

TECHNISCHE HOGESCHOOL DELFT
AFDELING DER MARITIEME TECHNIEK
LABORATORIUM VOOR SCHEEPHYDROMECHANICA



WEERSTAND, STABILITEIT EN SNELHEID
VAN ZEILJACHTEN.

Prof.ir. J.Gerritsma

Rapport no.600

oktober 1983



Delft University of Technology
Ship Hydromechanics Laboratory
Mekelweg 2
2628 CD DELFT
The Netherlands
Phone 015 -786882

Inleiding.

Proeven met modellen van zeiljachten in een sleeptank zijn duur in vergelijking met de proeven die voor motorschepen gebruikelijk zijn. Immers bij zeilvoortstuwing is de weerstand niet alleen afhankelijk van de sloopssnelheid, maar ook de invloed van de helling en de drifthoek op de weerstand en de grootte van de dwarskracht is van belang.

Over het algemeen zijn jachten relatief kleine objecten in vergelijking met bijvoorbeeld vrachtschepen, zodat om financiële redenen slechts in uitzonderingsgevallen sleeptank onderzoek wordt uitgevoerd om de prestaties te bepalen.

Een uitzondering vormen de 12 meters, waarvoor vaak gebruik gemaakt wordt van modelexperimenten, maar de resultaten van dergelijk onderzoek worden over het algemeen niet gepubliceerd. Blijkbaar zijn de kosten van modelonderzoek voor de opdrachtgevers in dit geval geen probleem.

Voor de scheepsbouwkundige zijn de onderlinge verschillen in vorm en afmetingen van deze jachten zeer gering en de interpretatie van die verschillen lijkt nauwelijks van belang voor andere typen zeiljachten.

In het geval van IOR jachten hebben de zeer gedetailleerde handicap regels een dominante invloed op de vormgeving van de romp en dat heeft tenslotte geleid tot een grote mate van uniformiteit in het ontwerp. De trend naar geringe deplacement en relatief grote breedten is de oorzaak van platte spantvormen. Voor dit type schepen worden in enkele gevallen wel modelproeven uitgevoerd, maar ook hier zijn de marges waarbinnen gevarieerd kan worden gering en meestal vertrouwt de ontwerper op zijn eigen inzicht en ervaring om de kosten van modelonderzoek uit te sparen: het prototype moet bewijzen of zijn veronderstellingen juist waren.

In het algemeen zijn de eigenaars van toerjachten minder geïnteresseerd in prestatie verbeteringen van enkele tienden van procenten, maar aan de andere kant is voor deze jachten een veel grotere variatie in vormgeving mogelijk of nodig (bijvoorbeeld door diepgangsbepaling) zodat voor de grotere objecten een sleeptank onderzoek zinvol kan zijn. Een verbetering van 6% in de speed-made-good, zoals weleens voorgekomen is, kan tegen de kosten van dergelijk onderzoek afgewogen worden, want snel-

heid is óók voor een toerjacht van belang.

Systematisch modelonderzoek ten behoeve van zeiljachten heeft in het verleden vrijwel niet plaatsgevonden. De behoefte daaraan werd lang geleden al naar voren gebracht tijdens de discussie van Davidson's klassieke publicatie over model experimenten met zeiljacht modellen; er werd toen gesteld dat modelproeven voor individuele ontwerpen een onvoldoende basis geven voor de ontwikkeling van rationele ontwerp methoden en de bepaling van de prestatie van jachten [1] .

Een beperkt systematisch onderzoek naar de invloed van de rompvorm op de weerstand is uitgevoerd en gepubliceerd door Pierre de Saix, een medewerker van het Davidson Laboratory [2].

Hij onderzocht vijf breedte-diepgang (van de romp) variaties en drie variaties van de prismatische coefficient, waarbij als moedermodel de NY 32, een ontwerp van Sparkman and Stephens, fungeerde. Verder is er systematisch onderzoek verricht op het gebied van vinkielen en roeren door de Saix [3] Herreshoff en Kerwin [4] en Beukelman en Keuning [5] . Deze opsomming is niet compleet, maar geeft enigszins een indruk van de omvang van het verrichte systematische onderzoek.

In 1950 begon in de sleeptank van het laboratorium voor Scheepshydronechanica te Delft het onderzoek van zeiljachten met modelproeven van de "Zeevalk", een voor die tijd zeer lichte oceaan racer ontworpen door van de Stadt. In de daarop volgende jaren is een aantal ontwerpen van deze ontwerper op modelschaal beproefd, waarbij een zekere systematiek in de romp en kiel vormen niet ontbrak. Daarnaast is een vrij groot aantal modelproeven van individuele ontwerpen uitgevoerd.

In 1966 is een werkgroep van Nederlandse ontwerpers van zeiljachten en onderzoekers op het gebied van de scheepshydronechanica opgericht om de verschillende aspecten van het ontwerpen van zeiljachten onderling te bespreken en kennis uit te wisselen. Ook in deze werkgroep kwam de behoefte aan systematisch onderzoek, in het bijzonder met betrekking tot het weerstand - snelheid verband, naar voren.

Uiteindelijk leidde dit tot het plan om een serie van systematisch gevarieerde rompvormen van zeiljachten te onderzoeken op weerstand en stabiliteit. De serie omvatte variaties van de slankheidsgraad $L/\nabla_C^{1/3}$, de langsscheepse ligging van het drukingspunt LCB, de prismatische coëfficiënt C_p , alsmede variaties van de lengte/breedte verhouding van de constructie waterlijn L_{WL}/B_{WL} en de breedte-diepgang verhouding van de romp B_{WL}/T_C .

In totaal zijn er twee en twintig variaties beproefd die allen afgeleid zijn van de "Standfast 43" een Admiral Cupper uit 1970, ontworpen door Frans Maas.

Het eerste deel van het onderzoek omvatte negen modellen, inclusief het moedermodel, en de resultaten van de modelproeven zijn in samenwerking met het Massachusetts Institute of Technology te Boston geanalyseerd.

De belangstelling van het M.I.T. kwam voort uit hun interesse voor een meer rationele bepaling van de handicap voor wedstrijd-jachten: het zogenaamde Irving Pratt Ocean Race Handicapping Project.

De resultaten van de eerste negen modellen en het gebruik van deze gegevens ten behoeve van de bepaling van de snelheidspolaire van een jacht zijn gepubliceerd in 1976 en 1977 [6.7]. De overige dertien modelproeven zijn voltooid en geanalyseerd in Delft en tenslotte gepubliceerd in 1981 [8].

Er is een zekere analogie met de systematische modelseries die bij het ontwerp van mechanisch voortgestuwde schepen gebruikt worden, met dien verstande dat, zoals reeds werd opgemerkt, de drifthoek, de helling en de op het onderwater schip werkende dwarskracht een belangrijke rol spelen bij zeiljachten.

De snelheid van een zeiljacht hangt naast de eigenschappen van dat jacht af van de windsterkte en de windrichting. Om een prestatie berekening te kunnen maken, bijvoorbeeld in de vorm van een polair snelheidsdiagram, moeten de zeilkrachten bekend zijn. De prestatieberekening is gebaseerd op een stationaire evenwichtstoestand waarbij de voortstuwende en hellende zeilkrachten evenwicht maken met de overeenkomstige hydrodynamische weerstand en dwarskracht bij helling en drift van het jacht. Ook moet het stabiliteitsmoment gelijk zijn aan het moment dat

door de dwarskrachten op onderwaterschip en op de zeilen wordt veroorzaakt.

Naast de hydrodynamische gegevens, die een modelproef met vele combinaties van hellingshoek, drift en stabiliteit oplevert, moeten dus voor iedere mogelijke windsterkte en windrichting de zeilkrachten bekend zijn.

Davidson heeft voor dat doel ware grootte proeven met het 6-meter jacht "Gimcrack" uitgevoerd waarbij uitsluitend aan de windse koersen zijn gevaren. Proeven met een model van "Gimcrack" met overeenkomstige snelheid, stabiliteit, helling en drift leverde de voortstuwende en hellende zeilkrachten die genormaliseerd zijn met het zeiloppervlak [1] .

Eenzelfde procedure is gevolgd bij de experimenten met het Amerikaanse jacht "Bay Bea" [9] en met het Nederlandse jacht "Standfast" [10]. In beide gevallen zijn nu alle mogelijke koersen ten opzichte van de wind beschouwd. Beide proeven hebben geleid tot zeilkracht coëfficiënten die thans vrij algemeen gebruikt worden voor het berekenen van polaire snelheidsdiagrammen van jachten [6] .

Een uitgebreide serie modelproeven met één zeilplan is uitgevoerd in de windtunnel van het Institut für Schiffbau van de Universiteit van Hamburg door Wagner en Boese [11]. In verband met het ontwerp van 12 meter jachten heeft Herreshoff in de windtunnel van het M.I.T. vergelijkende proeven met een star modelgrootzeil uitgevoerd [12] . Ook in Engeland maakt men gebruik van een windtunnel om de werking van jachtzeilen te onderzoeken. Voor een beschrijving van de daar aanwezige faciliteiten wordt verwezen naar het boek van Marchaj [13] .

Tenslotte zijn pogingen ondernomen om met numerieke methoden de zeilkrachten te bepalen, bijvoorbeeld door Milgram [14, 15] . Voor praktisch gebruik lijken de empirisch bepaalde zeilkracht coëfficiënten zoals die van Bay Bea en Standfast het meest geschikt.

Jachten die op zee varen ondervinden uiteraard invloed van de zeegolven. In het bijzonder kan de weerstand bij resonantie van de stampbeweging zéér veel groter worden, hetgeen zich uit in een drastische snelheidsvermindering. Het dynamisch gedrag in onregelmatige zeegang hangt mede af van het langs-scheeps massa-traagheidsmoment van een jacht: een concentratie

van massa in het midden van het jacht blijkt voordelig in verband met de extra weerstand die in zeegang ondervonden werd. Systematische berekeningen van die extra weerstand, met behulp van de methode Gerritsma en Beukelman [16] toont inderdaad de voordelen aan van een kleine langstraagheidsstraal en dat principe is tegenwoordig kenmerkend voor wedstrijdzeiljachten [17] .

In verband met de vaak aanzienlijke asymmetrische zeilkrachten en de hydrodynamische reacties daarop is de koersstabiliteit van een zeiljacht van groot belang. Dat betreft niet alleen het stuurmoment dat door roergeven uitgeoefend kan worden, maar óók het dynamisch evenwicht van het systeem: jacht + zeilen. Bij de analyse van het dynamisch evenwicht is een bepaling van de krachten op romp, kiel en roer onder meer van belang. Een redelijke schatting van die dwarskrachten is mogelijk, in het bijzonder voor de moderne platte rompvormen met aangezette kiel en roer, waarbij uitgegaan wordt van de draagvlaktheorie [18] . De analyse van de dynamische stabiliteit bij het varen van een rechte baan is in principe analoog aan de methode die bij mechanisch voortgestuwde schepen wordt gebruikt, maar bij zeiljachten is de koppeling tussen gieren en hellen zeer belangrijk.

De dwarsstabiliteit speelt een grote rol bij het zeilen. Helling ontstaat door de dwarsscheepse zeilkracht en de corresponderende hydrodynamische dwarskracht veroorzaakt een geïnduceerde weerstand, waarvan de grootte mede bepalend is voor de snelheid van het jacht. Bovendien heeft de dwarsscheepse hellingshoek invloed op de grootte van de voortstuwende zeilkracht.

Tenslotte is de dwarsscheepse stabiliteit bij grote hoeken van belang voor de veiligheid. De vorm van moderne wedstrijd-jachten (grote breedte/holte verhouding) heeft geleid tot een kleinere stabiliteitsomvang in vergelijking met rompvormen die tien of meer jaren geleden gebruikelijk waren. Door Keuning is een systematisch onderzoek uitgevoerd naar de samenhang tussen de rompvorm en de aanvangsstabiliteit enerzijds en anderzijds de stabiliteitsomvang [19]. Die stabiliteitsomvang is belangrijk voor het gedrag van boten en jachten in brekende golven. Onderzoek op dit gebied is gaande [20, 21] . De dwarsscheepse stabiliteit van een zeiljacht wordt beïnvloed door de voorwaartse snelheid, omdat de relatief grote opper-

vlakke verstoring de drukverdeling over het onderwater gedeelte beïnvloedt. De proeven met de systematische serie hebben echter slechts een matige invloed van de snelheid aangetoond, zoals nader besproken zal worden.

In het volgende zullen enkele resultaten van het onderzoek in het laboratorium voor Scheepshydronechanica te Delft besproken worden.

2. Resultaten van de Delftse Systematische Serie.

2.1. Geometrie en weerstand.

De weerstand van een rechtop varend schip bij een bepaalde snelheid is sterk afhankelijk van de slankheidsgraad en de verdeling van de waterverplaatsing over de lengte van het schip, gekarakteriseerd door de prismatische coëfficiënt en de ligging van het drukkingspunt. Daarnaast blijken de lengte-breedte verhouding en de breedte-diepgang verhouding van belang te zijn. De twee en twintig systematisch gevarieerde modellen bestrijken een ruim bereik van deze variabelen, zoals aangegeven is in Figuur 1. Het onderzoek omvatte ook min of meer onrealistische combinaties van de vormparameters, bijvoorbeeld $C_p = 0.60$, $LCB = -5\%$, waarmee een zeer vol achterschip gekarakteriseerd wordt, maar deze combinaties zijn nuttig om bepaalde afhankelijkheden goed aan te kunnen tonen.

Alle modellen zijn met behulp van "computer graphics" afgeleid uit het moedermodel, dat in Figuur 2 aangeduid is als nr. 1. In Figuur 2 zijn zeven modellen van de serie, als voorbeeld, gegeven. Variaties in breedte en holte zijn verkregen door vermenigvuldiging met constante factoren, voor het gedeelte onder de constructie waterlijn. Daarboven is de vermenigvuldigingsfactor aangepast met een zodanig functie dat een constant vrijboord voor alle modellen werd verkregen (vrijboord 1,15 meter bij een waterlijnlengte van 10 meter). Variatie van de prismatische coëfficiënt en van de drukkingspunt ligging werd verkregen door dwarsdoorsneden te verschuiven tot een gewenste kromme van dwarsdoorsneden met de gewenste C_p en LCB werd verkregen [22].

Alle modellen hadden dezelfde kiel en roer, zoals gegeven in

Figuur 3. Ook dat gaf soms onrealistische combinaties, omdat met een constante spanwijdte van de kiel (1,37 m) een diepe v-vormige romp een grotere diepgang oplevert dan een vlakke ondiepe romp. Bij een waterlijnlengthe van 10 meter resulteerde dat in maximaal 0,4 m verschil in diepgang.

Bij dergelijke systematische vorm variaties zijn geometrische grootheden, zoals het natte oppervlak, de metacentrische straal, de hoogte ligging van het drukkingspunt in eenvoudige functies van de hoofdafmetingen van de romp uit te drukken. Voor het natte oppervlak van de romp geldt met goede benadering:

$$S_c = \left[1.97 + 0.171 \frac{B_{WL}}{T_c} \right] (\nabla_c \cdot L_{WL})^{\frac{1}{2}} \quad (1)$$

geldend voor $C_{VP} = 0.53 \pm 0.02$ met een r.m.s fout kleiner dan 1%. Voor meer vlakke spantvormen met een grotere C_{VP} kan een correctie factor $(C_{VP}/0.53)^n$ nodig zijn.

De hoogte van het metacentrum boven de basis wordt benaderd door:

$$KM_c = 0.664 T_c + 0.111 B_{WL}^2 / T_c \quad (2)$$

met r.m.s. fout $< 1.5\%$.

Ook hier is de formule beperkt tot $C_{VP} = 0.53 \pm 0.02$.

Formule (2) geldt voor de romp zonder kiel en roer.

(index c geldt voor "canoe body").

De invloed van het volume van kiel en roer op de hoogteligging is tamelijk groot. Voor de toegepaste profielen (kiel: NACA 0015, roer: NACA 0012) is de reductie van KM_c ongeveer 9%, maar voor een bepaald ontwerp moet die reductie berekend worden als kiel en roer anders gevormd zijn.

Een stabiliteitsberekening voor hellingshoeken tot 90° is voor alle variaties uitgevoerd. De dimensieloze vormstabiliteit, als gedefinieerd in Figuur 4 is in Figuur 5 uitgezet op basis van de breedte-holte verhouding van de romp. Met een waarde voor de metacentrumhoogte GM en met $BM = \frac{I_t}{\nabla}$ volgt na correctie voor kiel en roer:

$$GN \sin \phi = k(\phi) BM + GM \sin \phi \quad (3)$$

waarmee de kromme van armen van statische stabiliteit bekend is, althans voor rompvormen uit de serie. Uit Figuur 5 blijkt dat de vormstabiliteit, en daarmee de arm van statische stabiliteit, sterk afneemt met toenemende breedte-holteverhouding. Brede platte rompen kunnen in dit opzicht nadelig zijn, een constatering die ook na de Fastnet-ramp in 1979 is gemaakt [19] .

De weerstand van een zeiljacht zonder helling en drift is voor alle koersen ten opzichte van de wind een belangrijk uitgangspunt. De modelproeven zijn uitgevoerd met turbulentie stimulatie, bestaande uit stroken met scherpe carborundum korrels, ook op kiel en roer. De resultaten zijn gecorrigeerd voor de extra weerstand die daardoor veroorzaakt wordt en tevens is gecorrigeerd voor wandeffect. De weerstandsproeven zijn uitgevoerd in een snelheidsgebied van $Fn = 0,15 - 0,45$ overeenkomend met een jachtsnelheid van 3 tot 9 knopen voor een waterlijnlengthe van 10 meter.

De restweerstand is voor 14 waarden van het getal van Froude uitgedrukt in $L_{WL}/\nabla_c^{1/3}$, C_p , LCB en B_{WL}/T_c :

$$R_R/\nabla_c \cdot 10^3 = A_0 + A_1 C_p + A_2 C_p^2 + A_3 LCB + A_4 (LCB)^2 + \\ + A_5 B_{WL}/T_c + A_6 L_{WL}/\nabla_c^{1/3} \quad (4)$$

waarin Δ_c het gewicht van de waterverplaatsing van de romp (zonder kiel en roer) voorstelt.

De coëfficiënten A_i zijn voor veertien waarden van Fn gegeven in Tabel 1.

De restweerstand volgt uit:

$$R_R = R_R/\Delta_c \cdot \rho g \nabla_c$$

De corresponderende snelheid is:

$$V = Fn \cdot \sqrt{gL_{WL}}$$

Tabel 1 : Coëfficiënten restweerstandspolynoom.

Fn	A ₀	A ₁	A ₂	A ₃	A ₄	A ₅	A ₆
0.125	- 13.01	+ 46.84	- 42.34	-0.0190	-0.0046	+0.0341	+0.0085
0.150	- 14.00	+ 50.15	- 45.53	-0.0214	-0.0062	+0.0481	+0.0585
0.175	- 13.11	+ 46.58	- 42.76	-0.0153	-0.0062	+0.0674	+0.1425
0.200	- 10.26	+ 36.06	- 33.41	-0.0021	-0.0043	+0.0757	+0.2246
0.225	- 4.151	+ 13.68	- 12.81	+0.0478	+0.0041	+0.0967	+0.2965
0.250	- 0.156	- 2.106	+ 3.196	+0.1211	+0.0176	+0.1504	+0.3532
0.275	+ 6.203	- 27.30	+ 29.88	+0.1711	+0.0273	+0.2240	+0.3408
0.300	+ 24.87	- 98.55	+ 100.1	+0.3168	+0.0570	+0.3365	+0.3313
0.325	+ 85.16	- 315.2	+ 296.8	+0.5725	+0.0930	+0.4526	+0.4662
0.350	+195.6	- 687.8	+ 617.0	+1.009	+0.1476	+0.4640	+0.6776
0.375	+272.8	- 901.2	+ 777.1	+1.540	+0.2142	+0.3431	+0.3463
0.400	+414.0	-1321	+1117	+1.934	+0.2690	-0.1746	+0.0872
0.425	+379.3	-1085	+ 877.8	+2.265	+0.3266	-1.064	-1.053
0.450	+588.1	-1666	+1362	+2.871	+0.4519	-1.501	-4.417

De wrijvingsweerstand R_F wordt voor romp, kiel en roer afzonderlijk berekend met de weerstandscoefficient volgens de International Towing Tank Conference 1957:

$$C_F = \frac{0.075}{(\log R_n - 2)^2} \quad (5)$$

waarbij R_n - het getal van Reynolds - voor elk van die onderdelen apart gedefinieerd wordt:

$$R_{nc} = \frac{V \cdot 0.7 L_{WL}}{\nu}$$

$$R_{nk} = \frac{V \cdot \bar{C}_k}{\nu}$$

$$R_{nr} = \frac{V \cdot \bar{C}_r}{\nu}$$

met: $\nu = 1,1413 \times 10^6$ voor zoet water van 15°C
 $\nu = 1,1907 \times 10^6$ voor zeewater van 15°C

\bar{C}_k en \bar{C}_r zijn de gemiddelde koorden van kiel en roer.

De factor 0.7 is ingevoerd in verband met het verloop van het profiel van jachten.

Met deze gegevens kan de weerstand $R_T = R_R + R_F$ van een zeiljacht ontwerp in het ontwerp stadium op eenvoudige wijze bepaald worden, bijvoorbeeld met behulp van een zakrekenmachine.

In Tabel 2 zijn de berekende weerstanden gegeven voor alle varianten van de serie voor snelheden van 5,1 ; 6,9 en 8,6 knopen. Daaruit valt onder meer af te leiden dat de slankheidsgraad een dominerende factor is. Een grote waarde van $L/\nabla C^{1/3}$ is gunstig, vergelijk bijvoorbeeld model 1 en 6.

Uit het restweerstandspolynoom (4) volgen optimale waarden voor de prismatische coefficient en de lengte ligging van het drukkingspunt:

$$C_p = -A_1/2A_2$$

$$LCB = -A_3/2A_4$$

(6)

Tabel 2 : Berekende weerstanden, rechtopvarend.

Model nr.	C_p	$L/\nabla_c^{1/3}$	LCB %	R_T in Newtons		
				5.1 kn	6.9 kn	8.6 kn
1	0.568	4.78	-2.3	561	1310	5021
2	0.569	4.78	-2.3	518	1284	5199
3	0.565	4.78	-2.3	600	1453	5115
4	0.564	5.10	-2.3	509	1200	4246
5	0.574	4.34	-2.3	605	1594	6695
6	0.568	4.34	-2.3	635	1594	7142
7	0.562	5.14	-2.3	541	1220	4029
8	0.585	4.78	-2.4	581	1381	4604
9	0.546	4.78	-2.2	546	1333	5307
10	0.565	4.77	0.0	581	1510	5554
11	0.565	4.77	-5.0	568	1373	5208
12	0.565	5.10	0.0	499	1265	4354
13	0.565	5.10	-5.0	489	1170	4147
14	0.530	5.11	-2.3	465	1193	4564
15	0.530	4.76	-2.3	534	1374	5644
16	0.530	4.34	-2.3	595	1712	8095
17	0.600	4.78	0.0	622	1626	5209
18	0.600	4.78	-5.0	581	1445	5117
19	0.530	4.78	0.0	558	1548	5980
20	0.530	4.78	-5.0	553	1386	5536
21	0.600	5.10	-2.3	524	1243	4043
22	0.600	4.34	-2.3	677	1813	6355

Deze optimale waarden zijn als functie van F_n uitgezet in Figuur 6. $C_p = 0,56$ en $LCB = -3,5\%$ zijn goede gemiddelden voor aan de windse koersen.

