49,
op tijdstip Ns_{MIN}, ε=2,0

A4

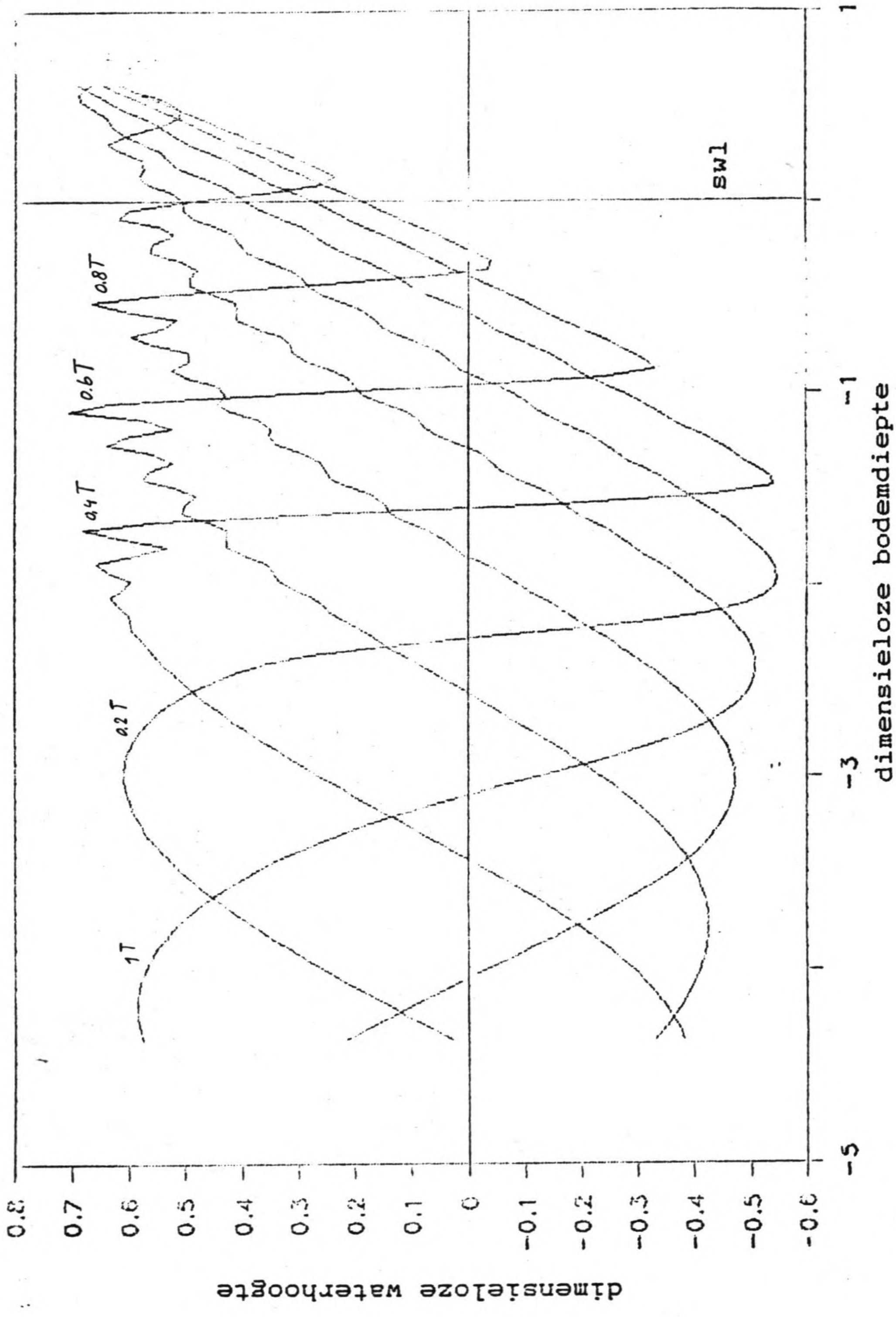
FIGUUR 19



dimensieloze snelheidsverdeling test 49,
op tijdstip $N_{S_{MIN}}$, ε=4,0

A4

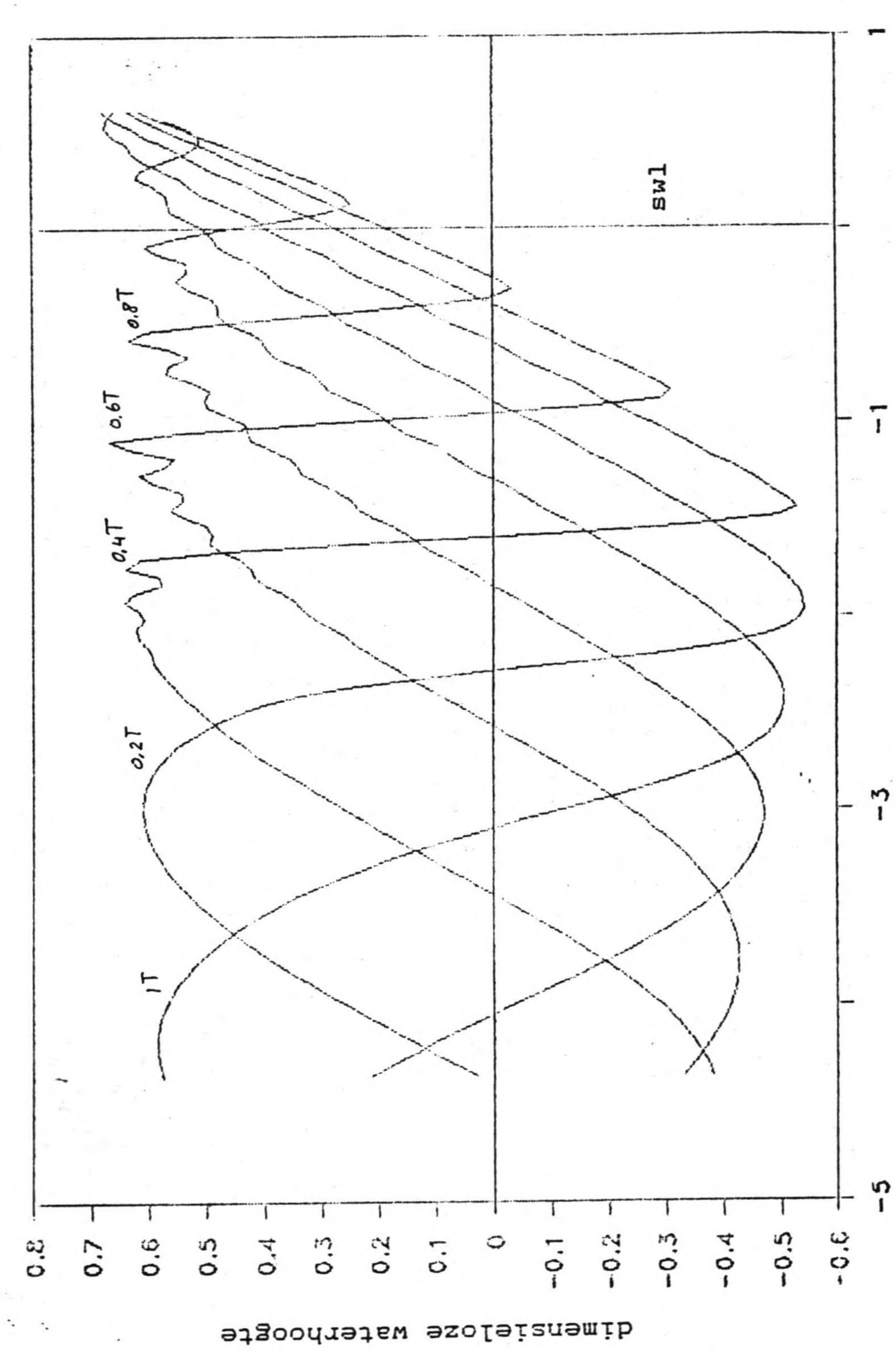
FIGUUR 20



dimensieloze waterstand test 49,
op tijdstip Ns_{MIN}, $\varepsilon=1,1$

A4

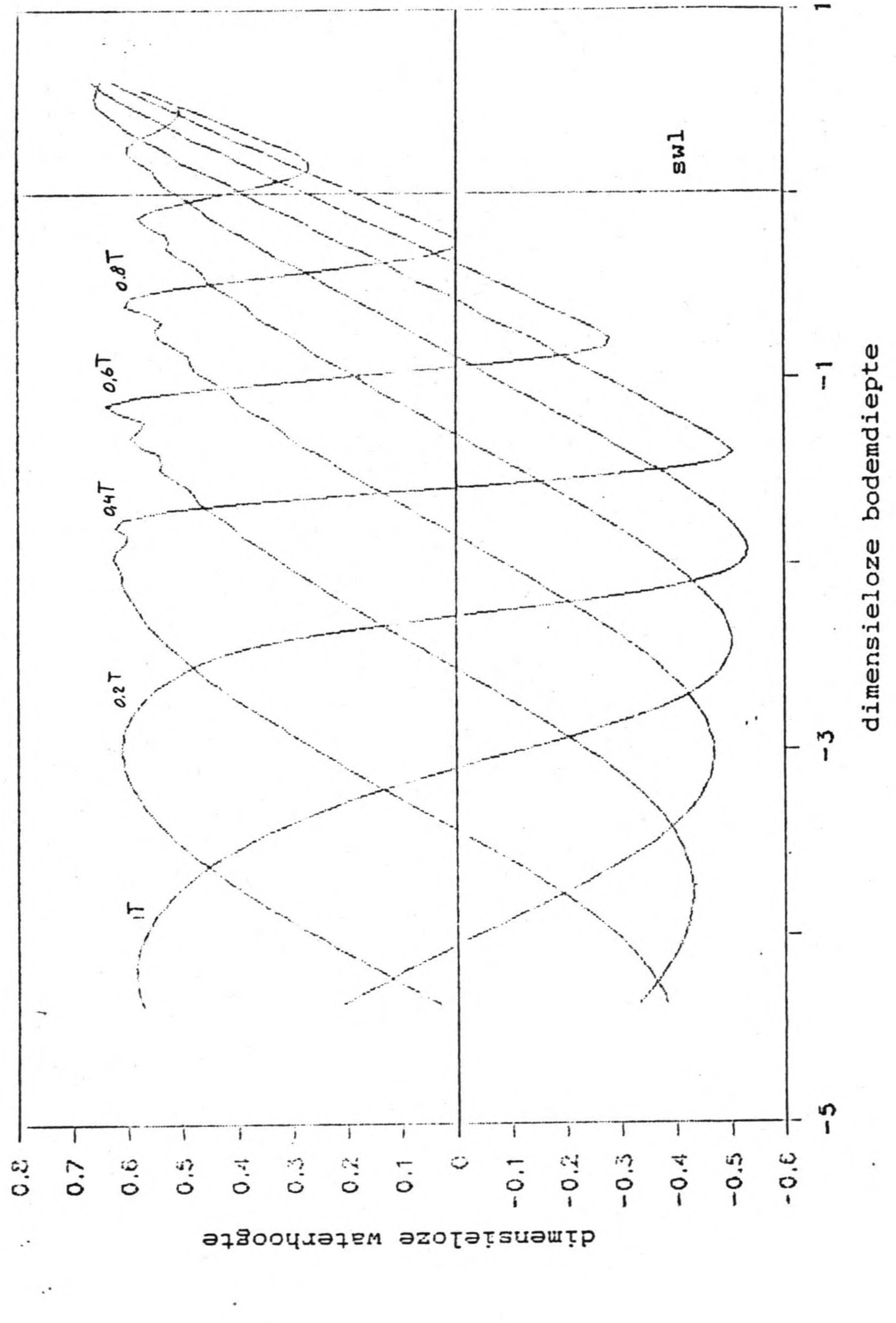
FIGUUR 21



dimensieloze waterstand test 49,
op tijdstip Ns_{MIN}, ε=2,0

A4

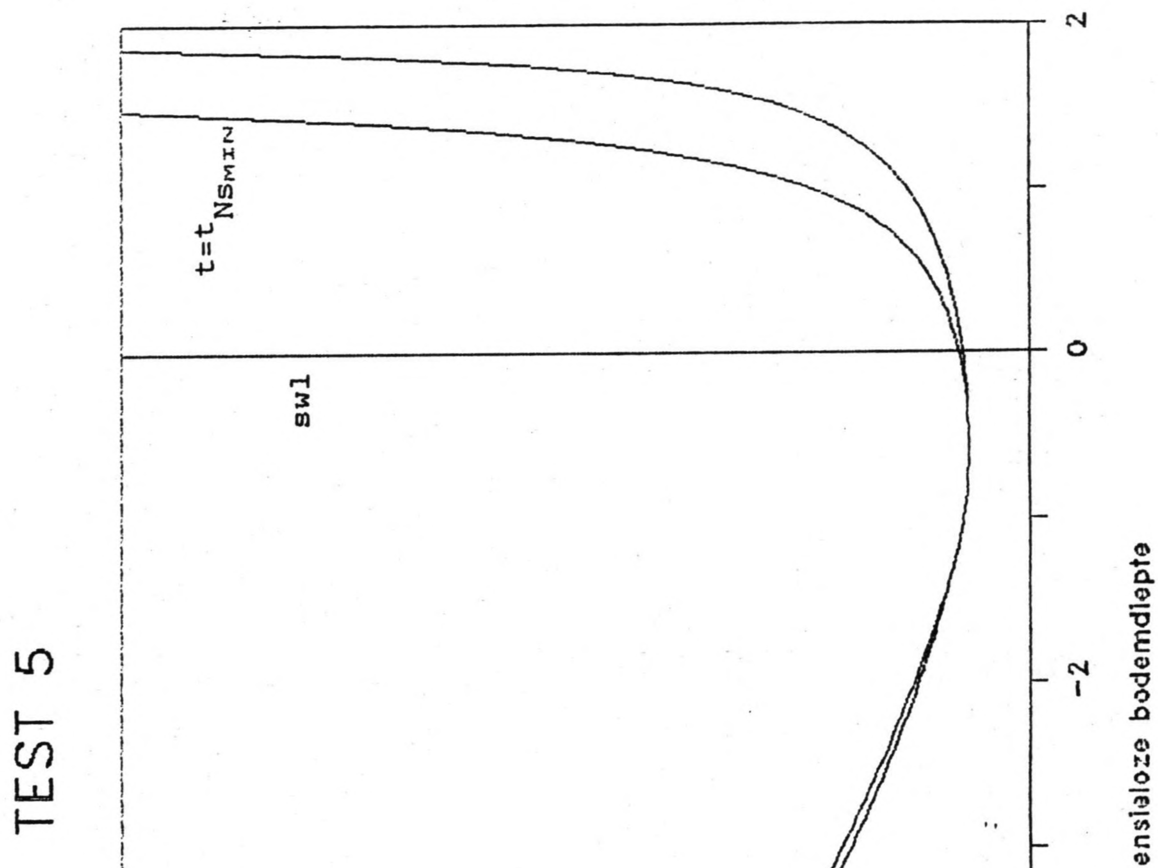
FIGUUR 22



dimensieloze waterstand test 49,
op tijdstip Ns_{MIN}, ε=4,0

A4

