

STABILITEIT 1961.1). Inleiding.

In dit college wordt de stabiliteit van schepen behandeld. Stabiliteit is een algemeen begrip en wij kunnen er onder verstaan: alle eigenschappen die het schip vertoont als het uit zijn evenwichtsstand wordt gebracht. Het is daarbij niet van belang of de evenwichtsverstoring een hoekverdraaiing of een lineaire verplaatsing t.o.v. de evenwichtsstand ten gevolge heeft. Ook kunnen wij zowel statische als dynamische verschijnselen die hierbij optreden beschouwen.

Wij zullen ons in dit college hoofdzakelijk beperken tot statische verschijnselen d.w.z. de verstoring van het evenwicht wordt oneindig langzaam tot stand gebracht. In verband met de slingerbeweging van een schip, dat is een rotatie beweging om de langsscheepse as, worden wèl enige beschouwingen over het dynamisch gedrag gegeven. Voor het overige wordt in het college Scheepsbewegingen aandacht besteed aan het dynamische karakter van de stabiliteit.

2). Aanvangsstabiliteit.

Voor zover de bewegingen geen rol spelen geldt de wet van Archimedes (zie S_2): de oprijvende kracht die een zwevend of drijvend lichaam ondervindt is gelijk aan het gewicht van het verplaatste water.

Voor een drijvend schip geldt: $P = \gamma \nabla$

waarin:

P = het scheepsgewicht

γ = het soortelijk gewicht van het water.

De oprijvende kracht werkt verticaal naar boven en de werklijn van deze kracht gaat door het zwaartepunt F van het onderwater deel van het volume. Men noemt F het drukkingspunt. Het drukkingspunt is niet op te vatten als het aangrijpingspunt van de oprijvende kracht (zie het S_2 college).

Oppervlakte schepen hebben z.g. reserve displacement. De uitwateringsvoorschriften stellen een zodanig vrijboord verplicht,

dat het reserve displacement een voldoende grootte heeft i.v.m. de veiligheid van een schip.

Ten aanzien van een verstoring uit de evenwichtsstand die oneindig langzaam tot stand gebracht wordt, kunnen wij de verplaatsing van het schip ontbinden in een translatie van het zwaartepunt en een rotatie om het zwaartepunt.

We beschouwen eerst de translatie. Om de aanvangsstabiliteit in dit geval te beoordelen geven wij het schip een oneindig kleine verplaatsing uit de middenstand, en wel in de eerste plaats een verticale verplaatsing. (zie figuur 1).

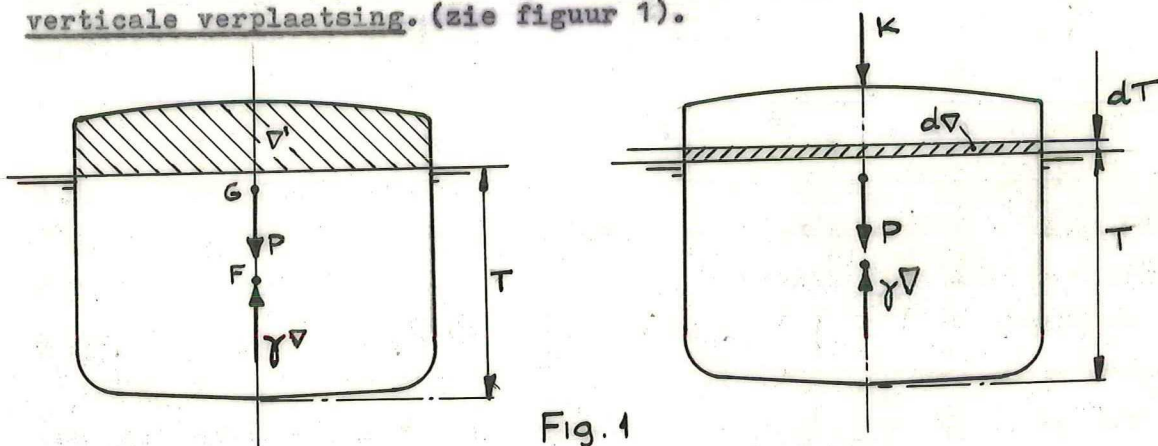


Fig. 1

De kracht die hiervoor nodig is noemen wij K .
 Het reserve volume is ∇' en het reserve displacement is $\gamma \nabla'$.
 Het schip zinkt door de kracht K dieper in het water over een afstand dT en de waterverplaatsing neemt daardoor toe tot $\nabla + d\nabla$.
 Nu geldt in de nieuwe evenwichtsstand:

$$P + K = \gamma (\nabla + d\nabla).$$

Wordt nu $K = 0$ dan is:

$P < \gamma (\nabla + d\nabla)$, zodat een verticale kracht $\gamma d\nabla$ het schip weer in zijn oorspronkelijke evenwichtsstand terug wil brengen. Het schip dat voldoende reserve displacement heeft is dus stabiel t.a.v. verticale verplaatsingen want een analoge redenering geldt als wij het schip door een kracht K iets uit het water omhoog trekken.

Een zwevend schip (onderzeeër) heeft geen reserve displacement. Afgezien van dichtheidsvariaties van het water, waardoor γ zou variëren en afgezien van de samendrukbaarheid van de constructie van

van het schip, waardoor ∇ zou veranderen, geldt dus steeds dat:

$$P = \gamma \nabla$$

Het evenwicht ten aanzien van verticale verplaatsingen is indifferent. (zie figuur 2).

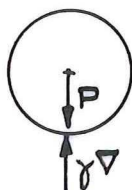


Fig. 2

Ten aanzien van een zijdelingse of een langsscheepse verplaatsing is een drijvend schip in de evenwichtstoestand steeds indifferent: het schip geeft geen reactiekracht bij oneindig langzame verplaatsing uit de beginstand en iedere nieuwe stand is een evenwichtstoestand.

Een hoekverdraaiing van het schip t.o.v. een verticale as geeft hetzelfde beeld: het evenwicht is steeds indifferent.

Een hoekverdraaiing t.o.v. een willekeurige horizontale as is in dit opzicht een gecompliceerder geval.

De beschouwing hierover die nu volgt is algemeen geldig; wij tekenen een dwarsdoorsnede van het schip en beschouwen een hoekverdraaiing om een langsscheepse as. Voor elke andere horizontale as geldt in principe hetzelfde. Er wordt nogmaals op gewezen dat wij in dit hoofdstuk uitsluitend oneindig kleine, of in de praktijk zeer kleine hellingshoeken beschouwen.

Er zijn nu drie mogelijkheden: (zie figuur 3)

a). Stabiel evenwicht.

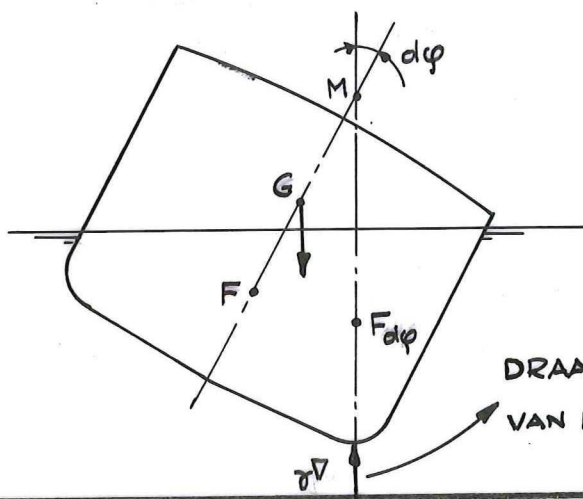


Fig. 3

DRAAIINGSRICHTING
VAN HET STAB. MOMENT - 4 -

Door de helling $d\varphi$ verplaatst zich het drukkingspunt F naar $F_{d\varphi}$: het nieuwe zwaartepunt van het onderwaterschip. Het punt $F_{d\varphi}$ is in dit geval zodanig gelegen dat de lijn van op-drijvende kracht het middellangsvlak in het punt M snijdt, en wel zodanig dat M boven G ligt.

In deze stand werkt op het schip een z.g. stabiliteitsmoment: $\gamma \nabla \overline{MG} \sin d\varphi \sim \gamma \nabla \overline{MG} d\varphi$. Dit stabiliteitsmoment zal het schip weer in zijn evenwichtsstand trachten terug te brengen. Dan is het totale moment dat op het schip werkt weer nul. Dat is het geval als M verticaal boven G ligt. De uitgangstoestand is dus stabiel.

b). Instabiel evenwicht.

Ligt G boven M , dan zal het "stabiliteits" moment de helling $d\varphi$ trachten te vergroten. De uitgangstoestand verkeerde dus in instabiel evenwicht. (zie figuur 4).

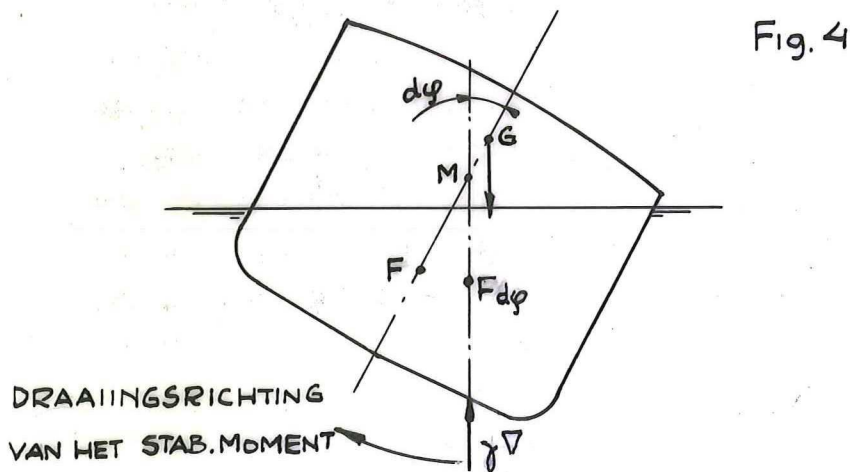
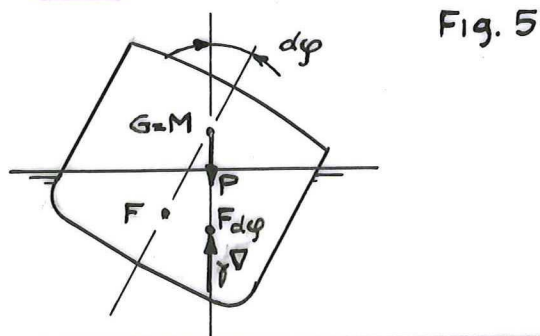


Fig. 4

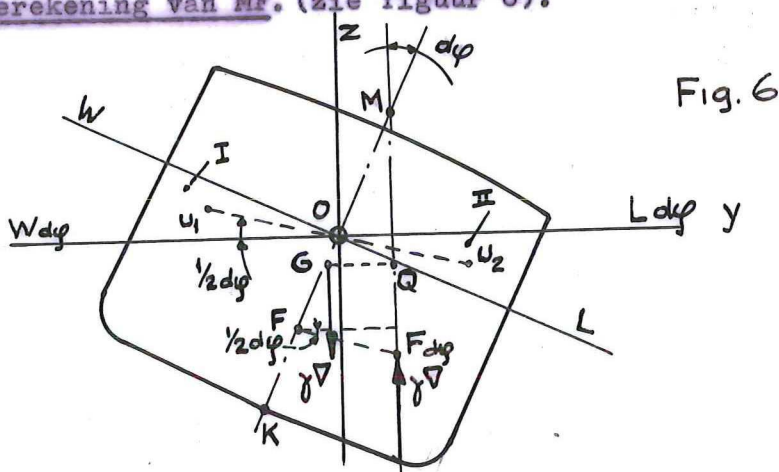
c). Valt M samen met G dan is er bij de hellingshoek $d\varphi$ geen stabiliteits moment. Het evenwicht is nu indifferent. Dit is slechts dan het geval als bij helling de werklijn van $\gamma \nabla$ door het punt $G = M$ blijft gaan. (zie figuur 5).



Uit deze voorbeelden blijkt dat twee factoren een rol spelen. Ten eerste de vorm van het onderwaterschip, want daardoor wordt de plaats van $F_{d\varphi}$ bepaald. Ten tweede: de hoogte ligging van het systeemzwaartepunt G.

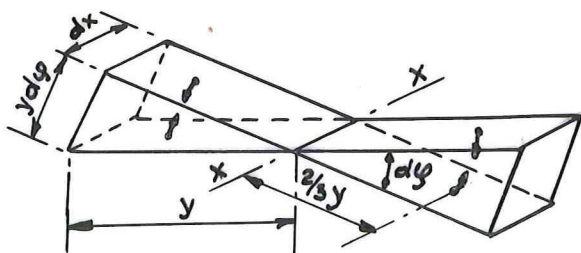
Men noemt \overline{MG} de metacenterhoogte en uit het voorgaande blijkt dat deze \overline{MG} een belangrijke rol speelt bij de beoordeling van de aanvankelijke stabiliteit van een schip.

De berekening van \overline{MF} . (zie figuur 6).



Bij een oneindig kleine helling $d\varphi$ kan men aannemen dat de wiggen $WOW_{d\varphi}$ en $LOL_{d\varphi}$ gelijkvormig zijn; zij hebben dezelfde inhoud. We denken ons het onderwaterschip in de gehelde toestand te zijn ontstaan doordat aan de ene kant een wig $LOL_{d\varphi}$ is toegevoegd terwijl aan de andere kant een wig $WOW_{d\varphi}$ is afgetrokken (intredende en uit-tredende wig).

Het volume van elk der wiggen is gelijk aan: (zie figuur 7).



$$d \nabla = \frac{1}{2} y^2 d\varphi dx,$$

waarbij de begrenzing door de huid benaderd is door een cilindervlak. Voor zeer kleine hoeken is dat een aanvaardbare benadering. Het moment van één wig met lengte dx is t.o.v. de as xx :

$$\frac{2}{3} y \cdot \frac{1}{2} y^2 d\varphi dx.$$

Het moment van beide wiggen tezamen is dus:

$$\frac{2}{3} y^2 d\varphi dx.$$

Over het gehele schip gerekend wordt dat:

$$\frac{2}{3} d\varphi \int_0^L y^3 dx.$$

De afstand $\overline{FF}_{d\varphi}$ vinden we nu uit een momenten rekening t.o.v. F

$$\overline{FF}_{d\varphi} = \frac{\nabla \cdot 0 + \frac{2}{3} d\varphi \int_0^L y^3 dx}{\nabla} \quad (d \quad 0!)$$

Nu is $I_x = \frac{2}{3} \int_0^L y^3 dx$ het traagheidsmoment van de lastlijn t.o.v. xx ,

dus $\overline{FF}_{d\varphi} = \frac{I_x d\varphi}{\nabla}$ en daar $\overline{MF} d\varphi = \overline{FF}_{d\varphi}$ is dus:

$$\overline{MF} = \frac{I_x}{\nabla}$$

\overline{MF} wordt wel de matacentrische straal genoemd.

Is \overline{FK} bekend dan is $\overline{MK} = \overline{FK}' + \overline{MF}$ (zie figuur 8).

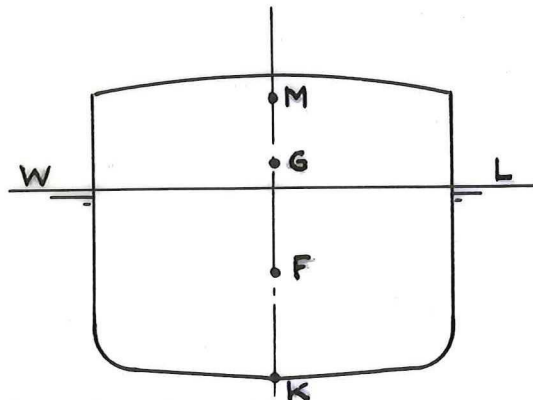


Fig. 8

De \overline{MG} waarde volgt dan uit:

$\overline{MK} - \overline{GK} = \overline{MG}$ waarin dus \overline{GK} de hoogte van het systeemzwaartepunt boven de kiel is.

Deze afleiding geldt voor elke horizontale draaiingsas en niet alleen voor de dwarsscheepse stabiliteit. Wij zullen nu een aantal voorbeelden geven waarbij een helling kan ontstaan, waarbij

we ons beperken tot kleine hellingshoeken opdat de gemaakte veronderstellingen die een oneindig kleine hellingshoek veronderstellen niet in het gedrang komen.

Voor dwarsscheepse hellingen kan men zo tot $7 - 10^\circ$ gaan mits het dek niet te water komt of de kimmen het water verlaten.

Voor langsscheepse hellingen blijft de trim voor vele praktische doeleinden nog vaak onder die grens.

1e. Voorbeeld.

Een uitwendig moment M_u dat op het schip werkt zal een helling veroorzaken met hellingshoek $\Delta\varphi$ totdat het stabiliteitsmoment

$$M_{st} = \gamma \nabla \overline{MG} \sin \Delta\varphi \approx \gamma \nabla \overline{MG} \Delta\varphi$$

evenwicht maakt met dit moment: dus $M_u = M_{st}$ en $M_u = \gamma \nabla \overline{MG} \Delta\varphi$ waaruit $\Delta\varphi = M_u / \gamma \nabla \overline{MG}$

Het teken $\Delta\varphi$ wordt hier gebruikt om aan te geven dat wij met een kleine hoek te maken hebben.

2e. Voorbeeld.

Horizontale verschuiving van een gewicht p aan boord, waarbij $p \ll \gamma \nabla$ (zie figuur 9).

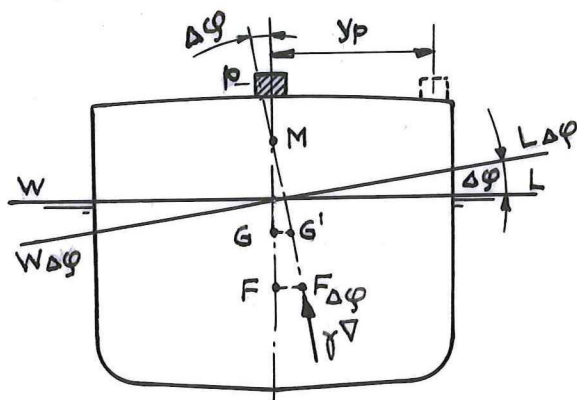


Fig. 9.

Door de horizontale verschuiving van p over een afstand y_p verschuift het gezamenlijke zwaartepunt G naar G' . Nu is GG' evenwijdig de verschuivingsweg van p . Bovendien is:

$$GG' = \frac{p \cdot y_p}{\gamma \nabla} ; \text{ Dit is als volgt te bewijzen: (zie figuur 10).}$$

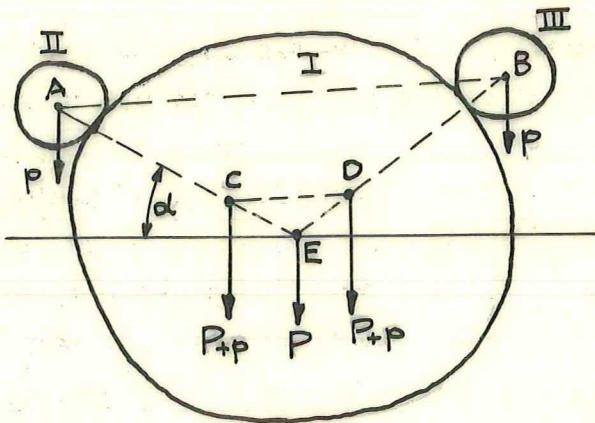


Fig. 10

Een lichaam I heeft een gewicht P ; het gewichtszwaartepunt is E . Toevoeging van een lichaam II met gewicht p heeft tot gevolg dat het gemeenschappelijk zwaartepunt terecht komt in het punt C .

Het totale gewicht is dan $P + p$ en het gemeenschappelijk zwaartepunt C wordt gevonden uit de betrekking:

$$p \cdot \overline{EA} \cos \alpha = (P + p) \overline{EC} \cos \alpha$$

of:

$$\frac{\overline{EC}}{\overline{EA}} = \frac{p}{P + p} \quad (1)$$

Wordt het gewicht nu verschoven naar de positie III dan ligt het gemeenschappelijk zwaartepunt in D .

Dan is:

$$\frac{\overline{ED}}{\overline{EB}} = \frac{p}{P + p} \quad (2)$$

Uit (1) en (2) volgt dat $\triangle ECD \sim \triangle EAB$

dus:

$$\boxed{\overline{CD} // \overline{AB}}$$

en:

$$\frac{\overline{CD}}{\overline{AB}} = \frac{\overline{EC}}{\overline{EA}} = \frac{\overline{ED}}{\overline{EB}} = \frac{p}{P + p}$$

dus:

$$\boxed{\overline{CD} = \frac{p}{P + p} \cdot \overline{AB}}$$

Omdat $\Delta\varphi$ klein is ($p \ll \gamma \nabla$) gaat de lijn van opdrijvende kracht bij benadering door M en voor het evenwicht is het noodzakelijk dat deze lijn tevens G' bevat.

Dus:

$$\overline{GG'} = \overline{MG} \operatorname{tg} \Delta\varphi = \overline{MG} \cdot \Delta\varphi$$

En:

$$\overline{MG} \cdot \Delta\varphi = \frac{p \cdot y_p}{\gamma \nabla} \quad \text{dus:} \quad \Delta\varphi = \frac{p \cdot y_p}{\gamma \nabla \overline{MG}} \quad (\text{in radialen}).$$

3e. Voorbeeld.

Helling door het moment van de schroef.

Aan de schroef wordt bij n omwentelingen per minuut een vermogen $-APK$ afgeleverd.

Het koppel dat de schroef hiervoor nodig heeft en dat door de motor geleverd moet worden is M_p .

Nu geldt dat:

$$APK = \frac{2\pi M_p \cdot n}{60 \times 75}$$

dus:

$$M_p = 716 \frac{APK}{n} \text{ kgm} \hat{=} 0,716 \frac{APK}{n} \text{ ton.m.}$$

De hierdoor ontstane reactie op het schip is even groot en veroorzaakt een helling:

$$\Delta\varphi = \frac{M_p}{\gamma \nabla \overline{MG}}$$

Bij grote schepen is deze hoek zeer klein ($< 1^\circ$) bij kleine schepen kan dit veel groter zijn

4e. Voorbeeld.

Als een schip een draaicirkel vaart, dan treedt een middelpunt vliedende kracht op, werkend door het systeem zwaartepunt G . (zie figuur 11).

De grootte van de middelpunt vliedende kracht is $\frac{\gamma \nabla}{g} \cdot \frac{v^2}{R}$ als R de straal is van de draaicirkel, g de versnelling van de zwaartekracht en v de snelheid van het schip.

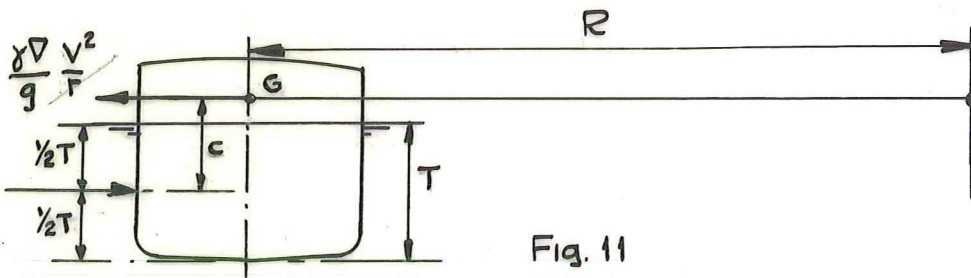


Fig. 11

De reactiekracht van het water werkt ongeveer op het zwaartepunt van het lateraalplan dat in hoogte ongeveer op $\frac{1}{2} T$ ligt.

Het moment veroorzaakt door de middelpunt vliedende kracht is nu:

$$\frac{\gamma \nabla}{g} \frac{v^2}{R} \cdot z_g$$

De hellingshoek wordt nu:

$$\Delta \varphi = \frac{\frac{\gamma \nabla}{g} \frac{v^2}{R} \cdot z_g}{\gamma \nabla \overline{MG}} = \frac{v^2 \cdot z_g}{g R \overline{MG}}$$

Andere voorbeelden waarbij kleine en soms ook grote hellingshoeken kunnen optreden zijn:

de trossentrek van een sleepboot,
helling door wind.

Opmerkingen.

Voor een zwevend lichaam is $I = 0$ en dus is $\overline{MF} = 0$.

In elke stand van het lichaam vallen M en F samen. Een dergelijke toestand is alléén dan stabiel, als G onder F ligt. (zie figuur 12).

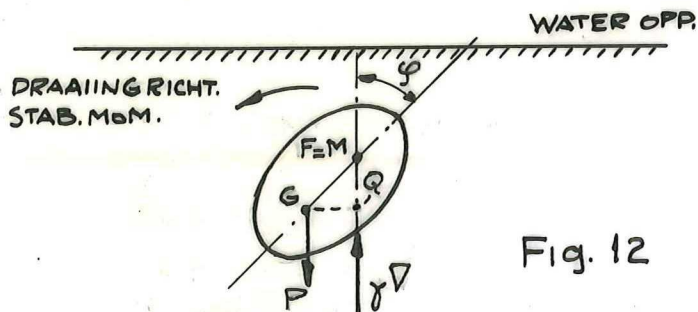
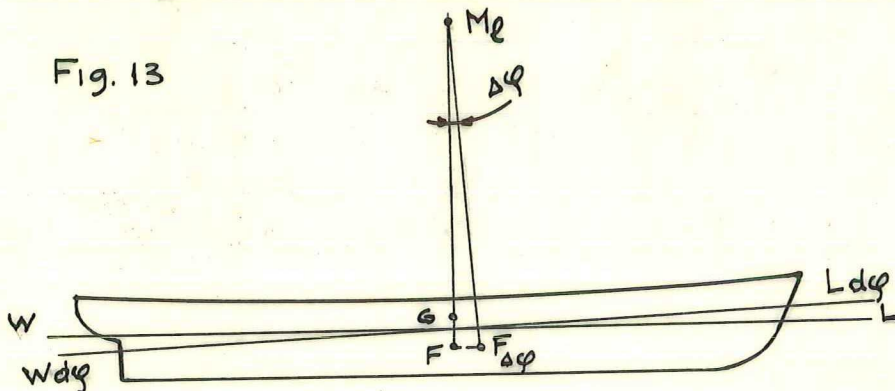


Fig. 12

Het stabiliteits koppel is dan $\gamma \nabla \overline{FG} \sin \varphi$.

Voor rotaties om een dwarsscheepse as geldt een geheel analoge afleiding. Echter is daar \overline{MF} zéér veel groter, omdat I_y zeer groot is t.o.v. I_x (zie figuur 13). I_x is evenredig met B^3L en I_y met L^3B ; voor een L/B verhouding van 7 is I_y ongeveer 50 x zo groot als I_x .

Fig. 13



Meestal kan men stellen dat $\overline{M_1G} \approx \overline{M_1F}$ omdat \overline{FG} verwaarloosbaar klein is t.o.v. \overline{MF} .

De hoogte van het systeem zwaartepunt is voor de trimligging van het schip dus praktisch niet van belang.

Voor een willekeurige as is het traagheidsmoment van de waterlijn: (zie figuur 14).

$$I_\alpha = I_x \cos^2 \alpha + I_y \sin^2 \alpha$$

Hiermede is dus $\overline{M_1F}$ gemakkelijk te bepalen.

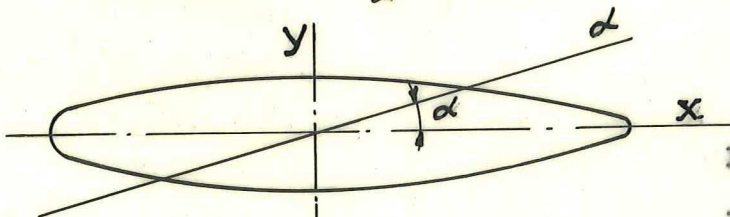


Fig. 14

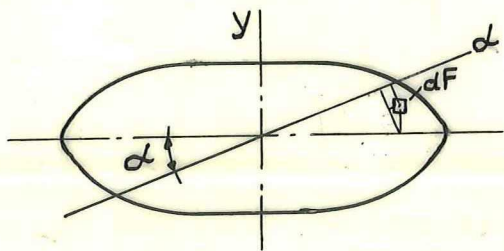


Fig. 15

Bewijs: zie figuur 15.

$$I_\alpha = \int (x \sin \alpha - y \cos \alpha)^2 dF$$

$$I_\alpha = \sin^2 \alpha \int x^2 dF + \cos^2 \alpha \int y^2 dF - 2 \sin \alpha \cos \alpha \int xy dF$$

dus:

$$I_\alpha = I_x \cos^2 \alpha + I_y \sin^2 \alpha$$

want:

$$\int xy dF = 0$$

3. Stabiliteit bij eindige hellingshoeken.

In het voorgaande is de stabiliteit van het evenwicht slechts beschouwd voor zeer kleine uitwijkingen uit de evenwichtsstand van het schip, hetgeen o.a. tot uiting werd gebracht door het gebruik van het teken $d\varphi$ of $\Delta\varphi$ bij het aanduiden van de hoek.

In dit hoofdstuk zullen we de grootte van het stabiliteitsmoment beschouwen bij eindige uitwijkingen uit de evenwichtsstand.

Voor langsscheepse stabiliteit kan men vaak volstaan met de benadering die wij gegeven hebben. Slechts indien een volledig trimdiagram geeist wordt is het nodig om nauwkeuriger berekeningen uit te voeren, zoals we later zullen zien.

Voor dwarsscheepse hellingen is de lineaire benadering (d.w.z. stab. mom. evenredig met φ) al gauw niet meer toe te passen. We zullen ons in dit hoofdstuk beperken tot de dwarsscheepse stabiliteit want een helling om een willekeurige andere as geeft steeds een groter stabiliteitsmoment.

In het spraakgebruik wordt vaak onder de stabiliteit van een schip verstaan de grootte van het stabiliteitsmoment bij een hoek φ .

Hieronder vallen dus niet de gedragingen van het schip onder de invloed van golven, wind enz. Het heeft zin om bij het lezen van het woord stabiliteit steeds na te gaan wat er precies bedoeld wordt: aanvangsstabiliteit, stabiliteit bij grotere hoeken of het algemene gedrag van het schip t.a.v. zijn bewegingen

We geven het schip nu een helling (zie figuur 16).

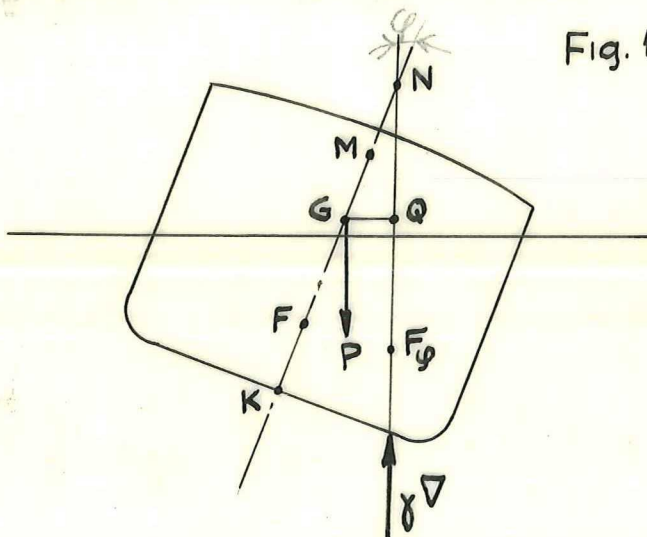


Fig. 16

De werklijn van de opdrijvende kracht gaat door F_φ en snijdt het middellangsvlak in het punt N. De projectie hiervan op het vlak van tekening is aangegeven.

In het algemeen zullen bij een helling F_φ en N ook in lengterichting verplaatsen. Wij beschouwen steeds de projectie van deze punten op een dwarsscheeps vlak door G.

Het stabiliteitsmoment is nu:

$$\gamma \nabla \overline{GQ} = \gamma \nabla \overline{NG} \sin \varphi .$$

We kunnen hiervoor schrijven:

$$\gamma \nabla \overline{NG} \sin \varphi = \gamma \nabla (\overline{MG} + \overline{MN}) \sin \varphi .$$

Het punt N wordt wel het valse metacenter genoemd en het valt in het algemeen niet samen met het metacenter M.

Slechts voor: $\varphi = 0$ zullen M en N samenvallen.

De arm van de statische stabiliteit vindt men door het stabiliteitsmoment te delen door $\gamma \nabla$. Het woord arm laat men in het spraakgebruik vaak weg, zodat men bijv. spreekt van: (Zie figuur 17)

de \overline{MG} stabiliteit dat is $\overline{MG} \sin \varphi$

Verder noemt men:

$\overline{NM} \sin \varphi$ de Formzusatzstabiliteit.
(Residuary stability).

Een andere schrijfwijze voor de arm is nog:

$$(\overline{NK} - \overline{GK}) \sin \varphi = (\overline{NF} + \overline{FK} - \overline{GK}) \sin \varphi , \text{ waarin } \overline{NF} = \overline{FG} + \overline{NG}$$

$\overline{NF} \sin \varphi$ is dan de vormstabiliteit welke alléén van de vorm afhangt.

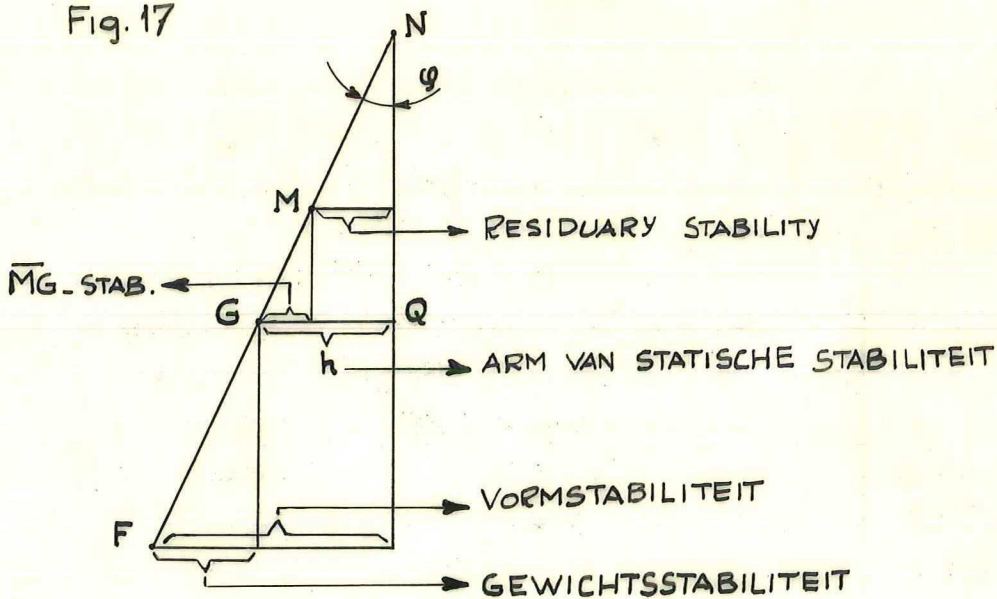
$\overline{FG} \sin \varphi$ heet de gewichtsstabiliteit.

$\overline{GQ} = \overline{NG} \sin \varphi$ is de arm van statische stabiliteit

Het bepalen van de arm van de statische stabiliteit

$\overline{NG} \sin \varphi$, (z.o.z.).

Fig. 17



als functie van de hellingshoek en het displacement (of de diepgangen) is een belangrijk deel van het onderzoek naar de dwars-scheepse stabiliteit van een schip.

De F - kromme. (zie figuur 18).

Geeft men het schip een van nul uit steeds groter wordende hellingshoek φ dan zal het drukingspunt F_φ een ruimtekromme beschrijven. De projectie daarvan op een dwarsscheeps vlak door G noemen we de F - kromme.