De nauwkeurigheid van de weerstands berekening volgens (4) wordt geïllustreerd door de Figuren 7, 8 en 9.

De overeenstemming tussen meting en berekening voor het model 1, het moedermodel, is zeer goed, zie Figuur 7. Dat geldt ook voor model 123, de nationale eenheidsklasse "Pion" (zie Figuur 8) die niet tot de serie behoort.

Figuur 9 is het resultaat voor de "Sabina" die succesvol aan de Admirals Cup 1983 deelnam. Ook hier is de berekening in goede overeenstemming met het experiment. Dat is opmerkelijk in verband met de slankheidsgraad $L_{WL}/\nabla_C^{1/3} = 5.34$ en de breedte/diepgang verhouding $B_{WL}/T_C = 6.33$ die respectievelijk 5% en 18% groter zijn dan de overeenkomstige maximale waarden van de systematische serie.

2.2. Weerstand met helling en drift.

De helling van een zeiljacht ontstaat als gevolg van de hellende zeilkracht en de dwarskracht op het onderwaterschip die tot stand komt door het varen met een drifthoek, zie Figuur 10. In die situatie is de totale weerstand R_ϕ in het algemeen groter dan bij het rechtop varen. De helling veroorzaakt een andere vorm van het onderwater deel maar uit modelproeven blijkt dat daaruit weinig weerstand verhoging ontstaat, tenminste als de dwarskracht nul is.

De dwarskracht die kiel, roer en romp opwekken als met een drifthoek gevaren wordt, veroorzaakt geïnduceerde weerstand analoog aan de situatie bij een liftproducerende vliegtuigvleugel. Deze geïnduceerde weerstand wordt mede bepaald door de slankheid (aspectverhouding) van de dwarskrachtproducenten. Qua dwarskracht productie is de romp van moderne zeiljachten weinig effectief. Zonder kiel en roer is de dwarskracht van de romp ongeveer 10% van de totale dwarskracht terwijl de geïnduceerde weerstand daarbij relatief hoog is door de geringe effectieve aspectverhouding.

Men heeft dan ook getracht door het toepassen van asymmetrische

profielen (kiel met flap, asymmetrische zwaarden) de romp zelf geen dwarskracht te laten leveren.

De handicap regels hebben deze ontwikkeling echter niet gestimuleerd.

Uit de resultaten van de proeven met de twee en twintig modellen blijkt dat de dwarskracht als volgt van de snelheid, de drifthoek en de hellingshoek afhangt:

$$\beta = \frac{F_H \cos \phi}{\frac{1}{2} \rho V^2 S_C} (B_0 + B_2 \phi^2) \quad (7)$$

met geldigheidsbereik: $\beta < 0,18$ rad

$\phi < 0,52$ rad

De coëfficiënten B_0 en B_2 zijn afhankelijk van de vorm van de romp, kiel en roer en zijn voor elk van de modellen van de serie met een kleinste kwadraten methode bepaald. In Figuur 11 zijn voor model 1 de dwarskracht metingen vergeleken met de aanpassing volgens (7).

Het verschil tussen de totale weerstand met helling en drift (R_ϕ) en de weerstand rechtop varend (R_T) kan als volgt benaderd worden:

$$\frac{R_\phi - R_T}{\frac{1}{2} \rho V^2 S_C} = \frac{(C_0 + C_2 \phi^2) F_H^2}{(\frac{1}{2} \rho V^2 S_C)^2} + C_H \phi^2 \quad (8)$$

waarin de coëfficiënten C_0 , C_2 en C_H weer van de vorm van het onderwaterschip afhangen.

De eerste term van het rechterlid vertegenwoordigt de geïnduceerde weerstand als gevolg van de dwarskracht, de tweede term is de weerstands toename als gevolg van de vormverandering van het onderwater deel bij helling.

Figuur 12 toont de vergelijking van de metingen met de aanpassing volgens (8).

De formule (8) is alléén toepasbaar als een min of meer realistisch verband tussen de snelheid en de hellingshoek bestaat, zoals in het geval van aan de wind zeilen. Voor een groter bereik van elk der variabelen F_n , ϕ en β geldt de volgende betrekking:

$$\frac{R_{\phi} - R_T}{\frac{1}{2}\rho V^2 S_C} = \frac{(C'_0 + C'_2 \phi^2 + C'_3 F_n) F_H^2}{(\frac{1}{2}\rho V^2 S_C)^2} + C'_4 F_n^2 \phi \quad (9)$$

Uit formule (9) blijkt dat er ook een snelheidsafhankelijke verstoring van het wateroppervlak, als gevolg van de dwarskracht en de helling van het jacht, verantwoordelijk is voor de weerstandsverhoging.

In Figuur 13 is voor $\phi = 30^\circ$ de snelheidsafhankelijkheid volgens (9) vergeleken met het experiment voor het geval van model 1.

De coëfficiënten C en C' zijn voor alle modellen van de serie bepaald en geven een vergelijkbare aanpassing als voor model 1 [8].

De vergelijkingen (7), (8) en (9) voor de dwarskracht en de weerstand bij helling en drift, zoals berekend met kleinste kwadraten methoden, zijn geschikt om het grote aantal experimentele gegevens vast te leggen, maar de samenhang van de coëfficiënten B en C met de vorm van de romp, de kiel en het roer is hiermee nog niet bekend.

Een eenvoudige benadering van die samenhang is ontwikkeld voor toepassing bij het berekenen van de snelheidspolaire van een zeiljacht in het ontwerpstadium.

De methode is gebaseerd op de bepaling van een fictieve equivalente kiel (of kiel + roer) zoals geïntroduceerd op het Third AIAA Symposium California 1971 [18].

Voor de bepaling van de dwarskracht en de weerstand bij helling en drift wordt de combinatie van romp, kiel en roer vervangen gedacht door één kiel die doorloopt tot de waterlijn. De romp wordt daarbij geheel weggelaten, zie Figuur 14.

Verondersteld wordt dat de effectieve aspectverhouding van de equivalente kiel tweemaal zo groot is als de geometrische aspectverhouding. Uitgaande van de formule (7):

$$\beta = \frac{F_H \cos \phi}{\frac{1}{2}\rho V^2 S_C} (B_0 + B_2 \phi^2) \quad (7)$$

wordt het equivalente kieloppervlak A_K ingevoerd:

$$\frac{F_H \cos \phi}{\beta (\frac{1}{2} \rho V^2 A_K)} = \frac{S_C}{A_K (B_O + B_2 \phi^2)} \quad (10)$$

Het rechterlid van (10) wordt nu gelijk gesteld aan de helling van de liftcoëfficiëntskromme van een draagvlak bij kleine invalshoeken. Een benadering daarvoor is bijvoorbeeld (zie: "Principles of Naval Architecture"):

$$\frac{\partial C_L}{\partial \beta} = \frac{5.7 AR_E}{1.8 + \cos \Lambda \sqrt{\frac{AR_E^2}{\cos^4 \Lambda} + 4}} \quad (11)$$

waarin Λ de pijlstelling en AR_E de effectieve aspectverhouding van het draagvlak voorstelt:

Dan is:

$$(B_O + B_2 \phi^2)^{-1} \frac{S_C}{A_K} = \frac{5.7 AR_E}{1.8 + \cos \Lambda \sqrt{\frac{AR_E^2}{\cos^4 \Lambda} + 4}} \quad (12)$$

waaruit de effectieve aspectverhouding van de equivalente kiel en dus van het gehele onderwater schip, bepaald kan worden met de constanten B_O , B_2 en het oppervlak van de equivalente kiel A_K . Het resultaat is uitgedrukt als een percentage van tweemaal de geometrische aspectverhouding van de equivalente kiel, als functie van de breedte-diepgang verhouding B_{wt}/T_C en de hellingshoek ϕ in Figuur 15. Blijkbaar is het onderwaterschip bij brede platte rompvormen minder effectief bij toenemende hellingshoeken, dan bij relatief smallere vormen.

Een soortgelijke procedure kan gebruikt worden om een benadering te vinden voor de geïnduceerde weerstand.

De geïnduceerde weerstand wordt nu in verband gebracht met de equivalente kiel door de bekende relatie uit de draagvlak theorie:

$$C_{Di} = \frac{C_L^2}{\pi AR_E} \quad (13)$$

Uit (8) volgt nu voor de geïnduceerde weerstand:

$$\frac{R_i}{\frac{1}{2} \rho V^2 A_K} = \frac{(C_O + C_2 \phi^2) F_H}{(\frac{1}{2} \rho V^2 A_K)^2} \cdot \frac{A_K}{S_C} \quad (14)$$

De effectieve aspectverhouding van het onderwater schip met betrekking tot de geïnduceerde weerstand volgt nu uit (13) en (14):

$$AR_E = \frac{S_c}{\pi A_K} (C_0 + C_2 \phi^2)^{-1} \quad (15)$$

Opgemerkt wordt dat zowel in (12) als in (15) slechts het oppervlak van de equivalente kiel gebruikt wordt om de effectieve aspectverhouding te bepalen.

In Figuur 16 is de effectieve aspectverhouding voor de geïnduceerde weerstand gegeven als functie van de breedte-diepgang verhouding en de hellingshoek.

Rechtopvarend is een grote breedte-diepgang verhouding gunstig omdat nadelige golfvorming door het drukveld van de kiel verhinderd wordt, maar bij hellingen groter dan 10 graden is dat voordeel blijkbaar niet meer aanwezig.

Evenals bij de dwarskrachtproduktie neemt de effectiviteit van de kiel af naarmate de hellingshoek groter wordt.

De geïnduceerde weerstand kan met een bekende effectieve aspectverhouding en het equivalente kieloppervlak berekend worden:

$$R_i = \frac{1}{\pi AR_E} \cdot \frac{F_H^2}{\frac{1}{2} \rho V^2 A_K} \quad (16)$$

De weerstandstoename ten gevolge van helling alléén kan geschat worden met:

$$R_H = C_H \phi^2 \cdot \frac{1}{2} \rho V^2 S_c \quad (17)$$

waarin:

$$C_H = 2 (B_{WL}/T_c) \cdot 10^{-3}$$

De effectieve aspectverhoudingen voor dwarskracht en geïnduceerde weerstand kunnen voor ontwerpdoeleinden ontleend worden aan de Figuren 15 en 16. Met voldoende nauwkeurigheid gelden ook de volgende formules.

Dwarskracht

$$100 \frac{AR_E}{2AR_G} = a_1 + a_2 \phi + a_3 \phi^2 + a_4 \frac{B_{WL}}{T_C} + a_5 \left(\frac{B_{WL}}{T_C}\right)^2 + a_6 \phi \cdot \frac{B_{WL}}{T_C} \quad (18)$$

met:

$$\begin{aligned} a_1 &= 80,286 \\ a_2 &= -62,148 \\ a_3 &= -52,227 \\ a_4 &= +22,485 \\ a_5 &= -2,894 \\ a_6 &= -10,464 \end{aligned}$$

Geïnduceerde weerstand

$$100 \frac{AR_E}{2AR_G} = b_1 + b_2 \phi + b_3 \phi^2 + b_4 \frac{B_{WL}}{T_C} + b_5 \left(\frac{B_{WL}}{T_C}\right)^2 + b_6 \phi \cdot \frac{B_{WL}}{T_C} \quad (19)$$

met:

$$\begin{aligned} b_1 &= 13,439 \\ b_2 &= 5,492 \\ b_3 &= -53,346 \\ b_4 &= 22,845 \\ b_5 &= -2,355 \\ b_6 &= -5,844 \end{aligned}$$

De equivalente kiel methode heeft uiteraard alleen zin voor moderne jachten, waarbij de kiel niet geïntegreerd is in de lijnen van de romp.

2.3. De stabiliteit bij het zeilen.

Het hellende moment bij een zeiljacht kan als volgt bepaald worden, zie Figuur 10:

$$M_H = F_H (Z_{CE} + D_4 L_{WL}) \quad (20)$$

De zeilkracht F_H grijpt aan in het zeilpunt CE. Men neemt aan dat CE samenvalt met het zwaartepunt van het zeilplan (waarbij soms een grotere gewichtsfactor wordt toegekend aan de voordriehoek, zie [13]).

De hoogteligging van het aangrijpingspunt van de hydrodynamische dwarskracht (het lateraal punt) is voor elk van de varianten van de systematische serie door meting bepaald, evenals het stabiliteitsmoment. De meetopstelling en de analyse van de resultaten is besproken in [8].

De verticale positie van het lateraalpunt (CLR) varieert tussen $0,77$ en $1,12 T_C$ met een gemiddelde van $0,97 T_C$. Voor brede platte rompvormen ligt het lateraalpunt iets onder de romp ($D_4 L_{WL} > T_C$) en voor smalle diepe rompen ligt dat punt binnen de romp ($D_4 L_{WL} < T_C$). In het algemeen ligt CLR dicht bij de onderkant van de romp, hetgeen eerder door Nomoto voor drie zeer uiteenlopende zeiljachtvormen werd gevonden [23].

Betrokken op de totale diepgang van het jacht ligt CLR tussen $0,31$ en $0,40 T$ (gemiddelde waarde $0,35 T$). Deze variatie is klein in vergelijking met de totale arm van het windmoment, zodat een redelijke schatting daarvan is $F_H(Z_{CE} + T_C)$.

Het stabiliteitsmoment wordt beïnvloed door golfvorming als het jacht een voorwaartse snelheid heeft. Die snelheidsinvloed is echter gering en voor praktische doeleinden meestal te verwaarlozen. De resultaten van de systematische serie tonen aan dat de gemeten stabiliteit iets kleiner is ($< 5\%$) dan volgens een statische berekening, bij snelheid nul.

Een representatief voorbeeld is gegeven in Figuur 17.

Voor prestatieberekening in het ontwerp stadium kan veelal volstaan worden met een statische stabiliteitsberekening.

3. Prestatieberekening.

3.1. Zeilkracht coëfficiënten.

Voor de bepaling van zeilkracht coëfficiënten zijn ware grootte proeven uitgevoerd met het 49' jacht "Bay Bea" in de U.S. en met een Standfast 40' Nederland [8, 9]. In beide gevallen zijn alle koersen ten opzichte van de ware windrichting beschouwd, in tegenstelling tot Davidson's proeven met de "Gimcrack" waarbij alléén coëfficiënten voor de aan de windse koersen zijn bepaald. De "Standfast" was voorzien van een verticale gyroscoop voor de meting van de hellings-

hoek en een potentiometer om de roerhoek te meten. De windrichting en de windsnelheidsmeters waren in een windtunnel geijkt en de watersnelheidsmeter is op een bekende afstand in stroomloos water geijkt. Elk van deze vijf meet grootheden werd over een tijdsinterval van vijf minuten gemiddeld. In totaal kwamen 114 van deze metingen ter beschikking, waarbij windsnelheden tot 26 knopen en een grote variatie van zeilvoering voorkwamen.

Een schaal model van de "Standfast 40" is beproefd in overeenkomstige condities ten aanzien van snelheid, helling en roerhoek. Die overeenkomstige conditie houdt in dat bij een bepaalde snelheid en hellingshoek, de drifthoek van het model overeenkomt met die van het jacht, afgezien van eventueel schaaffect. Daarbij moet uiteraard de stabiliteit van het model de juiste schaal waarde hebben [8].

De gemeten dwarskracht en weerstand zijn ook in dit geval uitgedrukt in veeltermen, zoals eerder besproken, maar deze veeltermen bevatten nu ook de roerhoek als variabele.

Met deze uitdrukkingen zijn voor elke ware grootte run, gekarakteriseerd door snelheid, helling, drift en roerhoek de daarbij behorende dwarskracht en weerstand van het jacht bepaald, die gelijk zijn aan respectievelijk de hellende - en voortstuwende zeilkracht, zie Figuur 18.

Daarbij is verondersteld dat de beschouwde meettoestand zo goed mogelijk stationair was.

De zeilkracht coëfficiënten zijn genormaliseerd met het gezamenlijk oppervlak van grootzeil en voordriehoek S_A en de schijnbare windsnelheid V_{AW} :

$$C_H = \frac{F_R}{\frac{1}{2} \rho_A V_{AW}^2 S_A} \quad (21)$$

$$C_R = \frac{F_R}{\frac{1}{2} \rho_A V_{AW}^2 S_A}$$

Er wordt op gewezen dat het werkelijk zeiloppervlak aanzienlijk kan afwijken van S_A door gebruik van spinnaker e.d., maar voor een prestatie analyse wordt aangenomen, dat verandering van het zeiloppervlak door zeilwisselingen voor vergelijkbare schepen in dezelfde verhouding staat tot het

referentie-oppervlak.

De zeilkracht coëfficiënten zijn als functie van de hellingshoek en de schijnbare windhoek ($\beta_{AW} + \beta$) gegeven in de Figuren 19 en 20.

In vergelijking met de "Gimcrack" metingen is de voortstuwende zeilkracht bij de aan de windse koers volgens de "Bay-Bea-Standfast" proeven ongeveer 20% groter, hetgeen toe te schrijven is aan de verbeterde vorm van de moderne jachtzeilen.

De zeilkracht coëfficiënten in de Figuren 19 en 20 zijn lineair afhankelijk van de hellingshoek:

$$\begin{aligned} C_H &= C_{HO} (\beta_{AW} + \beta) (1 + C_{H\phi} \phi) \\ C_R &= C_{RO} (\beta_{AW} + \beta) (1 + C_{R\phi} \phi) \end{aligned} \quad (22)$$

Als de windsterkte toeneemt zullen bij een bepaalde grens de zeilkracht coëfficiënten veranderen als gevolg van verandering van de vorm van de zeilen (door vlak trekken) door reven en door zeilwisselingen. Dat is nodig om een bepaalde maximale hellingshoek niet te overschrijden, of wanneer de snelheid van het jacht niet optimaal is.

Deze veranderingen kunnen geïntroduceerd worden door een reeffunctie r , waarvoor geldt:

$$\begin{aligned} (S_A)_{\text{effectief}} &= r^2 S_A \\ (z_{CE} + D_4 L_{WL})_{\text{effectief}} &= r (z_{CE} + D_4 L_{WL}) \end{aligned} \quad (23)$$

Omdat zeilkrachten evenredig zijn met het product van de zeilkracht coëfficiënt en het zeiloppervlak is het bij vormverandering of reven van het zeil om het even of de coëfficiënt of het oppervlak gereduceerd wordt door de reeffunctie. Daarbij wordt aangenomen dat de voortstuwende en hellende zeilkrachten in dezelfde mate worden beïnvloed, hetgeen als volgt enigszins te rechtvaardigen is. Als de zeilen vlak getrokken worden om hun lift coëfficiënt te reduceren dan zal de geïnduceerde weerstand verminderen ($D_{Di} \div C_L^2$) zodat de verhouding voortstuwende kracht/hellende kracht groter wordt. De geïnduceerde weerstand neemt echter toe als de hoogte van het zeilplan verkleind wordt door reven of zeilwisseling,

zodat de verhouding voortstuwende kracht/hellende kracht kleiner wordt. De effecten van reven en vlaktrekken kunnen elkaar dus opheffen.

Een iets andere methode om de zeilkrachtcoëfficiënten bij het berekenen van een polair snelheidsdiagram te definiëren is door Kerwin en Newman gebruikt [24].

De lift- en weerstandscoefficienten van een zeilplan worden betrokken op de schijnbare windhoek $(\beta + \beta_{AW})^*$ en de schijnbare windsnelheid V_{AW}^* beiden gedefinieerd in een vlak loodrecht op de mast.

De weerstandscoefficient C_D is de som van de constante C_{DO} , de coëfficiënt $C_{DP}(\beta + \beta_{AW})^*$ en een term die afhangt van de geïnduceerde weerstand: $C_E(\beta + \beta_{AW})^* C_{LB}^2(\beta + \beta_{AW})^*$.

Dan is:

$$C_{Lb} = C_L(\beta + \beta_{AW})^*$$

$$C_{Db} = C_{DO} + C_{DP}(\beta + \beta_{AW})^* + C_E(\beta + \beta_{AW})^* \cdot C_{Lb}^2(\beta + \beta_{AW})^*$$

(24)

met: $(\beta + \beta_{AW})^* \leq 120^\circ$

voor: $(\beta + \beta_{AW})^* \geq 120^\circ$

$$C_E = 0$$

De voortstuwende en hellende zeilkracht coëfficiënten volgen nu uit:

$$C_H = C_{Lb} \cos(\beta + \beta_{AW})^* + C_{Db} \sin(\beta + \beta_{AW})^*$$

(25)

$$C_R = C_{Lb} \sin(\beta + \beta_{AW})^* - C_{Db} \cos(\beta + \beta_{AW})^*$$

De overeenkomstige zeilkrachten zijn:

$$F_H = \frac{1}{2} \rho A V_{AW}^{*2} S_A \cdot C_H$$

$$F_R = \frac{1}{2} \rho A V_{AW}^{*2} S_A \cdot C_R$$

(26)

De invloed van de hellingshoek op de zeilkrachtcoëfficiënten is verdisconteerd door de schijnbare windhoek loodrecht op de mast te nemen, waarbij verondersteld wordt dat de lift-

en weerstandscoefficienten onafhankelijk zijn van de hellingshoek.

De schijnbare windsnelheid en de schijnbare windhoek zijn gegeven door:

$$V_{AW}^{*2} = \left[V_{TW} \sin(\beta + \beta_{TW}) \cos\phi \right]^2 + \left[V_{TW} \cos(\beta + \beta_{TW}) + V_S \right]^2$$

$$(\beta + \beta_{AW})^* = \tan^{-1} \left[\tan(\beta + \beta_{TW}) \cos\phi \right] \quad (27)$$

Het vlaktrekken van de zeilen wordt in rekening gebracht door een factor f , gedefinieerd als de verhouding van de liftcoëfficiënt tot de maximaal mogelijke liftcoëfficiënt bij de beschouwde schijnbare windhoek. De reeffactor beïnvloedt zowel de lift- als de weerstandscoefficienten:

$$C_{Lb} = C_L f r^2$$

$$C_{Db} = C_{Do} + C_{Dp} r^2 + C_E \frac{C_{Lb}^2}{r^2}$$

$$\text{voor: } (\beta + \beta_{AW})^* < 120^\circ$$

$$C_{Db} = C_{Do} + C_{Dp} r^2 (1,0424f - 0,0424)$$

$$\text{voor: } (\beta + \beta_{AW})^* \geq 120^\circ \quad (28)$$

In de prestatie berekening wordt ook een stabiliserend moment door het gewicht van de bemanning in rekening gebracht nl.,, waarbij het aantal personen gelijk is $\frac{2}{3} L_{WL}$ (m) en de horizontale dwarsscheepse verschuiving $0,4 B_{WL} \cos\phi$.