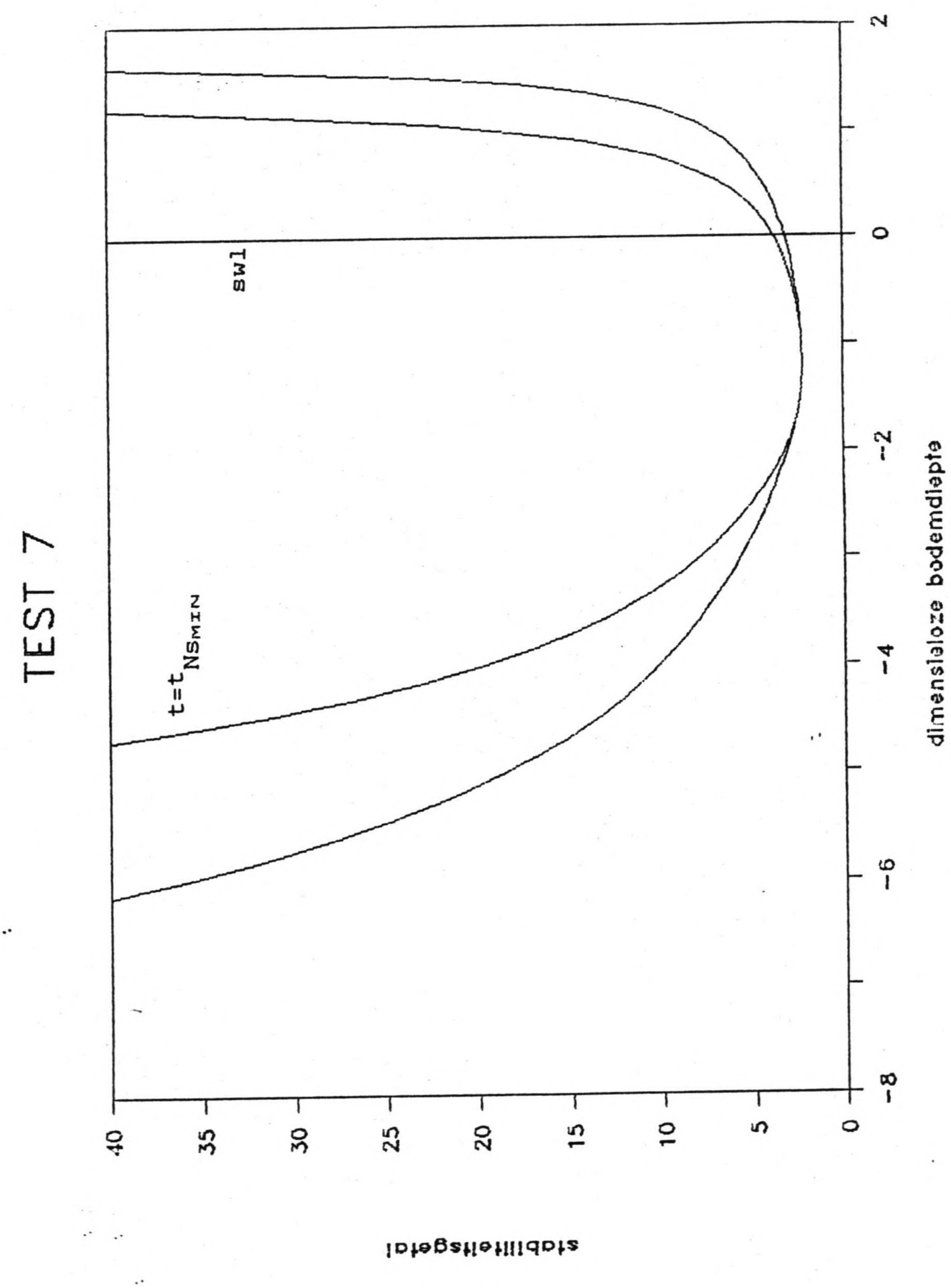
FIGUUR 23



minimale Ns per plaats en Ns-verdeling
op tijdstip Ns_{MIN}, test 5

A4

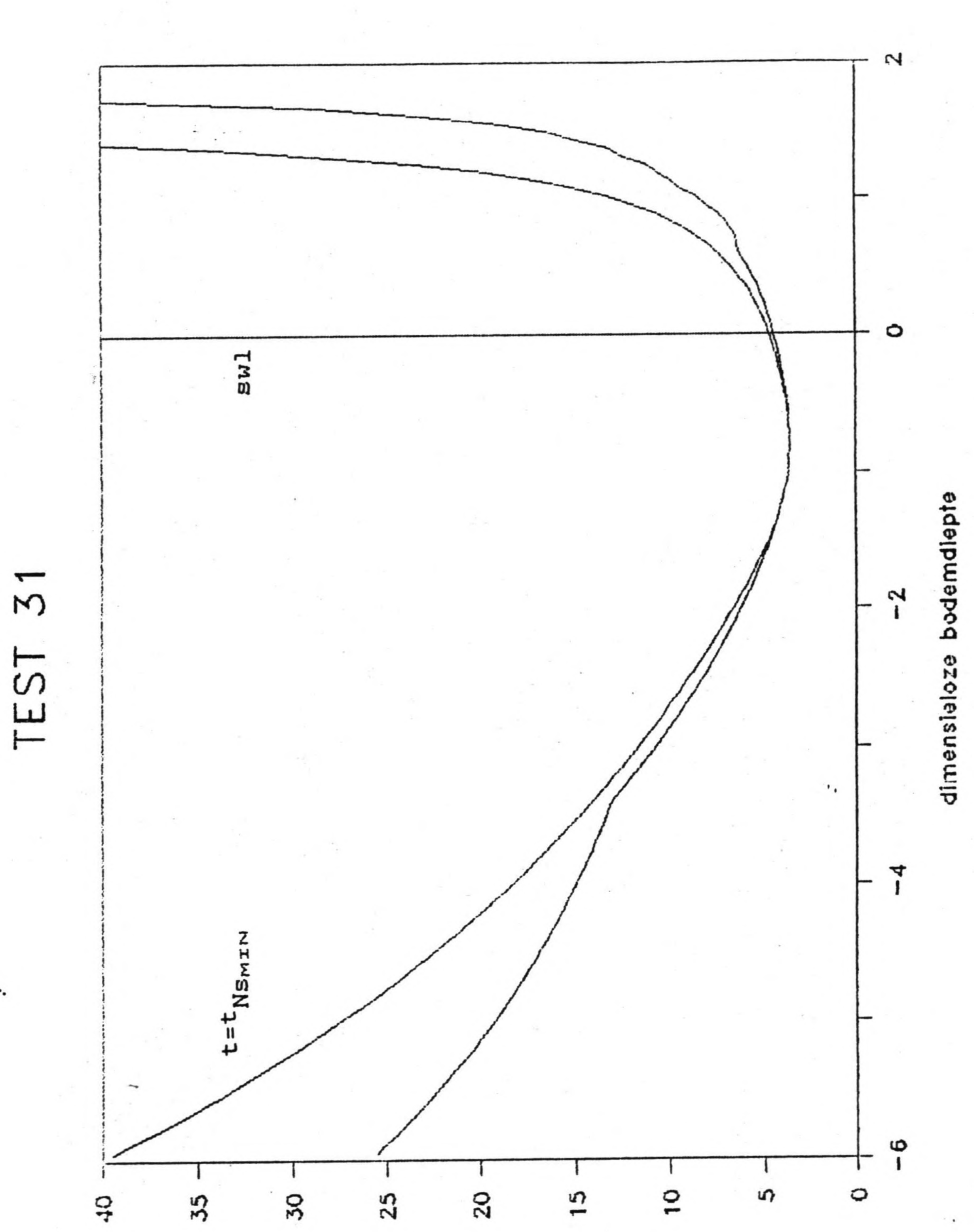
FIGUUR 24



minimale Ns per plaats en Ns-verdeling
op tijdstip Ns_{MIN}, test 7

A4

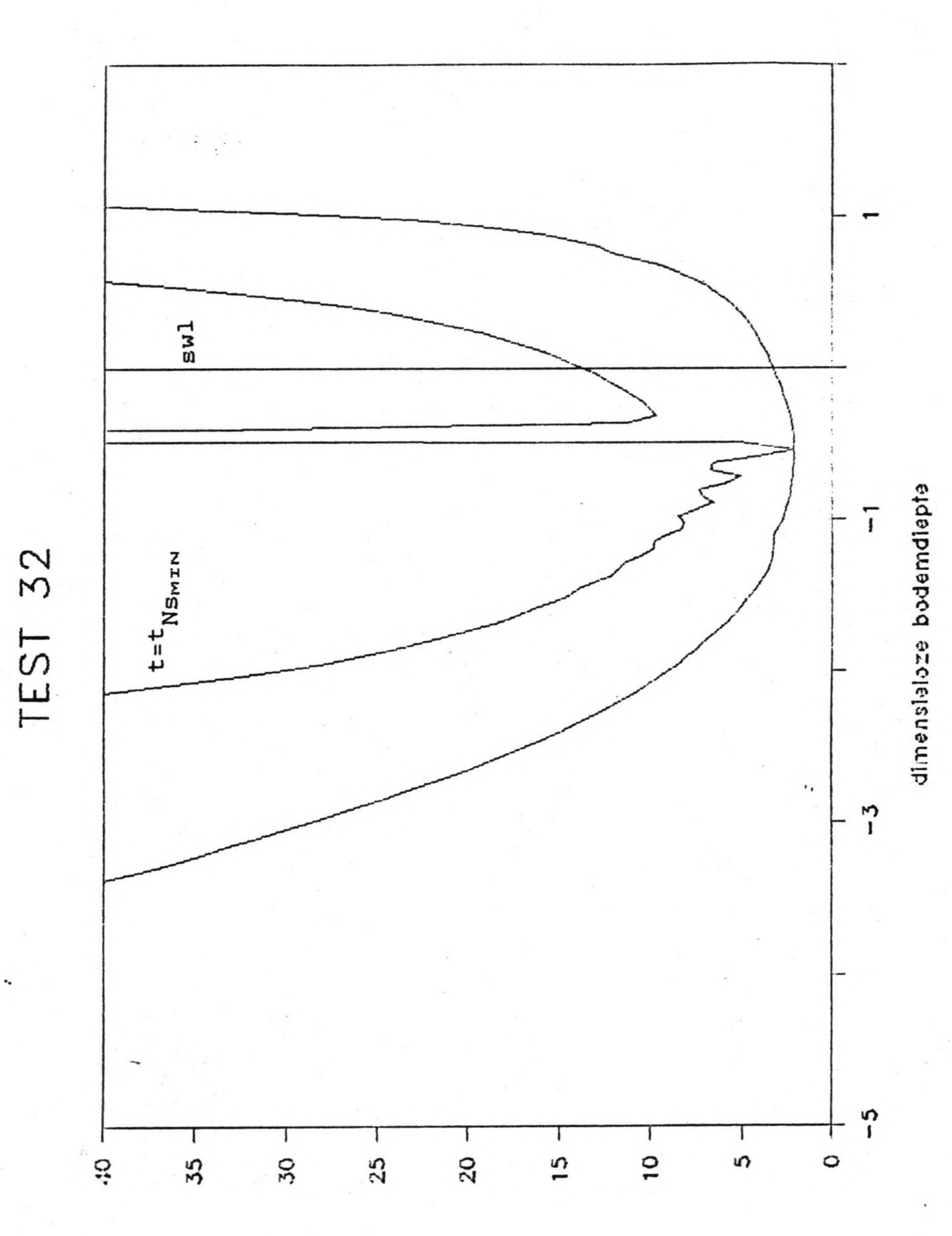
FIGUUR 25



minimale Ns per plaats en Ns-verdeling
op tijdstip Ns_{MIN}, test 31

A4

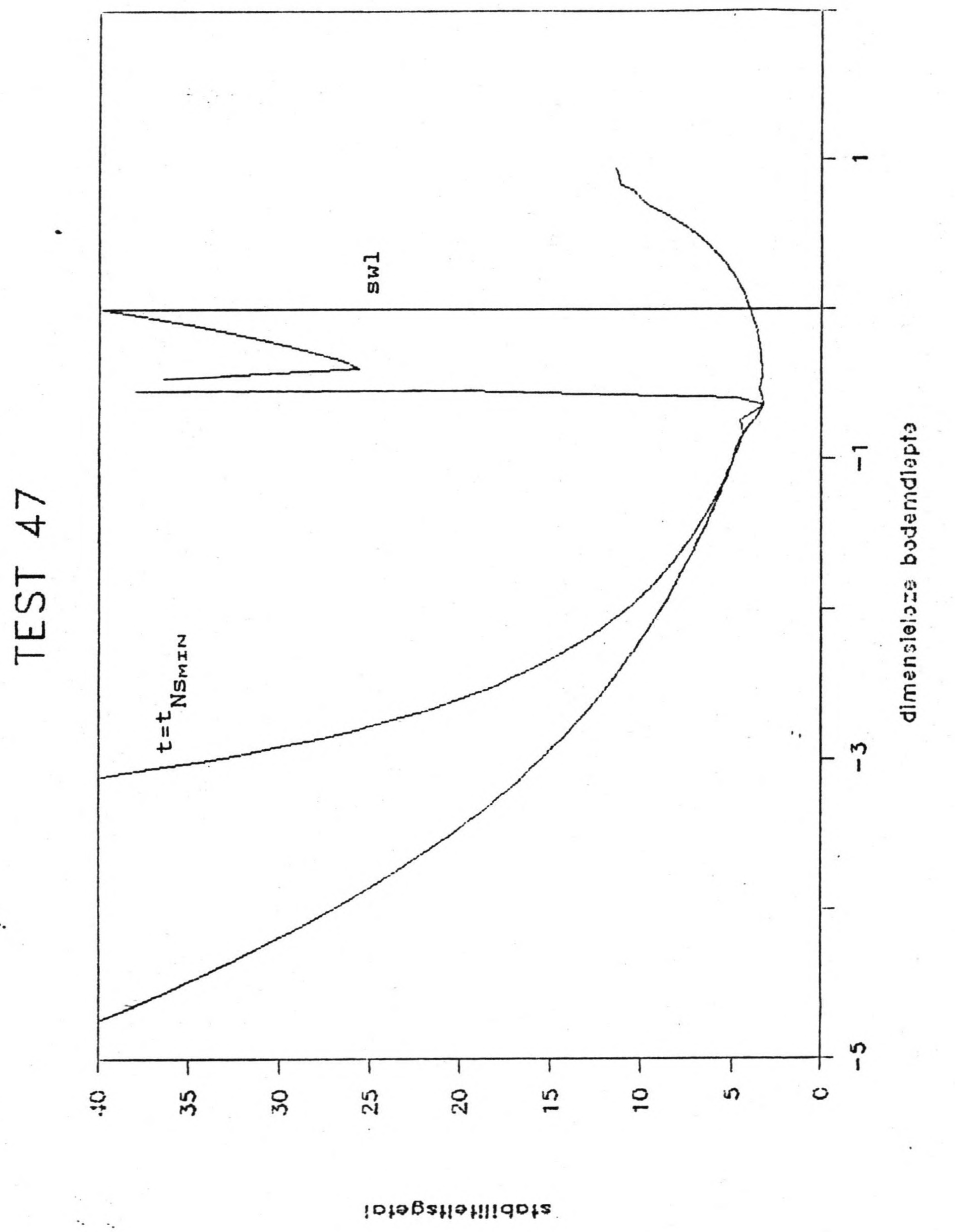
FIGUUR 26



minimale Ns per plaats en Ns-verdeling
op tijdstip Ns_{MIN}, test 32

A4

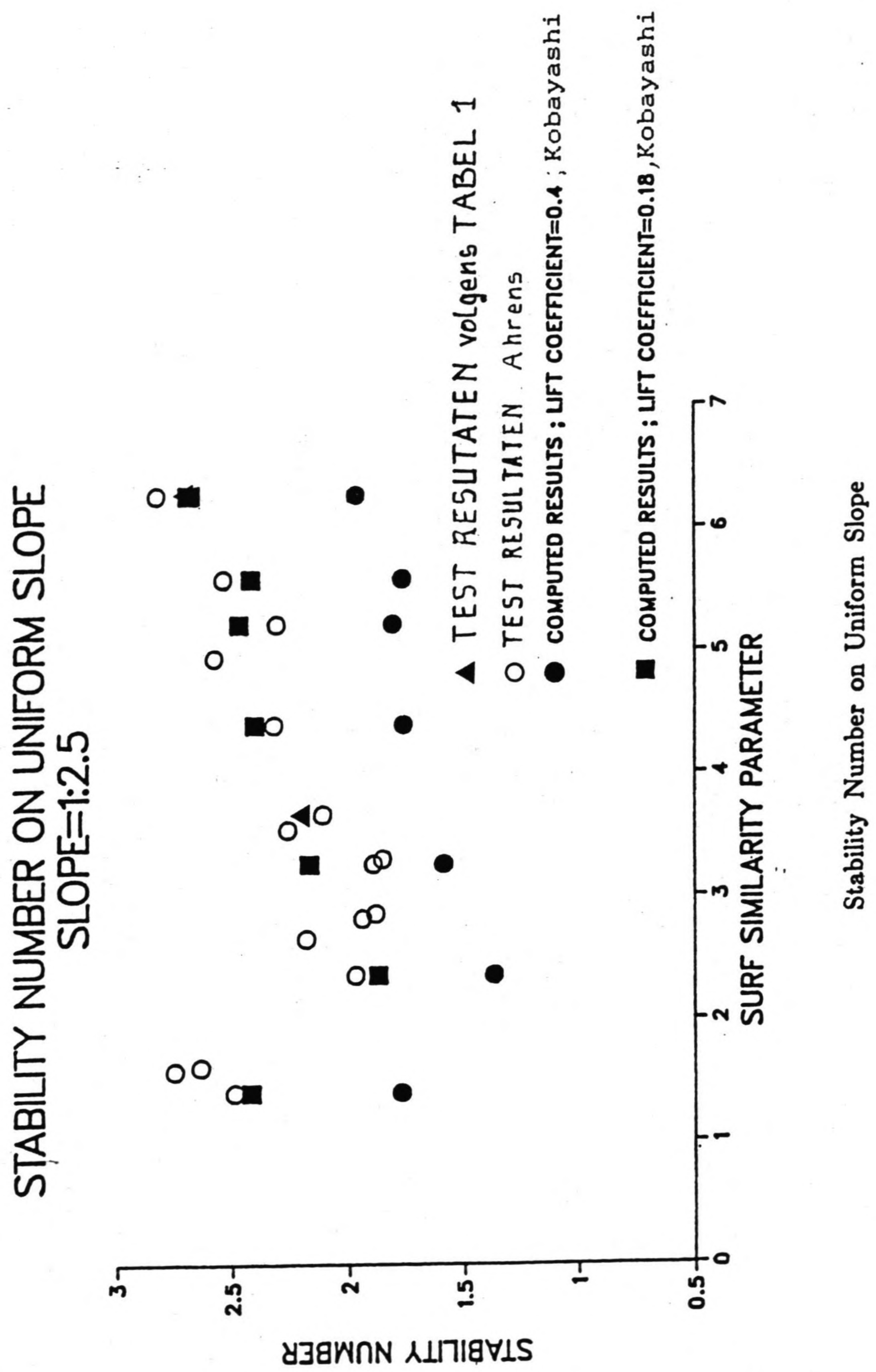