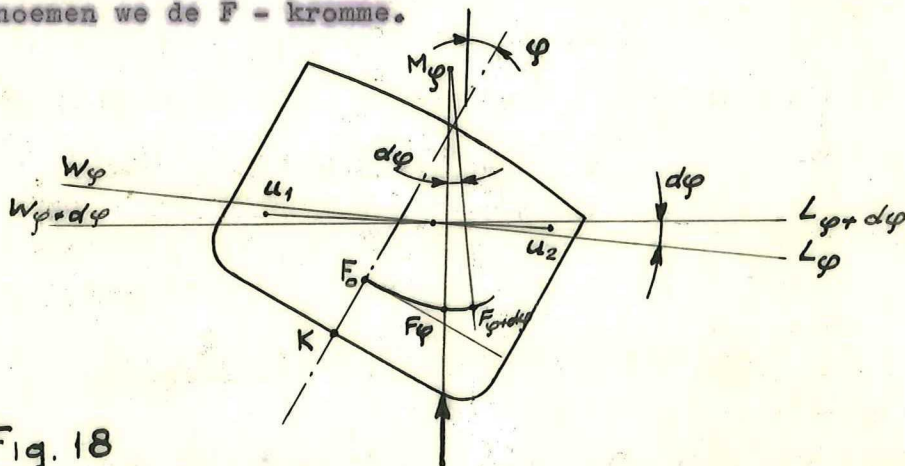


Fig. 18

De plaats van F_φ kan gevonden worden door de momenten stelling toe te passen op de in- en uittredende wiggen. Uitgaande van de helling φ geven we het schip een extra helling $d\varphi$. De verschuiving van F_φ naar $F_{\varphi + d\varphi}$ is nu evenwijdig aan de verbindingslijn van de zwaartepunten U_1 en U_2 van de in- en uittredende wig. De lijnen van oprijvende kracht door F_φ en $F_{\varphi + d\varphi}$

staan loodrecht op de bijbehorende waterlijnen en snijden elkaar in M_φ als $d\varphi \rightarrow 0$. M_φ is het metacentrum behorend bij de hoek φ (ook hier beschouwen wij de projectie op een dwarsscheeps vlak).

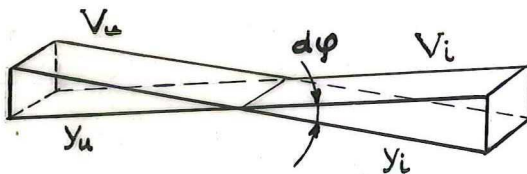
Als $d\varphi \rightarrow 0$ dan wordt $\overline{F_\varphi F_{\varphi+d\varphi}}$ een raaklijn aan de F -kromme in het punt F_φ .

Dan valt $u_1 u_2$ samen met $W_\varphi L_\varphi$ zodat de raaklijn aan de F -kromme evenwijdig is aan de waterlijn die behoort bij het raakpunt F_φ .

De werklijnen van de oprijvende kracht staan dus loodrecht op de F -kromme, zij zijn de normalen van de F -kromme.

De inhouden van de intredende en de uitredende wig zijn gelijk omdat de waterverplaatsing niet verandert. (zie figuur 19).

Fig. 19



Dus:

$$\nabla u = \nabla i$$

of:

$$\int_0^L \frac{1}{2} y_u^2 d\varphi dx = \int_0^L \frac{1}{2} y_i d\varphi dx$$

of:

$$\frac{1}{2} \int_0^L y_u^2 dx = \frac{1}{2} \int_0^L y_i^2 dx$$

D.w.z.: het statisch moment van de delen van de waterlijn ten zijde van de snijlijn is gelijk, m.a.w. de snijlijn gaat door het zwaartepunt van de hellende waterlijn.

Het W oppervlak en de Metacentrische kromme.

De opeenvolgende waterlijn vlakken hebben een gekromd vlak als omhullende het z.g.n. W vlak. De snijlijn met het dwarsscheeps vlak van tekening is in figuur 20 getekend. Het W oppervlak raakt aan het zwaartepunt van de opeenvolgende waterlijnen.

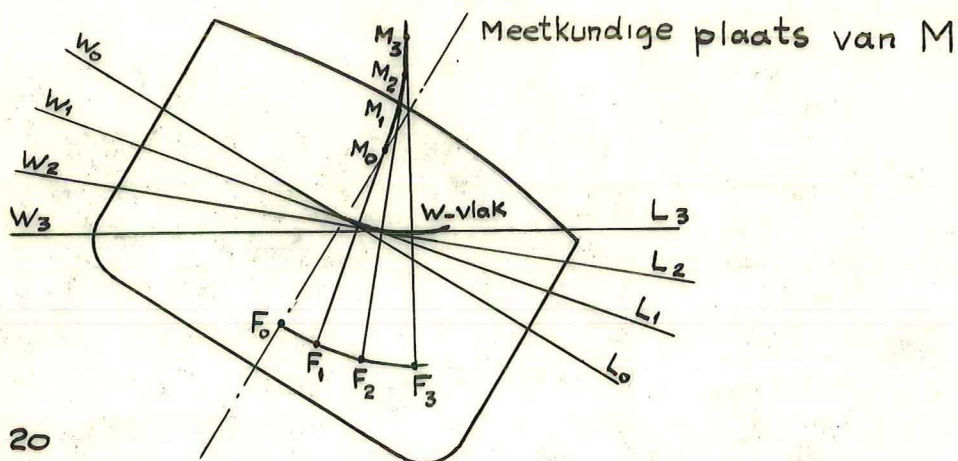


Fig. 20

Aangezien bij eindige hellingshoeken de in- en uitredende wiggen niet gelijkvormig zijn zal de hellende waterlijn niet door O blijven gaan. De snijlijn met de voorgaande waterlijn die een hoek $d\varphi$ maakt met de waterlijn waarvan wordt uitgegaan, ligt op het W oppervlak. Het schip wordt bij toenemende helling a.h.w. afgerold op het W oppervlak.

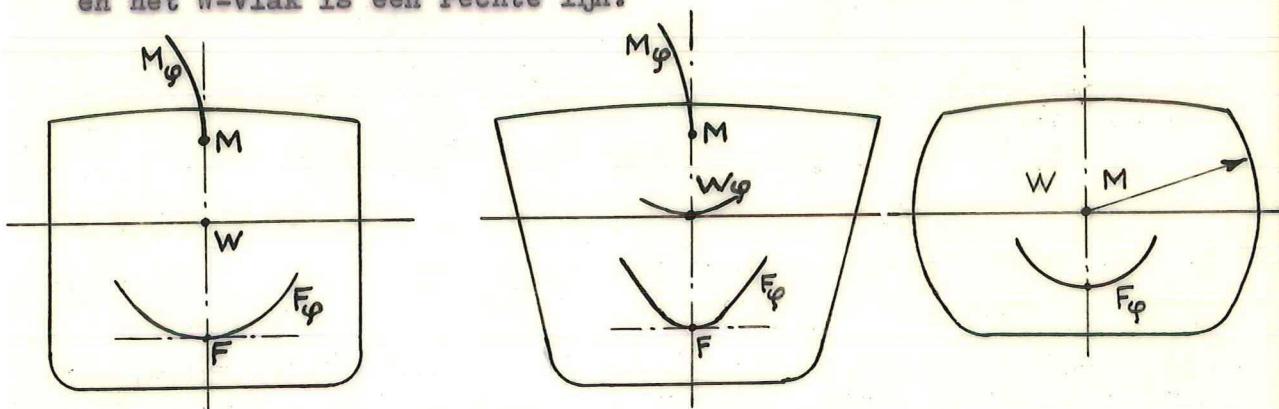
De meetkundige plaats van M_φ heet de metacentrische kromme. Uit de definitie van M_φ blijkt dat M_φ het krommingsmiddelpunt is van de F - kromme. De M_φ kromme is dus de meetkundige plaats van de krommingsmiddelpunten van de F - kromme. Het is de evolute van de F - kromme.

Het is duidelijk dat de F - kromme bepalend is voor de grootte van $\overline{M_\varphi F_\varphi}$ en deze afstand is van belang voor de grootte van het stabiliteitsmoment.

Wordt de F - kromme van F_0 uitgaande steeds vlakker dan neemt de kromtestraal toe en daarom stijgt het metacenter M_φ . Omgekeerd daalt M_φ als de kromtestraal afneemt.

Uit onderzoeken van eenvoudige geometrische lichamen is gebleken dat de F - kromme een parabool is, als het schip over het in- en uitredende deel loodrechte zijwanden heeft (zie figuur 21) Het W-vlak is in dit geval ontaard tot een rechte. De waarde van $\overline{M_\varphi F_\varphi}$ neemt toe met de hellingshoek φ . De F-kromme heeft zijn sterkste kromming bij $\varphi = 0$. Voor rechte, hellende spanten is de F-kromme een hyperbool, $\overline{M_\varphi F_\varphi}$ neemt toe met φ en het W-vlak is aan de onderzijde gekromd, dus naar boven toe hol.

Voor cirkelvormige spanten waarvan het middelpunt in de waterlijn ligt geldt: de F-kromme is een cirkel met middelpunt op de waterlijn, de M-kromme is ontaard in een punt (het middelpunt van de F-kromme) en het W-vlak is een rechte lijn.



figuur 21

In 't algemeen geldt:

Het W-vlak is naar boven toe hol (concaaf) als de spanten naar boven toe uitvallend zijn. Het is convex (naar boven bol) als we te maken hebben met invallende spanten. Als de raaklijn aan de spanten t.p.v. de waterlijn loodrecht staat, dan is het W-vlak een rechte, althans voor kleine hoeken. Het blijft een rechte als in en uittredende wiggen congruent zijn.

De kromme van armen van statische stabiliteit.

De grafische voorstelling van $\overline{GQ} = \overline{NG} \sin \varphi$ als functie van φ noemen wij de kromme van armen van statische stabiliteit. (zie figuur 22)

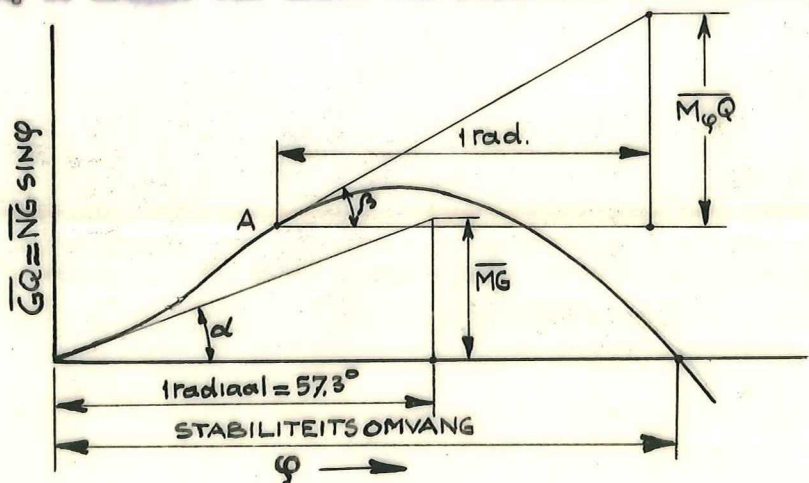


FIG. 22

De raaklijn aan de kromme in de oorsprong maakt een hoek α met de φ -as.

Dan is dus:

$$\frac{d(\overline{GQ})}{d\varphi} = \operatorname{tg}\alpha \quad \text{voor } \varphi = 0$$

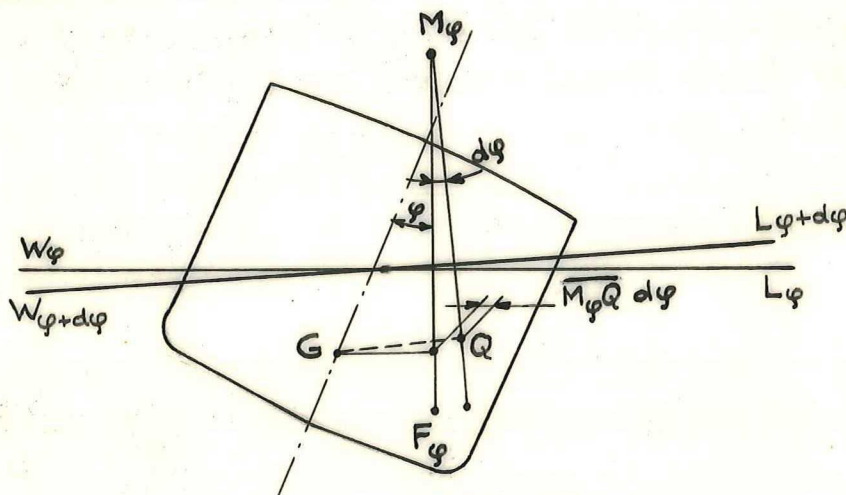
Voor $\varphi \rightarrow 0$ geldt $\overline{GQ} = \overline{MG} \cdot \varphi$

$$\text{dus } \frac{d(\overline{GQ})}{d\varphi} = \overline{MG} \quad \text{voor } \varphi = 0$$

$$\text{en } \operatorname{tg}\alpha = \overline{MG}$$

Als we op de φ -as de hoekeenheid (= 1 radicaal) uitzetten en op het eindpunt een verticaal lijnstuk \overline{MG} oprichten, dan zal de verbindingslijn met de oorsprong de helling van de kromme van armen aangeven. Dit is een nuttige controle bij stabiliteitsberekeningen.

De hoek, die de raaklijn in een willekeurig punt A (φ) aan de kromme met de φ -as maakt, staat in verband met de hoogte ligging van M_φ t.o.v. G (zie figuur 23)



figuur 23

Bij de hellingshoek φ behoort een arm van statische stabiliteit \overline{GQ} . Neemt de helling toe met een kleine hoek $d\varphi$ dan neemt de arm toe met een bedrag $\overline{M_\varphi Q} d\varphi$ want t.o.v. de helling φ verandert het metacenter M_φ niet als φ toeneemt met $d\varphi$.

$$\text{Nu is: } \operatorname{tg}\beta = \frac{d(\overline{GQ})}{d\varphi} \quad \text{en omdat: } d(\overline{GQ}) = \overline{M_\varphi Q} d\varphi$$

$$\text{is dus: } \operatorname{tg}\beta = \overline{M_\varphi Q}$$

Men construeert de raaklijn bij de hoek φ door op een afstand van 1 radicaal van φ , $\overline{M_\varphi Q}$ verticaal uit te zetten. De verbindingslijn van M_φ met het punt op de stabiliteitskromme, is een raaklijn. Omgekeerd is het mogelijk uit de kromme van armen de waarde $\overline{M_\varphi Q}$ te bepalen.

De dynamische stabiliteit.

Onder de dynamische stabiliteit van een schip verstaan wij de arbeid, die verricht moet worden om het schip vanuit een beginstand oneindig langzaam in een andere stand te brengen.

De arbeid, die verricht wordt door een moment M_{st} op het lichaam te laten werken is:

$M_{st} d\varphi$, als het lichaam daarbij over de hoek $d\varphi$ verdraait. Immers het moment kan vervangen gedacht worden door een kracht M_{st} op afstand 1 van het momentane draaiingsmiddelpunt en een gelijke, doch tegengesteld gerichte kracht M_{st} , aangrijpend in het draaiingsmiddelpunt. De afstand, die de kracht M_{st} aflegt in zijn eigen richting, is dan $1 \times d\varphi$, zodat de verrichte arbeid gelijk is aan:

$$M_{st} d\varphi$$

In ons geval is $M_{st} = \gamma \nabla \overline{NG} \sin \varphi$, zodat de dynamische stabiliteit gegeven wordt door:

$$\gamma \nabla \overline{NG} \sin \varphi d\varphi$$

Voor een verdraaiing over een hoek φ krijgen we:

$$\text{Dyn. stab} = \int_0^\varphi \gamma \nabla \overline{NG} \sin \varphi d\varphi = \gamma \nabla \int_0^\varphi \overline{NG} \sin \varphi d\varphi$$

Deze uitdrukking gedeeld door $\gamma \nabla$ geeft de z.g. dynamische weg:

$$\int_0^\varphi \overline{NG} \sin \varphi d\varphi$$

De integraal is niet zonder meer op te lossen, omdat \overline{NG} een functie van φ is, die in de meeste gevallen niet analytisch bekend is. Het is echter duidelijk, dat de dynamische weg de integraal is van de kromme van armen.

Zie figuur 24.

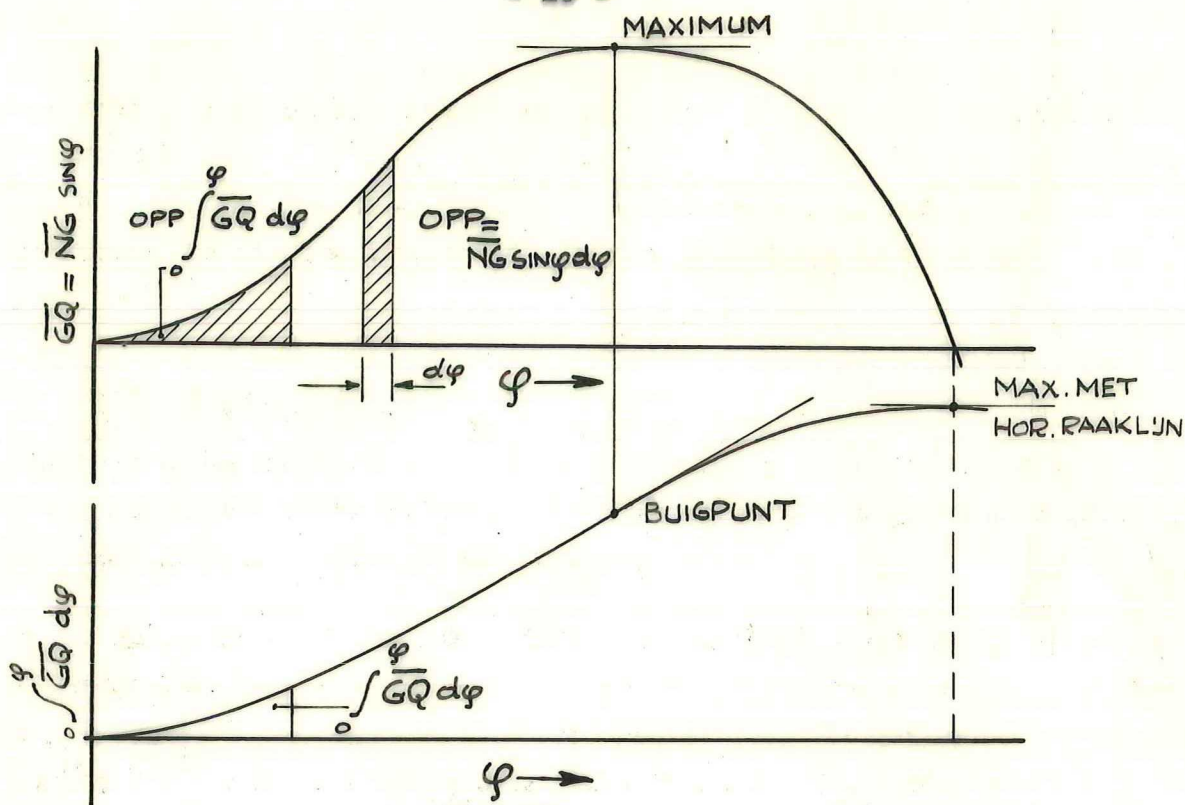


FIG. 24

Evenals bij de statische stabiliteit kan men bij de dynamische stabiliteit onderscheid maken tussen de aanvangsstabiliteit en de stabiliteit bij grotere hoeken.

Voor de statische aanvangsstabiliteit geldt zoals wij reeds zagen,

$$\overline{GQ} = \overline{MG} \sin \varphi$$

waarbij dus over het beschouwde gebied van φ geldt dat:

$$\overline{MG} = \overline{MG}$$

De dynamische weg wordt in dat geval:

$$\int_0^\varphi \overline{MG} \sin \varphi d\varphi = \overline{MG} \int_0^\varphi \sin \varphi d\varphi = -\overline{MG} \cos \varphi \Big|_0^\varphi = \overline{MG} (1 - \cos \varphi).$$

We kunnen hiervoor schrijven:

$$\overline{MG} (1 - \cos \varphi) = \overline{MG} \sin \varphi \operatorname{tg} \frac{\varphi}{2} \approx \overline{MG} \cdot \frac{\varphi^2}{2}$$

Hieruit volgt dat voor kleine hellingshoeken de dynamische weg gevonden wordt door de arm van statische stabiliteit te vermenigvuldigen met de tangens van de halve hellingshoek (of met de halve hellingshoek)

Verband tussen de arm van statische stabiliteit, de dynamische weg en $\overline{M_{\varphi Q}}$.

We noemen de arm korthedshalve h
 de dynamische weg e
 en $\text{tg } \beta = \overline{M_{\varphi Q}}$

Blijkbaar gelden de volgende betrekkingen (zie figuur 25).

$$c = \frac{dh}{d\varphi}; \quad h = \int_0^{\varphi} c \, d\varphi; \quad e = \int_0^{\varphi} \int_0^{\varphi} c \, d\varphi \, d\varphi = \int_0^{\varphi} h \, d\varphi.$$

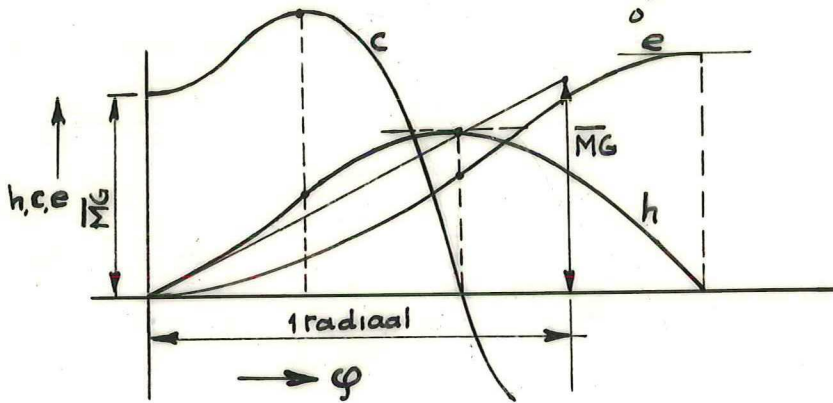


FIG. 25

Benaderingsmethoden voor het bepalen van de aanvangsstabiliteit.

In verband met het voorontwerp van een schip is het van belang om een schatting te kunnen maken van de \overline{MG} van het ontwerp.

Het is daarbij nodig om de hoogte van het systeemzwaartepunt \overline{GK} te schatten. In het College Ontwerpen S_3 worden de daarbij gebruikte methoden besproken. Daarnaast wordt geschat: \overline{MK} of \overline{FK} en \overline{MF} . Uit $\overline{MK} - \overline{KG} = \overline{MG}$ volgt dan de metacenterhoogte waarmee een beoordeling van de aanvangsstabiliteit mogelijk is, zoals we later zullen zien.

Uiteraard geeft een dergelijke analyse geen uitsluitel over de stabiliteit bij grotere hellingshoeken.

Hieronder volgen een aantal benaderingsformules die voor een 1e schatting bruikbaar zijn.

$$\overline{FK} = T(5\alpha - 2\delta)/6\alpha. \quad (\text{Jaeger-Morris}).$$

$$\overline{FK} = \frac{\alpha}{\alpha + \delta} T. \quad (\text{Posdienine}).$$

$$\overline{FK} = (0,828 - 0,343 \frac{\delta}{\alpha}) T \quad (\text{Bauer}).$$

$$\overline{FK} = (1,1 - 0,6\beta) T \quad (\text{Henschke}).$$

$$\overline{MF} = \frac{\alpha(\alpha + 0,04)}{12\delta} \frac{B^2}{T} \quad (\text{Posdienine}).$$

$$\overline{MF} = \frac{B^2}{T\delta} \cdot \frac{57\alpha - 22}{420} \quad (\text{Rauert}).$$

$$\alpha = \sqrt{0,85\delta} + 0,025 \quad \text{U spanten.}$$

$$\alpha = \sqrt{0,85\delta} + 0,075 \quad \text{V spanten.}$$

\overline{MF} volgt ook uit de formule $\frac{I}{\Delta}$

$$I_l = \frac{(5,55\alpha + 1)^3 L^3 B}{3450}$$

$$I_{dw} = \frac{(2\alpha + 1)^3 LB^3}{323}$$

Vrijlandt.

In het algemeen moet men voorzichtig zijn met dergelijke benaderingsformules. Het heeft vaak meer zin om een globaal lijnenplanetje te tekenen en met behulp van de OWL en 10 spanten een korte berekening te maken.

De formule van Scibanti.

Bij een helling φ is de verplaatsing van F evenwijdig aan W_φ L_φ gelijk aan: (zie figuur 26).

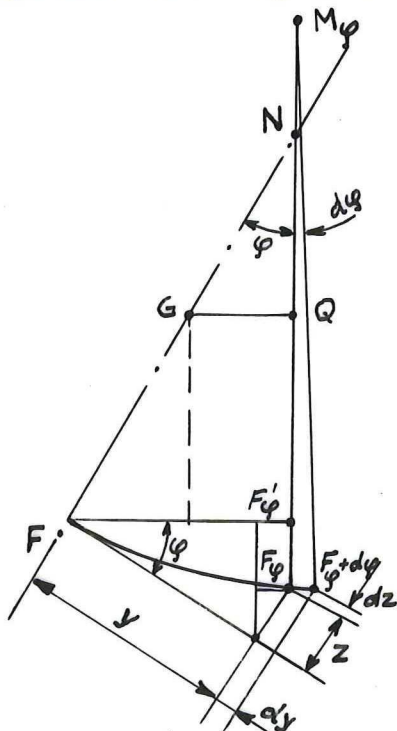


FIG. 26

$$\overline{FF}' = y \cos \varphi + z \sin \varphi$$

De arm van de statische stabiliteit is:

$$\overline{GQ} = y \cos \varphi + z \sin \varphi - \overline{FG} \sin \varphi$$

Nu is:

$$dy = \overline{FF}'_{\varphi} d\varphi \cos \varphi, \quad dz = \overline{FF}'_{\varphi} d\varphi \sin \varphi \text{ en}$$

$$\overline{FF}'_{\varphi} d\varphi = \overline{MF}_{\varphi} d\varphi$$

dus:

$$dy = \overline{MF}_{\varphi} \cos \varphi d\varphi \text{ en } dz = \overline{MF}_{\varphi} \sin \varphi d\varphi.$$

Hieruit volgt dat:

$$y = \int_0^{\varphi} \overline{MF}_{\varphi} \cos \varphi d\varphi \text{ en } z = \int_0^{\varphi} \overline{MF}_{\varphi} \sin \varphi d\varphi.$$

Verder is:

$$I_{\varphi} = \frac{I_x}{\cos^3 \varphi} \text{ indien het schip over de gehelde toestand lood-}$$

rechte zijwanden heeft, (zie figuur 27), dus:

$$\overline{MF}_{\varphi} = \frac{\overline{MF}}{\cos^3 \varphi}$$

$$y = \int_0^{\varphi} \frac{\overline{MF}}{\cos^2 \varphi} d\varphi$$

en

$$z = \int_0^{\varphi} \frac{\overline{MF}}{\cos^3 \varphi} \sin \varphi d\varphi.$$

Nu is:

$$\frac{d\varphi}{\cos^2 \varphi} = \operatorname{tg} \varphi \text{ en}$$

$$\int_0^{\varphi} \frac{\sin \varphi}{\cos^3 \varphi} d\varphi = - \int_0^{\varphi} \frac{d(\cos \varphi)}{\cos^3 \varphi} = \left[\frac{1}{2 \cos^2 \varphi} \right]_0^{\varphi} = \frac{1}{2} \left(\frac{1}{\cos^2 \varphi} - 1 \right)$$

dus:

$$y = \overline{MF} \operatorname{tg}^2 \varphi; \text{ en}$$

$$z = \frac{1}{2} \overline{MF} \left(\frac{1}{\cos^2 \varphi} - 1 \right).$$

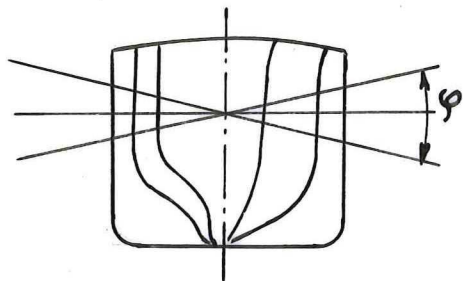


FIG. 27

We vinden dat:

$$\overline{GQ} = \overline{MF} \operatorname{tg} \varphi \cos \varphi + \frac{1}{2} \overline{MF} \sin \varphi \left(\frac{1}{\cos^2 \varphi} - 1 \right) - \overline{FG} \sin \varphi$$

$$\overline{GQ} = \overline{MF} \sin \varphi \left(1 + \frac{\operatorname{tg}^2 \varphi}{2} \right) - \overline{FG} \sin \varphi.$$

$$\overline{GQ} = \overline{MG} \sin \varphi + \overline{MF} \frac{\operatorname{tg}^2 \varphi}{2} \sin \varphi.$$

Dit is de formule van Scribanti.

Deze formule geldt exact zolang: $I_{\varphi} = \frac{I_x}{\cos^3 \varphi}$

Voor normale schepen geldt de formule vrij aardig mits het dek niet te water komt, en ook de kimroning niet uit het water komt. In veel gevallen is de formule van Scribanti bruikbaar tot $\varphi = 10^\circ$ à 15° . Voorzichtigheid is geboden bij scherpe schepen en sterk uitvallende spanten vlak boven de WL.

Volgens de formule van Scribanti is de 2e term steeds > 0 , d.w.z. de residuary stability is steeds positief.

Er zijn verschillende toepassingen van de formule van Scribanti.

1). Een schip heeft slagzij doordat $\overline{MG} < 0$.

Het schip zal een zodanige helling aannemen dat de plaats van N_{φ} samen valt met G (zie figuur 28).

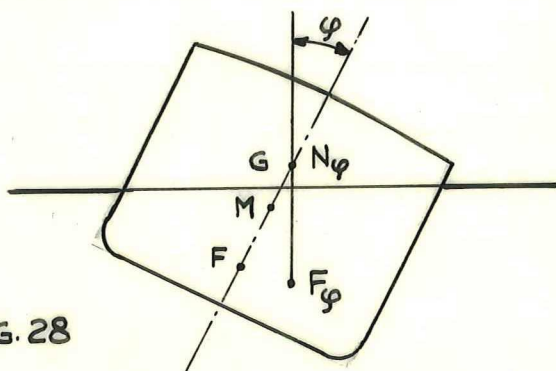


FIG. 28

$MG < 0$
EVENWICHT ALS $N_{\varphi} = G$

Is de negatieve waarde van \overline{MG} bekend dan volgt de helling uit de vergelijking:

$$\overline{MG} \sin \varphi + \frac{\overline{MF}}{2} \operatorname{tg}^2 \varphi \sin \varphi = 0$$

of:

$$\overline{MG} + \frac{\overline{MF}}{2} \operatorname{tg}^2 \varphi = 0, \text{ dus } \operatorname{tg}^2 \varphi = - \frac{2\overline{MG}}{\overline{MF}}$$

Omgekeerd is de negatieve \overline{MG} te berekenen als de slagzij en \overline{MF} bekend zijn.

Bij deze afleiding is een essentieel punt dat G in het middellangsvlak ligt. De slagzij mag dus niet veroorzaakt worden door onsymmetrische belading.

2). Slagzij door asymmetrische belading.

Stel dat door horizontale verschuiving van een gewicht het zwaartepunt G horizontaal naar G' verschoven is waardoor de slagzij is ontstaan.

In de nieuwe evenwichtsstand ligt G' op de werklijn van de oprijvende kracht. (zie figuur 29).

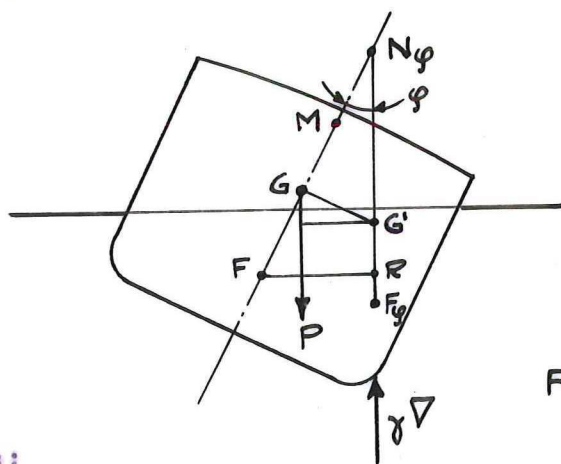


FIG. 29

Nu is:

$$\overline{PR} = \overline{GG'} \cos \varphi + \overline{FG} \sin \varphi = \overline{NF} \sin \varphi.$$

Dit schrijven we als volgt:

$$\overline{NF} \operatorname{tg} \varphi = \overline{GG'} + \overline{FG} \operatorname{tg} \varphi.$$

Omdat:

$$\begin{aligned} \overline{NF} &= \overline{MF} + \overline{MN} \\ &= \overline{MF} + \frac{1}{2} \overline{MF} \operatorname{tg}^2 \varphi. \end{aligned}$$

is dus:

$$\overline{MF} \operatorname{tg} \varphi + \frac{1}{2} \overline{MF} \operatorname{tg}^3 \varphi = \overline{GG'} + \overline{FG} \operatorname{tg} \varphi.$$

Ook is:

$$\overline{MF} - \overline{FG} = \overline{MG}$$

zodat:

$$\operatorname{tg}^3 \varphi + \frac{2\overline{MG}}{\overline{MF}} \operatorname{tg} \varphi - \frac{2\overline{GG'}}{\overline{MF}} = 0 \quad (1)$$

Dit is een 3e graads vergelijking in $\text{tg } \varphi$ van de vorm

$$x^3 + px + q = 0$$

Deze heeft één reële wortel n.l.

$$x = \sqrt[3]{-1q + \sqrt{(1q)^2 + (\frac{1}{3}p)^3}} + \sqrt[3]{-1q - \sqrt{(1q)^2 + (\frac{1}{3}p)^3}}$$

a). Voor $\overline{GG^1} = 0$ dus een symmetrische belastingstoestand vinden we:

$$\text{tg}^2 \varphi + \frac{2\overline{MG}}{\overline{MF}} = 0 \quad \text{of} \quad \boxed{\text{tg}^2 \varphi = -\frac{2\overline{MG}}{\overline{MF}}} \quad (2)$$

b). Voor kleine φ is $\text{tg}^3 \varphi$ te verwaarlozen t.o.v. $\text{tg} \varphi$ dan is:

$$\boxed{\text{tg} \varphi = \frac{\overline{GG^1}}{\overline{MG}}} \quad (3)$$

of:

$$\varphi = \frac{\overline{GG^1}}{\overline{MG}}$$

De betrekkingen (2) en (3) hadden wij al gevonden.

In de volgende tabel is aangegeven hoeveel de uitkomsten van de verschillende formules kunnen verschillen, afhankelijk van de grootte van \overline{MG} en \overline{MF} . Bij kleine en negatieve \overline{MG} is de lineaire benadering van het stabiliteitskoppel niet juist.

\overline{MF}	cm	500	500	500	500
\overline{MG}	cm	100	10	0	-5
$\overline{GG^1}$	cm	10	5	5	0
φ uit $\text{tg} = \frac{\overline{GG^1}}{\overline{MG}}$		$5\frac{2}{3}^\circ$	$26\frac{1}{3}^\circ$	onb.	0
φ volgens Scribanti		$5\frac{2}{3}^\circ$	$12\frac{1}{2}^\circ$	15°	8°

De stabiliteit bij relatief grote hellende momenten.

De formule van Scribanti is niet toepasbaar bij het analyseren van de stabiliteit bij grotere hoeken. In dergelijke gevallen moet de kromme van armen van statische stabiliteit ter beschikking staan.

Voorbeeld: Horizontale verschuiving van een gewicht waarbij een grote hellingshoek optreedt. (zie figuur 30).