De parasitaire weerstandscoefficient van de mast, tuigage en het bovenwater gedeelte van de romp is $0,097/r^2$.

In Figuur 21 is het polaire diagram van lift en weerstandscoefficienten gegeven, zoals gebruikt in [24].

3.2. Het polaire snelheidsdiagram.

In een polair snelheidsdiagram wordt de snelheid van een jacht gegeven als functie van de ware windsnelheid en de ware windhoek. Om een dergelijk diagram te bepalen moet het

evenwicht in zeilende conditie bepaald worden, waarbij de voortstuwende zeilkracht gelijk is aan de weerstand van het jacht en het hellende moment veroorzaakt doordat de zeilkracht gelijk is aan het dwarsscheeps stabiliteitsmoment. Dat is een iteratief proces, want de onbekende scheepssnelheid V_s moet vectoriaal opgeteld worden bij de werkelijke windsnelheid om de schijnbare windsnelheid, en daarmee de zeilkrachten te kunnen bepalen.

Zo'n berekening verloopt in principe als volgt.

Men start met een schatting van de jachtsnelheid vóór de wind zeilend bijv. $V_s = 0,5 V_{TW}$. Uit de vectoroptelling van V_s en V_w volgt dan de schijnbare windsnelheid en de schijnbare windhoek.

$$V_{AW}^2 = [V_{TW} \sin(\beta + \beta_{TW})]^2 + [V_{TW} \cos(\beta + \beta_{TW}) + V_s]^2$$

$$\beta + \beta_{AW} = \tan^{-1} \cdot \frac{V_{TW} \sin(\beta + \beta_{TW})}{V_{TW} \cos(\beta + \beta_{TW}) + V_s} \quad (29)$$

Met (22) kunnen nu de zeilkrachtcoëfficiënten C_{Ro} en C_{Ho} voor $\phi = 0$ bepaald worden.

De hellingshoek wordt dan bepaald met:

$$\phi = \frac{\frac{1}{2} \rho_A S_A V_{AW}^2 r^3 (z_{CE} + D_4 L_{WL}) [C_{Ho} (\beta + \beta_{AW}) (1 + C_{H\phi} \phi)]}{\Delta GN \sin \phi} \quad (30)$$

waarin de teller het zeilkrachtmoment en de noemer het dwarsscheeps stabiliteitsmoment voorstelt. In dit geval is $r = 1$. Is ϕ groter dan de toelaatbare helling ϕ_m (bijvoorbeeld 30°) dan wordt r bepaald met:

$$r = \left[\frac{\Delta GN \sin \phi_m}{\frac{1}{2} \rho_A S_A V_{AW}^2 (z_{CE} + D_4 L_{WL}) C_{Ho} (1 + C_{A\phi} \phi_m)} \right]^{1/3} \quad (31)$$

Met V_{AW} , β_{AW} en ϕ zijn nu de zeilkrachten te bepalen:

$$F_H \cos \phi = r^2 \cdot \frac{1}{2} \rho_A V_{AW}^2 S_A C_{Ho} (1 + C_{H\phi} \phi) \quad (32)$$

$$F_R = r^2 \cdot \frac{1}{2} \rho_A V_{AW}^2 S_A C_{Ro} (1 + C_{R\phi} \phi)$$

Met behulp van de bekende F_R en ϕ kan met (32) en (8) (of de overeenkomstige benaderingen) de snelheid V van het jacht bepaald worden, waarbij geldt dat:

$$R_\phi = R_T + R_i + R_H = F_R \quad (33)$$

Deze snelheid zal afwijken van de aanname die bij het begin van de berekening werd gemaakt, zodat een aantal iteraties nodig is. In de praktijk blijkt dit rekenproces sterk convergent te zijn.

Bij de bovenstaande beschrijving van de numerieke oplossing is de eerst behandelde methode om de zielkracht coëfficiënten te presenteren als voorbeeld gebruikt.

Een voorbeeld van een berekende snelheidspolaire voor een 32' jacht is gegeven in Figuur 22.

Voor dit voorbeeld zijn de benaderingen voor de dwarskracht en de weerstand in gehelde toestand gebruikt, zoals gegeven door de formules 15 t/m 19.

Het is uiteraard mogelijk om meer gedetailleerde gegevens te gebruiken, bijvoorbeeld afkomstig uit een modelproef voor het beschouwde ontwerp. Uit een vergelijking met berekeningen, waarbij de besproken benaderingen zijn gebruikt, is in vele gevallen gebleken dat de verschillen in de snelheidspolaires zĳer gering zijn. De benaderingen zijn nuttig in het ontwerpstadium om de invloed van veranderingen in het ontwerp ten aanzien van slankheidsgraad, stabiliteit, zeiloppervlak e.d. te analyseren.

4. Toepassing van prestatieberekeningen.

4.1. De invloed van zeegang.

De invloed van zeegang op de snelheid van een zeiljacht kan aanzienlijk zijn. Modelproeven in enkelvoudige golven tonen aan dat bij resonantie van de stampbeweging de weerstand vele malen groter wordt dan de stilwaterweerstand. Figuur 23 geeft die weerstandstoename, gebaseerd op modelproeven, voor een $\frac{1}{2}$ ton wedstrijdijacht. Hoewel enkelvoudige golven op zee niet voorkomen, toont deze figuur dat na een paar "resonantie" golven het jacht weinig

snelheid overhoudt door de sterk toegenomen weerstand. Een redelijk nauwkeurige berekening van de stamp- en dompbeweging van een jacht in enkelvoudige golven is mogelijk door toepassing van de zgn. striptheorie, zoals uit een vergelijking met modelproeven met een tweetal jachten ($\frac{1}{2}$ ton, 12 meter) is gebleken. Dat geldt óók voor de extra weerstand in golven, zie Figuur 24.

De weerstandstoename in onregelmatige golven kan bepaald worden door superpositie van de extra weerstand van de samenstellende enkelvoudige golfcomponenten [16] .

De weerstand in zeegang blijkt vrij sterk afhankelijk te zijn van het langsscheepsmassatraagheidsmoment van het jacht.

Voor een drietal systematisch gevarieerde rompvormen is die weerstandstoename in zeegang berekend voor drie langstraagheidsstralen te weten 23%, 25% en 27% van de lengte. Er zijn daarbij vier golfspectra beschouwd.

De lijnen van de drie variaties zijn gegeven in Figuur 25. Bij een waterlijnlengte van 10 meter zijn de massa's van het displacement respectievelijk 8207, 9759 en 11443 kg. In Figuur 26 is de extra weerstand in onregelmatige golven bij een snelheid van 6,7 knopen gegeven als functie van de significante golfhoogte en de traagheidsstraal verhouding k_{yy}/L_{OA} . De significante golfhoogte varieerde daarbij van 1,1 meter tot 2,9 meter.

Met behulp van een prestatie berekening is vervolgens de "speed made good" berekend voor een windsnelheid van 3,5; 7 en 10 m/s, waarbij de extra weerstand in zeegang bij de stilwater weerstand is opgeteld ($k_{yy} = 0,25 L_{OA}$), zie Figuur 27.

Uit Figuur 26 blijkt dat concentratie van gewicht in het midden van het jacht in alle gevallen voordelig is en uit Figuur 27 valt af te leiden dat het lichte jacht de grootste speed made good heeft.

Uit een berekening van de domp- en stampbewegingen bleek verder dat de grootte van het displacement weinig invloed heeft op de dompbeweging, maar het stampen neemt toe met toenemend displacement.

Tenslotte geeft Figuur 28 voor het lichtste jacht de optimale hoek aan de wind in zeegang. Als de weerstand door zeegang toeneemt dan neemt deze hoek

aanzienlijk toe. De berekende waarden komen goed overeen met praktijk ervaringen.

4.2. Kielvormen.

De vorm van de kiel, in combinatie met het roer bepaalt in belangrijke mate de speed made good. De mogelijke variaties bij één ontwerp zijn vaak beperkt, bijvoorbeeld door diepgangsbepanking. Als voorbeeld van de toepassing van tankproeven gecombineerd met een prestatieberekening worden de resultaten van een viertal kiel - roer configuraties voor de "Stormy" (ontwerp van de Stadt) gegeven, zie Figuur 29. De weerstand rechtop voor de vier variaties was vrijwel gelijk, maar aan de wind bleek kiel IV de beste prestatie te leveren.

Kiel I is het oorspronkelijke ontwerp: een tamelijk dikke bulb aan een relatief dunne kiel. Er is een ondiepe lange scheg tussen kiel en roer aanwezig.

Kiel II heeft een langere en slankere bulb, een iets grotere aspectverhouding en een trimflap. Kiel III heeft geen bulb, een groter oppervlak en dikte in verband met de vereiste hoeveelheid ballast. Kiel IV heeft een nog dikker profiel en een trimflap van 25% koordelengte.

Bovendien is de ondiepescheg hier weggelaten.

De kwaliteit van de kielen is vergeleken in Tabel 3 voor een hellingshoek van 20 graden, een dwarskracht van 6828 N en een snelheid van 7,5 knopen.

Tabel 3: Vergelijking van vier kielen.

	Kiel I	Kiel II	Kiel III	Kiel IV
Totale weerstand	2472	2492	2394	2325
dwarskracht/weerstand	2,76	2,74	2,85	2,94
drifthoek	5,6°	5,3°	5,6°	3,1°
schijnbare windhoek	28,1°	28,2°	27,5°	27,1°
ware windhoek	39,1°	39,1°	38,3°	37,3°

Bij de kielen II en IV zijn flapuitslagen van 4°, 6° en 8° bij respectievelijk 10°, 20° en 30° hellingshoek toegepast. Een goed gedimensioneerde flap heeft een belangrijke invloed op de drifthoek bij het aan de wind varen,

zoals blijkt uit Tabel 4.

Tabel 4: Drifthoeken.

Hellingshoek	Kiel I	Kiel II	Kiel III	Kiel IV
10°	3,8°	3,5°	3,9°	2,1°
20°	5,4°	4,9°	5,7°	3,2°
30°	8,3°	8,7°	9,2°	6,0°

Er wordt opgemerkt dat de vergelijkende proeven zijn uitgevoerd met het roer in de middenstand. In het algemeen zal de drifthoek door roeruitslag kleiner zijn dan de waarden in Tabel 4, maar de invloed daarvan op een vergelijking van de speed made good is over het algemeen klein [10] .

Een vergelijking van de speed made good voor de "Stormy" met kiel I en IV is gegeven in Figuur 30.

Deze beide voorbeelden zijn willekeurig gekozen uit een reeks van toepassingen die voor het ontwerp van zeiljachten bruikbaar zijn gebleken.

Zoals in de inleiding werd gezegd kunnen de prestatieberekeningen óók gebruikt worden voor de berekening van de handicap bij zeilwedstrijden. In de V.S. is een dergelijke ontwikkeling gaande, waarbij men onder andere uitgaat van het lijnenplan van het jacht. Er zijn methoden ontwikkeld om het lijnenplan van een jacht dat op de wal staat te bepalen met behulp van speciaal ontwikkelde meetapparatuur. Het berekenen van het polaire snelheidsdiagram voor een bepaald jacht met een gegeven zeilplan en een gegeven aanvangsstabiliteit is dan slechts een kwestie van computertijd.

5. Literatuur.

- [1] Davidson, K.S.M.,
Some experimental studies on the sailing yacht,
Society of Naval Architects and Marine Engineers, 1936.
- [2] de Saix, P.,
Systematic model series in the design of the sailing
yacht hull,
Second HISWA Symposium, Amsterdam 1971.
- [3] de Saix, P.
Yacht keels on experimental study,
"Sail", May 1974.
- [4] Herreshoff, H.C. and J.E. Kerwin,
Sailing yacht keels,
Third HISWA Symposium, Amsterdam 1973.
- [5] Beukelman, W. and J.A. Keuning,
The influence of fin keel sweep back on the performance
of sailing yachts,
Fourth HISWA Symposium, Amsterdam 1975.
- [6] Kerwin, J.E.,
A velocity prediction program for ocean racing yachts,
New England Sailing Symposium, New London, Connecticut 1976.
- [7] Gerritsma, J., G. Moeyes and R. Onnink,
Test results of a systematic yacht hull series,
Fifth HISWA Symposium, Amsterdam 1977.
- [8] Gerritsma, J. R. Onnink and A. Versluis,
Geometry, Resistance and Stability of the Delft Systematic
Yacht Hull Series,
Seventh HISWA Symposium, Amsterdam 1981.
- [9] Kerwin, J.E., B.W. Oppenheim, J.H. Mays,
A procedure for sailing performance analysis based on
full scale log entries and towing tank data,
M.I.T. Report nr. 74-17, 1974.

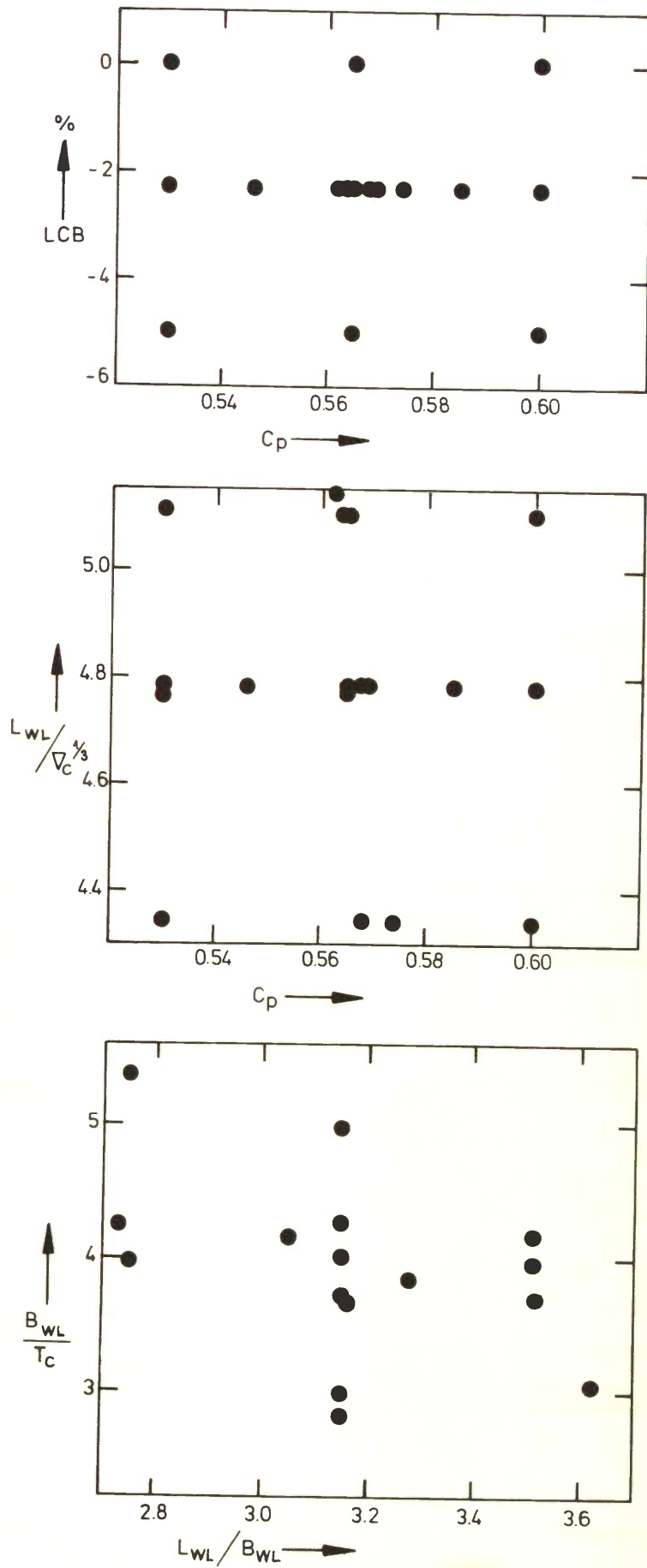
- [10] Gerritsma, J., G. Moeyes, J.E. Kerwin,
Determination of Sail forces based on full scale
measurements and model tests,
Fourth HISWA Symposium, Amsterdam 1975.
- [11] Wagner, B. en P. Boese,
Windkanal Untersuchungen einer Segelyacht,
Schiff und Hafen, 1968.
- [12] Herreshoff, H.C.,
12 meter yacht mainsail variations comparative wind
tunnel tests,
M.I.T. Report nr. 66-11, 1966.
- [13] Marchaj, C.A.,
Sailing Theory and practice, London, 1964.
- [14] Milgram, J.H.,
The analytical design of yacht sails,
Society of Naval Architects and Marine Engineers, 1968.
- [15] Milgram, J.H.,
Sailforce coefficients for systematic rig variations,
Society of Naval Architects and Marine Engineers,
Technical & Research Report R-10, 1971.
- [16] Gerritsma, en W. Beukelman,
Analysis of the resistance increase in waves of a fast
cargo ship,
International Shipbuilding Progress, 1972.
- [17] Gerritsma, J. en G. Moeyes,
Seakeeping performance,
"Sail", April 1973,
Ook in Third HISWA Symposium, Amsterdam 1973.
- [18] Gerritsma, J.,
Course keeping qualities and motions in waves of a
sailing yacht,
Proceedings of the Third AIAA Symposium on the Aero/
Hydronautics of Sailing, Redondo Beach , California, 1971.

- [19] Keuning, J.A.
On the stability of sailing yachts at large angles
of heel
Report 499 A , 1980. Delft Shiphydrodynamics Laboratory.
- [20] Matora, S. , S. Shimamoto, M. Fujino
Second International Conference on Stability of
Ships and Ocean Vehicles, Tokyo 1982.
- [21] Kirkman, K.L., T.J. Nagle, J.O. Salsich,
Sailing Yacht Capsizing
Society of Naval Architects and Marine Engineers 1983.
- [22] Versluis, A.
Computer aided design of shipform by affine transformation.
International Shipbuilding Progress 1977.
- [23] Nomoto, K.
Balance of helm of a sailing yacht.
Sixth HISWA Symposium, Amsterdam 1979.
- [24] Kerwin, J.E. and J.N. Newman
A summary of the H. Irving Pratt Ocean Race Handicapping
project.
Society of Naval Architects and Marine Engineers 1979.

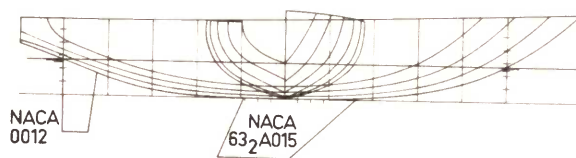
6. Symbolenlijst.

A_K	oppervlak van equivalente kiel
AR_E	effectieve aspectverhouding
B_{max}	maximum breedte
B_{WL}	maximum breedte constructie waterlijn
BM	metacentrische straal
c	koorde
CE	aangrijpingspunt zeilkracht
C_F	wrijvingscoëfficiënt
C_H	coëfficiënt hellende zeilkracht
C_R	coëfficiënt voortstuwende zeilkracht
C_L	liftcoëfficiënt zeilkracht
C_D	weerstandcoëfficiënt zeilkracht
C_P	prismatische coëfficiënt
C_{VP}	verticale prismatische coëfficiënt
D	holte van de romp
Fn	$V/\sqrt{gL_{WL}}$ getal van Froude
F_H	dwarskracht
F_R	voortstuwende kracht
f	factor vlaktrekken
g	versnelling van de zwaartekracht
G	zwaartepunt van het jacht
GM	metacentrumhoogte
$GN\sin\phi$	arm van statische stabiliteit
I_T	dwarstraagheidsmoment constructie waterlijn
KM	hoogte metacentrum boven basislijn.
L_{WL}	lengte constructie waterlijn
LCB	lengte ligging drukkingspunt in % ten opzichte van $L_{WL}/2$

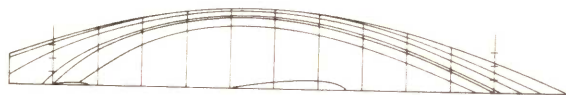
$MN\sin\phi$	arm van de reststabiliteit
M_H	hellend moment
$k(\phi)$	dimensieloze arm van de reststabiliteit
r	reef factor
R_ϕ	totale weerstand bij helling en drift
R_F	wrijvingsweerstand
R_R	rest weerstand
R_T	totale weerstand rechtop varend
R_i	geïnduceerde weerstand
Rn	$\frac{VL_{WL}}{v}$ - getal van Reynolds
S	nat oppervlak (c), zeiloppervlak (A)
T	diepgang
V	snelheid van het jacht
V_{AW}	schijnbare windrichting (t.o.v. hart jacht)
V_{TW}	werkelijke windrichting (t.o.v. hart jacht)
z_{CE}	hoogte ligging zeilpunt
β	drifthoek
β_{AW}	schijnbare windhoek
β_{TW}	werkelijke windhoek
Δ	deplacement (gewicht of massa)
∇	waterverplaatsing (inhoud)
ϕ	hellingshoek
Λ	pijlstelling $\frac{1}{4}$ koorde lijn
ν	kinematische viscositeit
ρ	dichtheid
Subscripts:	
c	romp
E	effectief
G	geometrisch
k	kiel
r	roer



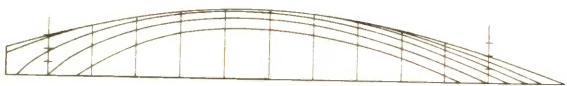
Figuur 1 Vorm parameters van de systematische serie.