FIGUUR 27



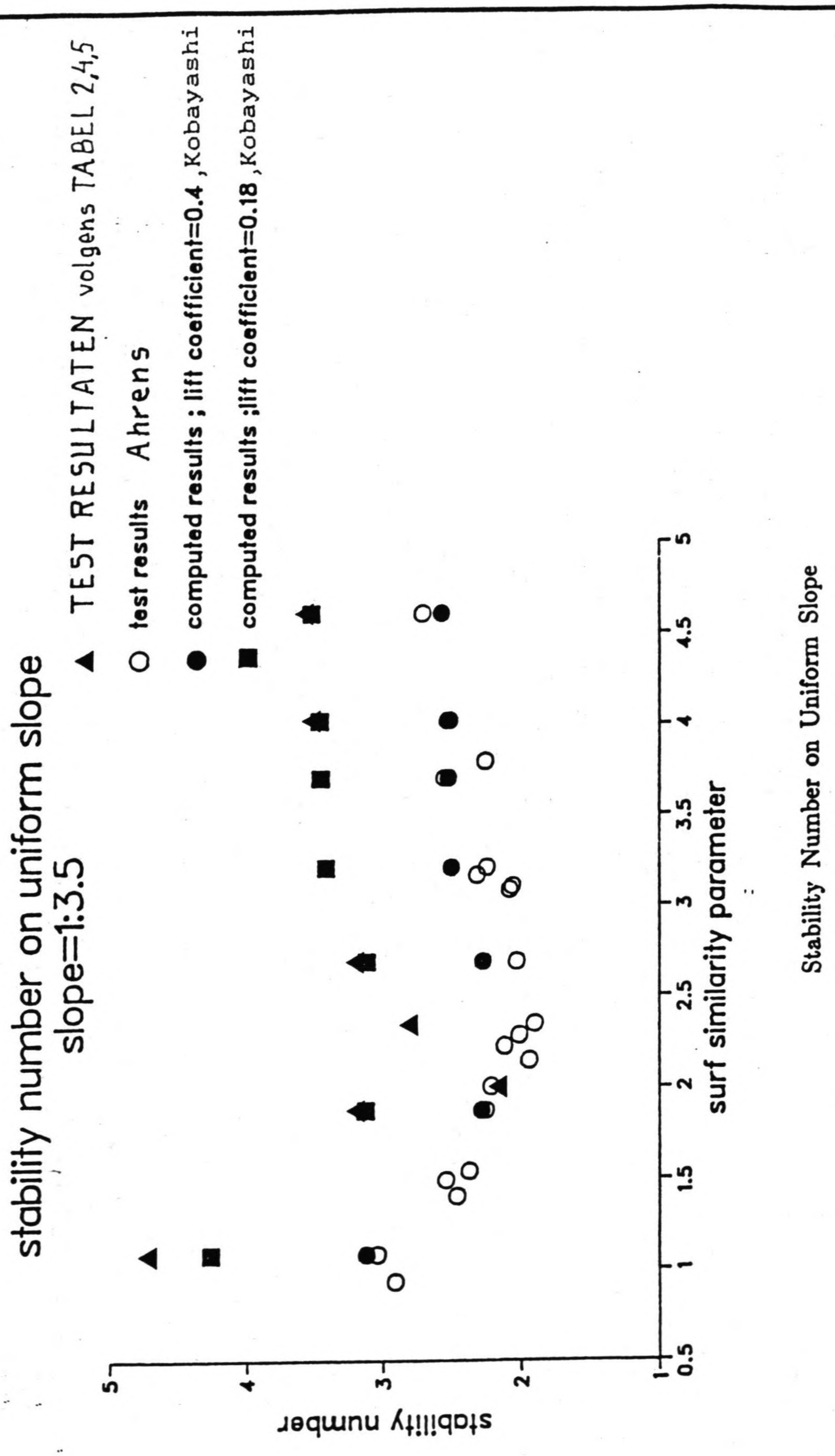
minimale Ns per plaats en Ns-verdeling
op tijdstip Ns_{MIN}, test 47

A4

FIGUUR 28



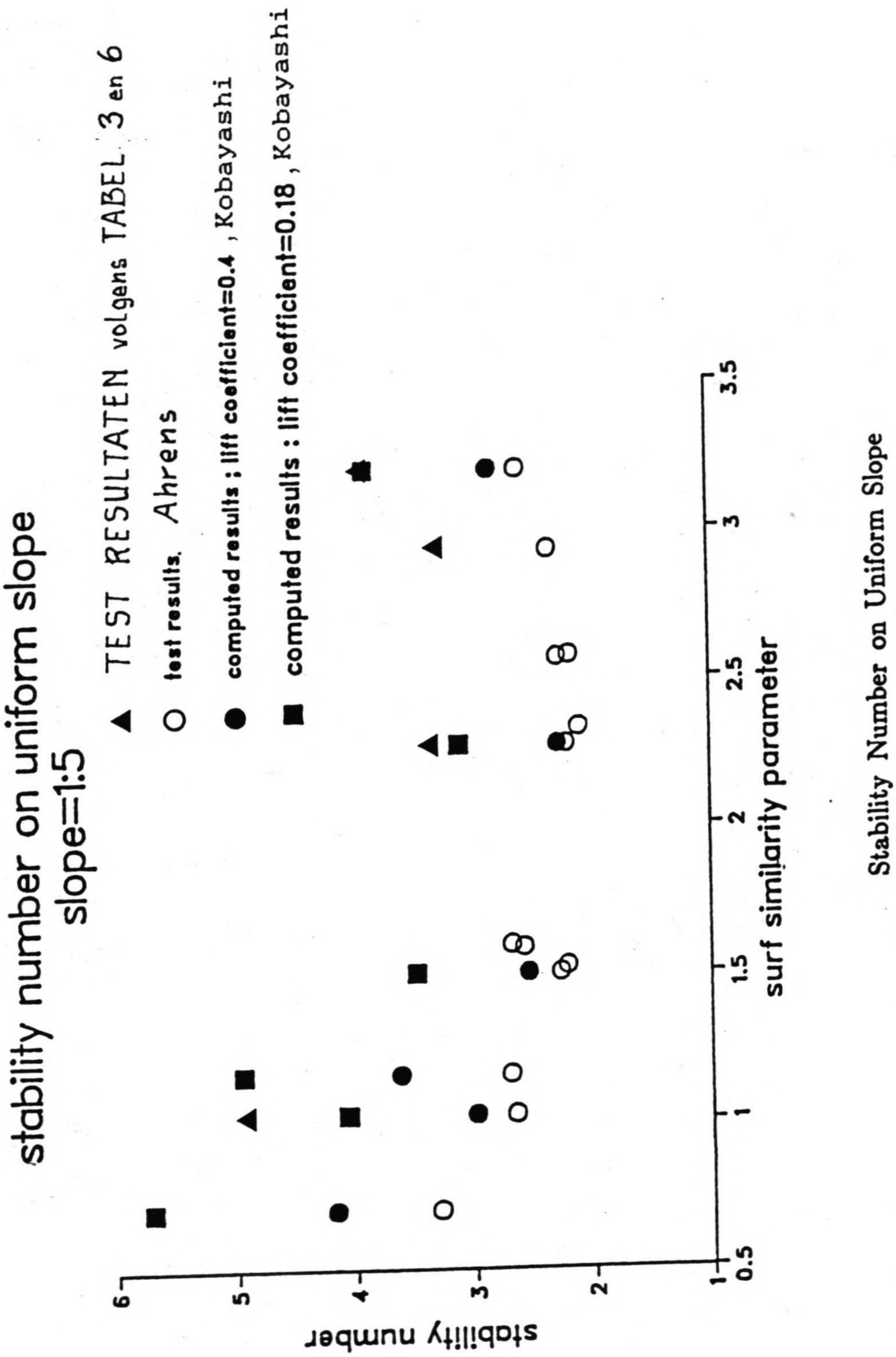
test-resultaten van berekeningen, test-resultaten Kobayashi en Ns-waarden van Ahrens voor talud 1:2,5		A4
	FIGUUR 29	



test-resultaten van berekeningen,
test-resultaten Kobayashi en Ns-waarden
van Ahrens voor talud 1:3,5

A4

FIGUUR 30



test-resultaten van berekeningen, test-resultaten Kobayashi en Ns-waarden van Ahrens voor talud 1:5		A4
	FIGUUR 31	