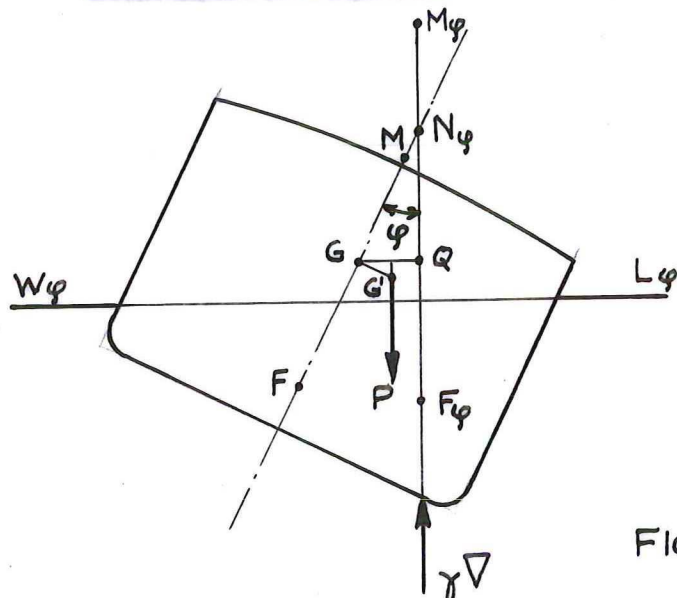


FIG. 30

Door de horizontale verschuiving van een gewicht verplaatst G horizontaal naar G' . Het stabiliteitsmoment bij een helling φ wordt nu:

$$M_{st} = \gamma \Delta (\overline{GQ} - GG' \cos \varphi).$$

Er is evenwicht als:

$$\overline{GQ} = GG' \cos \varphi.$$

De kromme van armen van statische stabiliteit na de verschuiving van het gewicht wordt verkregen door de arm \overline{GQ} te verminderen met $GG' \cos \varphi$ (zie figuur 31).

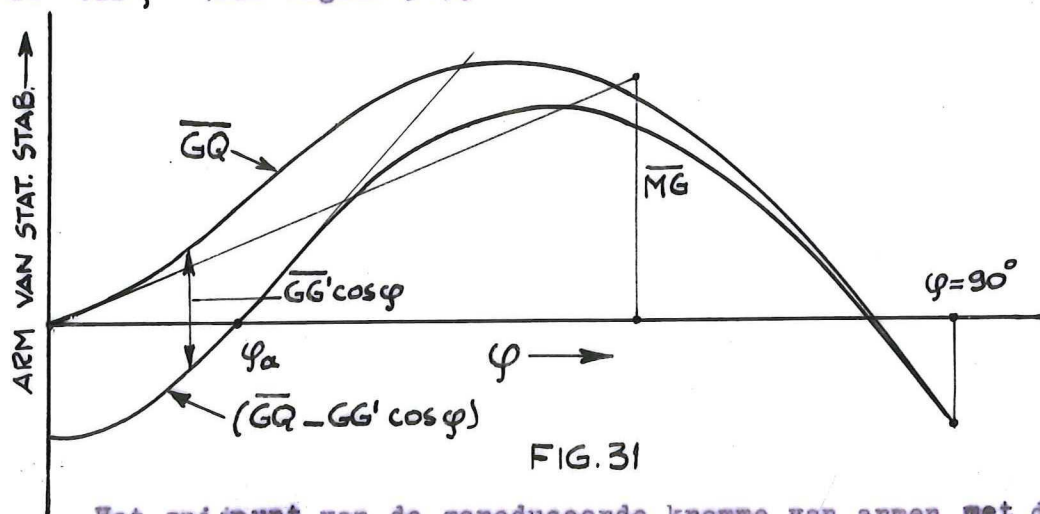
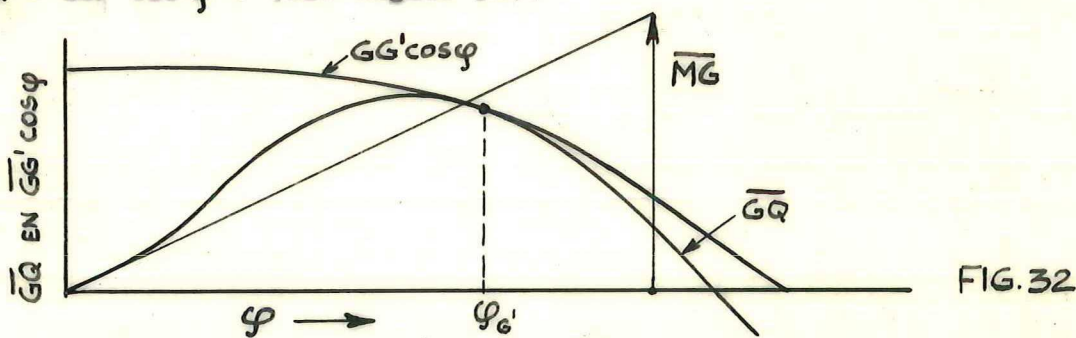


FIG. 31

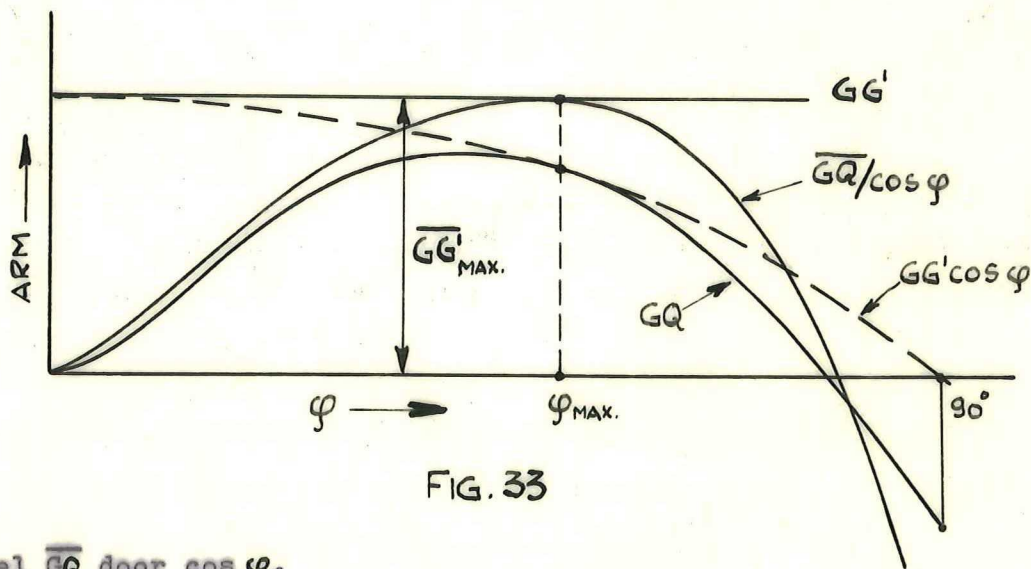
Het snijpunt van de gereduceerde kromme van armen met de φ - as geeft de nieuwe evenwichtsstand φ_a van het schip.

We merken op dat de helling van de kromme van armen in het nulpunt door het verschuiven van de last vergroot is: de aanvangsstabiliteit is groter geworden, de stabiliteitsomvang is echter verkleind.

De maximale verschuiving van een gewicht waarbij het schip nog juist niet kentert volgt uit de kromme $\overline{GG}' \cos \varphi$ die raakt aan de kromme van armen van statische stabiliteit. Voor het raakpunt is $\overline{GQ} = \overline{GG}' \cos \varphi$. (zie figuur 32).



Om dit raakpunt gemakkelijk te kunnen bepalen, passen we het volgende foefje toe:



Deel \overline{GQ} door $\cos \varphi$.

\overline{GG}'_1 is een horizontale rechte en het raakpunt met $\overline{GQ}/\cos \varphi$ is nu gemakkelijk te bepalen. (zie figuur 33).

Dit raakpunt ligt verticaal boven φ_{\max} .

De maximale dwarsscheepse verschuiving y_p van het gewicht p volgt uit:

$$\overline{GG}' = \frac{y_p \cdot p}{\gamma \nabla}$$

Winddruk.

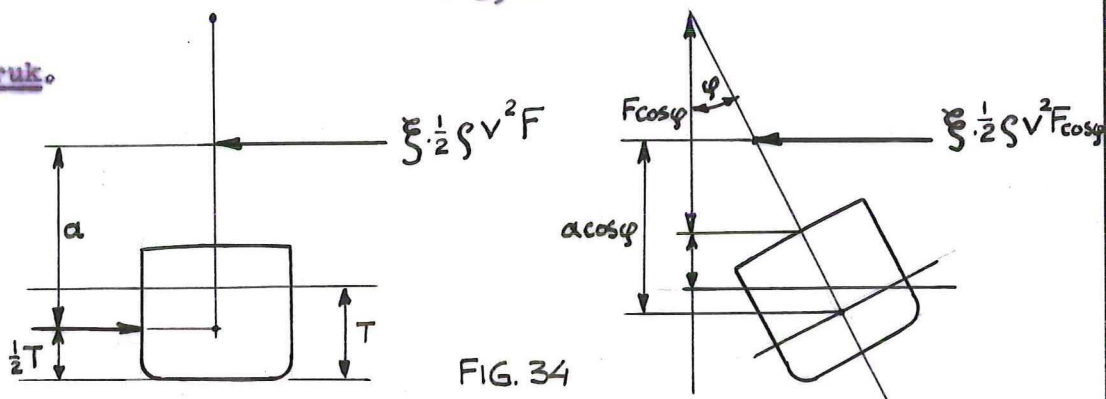


FIG. 34

De kracht die door de wind op de zeilen wordt uitgeoefend is:
(zie figuur 34)

$$K_w = \sum \xi \cdot \frac{1}{2} \rho V_w^2 F \approx \sum 0,075 V_w^2 F \text{ kg}$$

ξ = daarbij ongeveer 1,2 à 1,3.

ρ = 0,125 kg sec²m⁻⁴ (dichtheid van lucht).

V_w = de windsnelheid in m/s.

F = de projectie van de zeilen op het middellangsvlak of het lateraal oppervlak boven de lastlijn.

a = de afstand van het zwaartepunt van het lateraal vlak boven water tot dat onder water.

Onder water grijpt de reactie kracht aan op ongeveer $\frac{1}{2} T$. Het winddrukmoment in de rechte stand wordt dus:

$$M_w = \sum \xi \cdot \frac{1}{2} \rho V^2 F a.$$

Bij een helling φ wordt de projectie van F op een verticaal vlak: $F \cos \varphi$ en de projectie van de arm wordt: $a \cos \varphi$, dus:

$$M_{w\varphi} = \cos^2 \varphi \sum \xi \cdot \frac{1}{2} \rho V_w^2 F \cdot a. \text{ kg m.}$$

Delen we $M_{w\varphi}$ door $\gamma \nabla$ dan krijgen we de arm van het windmoment: $M_{w\varphi} / \gamma \nabla$. De arm van het windmoment is gelijk aan een constante $x \cos^2 \varphi$. Met behulp van de kromme van armen van statische stabiliteit vinden we de nieuwe evenwichtsstand van het schip (zie figuur 35).

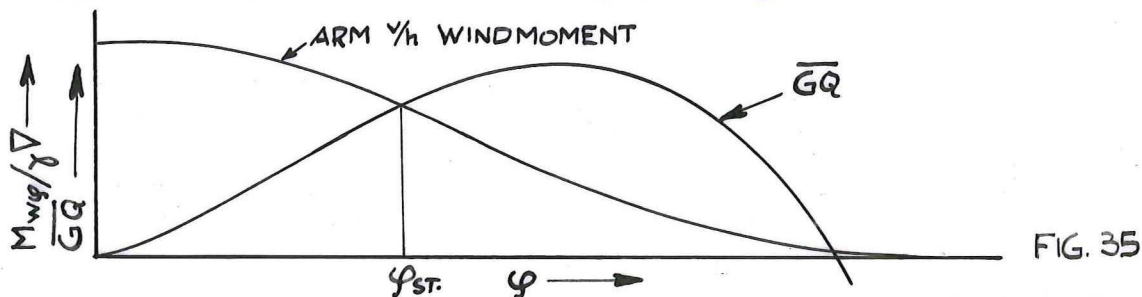


FIG. 35

Deze beschouwing geldt bij benadering voor een zeilschip. Voor motorschepen neemt het bovenwaterlateraal vlak iets toe doordat de boordwand omhoog komt. Het verloop van het windmoment is in dat geval

niet meer volgens $\cos^2 \varphi$ maar ongeveer zoals in de figuur geschetst is (zie figuur 36).

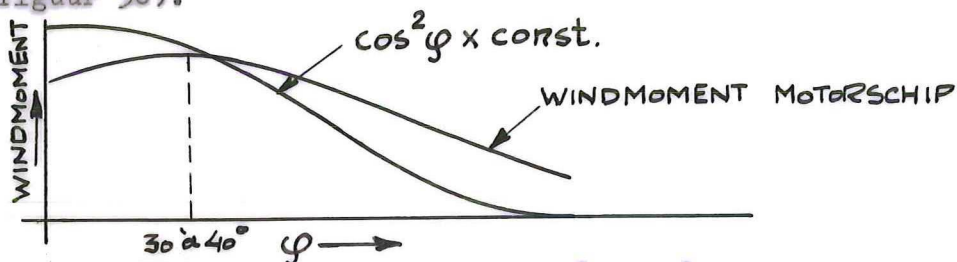


FIG. 36

Het maximum ligt dan bij ongeveer 30° à 40° en veelal rekent men daarom tot die hoek met een constant windmoment dat gelijk is aan het windmoment in de rechte stand.

Japanse modelproeven in een windtunnel gaven als gemiddeld resultaat dat het windmoment als functie van de hellingshoek varieert als $f(\varphi) = 0,25 + 0,75 \cos^3 \varphi$, i.p.v. $f(\varphi) = \cos^2 \varphi$.

(M.Kinoshita en S.Okada: "Heeling moment due to the windpressure on small vessels", "Proceedings of Symposium on the behaviour of Ships in a Seaway", Wageningen 1957).

Dit resultaat is gebaseerd op windtunnelproeven met drie modellen van betrekkelijk kleine schepen n.l. een trainingsschip ($L_n = 68,5$ m) een passagiersschip ($L_n = 74,5$ m) en een vissersschip ($L_n = 29,5$ m). Een mogelijke verklaring van het snel afvallende windmoment is de volgende (zie figuur 37).

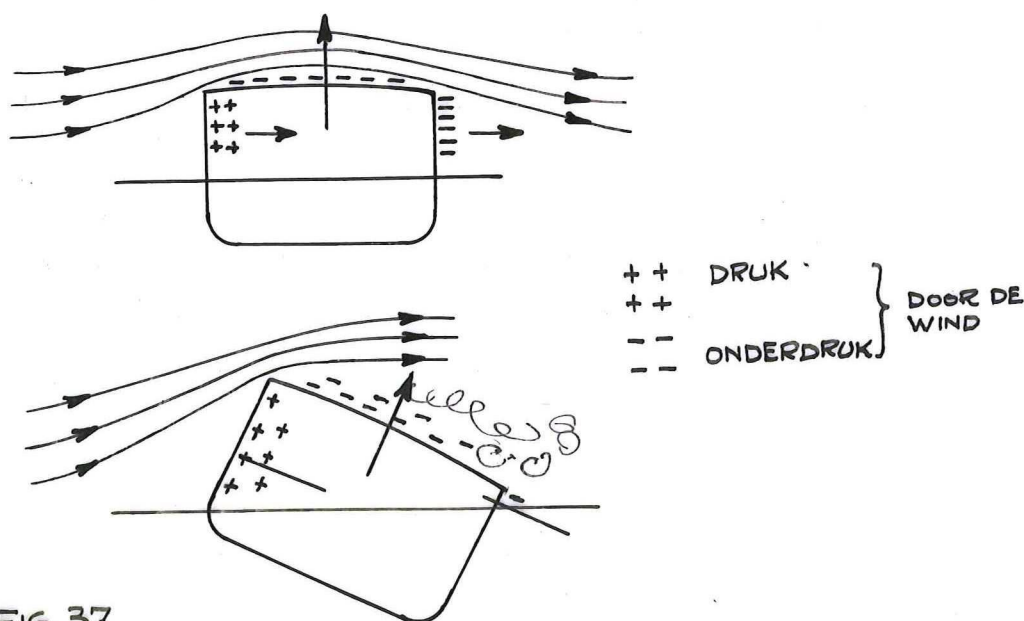


FIG. 37

Bij een helling φ zal aan de bovenkanteen onderdruk optreden welke het winddrukmoment tracht te verkleinen.

Het windmoment in de rechte stand:

$$M_w = 0,75 V_w^2 F.a. 10^{-4} \text{ t.m.}$$

komt overeen met Japanse voorschriften voor de beoordeling van de stabiliteit. Japan rekent met $V_w = 26$ m/s voor grote vaart.

Een bui heeft een $\sqrt{1,5}$ x zo grote windsnelheid.

Voor $V_w = 26$ m/s vinden we:

$$M_w \approx 0,051 F.a \text{ t.m.}$$

Voor $V_w = 31,9$ m/s is $M_w \approx 0,066 F.a. \text{ t/m.}$

Russische stabiliteitsvoorschriften stelden het windmoment tevens afhankelijk van de grootte van "a" waarbij echter opgemerkt moet worden dat a tot de lastlijn gemeten wordt.

De coëfficiënt voor F.a is voor de grote vaart bijv:

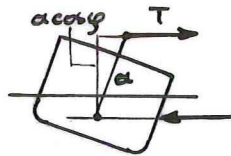
a(m) (tot C.W.L)	M / F.a.
1	0,096
2	0,117
3	0,131
4	0,140
5	0,147
6	0,153
≥ 7	0,156

Voor de meeste berekeningen kan de winddruk constant over de hoogte aangenomen worden. Dit is een benadering die voor kleine schepen een overschatting van het windmoment betekent, dus een extra veiligheidscoëfficiënt (zie Johow 1920 blz. 542-544).

Op het College Scheepsbewegingen wordt een winddruk uitgereikt waarop de windsnelheid als functie van het getal van Beaufort wordt gegeven.

Sleepboten.

Bij een grote zijdelingse kracht zoals aan de tros van een sleepboot kan optreden wordt het moment $M_{sl} = T.a \cos \varphi$



waarin T de trossentrek in kg

a de afstand van aangrijpingspunt van de tros tot $\frac{1}{2} T$.

T is benaderend te stellen op 16 à 18 kg/pk (zeeslepers)

en 11 à 13 kg/pk (binnen sleepb).

Bij toepassing van een straalbuis zijn deze waarden ongeveer 30% hoger.

De invloed van vrije vloeistofoppervlakken.

a. De invloed op de aanvangsstabiliteit (φ is klein).

Het drukingspunt f van het water in de tank verplaatst zich naar f_φ . De inhoud van de vloeistof in de tank is V . Het s.g. van de vloeistof is γ' .

Er geldt dat:

$$mf = \frac{1}{V} \text{ en}$$

en:

$$\begin{aligned} \overline{ff}_\varphi &= \overline{mf} d\varphi. \\ &= \frac{1}{V} d\varphi. \end{aligned}$$

Het systeem zwaartepunt G verplaatst zich daardoor naar G' waarbij geldt: (zie figuur 38)

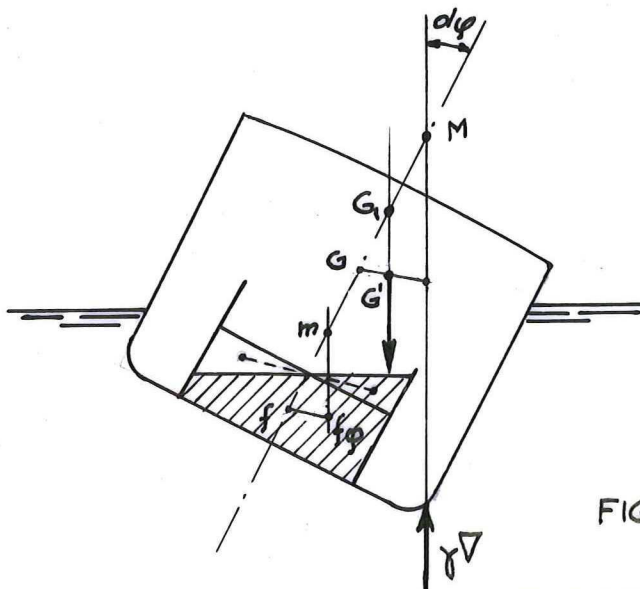


FIG. 38

$$\overline{GG'} = \overline{ff} \varphi \cdot \frac{\gamma' V}{\gamma \nabla} = \frac{1}{V} d\varphi \cdot \frac{V \gamma'}{\nabla \gamma} = \frac{1}{\nabla} d\varphi \frac{\gamma'}{\gamma}$$

waarin γ' het s.g. van de tankvulling is.

Voor een aantal tanks geldt dat:

$$\overline{GG'} = \frac{\sum \gamma' i}{\gamma \nabla} d\varphi .$$

Verder blijkt uit de figuur dat het gewichtszwaartepunt G a.h.w. verticaal verschoven is naar G_1 over de afstand:

$$\overline{GG_1} = \frac{\overline{GG'}}{d\varphi} = \frac{\sum \gamma' i}{\gamma \nabla}$$

De metacenterhoogte is door de vloeistoflading dus gereduceerd tot:

$$\overline{MG} - \overline{GG_1}$$

De arm van statische stabiliteit bij kleine hoeken kan benaderd worden door:

$$(\overline{MG} - \overline{GG_1}) \sin \varphi$$

Er wordt op gewezen dat het gewicht van de tanklading begrepen is in $\gamma \nabla$!

- b. De invloed van vrije vloeistofoppervlakken bij grote hellingshoeken (zie figuur 39).

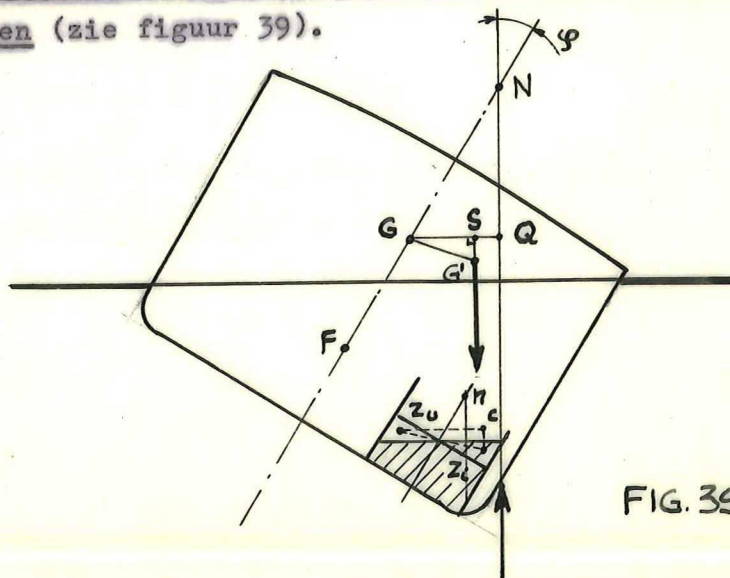
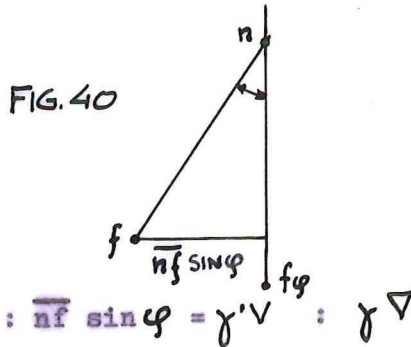


FIG. 39

Door het vrije vloeistofoppervlak in de tank verplaatst G zich naar G' . De statische arm vermindert met een bedrag \overline{GS} waarbij uit de verschuivingswet volgt dat:

$$\overline{GS} = \frac{\gamma' V z_{uc}}{\gamma \nabla} .$$

Wij merken op dat bij een gegeven displacement de verkleining van de arm alleen bepaald wordt door de vorm van de wiggen in de tank. De vorm van de tank op zich zelf doet niet ter zake. Ook kunnen we als volgt redeneren: (zie figuur 40).



dus:

$$\overline{GS} = \frac{\gamma' V}{\gamma \nabla} \overline{nf} \sin \varphi.$$

Nu is voor rechte tank zijwanden:

$$\begin{aligned} \overline{nf} &= \overline{mf} + \overline{nm} \\ &= \overline{mf} (1 + \frac{1}{2} \operatorname{tg}^2 \varphi) \\ &= \frac{1}{\sqrt{2}} (1 + \frac{1}{2} \operatorname{tg}^2 \varphi), \end{aligned}$$

dus:

$$\overline{GS} = \frac{\gamma' i}{\gamma \nabla} (1 + \frac{1}{2} \operatorname{tg}^2 \varphi) \sin \varphi.$$

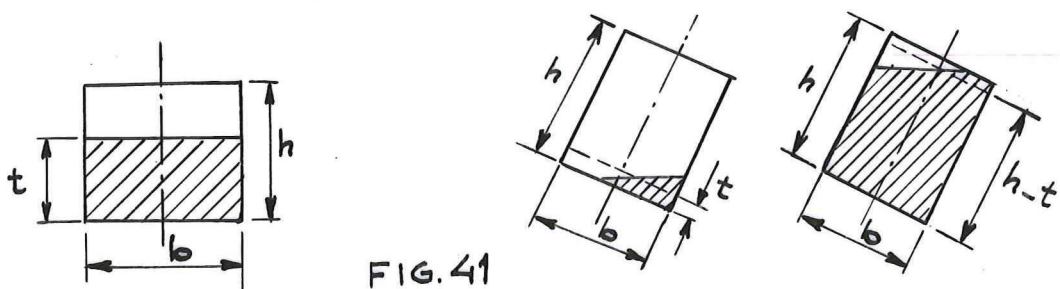
Voor een gedeeltelijke vulling van een rechthoekige tank heeft Ir. Herfst de reductie van de arm berekend. (S. en W. 1956, No. 3).

Hij stelt:

$$\overline{GS} = \frac{c \gamma' i}{\gamma \nabla}$$

De coëfficiënt c hangt af van de hellingshoek φ , de verhouding hoogte/breedte = h/b van de tank en de verhouding vulling t tot breedte b : t/b .

Uit symmetrie overwegingen blijkt dat een tankpeil t en $h - t$ dezelfde c geven (zie figuur 41).



De c-waarden zijn in de witdrukken 1 en 2 gegeven.

Indien de tankvorm (bijv. van de dubb. bodem) iets afwijkt van een rechthoek dan kan men de vorm door een rechthoek benaderen en een tank berekenen met gelijke hoogte h , een zelfde peil t en een zodanige breedte dat het dwarstraagheidsmoment voor beide tanks gelijk is.

Voor een trapeziumvormige tank met evenwijdige zijden b_1 en b_2 volgt uit witdruk 3 met de verhouding $\beta = \frac{b^2}{b_1}$ waaruit de overeenkomstige breedte (dus met gelijk traagheidsmoment) voor een rechthoek afgelezen kan worden. Het traagheidsmoment van het trapezium volgt uit witdruk 3 afhankelijk van β . Wij vinden met de grafiek $\alpha = \frac{1b^3}{i}$ dus $i = \frac{1b^3}{\alpha}$

Het laden en lossen van tankschepen.

Het diagram van Hök (zie figuur 42).

In de begin toestand is het schip geheel ledig. Eén der tanks wordt met vloeibare lading gevuld. Als gevolg daarvan verandert:

- a. de diepgang T
- b. de hoogte van het systeemzwaartepunt boven het basisvlak: \overline{GK}
- c. de hoogte van het metacentrum boven het basisvlak \overline{MK} .
- d. het displacement $P = \gamma \nabla$.

Zodra een vloeistofspiegel in de tank aanwezig is treedt er een reductie op van het dwarsmetacentrum \overline{MG} ter grootte:

$$\overline{GG'} = \frac{\gamma' i}{P + p}$$

waarin γ' het s.g. van de vloeistoflading is en p het gewicht ervan.

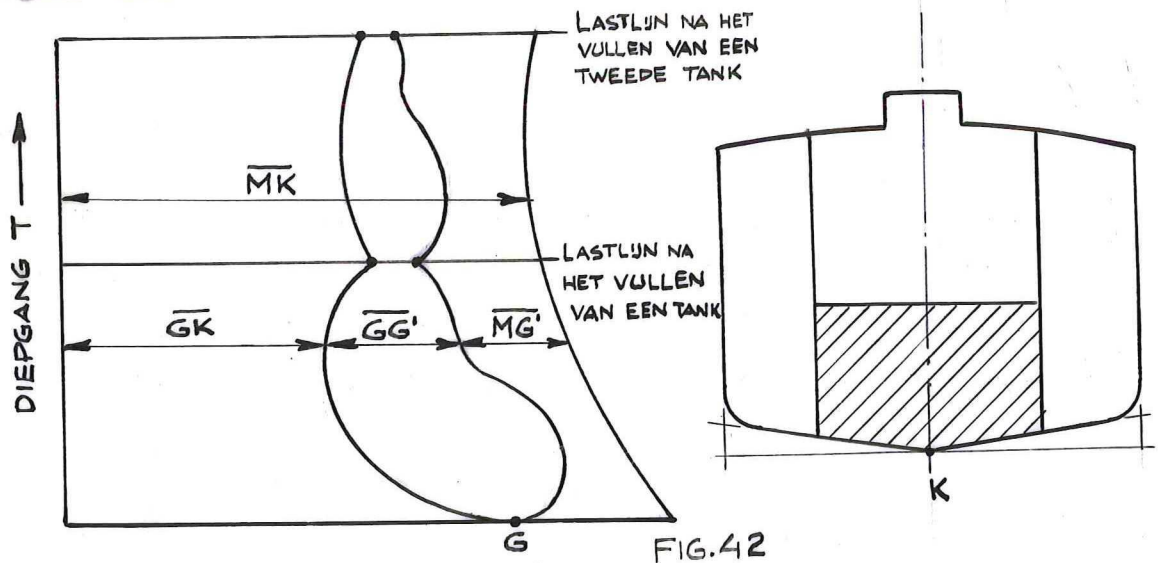
Het diagram dat ontstaat door \overline{GK} , \overline{MK} en $\overline{GG'}$ als functie van de diepgang T uit te zetten (de T -as is daarbij verticaal) staat bekend als het diagram van Hök. De waarde van $\overline{GG'}$ wordt steeds uitgezet op de bijbehorende \overline{GK} waarde.

Het verloop van de krommen kan men als volgt beredeneren, uitgaande van de toestand: leeg schip.

- a). Bij toenemende diepgang wordt \overline{MK} over het algemeen kleiner. Na een minimum waarde bereikt te hebben treedt soms een kleine vergroting op.

- b). Aanvankelijk zal het gemeenschappelijke zwaartepunt van schip en vloeibare lading dalen; naarmate de vloeistofspiegel stijgt vermindert de daling en verandert tenslotte in een stijging.
- c). Voor de lege tank in de correctie $\overline{GG}^1 = 0$, tenminste dit is het geval indien er vlaktiling aanwezig is. De \overline{GK} en $\overline{G}^1\overline{K}$ krommen hebben dan een gemeenschappelijk beginpunt. Heeft de tank een vlakke bodem (tilting = 0) dan heeft \overline{GG}^1 een eindige waarde bij een oneindig kleine vulling: \overline{GK} en $\overline{G}^1\overline{K}$ hebben dan niet hetzelfde beginpunt.

In het algemeen is de tilling klein zodat i bij een kleine toename van de tankvulling sterk stijgt. Het displacement $P + p$ stijgt zeker weinig, zodat $\overline{GG}_1 = \frac{\delta' i}{P + p}$ in het begin een grote waarde krijgt. (zie figuur 42).



Is het vlak bedekt met vloeistof dan zal bij een verdere stijging van de vloeistofspiegel de i niet meer veranderen; $P + p$ neemt dan echter toe zodat \overline{GG}^1 afneemt.

Wordt het dek bereikt dan reduceert i plotseling totdat de eindwaarde behorend bij het vrije oppervlak in de expansieruimte bereikt wordt.

Het verschil tussen de \overline{MK} en de \overline{GK}^1 waarde geeft aan hoe de gecorrigeerde metacenterhoogte als functie van de diepgang varieert. De koffieboonachtige figuur mag de \overline{MK} niet snijden want dan zou $\overline{MG}^1 < 0$ worden. Vult men verschillende tanks tegelijk dan kan één grote "koffieboon" ontstaan, waarbij de kans dat $\overline{MG}^1 > 0$ groter kan worden. Wordt na de eerste tank een tweede gevuld dan herhaald het beeld zich.

In de negentiger jaren toen men voor het eerst zeegaande tankers bouwde zijn bij het laden en lossen wel ongelukken gebeurd. De schepen waren toen lang, smal, diepgaand en vol. Tegenwoordig bouwt men breder en is de diepgang relatief kleiner (kleiner L/B en grotere B/T).

Tevens zijn de schepen scherper (groter \overline{MF}). Voor normale verhoudingen die thans gebruikelijk zijn is het diagram van Hök overbodig, vooropgesteld dat het laden en lossen deskundig gebeurd.

(Lit. Burgess: Tanker design from a Stability Point of View)
Trans. NECIES 1949 (vol. 65 part 4).

De aard van het evenwicht bij uitwendige belasting.

Het dynamische gedrag van een schip ten aanzien van de slingerbeweging wordt voorgesteld door de formule:

$$I \ddot{\varphi} = M_x$$

Waarin I het massa traagheidsmoment van het schip ten opzichte van een langsscheepse as door G voorstelt. De invloed van het meebewegende water is in I verdisconteerd.

$\ddot{\varphi}$ is de hoekversnelling en M_x stelt het totale moment voor dat op het schip werkt. Verder wordt verondersteld dat bij de slingerbeweging geen energie gedissipeerd wordt: de demping van de beweging is nul. We kunnen de bovengenoemde vergelijking nog iets anders schrijven door het stabiliteitsmoment M_{st} te scheiden van het kenterende moment M_k , dus:

$$I_x \ddot{\varphi} = M_k(\varphi) - M_{st}(\varphi).$$

In het algemeen zijn beide momenten een functie van φ .

Indien we rechter- en linkerlid van de vergelijking vermenigvuldigen met $d\varphi$ en daarna integreren, dan krijgen we:

$$E = \frac{I}{2} \dot{\varphi}^2 = \int_0^\varphi M_k(\varphi) d\varphi - \int_0^\varphi M_{st}(\varphi) d\varphi.$$

$\frac{I}{2} \dot{\varphi}^2$ is de kinetische energie van het schip bij de slingerbeweging. Deze energie is gelijk aan de arbeid die verricht wordt door de krachten die op het schip werken. De maximum hellingshoek waarbij dynamisch evenwicht bestaat wordt gevonden door $\dot{\varphi} = 0$ te stellen, dus:

$$\int_0^\varphi M_k(\varphi) d\varphi = \int_0^\varphi M_{st}(\varphi) d\varphi. \quad (1)$$

De 2e voorwaarde is: $\ddot{\varphi} < 0$, want φ moet maximum zijn als $\dot{\varphi} = 0$ dus:

$$M_k(\varphi) < M_{st}(\varphi) \quad (2)$$

De vergelijkingen (1) en (2) vormen het criterium voor een stabiel dynamisch evenwicht van het schip. In figuur 43 zijn drie gevallen getekend welke overeenkomen met drie kenterende momenten I, II en III.

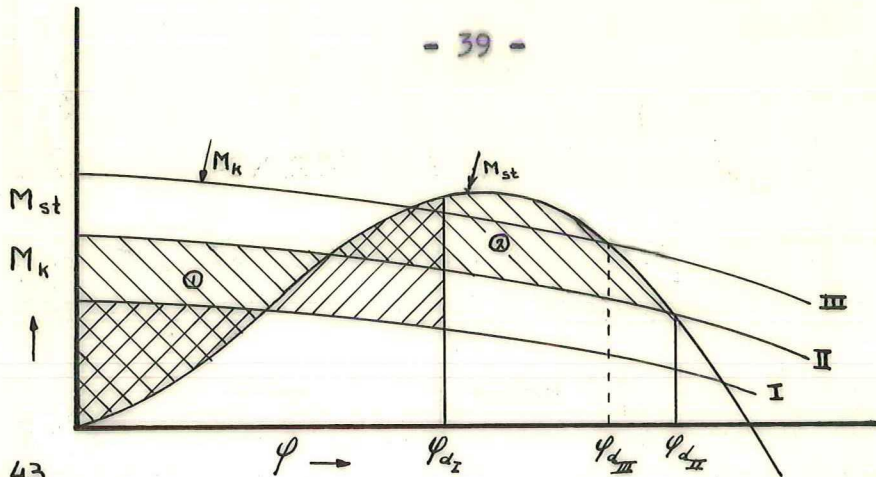


Fig. 43

Slechts geval I voldoet aan het criterium:

$$\left. \begin{aligned} \int_0^{\varphi} M_k(\varphi) d\varphi &= \int_0^{\varphi} M_{st}(\varphi) d\varphi \\ \text{en: } M_k &< M_{st} \end{aligned} \right\} \text{ voor } \varphi = \varphi_{dI}$$

Het evenwicht is dynamisch stabiel.