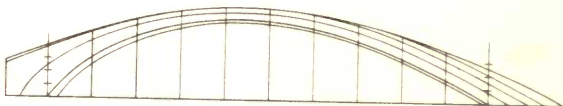
PARENT MODEL 1



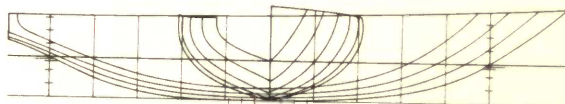
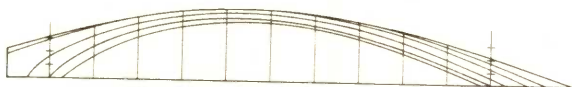
2



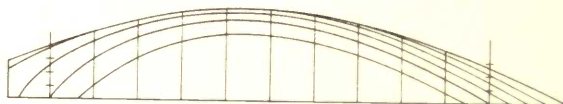
3



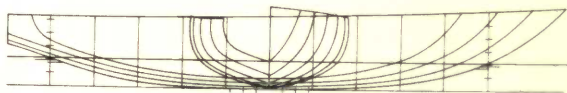
4



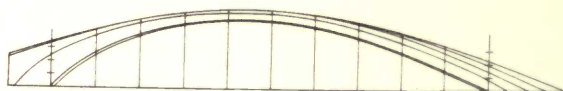
5



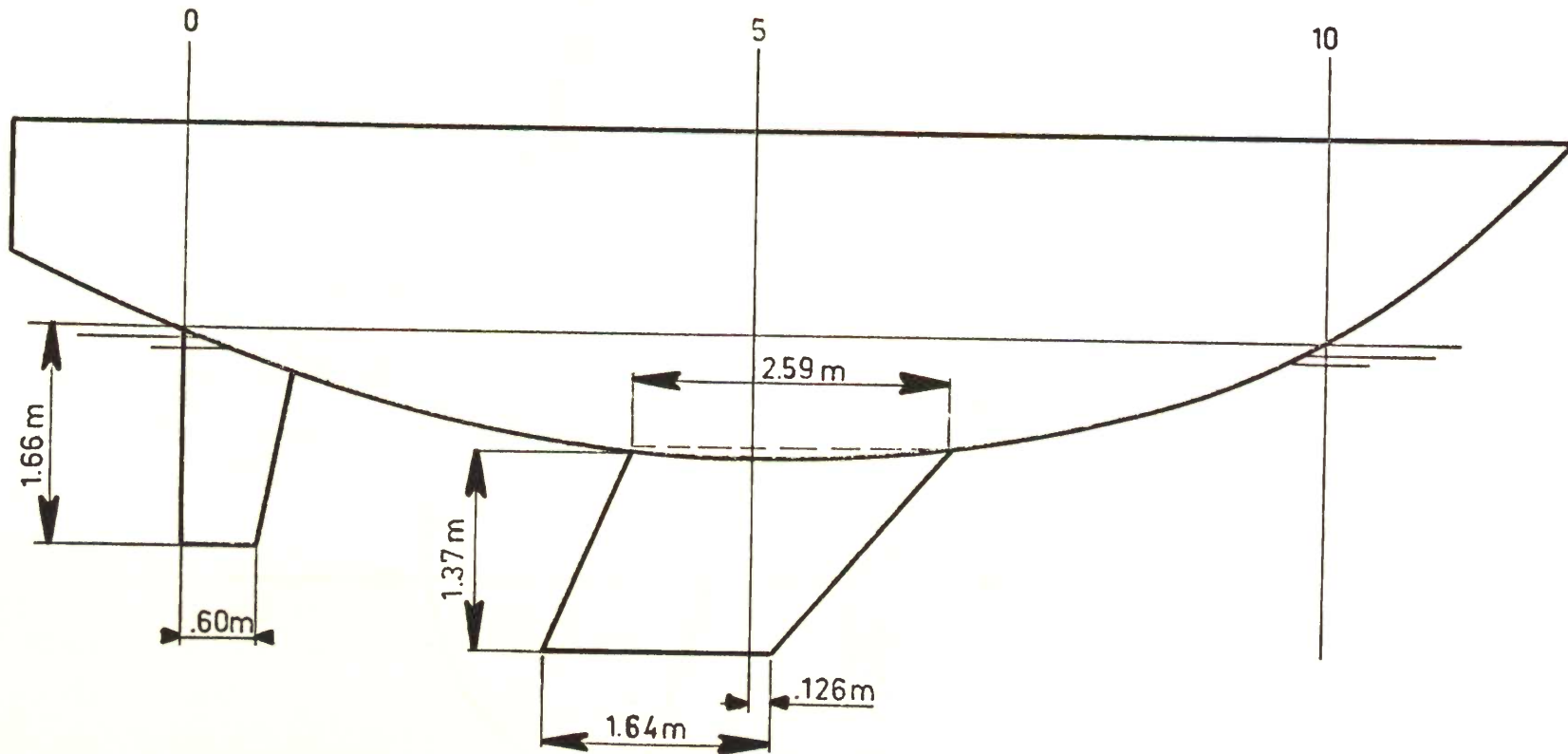
6



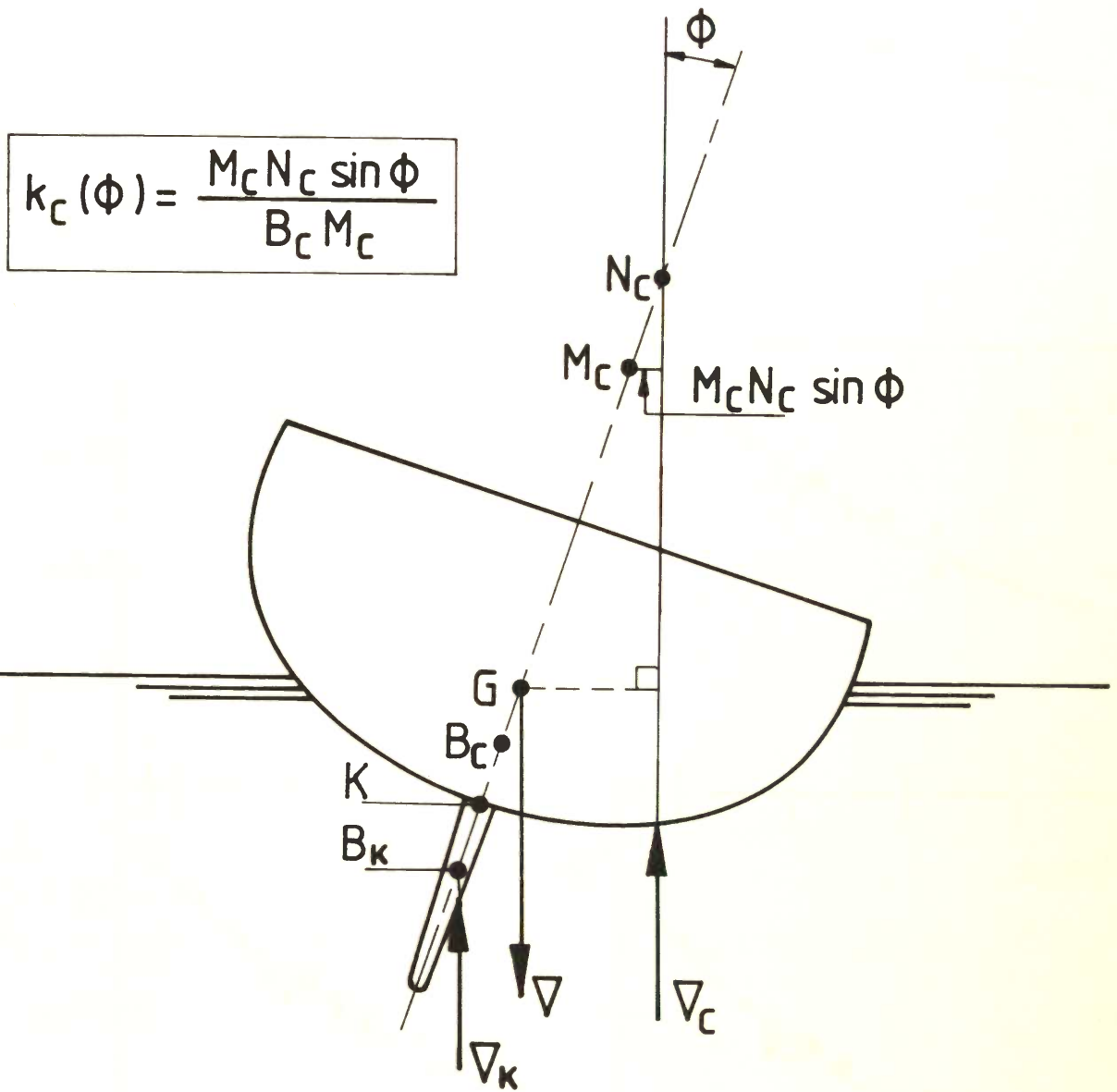
7



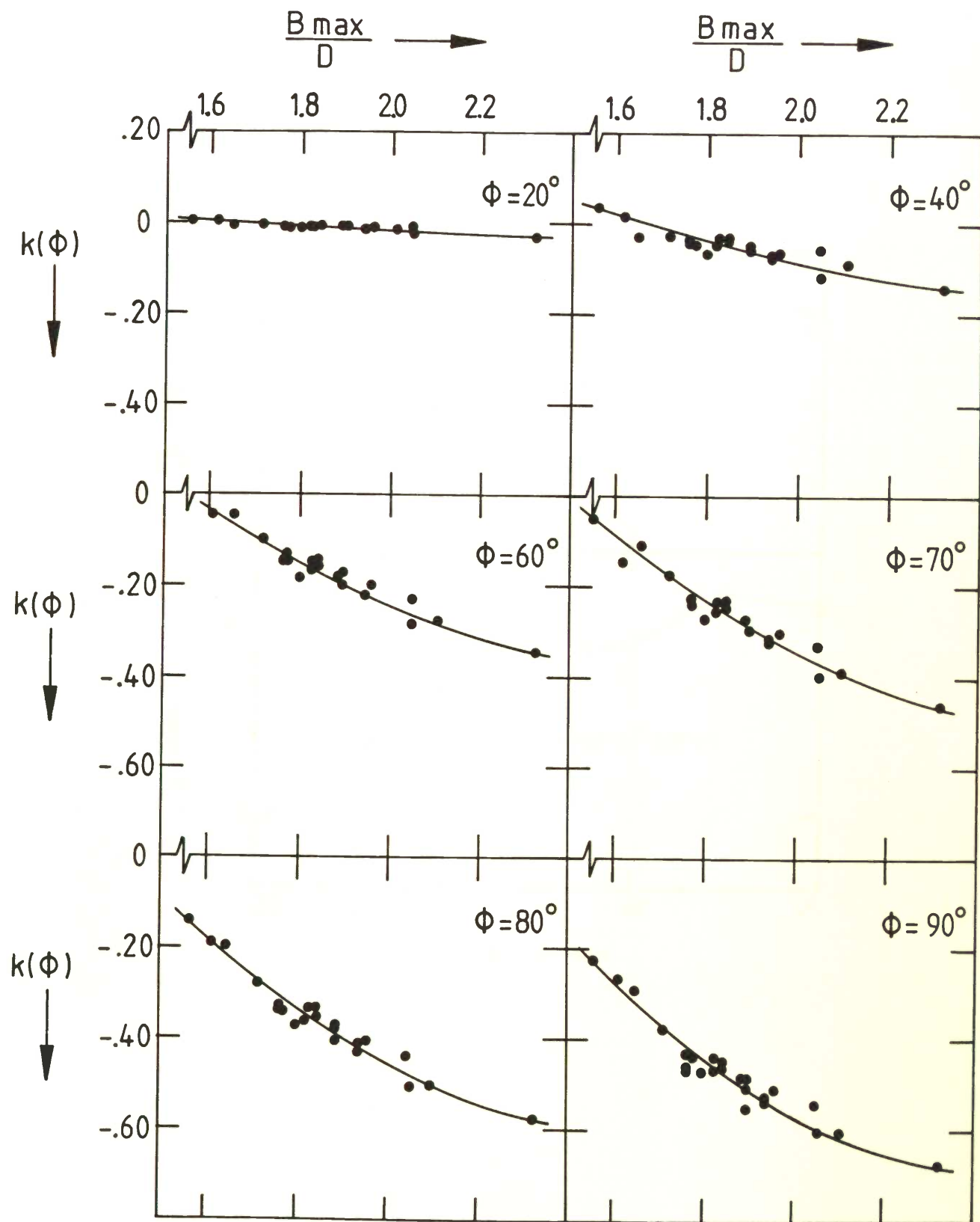
Figuur 2 Lijnenplannen van de systematische serie
(modellen 1 t/m 7)



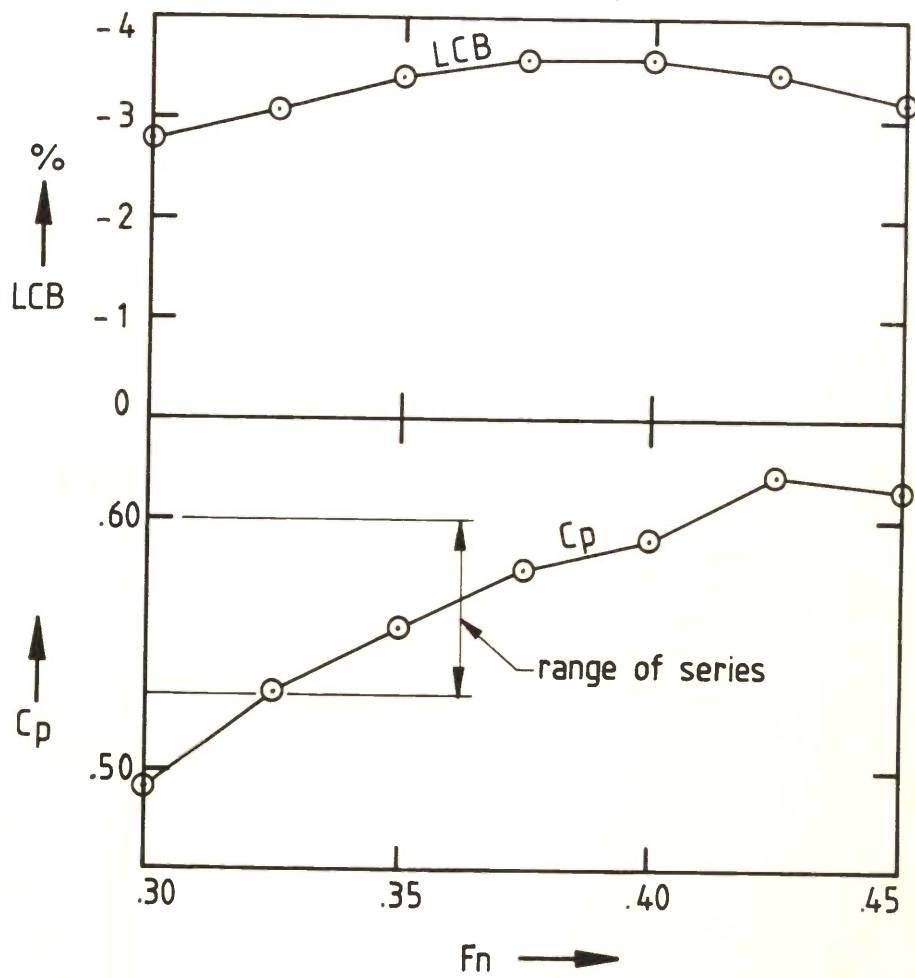
Figuur 3 Opstelling kiel en roer.



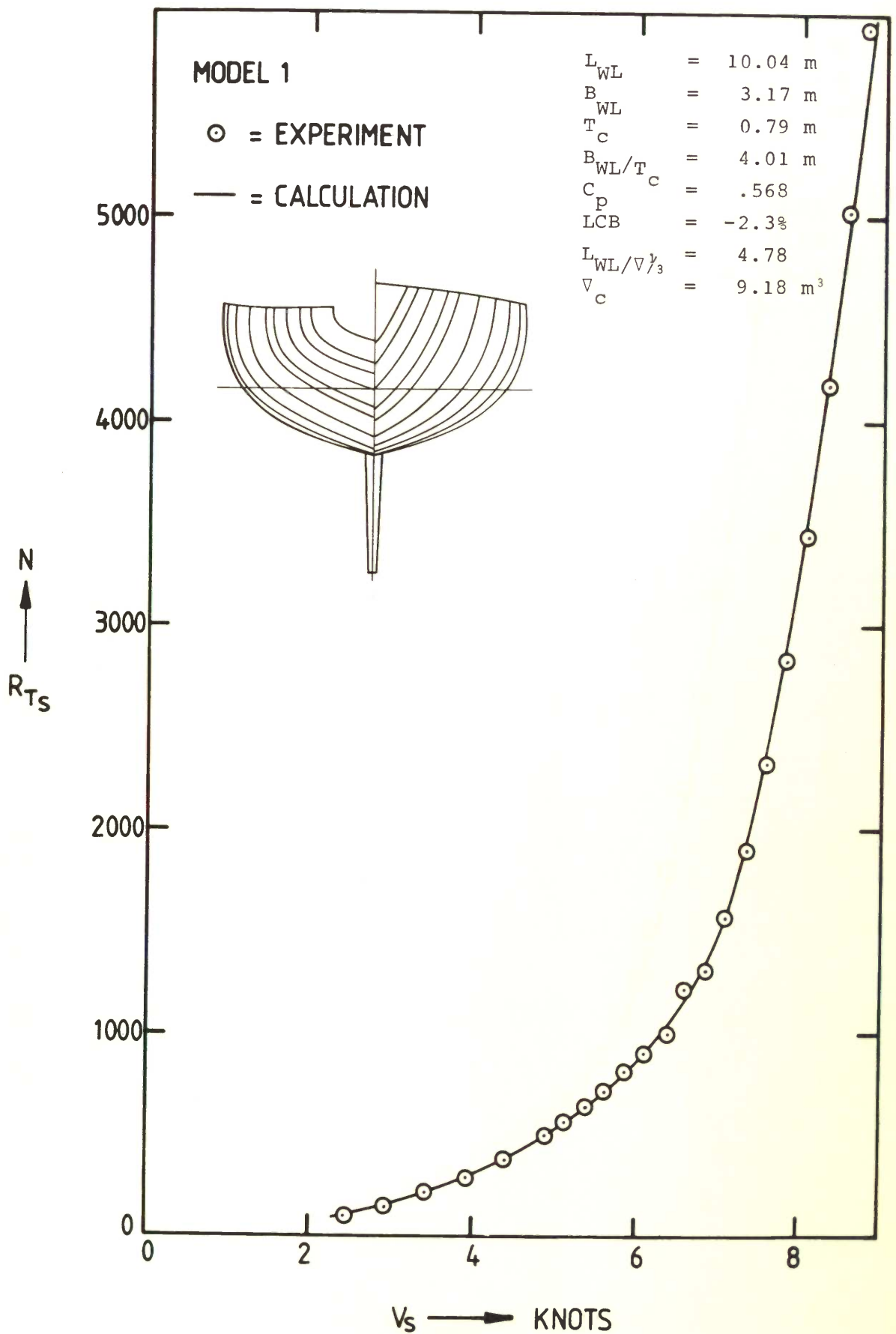
Figuur 4 Definitie van vorm stabiliteit $MN \sin \phi$.



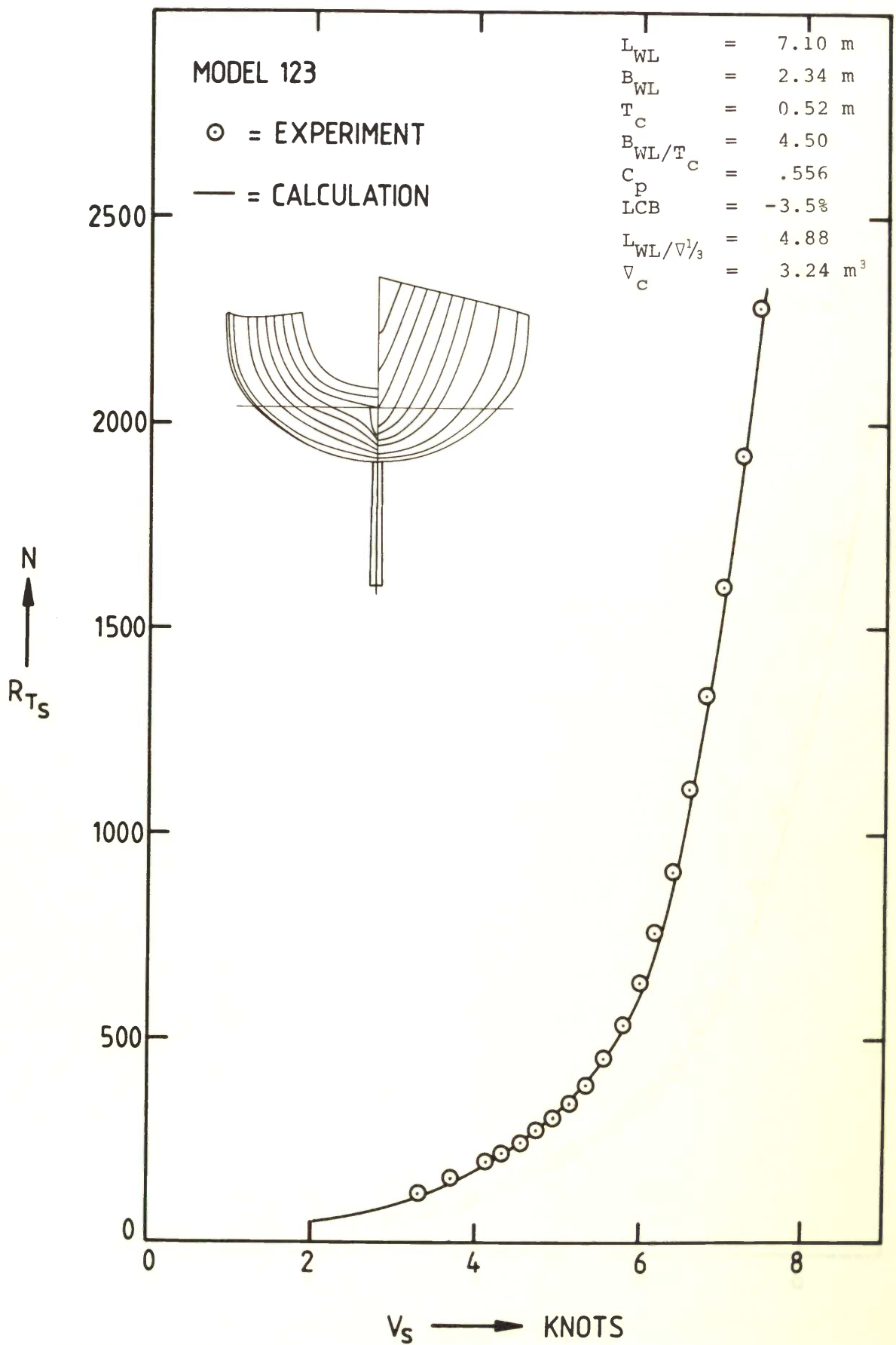
Figuur 5 Vorm weerstand als functie van hellingshoek en breedte/holte verhouding.