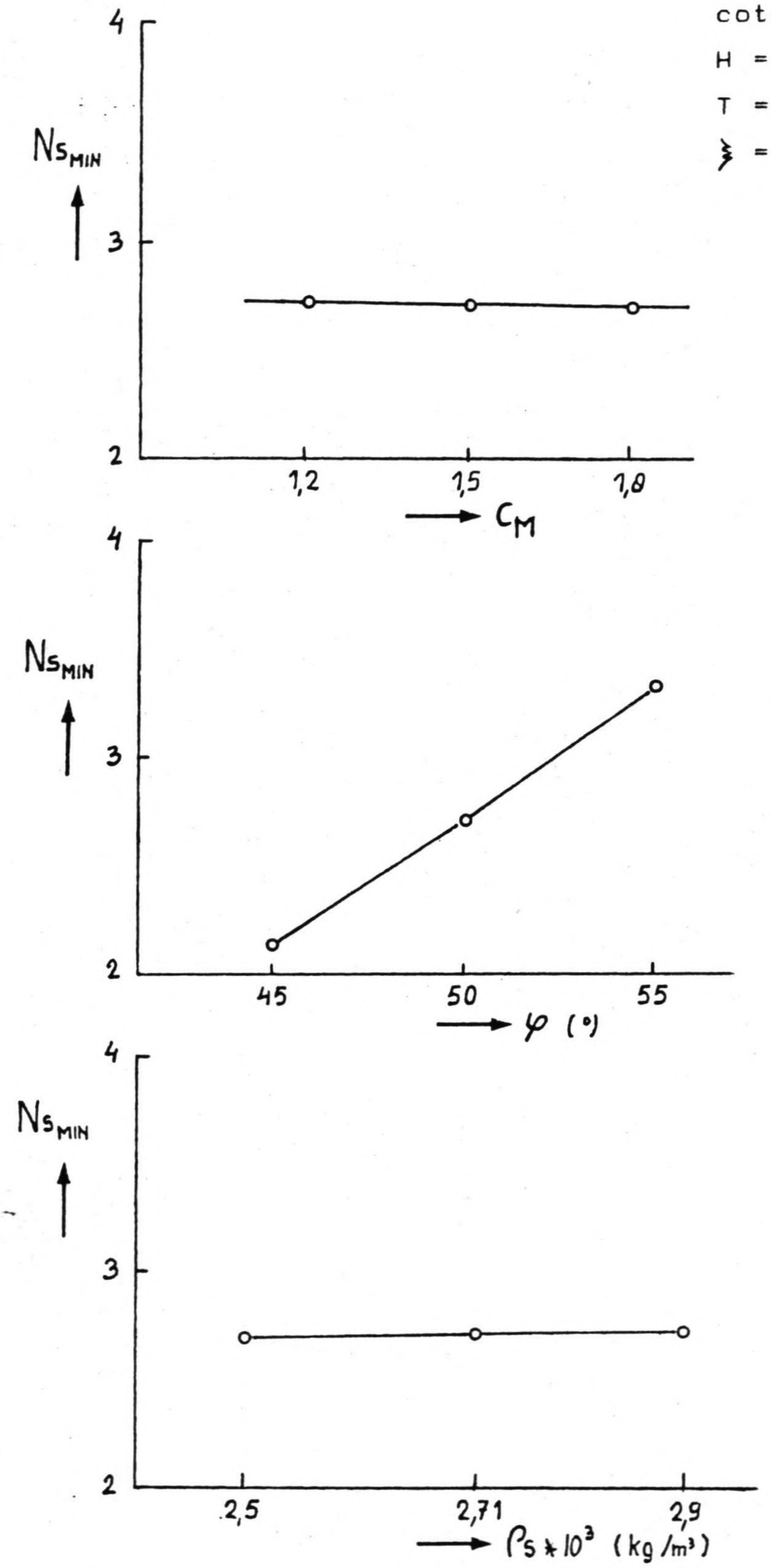
TEST 5

cotan $\theta' = 2,5$

$H = 0,811$ m

$T = 11,3$ s

$\xi = 6,272$

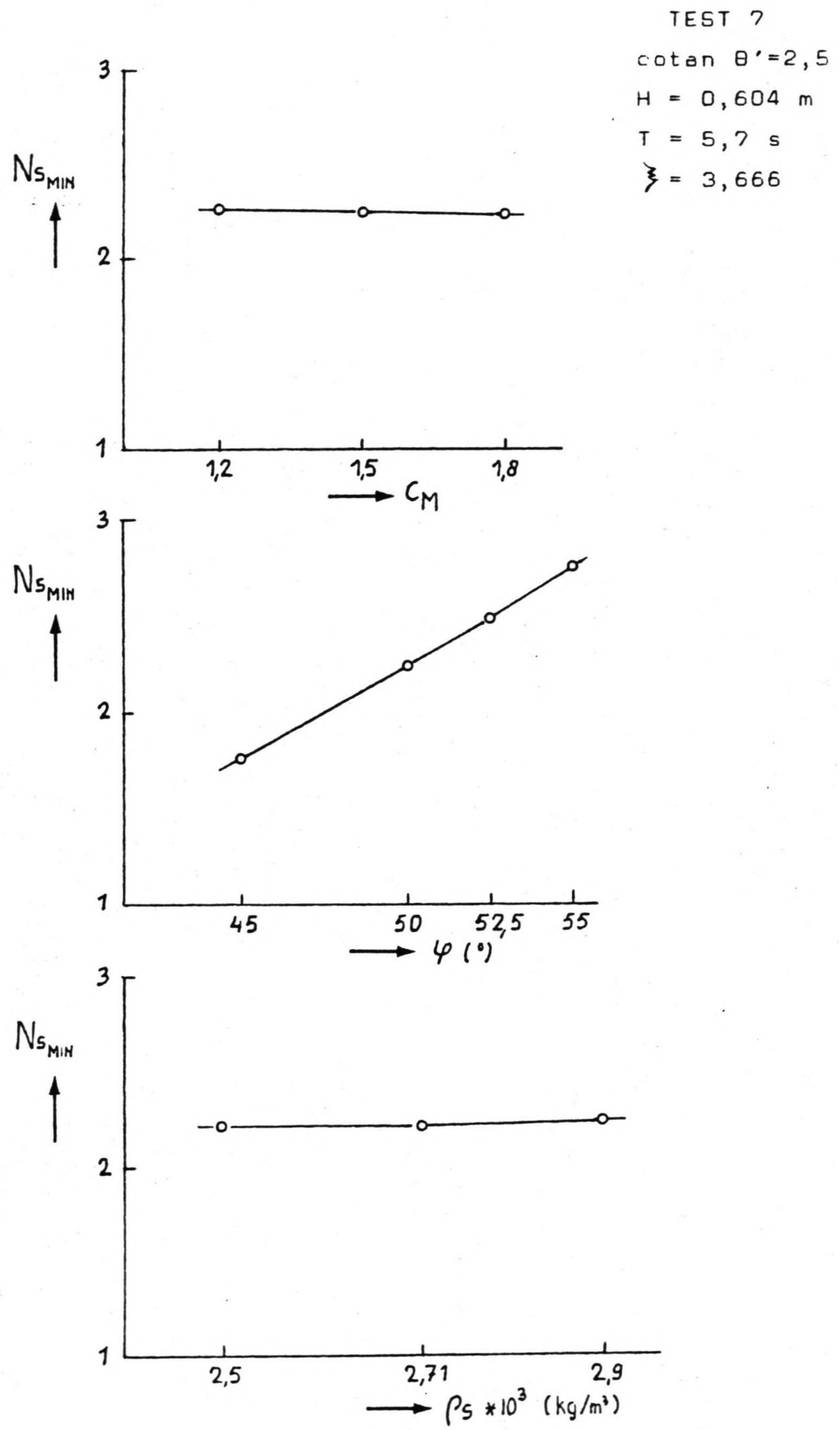


INVLOED VAN DE TRAAGHEIDSKOEFFICIENT, WRIJVINGSHOEK VAN STEEN EN DE SOORTELIJKE MASSA OP HET MINIMALE STABILITEITSGETAL

TEST 5

A4

FIGUUR 32

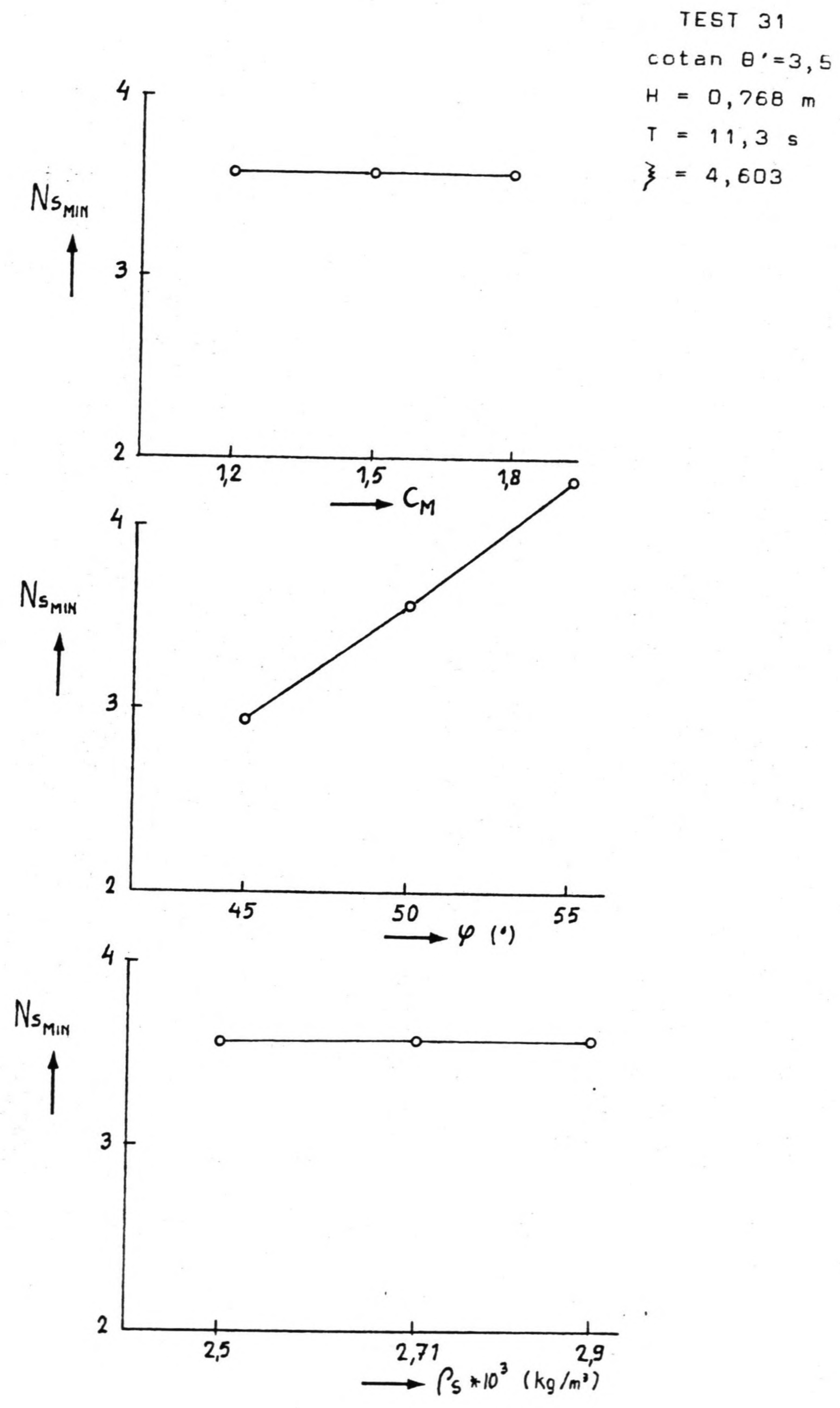


INVLOED VAN DE TRAAGHEIDSKOEFFICIENT, WRIJVINGSHOEK VAN STEEN EN DE SOORTELIJKE MASSA OP HET MINIMALE STABILITEITSGETAL

TEST 7

A4

FIGUUR 33

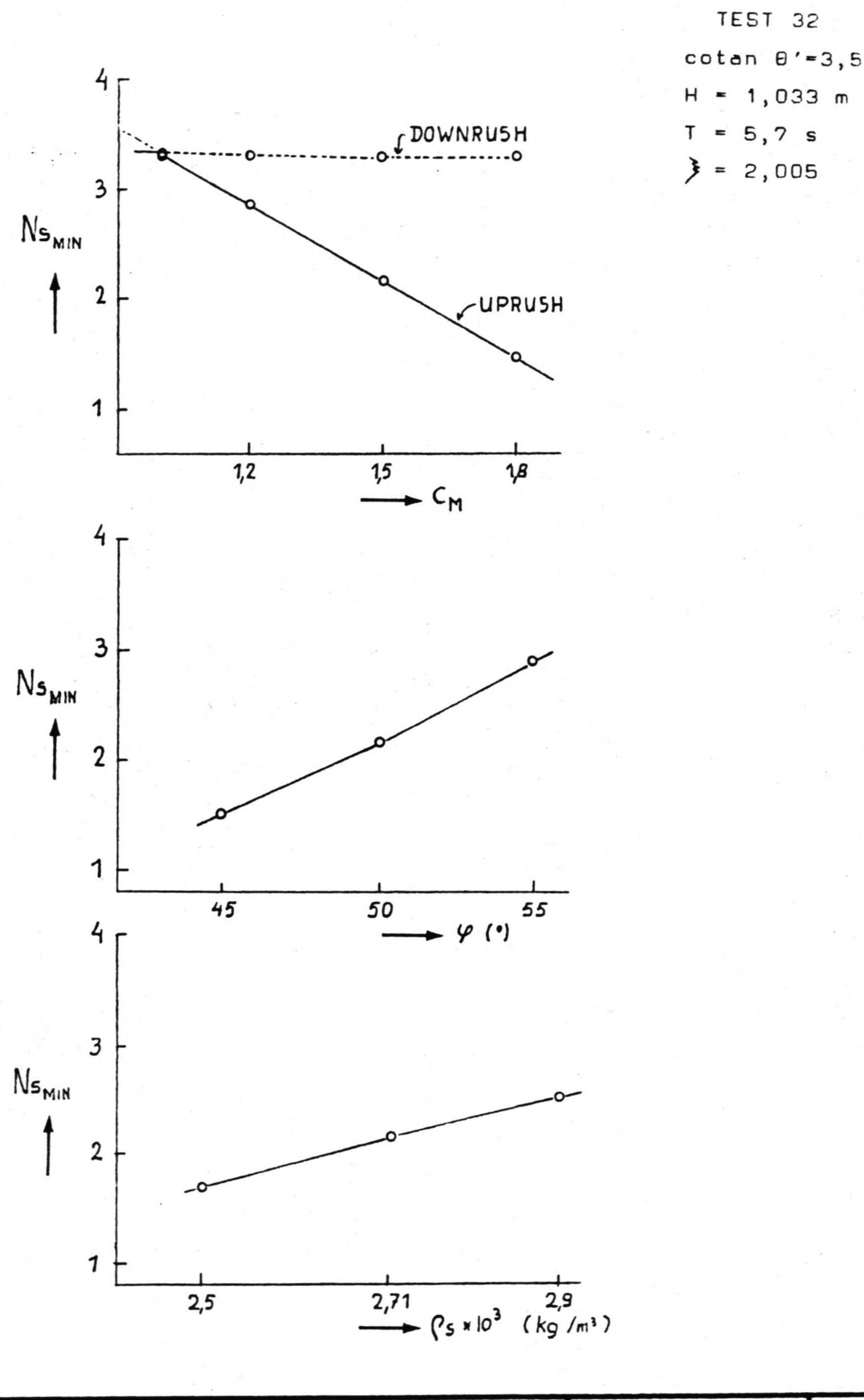


INVLOED VAN DE TRAAGHEIDSKOEFFICIENT, WRIJVINGSHOEK VAN STEEN EN DE SOORTELIJKE MASSA OP HET MINIMALE STABILITEITSGETAL

TEST 31

A4

FIGUUR 34