Voor II geldt:

$$\left. \begin{aligned} \int_0^{\varphi} M_k(\varphi) d\varphi &= \int_0^{\varphi} M_{st}(\varphi) d\varphi \\ \text{en: } M_k &= M_{st} \end{aligned} \right\} \text{ voor } \varphi = \varphi_{dII}$$

φ_{dII} is de dynamische kenterhoek.

Voor III geldt:

$$\left. \begin{aligned} \int_0^{\varphi} M_k(\varphi) d\varphi &> \int_0^{\varphi} M_{st}(\varphi) d\varphi \\ \text{en: } M_k &= M_{st} \end{aligned} \right\} \text{ voor } \varphi = \varphi_{dIII}$$

De toestanden II en III zijn dus dynamisch niet stabiel.

De hoek waarbij statisch evenwicht bestaat als het schip onderworpen is aan een uitwendig moment M_k kan gevonden worden door als voorwaarde te stellen: E is maximaal.

De hoek waarbij E maximaal is correspondeert met de hoek waarbij stabiel evenwicht bestaat. ($\dot{\varphi}$ is dan maximaal) Het maximum van E vinden we door de voorwaarden:

$$1). \frac{dE}{d\varphi} = 0$$

$$2). \frac{d^2E}{d\varphi^2} < 0$$

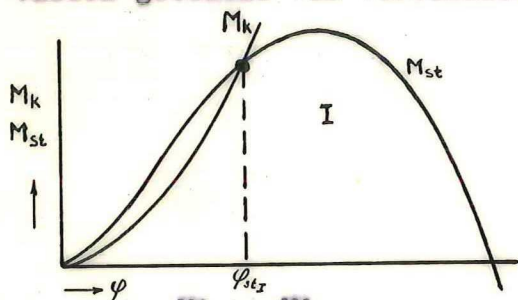
$$\text{waarbij } E = \frac{I\dot{\varphi}^2}{2} = \int_0^{\varphi} M_k(\varphi) d\varphi - \int_0^{\varphi} M_{st}(\varphi) d\varphi.$$

Dat geeft:

$$\left. \begin{aligned} M_k &= M_{st} \\ \frac{dM_k}{d\varphi} &< \frac{dM_{st}}{d\varphi} \end{aligned} \right\}$$

Hiermede hebben wij het criterium gevonden voor een stabiel statisch evenwicht.

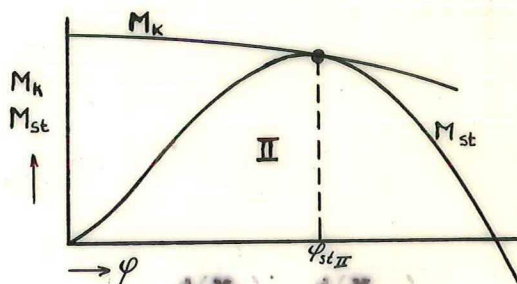
Uiteraard kunnen i.p.v. de momenten óók de armen gebruikt worden. Een schip dat dynamisch een moment M_k ondergaat keert uiteindelijk naar het statische evenwicht terug, als de kinetische energie van de beweging door de demping gedissipeerd is. In figuur 44 zijn vier gevallen getekend van verschillende soorten evenwicht.



$$\frac{dM_k}{d\varphi} > \frac{dM_{st}}{d\varphi}$$

voor $\varphi = \varphi_{st I}$

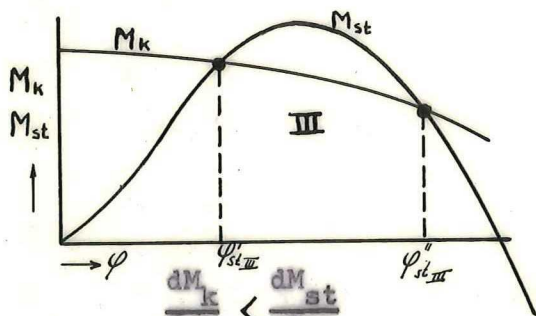
Evenwicht bij deze hoek is onstabiel.



$$\frac{d(M_k)}{d\varphi} = \frac{d(M_{st})}{d\varphi}$$

voor $\varphi = \varphi_{st II}$

$\varphi_{st II}$ is de statische Kenterhoek.



$$\frac{dM_k}{d\varphi} < \frac{dM_{st}}{d\varphi}$$

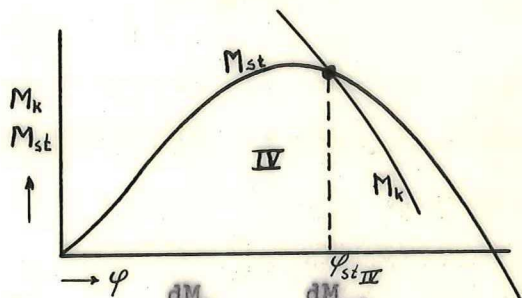
voor $\varphi = \varphi_{st III}'$

dus stabiel statisch evenwicht.

$$\frac{dM_k}{d\varphi} > \frac{dM_{st}}{d\varphi}$$

voor $\varphi = \varphi_{st III}''$

dus instabiel evenwicht.



$$\frac{dM_k}{d\varphi} < \frac{dM_{st}}{d\varphi}$$

dus voor $\varphi = \varphi_{st IV}$

is er stabiel evenwicht.

Fig:44

Indifferent statisch evenwicht bestaat slechts dan in het gebied $\varphi_b < \varphi < \varphi_a$ als voor het gehele beschouwde gebied geldt:

en:
$$\left. \begin{aligned} M_{st} &= M_k \\ \frac{dM_{st}}{d\varphi} &= \frac{dM_k}{d\varphi} \end{aligned} \right\}$$

Als toepassing behandelen we het geval van de aanvangsstabiliteit.

Voor een stilliggend schip waarop verder geen uitwendige momenten werken is $M_k = 0$.

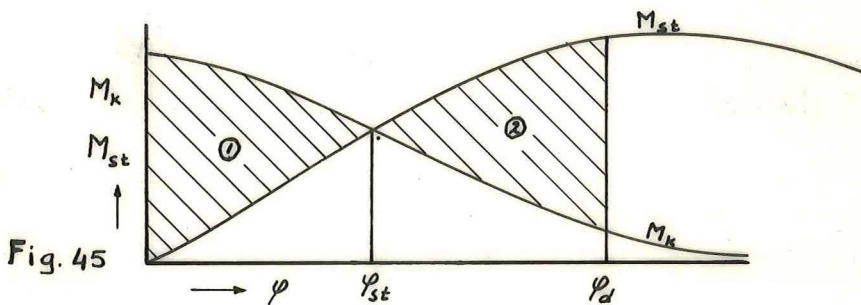
Dan is de voorwaarde voor stabiel evenwicht:

$$M_{st} = 0, \text{ en } \frac{d(M_{st})}{d\varphi} > 0, \text{ dus } \overline{MG} > 0.$$

Als $\frac{d(M_{st})}{d\varphi} < 0$, dus als $\overline{MG} < 0$, dan is het schip voor $\varphi = 0$ instabiel.

Als $\frac{d(M_{st})}{d\varphi} = 0$, dan is $\overline{MG} = 0$. Het evenwicht is voor oneindig kleine hellingshoeken indifferent.

Uitwendig moment als gevolg van een windstoot. (Zie figuur 45).



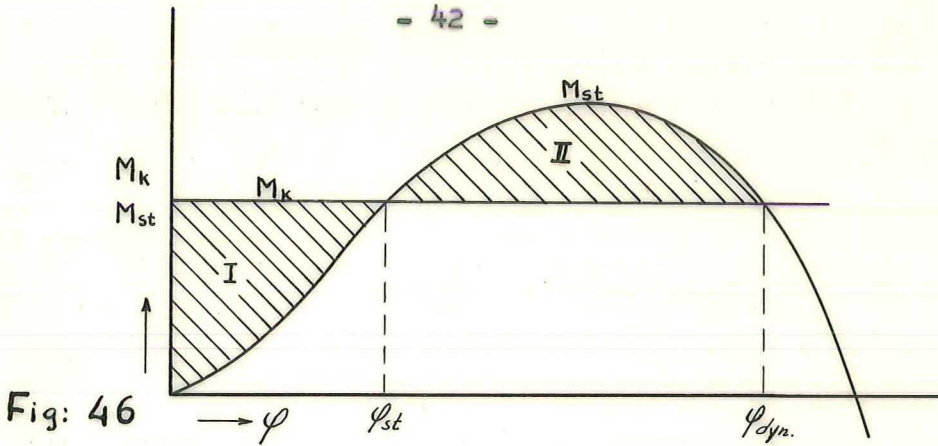
Het dynamisch evenwicht vereist dat $\int_0^{\varphi} M_k(\varphi) d\varphi = \int_0^{\varphi} M_{st}(\varphi) d\varphi$
D.w.z. opp. 1 = opp. 2. Verondersteld wordt dat de demping van de beweging nul is. Bij φ_d is $M_{st} > M_k$, zodat het schip terug gaat slingeren en wel tot $\varphi = 0$.

Statisch evenwicht bestaat bij $M_{st} = M_k$ ($\varphi = \varphi_{st}$).

Het schip blijft nu slingeren tussen de hoeken $\varphi = 0$ en $\varphi = \varphi_{dyn}$.

Het maximale uitwendige moment. (Zie figuur 46).

Veronderstel dat M_k een constante waarde heeft, die dus niet van φ afhangt.

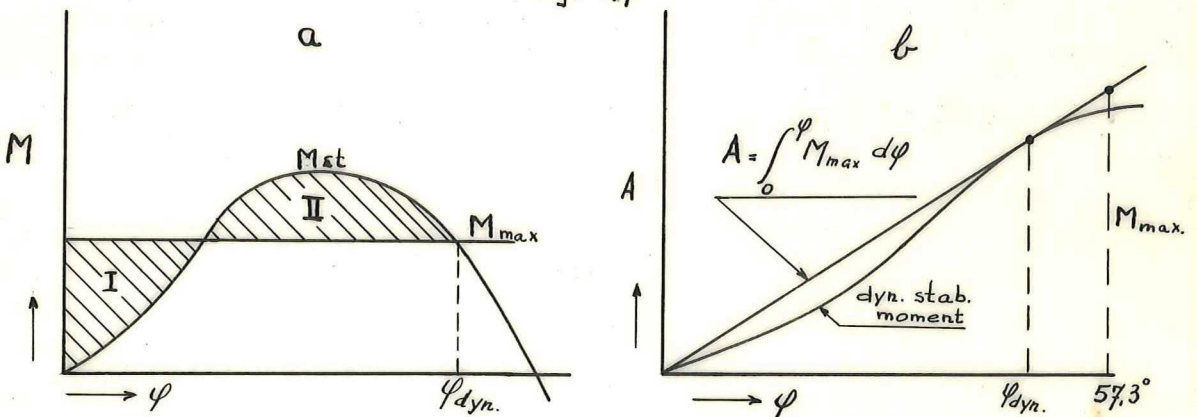


De maximale waarde van M_k wordt gevonden uit de betrekking:

$$\int_0^{\varphi} M_{st}(\varphi) d\varphi = M_k \cdot \varphi.$$

De oppervlakken I en II moeten dus aan elkaar gelijk zijn. φ_{dyn} is hier de kenterhoek want voor $\varphi = \varphi_{dyn}$ is $M_k = M_{st}$. De voorwaarde voor stabiel dynamisch evenwicht was immers $M_{st} > M_k$ en aan deze voorwaarde is hier niet voldaan. Het maximale uitwendige moment kunnen we als volgt bepalen als M_{max} constant is (zie figuur 47).

Fig. 47



Bij de methode a kunnen we M_{max} zodanig bepalen dat de oppervlakken I en II aan elkaar gelijk zijn.

Methode b maakt gebruik van de totale hoeveelheid verrichte arbeid van M_{st} en M_{max} . In het raakpunt zijn deze hoeveelheden arbeid gelijk aan elkaar zodat φ_{dyn} nu rechtstreeks te bepalen is. Het bijbehorende maximale uitwendige moment is de ordinat op $\varphi = 57,3^\circ$, immers $\frac{dA}{d\varphi} = M_{max}$ en $\frac{dA}{d\varphi}$ is de ordinat van A bij $\varphi = 1$ radiaal

Windstoot bij kleine hoeken.

We beperken ons tot kleine hoeken zodat gesteld mag worden:

$$M_{stab} = \gamma \overline{MG} \sin \varphi.$$

De dynamische stabiliteit is:

$$\int_0^{\varphi_1} \nabla \overline{MG} \sin \varphi d\varphi = \int_0^{\varphi_1} \nabla \overline{MG} (1 - \cos \varphi_1)$$

of omdat φ klein is:

$$\int_0^{\varphi_1} \nabla \overline{MG} \varphi d\varphi = \frac{1}{2} \int_0^{\varphi_1} \nabla \overline{MG} \varphi^2.$$

De arbeid verricht door de windkracht $\xi \frac{1}{2} \rho v^2 F$ over de weg $a \sin \varphi$ is:

$$\xi \frac{1}{2} \rho v^2 F a \sin \varphi \quad (\text{Zie figuur 48}),$$

of, daar φ klein is:

$$\xi \frac{1}{2} \rho v^2 F a \varphi = \text{arbeid door de windkracht.}$$

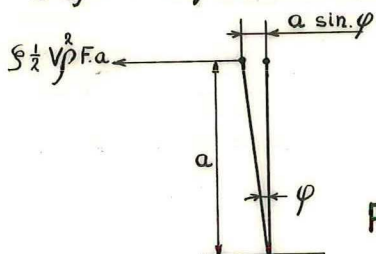


Fig. 48

Het statisch evenwicht wordt bereikt bij $\varphi = \varphi_2$ waarbij geldt:

$$M_{st} = M_k,$$

dus:

$$\int_0^{\varphi_2} \nabla \overline{MG} \varphi_2 = \xi \frac{1}{2} v^2 F a \cos \varphi_2$$

en daar $\cos \varphi_2 \approx 1$ is dus:

$$\int_0^{\varphi_2} \nabla \overline{MG} \varphi_2 = \xi \frac{1}{2} v^2 F a. \quad (1)$$

Het dynamisch evenwicht bij $\varphi = \varphi_1$ volgt uit:

$$\int_0^{\varphi_1} M_{st} d\varphi = \int_0^{\varphi_1} M_k d\varphi$$

$$\frac{1}{2} \int_0^{\varphi_1} \nabla \overline{MG} \varphi_1^2 = \xi \frac{1}{2} v^2 F a \varphi_1 \quad (2)$$

dus:

$$\text{dynamisch evenwicht bij: } \varphi_1 = 2 \frac{\xi \frac{1}{2} \rho v^2 F a}{\int_0^{\varphi_1} \nabla \overline{MG}} \text{ en}$$

$$\text{statisch evenwicht bij: } \varphi_2 = \frac{\xi \frac{1}{2} \rho v^2 F a}{\int_0^{\varphi_2} \nabla \overline{MG}}$$

Hieruit volgt dat:

$$\varphi_1 = 2 \varphi_2$$

De dynamische stabiliteit rechtstreeks berekend.

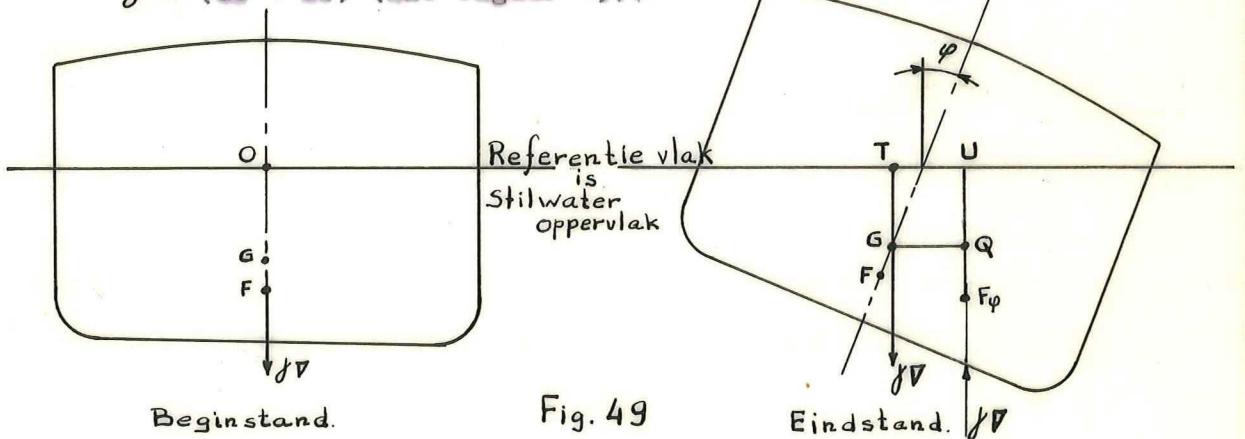
De arbeid die nodig is om het schip tot een bepaalde helling φ te doen hellen, hebben wij berekend door het stabiliteitsmoment als functie van φ te integreren vanaf de evenwichtspositie $\varphi = 0$ tot aan de hellingshoek φ .

Wij kunnen de benodigde arbeid óók op een andere wijze berekenen n.l. door deze te splitsen in de arbeid die nodig is om het schip, in het luchtledige gedacht, vanuit de oorspronkelijke stand in de eindstand te brengen en de arbeid die verricht wordt door de waterdrukkrachten op de scheepshuid.

Ten aanzien van de eerste arbeid wordt opgemerkt dat de equipotentiaal vlakken van het zwaartekrachtsveld horizontale vlakken zijn. Er wordt geen arbeid verricht als het zwaartepunt G oneindig langzaam horizontaal verplaatst. Ook een hoekverdraaiing om G vergt geen arbeid, want G verplaatst zich dan niet in het zwaartekrachtsveld.

De verticale verplaatsing van het zwaartepunt G is nu $\overline{GO} - \overline{GT}$, de verrichte arbeid is:

$$\int \Delta V (\overline{GO} - \overline{GT}) \quad (\text{Zie figuur 49}).$$



De arbeid verricht door de waterdrukkrachten vinden we als volgt. In de figuur 50 is een deel van de scheepshuid getekend waarop de waterdrukkrachten werken.

Door de verplaatsing van de scheepshuid zal de waterdrukkracht die werkt op een oppervlakte-elementje dF , arbeid verrichten.

In verticale richting is de waterdrukkracht:

$$\rho z \, dx \, dy.$$

Bij een verplaatsing dz is de verrichte arbeid:

$$dA = \rho z \, dx \, dy \, dz,$$

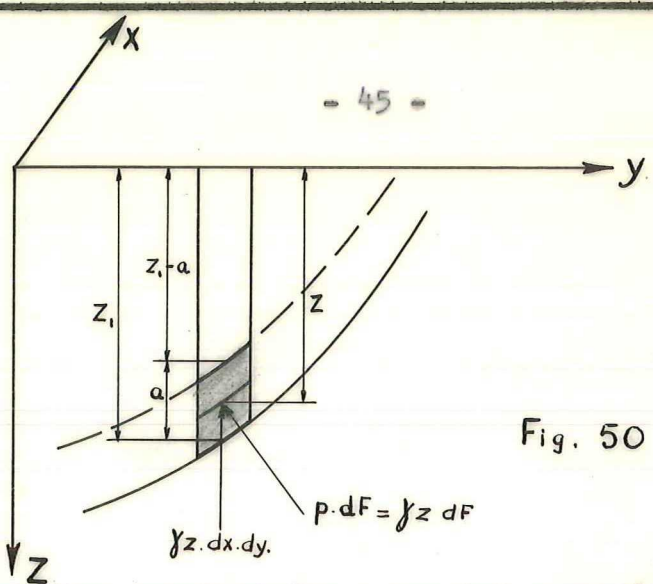


Fig. 50

en bij een eindige verplaatsing a van het oppervlakte-elementje:

$$A = \int_{z_1}^{z_1-a} \gamma z \, dx \, dy \, dz = \gamma \, dy \, dx \int_{z_1}^{z_1-a} z \, dz,$$

of:

$$A = \gamma \, dy \, dx \left. \frac{z^2}{2} \right|_{z_1}^{z_1-a} = \frac{1}{2} \gamma \, dy \, dx \left\{ (z_1 - a)^2 - z_1^2 \right\}$$

zodat:

$$A = -a \gamma \, dx \, dy \left(z_1 - \frac{a}{2} \right).$$

Nu is $a \gamma \, dx \, dy$ het gewicht van het gearceerde vloeistof kolommetje en $z_1 - \frac{a}{2}$ is de ordinaat van het zwaartepunt van dat vloeistof kolommetje. We vinden dus dat de arbeid verricht door de waterdrukkrachten gelijk is aan het verschil (met -teken) van het statisch moment van het displacement in de begin- en eind-toestand. Het statisch moment is daarbij te berekenen t.o.v. het wateroppervlak.

Aangezien een analoge redenering geldt voor alle oppervlakte-elementen vinden we dat de totale door de waterdrukkrachten verrichte arbeid gelijk is aan:

$$-\gamma \nabla (\overline{OF} - U F \varphi)$$

Immers het statisch moment van de carène t.o.v. de WL is $\nabla \cdot \overline{OF}$ = volume \times afstand zwaartepunt tot de WL.

In totaal vinden we dat de verrichte arbeid, dus de dynamische stabiliteit, gelijk is aan:

$$A = \gamma \nabla \{ (\overline{OG} - \overline{GT}) - (\overline{OF} - U F \varphi) \}$$

of:

$$A = \gamma \nabla (\overline{F \varphi Q} - \overline{FG})$$

De dynamische weg is:

$$(\overline{F \varphi Q} - \overline{FG})$$

De dynamische weg is dus gelijk aan de vergroting van de verticale afstand van drukingspunt en gewichtszwaartepunt (zie figuur 51).

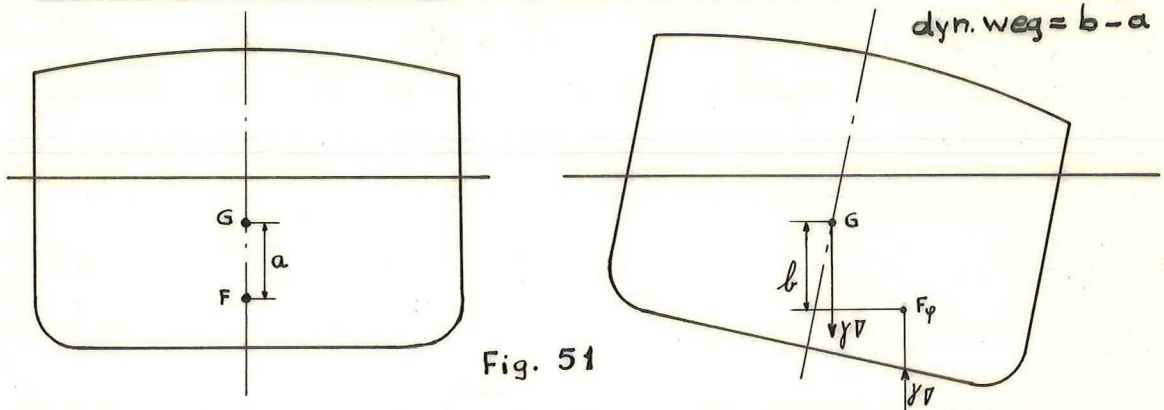


Fig. 51

Enkele methoden voor de berekening van de arm van statische stabiliteit.

1). De rekenmethode van Benjamin-Spence. (2e dr. Vrijlandt blz. 108) (1884).

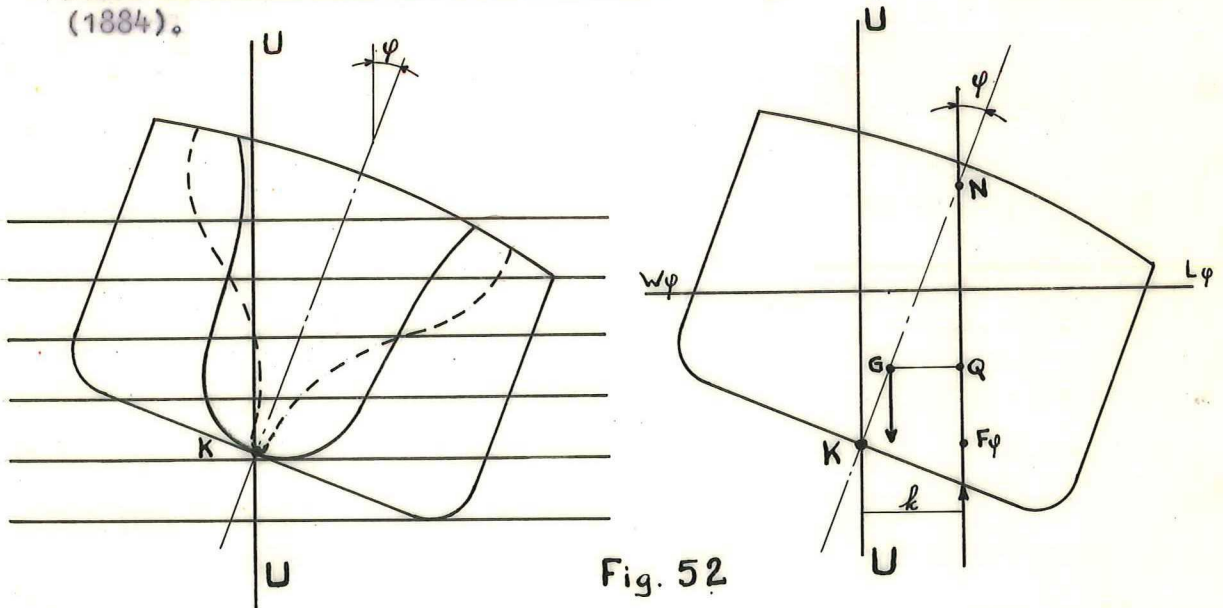


Fig. 52

Dit is een zgn. schijven methode waarbij een dubbel spantenraam wordt gebruikt (Zie figuur 52).

Het is nu de bedoeling om de afstand van F_φ tot de lijn \overline{UU} ($UU \perp W_\varphi L_\varphi$) te bepalen. UU gaat door het (overigens arbitrair gekozen) punt K . Is deze afstand k bekend dan volgt \overline{GQ} uit de volgende betrekking:

$$\overline{GQ} = k - \overline{GK} \sin \varphi.$$

In het dubbele spantenraam tekenen we nu een aantal evenwijdige waterlijnen $W_\varphi L_\varphi$ waarvan de onderste raakt aan het grootspant. De afstanden tussen de waterlijnen behoeven niet gelijk te zijn doch er

moet vermeden worden dat één spant meer dan tweemaal door de hellende lastlijn gesneden wordt.

Voor elk van de hellende waterlijnen $W_\varphi L_\varphi$ rekenen we nu uit:
(zie figuur 53)

- 1). het oppervlak
- 2). het statisch moment van het oppervlak t.o.v. \overline{UU}

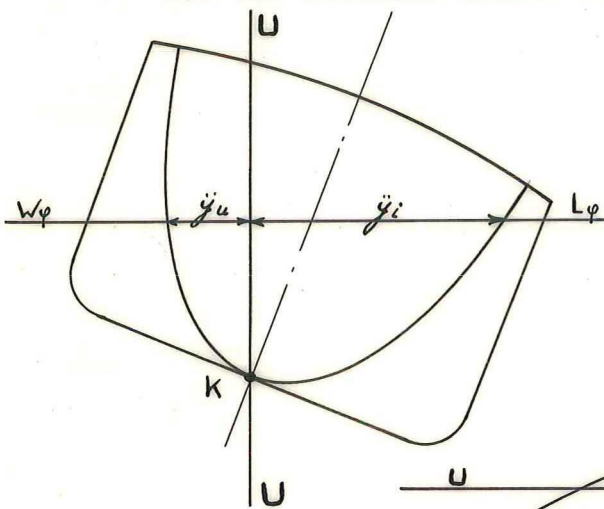
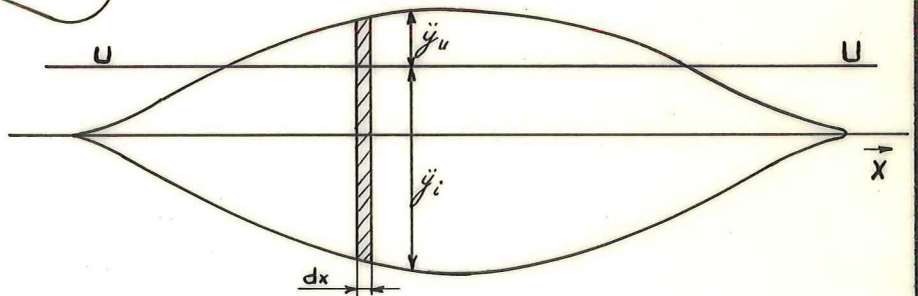


Fig. 53



We vinden:

$$O_{W_\varphi L_\varphi} = \int_0^L (y_u + y_i) dx$$

en:

$$S_{U\varphi} = \int_0^L \frac{1}{2} y_i^2 dx - \int_0^L \frac{1}{2} y_u^2 dx = \frac{1}{2} \int_0^L (y_i^2 - y_u^2) dx$$

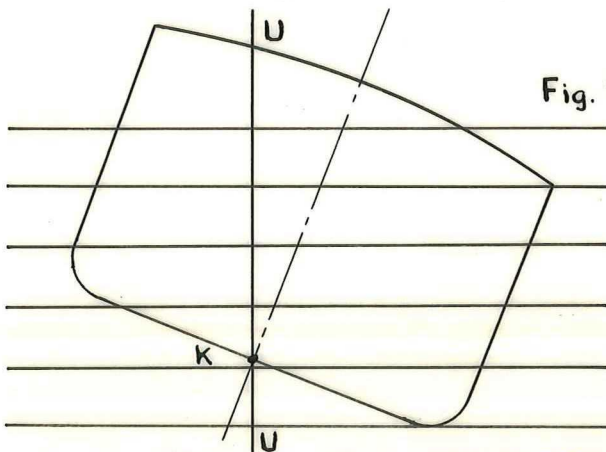
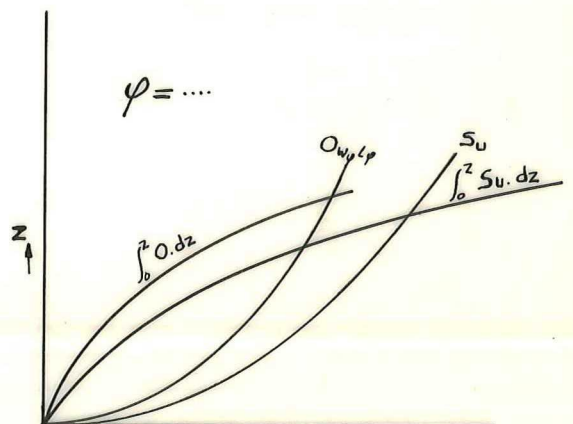


Fig. 54



De $O_{W_\varphi L_\varphi}$ en $S_{U\varphi}$ worden als functie van z uitgestrookt en leveren geïntegreerd over de diepgang het volume van de carène en het moment

van het volume t.o.v. UU.

Immers:

$$\int_0^z O_{W\varphi L\varphi} dz = \int_0^z d\nabla\varphi = \nabla\varphi,$$

en:

$$\int_0^z S_{U\varphi} dz = \int_0^z O_{W\varphi L\varphi} b_z dz = \int_0^z d\nabla\varphi \cdot b_z = k_\varphi \nabla\varphi.$$

Voor elke $\nabla\varphi$ is dus k_φ (dat is de horizontale afstand van F_φ tot UU) te bepalen bij de gekozen hellingshoek φ .

De berekening van O_{φ} , S_{φ} , $\nabla\varphi$ en $k_\varphi \nabla\varphi$ geschiedt met de regel van Simpson en wordt bijv. uitgevoerd voor $\varphi = 10, 20, 30 \dots 60^\circ$.

De schijven zijn bij de methode Benjamin Spence evenwijdig aan de hellende lastlijn. De resultaten van de berekeningen zijn in de vorm van zgn. panto carènen isoclinen in een diagram weer te geven (zie witdruk 4).

Men kan óók uitzetten $\overline{NM} \sin \varphi$ want: (zie witdruk 5)

$$\overline{NK} \sin \varphi = (\overline{MK} + \overline{NM}) \sin \varphi.$$

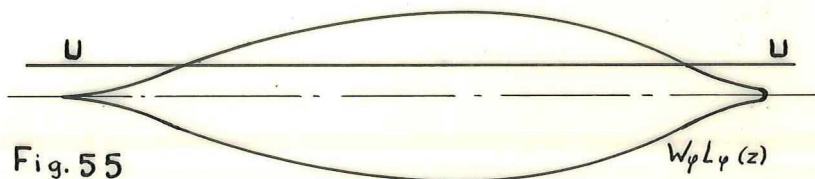
De arm van statische stabiliteit is dan: (zie witdruk 6)

$$(\overline{NM} + \overline{MG}) \sin \varphi.$$

2). Methode Couwenberg-Fellows.

De methode van Benjamin Spence is een rekenmethode. Door Couwenberg en Fellows (werf Denny in Dunbarton) is de besproken methode verkort door gebruik te maken van de integrator.

Couwenberg doet daarbij de voor de hand liggende stap om de waterlijnen $W_\varphi L_\varphi$ uit te stroken. Ze behoeven niet op onderling gelijke afstanden te liggen ze kunnen i.v.m. de scheepsvorm (steeds maximaal 2 snijpunten per spant) zo gunstig mogelijk gekozen worden. (zie fig. 55).



Voor elk van die hellende waterlijnen wordt met behulp van de integrator het oppervlak en het statisch moment van het oppervlak t.o.v. UU bepaald. De integralen van deze krommen leveren dan weer $\nabla\varphi$ en $k_\varphi \nabla\varphi$ en dus $k_\varphi (\nabla)$.

3). De integrator methode van Fellows. Zie dr. Vrijlandt, blz. 118
(Zie figuur 56).

Met behulp van een dubbel spantenraam en een integrator wordt van elk spant tot aan een bepaalde $W_{\varphi} L_{\varphi}$ bepaald:

- a). het oppervlak
- b). het statisch moment van het oppervlak t.o.v. UU.

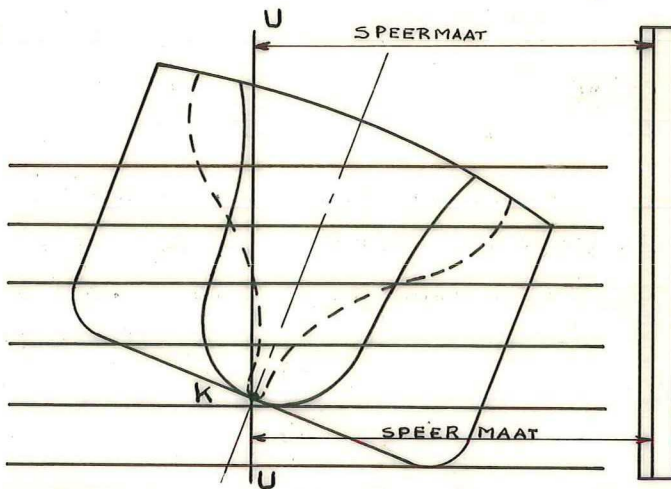
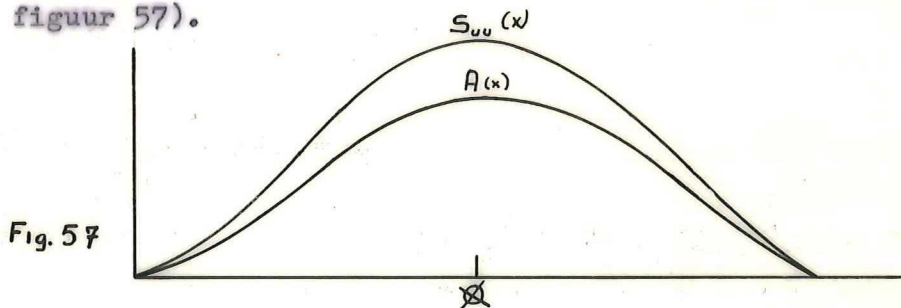


Fig. 56

Deze waarden worden uitgestrookt over de lengte van de waterlijn (zie figuur 57).