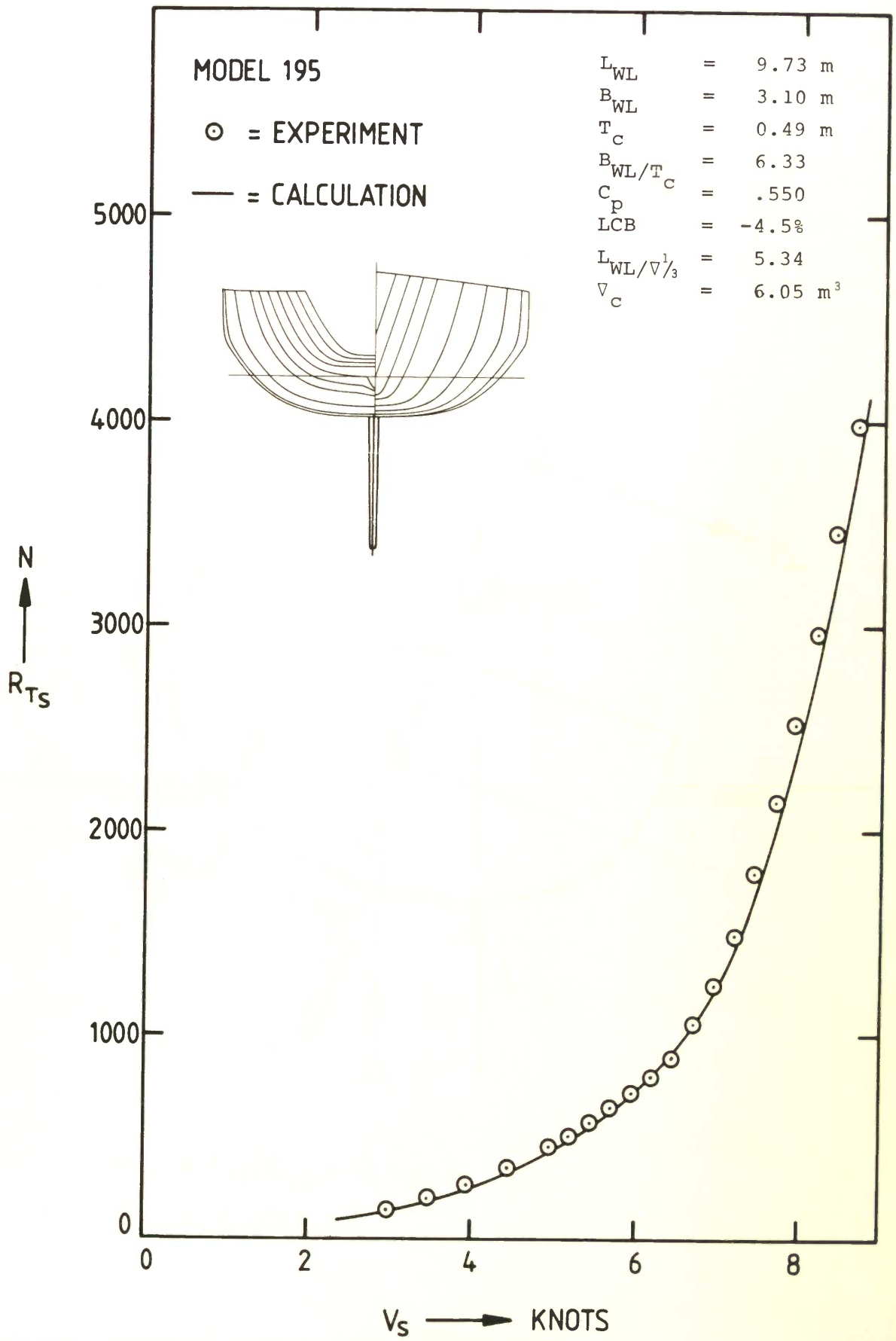
Figuur 6 Optimale waarden voor LCB en C_p .



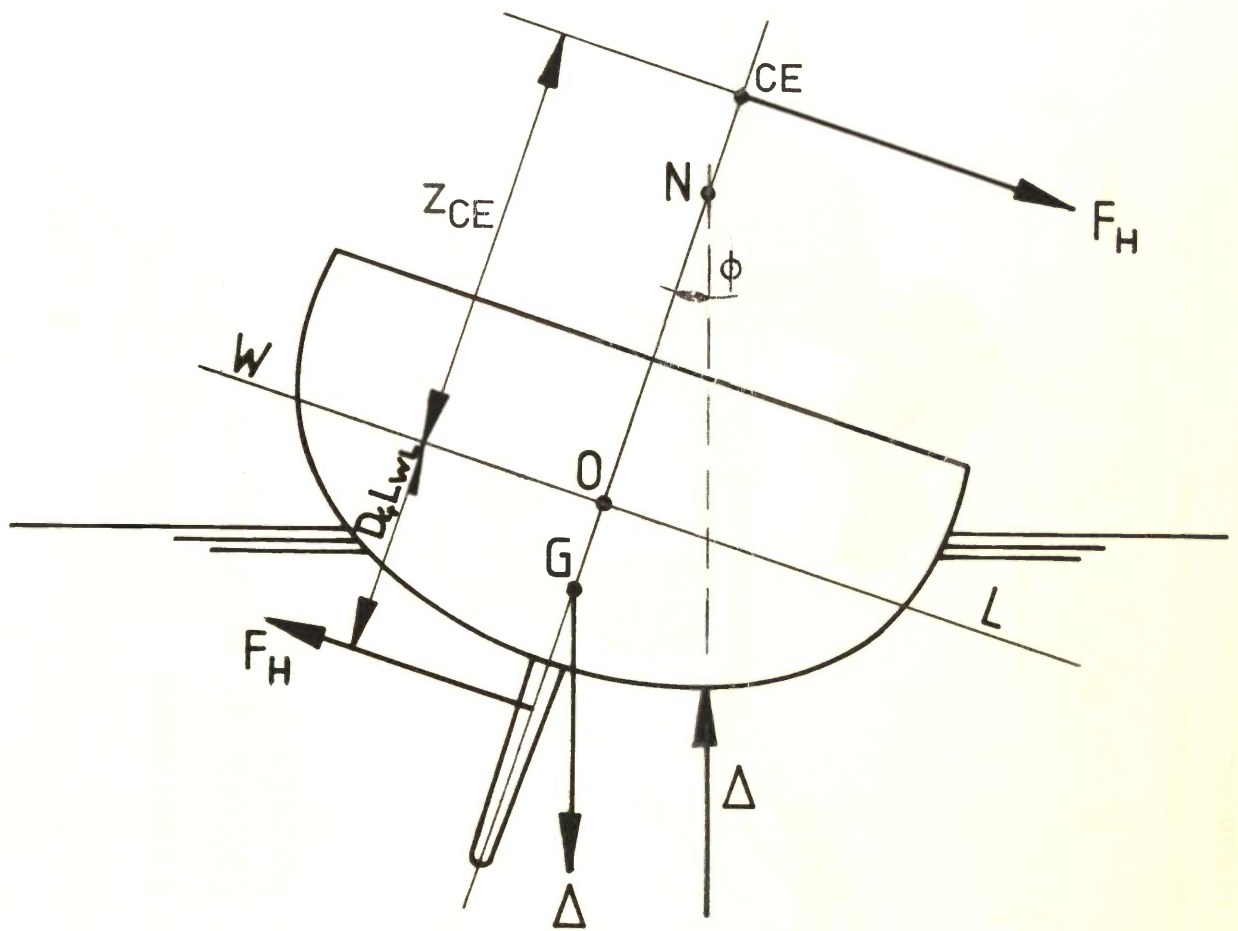
Figuur 7 Vergelijking van gemeten en berekende weerstand; model 1.



Figuur 8 Vergelijking van gemeten en berekende weerstand; model 123 (Pion).



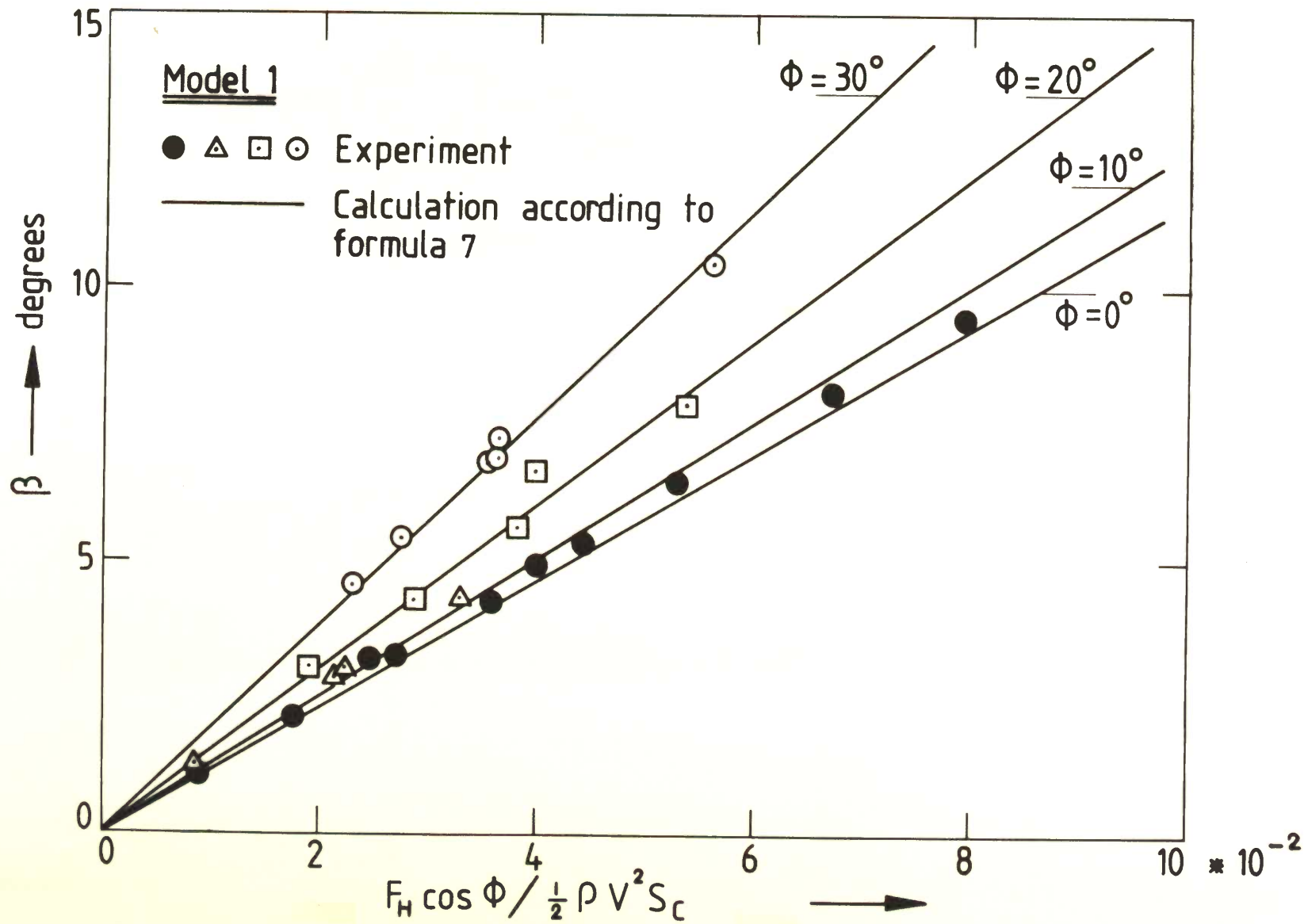
Figuur 9 Vergelijking van gemeten en berekende weerstand; model 195 (Sabina 1983).



$$M_H = F_H (Z_{CE} + D_4 L_{WL})$$

$$M_{ST} = \Delta GN \sin \phi$$

Figuur 10 Hellend moment door zeilkracht.



Figuur 11 Dwarskracht als functie van drifthoek en hellingshoek.

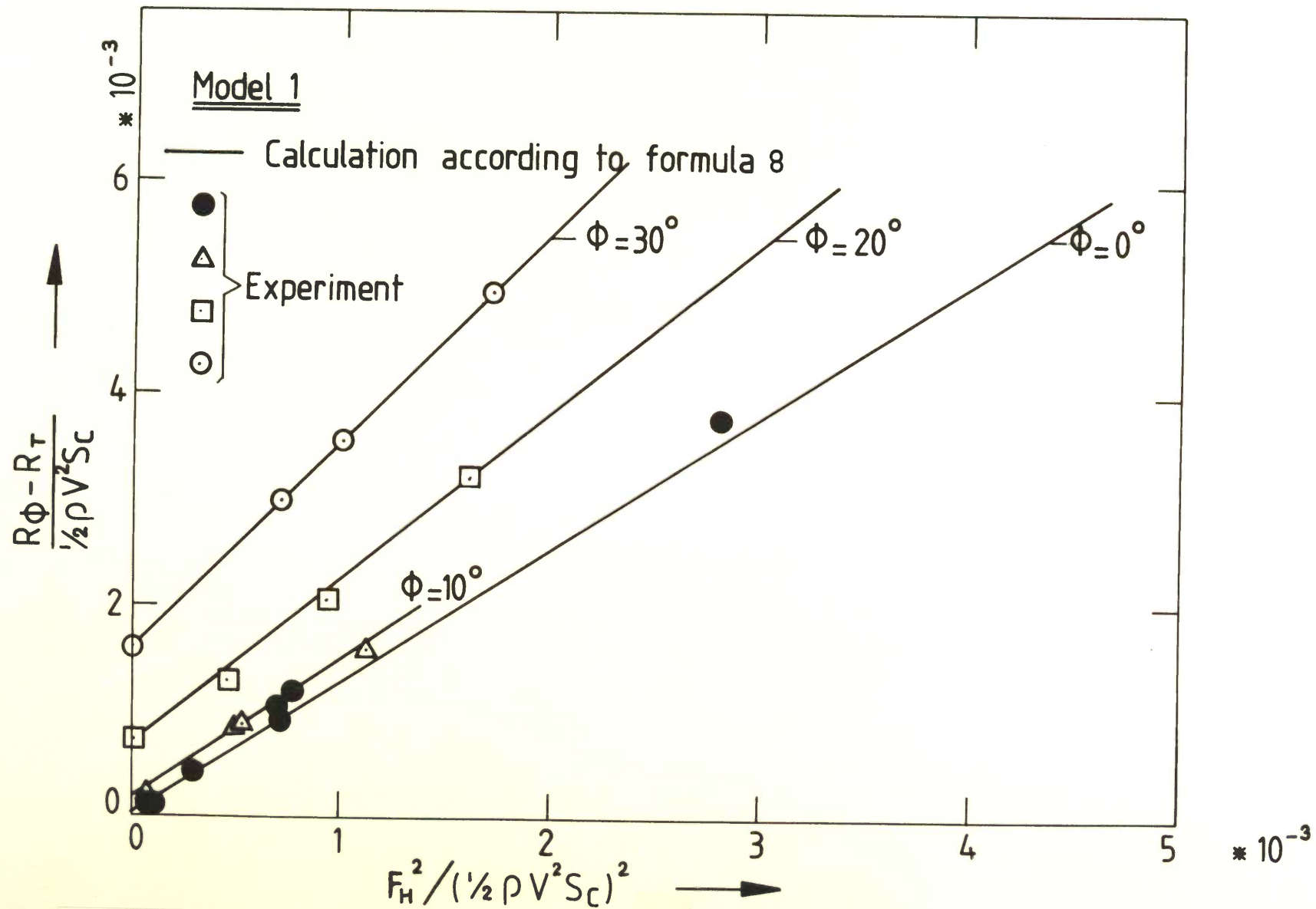
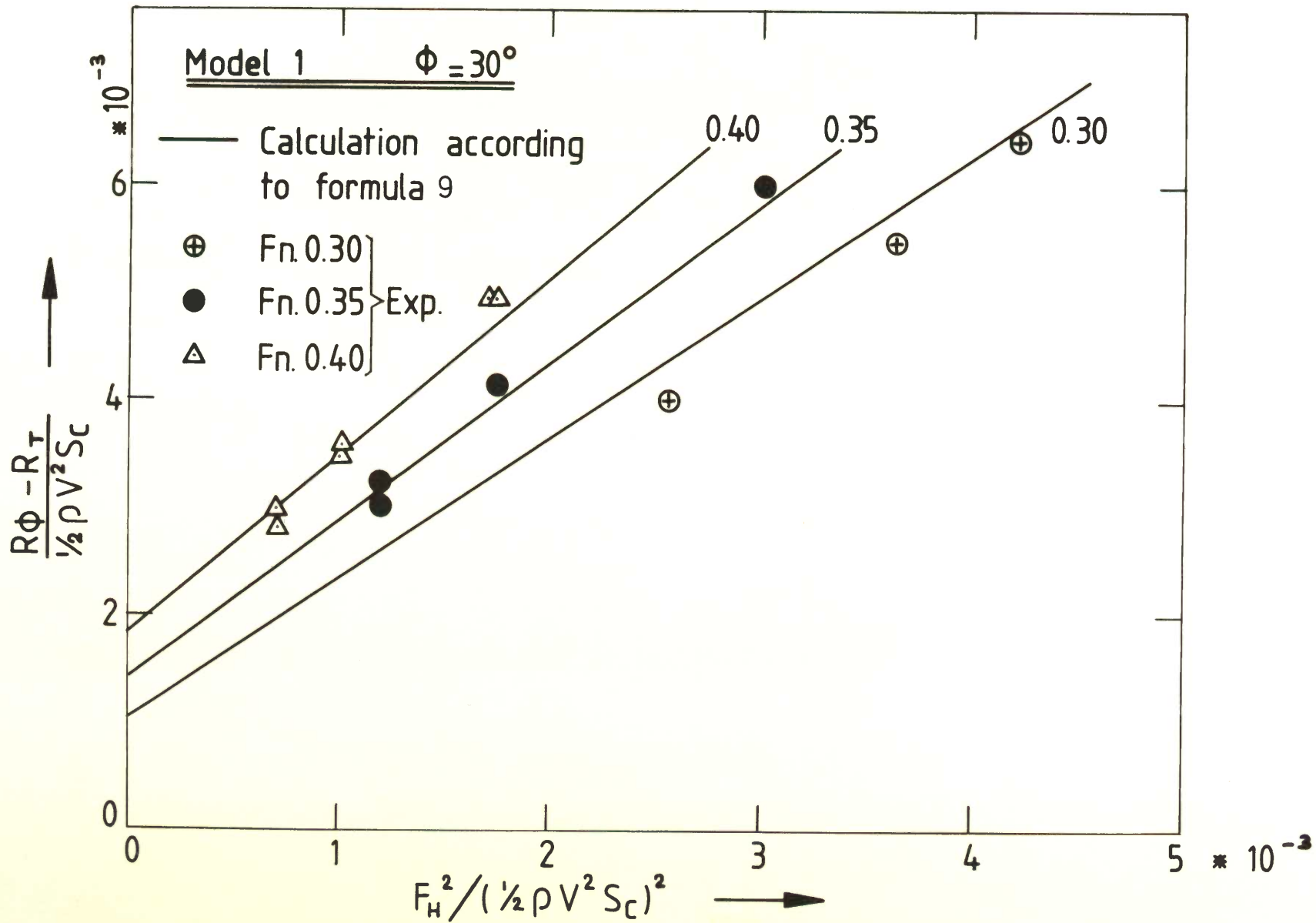
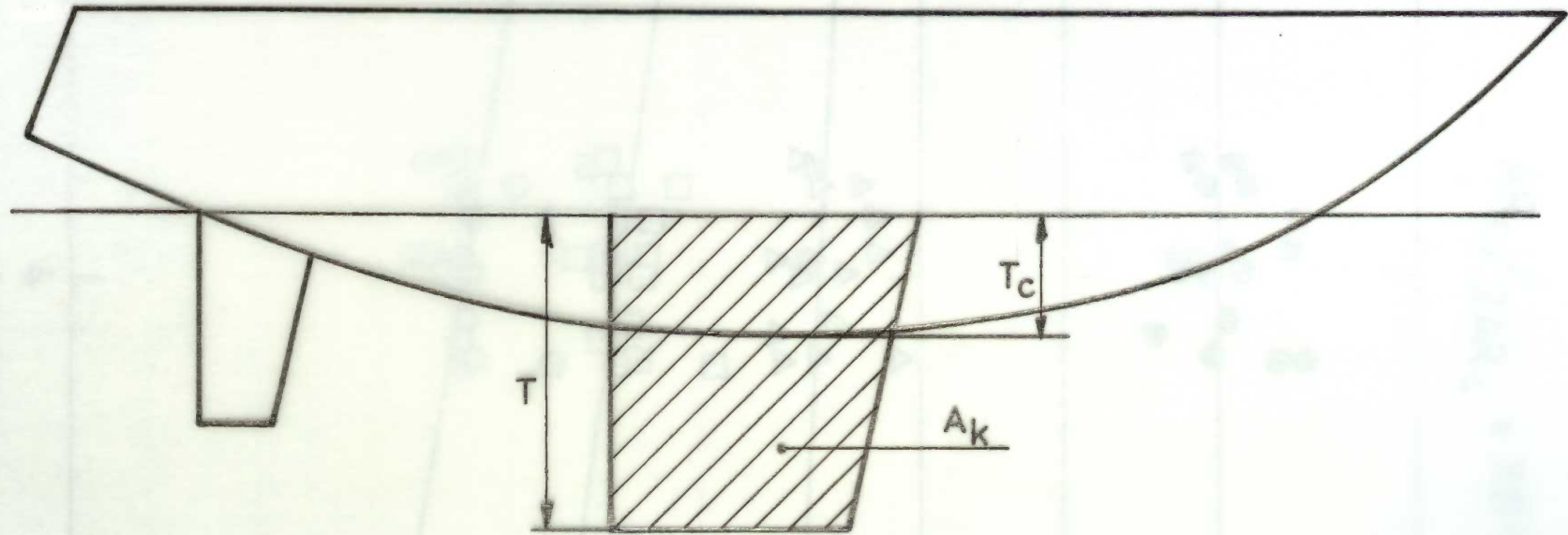


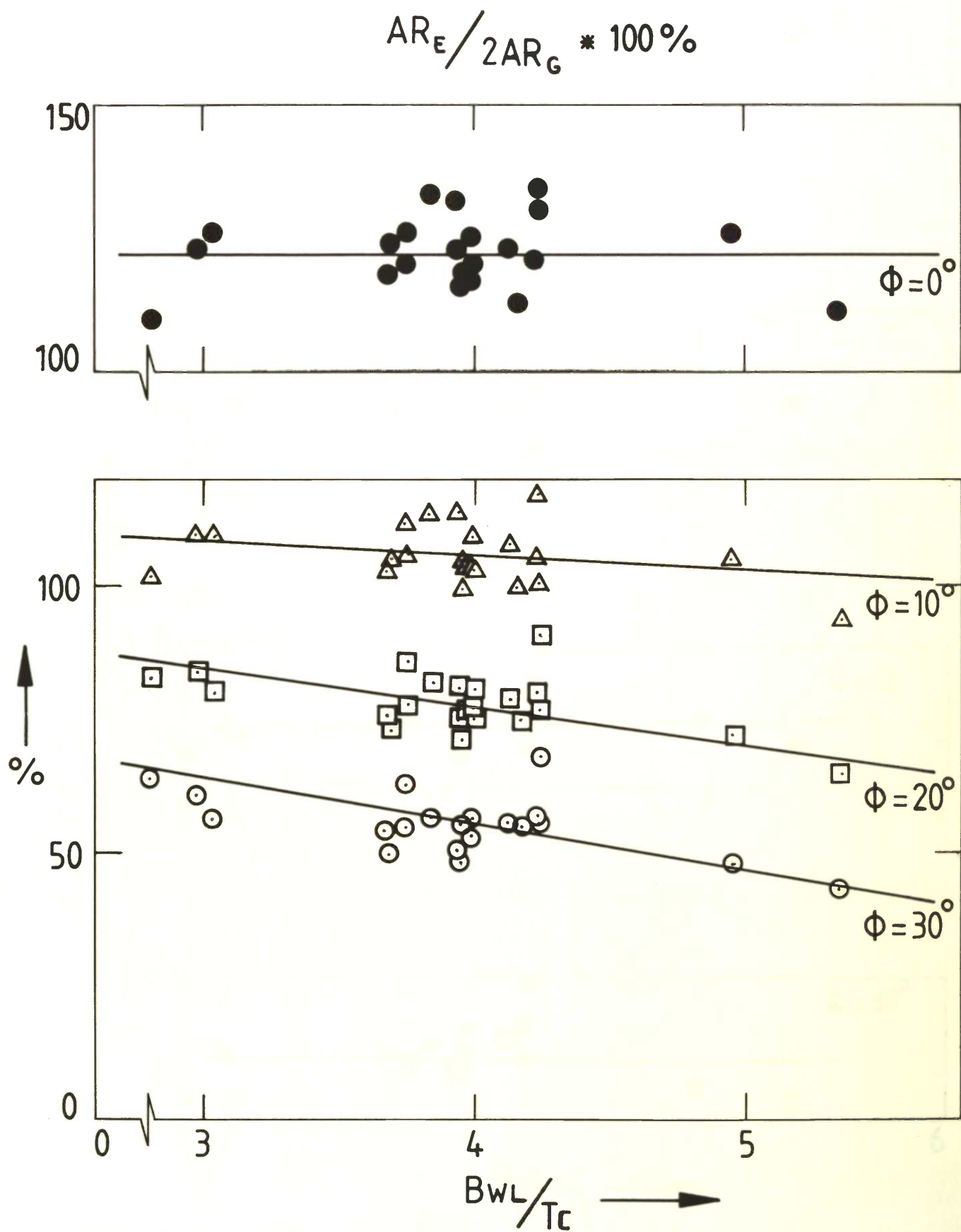
FIG. Figuur 12: Weerstand toename door helling en drift als functie van de dwarskracht en de hellingshoek.