INVLOED VAN DE TRAAGHEIDSKOEFFICIENT, WRIJVINGSHOEK VAN STEEN EN DE SOORTELIJKE MASSA OP HET MINIMALE STABILITEITSGETAL

TEST 32

A4

FIGUUR 35

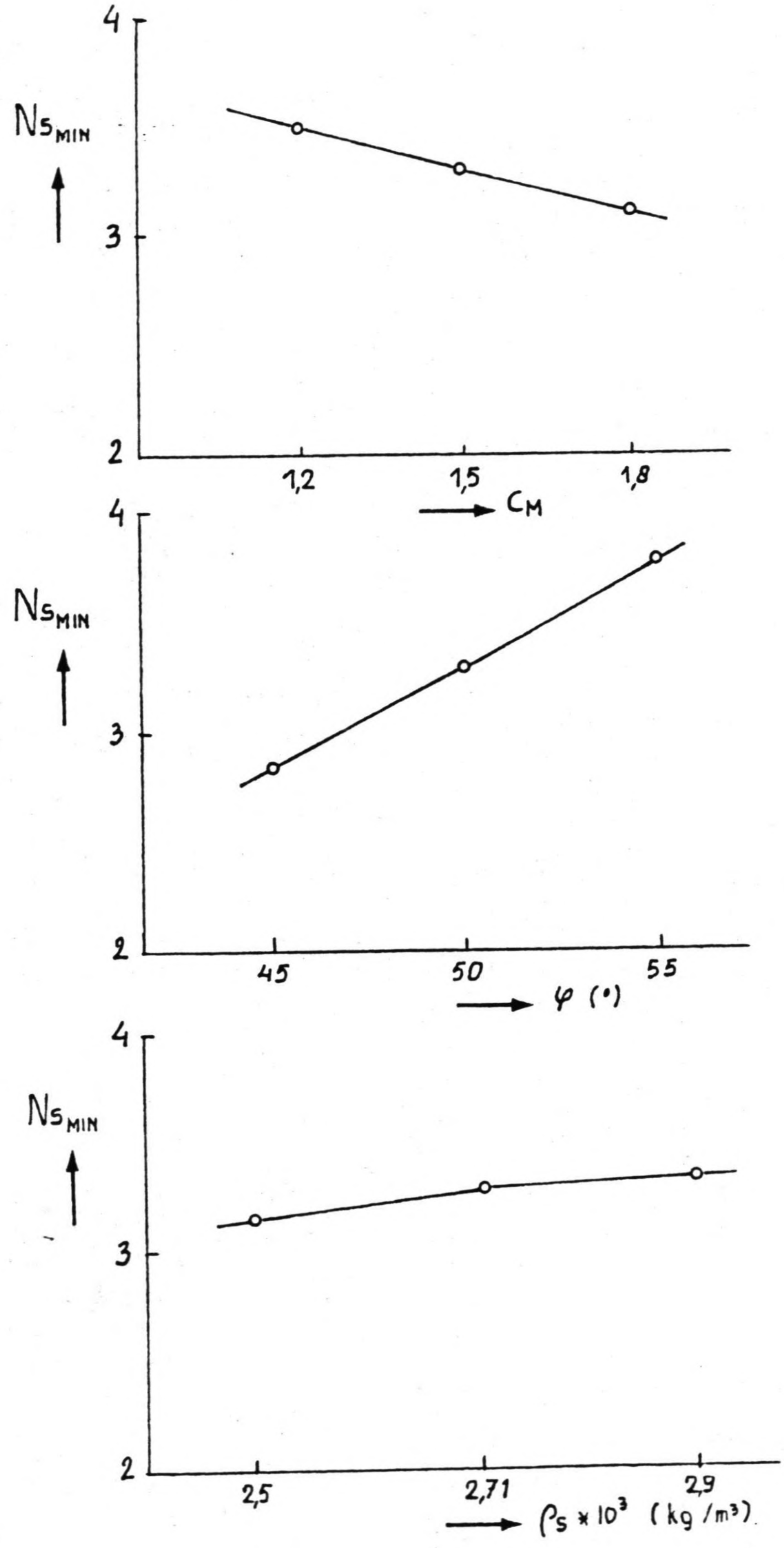
TEST 47

cotan $\theta' = 5$

$H = 0{,}927$ m

$T = 11{,}3$ s

$\xi = 2{,}933$

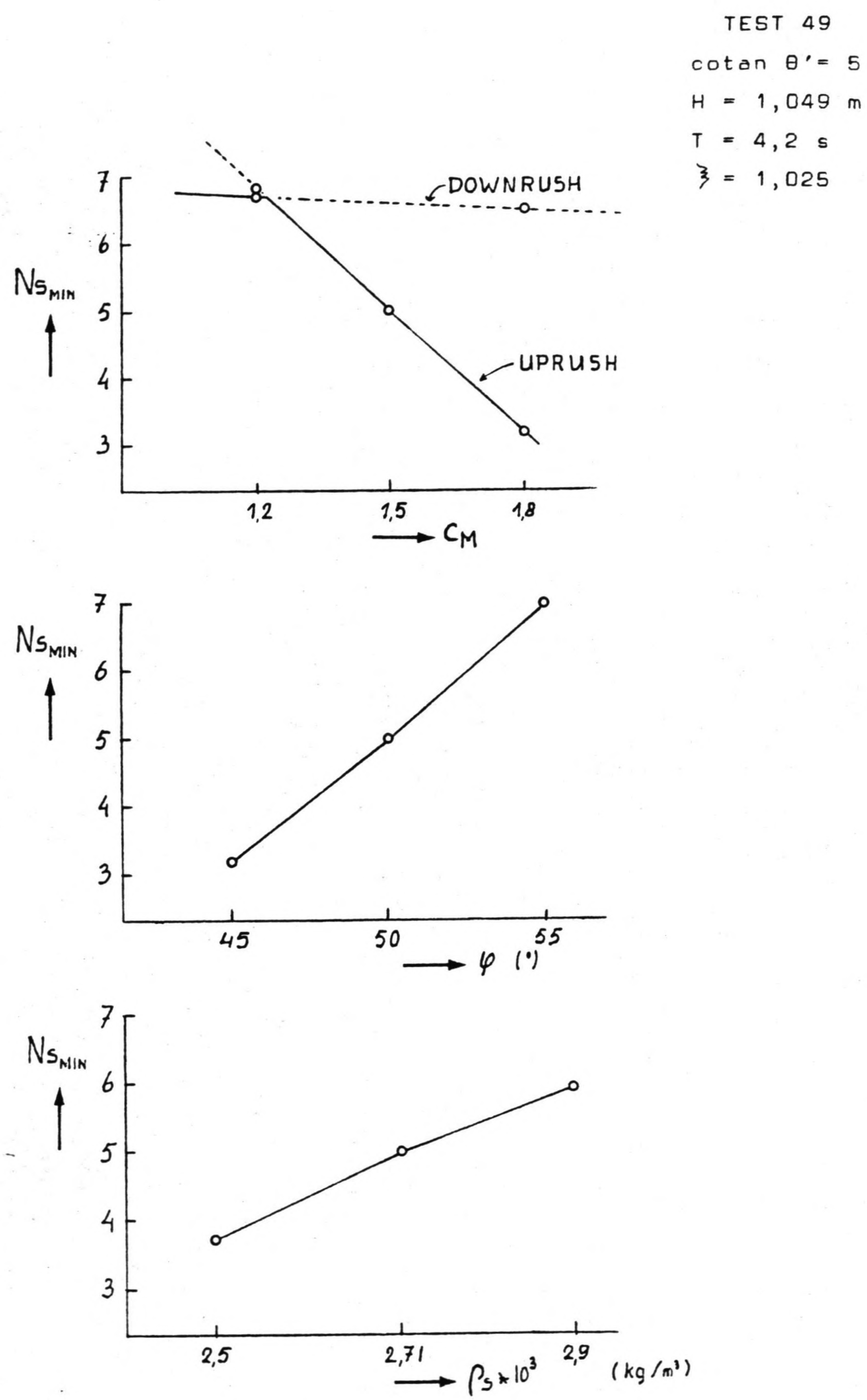


INVLOED VAN DE TRAAGHEIDSKOEFFICIENT, WRIJVINGSHOEK VAN STEEN EN DE SOORTELIJKE MASSA OP HET MINIMALE STABILITEITSGETAL

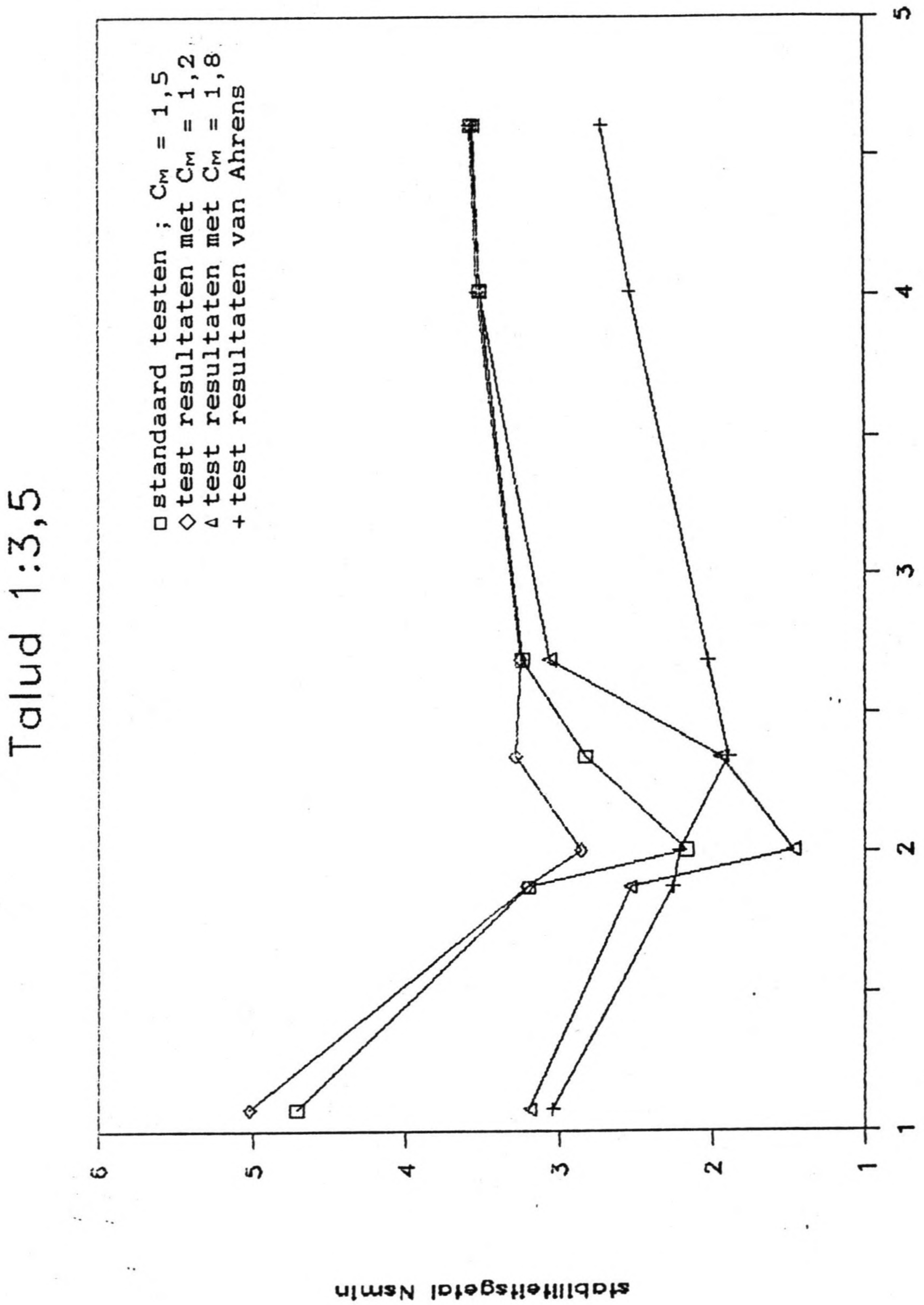
TEST 47

A4

FIGUUR 36



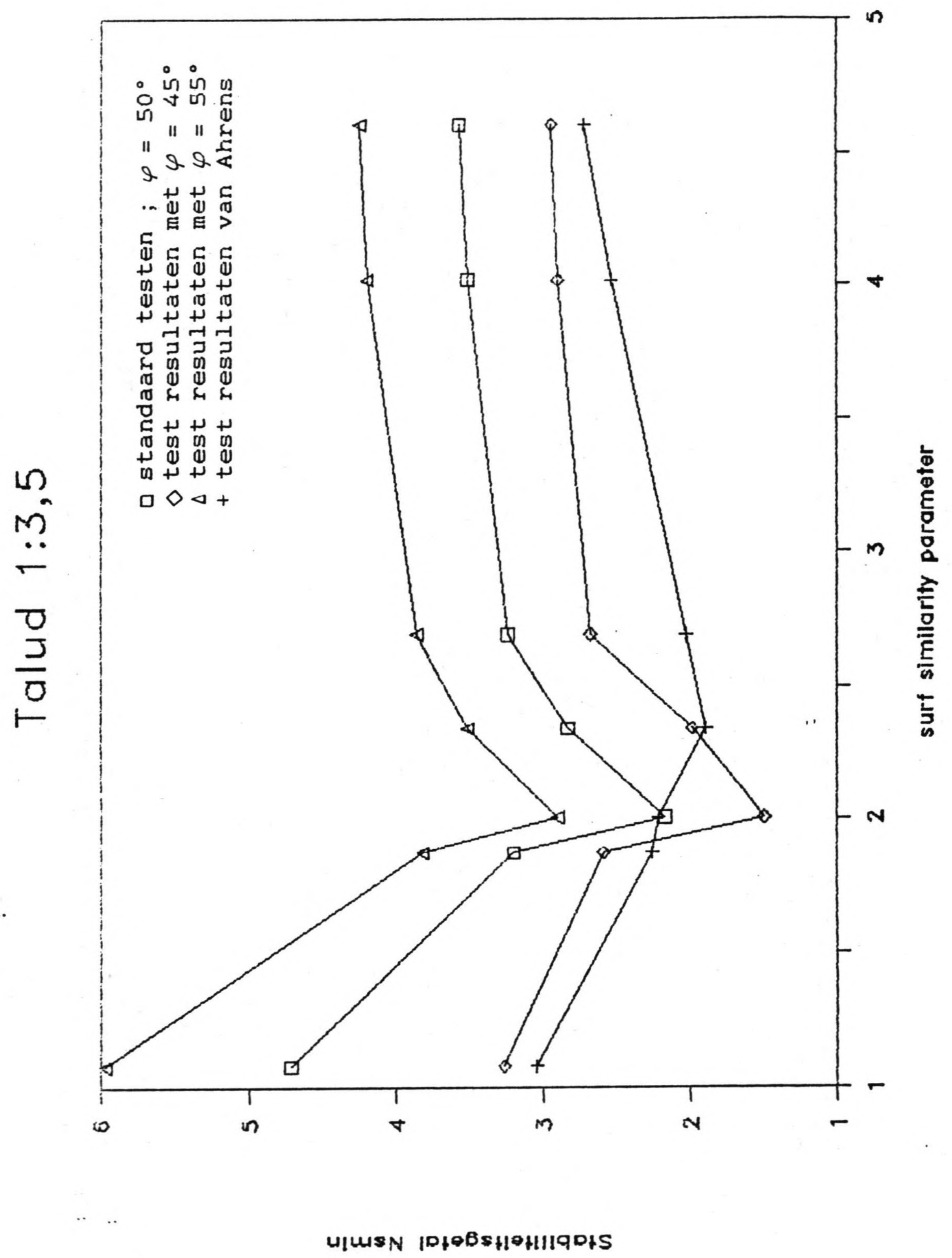
INVLOED VAN DE TRAAGHEIDSKOEFFICIENT, WRIJVINGSHOEK VAN STEEN EN DE SOORTELIJKE MASSA OP HET MINIMALE STABILITEITSGETAL	TEST 49	A4
	FIGUUR 37	