Het oppervlak van de kromme $A(x)$ geeft het displacement ∇_{φ} en het oppervlak van de $S_{uu}(x)$ kromme geeft het moment van de waterplaatsing t.o.v. UU. Hieruit volgt:

$$k_{\varphi} = \frac{\text{moment waterverpl.}}{\text{waterverpl.}}$$

Men kan een spanten indeling volgens Tschebyscheff toepassen. (tenminste 8 ordinaten!). Alle vermenigvuldigingsfactoren zijn dan 1 zodat men de spanten achter elkaar kan afrollen zonder tussentijdse aflezing van de resultaten. De spantoppervlakken en de momenten worden door de integrator opgeteld als gevolg van het achter elkaar afrollen. De eindresultaten, inhoud en moment op elkaar gedeeld (rekening houdend met de constanten van de integrator) leveren dan direct de arm $k_{\varphi}(\nabla)$.

Het is gebruikelijk bij deze methoden om de referentie as door K te nemen. Eigenlijk is dit een onjuiste methode want de arm moet naderhand gevonden worden door twee relatief grote bedragen van elkaar af te trekken n.l.

$$\overline{GQ} = \overline{NG} \sin \varphi - (\overline{NK} - \overline{GK}) \sin \varphi.$$

Het referentiepunt zou men beter in de buurt van N of G kunnen kiezen waardoor de fout kleiner wordt (zie figuur 58). Bijv. het punt K

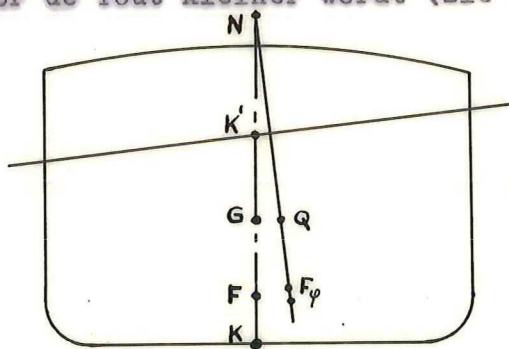


Fig. 58

Deze methode werkt zeer snel maar men moet kunnen vertrouwen op de kwaliteit van de integrator. Een ongelijkklastige carène is geen bezwaar.

4). De planimeter methode van Doyère, Middendorp en Liddel. 2e dr. Vrijlandt.

De theoretische grondslag voor deze methode wordt verduidelijkt in de figuur 59. Het schip wordt door een aantal schijven die loodrecht op $W_\varphi L_\varphi$ staan verdeeld.

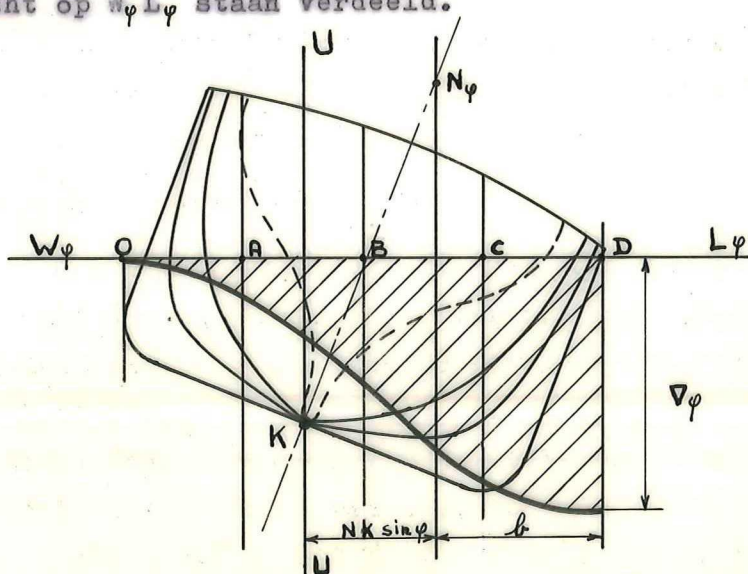


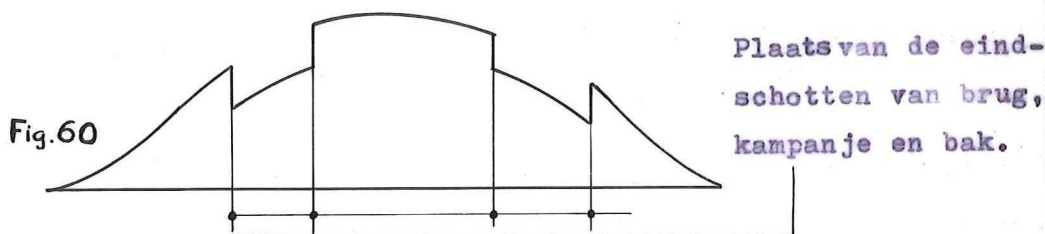
Fig. 59

Met een planimeter wordt nu van elk spant het oppervlak bepaald tot de ordinaat A.

Deze waarden worden op basis van de lengte van het schip uitgestrookt en de integraal daarvan is de inhoud van het onderwaterschip, begrensd door $W_{\varphi}L_{\varphi}$ en het verticale vlak door A. Deze inhoud wordt op de ordinaat A uitgezet en een overeenkomstige werkwijze wordt voor de ordinaten B, C en D aangenomen (de verdeling van de ordinaten is willekeurig). De ∇ kromme die aldus ontstaat heeft als eindordinaat ∇_{φ} de totale inhoud van de carène bij $W_{\varphi}L_{\varphi}$. De raaklijn aan de oorsprong en bij de eindordinaat is horizontaal (de afgeleide van de kromme is daar nul omdat het oppervlak daar nul is).

Het oppervlak van de ∇_{φ} kromme tussen $W_{\varphi}L_{\varphi}$ en de eindordinaat is een maat voor het statisch moment $b \cdot \nabla_{\varphi}$ van het volume ∇_{φ} t.o.v. de eindordinaat. Dit oppervlak is met de planimeter gemakkelijk te bepalen en deling door ∇_{φ} levert ons b en dus $\overline{NK} \sin \varphi = k_{\varphi}(\nabla)$.

Bij deze methode is het mogelijk om de invloed van bovenbouwen in rekening te brengen. Men moet er dan op letten dat de onderbroken waterlijnen op de juiste manier worden getekend. (zie figuur 60).



5). Methode Commentz. J.S.G. 1920.

Bij de methode van Commentz wordt de plaats van F_{φ} in breedte en hoogte bepaald t.o.v. de plaats van het drukkingspunt F in de rechte stand.

De arm van statische stabiliteit is $\overline{GQ} = y \cos \varphi + x \sin \varphi - \overline{FG} \sin \varphi$, zoals we bij de afleiding van de formule van Scribanti al vonden. (zie figuur 61).

Nu is

$$dy = \overline{F_{\varphi} F_{\varphi}} + d\varphi \cos \varphi$$

$$dx = \overline{F_{\varphi} F_{\varphi}} + d\varphi \sin \varphi$$

en

$$\overline{F_{\varphi} F_{\varphi}} + d\varphi = \overline{M_{\varphi} F_{\varphi}} d\varphi.$$

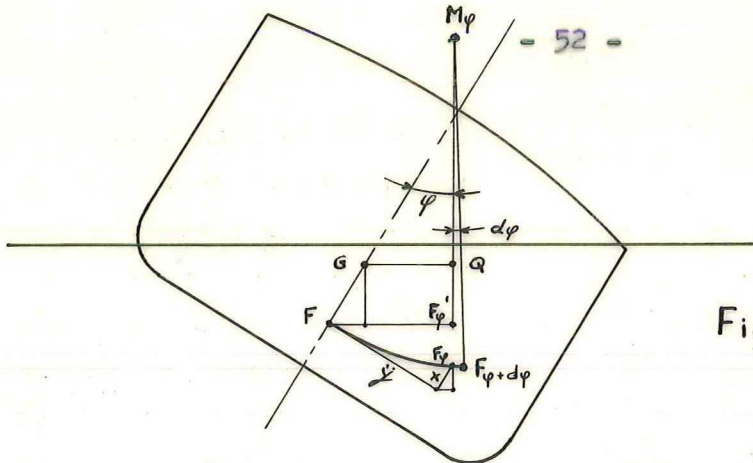


Fig. 61

$$y = \int_0^\varphi \overline{M_\varphi F_\varphi} \cos \varphi d\varphi \quad x = \int_0^\varphi \overline{M_\varphi F_\varphi} \sin \varphi d\varphi.$$

$$y = \int_0^\varphi \overline{M_\varphi F_\varphi} d(\sin \varphi) \quad x = - \int_0^\varphi \overline{M_\varphi F_\varphi} d(\cos \varphi).$$

Verder is

$$\overline{M_\varphi F_\varphi} = \frac{I_\varphi}{\nabla}$$

De methode Commentz (Kriloff schijnt al eerder dit idee geponeerd te hebben) komt uiteindelijk neer op het bepalen van I_φ bij een aantal hellingshoeken φ en ∇ 's. Dan volgt $\overline{M_\varphi F_\varphi}$ en deze waarden vermenigvuldigd met $\cos \varphi$ en $\sin \varphi$ en daarna uitgestrookt op basis φ , geven na integratie van nul tot φ de waarden x en y , waaruit \overline{GQ} te berekenen is.

Wil men voor één displacement de kromme van armen van statische stabiliteit berekenen dan is het nodig om voor elke hellingshoek φ de $W_\varphi L_\varphi$ zó te kiezen dat steeds $\nabla_\varphi = \nabla$. Met behulp van een planimeter is dit vrij snel te doen door de spantoppervlakken voor 3 $W_\varphi L_\varphi$ te bepalen. De daaruit volgende waterverplaatsingen worden uitgestrookt en met de vereiste ∇ is dan snel de plaats van de juiste $W_\varphi L_\varphi$ te bepalen (zie figuur 62). Ook kan men een schijfcorrectie toepassen.

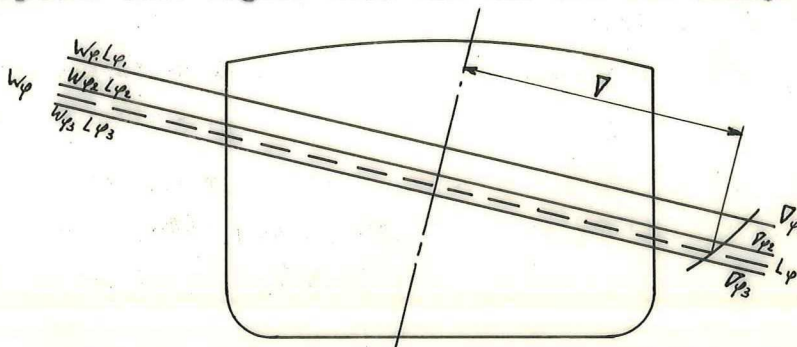


Fig. 62

Als toepassing van de methode Commentz-Kriloff berekenen we de coördinaten van F_φ , de metacentrische kromme M_φ , de arm \overline{GQ} en de dynamische weg voor een rechthoekig bak met hoofdafmetingen:

$B = 10 \text{ m.}$
 $H = 6 \text{ m.}$
 $T = 3 \text{ m.}$
 $\overline{MG} = 1 \text{ m.}$

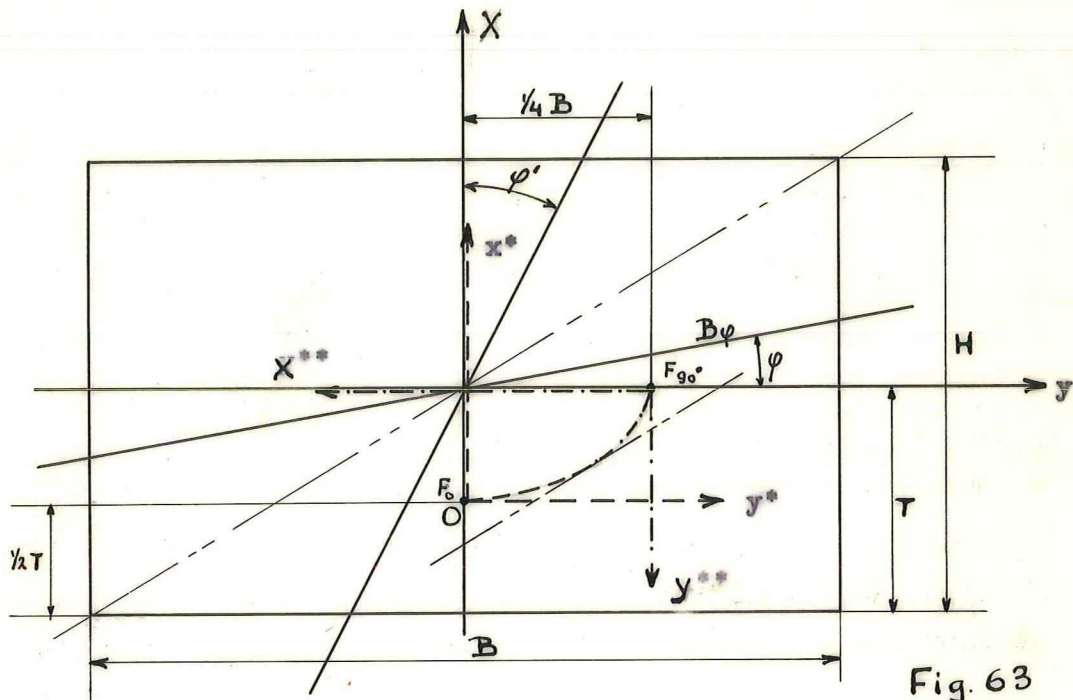


Fig. 63

Het assenkruis met F tot oorsprong duiden we aan met x^*Oy^* .
 We vonden reeds dat:

$$y^* = \int_0^\varphi \overline{M_\varphi F_\varphi} \cos \varphi d\varphi$$

$$x^* = \int_0^\varphi \overline{M_\varphi F_\varphi} \sin \varphi d\varphi.$$

Nu is $B_\varphi = \frac{B}{\cos \varphi}$, dus $I_\varphi = \frac{B^3 L}{12 \cos^3 \varphi}$, en $M_\varphi F_\varphi = \frac{B^2}{12T} \frac{1}{\cos^3 \varphi}$

Dit geldt in het eerste kwadrant van het assenstelsel $\frac{XY}{xOy}$ als geldt:

$$0 < \varphi < \text{bgtg} \frac{2T}{B}$$

dus:

$$y^* = \int_0^\varphi \frac{1}{12} \frac{B^2}{T} \frac{d\varphi}{\cos^2 \varphi} = \frac{1}{12} \frac{B^2}{T} \text{tg} \varphi.$$

$$x^* = \int_0^\varphi \frac{1}{12} \frac{B^2}{T} \frac{\sin \varphi d\varphi}{\cos^3 \varphi} = - \int_0^\varphi \frac{1}{12} \frac{B^2}{T} \frac{d(\cos \varphi)}{\cos^3 \varphi}$$

$$x^* = \frac{1}{24} \frac{B^2}{T} \frac{1}{\cos^2 \varphi} \Big|_0^\varphi =$$

$$x^* = \frac{1}{24} \frac{B^2}{T} \left(\frac{1}{\cos^2 \varphi} - 1 \right) = \frac{1}{24} \frac{B^2}{T} \operatorname{tg}^2 \varphi .$$

Voor het gebied $\varphi > \operatorname{bgtg} \frac{2T}{B}$ transformeren we nu de uitdrukking voor y^* en x^* op het assenkruis: xOy .

Er geldt:

$$y^* = y$$

$$x^* = x + \frac{1}{2}T,$$

dus:

$$y = \frac{1}{12} \frac{B^2}{T} \operatorname{tg} \varphi$$

(1)

$$x = \frac{1}{24} \frac{B^2}{T} \operatorname{tg}^2 \varphi - \frac{1}{2}T$$

Eliminatie van $\operatorname{tg} \varphi$ geeft de vergelijking van de F_φ kromme voor het gebied $0 < \varphi < \operatorname{bgtg} \frac{2T}{B}$.

$$x = \frac{6T}{B^2} y^2 - \frac{1}{2}T$$

(2)

Dit is een parabool waarvan de as verticaal gericht is en de top samenvalt met F .

Voor $\varphi = \operatorname{bgtg} \frac{2T}{B}$ geldt:

$$y = \frac{1}{6} B$$

$$x = -\frac{1}{3} T.$$

De helling van de raaklijn aan de F kromme vinden we door (2) te differentieren naar y .

$$\frac{dx}{dy} = \frac{12T}{B^2} y$$

$$\text{Voor } y = \frac{1}{6} B \text{ is } \frac{dx}{dy} = \frac{12T}{B^2} \cdot \frac{1}{6} B = \frac{2T}{B}$$

d.w.z. voor $\varphi = \operatorname{bgtg} \frac{2T}{B}$ is de helling van de F_φ kromme $\frac{2T}{B}$; deze is dus gelijk aan de helling van $W_\varphi L_\varphi$. Dit hebben we reeds eerder bewezen.

Voor $\operatorname{bgtg} \frac{2T}{B} < \varphi < \frac{\pi}{2}$ geldt een zelfde redenering.

We kiezen voor dit hoekbereik het assenstelsel $x^{**} y^{**}$ en de hoekaan-

duiding $\varphi' = 90 - \varphi$.

Op geheel analoge wijze volgt daar:

$$B_{\varphi} = \frac{2T}{\cos \varphi'} = \frac{2T}{\sin \varphi}$$

$$\frac{M_{\varphi F}}{LBT} = \frac{\frac{1}{12} \frac{L \cdot 8T^3}{\sin^3 \varphi}}{LBT} = \frac{2T^2}{3B} \cdot \frac{1}{\sin^3 \varphi}$$

en

$$M_{\varphi F} = \frac{1}{12} L \cdot 8T^3 / \sin^3 \varphi.$$

$$y^{**} = \frac{2}{3} \frac{T^2}{B} \operatorname{tg} \varphi'$$

$$x^{**} = \frac{1}{3} \frac{T^2}{B} \operatorname{tg}^2 \varphi'$$

De transformatie formules zijn nu:

$$y^{**} = -x$$

$$x^{**} = -y + \frac{B}{4}$$

$$\varphi' = 90 - \varphi.$$

dus:

$$x = -\frac{2}{3} \frac{T^2}{B} \operatorname{cotg} \varphi$$

$$y = -\frac{1}{3} \frac{T^2}{B} \operatorname{cotg}^2 \varphi + \frac{B}{4}$$

(3)

Eliminatie van $\operatorname{cotg} \varphi$ levert:

$$y = -\frac{3}{4} \frac{B}{T^2} x^2 + \frac{B}{4}$$

(4)

Dit is een parabool met als as de y-as en het punt $y = \frac{1}{4} B$, $x = 0$ als top.

Voor $\varphi = \operatorname{bgtg} \frac{2T}{B}$ is: (zie (3)).

$$y = \frac{1}{6} B$$

$$x = -\frac{1}{3} T.$$

De beide takken van de F_{φ} kromme ontmoeten elkaar dus in dit punt.

De helling van de raaklijn volgt uit het differentieren van

(4)

$$1 + \frac{3}{2} \frac{B}{T^2} x \frac{dx}{dy} = 0,$$

dus:

$$\frac{dx}{dy} = -\frac{2T^2}{3Bx}$$

Voor:

$$y = \frac{1}{6} B$$

$$x = -\frac{1}{3} T,$$

is:

$$\frac{dx}{dy} = \frac{2T}{B}$$

Ook hier is de helling van de F_φ kromme gelijk aan de hellingshoek φ . De beide takken van de F_φ kromme hebben dus een gemeenschappelijke raaklijn voor het punt dat hoort bij $\operatorname{tg} \varphi = \frac{2T}{B}$.

Voor $90^\circ < \varphi < 360^\circ$ zijn de F_φ krommen gelijkvormig; zij zijn in het 2e, 3e en 4e kwadrant te tekenen.

De waarde van $M_\varphi F_\varphi$.

We zagen al dat voor:

$$0 < \varphi < \operatorname{bgtg} \frac{2T}{B}, \quad \overline{M_\varphi F_\varphi} = \frac{B^2}{12T} = \frac{1}{\cos^3 \varphi}$$

en voor:

$$\operatorname{bgtg} \frac{2T}{B} < \varphi < \frac{\pi}{2}, \quad \overline{M_\varphi F_\varphi} = \frac{2}{3} \frac{T^2}{B} \cdot \frac{1}{\sin^3 \varphi}$$

Voor:

$\varphi = \operatorname{bgtg} \frac{2T}{B}$ is $\overline{M_\varphi F_\varphi} = \frac{(4T^2 + B^2)^{3/2}}{12BT}$ zoals gemakkelijk te verifiëren is.

De grafische voorstelling van $\overline{M_\varphi F_\varphi}$ op basis φ is in de witdruk gegeven voor het geval $B = 10$ m, $H = 6$ m en $T = 3$ m.

De arm \overline{GQ} volgt uit:

$$\overline{GQ} = y \cos \varphi + x \sin \varphi - \overline{FG} \sin \varphi.$$

\overline{FG} is in dit geval aangenomen op 2,5 m.

De dynamische weg wordt gevonden door de kromme van armen te integreren. Men controleere zelf dat de dynamische weg ook gevonden wordt door de verplaatsing van G en F_φ t.o.v. elkaar te berekenen.

6). Rechtstreekse bepaling van de dynamische weg. (zie figuur 64).

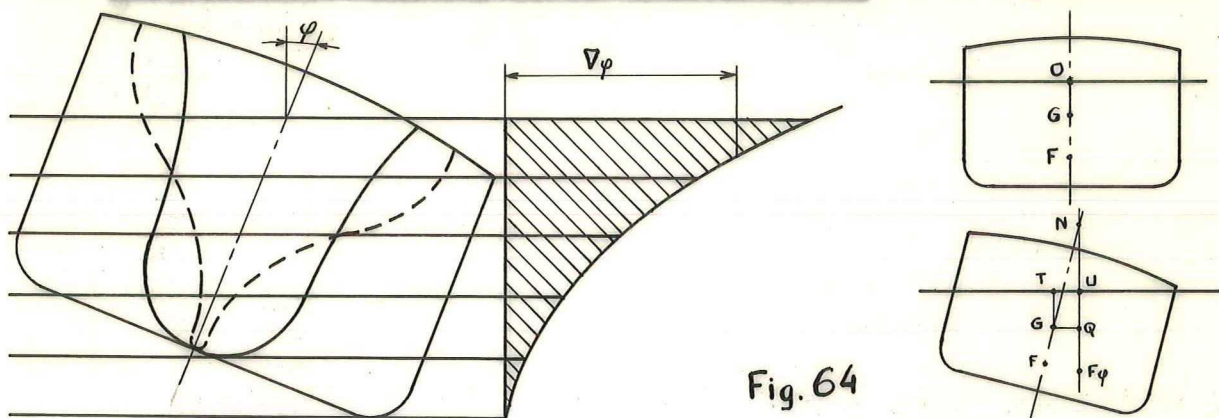


Fig. 64

Met behulp van een planimeter is snel de kromme van waterverplaatsing te construeren.

Het oppervlak van deze kromme (gearceerd) is een maat voor het moment van de waterverplaatsing t.o.v. de eind ordinaat $W_\varphi L_\varphi$. Deling door V_φ geeft de ligging van F_φ t.o.v. de waterlijn. De dynamische weg is $(\overline{OG} - \overline{GT}) - (\overline{OF} - \overline{UF}_\varphi) = \overline{F_\varphi Q} - \overline{FG}$. Deze is dus rechtstreeks te bepalen als de ligging van G bekend is.

De grootte van de dynamische stabiliteit is van belang voor de beoordeling van de stabiliteit. Een criterium is bijv. dat van Ludwig Benjamin:

dyn. weg bij $30^\circ \cong 5 \text{ cm.}$

dyn. weg bij $60^\circ \cong 20 \text{ cm.}$

7). De 1e benaderingsmethode van Prohaska. TINA 1947.

Prohaska heeft de krommen van armen geanalyseerd van een groot aantal uiteenlopende sloopstypen. Hij geeft in diagramvorm de waarde h^* (dimensieloos) n.l. welke als volgt gedefinieerd is:

$$C_{RS} = h^* = \frac{h_F}{MF} = \frac{\overline{MN}_\varphi \sin \varphi}{\overline{MF}}$$

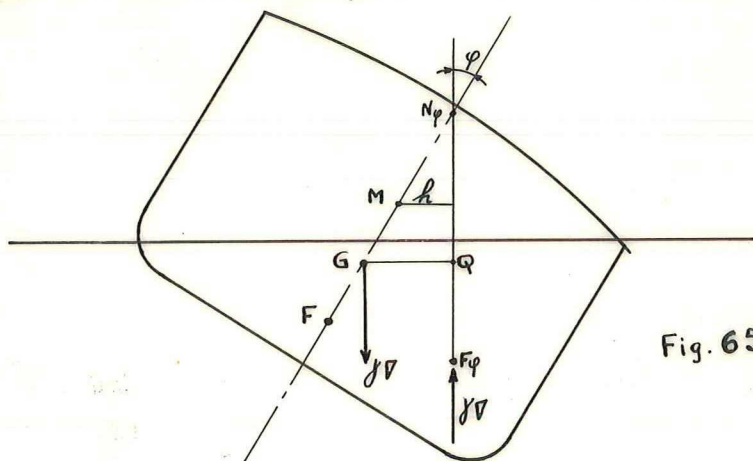
Deze h^* is een functie van H_{id}/B en $\frac{T}{B}$ en φ , (zie figuur 65 en wtdruk 8), waarin:

$H_{id} = H + \frac{S_v + S_A}{6}$, het ideële vrijboord (gecorrigeerd voor de zeeg) en

T/B = de diepgang/breedte verhouding .

De arm \overline{GQ} volgt dan uit:

$$\overline{GQ} = h^* \cdot \overline{MF} + \overline{MG} \sin \varphi.$$



Deze benaderingsmethode geeft bruikbare waarden voor normale scheepsvormen waarbij de tilling van het vlak niet te groot is. Destroyers en sommige typen vissersschepen met een scherp grootspant kan men op deze wijze niet behandelen

8). De 2e benaderingsmethode voor het bepalen van de armen van statische stabiliteit van Prohaska:

"Results of some systematic stability calculations", Transactions of the Institution of Engineers and Shipbuilders in Scotland, 1961.

Prohaska heeft voor een systematische serie scheepsvormen de statische stabiliteit met behulp van een elektronische rekenmachine berekend. In totaal zijn 50 scheepsvormen geanalyseerd. Daarbij zijn de volgende parameters gebruikt:

$$\beta = 0,995 \quad \delta = 0,40 \text{ tot } \delta = 0,80 \text{ in stappen van } 0,05.$$

0,980

0,940

0,880

0,740

Spantvorm: U-vormig

normaal

V-vormig

Vorm van de waterlijnen: convex

normaal

concaaf.

De holte in de berekeningen is gecorrigeerd voor zee:

$$H_1 = H + \frac{1}{6} (S_A + S_V).$$

De standaardverhouding holte/breedte::

$$H_1/B = 0,6.$$

De ontwerp diepgang:

$$T = \frac{2}{3} H_1 = 0,4 B.$$

Dekrondte:

$$1/50 B,$$

er is geen tumble home.

De berekeningen zijn voor verschillende diepgangen uitgevoerd (8 tot 10).

Teneinde de armen van statische stabiliteit voor andere H_1/B verhoudingen te kunnen afleiden wordt door Prohaska de volgende redenering toegepast. (zie figuur 66).

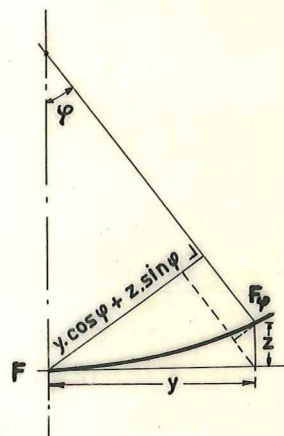
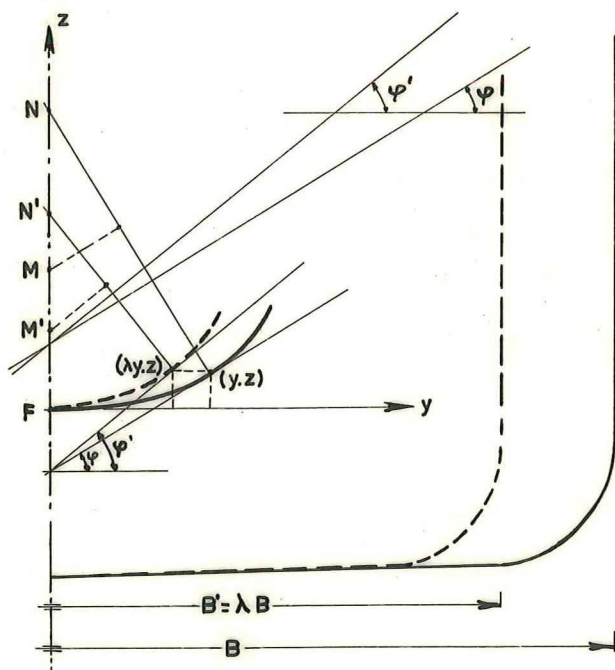


FIG. 66

De scheepsvorm wordt in breedte richting samengedrukt zodat $B' = \lambda B$ (zie figuur). De F kromme van het oorspronkelijke schip wordt in y richting eveneens aan een contractie onderworpen zodat de y ordinaat getransformeerd wordt tot λy . De z ordinaat blijft hierbij onveranderd.

Bij het punt $(\lambda y, z)$ behoort nu een andere F en een andere waterlijn, die overeenkomt met de hellingshoek φ' . Blijkbaar geldt dat

$$\cot \varphi' = \lambda \cot \varphi \text{ (zie de raaklijnen aan de F kromme)}$$

Het verband tussen $\overline{M'N'}$. $\sin \varphi'$ en \overline{MN} . $\sin \varphi$ kan nu als volgt afgeleid worden:

$$\overline{MN} \cdot \sin \varphi = (\overline{NF} - \overline{MF}) \cdot \sin \varphi = y \cos \varphi + z \sin \varphi - \overline{MF} \sin \varphi$$

of anders geschreven:

$$\overline{MN} \cdot \sin \varphi = (y \cot \varphi + z - \overline{MF}) \cdot \sin \varphi.$$

Voor de versmalde vorm geldt:

$$\overline{M'N'} \cdot \sin \varphi' = (\lambda y \cdot \cot \varphi' + z - M'F) \sin \varphi'.$$

Verder is:

$$\overline{MF} = \frac{I}{\nabla} \text{ en } M'F = \frac{I'}{\nabla'} = \frac{\lambda^3 I}{\lambda \cdot \nabla} = \lambda^2 \overline{MF}$$

De dimensieloze vormstabiliteit is in de 2 gevallen:

$$C_{RS} = \frac{\overline{MN} \cdot \sin \varphi}{\overline{MF}} = \left[\left(\frac{y}{\overline{MF}} \right) \cdot \cot \varphi + \frac{z}{\overline{MF}} - 1 \right] \sin \varphi.$$

$$C'_{RS} = \frac{\overline{M'N'} \cdot \sin \varphi'}{M'F} = \left[\frac{\lambda y}{\lambda^2 \overline{MF}} \cdot \lambda \cot \varphi + \frac{z}{\lambda^2 \overline{MF}} - 1 \right] \cdot \sin \varphi'$$

of:

$$C'_{RS} = \left[\left(\frac{y}{\overline{MF}} \right) \cdot \cot \varphi + \frac{z}{\lambda^2 \overline{MF}} - 1 \right] \sin \varphi'$$

en:

$$C'_{RS} = \left[\left(\frac{y}{\overline{MF}} \right) \cdot \cot \varphi + \left\{ \left(\frac{H_1}{B} / 0,6 \right)^2 \frac{z}{\overline{MF}} \right\} - 1 \right] \sin \varphi'$$

waarbij:

$$\lambda = \frac{B}{B_{H/B} = 0,6} = \frac{H_1/B / 0,6}{H_1/B}; \text{ dus } \frac{1}{\lambda^2} = \left(\frac{H_1/B}{0,6} \right)^2$$

en:

$$\varphi = \text{bgtg} \left[\frac{H_1/B}{0,6} \right] \text{tg } \varphi,$$

want:

$$\lambda = \frac{\cot \varphi'}{\cot \varphi} = \frac{\text{tg } \varphi}{\text{tg } \varphi'}$$

dus:

$$\text{tg } \varphi' = \frac{1}{\lambda} \text{tg } \varphi$$

of:

$$\text{tg } \varphi' = \left[\frac{H_1/B}{0,6} \right] \cdot \text{tg } \varphi.$$

Prohaska voert nu de volgende dimensieloze coëfficiënten in:

$$F_y = \frac{Y}{\overline{MF}_c} \cot \varphi \quad \text{en} \quad F_z = \frac{Z}{\overline{MF}_c}$$

waarin:

$$\overline{MF}_c = \overline{MF} (B/B_{WL})^2$$

B_{WL} is de breedte van de lastlijn bij $\varphi = 0$ behorende bij de beschouwdie diepgang. Meestal is $B/B_{WL} = 1$, alléén bij kleine diepgang en een scherpe scheepsvorm kan men een verschil vinden tussen \overline{MF} en \overline{MF}_c .

De coëfficiënten F_y en F_z zijn in de witdrukken 9 t/m 12 gegeven als functie van T/H_i en β voor: $\varphi = 7\frac{1}{2}^\circ, 15^\circ, 30^\circ, 45^\circ, 60^\circ, 75^\circ$ en 90° , waarbij $H_i/B = 0,6$. Voor andere H_i/D verhoudingen worden de hoeken gevonden met:

$$\text{tg } \varphi' = \left[H_i/D/0,6 \right] \text{tg } \varphi.$$

Er is een, overigens arbitraire, relatie aangenomen tussen β en δ_s n.l.

$$\beta = 1,05 - \frac{0,025}{\delta_s - 0,35} \quad 0,40 < \delta < 0,80.$$

Voor afwijkende δ moet een correctie gegeven worden die in de diagrammen vermeld is. Deze correctie is f_y voor F_y en f_z voor F_z (de correctie is gegeven voor een afwijking in δ_s van 0,1).

Men vindt tenslotte:

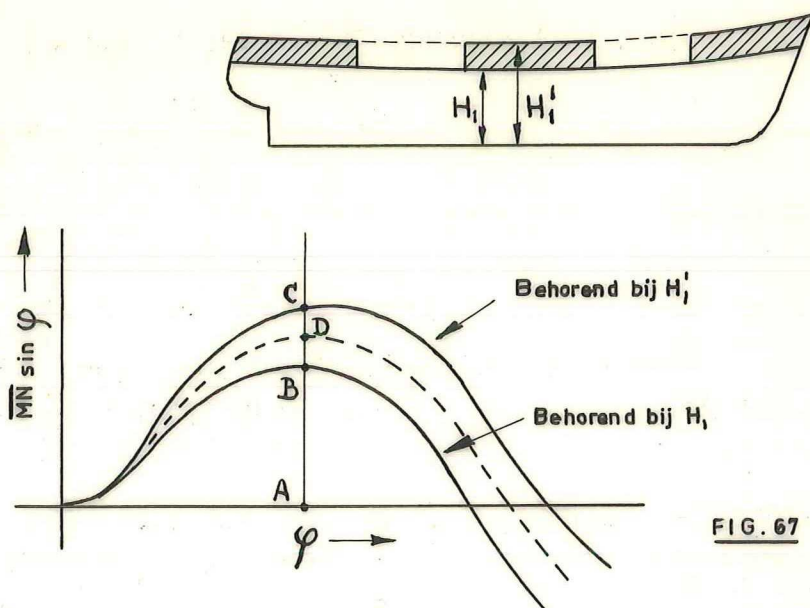
$$C_{RS} = \left[(B/B_{WL})^2 \left\{ F_y + \frac{\delta_s - \delta}{0,10} \cdot f_y + \left(\frac{H_i/B}{0,6} \right)^2 \left(F_z + \frac{\delta_s - \delta}{0,10} \cdot f_z \right) \right\} - 1 \right] \sin \varphi'$$

$$\text{en } \overline{MN} \sin \varphi = C_{RS} \cdot \overline{MF}; \quad \overline{NG} \sin \varphi = \overline{MN} \sin \varphi + \overline{MG} \sin \varphi.$$

De resultaten zijn in principe alléén geldig voor gladdek schepen. Voor schepen met bovenbouwen kan men, als benadering, de volgende procedure volgen.

De berekening wordt eerst uitgevoerd zonder de bovenbouwen in rekening te brengen.