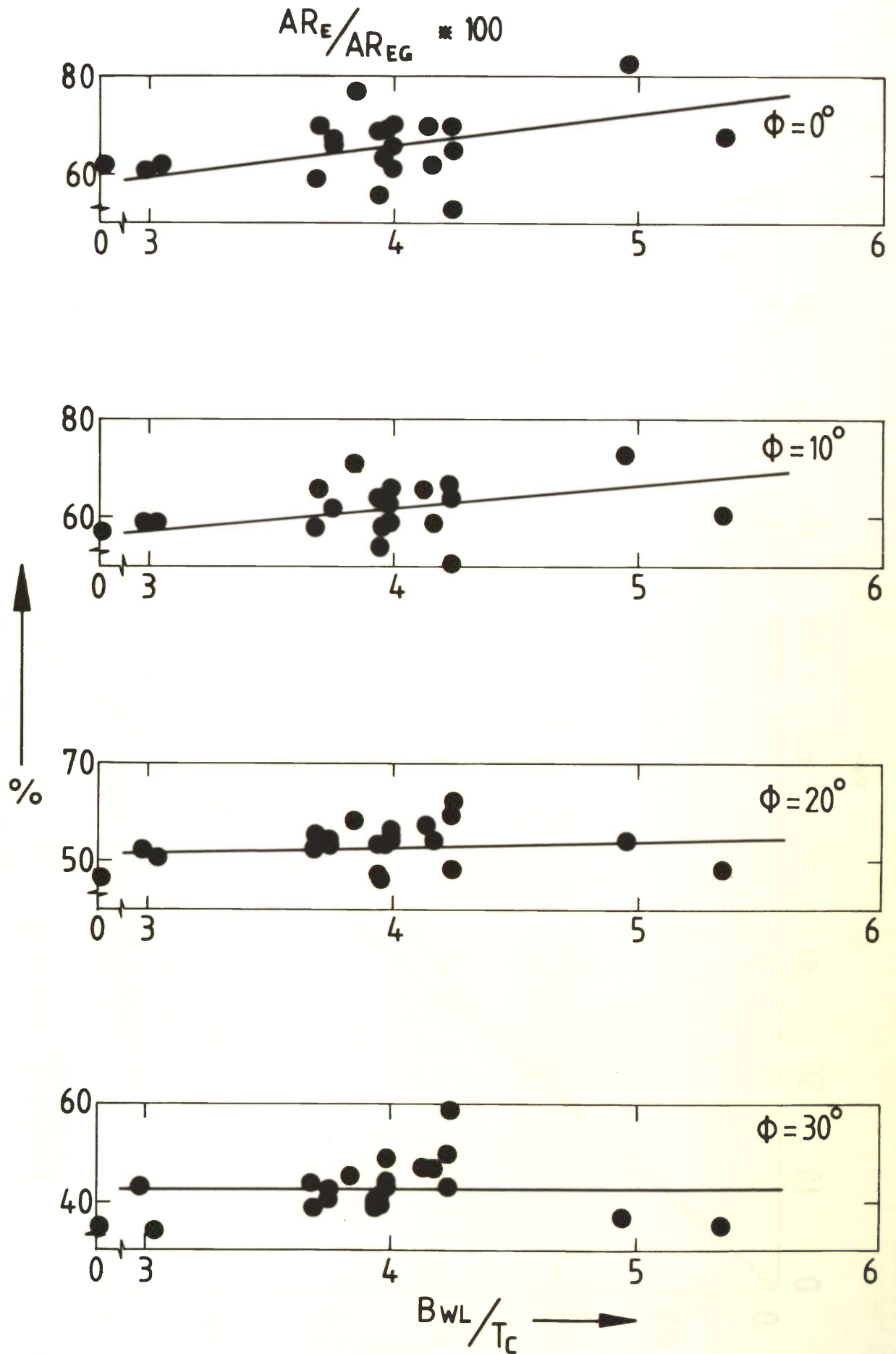
Figuur 13 Weerstand door helling en drift als functie van hellingshoek en snelheid.



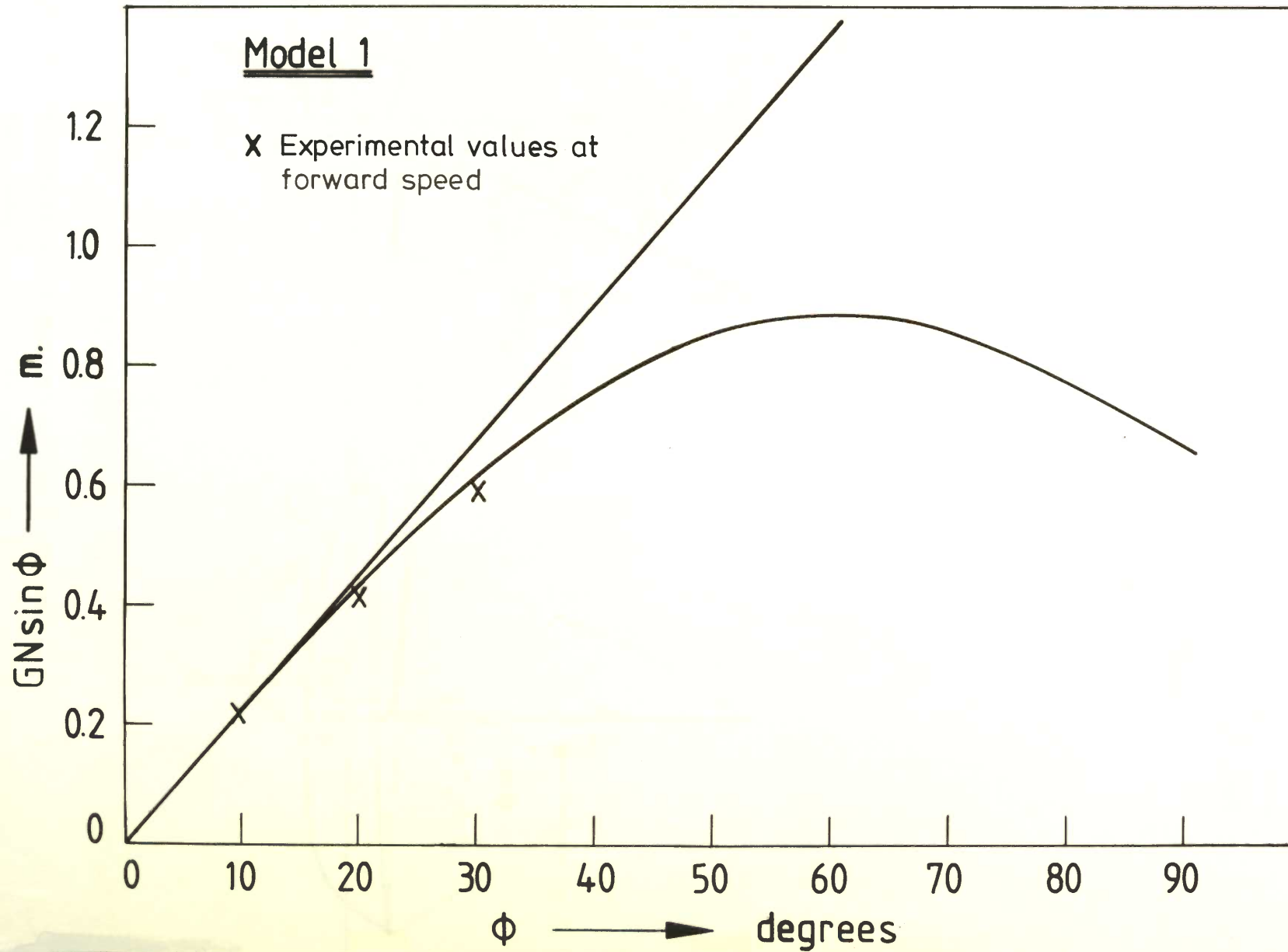
Figuur 14 Equivalente kiel voor moderne rompvormen.



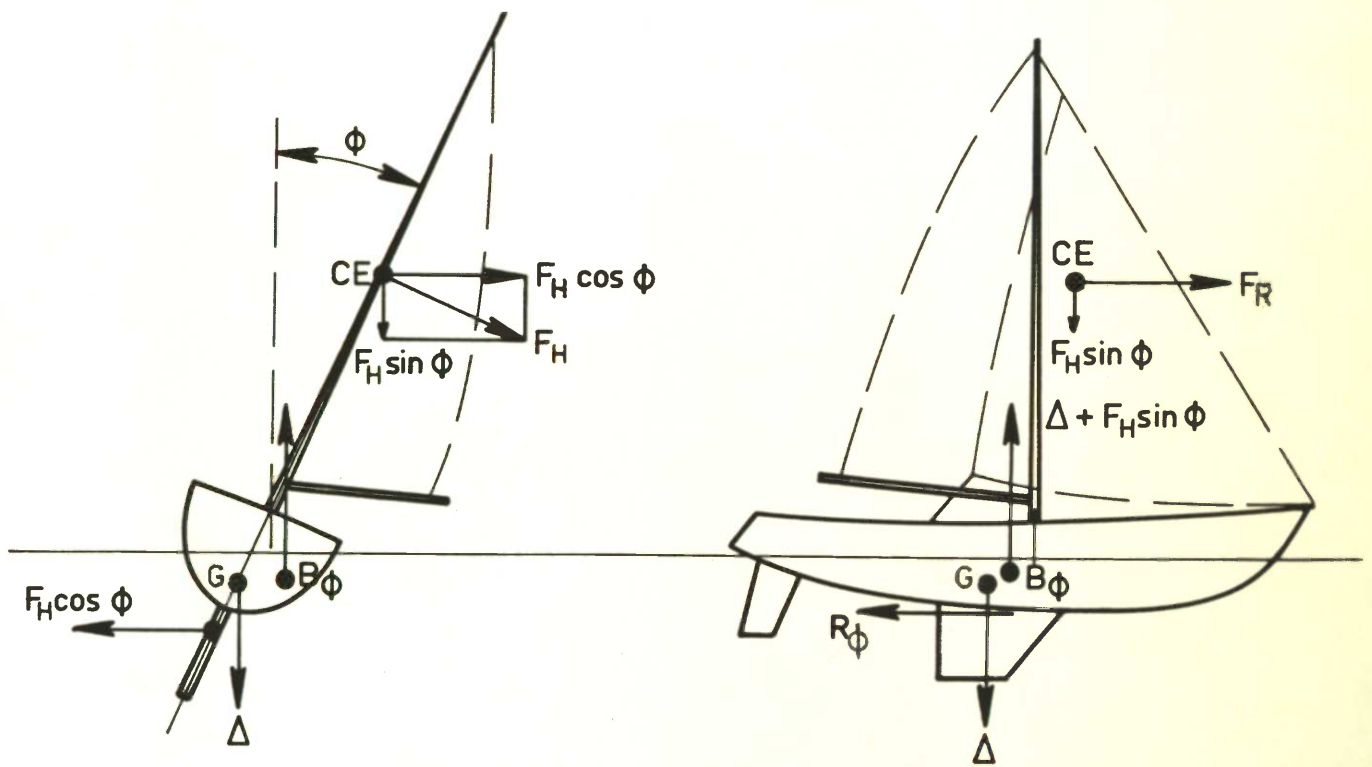
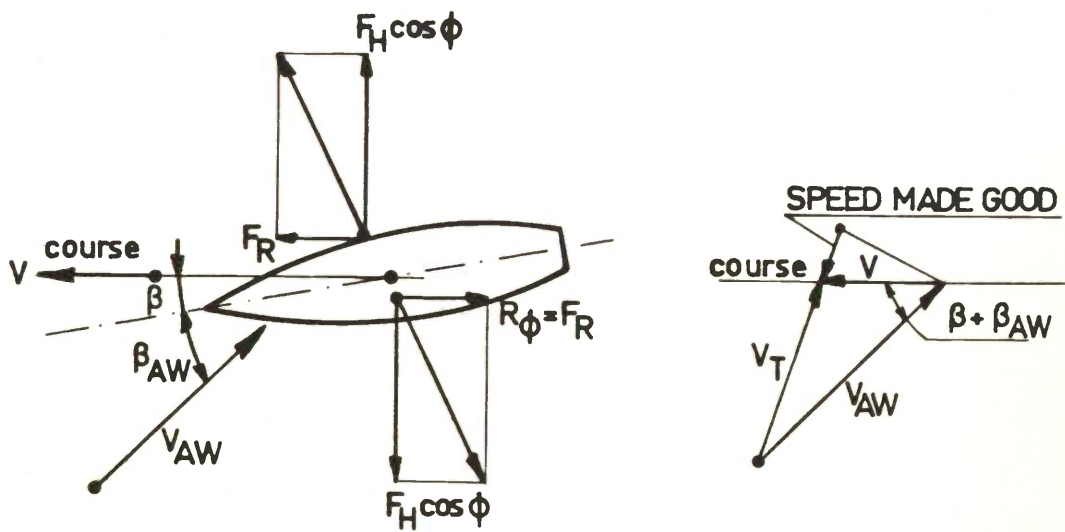
Figuur 15 Effectieve aspectverhouding in verband met dwarskracht.



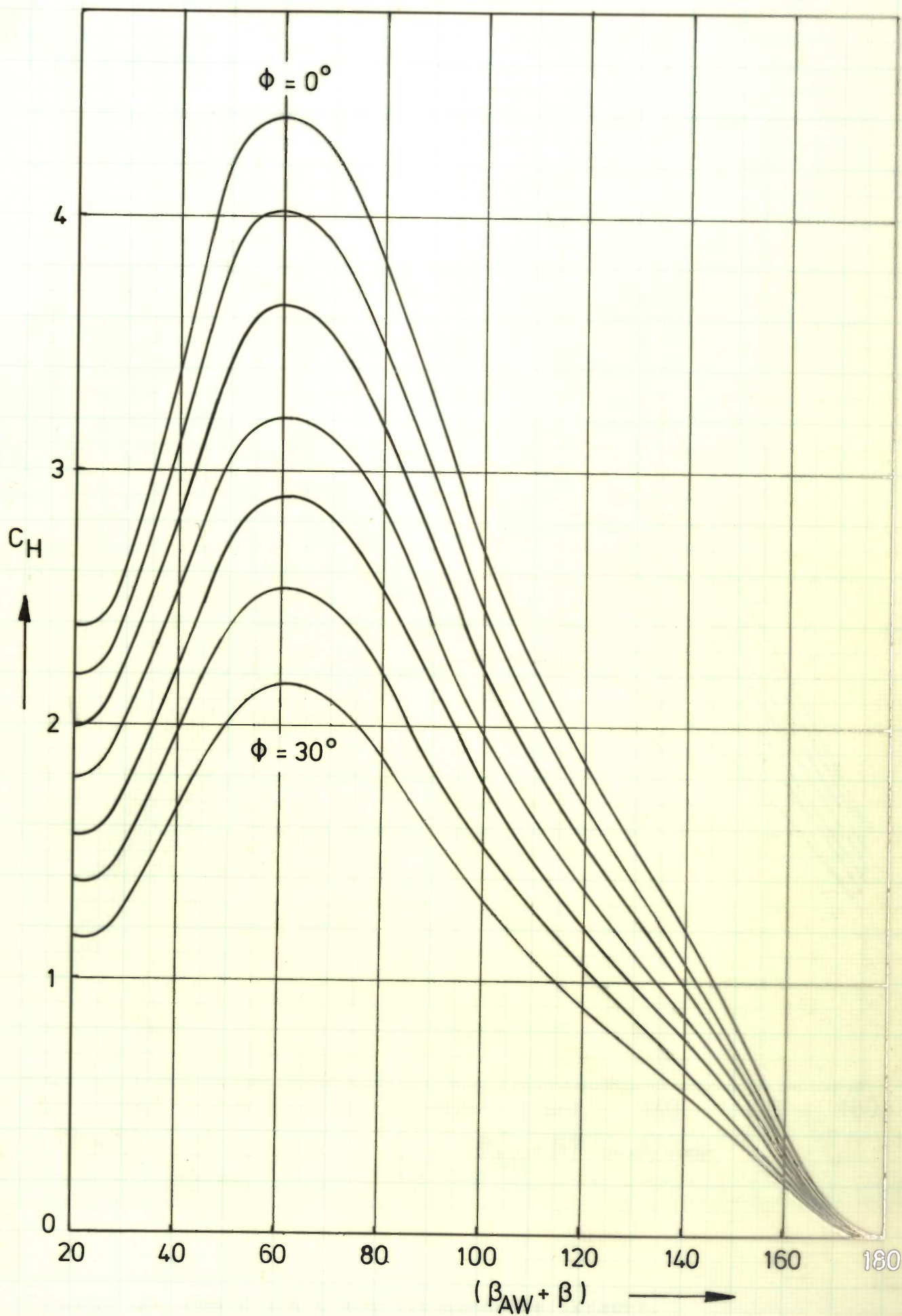
Figuur 16 Effectieve aspectverhouding in verband met de geïnduceerde weerstand.



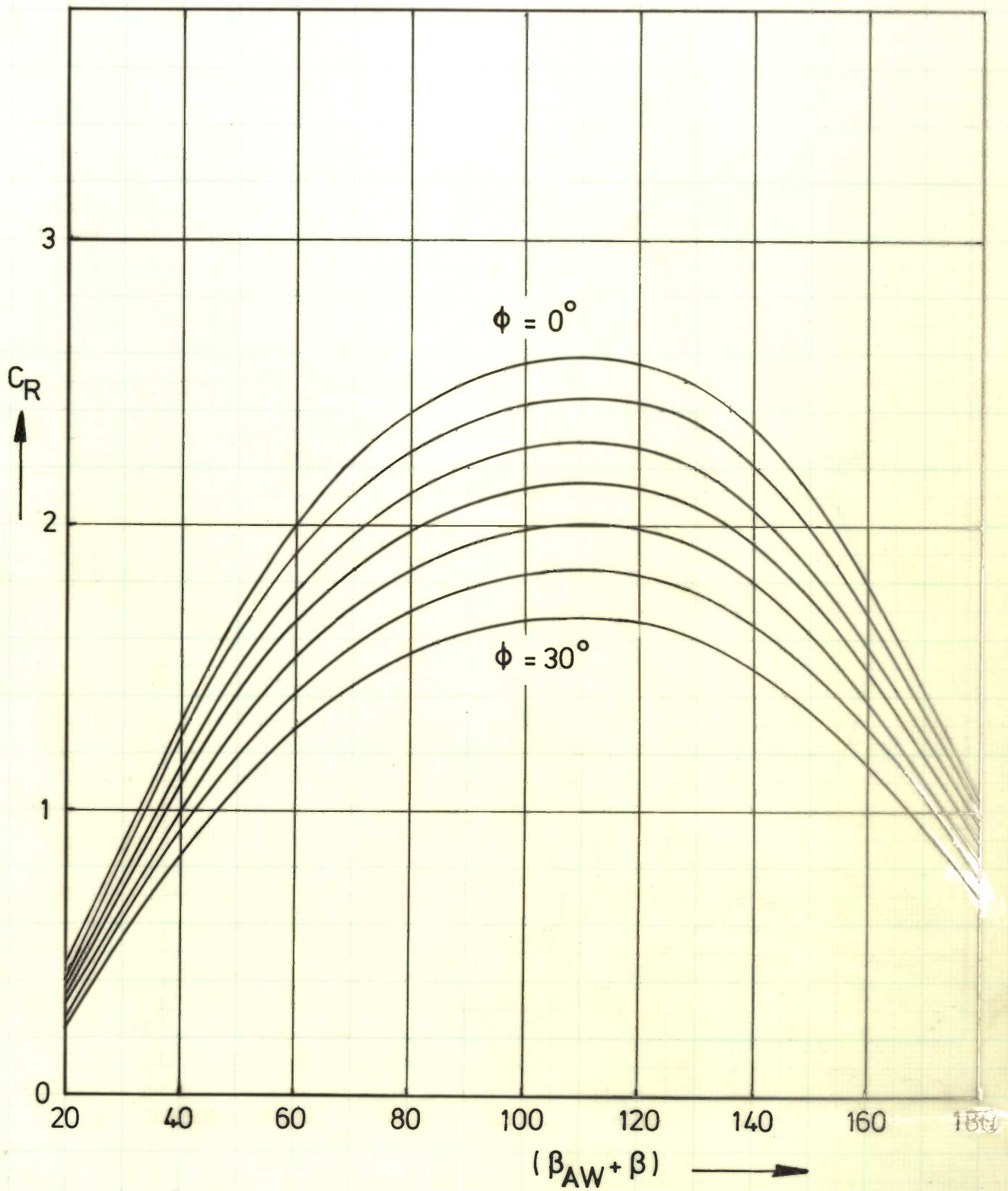
Figuur 17 Gemeten en berekende stabiliteit.