invloed van C_M op Ns_{MIN} tegen ξ
voor talud 1:3,5

A4

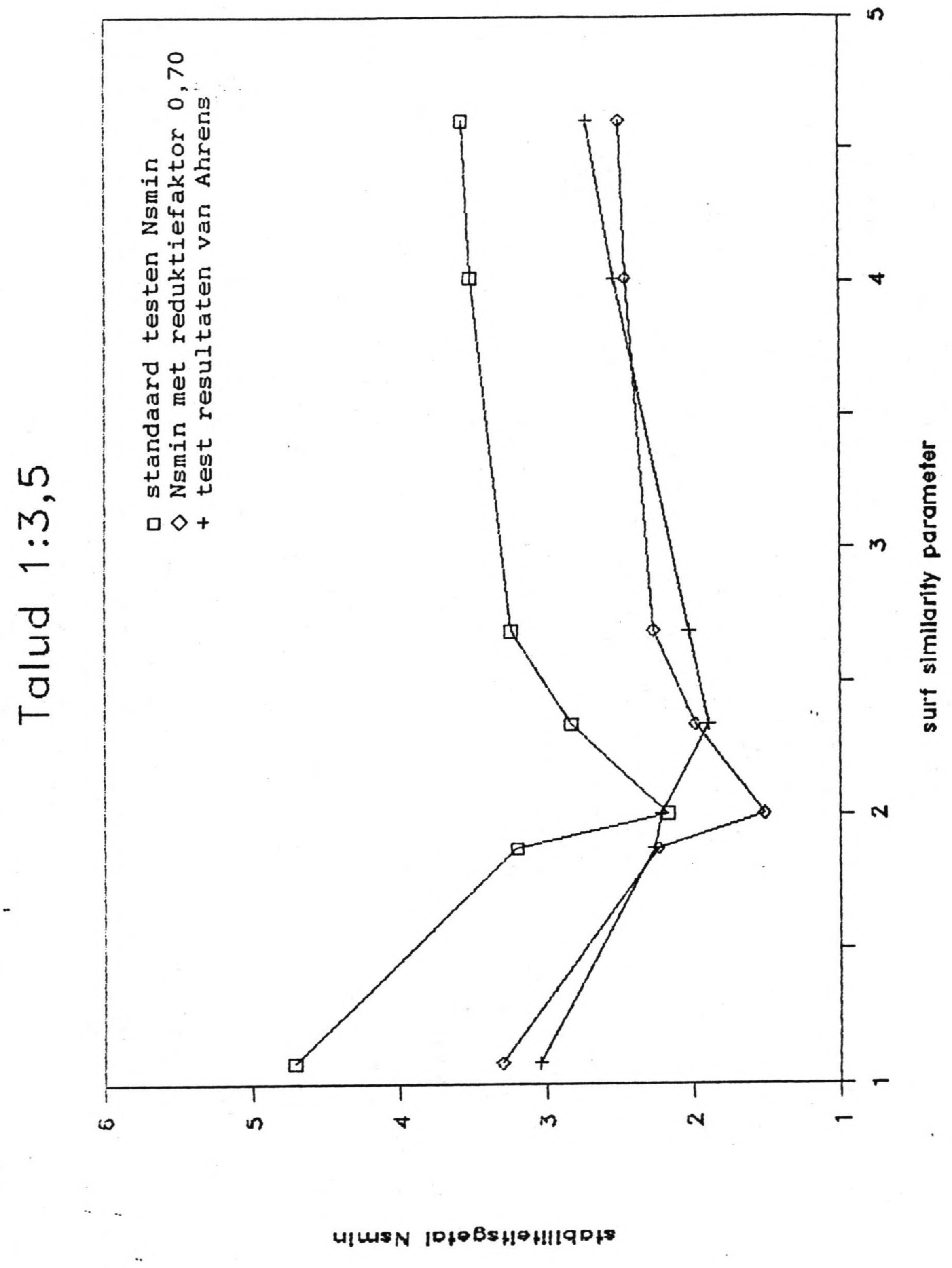
FIGUUR 38



invloed van φ op Ns_{MIN} tegen ξ
voor talud 1:3,5

A4

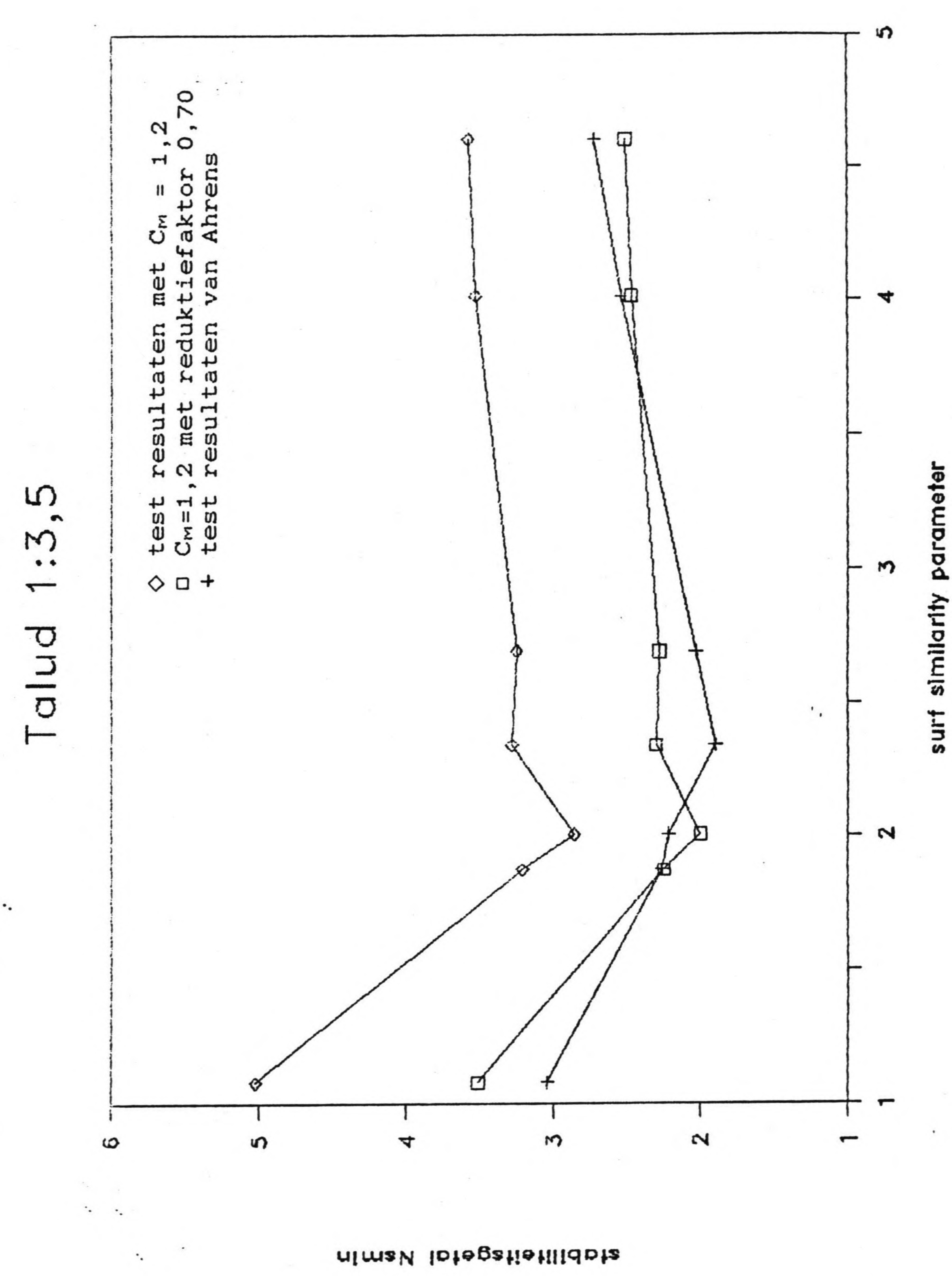
FIGUUR 39



invloed van reduktie Ns_{MIN}-waarden met 0,70,
talud 1:3,5

A4

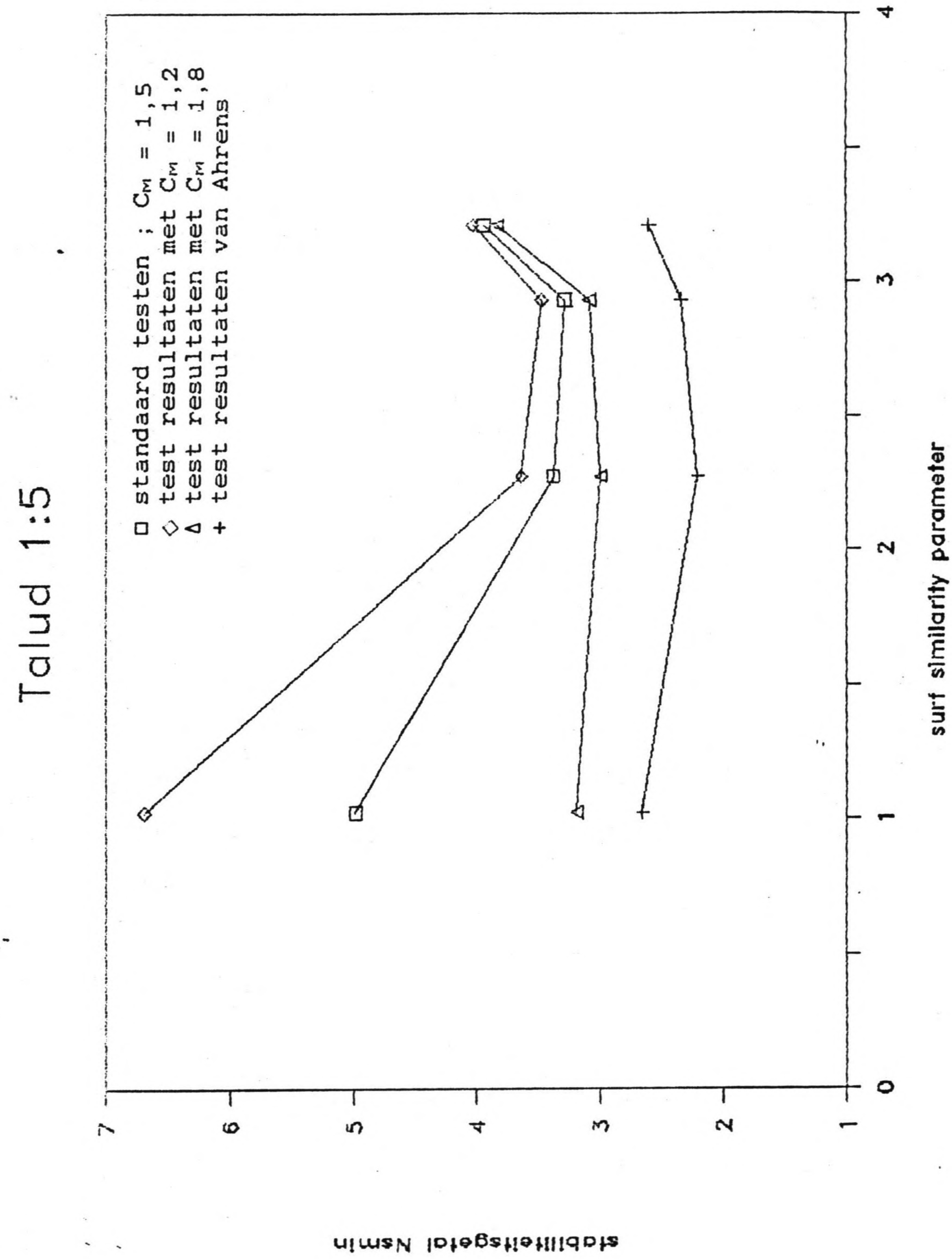
FIGUUR 40



invloed van reduktie Ns_{MIN}-waarden met 0,70
voor C_M=1,2 , talud 1:3,5

A4

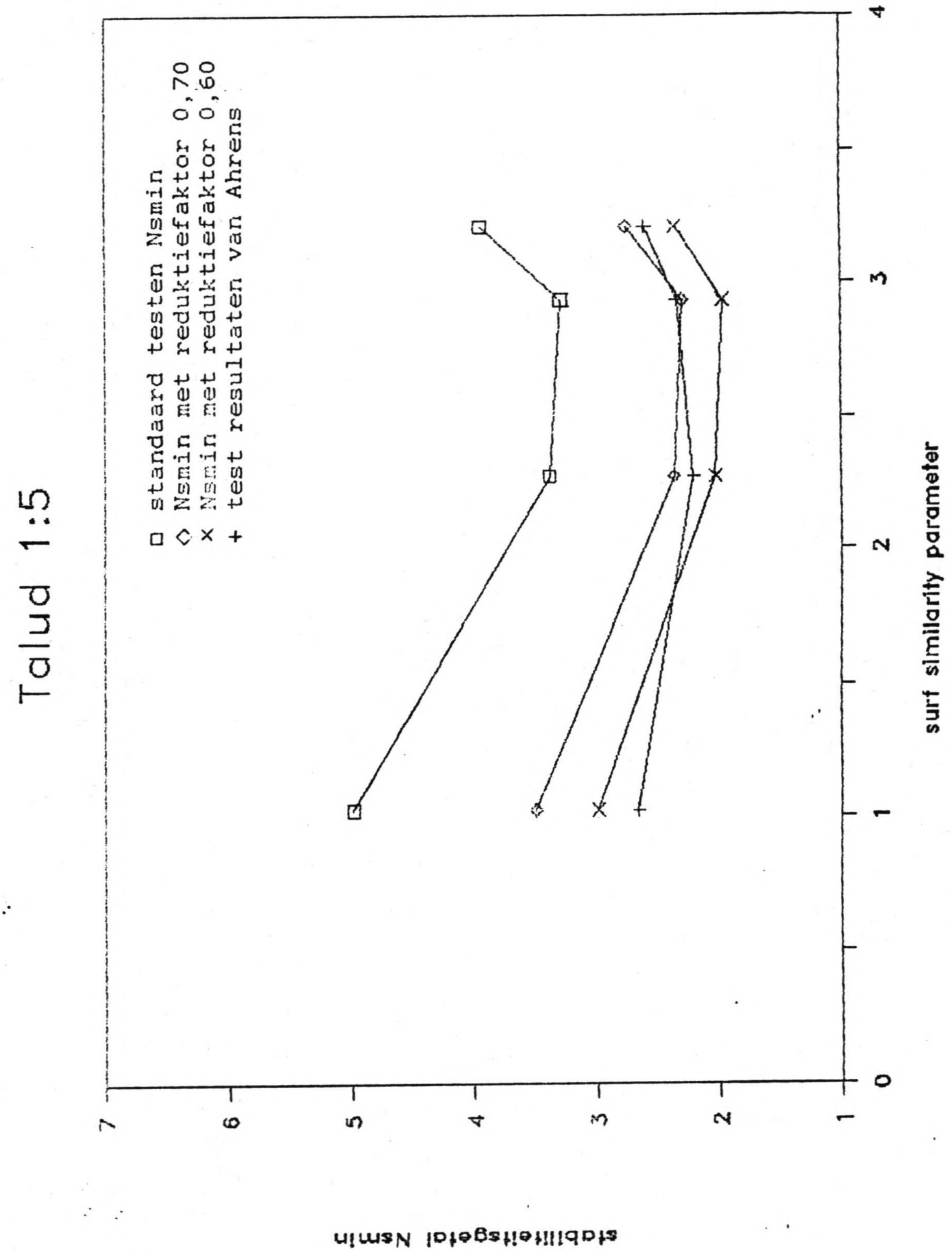
FIGUUR 41