Daarna doet men dezelfde berekening waarbij H_i gemeten wordt tot aan het bovendek van de bovenbouw (ook hier de zeeg in rekening te brengen). (zie figuur 67).



Men vindt nu op iedere φ de ordinaat AD, behorend bij het schip met bovenbouwen als volgt:

$$AD = AB + c(AC - AB).$$

De waarde van c volgt uit witdruk 12. Dit is een voorlopige benadering waarbij c afhankelijk is gesteld van φ , T/H_1 en de lengte en aard van de bovenbouw.

Opmerkingen.

- 1). De nauwkeurigheid van de methode is volgens Prohaska ongeveer gelijk aan de nauwkeurigheid van een integrator methode.
- 2). Voor U of V spanten kan men rekenen op verschillen van $\pm 0,04 \sin \varphi'$ in de waarde van C_{RS} .
- 3). Voor waterlijnen die sterk hol of bol zijn is een afwijking van de orde van grootte van $\pm 0,015 \sin \varphi'$ te verwachten.

Het uitzetten van de kromme van armen.

De kromme van armen voor één bepaalde beladingstoestand kan direct op basis φ uitgezet worden (zie figuur 68) en witdruk 13. Wij hebben reeds besproken wat de samenhang is met de kromme van dynamische wegen en met de kromme $\overline{M_{\varphi Q} \varphi}$ op basis φ .

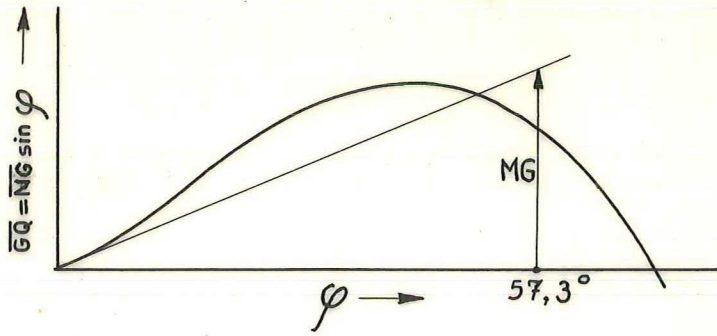


FIG. 68

Prohaska geeft de voorkeur aan de volgende methode van uitzetten (zie figuur 69).

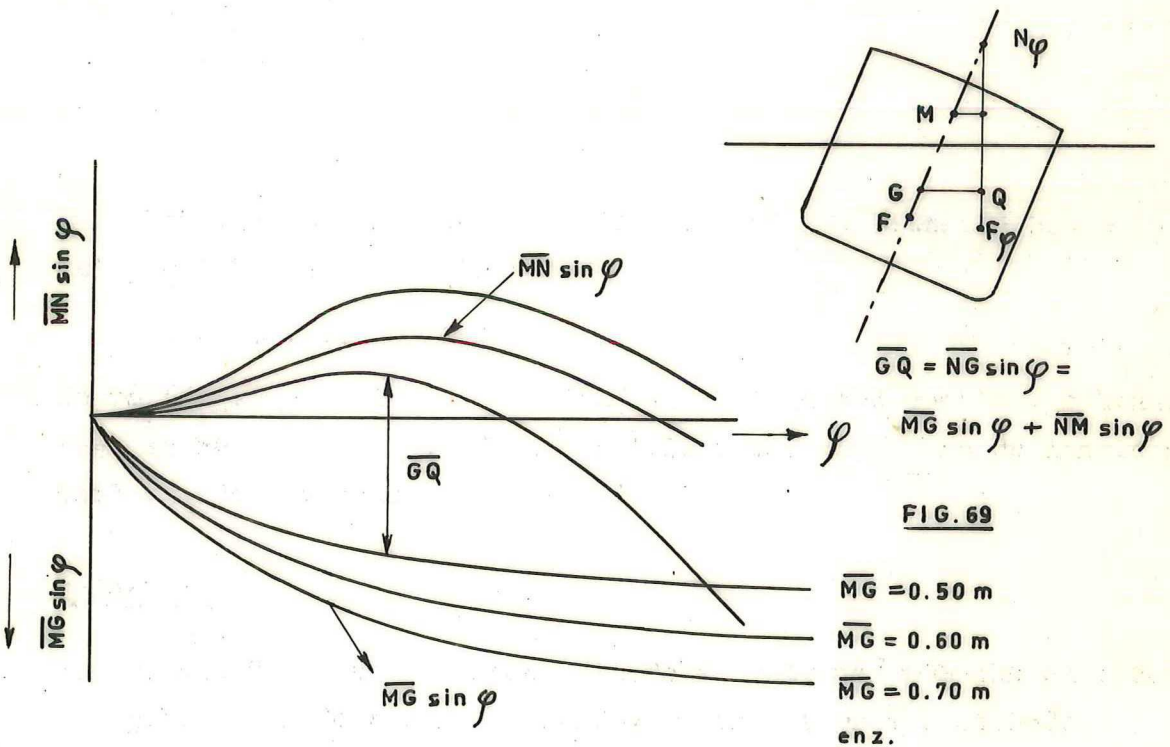


FIG. 69

Als positief wordt $\overline{MN} \sin \varphi$ uitgezet en als negatief de \overline{MG} stabiliteit: $\overline{MG} \sin \varphi$.

De afstand tussen twee overeenkomstige krommen geeft $\overline{NG} \sin \varphi$. We merken op dat de kromme $\overline{MN} \sin \varphi$ in de oorsprong de φ -as als raaklijn heeft. Immers voor $\varphi = 0$ nadert N_φ tot M. Ook kan men zeggen dat de kromme $\overline{MG} \sin \varphi$ een hoek met de φ -as maakt waarvan de tangens gelijk is aan MG, want

$$\frac{d(\overline{MG} \sin \varphi)}{d\varphi} = \overline{MG} \cos \varphi.$$

Voor $\varphi \rightarrow 0$ nadert dit tot \overline{MG}

Aangezien $\overline{MN} \sin \varphi$ alleen van de vorm van het schip afhangt kan men bij een bepaalde ligging van het schip en een aantal

posities van G gemakkelijk de bijbehorende \overline{GQ} kromme aflezen (zie
witdruk 14).

De hellingproef.

Uit het voorafgaande is gebleken dat de hoogte ligging van het
gewichtszwaartepunt een belangrijke rol speelt bij de beoordeling
van de stabiliteit. De hoogte van G wordt bij het voorontwerp zo
goed mogelijk geschat en bij het uitwerken van het project soms,
maar lang niet altijd, berekend met behulp van de bekende gewichten
aan constructiedelen, machines enz.

Toch blijft een dergelijke berekening vaak nog vrij onzeker,
alhoewel ervaring met overeenkomstige scheepstypen een vrij goede
leiding kan geven bij het beoordelen van de juistheid van de bereke-
ning. Om deze berekeningen uiteindelijk te controleren wordt de hel-
lingproef uitgevoerd die tot doel heeft de grootte van \overline{MG} experimen-
teel vast te stellen.

Bij het uitvoeren van een hellingproef moeten de volgende voor-
zorgen getroffen worden:

- a). Bij voorkeur moet het gehele schip droog zijn. Lekwater in de
ruimen moet verwijderd worden. Is het schip in die toestand on-
stabiel dan moet men de DB tanks geheel vullen, tot in de over-
vloeipijpen. Hierbij moet de zekerheid bestaan dat alle lucht
uit de tanks verwijderd is; het op deze wijze vullen van de
tanks kan veel tijd kosten.
- b). Gewicht en plaats van onderdelen die tijdens de proef aan boord
zijn moeten bekend zijn als zij naderhand niet tot de uitrus-
ting van het schip behoren (materiaal, laskarren e.d.).
Indien tanks gevuld zijn dan moet het zwaartepunt en het gewicht
van de vloeibare lading bekend zijn. Het bepalen van het zwaar-
tepunt is soms moeilijk i.v.m. de onregelmatige vorm van de
tank. Ook de inhoud van constructiedelen in de tank en bijv. de
hoeveelheid cement (voorpiek) moet men weten.
- c). Tijdens de hellingproef moet het schip vrij zijn in zijn bewe-
gingen. Liefst kiest men een windstille dag met één meerdraad
voor en achter.
Bij voorkeur moet het schip in de richting van de wind liggen.

Een bouwdok geeft soms een goede bescherming tegen de invloed van de wind.

- d). De diepgangen voor- en achter worden voor de proef nauwkeurig afgelezen en met behulp van deze gegevens wordt het deplacement en $\overline{MK} = \overline{MF} + \overline{FK}$ berekend uit de lijnentekening.

Voor een gelijklastig schip volgt \overline{MK} direct uit het carènediagram.

Hierbij moet het s.g. van het water bekend zijn. Dit s.g. is te meten in een emmer water met behulp van een gravimeter.

Een eventuele slagzij volgt uit het verschil in aflezing van de diepgangsmarken t.p.v. het grootspant. Een slagzij van meer dan $1 \text{ à } 3^\circ$ wordt bezwaarlijk.

- e). D.m.v. een gewicht p wordt door dwarsscheepse verplaatsing een helling aan het schip gegeven. Het gewicht wordt eerst midscheeps geplaatst; de nulstand wordt op het hoekmeetapparaat vastgesteld. Dan wordt het gewicht eerst naar BB verschoven, de helling wordt geregistreerd. Daarna wordt het gewicht naar SB verschoven en weer wordt de helling gemeten; tenslotte moet de middenstand gecontroleerd worden door het gewicht weer midscheeps te plaatsen. Zonodig wordt deze procedure herhaald. Uit elk van deze metingen wordt \overline{MG} berekend. De uitkomsten mogen t.o.v. het gemiddelde geen te grote spreiding vertonen. Het gewicht p moet zó groot zijn dat de hellingshoek niet groter wordt dan $\pm 2\%$, bij kleine schepen soms $3 \text{ à } 4^\circ$; p is ongeveer $0,2 \text{ à } 0,5\% \gamma \nabla$.

- f). Voor het meten van de helling bestaan speciale apparaten: clinometers. Enkele systemen zijn in figuur 70 schematisch aangegeven:

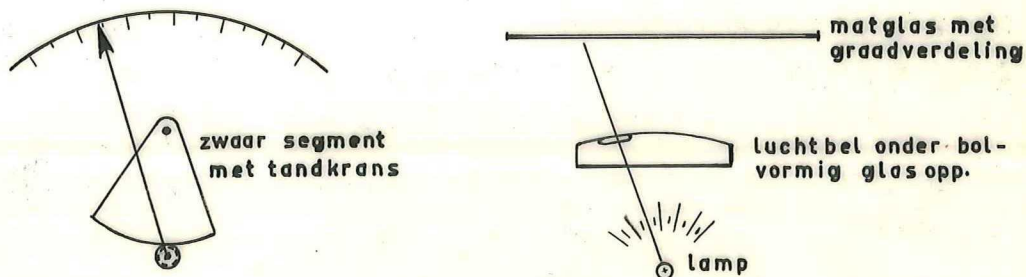


FIG. 70

Het eenvoudigste systeem is de slinger, bestaande uit een loden gewicht aan een dunne draad. De draad scheert aan zijn ondereind langs een houten lat met een cm verdeling; het gewicht hangt in een bak water om storingen uit te dempen.

In verband daarmee is het voordelig om het gewicht van dempingsvinnen te voorzien (zie figuur 71).

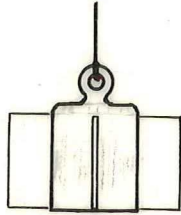


FIG. 71

De lengte van de slinger wordt zo groot mogelijk gekozen. De aflezing u geeft de tangens van de hoek want $u = l \operatorname{tg} \Delta \varphi$. (zie figuur 72). Vaak neemt men meer dan één slinger omdat het aflezen bij lichte uitwendige storingen moeilijk kan zijn.

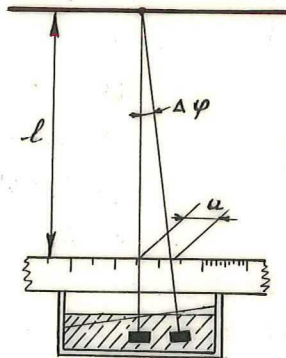


FIG. 72

Omdat $\Delta \varphi$ klein is kan men aannemen dat N_φ en M samenvallen. Het gewicht p is over een afstand y_p verschoven zodat: (zie figuur 73)

$$\overline{GG'} (\gamma \nabla + p) = p \cdot y_p$$

dus:

$$\frac{\overline{GG'}}{p} = \frac{y_p \cdot p}{(\gamma \nabla + p)}$$

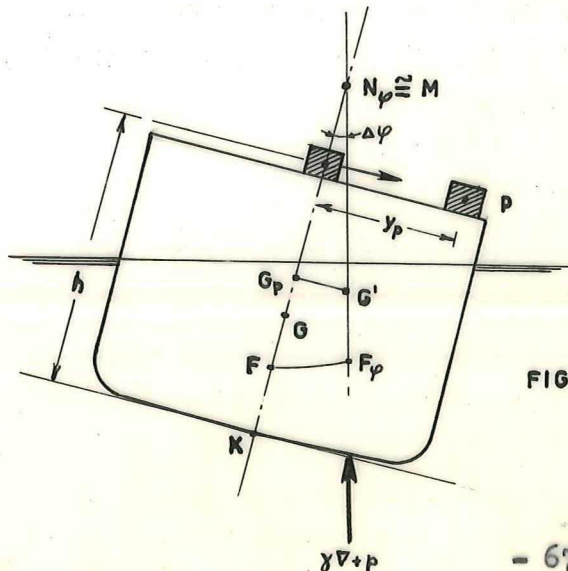


FIG. 73

Verder is:

$$\text{tg } \Delta\varphi = \frac{\overline{G}_p \cdot G'}{\overline{MG}_p}, \text{ dus } \text{tg } \Delta\varphi = \frac{y_p \cdot p}{(\gamma \nabla + p) \cdot \overline{MG}_p}$$

Hieruit is \overline{MG}_p te berekenen. Tenslotte volgt :

$$\overline{G}_p K = \overline{MK} - \overline{MG}_p.$$

De gevonden waarde geldt voor het schip inclusief het ballast gewicht p .

De momenten stelling t.o.v. het basis vlak geeft ons:

$$\overline{G}_p K (\gamma \nabla + p) = \overline{GK} \cdot \gamma \nabla + ph.$$

dus:

$$\overline{GK} = \frac{(\gamma \nabla + p) \overline{G}_p K - ph}{\gamma \nabla}$$

Opmerking.

De meetfout bij een kleine hoek $\Delta\varphi$ kan door storingen (wind, meertouwen) vrij aanzienlijk zijn. Bij iets grotere hoeken geldt:

$$\text{tg } \Delta\varphi = \frac{y_p \cdot b}{(\gamma \nabla + p) N_{\varphi} G_p}$$

Heeft het schip verticale wanden t.p.v. de lastlijn dan geldt de formule van Scribanti:

dus:

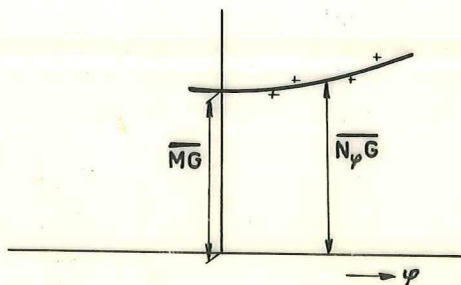
$$\frac{N_{\varphi} G_p}{\Delta\varphi p} = \frac{p \cdot y_p}{(\gamma \nabla + p) \text{tg } \Delta\varphi} = \overline{MG}_p + \frac{1}{2} MF \text{tg}^2 \Delta\varphi.$$

en:

$$\overline{MG}_p = \frac{p \cdot y_p}{(\gamma \nabla + p) \text{tg } \Delta\varphi} - \frac{1}{2} MF \text{tg}^2 \Delta\varphi.$$

Bij kleine vaartuigen en onderzeeërs verandert de vorm van de waterlijn bij kleine hellingen al vrij veel. In dat geval kan men de "gemeten" $\overline{N}_{\varphi} G_p$ uitzetten op basis φ . Voor $\varphi = 0$ vallen \overline{N}_{φ} en M samen, zodat doorstroken \overline{MG} gevonden wordt. Men kan dan tot grotere hellingshoeken meten waardoor de meting betrouwbaarder wordt. (zie figuur 74).

FIG. 74



De experimentele bepaling van de kromme van armen van statische stabiliteit.

Door Kempf is een apparaat ontwikkeld waarmee de kromme van armen van stabiliteit met behulp van een schaalmodel te meten is. Dit apparaat is in principe een momenten balans (zie figuur 75).

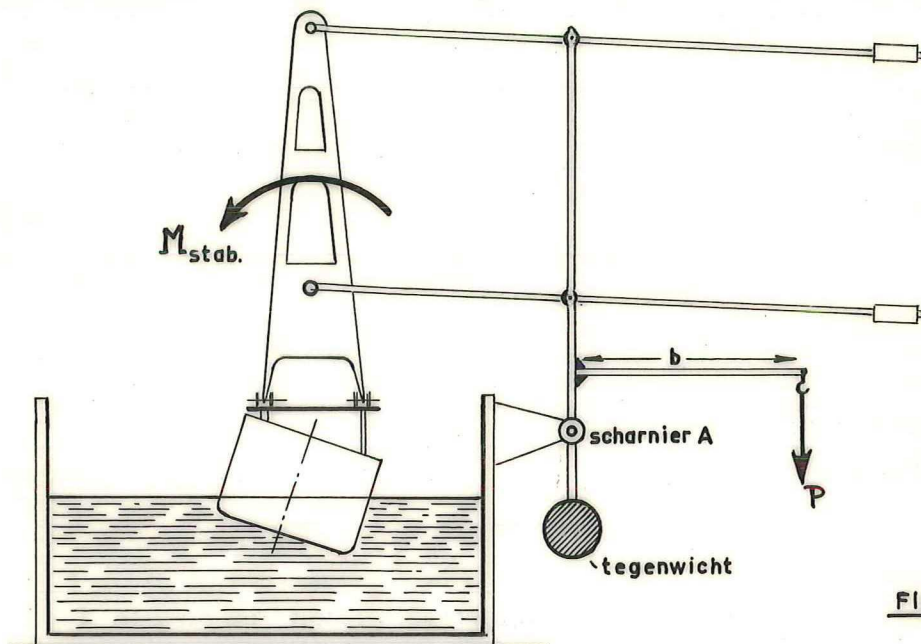


FIG. 75

Het gehele apparaat is t.o.v. de scharnier A uitgebalanceerd. Door een parallelogram constructie kan het model vrij op en neer bewegen zonder dat de helling φ verandert. Door de helling van het model ontstaat het stabiliteitsmoment

$$\gamma \cdot V \cdot \overline{G_1 Q} = \gamma \cdot V \cdot \overline{NG_1} \cdot \sin \varphi.$$

T.o.v. A bestaat er nu evenwicht als:

$$\gamma \cdot V \cdot \overline{NG_1} \cdot \sin \varphi = pb.$$

Uit deze voorwaarde is $\overline{NG_1}$ als functie van φ te bepalen. De ligging van het zwaartepunt behoeft niet met die van het schip overeen te stemmen, want:

$$\overline{NG_1} = \overline{MG_1} + \overline{MN} \varphi.$$

Van de berekende $\overline{NG_1}$ trekken we $\overline{MG_1}$ af en vinden daarmee $\overline{MN} \varphi$. Deze $\overline{MN} \varphi$ waarde hangt alléén af van de vorm van het schip en niet van de hoogte ligging van G_1 .

Aangezien $\overline{MN} \varphi$ een lineaire afmeting is volgt de \overline{MN} waarde van het schip door vermenigvuldigen met de lineaire schaalfactor.

Vermeerderd met \overline{MG} voor het schip vinden we dan de $\overline{N_\varphi G}$ voor het schip; de arm is:

$$\overline{GQ} = \overline{N_\varphi G} \cdot \sin \varphi.$$

De bepaling van \overline{MG} voor het model is mogelijk door $\overline{N_\varphi G}$ op basis φ uit te stroken; voor $\varphi = 0$ is dan $\overline{N_\varphi G} = \overline{MG}$

Het model is d.m.v. de z.g. modelkop aan het apparaat bevestigd. Het is niet altijd mogelijk om het systeem zwaartepunt van model en modelkop in het middellangsvlak te krijgen.

(zie figuur 76).

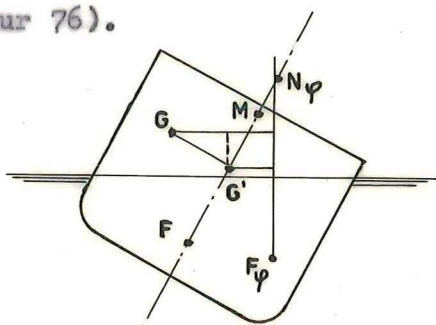


FIG. 76

De arm wordt dan:

$$\overline{GG'} \cdot \cos \varphi + \overline{NG'} \cdot \sin \varphi.$$

Voor φ is nul meten we dus het moment $\gamma \cdot \nabla \cdot \overline{GG'}$ en door het gemeten moment bij φ te verminderen met $\gamma \cdot \nabla \cdot \overline{GG'} \cdot \cos \varphi$ vinden we $\gamma \cdot \nabla \cdot \overline{NG'} \cdot \sin \varphi$ waarna de bepaling van $\overline{MG'}$ mogelijk wordt.

Het model kan tijdens de proef vrij trimmen en bovenbouwen kunnen gemakkelijk aangebracht worden.

De nauwkeurigheid van deze methode is zeer groot zoals bij het nameten van een rechthoekige bak is gebleken.

Het slingeren in vlak water.

Als het schip door de één of andere oorzaak in vlak water uit zijn evenwichtsstand wordt gebracht dan zal het na het ophouden van de storing om zijn evenwichtsstand gaan slingeren.

Om deze beweging te analyseren gaan we uit van de stelling uit de mechanica:

$$I \ddot{\varphi} = M$$

waarbij I in ons geval het massatraagheidsmoment t.o.v. een langscheepse as door G voorstelt, $\ddot{\varphi}$ de hoekversnelling van de beweging en M het moment dat op het schip werkt.

Een slingerend schip zal óók verticaal en horizontaal bewegen er zijn dus ook translaties van G in verticale en horizontale richting. Deze zullen we echter niet beschouwen.

Het massatraagheidsmoment betreft zowel de massa van het schip als de schijnbare vergroting van het massatraagheidsmoment doordat er hydrodynamische krachten ontstaan die evenredig zijn met $\ddot{\varphi}$. Op het schip werkt bij helling φ het stabiliteitsmoment:

$$- \gamma \cdot \nabla \cdot \overline{NG} \sin \varphi.$$

We beschouwen voornamelijk het geval dat φ zó klein is dat het stabiliteitsmoment benadert mag worden door: (zie figuur 77).

$$- \gamma \cdot \nabla \cdot \overline{MG} \cdot \varphi.$$

Verder werkt op het schip een moment dat veroorzaakt wordt door de zgn. demping (uitzenden van golven, wervel weerstand door kinkielen, enz).

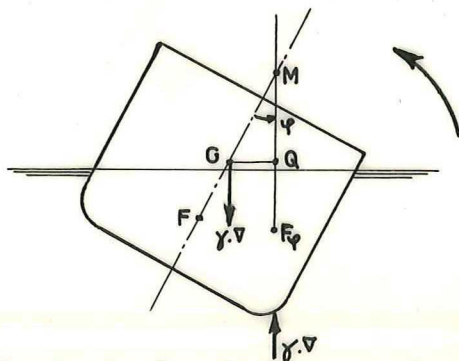


FIG.77

De invloed van de demping verwaarlozen we voorlopig. Deze wordt uitvoerig behandeld bij de theorie van de scheepsbewegingen. De evenwichtsvergelijking wordt nu:

$$I \ddot{\varphi} + \gamma \cdot \nabla \cdot \overline{MG} \cdot \varphi = 0.$$

We definieëren nu de traagheidsstraal i als volgt:

$$\frac{i^2 \cdot \gamma \cdot \nabla}{g} = I,$$

dus:

$$i^2 \ddot{\varphi} + g \cdot \overline{MG} \cdot \varphi = 0$$

of:

$$\ddot{\varphi} + \frac{g \cdot \overline{MG}}{i^2} \cdot \varphi = 0.$$

Aan deze differentiaal vergelijking voldoet:

$$\varphi = C \cdot e^{\alpha t}$$

We bepalen:

$$\ddot{\varphi} = C \alpha^2 \cdot e^{\alpha t}$$

Substitutie van deze waarden in de differentiaal vergelijking levert ons:

$$\alpha^2 + \frac{g \cdot \overline{MG}}{i^2} = 0, \text{ dus } \alpha = \pm j \sqrt{\frac{g \cdot \overline{MG}}{i^2}} = \pm j\omega, \text{ en } \omega = \sqrt{\frac{g \cdot \overline{MG}}{i^2}}.$$

De oplossing van de differentiaal vergelijking is dus:

$$\varphi = C_1 \cdot e^{j\omega t} + C_2 \cdot e^{-j\omega t},$$

of:

$$\varphi = C_1 \cos \omega t + C_2 \sin \omega t.$$

De coëfficiënten C_1 en C_2 worden bepaald door de zgn. rand-voorwaarden. Wordt het schip losgelaten uit de stand $\varphi = \varphi_0$ met een snelheid $\dot{\varphi} = 0$ dan zijn dus de randvoorwaarden:

$$\begin{aligned} \text{Voor } t = 0 \\ \text{is } \varphi &= \varphi_0 \\ \text{en } \dot{\varphi} &= 0 \end{aligned}$$

Hieruit volgt dat:

$$\begin{aligned} C_1 &= \varphi_0 \text{ en} \\ C_2 &= 0 \end{aligned}$$

We vinden dus $\varphi = \varphi_0 \cdot \cos \omega t$, waarin

$$\omega = \sqrt{\frac{g \cdot \overline{MG}}{i^2}}$$

Neemt ωt toe van 0 tot 2π dan is één volledige slingering volbracht (zie figuur 78).

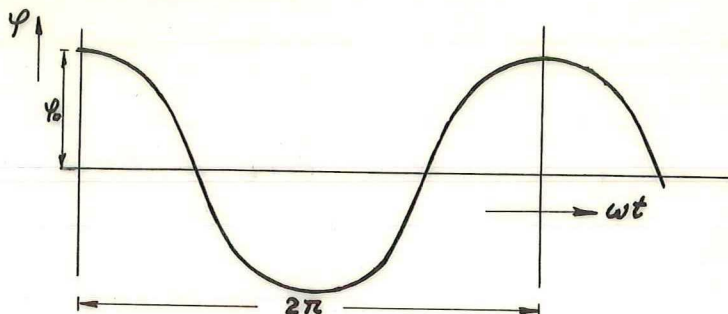


FIG. 78

De tijd die nodig is voor één volledige slingering noemen we de periode T van de beweging. Er geldt dus blijkbaar:

$$\omega T = 2\pi, \text{ dus } T = \frac{2\pi}{\omega},$$

en dus:

$$T = \frac{2\pi i}{\sqrt{g \cdot MG}}$$

In het mkg. sec stelsel is $g = 9,81 \text{ m/sec}^2$ en bij benadering is dan te stellen $\pi \cong \sqrt{g}$, zodat:

$$T = \frac{2i}{\sqrt{MG}} \text{ (sec), waarbij } \overline{MG} \text{ in m.}$$

De slingerbeweging is een cosinusfunctie van de tijd t waarbij de amplitude van de beweging constant blijft. Dit is fysisch niet mogelijk: door de demping zal de beweging tenslotte uitsterven. Het blijkt echter dat de periode van de beweging door het in rekening brengen van de demping nauwelijks verandert, zodat onze zeer eenvoudige berekening goede resultaten geeft, vooropgesteld dat φ tot enkele graden beperkt blijft.

De traagheidsstraal kan uitgedrukt worden als een functie van de breedte B van het schip:

$$i = cB,$$

waarbij $0,67 \leq c \leq 0,85$ en gemiddeld $c = 0,76$.

Ook is er afhankelijkheid van de holte zodat ook:

$$i = c' \sqrt{(B^2 + H^2)}.$$

Wrobbel, Hansa 1949 (blz. 739, 803) geeft c voor enkele scheepstypen:

Grote vracht- en passagiersschepen	c = 0,85
Kleine passagiersschepen	c = 0,77
Vrachtschepen in beladen toestand	c = 0,78
Ertsschepen in ballast	c = 0,81
Sleepboten	c = 0,76
Brede barkassen	c = 0,79

In The Shipbuilder (1946, blz 193):

Ertsschip "Venore" beladen	c = 0,72
" " in ballast	c = 0,86

G. Lehman -Mitt.Forsch.Anst. G.H.H.Konzern 1940- (zie Vrijlandt) geeft voor een shelterdekker van 134,6 x 16,8 x 11,7 m de volgende waarden:

1). Schip met machine, zonder lading	c = 1,10
2). Schip geheel afgeladen	c = 0,76
3). Idem met gedeeltelijk gevulde brandstof-tanks, zonder waterballast	c = 0,72
4). Schip in ballast	c = 0,96.

De waarde van i is met een slingerproef te bepalen. Door het regelmatig dwarsscheeps heen en weer lopen van een aantal opvarenden (aantal $\cong (\gamma \cdot \nabla)^{2/3}$) kan het schip aan het slingeren gebracht worden. Na stilstand van de personen op hart schip meet men de slingerperiode in seconden zodat bij bekende \overline{MG} (dus na de hellingproef) de waarde van i bepaald kan worden uit:

$$T = \frac{2i}{\sqrt{\overline{MG}}}$$

Om meetfouten te verkleinen meet men de tijd voor een aantal slingeringen of, nog beter, de hellingshoek wordt op een tijdbasis geregistreerd. De voorzorgen zijn ongeveer dezelfde als bij de hellingproef. Het schip moet niet in te ondiep water of vlak langs de kade liggen om beperkt-water-invloed te vermijden; de demping zou zo groot kunnen worden, of de massavergroting zou zo veel afwijken van de diepwater toestand dat de periode die gemeten wordt geen juist beeld zou opleveren.

Opmerking:

In principe is het mogelijk om het massatraagheidsmoment van het schip en zijn lading uit te rekenen door van ieder onderdeel de massa (= $\frac{\text{gewicht}}{g}$) te vermenigvuldigen met r^2 . De som van deze bijdragen is het massatraagheidsmoment betrokken op een langsscheepse as door G. (zie figuur 79).

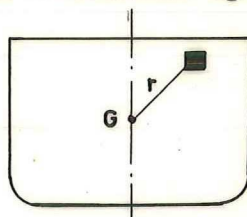


FIG. 79

Dit is een zeer omvangrijk werk zodat men zich beperkt tot de bovengenoemde experimentele waarde, temeer daar de schijnbare massavergroting moeilijk te schatten is. Op dit gebied zijn slechts weinig modelexperimenten uitgevoerd.

Men schat de schijnbare vergroting van het massatraagheidsmoment (incl. de bijdrage van de kimkielen) op 10 à 15% (normale vrachtschepen).

Passagiersschepen met een grote B/T gaan tot 17% en trawlers met scherp grootspant vertonen een toename van 5 à 10%. Deze vergroting is uitgedrukt in het totale massatraagheidsmoment (dus schip + water), zie Henschke blz. 295.

Voor grotere slingeramplituden kan Scribanti's benadering voor de arm van statische stabiliteit gebruikt worden.

$$\overline{GQ} = \overline{MG} \cdot \sin \varphi + \frac{1}{2} \cdot \overline{MF} \cdot \text{tg}^2 \varphi \cdot \sin \varphi.$$

Tot 30° is de benadering $\varphi = \sin \varphi$ aanvaardbaar want,

$$\sin 30^\circ = 0,500$$

$$30^\circ = \frac{30}{57} = 0,526,$$

dus:

$$\overline{GQ} \approx \overline{MG} \cdot \varphi + \frac{1}{2} \overline{MF} \cdot \varphi^3$$

of:

$$\overline{GQ} = \overline{MG} \left(\varphi + \frac{1}{2} \frac{\overline{MF}}{\overline{MG}} \varphi^3 \right) = m (\varphi + a \cdot \varphi^3).$$

waarin dus:

$$a = \frac{1}{2} \frac{\overline{MF}}{\overline{MG}} \text{ en } m = \overline{MG}.$$

De differentiaal vergelijking van de slingerbeweging is dan niet meer lineair maar van de vorm:

$$I \cdot \ddot{\varphi} + m(\varphi + a\varphi^3) = 0.$$

Indien we bij benadering aannemen dat de oplossing is:

$$\varphi = \varphi_1 \cos \omega_2 t + \varphi_2 \cos 3\omega_2 t,$$

dan volgt door substitutie (AM. Robb, A note on the rolling of ships) dat:

$$\omega_2^2 = \omega^2 \left(1 + \frac{3}{4} a \varphi_0^2\right)$$

of:

$$T^2 = T_0^2 \left(1 + \frac{3}{4} a \varphi_0^2\right)$$

of:

$$\left(\frac{T}{T_0}\right)^2 = \frac{1}{1 + \frac{3}{4} a \frac{\overline{MF}}{\overline{MG}} \varphi_0^2}$$

of:

$$\left(\frac{T}{T_0}\right)^2 = \frac{1}{1 + \frac{3}{8} \frac{\overline{MF}}{\overline{MG}} \varphi_0^2}$$

Hierin is ω (en dus T) berekend met de voorgaande procedure waarbij de differentiaal vergelijking luidde:

$$I \cdot \ddot{\varphi} + \gamma \cdot \overline{MG} \cdot \varphi = 0.$$

Uit de formule blijkt dat nu de slingertijd afhangt van \overline{MF} , \overline{MG} en φ_0 : De slingertijd is niet meer isochroon d.w.z. niet meer onafhankelijk van de begin voorwaarde:

$$\varphi = \varphi_0 \quad \text{voor } t = 0.$$

Voor een willekeurige vorm van de kromme van armen kan een benadering door een polynoom gebruikt worden. Zie verder het college Scheepsbewegingen en het artikel in Hansa, 1958, No. 38/39.

De lineaire versnelling in dwarsscheepse richting als gevolg van de slingerbeweging.

De slingerbeweging kan met goede benadering voorgesteld worden door:

$$\varphi = \varphi_0 \cos \omega t, \text{ waarin } \omega = \frac{2\pi}{T}$$

De hoekversnelling vinden wij door tweemaal te differentieëren n.l.:

$$\ddot{\varphi} = -\varphi_0 \cdot \omega^2 \cos \omega t.$$

De lineaire dwarsscheepse versnelling op een afstand z_g boven het gewichtszwaartepunt als gevolg van de slingerbeweging is: (zie figuur 80).

$$-z_g \cdot \varphi_0 \cdot \omega^2 \cos \omega t$$

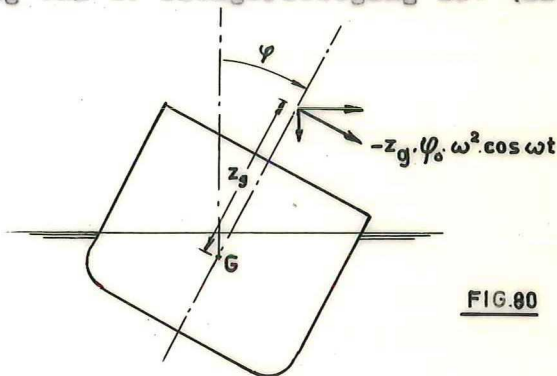


FIG. 80

In verticale richting is dit:

$$-z_g \cdot \varphi_0 \cdot \omega^2 \cos \omega t \cdot \sin \varphi.$$

De maximale waarde van de dwarsscheepse versnelling is:

$$z_g \cdot \varphi_0 \cdot \omega^2 = \frac{z_g \cdot \varphi_0 \cdot 4\pi^2}{T^2} \quad (\varphi_0 \text{ in rad!})$$

en de maximale verticale component is:

$$\frac{z_g \cdot \varphi_0 \cdot 4\pi^2 \cdot \sin \varphi_0}{T^2}$$

Hoe groter de periode hoe kleiner de maximale versnelling.

De optredende versnelling is van belang voor het comfort aan boord en voor ladingen die kunnen verschuiven (graan, kolen). Uit de formule blijkt dat de helling en de versnelling op het zelfde moment hun maximale waarde bereiken. Is dus de helling maximaal, dan is ook de hoekversnelling maximaal. Het overgaan van lading kan dus door twee oorzaken, die tegelijk optreden, veroorzaakt worden. Wij zullen dit aspect bij de beoordeling van de stabiliteit nader beschouwen.