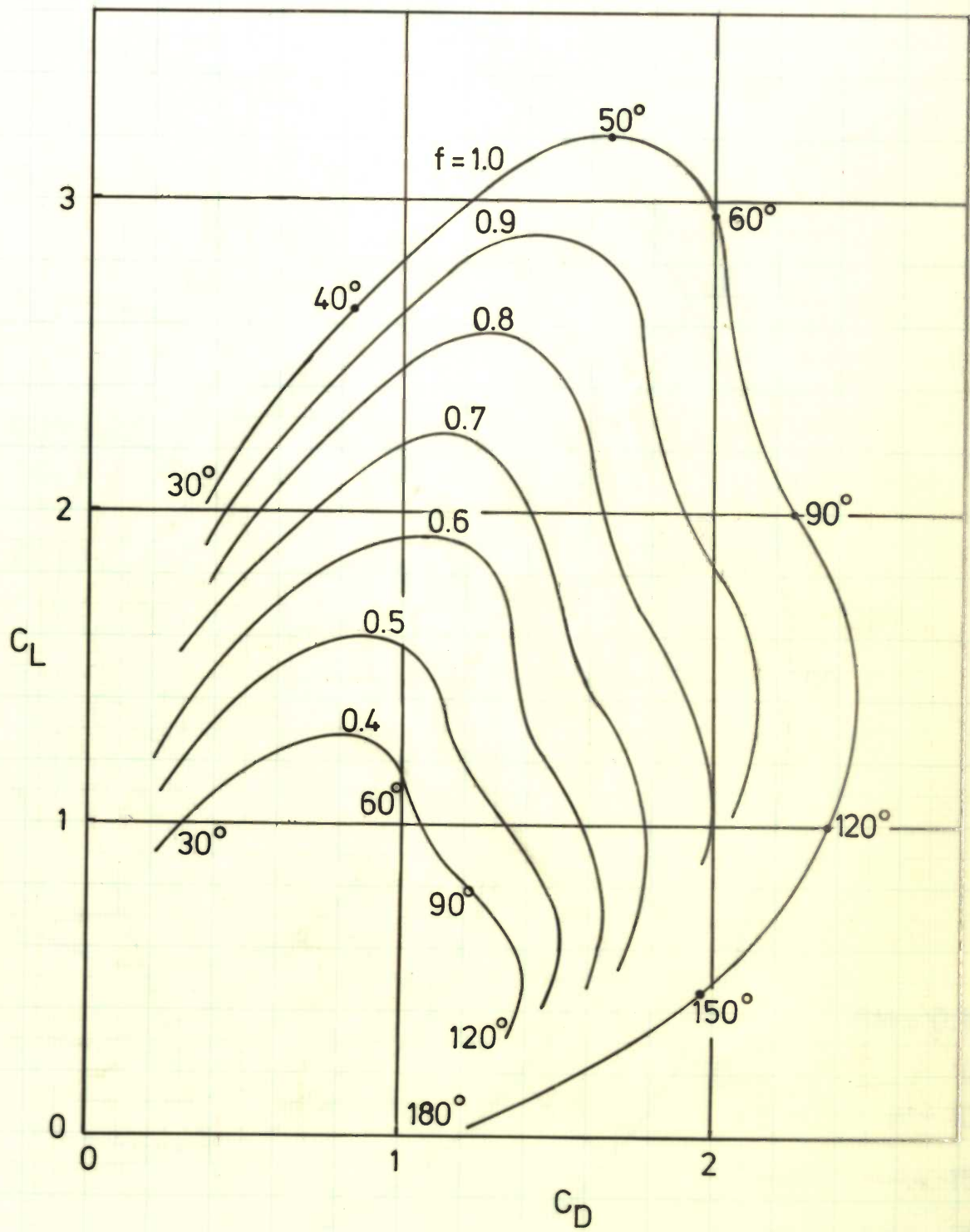
Figuur 18 Krachten en momenten werkend op een zeiljacht.



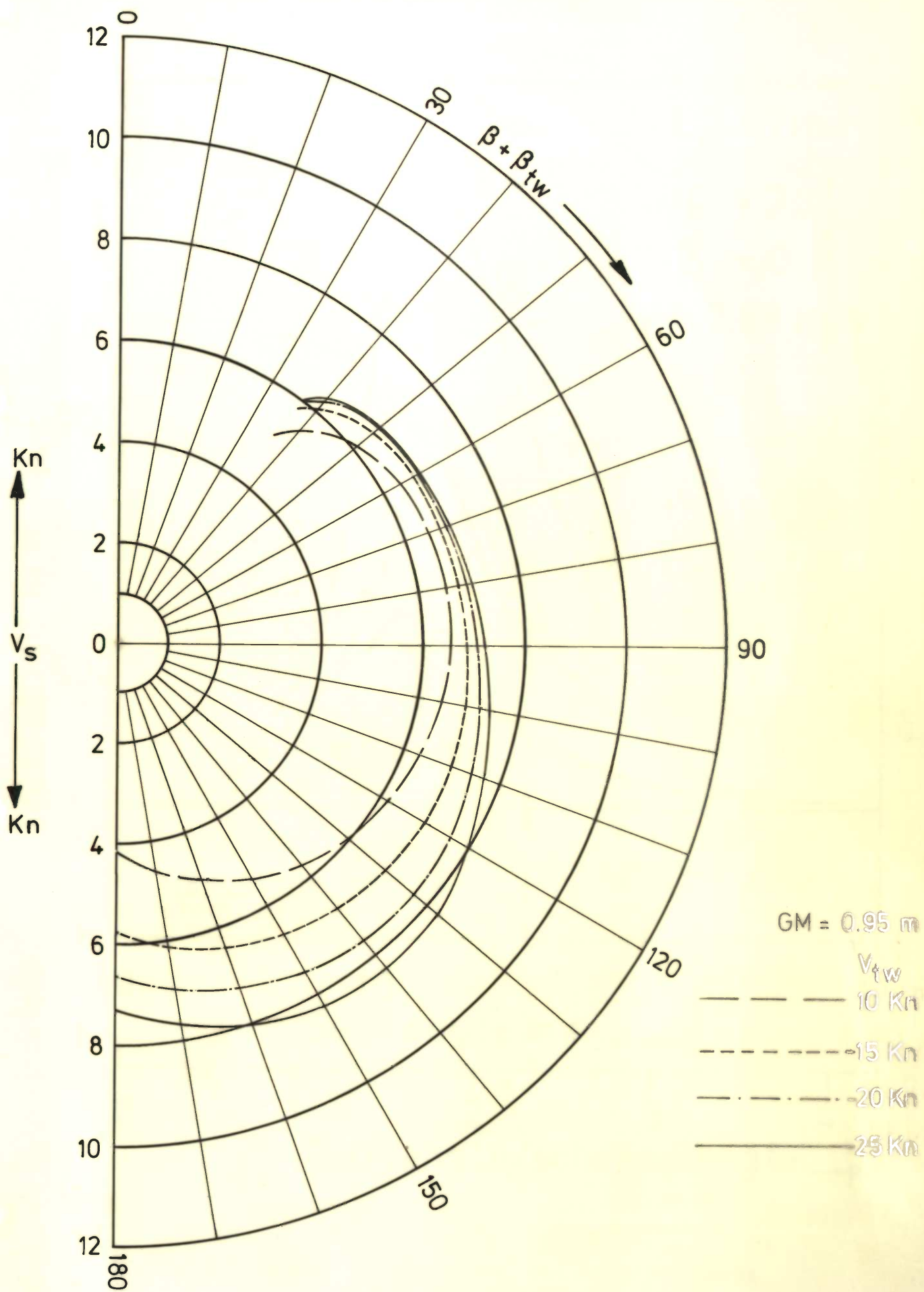
Figuur 19 Coëfficiënt hellende zeilkracht.



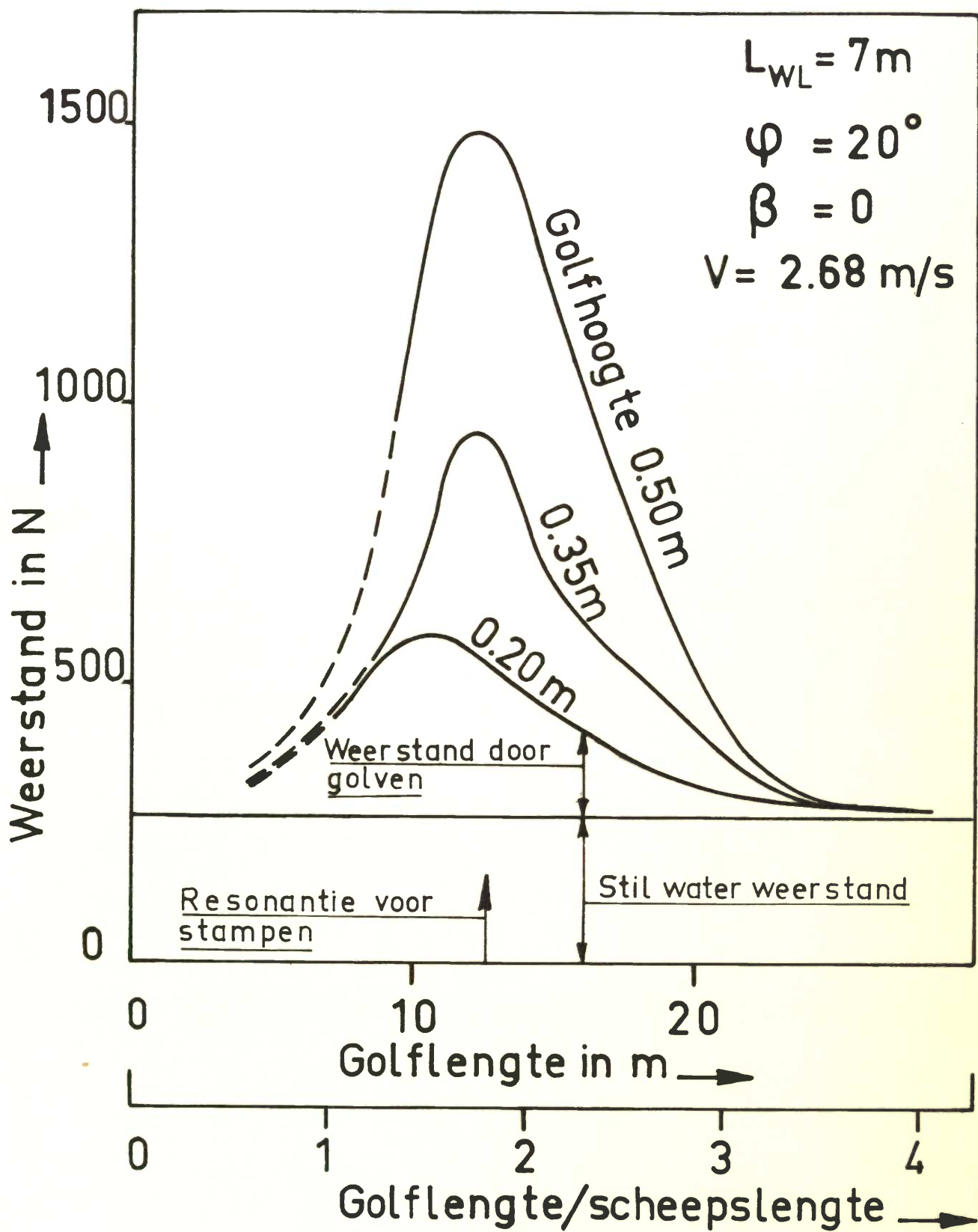
Figuur 20 Coëfficiënt voortstuwende zeilkracht.



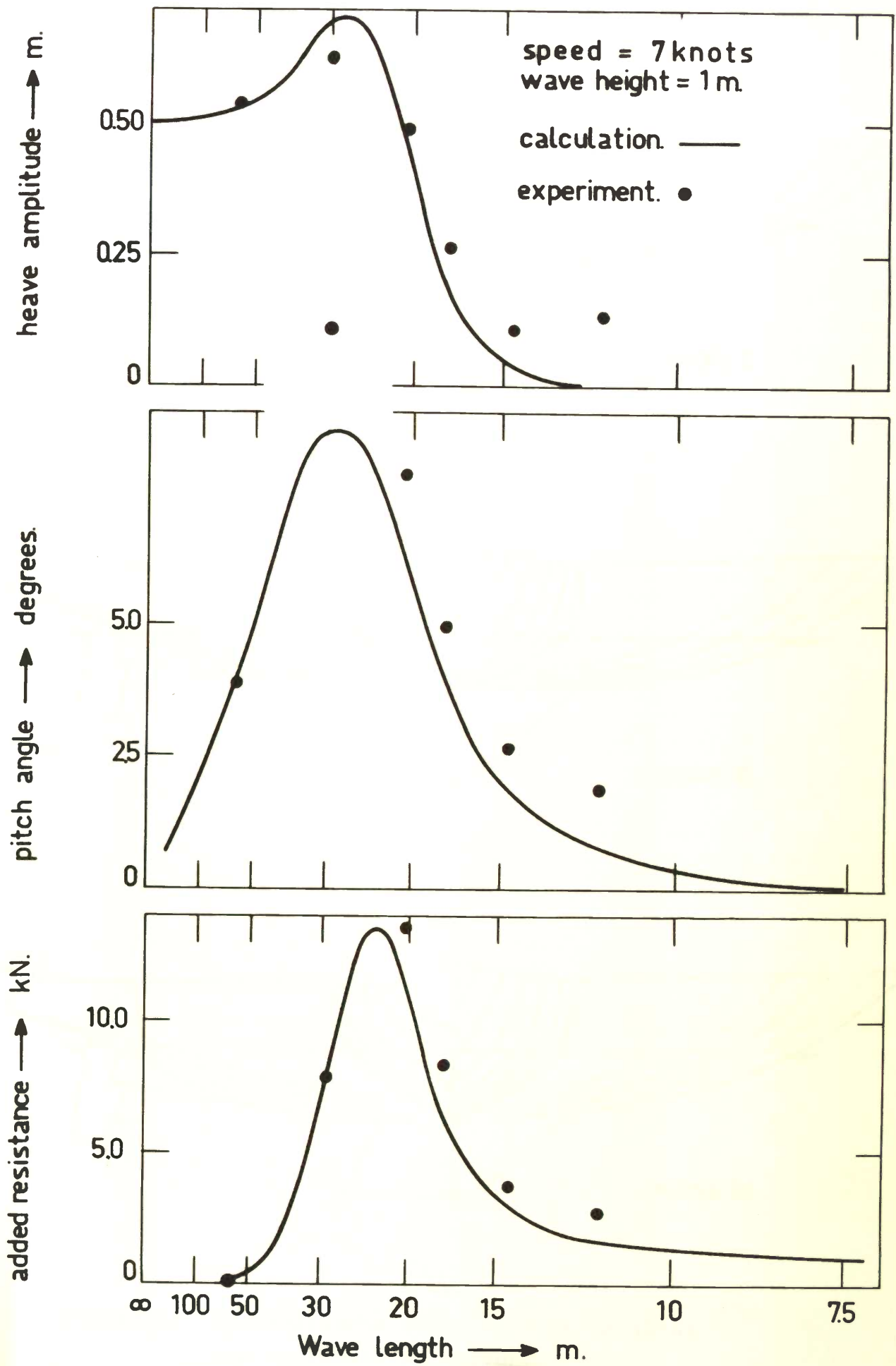
Figuur 21 Lift-weerstandskarakteristiek van de zeilkrachten.



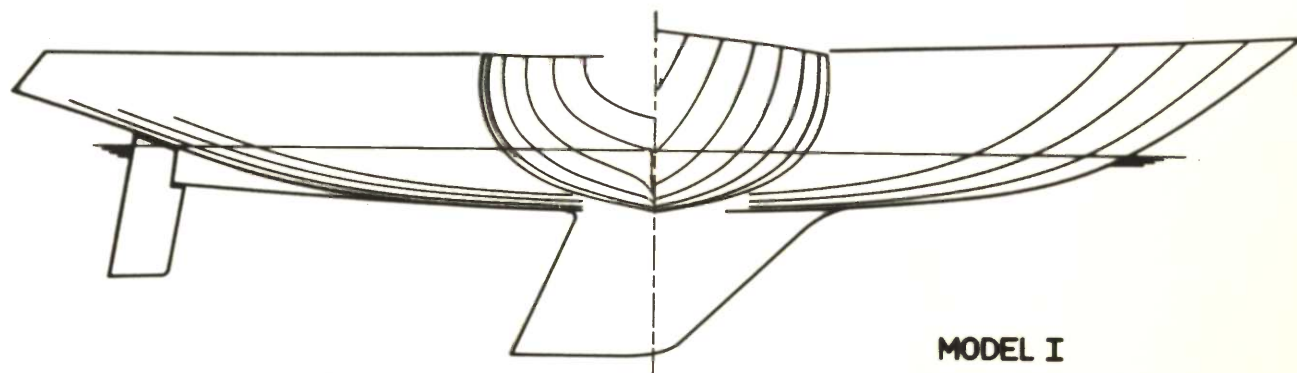
Figuur 22 Snelheidspolaire 32' jacht.



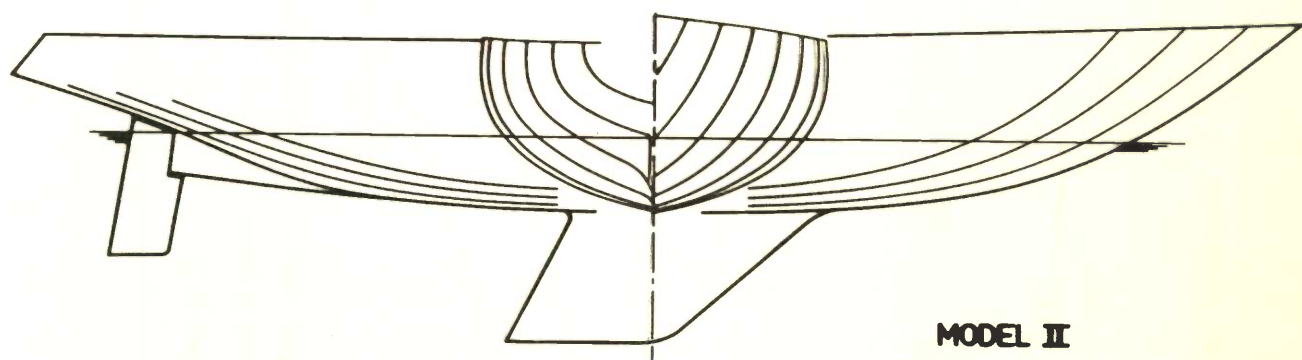
Figuur 23 Totale weerstand van een half-ton jacht
 in langsscheepse regelmatige golven.



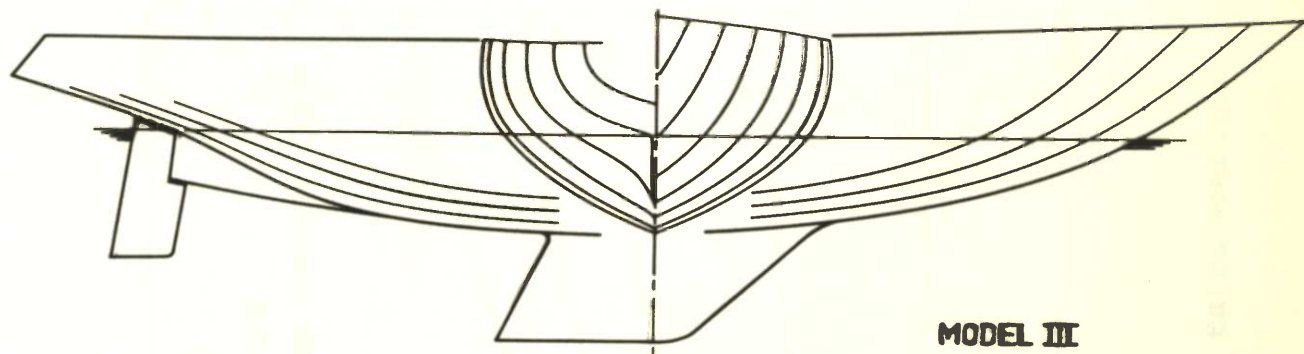
Figuur 24 Stampen, dompen en weerstand in enkelvoudige golven (Valiant).