invloed van C_M op Ns_{MIN} tegen ξ
voor talud 1:5

A4

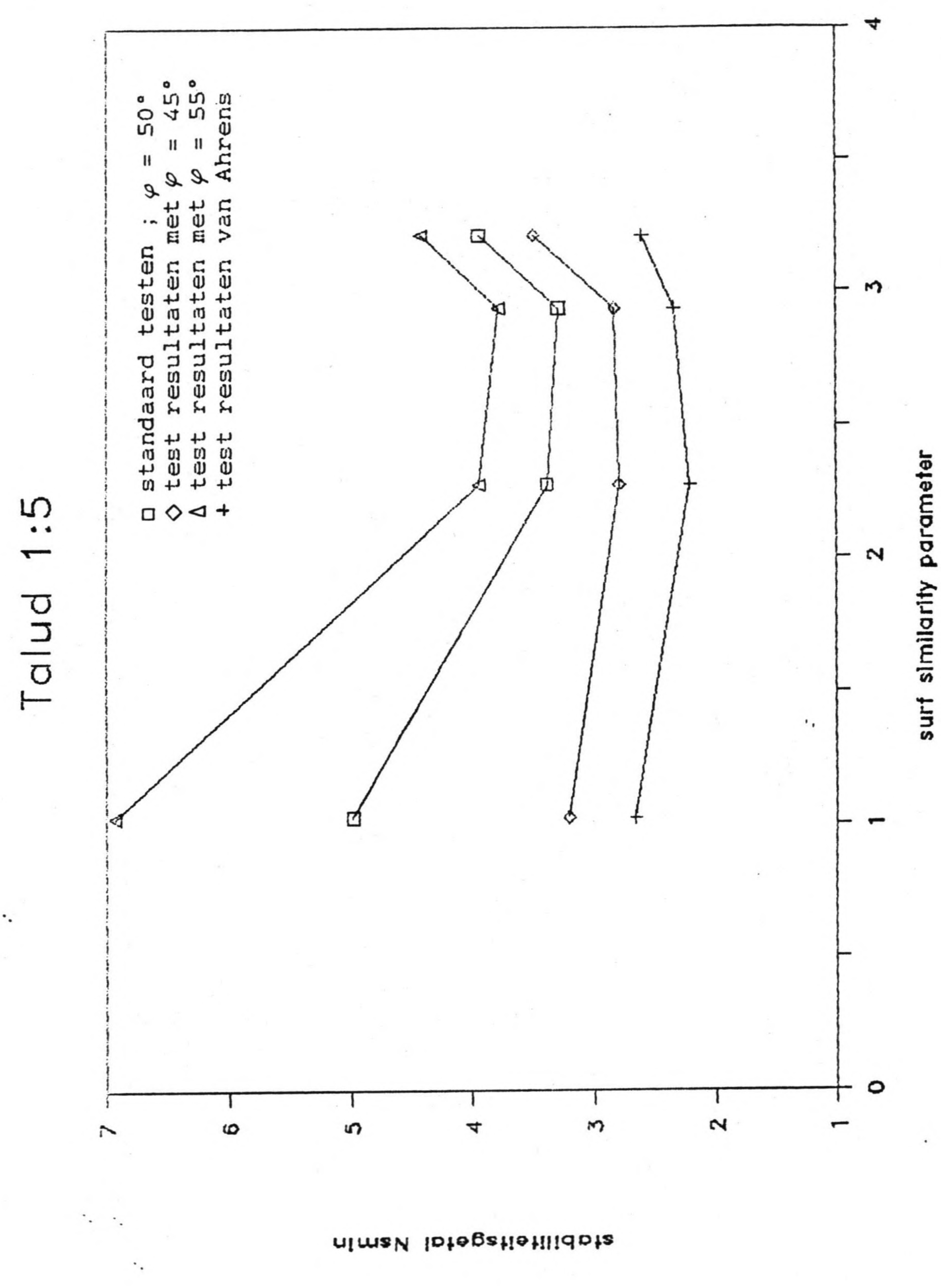
FIGUUR 42



invloed van reduktie Ns_{MIN}-waarden met 0,60
en 0,70, talud 1:5

A4

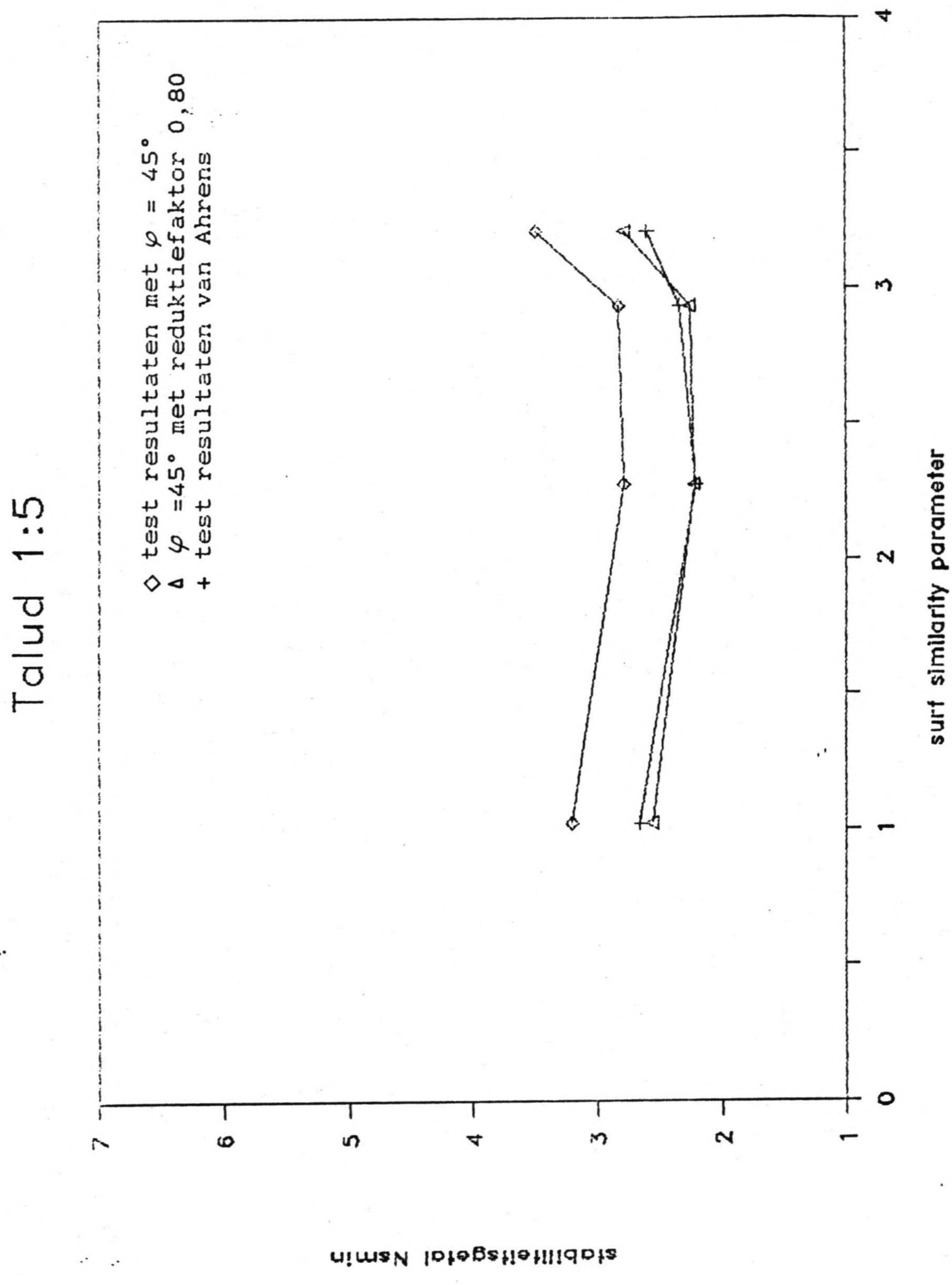
FIGUUR 43



invloed van φ op Ns_{MIN} tegen ξ
voor talud 1:5

A4

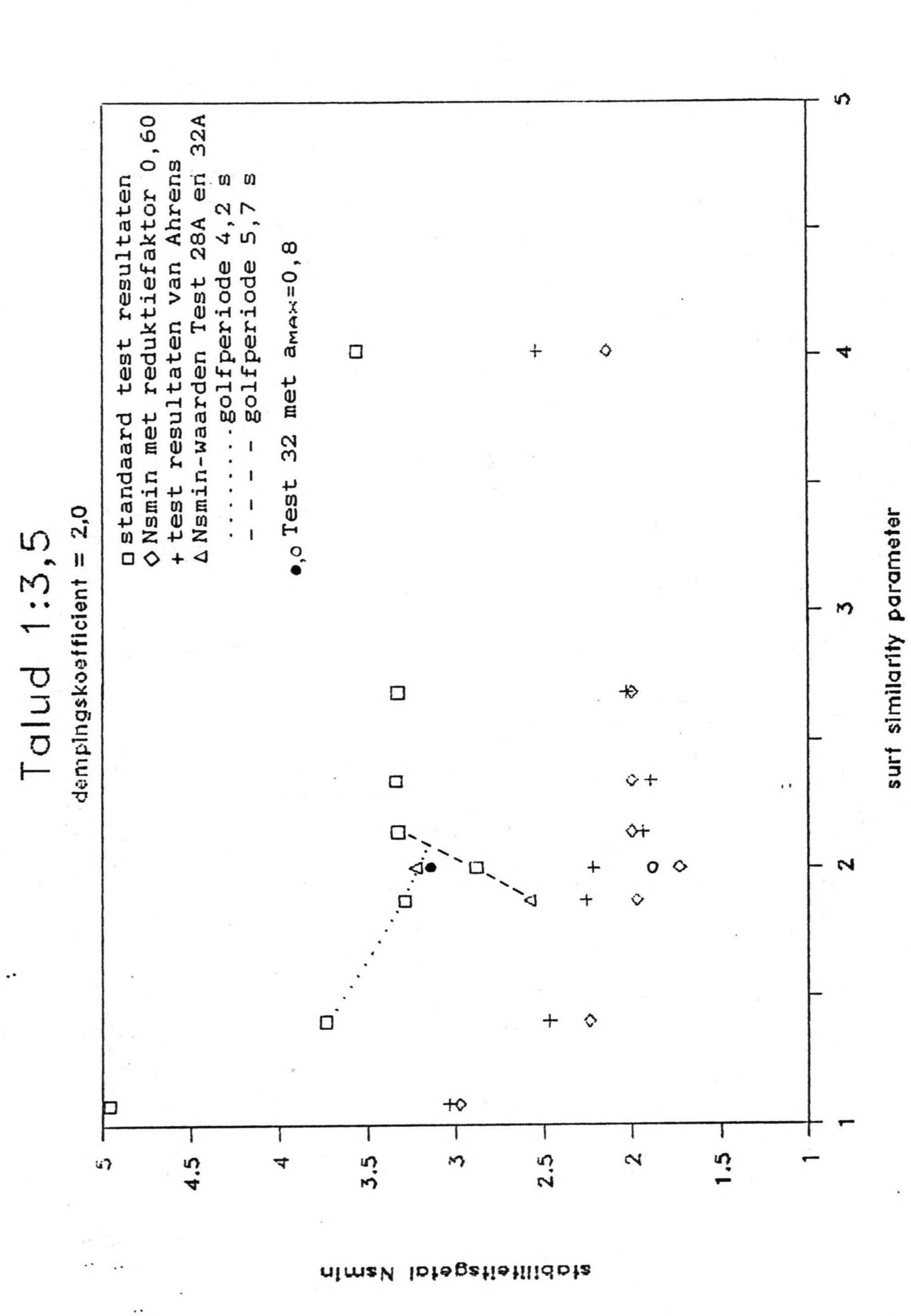
FIGUUR 44



invloed van reduktie Ns_{MIN}-waarden met 0,80
bij φ=45° talud 1:5

A4

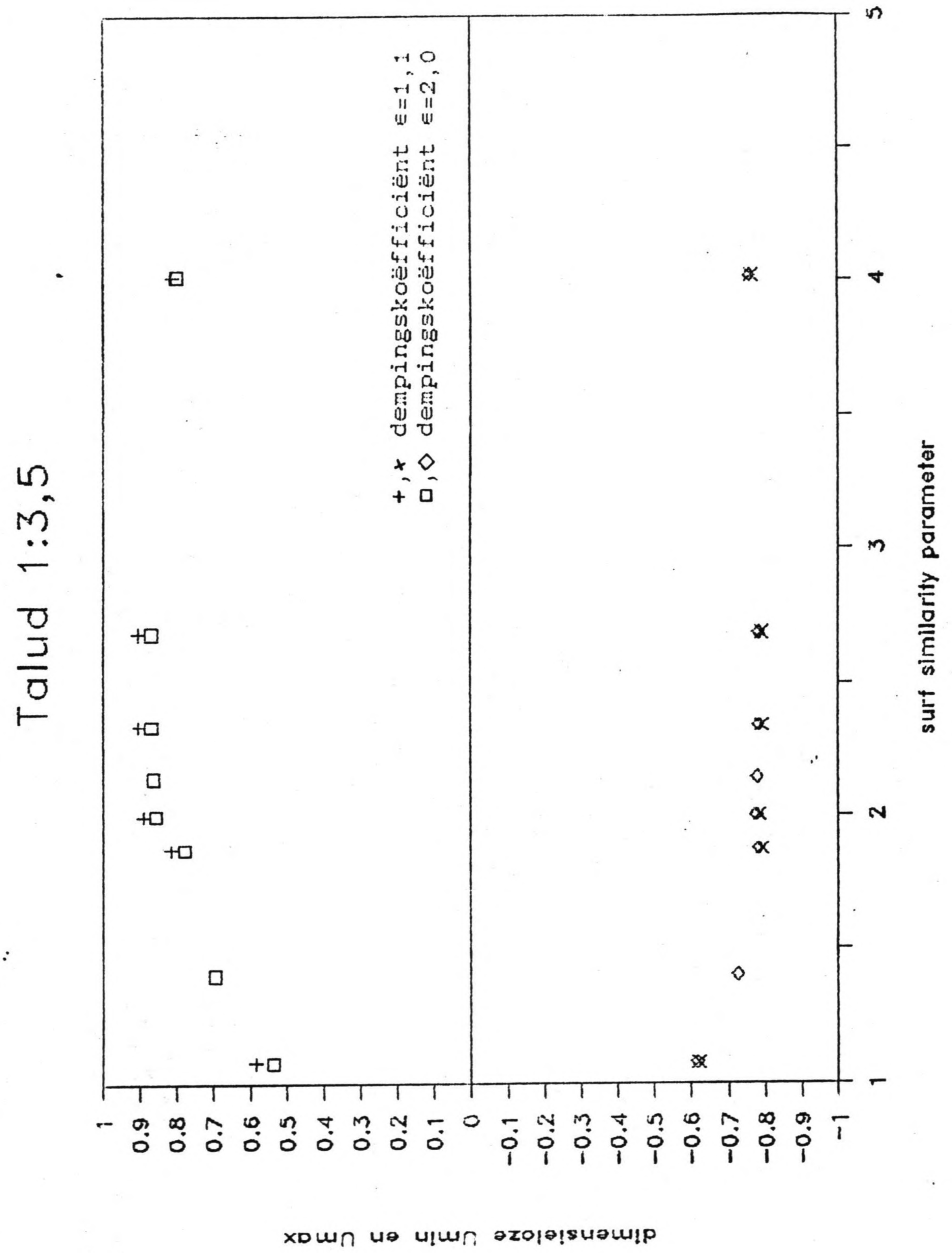
FIGUUR 45