Bepaling van de \overline{MG} waarde met behulp van de slingertijd op zee.

Uit de formule $T = \frac{2i}{\sqrt{\overline{MG}}}$ zou men de \overline{MG} waarde kunnen bepalen als i bekend is en T gemeten wordt.

i kan bekend zijn door na de hellingproef een slingerproef uit te voeren. Er is echter steeds wel verschil in belading zodat i slechts bij benadering bekend is.

Ook moet men er op bedacht zijn dat de slingertijd in golven een gedwongen beweging weergeeft. De eigen slingertijd zoals die in vlak water wordt gemeten treedt in zeegang slechts op bij resonantie d.w.z. als de ontmoetingsperiode met de golven gelijk is aan de eigen periode van het schip.

Een onregelmatige zee kan men opgebouwd denken uit vele regelmatige componenten en meestal zal er wel een perioden interval zijn dat dicht bij de eigenperiode van het schip ligt. Aangezien de slingerbeweging weinig gedempt is, is het schip a.h.w. het gevoeligst voor golven waarvan de ontmoetingsperiode dicht bij de eigenperiode ligt, zodat de resulterende slingerbeweging vaak een periode heeft die dicht bij de eigenperiode ligt. Zekerheid dat een schip op zee in zijn eigenperiode slingert heeft men echter nooit. Deze methode om \overline{MG} te bepalen moet dus met de nodige voorzichtigheid gehanteerd worden.

Beoordeling van de stabiliteit.

1. Historisch overzicht.

De begrippen "rank" en "stijf" zijn al eeuwenlang bekend onder zeelieden. In dit opzicht werd het schip beoordeeld naar de mate van slagzij die optrad naar gelang van windsterkte, koers, stand en aantal van de gevoerde zeilen. Het zeilschip kon op allerhande wijze zeil minderen en daardoor de grootte van het windmoment binnen veel wijdere grenzen variëren dan het stoom- of motorschip. Dit laatste kan alleen maar van koers veranderen wanneer het onder winddruk een te grote slagzij aanneemt of bij windstoten te heftig gaat slingeren.

Het begrip "metacentrum" werd in 1746 voor het eerst behandeld door de Fransman Bouguer. Atwood vond in 1796-'98 de berekening van de grootte van het oprichtend koppel en introduceerde daarmee de statische stabiliteit. Dit gaf alléén een verklaring van verschijnselen die reeds lang bekend waren maar dwong niet tot herziening van de gebruikelijke verhoudingen van de hoofdafmetingen en van het vrijboord.

Ook de invoering van hulp-stoomvermogen bracht hierin geen verandering, zolang de bewapening der oorlogsschepen bleef als in de zeiltijd: de "broadsides" = de opstelling op elk dek van een groot aantal kanonnen die voornamelijk dwarsuit konden vuren.

Inmiddels kreeg men ook begrip van de dynamische stabiliteit Moreau (1830), Moseley (1850), Reed en Barnes (1861). Die inzichten drongen niet door tot de praktijk. Het zeilschip met zijn grote vrijboord was, in de handen van ervaren zeelieden, opgewassen tegen de plotselinge invloeden van windstoten. Extreme uitzonderingen natuurlijk daargelaten.

Dit werd anders toen men na de Amerikaanse burgeroorlog (1861-1865) in Groot Brittanië en elders de zogenaamde "monitors" ging bouwen. Dit waren gepantserde stoomschepen met een grondig gewijzigde bewapening. De bewapening bestond nu uit één of twee draaibare geschutturens, elk met één of twee kanons van veel zwaarder kaliber dan tot dusver gebruikelijk. De oorspronkelijke "Monitor" uit de Burgeroorlog had een zeer gering vrijboord en

bood dus weinig trefkans. Hij voerde geen zeil en werd alléén in riviermondingen gebruikt.

Ten aanzien van de Britse monitors ontspan zich een heftige discussie tussen de Britse Marine-Officieren en de directeur van Scheepsbouw van de Marine over de vraag of het verantwoord was schepen met een klein vrijboord, hetzelfde zeil te laten voeren als de schepen van overeenkomstige grootte met het gebruikelijke bijna twee maal zo grote vrijboord.

Reed (sinds 1867 directeur Scheepsbouw) verdedigde de juiste opvatting dat een klein vrijboord onverantwoord was met het oog op de dynamische stabiliteit. De andere partij onder leiding van Captain Coles staarde zich blind op de aanvangsstabiliteit.

Beide partijen kregen hun zin, en in 1870 voer een Brits eskader door de Golf van Biskaje, waaronder de "Captain" (onder bevel van Coles) en de "Monarch". Het eerst genoemde schip kapzeisde bij ruw weer en zonk met alle opvarenden. Het schip bevond zich in harde wind welke een helling van 14° veroorzaakte. Een windstoot deed het kapgeisen.

In de nabijheid van de "Captain" voer de "Monarch" (ontwerp van Reed) die als gevolg van het grotere vrijboord het slechte weer goed doorstond. Het ongeluk was oorzaak van veel discussie en het directe gevolg was dat de kromme van armen van statische stabiliteit in het vervolg de basis vormde om de stabiliteit van oorlogsschepen te beoordelen.

De voornaamste gegevens van de "Captain" en de "Monarch" volgen hieronder:

		<u>Monarch</u>	<u>Captain</u>
Bouwjaar		1869	1869
L	m	102,40	97,53
B	m	17,52	16,23
T	m	7,92	7,62
Vrijboord	m	4,27	1,98
MG	m	0,73	0,79
h_m	m	0,58	0,28
φ_m		40°	21°
φ_k		70°	55°
φ_d		26°	14°
depl. ts.		8439	7915

In deze tabel komen reeds 5 van de 6 grootheden voor die wij gebruiken om de kromme van armen te beoordelen, n.l.

a). Drie hellingshoeken.

φ_d , de nominale hoek waarbij het dek in de zijde indompelt
($\text{tg } \varphi_{\text{dek}} = \text{vrijboord}/0,5 B$).

φ_m , de hoek waarbij de arm van de statische stabiliteit maximum is.

φ_k , de kenterhoek, waarbij de arm nul is.

b). Twee ordinaten.

De aanvangs metacenterhoogte \overline{MG} en de maximum arm h_m .

c). Eén oppervlak.

De integraal van de kromme van armen tot een nader te bepalen hellingshoek φ . Dat is dus de dynamische stabiliteit.

Bij de "Captain" waren φ_d en φ_m en h_m ongeveer de helft van de overeenkomstige waarden van de "Monarch". De range van de "Captain" was 55° tegen 70° van de "Monarch".

2. Verantwoordelijkheid voor de stabiliteit.

Verreweg de meeste koopvaardij schepen zijn vrachtschepen. De ontwerper zal voorlopige stabiliteitsberekeningen kunnen maken voor bepaalde, wél omschreven beladingstoestanden. De werf zal voor die toestanden de definitieve krommen maken, nadat door een hellingproef de ligging van het systeem zwaartepunt in één bepaalde bedrijfstoestand zo nauwkeurig mogelijk is vastgesteld. Maar de verantwoordelijkheid gaat niet verder dan voor de keuze der beladingstoestanden en de juistheid van de stabiliteitsberekeningen.

In het bedrijf kunnen zich talloze andere gevallen voordoen in verband met aard (graan) en stuwing van de lading. Ook spelen een rol: de wijze waarop brandstof verstoekt wordt, het ballasten, vertrimmen, volgorde van lossen in tussenhavens. Voor de stabiliteit tijdens het bedrijf is de gezagvoerder verantwoordelijk, óók volgens de wet. Hij zal de mate van stabiliteit moeten beoordelen en zal daarbij gebruik maken van de gegevens die de bouwer heeft verstrekt.

De Scheepvaartinspectie eist van elk nieuw gebouwd vrachtschip de stabiliteitskromme voor het ledige en het homogeen beladen schip, soms ook voor andere bedrijfstoestanden. Voor passagiersschepen wordt bovendien een studie van de lekstabiliteit vereist.

3. Beoordeling van de aanvangsstabiliteit.

De aanvangsstabiliteit, gekarakteriseerd door de waarde van \overline{MG} is geen maat voor de stabiliteit in algemene zin, zoals we uit het voorbeeld van de "Captain" en de "Monarch" hebben gezien. De aanvangsstabiliteit moet steeds in samenhang met de kromme van armen beoordeeld worden. De grootte van de metacenterhoogte zegt niets omtrent de veiligheid van het schip tegen kenteren. De \overline{MG} waarde is echter wel belangrijk i.v.m. de slingerbeweging van het schip. Bij te grote \overline{MG} is het schip wreed doordat de slingerperiode klein is. Daardoor ontstaan relatief grote horizontale en verticale versnellingen. Is de \overline{MG} te klein dan kan reeds een klein windmoment een relatief grote helling veroorzaken, wat bijvoorbeeld voor passagiersschepen nadelig kan zijn (de passagiers krijgen een onveilig gevoel). Een te grote \overline{MG} resulterend in korte heftige slingerbewegingen wordt soms door de opvarenden uitgelegd als een gebrek aan stabiliteit. Een voorbeeld daarvan is het H.K.S. de Hoop. De veiligheid tegen kenteren vereiste een \overline{MG} van ± 1 m. Een wreed schip is ontstaan waarvan de bemanning aanvankelijk de veiligheid betwijfelde.

De benedengrens van de \overline{MG} is nul. Voor $\overline{MG} < 0$ is er permanente slagzij wat niet gewenst is. Bij houtschepen komt dit echter in de beladen toestand wel voor.

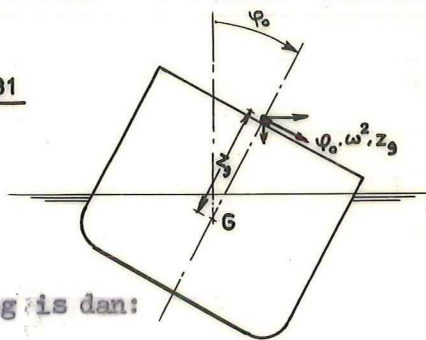
De bovengrens wordt bepaald door de eis dat aan andere stabiliteitscriteria wordt voldaan. Het is daarbij gewenst, zoals reeds gezegd, dat de \overline{MG} niet zó groot wordt dat een wreed schip ontstaat. De veiligheidseis en het gewenste soepele gedrag van het schip in zeegang zijn soms tegenstrijdig. De veiligheid kan een te grote \overline{MG} vereisen; in dat geval moet uiteraard de veiligheid prevaleren.

Roorda heeft ~~statistisch~~ de voorkomende $\frac{\overline{MG}}{B}$ verhoudingen verzameld in witdruk Nr. 15.

Zijn parameter $\frac{MG}{B}$ heeft de volgende betekenis.
Een schip slingert met slingeramplitude φ_0 . De beweging kan voorgesteld worden door:

$$\varphi = \varphi_0 \cdot \cos \omega t. \text{ (zie figuur 81).}$$

FIG. 81



De slingerhoekversnelling is dan:

$$\ddot{\varphi} = -\varphi_0 \cdot \omega^2 \cos \omega t$$

De dwarsscheeps gerichte versnelling op een hoogte z_g boven G is maximaal:

$$\varphi_0 \cdot \omega^2 \cdot z_g.$$

De maximale verticale versnelling is:

$$\varphi_0 \cdot \omega^2 \cdot z_g \sin \varphi_0.$$

Roorda kiest:

$$\varphi_0 = 30^\circ, i = 0,38 B, z_g = 0,65 B,$$

en vindt:

$$\left(\omega = \frac{2\pi}{T} \text{ en } T \cong \frac{2i}{\sqrt{\frac{MG}{B}}} \right);$$

$$\varphi_0 \cdot \omega^2 \cdot z_g \cdot \sin \varphi_0 \cong 22 \frac{MG}{B} \text{ m/sec}^2.$$

Voor eenzelfde slingeramplitude en eenzelfde verhouding $\frac{z_g}{B}$ is dus $\frac{MG}{B}$ een maat voor het gedrag van het schip ten aanzien van de slingerbeweging, althans voor homogene groepen van bepaalde scheepstypen.

De uitdrukking geeft slechts een globale indruk van normaal voorkomende gevallen. Grote afwijkingen van deze waarden kunnen voorkomen zoals uit de volgende tabel blijkt.

TABEL.

Naam	Bouwjaar	L, m	B, m	\overline{MG} (m)	Beoordeling
"Simon Bolivar"	1927	130	18	0,18	Tamelijk stijf
"Baarn"	1927	122	17,7	0,13	goed
"Colombia"	1930	131	18,8	0,05	prettig

In Roorda's diagram komt als abcis nog voor: de dimensieloze slingertijd volgens Kempf. Er geldt dat:

$$T = 2\pi \cdot \sqrt{\frac{i}{g \cdot \overline{MG}}}$$

Betrek nu i en \overline{MG} op B dus:

$$i = f B$$

$$\overline{MG} = b B$$

dan is:

$$T = 2\pi \cdot \sqrt{\frac{fB}{g b B}} = 2\pi \cdot \sqrt{\frac{f}{g b}}$$

dus:

$$2\pi \cdot f = T \cdot \sqrt{\frac{g}{B}}$$

Kempf noemt $T \sqrt{\frac{g}{B}}$ de dimensieloze slingertijd

In het diagram is verondersteld dat $i = 0,38 B$, zodat:

$$T \cong \frac{0,76 B}{\sqrt{\overline{MG}}}$$

De dimensieloze slingertijd wordt dan:

$$2,38 \sqrt{\frac{B}{\overline{MG}}}$$

Volgens Kempf moet de dimensieloze slingertijd voor goede schepen ongeveer tussen 8 en 14 liggen. Uit de grafiek is als tendens af te leiden: hoe kleiner het schip, hoe groter \overline{MG}/B .

Op dezelfde witdruk is een grafiekje van Foerster weergegeven waarin \overline{MG} is uitgezet als functie van de waterverplaatsing en de verhouding van de lateraaloppervlakken boven en onder water, met het oog op een toelaatbare permanente slagzij tengevolge van winddruk.

4. De beoordeling van de stabiliteit bij eindige hellingshoeken.

Bij de methode van Commentz vonden we dat:

$$\overline{GQ} = y \cos \varphi + z \sin \varphi - \overline{FG} \cos \varphi.$$

Nu is:

$$\overline{MN}_\varphi \cdot \sin \varphi = \overline{GQ} - \overline{MG} \cdot \sin \varphi.$$

dus:

$$\overline{MN}_\varphi \cdot \sin \varphi = y \cdot \cos \varphi + z \cdot \sin \varphi - \overline{MF} \cdot \sin \varphi$$

of:

$$\overline{MN}_\varphi \cdot \sin \varphi = \int_0^\varphi \overline{M}_\varphi \overline{F}_\varphi \cdot \cos \varphi d\varphi + \int_0^\varphi \overline{M}_\varphi \overline{F}_\varphi \sin \varphi d\varphi - \overline{MF} \sin \varphi.$$

Verder hebben we gezien dat:

$$\overline{GQ} = \overline{MG} \sin \varphi + \overline{MN}_\varphi \sin \varphi.$$

De \overline{MG} is voor een specifiek geval constant zodat de waarde van $\overline{MN}_\varphi \sin \varphi$ bepalend is voor de grootte van de arm ($\overline{MN} \sin \varphi$ kan positief maar ook negatieve waarden aannemen) zie witdruk Nr. 16 Het verloop van $\overline{M}_\varphi \overline{F}_\varphi$ is in dit verband belangrijk. (zie figuur 82)

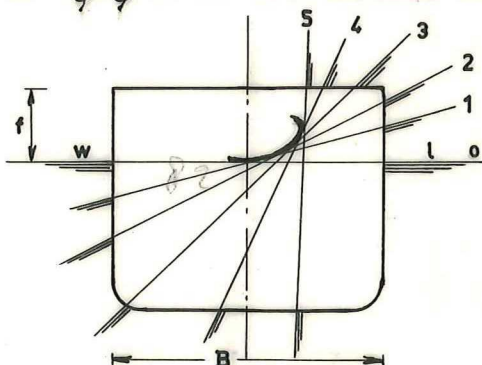
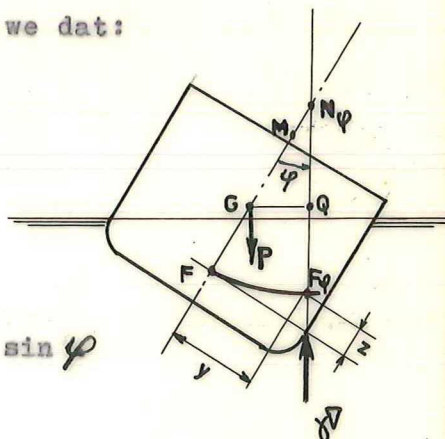
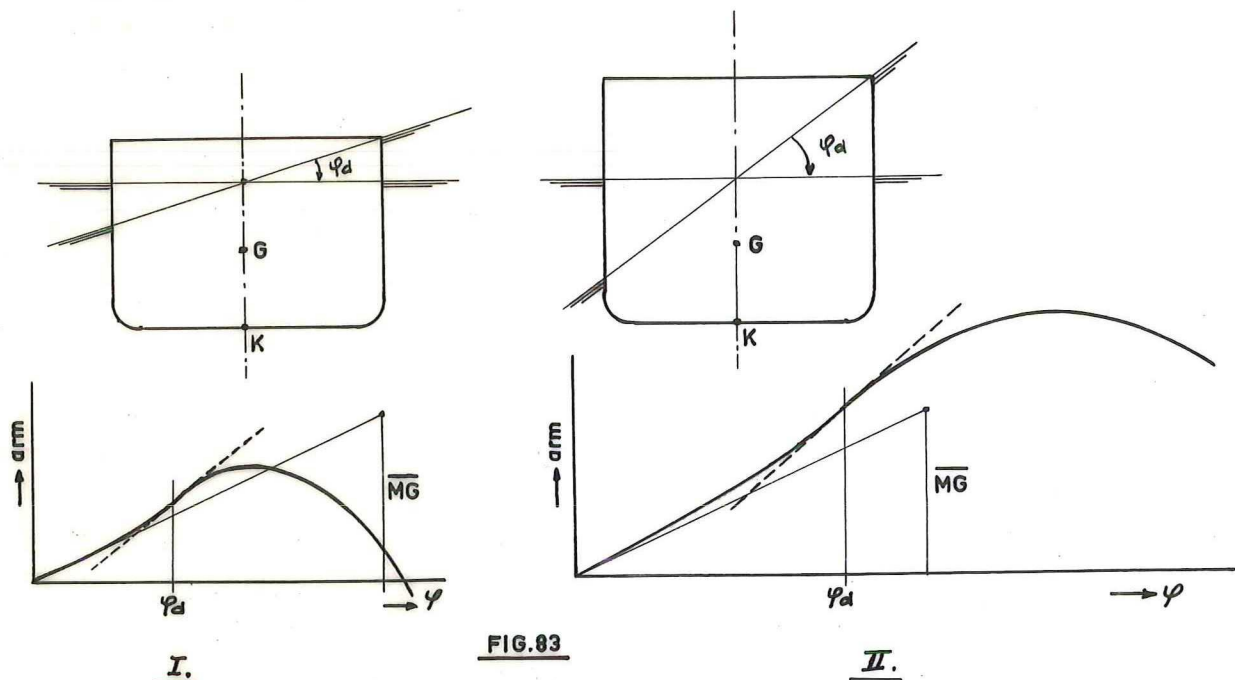


FIG. 82

In de meeste gevallen neemt $\overline{M}_\varphi \overline{F}_\varphi$ toe totdat het dek te water komt. Dit gebeurt ongeveer bij $\varphi_d = \text{bg} \cdot \text{tg} \frac{2f}{B}$. De breedte van de waterlijn wordt dan kleiner en $\overline{M}_\varphi \overline{F}_\varphi = \frac{I_\varphi}{V}$ wordt eveneens kleiner. Omdat I_φ evenredig is met B^3 daalt $\overline{M}_\varphi \overline{F}_\varphi$ vrij snel. Het uit het water komen van de kinnen heeft in dit opzicht hetzelfde effect. Vooral bij scherpe schepen met een relatief grote B/T verhouding, kan daardoor $\overline{MN} \sin \varphi$ reeds bij betrekkelijk kleine hellingshoeken spoedig negatief worden (ballast toestand, grote kinstraal).

Dit is ook het geval bij schepen met een relatief klein vrijboord (kleine f/B verhouding). We vergelijken in dit verband de

krommen van armen van twee schepen met gelijke B, T en vorm. De \overline{GK} is in beide gevallen even groot. (zie figuur 83) en witrak 17).



Ongeveer ter plaatse van φ_d treedt een buigpunt op in de kromme van armen. In het geval I is φ_d véél kleiner dan in het geval II. In het geval II wordt $\overline{MN} \cdot \sin \varphi$ pas bij een veel grotere hoek negatief: de range is daar veel groter en óók de armen bereiken een grotere waarde dan in het geval I. Het optreden van het buigpunt is als volgt te verklaren uit het verloop van de $\overline{M_\varphi F_\varphi}$ (figuur 84).

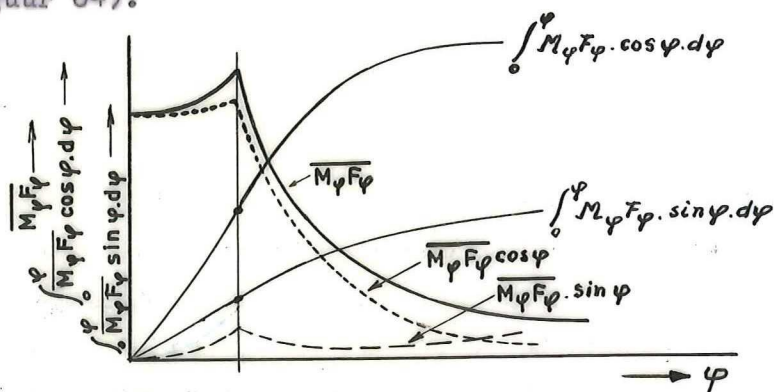


FIG. 84.

$\overline{M_\varphi F_\varphi}$ neemt eerst toe als functie van $\sin \varphi$ en $\cos \varphi$. Ter plaatse van φ_d neemt $\overline{M_\varphi F_\varphi}$ plotseling sterk af. De integraal krommen:

$$\int_0^\varphi \overline{M_\varphi F_\varphi} \cdot \sin \varphi d\varphi \text{ en } \int_0^\varphi \overline{M_\varphi F_\varphi} \cdot \cos \varphi d\varphi$$

vertonen daardoor ter plaatse van φ_d in het algemeen een buigpunt

dat zich tenslotte óók in de kromme van armen manifesteert.

In het algemeen is de invloed van de kim als het dek reeds is ingedompeld, veel minder sterk zichtbaar in het verloop van de $\overline{M}_{\varphi F\varphi}$ kromme (zie figuur 85) Veelal is van een uitgesproken knik niets te zien.

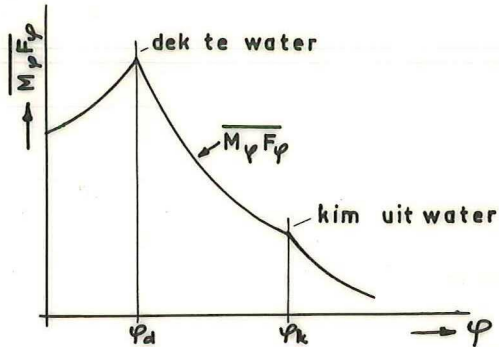


FIG. 85

Wenst men dezelfde dynamische stabiliteit voor schip I en schip II dan zal de \overline{MG} voor schip I groter gekozen moeten worden. Aan de $\overline{MN} \cdot \sin \varphi$ is n.l. niets te veranderen (zie figuur 86).

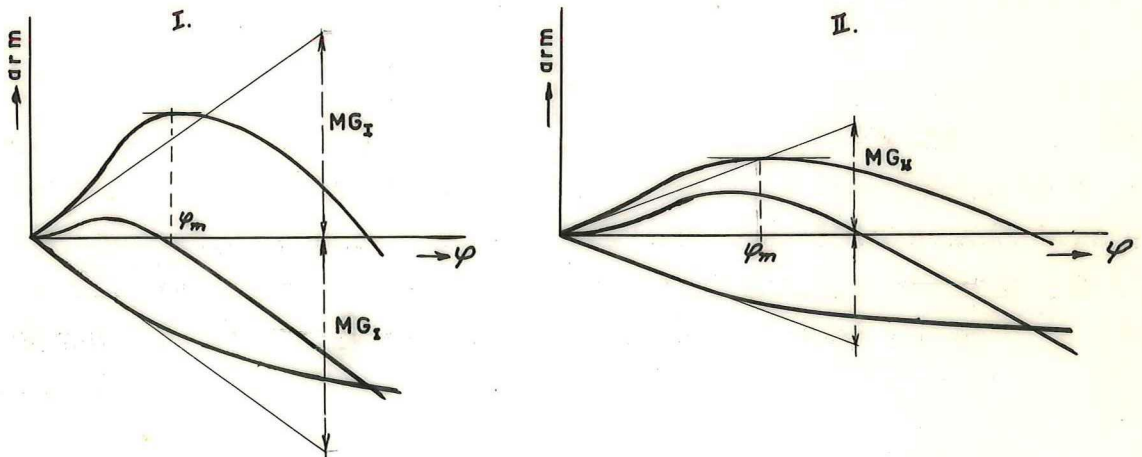


FIG. 86

De maximum arm zal dan bij schip I bij een hoek φ_m optreden die kleiner is dan in het geval II. Volgens de uitwateringsvoorschriften blijkt dat "hoe kleiner het schip, hoe kleiner (relatief) het vrijboord; d.w.z. φ_{dek} zal bij kleine schepen over het algemeen kleiner zijn.

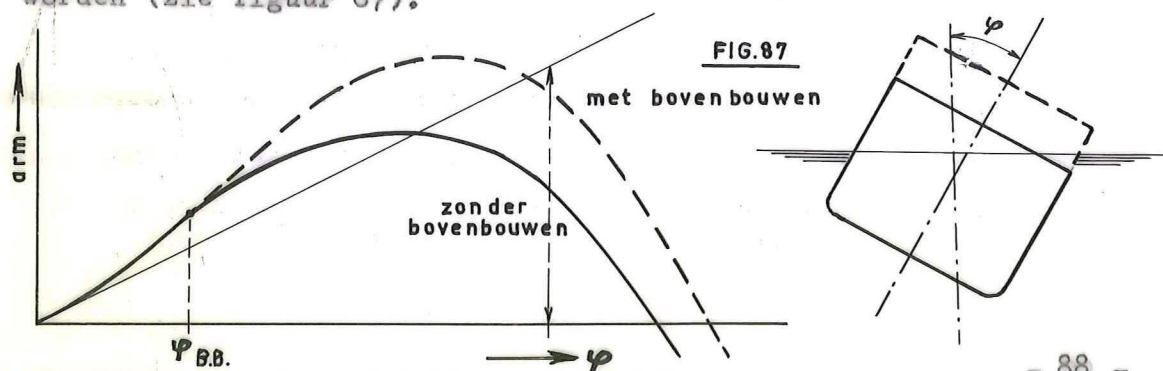
Dit impliceert soms een relatief grote \overline{MG} om tot voldoende dynamische stabiliteit te komen.

In witdruk 17 zijn de krommen van armen van twee schepen vergeleken waarvan de gegevens ook in de onderstaande tabel voorkomen.

Schip Nr. Scheepsnaam	I Sinabang.	II Ceres.	III Str. Soenda.
type bovenbouw	gladdek niet w.d. bak, brug, kampanje.	gladdek korte bak, korte kampanje.	gladdek volledige bovenbouw.
Lengte L	81,66 m	117,40 m	137,16 m.
Breedte B	13,10 m	17,50 m	18,90 m
Holte H	6,40 m	9,52 m	12,00 m
Diepgang T	5,60 m	7,44 m	8,33 m
Vrijboord f	0,80 m	2,08 m	3,67 m
B:T	2,34 m	2,35 m	2,27 m
φ_d	7°	14°	21°
φ_m	30°	36°	40°
φ_k	65°	62°	66°
h_m	0,30 m	0,32 m	0,38 m
\overline{MG}	0,76 m	0,60 m	0,19 m
$T = \frac{2 \times 0,38 B}{\sqrt{\overline{MG}}}$	11,50 sec	19,20 sec	33,00 sec

Invloed van de bovenbouwen.

Bovenbouwen kunnen, vooral bij kleine schepen een aanzienlijke bijdrage leveren tot de vergroting van de statische stabiliteit. Hoe groter het schip des te kleiner wordt de bijdrage van de bovenbouwen. Vooral de range kan door bovenbouwen aanzienlijk vergroot worden (zie figuur 87).



Stabiliteits criteria.

De beoordeling van de stabiliteit bij grotere hellingshoeken zou eigenlijk geheel gebaseerd moeten zijn op de dynamische eigenschappen van het schip in zeegang.

Tot heden is de kennis van de zeegang op de diverse vaarroutes en de kennis van de scheepsbewegingen onder extreme uitwendige belastingen onvoldoende om dit probleem analytisch te kunnen oplossen. Dit is de reden dat stabiliteits criteria in hoge mate gebaseerd zijn op statistisch onderzoek waarbij de stabiliteitseigenschappen gekarakteriseerd worden door de statische- en de dynamische stabiliteit (zoals wij reeds opmerkten is in dit opzicht de uitdrukking "dynamische" stabiliteit enigszins misleidend, want ook bij de dynamische stabiliteit wordt verondersteld dat de hydrodynamische krachten en momenten geen rol spelen).

Rahola was één der eersten die het probleem van de stabiliteits criteria bewust statistisch aanpakte. Hij noemt in dit opzicht drie werkwijzen:

- 1). De vergelijking met een overeenkomstig schip dat in de praktijk voldaan heeft. Het is dan niet bekend hoe groot de eventuele veiligheidsmarge is en dat kan van belang zijn bij het maken van een nieuw ontwerp.
- 2). De analyse van scheepsrampen waarbij de stabiliteit in het geding was. Uit een dergelijke analyse is het mogelijk om de stabiliteit te kwalificeren als onvoldoende, twijfelachtig of voldoende.

Rahola heeft deze methode gebruikt om een aantal minimum eisen op te stellen.

- 3). De berekening van de grootste hellende momenten waaraan een schip kan blootstaan.
Een dergelijke werkwijze is mogelijk ten aanzien van het windmoment, de belasting door roergeven of van de centrifugale krachten bij het draaicirkel varen, maar de hellende momenten als gevolg van zeegang zijn moeilijker vast te stellen, ook al omdat de kennis van de zeegang en van niet lineaire effecten bij extreme omstandigheden onvolledig is.

Rahola beschouwt achtereenvolgens:

- a). De slagzij φ_m waarbij de arm van statische stabiliteit zijn maximum waarde heeft, en de slagzij φ_k waarbij de arm nul wordt.
- b). De kromme van minimum armen van statische stabiliteit.
- c). De grootstetoelaatbare slagzij φ_r met bijbehorende minimum dynamische weg.

Aan de hand van een analyse van 30 schepen die verongelukt zijn heeft Rahola zijn criteria vastgesteld.

Zijn oordeel over de 30 gevallen luidt:

- in 10 gevallen onvoldoende
- in 11 gevallen twijfelachtig
- in 9 gevallen voldoende.

- a). De slagzij φ_m waarbij de arm zijn grootste waarde heeft.

In 5 van de 10 onvoldoende gevallen, en éénmaal bij de twijfelachtige, varieert φ_m van 10° tot 22° (in het dubieuze geval is $\varphi_m = 15^\circ$), in de 24 overige gevallen is $\varphi_m > 26^\circ$ (tot 70°). De minimum waarde van φ_m zou dus 26° kunnen zijn.

In de regel blijkt dat $\varphi_m \cong \frac{1}{2} \cdot \varphi_k$ en dat zou inhouden dat door φ_m de φ_k min of meer gefixeerd is.

In 10 gevallen (6 "onvoldoende" en 4 "twijfelachtig") werd φ_k te klein bevonden: de waarden varieerden van 18° tot 56° .

In de 20 overige gevallen werd géén kritiek op φ_k uitgeoefend, hoewel daarbij éénmaal $\varphi_k = 49^\circ$ en éénmaal $\varphi_k = 55\frac{1}{2}^\circ$ was. Een tweede criterium zou dus kunnen zijn $\varphi_k > 56^\circ$.

Uit het aantal beschouwde gevallen blijkt dat deze twee conclusies zwak gefundeerd zijn, ook al omdat niet steeds een te kleine φ_m met een te kleine φ_k gepaard gaat, en omgekeerd.

- b). De grootte van de arm van statische stabiliteit.

De maximum arm van de kromme van armen ligt vaak bij $\varphi_m = 35^\circ$ à 40° . Rahola heeft voor 4 waarden van de hellingshoek ($\varphi = 15^\circ$, 20° , 30° en 40°) frequentie diagrammen (zie witdruk 18) gemaakt ter beoordeling van de stabiliteitseigenschappen. Als abscissen zijn gebruikt: het aantal gevallen dat de stabiliteit onvol-

doende, twijfelachtig of voldoende was, als ordinaten de grootte van de bijbehorende arm (zie witdruk 18). Als voorbeeld de situatie bij $\varphi = 15^\circ$.

geén schip met $\overline{GQ} < 8$ cm is voldoende
 één schip met $\overline{GQ} < 9$ cm is voldoende
 2 schepen met $\overline{GQ} < 12$ cm zijn voldoende
 3 schepen met $\overline{GQ} < 14$ cm zijn voldoende
 4 schepen met $\overline{GQ} < 15$ cm zijn voldoende
 enz.

Ook:

geen schip met $\overline{GQ} > 15$ cm is twijfelachtig
 1 schip met $\overline{GQ} > 13$ cm is twijfelachtig
 3 schepen met $\overline{GQ} > 10$ cm zijn twijfelachtig
 enz.

Rahola geeft tenslotte als criterium:

$\varphi =$	20°	30°	40°
$\overline{GQ} \geq$	14 cm	20 cm	20 cm

De resulterende kromme van armen heeft een maximum bij $\varphi_m = 35^\circ$ terwijl $\varphi_k \approx 60^\circ$.

Rahola eist dan ook voor kleine zeeschepen:

$$\varphi_m \geq 35^\circ \text{ en } \varphi_k \geq 60^\circ$$

c). De grootste slagzij φ_r tot welke de dynamische stabiliteit gerekend mag worden is een andere belangrijke parameter. Deze hangt samen met de kans op het binnendringen van water (deuren, patrijspooten, laadopeningen enz.) (zie figuur 88) en met het overgaan van lading.

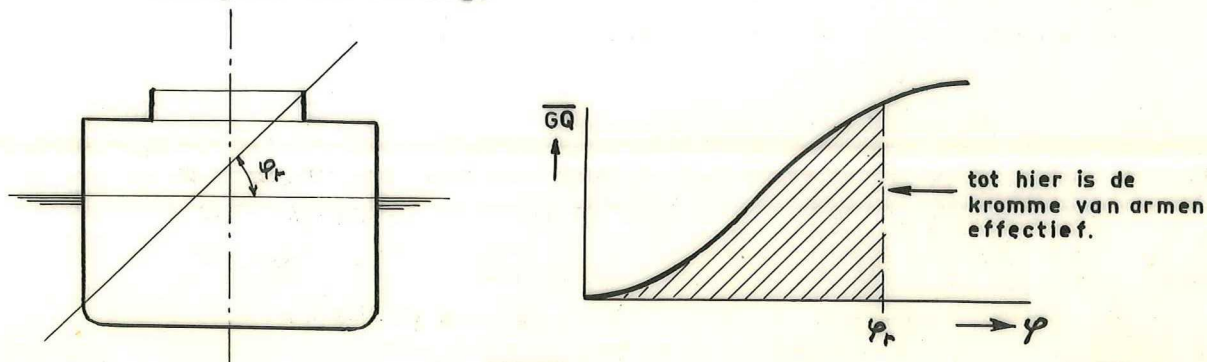


FIG. 88.