MODEL I

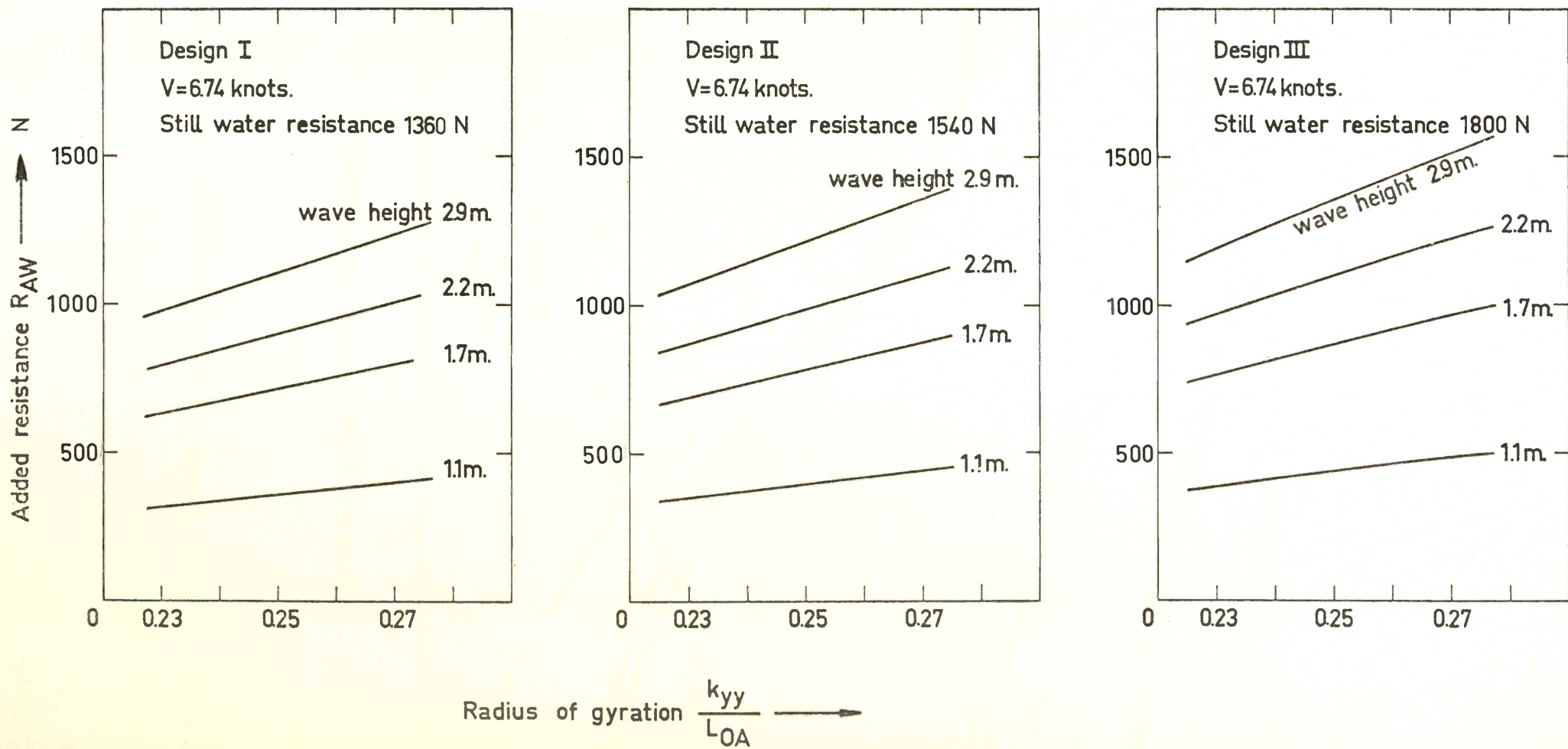


MODEL II

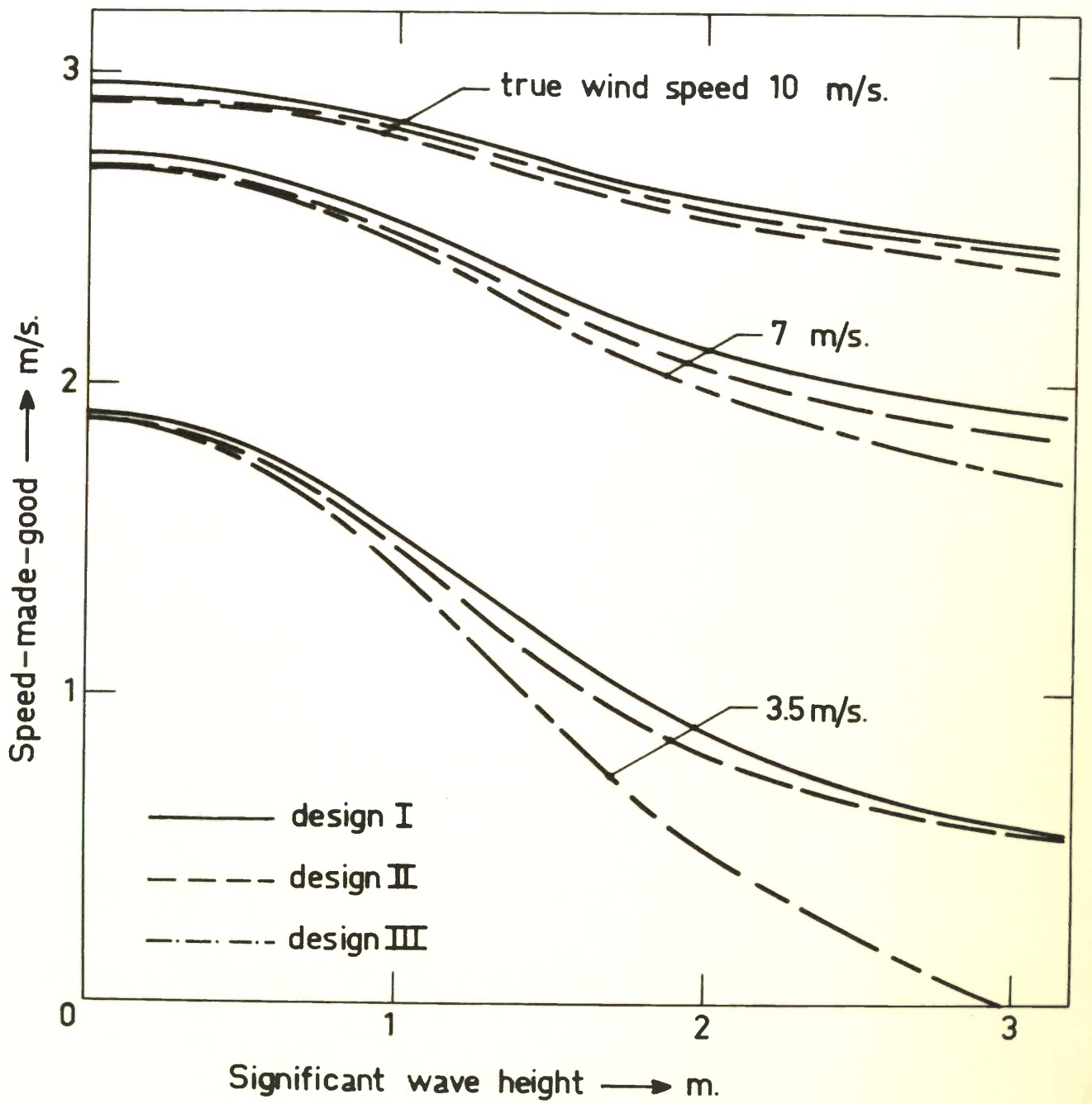


MODEL III

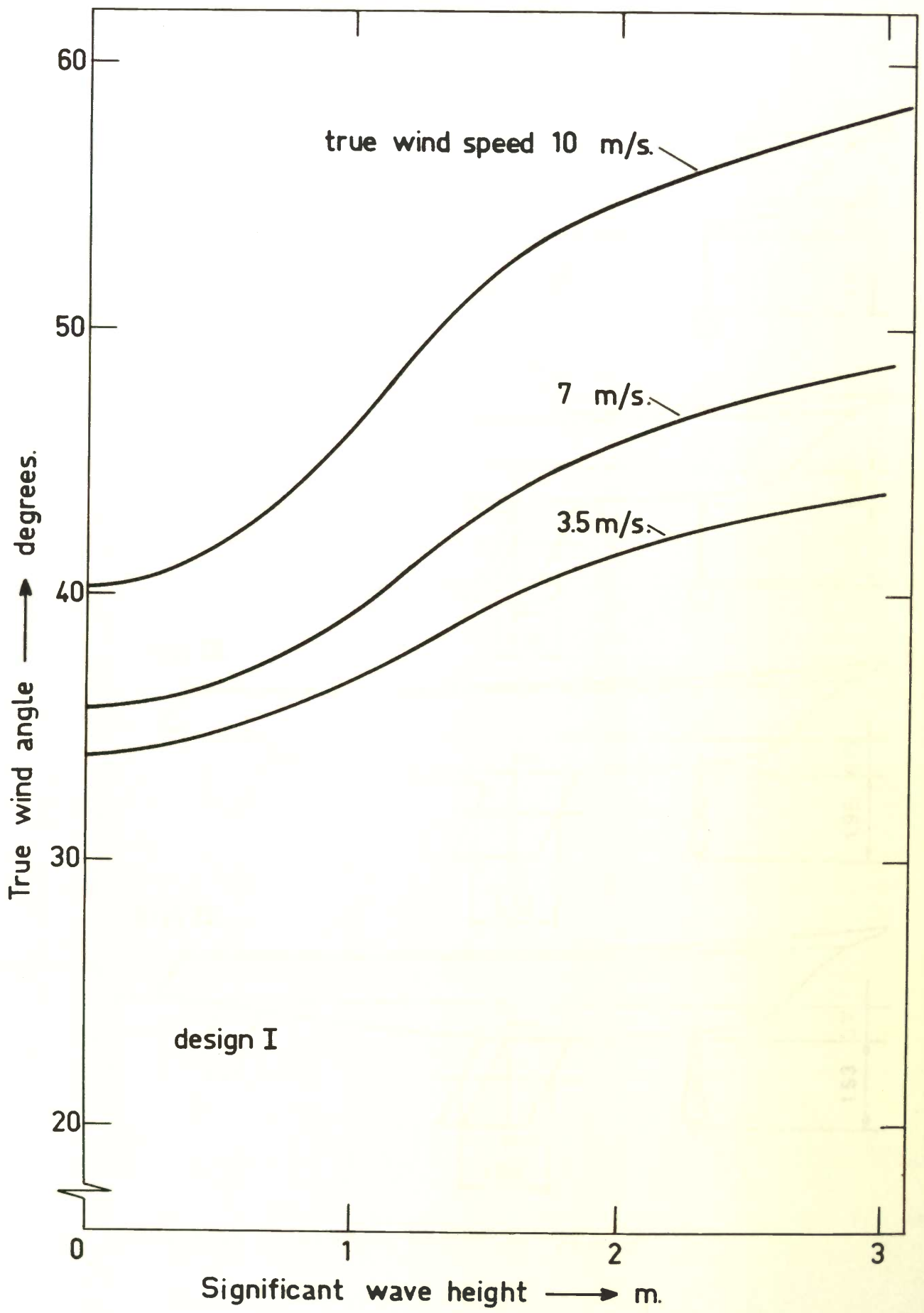
Figuur 25 Systematische serie voor de bepaling van weerstand in golven.



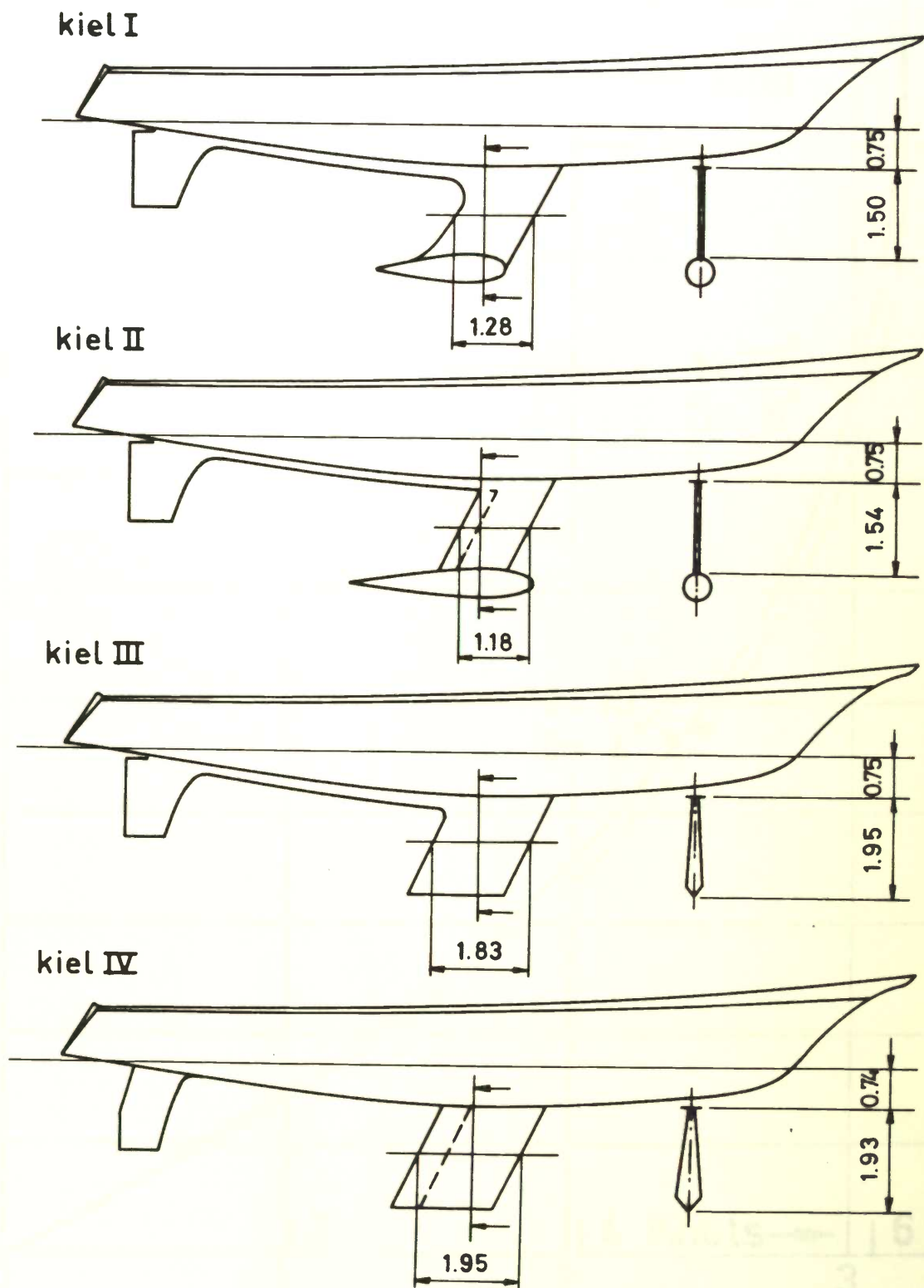
Figuur 26 Extra weerstand in onregelmatige golven.



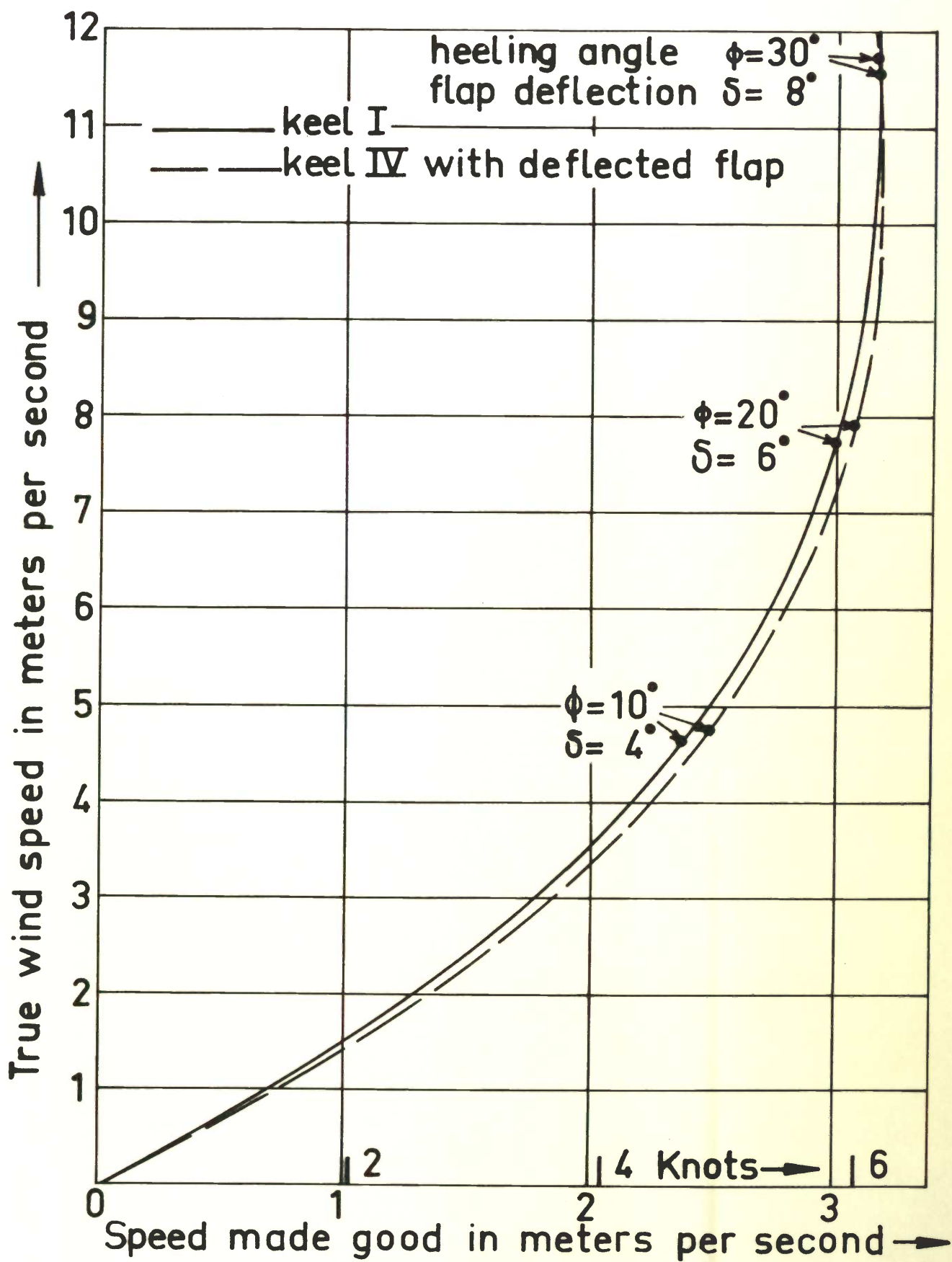
Figuur 27 Speed-made-good in onregelmatige golven.



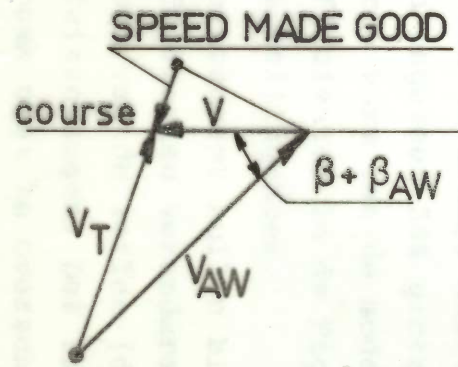
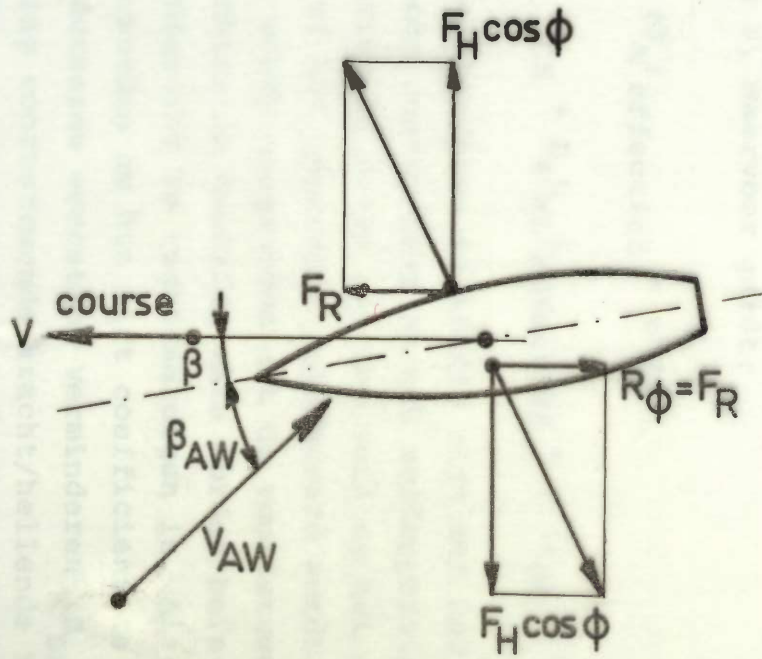
Figuur 28 Optimale hoek aan de wind in onregelmatige golven.



Figuur 29 Kiel-roer configuraties "Stormy".



Figuur 30 Speed-made-good (aan de wind) voor kiel I en IV.



referentie-oppervlak.

De zeilkracht coëfficiënten zijn als functie van de hellingshoek en de schijnbare windhoek gegeven in de Figuren 19 en 20.

In vergelijking met de "Gimcrack" metingen is de voortstuwende zeilkracht bij de aan de windse koers volgens de "Bay-Bea-Standfast" proeven ongeveer 20% groter, hetgeen toe te schrijven is aan de verbeterde vorm van de moderne jachtzeilen.

De zeilkracht coëfficiënten in de Figuren 19 en 20 zijn lineair afhankelijk van de hellingshoek.

Als de windsterkte toeneemt zullen bij een bepaalde grens de zeilkracht coëfficiënten veranderen als gevolg van verandering van de vorm van de zeilen (door vlak trekken) door reven en door zeilwisselingen. Dat is nodig om een bepaalde maximale hellingshoek niet te overschrijden, of wanneer de snelheid van het jacht niet optimaal is.

Deze veranderingen kunnen geïntroduceerd worden door een reef-functie r , waarvoor geldt:

$$\begin{aligned} (S_A)_{\text{effectief}} &= r^2 S_A \\ (z_{CE} + D_4 L_{WL})_{\text{effectief}} &= r (z_{CE} + D_4 L_{WL}) \end{aligned} \quad (22)$$

Omdat zeilkrachten evenredig zijn met het product van de zeilkracht coëfficiënt en het zeiloppervlak is het bij vormverandering of reven van het zeil om het even of de coëfficiënt of het oppervlak gereduceerd wordt door de reef-functie. Daarbij wordt aangenomen dat de voortstuwende en hellende zeilkrachten in dezelfde mate worden beïnvloed, hetgeen als volgt enigszins te rechtvaardigen is. Als de zeilen vlak getrokken worden om hun lift coëfficiënt te reduceren dan zal de geïnduceerde weerstand verminderen ($D_{Di} \div C_L^2$) zodat de verhouding voortstuwende kracht/hellende kracht groter wordt. De geïnduceerde weerstand neemt echter toe als de hoogte van het zeilplan verkleind wordt door reven of zeilwisseling,

zodat de verhouding voortstuwende kracht/hellende kracht kleiner wordt. De effecten van reven en vlaktrekken kunnen elkaar dus opheffen.

Een iets andere methode om de zeilkrachtcoëfficiënten bij het berekenen van een polair snelheidsdiagram te definiëren is door Kerwin en Newman gebruikt [24].

De lift- en weerstandcoëfficiënten van een zeilplan worden betrokken op de schijnbare windhoek α en de schijnbare windsnelheid V_a beiden gedefinieerd in een vlak loodrecht op de mast.

In de prestatie berekening wordt ook een stabiliserend moment door het gewicht van de bemanning in rekening gebracht nl., waarbij het aantal personen gelijk is $\frac{2}{3} L_{WL}$ (m) en de horizontale dwarsscheepse verschuiving $0,4 B_{WL} \cos \phi$.

De parasitaire weerstandcoëfficiënt van de mast, tuigage en het bovenwater gedeelte van de romp is $0,097/r^2$.

In Figuur 21 is het polaire diagram van lift en weerstandcoëfficiënten gegeven, zoals gebruikt in [24].

3.2. Het polaire snelheidsdiagram.

In een polair snelheidsdiagram wordt de snelheid van een jacht gegeven als functie van de ware windsnelheid en de ware windhoek. Om een dergelijk diagram te bepalen moet het

evenwicht in zeilende conditie bepaald worden, waarbij de voortstuwende zeilkracht gelijk is aan de weerstand van het jacht en het hellende moment veroorzaakt doordat de zeilkracht gelijk is aan het dwarsscheeps stabiliteitsmoment. Dat is een iteratief proces, want de onbekende scheepssnelheid V_s moet vectoriaal opgeteld worden bij de werkelijke windsnelheid om de schijnbare windsnelheid, en daarmee de zeilkrachten te kunnen bepalen.

Een voorbeeld van een berekende snelheidspolaire voor een 32' jacht is gegeven in Figuur 22.

Voor dit voorbeeld zijn de benaderingen voor de dwarskracht en de weerstand in gehele toestand gebruikt, zoals gegeven door de formules 15 t/m 19.

Het is uiteraard mogelijk om meer gedetailleerde gegevens te gebruiken, bijvoorbeeld afkomstig uit een modelproef voor het beschouwde ontwerp. Uit een vergelijking met berekeningen, waarbij de besproken benaderingen zijn gebruikt, is in vele gevallen gebleken dat de verschillen in de snelheidspolairen zéér gering zijn. De benaderingen zijn nuttig in het ontwerpstadium om de invloed van veranderingen in het ontwerp ten aanzien van slankheidsgraad, stabiliteit, zeiloppervlak e.d. te analyseren.

4. Toepassing van prestatieberekeningen.

4.1. De invloed van zeegang.

De invloed van zeegang op de snelheid van een zeiljacht kan aanzienlijk zijn. Modelproeven in enkelvoudige golven tonen aan dat bij resonantie van de stampbeweging de weerstand vele malen groter wordt dan de stilwaterweerstand. Figuur 23 geeft die weerstandstoename, gebaseerd op modelproeven, voor een $\frac{1}{2}$ ton wedstrijdacht.

Hoewel enkelvoudige golven op zee niet voorkomen, toont deze figuur dat na een paar "resonantie" golven het jacht weinig