Ns_{MIN}-waarden bij een ε=2,0 en de invloed van een reduktiefaktor van 0,60 op de Ns_{MIN}-waarden voor talud 1:3,5

A4

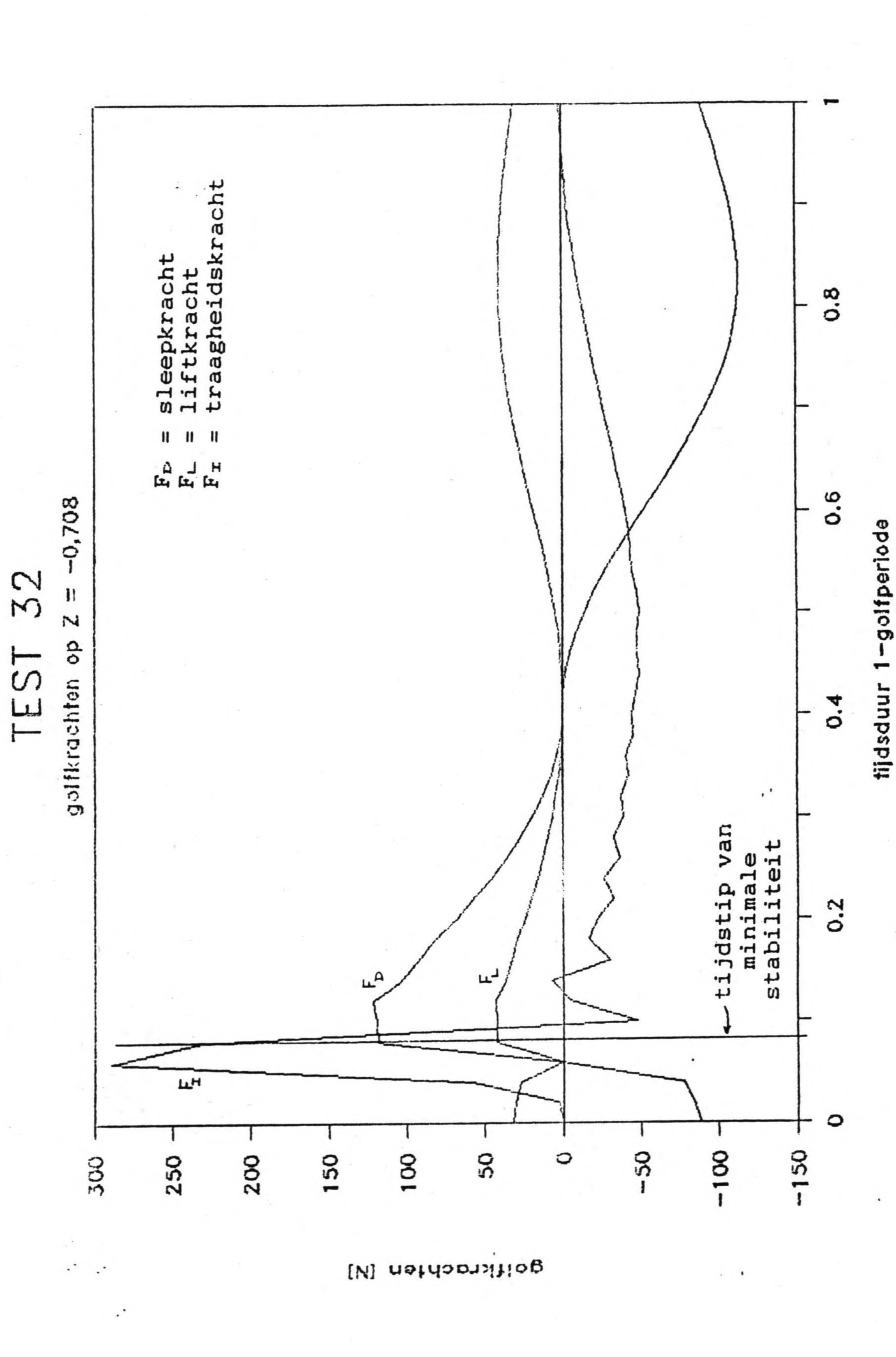
FIGUUR 46



dimensieloze maximale en minimale snelheden
bij testen met dempingsfaktor ε=1,1 en ε=2,0
voor talud 1:3,5

A4

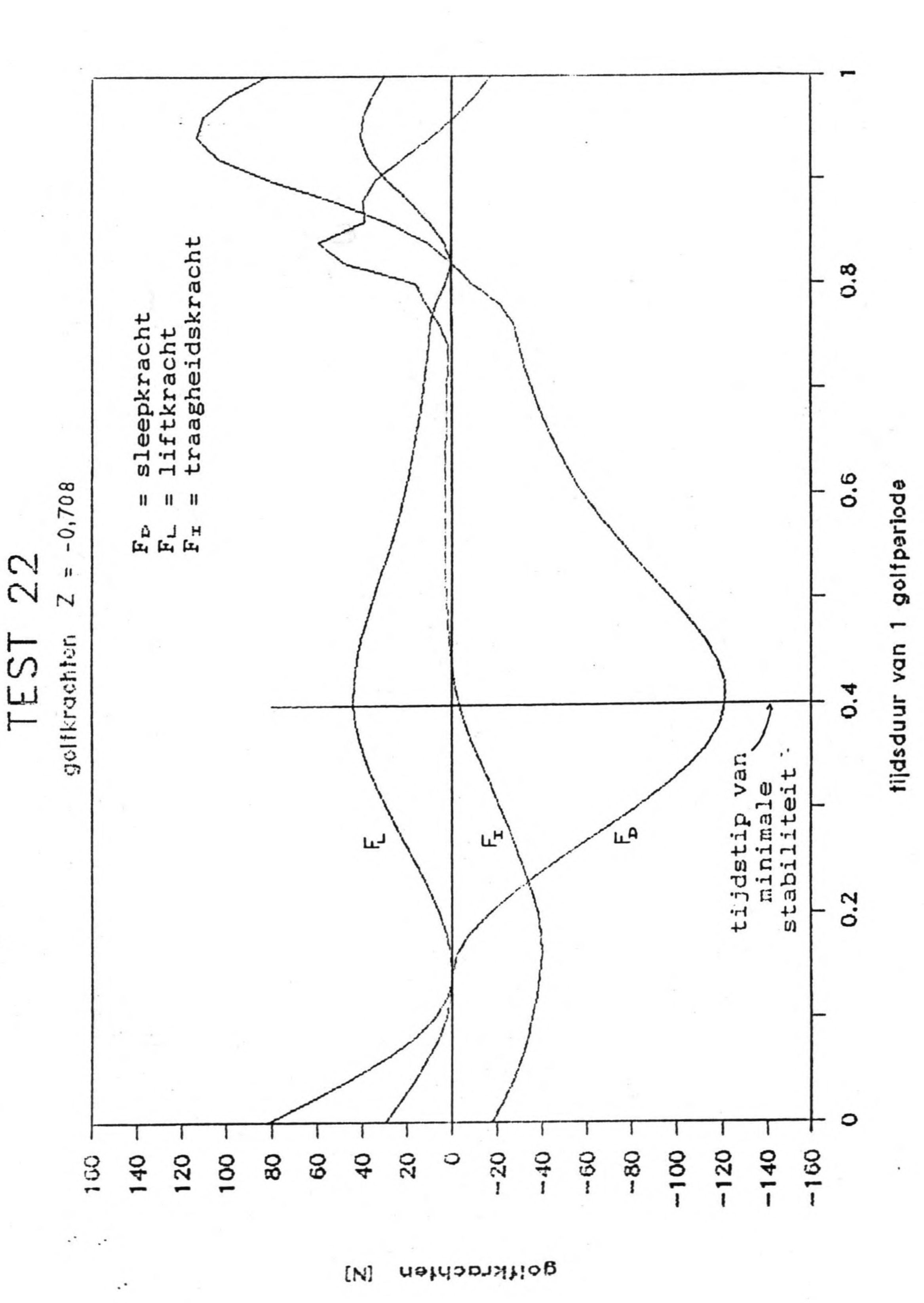
FIGUUR 47



krachtenverloop gedurende 1-golfperiode, test 32

A4

FIGUUR 48



krachtenverloop gedurende 1-golfperiode, test 22

A4

FIGUUR 49