Rahola geeft 4 grenswaarden voor φ_r n.l.:

$$\varphi_r \leq 40^\circ$$

$$\varphi_r \leq \varphi_m$$

$\varphi_r <$ de slagzij waarbij niet waterdichte openingen indompelen

$$\varphi_r < \varphi_d \text{ de dynamische taludhoek.}$$

De natuurlijke statische taludhoek voor stortladingen varieert van 25° tot 35° . Hieruit berekent men φ_d met de formule van Scribanti (zie figuur 89)

$$\varphi_d = \frac{\varphi_s}{1 + \frac{4y}{T^2} \cos(\alpha - \varphi_s)}$$

waarin T de slingertijd in sec.

φ_s de statische taludhoek.

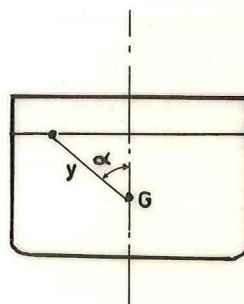


FIG. 89

Het laatste criterium dat Rahola tenslotte geeft is:

bij φ_r moet de dynamische weg ≥ 8 cm .

Ook hier gebruikte hij een frequentie diagram om tot zijn conclusie te komen:

in 10 gevallen waren waarden van 0,1 tot 6,2 cm onvoldoende

in 11 gevallen was een weg van 2,2 tot 8,7 cm twijfelachtig

in 9 gevallen was een weg van 4,4 tot 18 cm voldoende

De stabiliteitseisen voor Japanse schepen.

Zie T.R.I.N.A. 1959: "Standard of Stability adopted in Japan", by Prof. M. Yamagata.

Na de publicatie van Rahola zijn verschillende pogingen gedaan om tot standaard eisen ten aanzien van de stabiliteit te komen. Vooral in Japan is dit streven omstreeks 1953 duidelijk geworden als gevolg van een vrij groot aantal scheepsrampen met ferry boten, zoals de Toya Maru en anderen.

In 1953 is een commissie in het leven geroepen met het doel standaard eisen voor de stabiliteit van schepen op te stellen. De standaard die de commissie voorstelde is in februari 1957 door de Japanse autoriteiten aangenomen.

De standaard eisen zijn als volgt geformuleerd:

- a). Alle passagiersschepen en alle andere schepen die groter zijn dan 500 tons BRT en die internationale reizen uitvoeren, moeten onderworpen worden aan een hellingproef.
- b). Het resultaat van de hellingproef moet aantonen dat de stabiliteit aan bepaalde standaard eisen voldoet.
- c). De Scheepvaartinspecties moeten, als dat nodig geoordeeld wordt, de kapitein een verslag van de stabiliteitseigenschappen van het schip voorleggen en de kapitein dient hiervan kennis te nemen.
- d). De reder moet de gezagvoerder voldoende gegevens verstrekken zodat hij in staat is de stabiliteitseigenschappen van zijn schip te kunnen beoordelen. Hij moet daarmee in staat zijn om voor het schip steeds voldoende stabiliteit te garanderen.

De standaard eisen gelden voor passagiersschepen.

Er worden 5 groepen van schepen beschouwd:

- 1). Schepen voor de grote vaart.
- 2). Schepen die aangeduid worden met Coasting I (in het algemeen dus schepen die zich niet ver van de kust verwijderen).
- 3). Schepen die aangeduid worden met Coasting II (deze schepen varen in de "Seto Inland Sea" met een reisduur van maximum 2 uren).

- 4). Schepen die op vlak water varen, uitgezonderd zeer kleine vaartuigen (< 5 t BRT).
- 5). Zeer kleine vaartuigen (< 5 t BRT).

In onderstaande tabel is voor elk van de 5 groepen aangegeven welke grootheden aan bepaalde eisen moeten voldoen.

TABEL.

groep	\overline{MG} Standaard.		Standaard voor dynamische stab.	Standaard voor max. arm
	voor kleine schepen	algemeen		
Zeer kleine vaartuigen	0			
Schepen voor vlak water	0	0		
Coasting I		0	0	0
Coasting II		0	0	0
Grote vaart		0	0	0

Nu volgen de standaard eisen:

a). De \overline{MG} waarde (algemeen)

$$\overline{MG} \geq \left[1,07 A.H. + 0,134 \cdot \sum \left(7 - \frac{n}{a} \right) \cdot n \cdot \bar{B} \right] B/100f.W$$

Als $f > \frac{B}{5,5}$ dan moet in de formule gesteld worden $f = \frac{B}{5,5}$

In deze formule is:

A = het geprojecteerde laterale oppervlak van het schip boven de waterlijn in m^2 .

H = de verticale afstand in m van het zwaartepunt van A tot het zwaartepunt van het geprojecteerde lateraal oppervlak onder de waterlijn.

n = het aantal passagiers dat zich in elke passagiersaccomodatie bevindt.

a = het vloeroppervlak in m^2 in elke passagiersaccomodatie.

\bar{B} = de gemiddelde dwarsscheepse afstand in m waarover de passagiers zich in elke passagiersaccomodatie vrij kunnen bewegen.

B = de breedte van het schip in m.

f = vrijboord in m.

W = deplacement in tons.

De formule is als volgt tot stand gekomen.

Er is gerekend met de invloed van een hellend moment door wind en door passagiers.

a). Het windmoment.

$$M_w = \frac{1}{2} \rho S A H V^2.$$

S zoals gemeten door verschillende onderzoekers is gegeven in de onderstaande tabel.

TABEL.

	S	
London Mariner	1,14	(G. Hughes)
San Gerardo	1,20	(G. Hughes)
Mauretania	1,23	(G. Hughes)
Voorstel	1,28	(D.W. Taylor)
Toya Maru (zonder awnings)	1,00	(Araki en Hanaoka)
Kitami Maru (met awnings)	1,05	(Araki en Hanaoka)
Kogane Maru (met awnings)	1,15	(Okada)
Idem (zonder awnings)	0,95	(Okada).

De aanname dat de resultanten van wind- en waterkrachten aangrijpen in de zwaartepunten van de geprojecteerde lateraaloppervlakken is een benadering. Uit metingen blijkt dat deze verticale afstand 16% tot 23% groter kan zijn. Er is daarom verder gewerkt met een gemiddelde waarde voor S , waarin de grotere gemeten afstand tussen de

aangrijpingspunten van de water- en windkrachten is verdisconteerd.

Aangenomen is: $\xi = 1,22$ en $\rho = 1,25 \times 10^{-4} \text{ kgm}^{-4} \text{ sec}^2$.

Verder is $V_w = 15 \text{ m/s}$ omdat dit criterium voornamelijk toegepast zal worden voor schepen die op vlak water varen. Hieruit volgt dat:

$$M_w = 0,0171 \cdot A \cdot H.$$

Het stabiliteitsmoment bedraagt bij een hellingshoek φ_c :

$$W \cdot \overline{MG} \cdot \varphi_c, \text{ als } W \text{ het displacement voorstelt.}$$

De kritische hellingshoek is gerekend tot 80% van het vrijboord "f", dus:

$$\text{tg } \varphi_c = 2(0,8 f)/B = 1,6 \cdot f/B \approx \varphi_c$$

waarbij een hoek van $\varphi_c = 20^\circ$ niet overschreden mag worden.

Nu is dus:

$$f \leq \frac{1}{2} B \cdot \text{tg } 20^\circ \text{ of } f \leq B/5,5.$$

We krijgen dus:

$$W \cdot \overline{MG} \cdot 1,6 \cdot f/B \geq 0,0171 \text{ A.H.}$$

dus:

$$\overline{MG}_w \geq \left[1,07 \text{ A.H.} \right] \cdot \frac{B}{100 fW}$$

b. Helling door passagiers.

Het hellende moment als gevolg van het verplaatsen van passagiers naar één der zijden van het schip bedraagt:

$$M_p = \sum W_p \cdot n \cdot d_p,$$

waarin:

W_p = het gewicht van een passagier.

De Japanners hebben hiervoor gemiddeld aangenomen:

$$W_p = 0,06 \text{ ton}$$

n = het aantal passagiers per passagiersaccomodatie.

d_p = de dwarsscheepse verschuiving van het gezamenlijk gewichtszwaartepunt van de passagiers t.o.v. de toestand dat de passagiers gelijkmatig over de breedte van het compartiment zijn verdeeld.

Op grond van een theoretische beschouwing is gevonden dat:

$$d_p = \frac{1}{4} \left(1 - \frac{r}{r_0}\right) \bar{B},$$

waarin:

\bar{B} = de breedte van het compartiment, waarover de passagiers zich dwarsscheeps kunnen verplaatsen.

r = het aantal passagiers per m^2
= $\frac{n}{a}$, waarin a het oppervlak van de beschouwde passagiers-
accomodatie in m^2 is.

r_0 = het aantal passagiers per m^2 nadat zij naar één zijde van het compartiment zijn samengedrongen.

Gesteld is dat maximaal $r_0 = 7$ pers/ m^2 .

We krijgen dus, dat:

$$M_p = \sum 0,06 \times n \times \frac{1}{4} \left(1 - \frac{n/a}{7}\right) \cdot \bar{B}$$

$$M_p = 0,00214 \sum \left(7 - \frac{n}{a}\right) \cdot n \cdot \bar{B}$$

De vereiste \overline{MG} waarde, met als veronderstelling dat de hellingshoek zodanig is dat:

$$\text{tg } \varphi_c \leq \frac{0,8 f}{\frac{1}{2} B} = 1,6 f/B,$$

vinden we uit:

$$w \cdot \overline{MG} \cdot 1,6 \cdot f/B > 0,00214 \sum \left(7 - \frac{n}{a}\right) \cdot n \cdot \bar{B}$$

dus:

$$\overline{MG} > \left\{ 0,134 \sum \left(7 - \frac{n}{a}\right) \cdot n \cdot \bar{B} \right\} \frac{B}{100 \cdot fw}$$

De invloed van wind en passagiers tezamen geeft dus aanleiding tot de volgende eis:

$$\overline{MG} \geq \left[1,07 \text{ A.H.} + 0,134 \sum \left(7 - \frac{n}{a}\right) n \bar{B} \right] \frac{B}{100 fw}$$

Opmerking.

Uit het verdere betoog blijkt dat de coëfficiënt in de vergelijking $M_y = 0,0171 \text{ A.H.}$ betrekking heeft op de groep "Coasting II"

De eisen ten aanzien van de dynamische stabiliteit. (zie figuur 90)

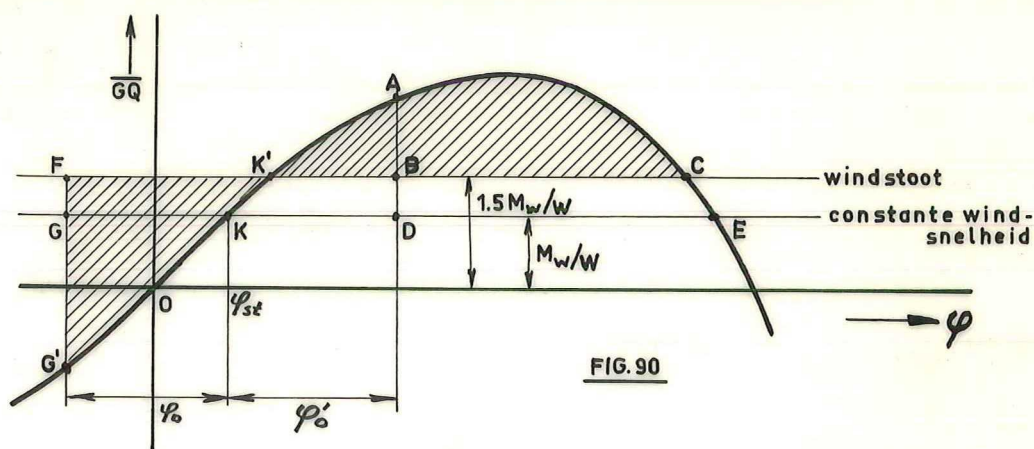


FIG. 90

Het schip heeft een statische hellingshoek φ_{st} onder de invloed van een wind met constante sterkte. Het schip slingert onder invloed van de golven over de hellingshoeken φ_0 en φ_0' met φ_{st} als "middenstand". In de stand φ_0 wordt het schip getroffen door een windstoot waaruit een hellend moment $1,5 M_W$ resulteert (en een arm $1,5 M_W/W$). Nu moet, wil het schip niet kapseizen:

$$\text{opp. } AK'C > \text{opp. } K'FG'.$$

Noem opp. $AK'C = b$ en opp. $K'FG' = a$, dan moet dus:

$$C = b/a \text{ groter dan } 1 \text{ zijn.}$$

De waarde van C die nodig is om de veiligheid van het schip te waarborgen is empirisch bepaald met behulp van een analyse van gezonken en bestaande schepen. Om de statische hoek φ_{st} te bepalen is gesteld:

$$M_W = k A.H/W$$

waarin:

$$k = 0,0514 \text{ voor de grote vaart (} V = 26 \text{ m/s)}$$

$$k = 0,0274 \text{ voor coasting I (} V = 19 \text{ m/s)}$$

$$k = 0,0171 \text{ voor coasting II (} V = 15 \text{ m/s).}$$

Een windstoot heeft $\sqrt{1,5}$ zo grote windsnelheid dus het bijbehorende windmoment is $1,5 \times$ zo groot, want $M_W \sim V^2$

Tenslotte wordt φ_0 bepaald aan de hand van de slingereigenschappen in golven, n.l.:

$$\varphi_0 = \sqrt{\frac{138 \cdot \lambda \cdot \delta}{N}}$$

waarin 1e. γ de factor is welke de gemiddelde golfhelling reduceert tot de effectieve golfhelling. Nu is:

$$\gamma = 0,73 + 0,60 \frac{\overline{OG}}{d}$$

waarin: \overline{OG} de afstand van G tot het stil water oppervlak en d de diepgang van het schip voorsteld.

2e. $\delta = p - q \cdot T_s$ de maximale golfhelling,

waarin T_s de eigen slingerperiode van het schip, p en q zijn coëfficiënten die afhangen van de windsnelheid en de golfperiode. Zij zijn gegeven in de volgende tabel.

TABEL.

factoren p en q.

$$0,100 \geq \delta \geq 0,035.$$

p = 0,151	q = 0,0072	Grote vaart.
p = 0,153	q = 0,0100	Coasting I.
p = 0,155	q = 0,0130	Coasting II.

N = 0,02 voor normale schepen met kimkielen.

De maximum arm.

Als laatste eis wordt de minimum grootte van de maximum arm gegeven. Uit een statistische beschouwing van gevallen met voldoende en onvoldoende stabiliteit is gebleken dat:

$$\overline{GQ}_m \geq 0,0215 B$$

of:

$$\overline{GQ}_m \geq 0,275 m.$$

Aan één der beide ongelijkheden moet worden voldaan.

Aan de bovengenoemde standardeisen moet het schip voldoen in alle voorkomende gevallen, bijv. in de condities:

- in ballast bij vertrek
- in ballast bij aankomst
- geheel beladen bij vertrek en aankomst.

Voor passagiersschepen zullen de eisen ten aanzien van de lekstabiliteit vaak uitgaan boven deze Japanse standaard eisen.

LANGSSCHEEPSE STABILITEIT.

1. Het verplaatsen van gewichten aan boord.

Bij de volgende beschouwingen gaan wij uit van een in de rechte stand drijvend schip dat in stabiel evenwicht verkeert; de \overline{MG} is dus positief.

Het gewicht dat verschoven wordt (p) is klein t.o.v. het scheepsgewicht $\gamma \cdot \nabla$, zodat de optredende hellingshoek klein blijft (bijv. $< 6^\circ$). We kunnen dan gebruik maken van de aanvangsmeta-centra.

1.1. Verticale verschuivingen (zie figuur 91).

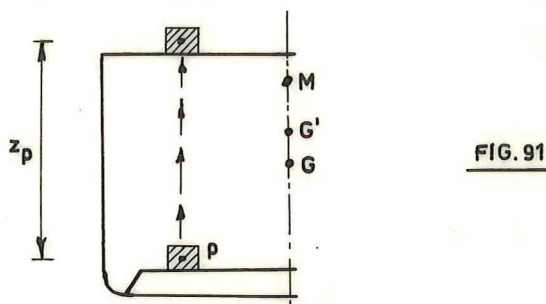


FIG. 91

Verticale verschuiving over afstand z_p , geeft een verticale verschuiving van G:

$$GG' = \frac{z_p \cdot p}{\gamma \cdot \nabla}$$

Aangezien het onderwaterschip niet verandert, blijft \overline{MK} ongewijzigd, dus:

$$\text{de dwarsmetacenterhoogte } \overline{MG'} = \overline{MG} \pm \frac{z_p \cdot p}{\gamma \cdot \nabla} \quad \begin{array}{l} (+ \text{ als } p \text{ daalt} \\ - \text{ als } p \text{ stijgt).} \end{array}$$

$$\text{de langsmetacenterhoogte } \overline{M_{\ell}G'} = \overline{M_{\ell}G} \pm \frac{z_p \cdot p}{\gamma \cdot \nabla}$$

De dwarsmetacenterhoogte kan nul of negatief worden zodat een labiele toestand ontstaat.

De langsmetacenterhoogte is zó groot dat dit gevaar t.a.v. de langsscheepse stabiliteit niet bestaat.

N.B. Bij het opstijgen van een last aan een laadboom zal z_p een sprong maken van 0 tot z_p , zodra de last los is van het schip. Dan grijpt n.l. het gewicht, ongeacht de hijshoogte, aan t.p.v. het blok in de laadboom. Het is dus niet zó dat z_p lineair toeneemt met de hijshoogte (zie figuur 91a).

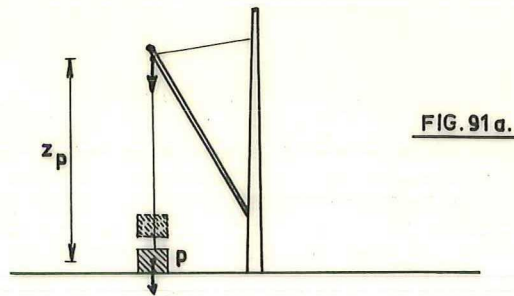


FIG. 91a.

1.2. Horizontale verschuiving. (zie figuur 92).

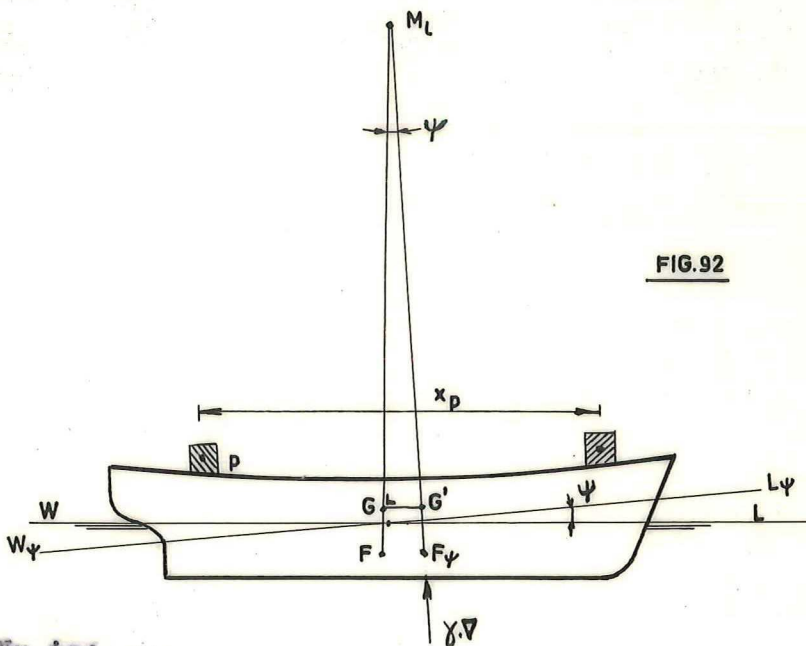


FIG. 92

Nu is:

$$GG' = \frac{x_p \cdot p}{\gamma \cdot \nabla}$$

Er is evenwicht bij die trimhoek ψ , waarbij G' loodrecht boven F_ψ ligt.

Dan is:

$$\text{tg } \psi = \frac{p \cdot x_p}{\gamma \cdot \nabla \cdot M_L G}$$

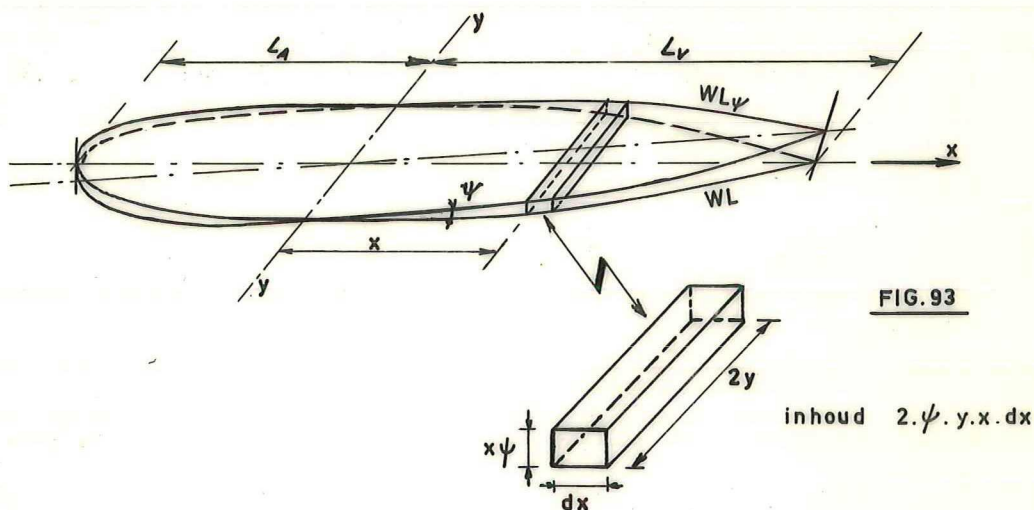
$p \cdot x_p$ heet het trimmende moment; het veroorzaakt een totale trim t :

$$t = L_{tt} \cdot \frac{p \cdot x_p}{\gamma \cdot \nabla \cdot M_L G}$$

Om na te kunnen gaan hoe de diepgangen vóór en achter door de trim veranderen, moet men weten hoe de hellende lastlijn de waterlijn voor de rechte stand snijdt. Bij een kleine trimhoek is de snijlijn een dwarsscheepse as door het zwaarte-

punt van de lastlijn, althans dat is een goede benadering. Dit is als volgt aan te tonen (zie figuur 93).

De waterverplaatsing blijft onveranderd door het verschuiven van het gewicht, dus de inhouden van de intredende en de uittredende wiggen zijn gelijk.

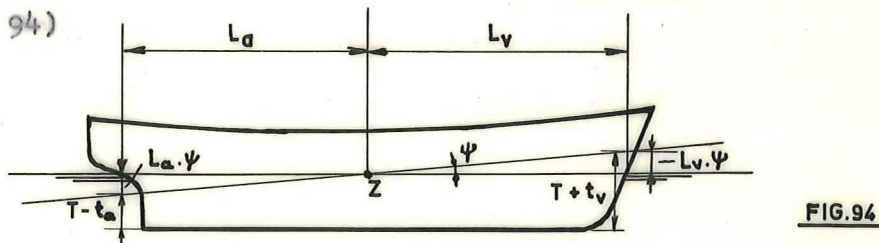


Inhoud van de intredende wig is $2 \cdot \psi \cdot \int_0^{L_v} y \cdot x \cdot dx = \psi \cdot S'_y$

Inhoud van de uittredende wig is $2 \cdot \psi \cdot \int_0^{-L_a} y \cdot x \cdot dx = \psi \cdot S''_y$

Omdat de inhouden gelijk zijn, is dus $S'_y = S''_y$ zodat de snijlijn van WL en $W_\psi L_\psi$ het zwaartepunt van de lastlijn bevat.

De diepgangsverandering t.p.v. de loodlijnen wordt nu: (zie figuur 94)



$$t_a = L_a \frac{x_p \cdot p}{\gamma \cdot \nabla \cdot \overline{M G}}$$

en

$$t_v = L_v \frac{x_p \cdot p}{\gamma \cdot \nabla \cdot \overline{M G}}$$

Opmerkingen.

1. Bij benadering geldt dat $\overline{M G} = L_{ll}$ (voor normale vrachtschepen,

zodat:

$$t = t_a + t_v = \frac{L_a + L_v}{L} \cdot \left(\frac{x_p \cdot p}{\gamma \cdot \nabla} \right) = \frac{x_p \cdot p}{\gamma \cdot \nabla}.$$

De totale trimverandering is dus bij benadering gelijk aan de verschuiving van het gewichtszwaartepunt.

2. Het moment voor 1 cm. trimverandering.

Het moment nodig voor 1 cm. (= 0,01 m) totale trimverandering is zoals bekend verondersteld wordt:

$$(p \cdot x_p)_{0,01} = \frac{I_{\ell}}{100 L_{\ell}}$$

Met behulp van de kromme van het langstraagheidsmoment is het moment voor 1 cm. totale trimverandering dus gemakkelijk te berekenen. Beschikt men voorts over de kromme van waterlijn zwaartepunten dan kan men bij benadering de trimligging van het schip bij verschuiving van gewichten aan boord bepalen.

2. Laden en lossen van kleine gewichten.

Door het laden van een gewicht p verandert het displacement van $\gamma \cdot \nabla$ tot $\gamma \cdot \nabla + p$. In het algemeen zal het schip daardoor dieper inzinken en vertrimmen.

Laten we eerst aannemen dat het schip alléén evenwijdig inzinkt tot de waterlijn $W_1 L_1$ en daarbij niet vertrimt (zie figuur 95).

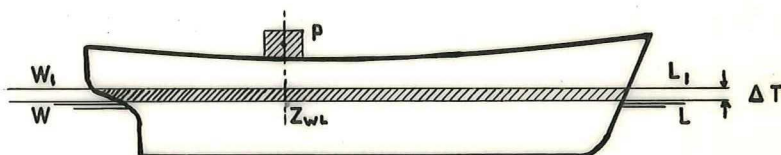


FIG.95

De diepgangsvergroting is ΔT . De inhoud van de schijf begrenst door WL en $W_1 L_1$ vermenigvuldigd met γ is dan gelijk aan p . Omdat p klein is t.o.v. $\gamma \cdot \nabla$ kan men aannemen dat $O_{WL} \approx O_{W_1 L_1}$ dus:

$$p = \gamma \cdot O_{WL} \cdot \Delta T,$$

of:

$$\Delta T = \frac{p}{\gamma \cdot O_{WL}}.$$

Heeft het schip sterk uitwaaiende spanten t.p.v. de lastlijn dan is ΔT met behulp van de $\nabla - T$ kromme te bepalen (zie figuur 96).

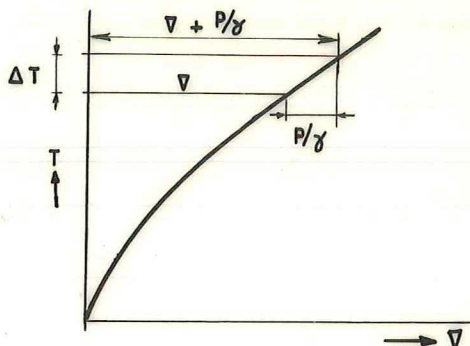


FIG. 96

Deze methode is ook te gebruiken als p groot is t.o.v. $\gamma \cdot \nabla$. Uiteraard blijft de restrictie gelden dat het schip na het laden van het gewicht p alléén evenwijdig inzinkt tot een grotere diepgang.

Opmerkingen.

- a). Het gewicht dat nodig is om het schip 0,01 m dieper af te laden volgt uit:

$$T = \frac{p}{\gamma \cdot 0_{WL}} \quad \text{waarin} \quad T = 0,01 \text{ m.}$$

Er volgt:

$$p = 0,01 \cdot \gamma \cdot 0_{WL}$$

- b). De vraag kan gesteld worden wáár in langsrichting het gewicht p geplaatst moet worden zodat evenwijdig inzinken volgt. Immers in het algemeen zal naast het inzinken ook een vertrimming van het schip optreden.

In de nieuwe toestand zullen F' en G' verticaal boven elkaar moeten liggen (zie figuur 97).

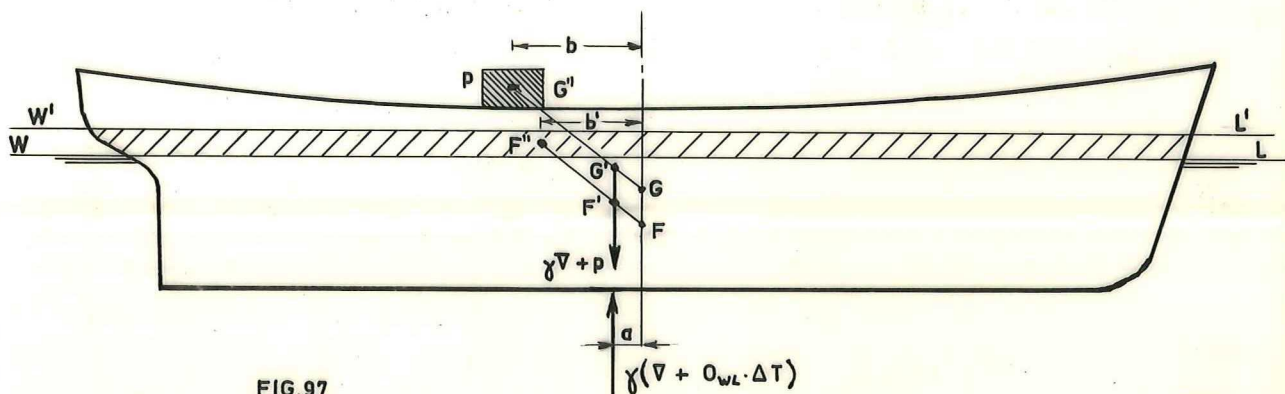


FIG. 97

De nieuwe plaats van G vinden we door een momentenrekening t.o.v. een dwarsscheeps vlak door G, n.l.

$$a(\gamma \cdot \nabla + p) = bp$$

De nieuwe plaats van F volgt uit:

$$a(\nabla + O_{WL} \cdot \Delta T) = b' \cdot O_{WL} \cdot \Delta T.$$

Indien we de tweede vergelijking links en rechts met γ vermenigvuldigen en ons daarbij realiseren dat $p = \gamma \cdot O_{WL} \cdot \Delta T$, dan volgt uit beide vergelijkingen dat:

$$b = b'.$$

D.w.z. het zwaartepunt van p moet loodrecht boven het zwaartepunt van de schijf tussen WL en W'L' liggen.

Omdat p klein is kunnen we zeggen dat het zwaartepunt van p boven het zwaartepunt van de lastlijn moet liggen. Immers: het zwaartepunt van de schijf nadert tot het zwaartepunt van de lastlijn als p tot nul nadert.

- c). Een klein gewicht p op een willekeurige plaats in lengte op het schip geplaatst. (zie figuur 98).

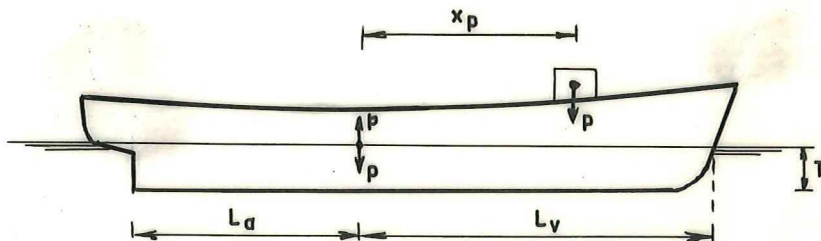


FIG. 98

Ter plaatse van het zwaartepunt van de lastlijn nemen we twee gelijke doch tegengestelde krachten p aan (zie figuur 98).
Één van deze krachten geeft een indompeling:

$$\Delta T = \frac{p}{\gamma \cdot O_{WL}}$$

De andere kracht geeft met het gewicht p een koppel:

$$p \cdot x_p$$

Hierdoor ontstaat een totale trimverandering:

$$t = L_u \frac{p \cdot x_p}{\gamma \cdot \nabla M_i G}$$

De diepgang vóór wordt dus:

$$T_v = T + \Delta T + L_v \frac{p \cdot x_p}{\gamma \cdot \nabla M_i G}$$

of:

$$T_v = T + \frac{p}{\gamma \cdot O_{WL}} + L_v \frac{p \cdot x_p}{\gamma \cdot \nabla M_i G}$$

en de diepgang achter:

$$T_a = T + \frac{p}{\gamma \cdot O_{WL}} - L_a \frac{p \cdot x_p}{\gamma \cdot \nabla M_i G}$$

3. Trimverandering bij het laden en lossen van grote gewichten.

Bij het laden en lossen van grotere gewichten zijn de verschillende aannamen die wij maakten niet meer voldoende nauwkeurig. De hellende lastlijn gaat dan niet meer door een dwarsscheepse as door het zwaartepunt, het punt M verandert van plaats enz.

Voor het beladen van een schip kan een nauwkeurige bepaling van de diepgang vóór en achter van belang zijn in verband met havendiepte, het passeren van ondiepten, de vereiste schroefindompeling enz. In dat geval is een nauwkeurig trimdiagram vereist.

Universeel trimdiagram.

Bij een constant displacement zal bij het vertrimmen van het schip het drukkingspunt F van plaats veranderen: ook hier heeft men te maken met de meetkundige plaats van de drukkingspunten. Is de plaats van F bekend als functie van displacement en trimligging dan is het mogelijk om voor elke ligging van G de stand van het

schip te bepalen. Immers uit G laten we een loodlijn neer op de F_{ψ} kromme. De trimligging van het schip behorend bij de gevonden F_{ψ} waarde is bekend, zodat T_a en T_v ook bekend zijn (zie figuur 99).

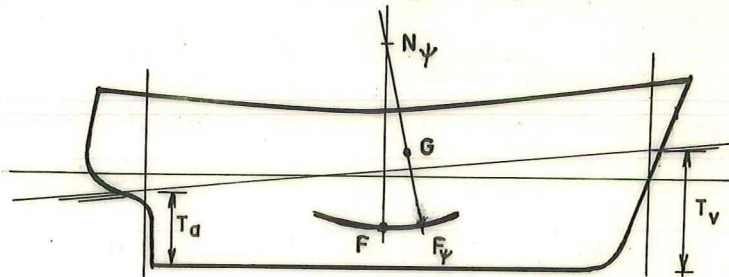


FIG. 99

We kunnen voor een aantal trimtoestanden (bijv. rechte stand, 3 trimtoestanden met stuurlast, 3 trimtoestanden met koplust) en bijv. 4 waterverplaatsingen de krommen van F op de juiste plaats bepalen als functie van de waterverplaatsing en dan de totale trim (zie figuur 100).

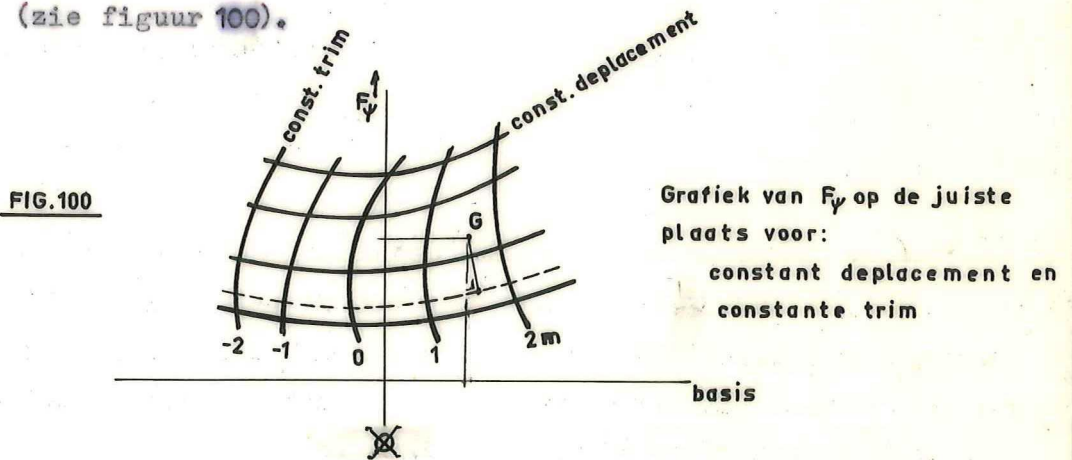


FIG. 100

Grafiek van F_{ψ} op de juiste plaats voor:
constant displacement en
constante trim

D.m.v. hulp grafieken kiest men ronde getallen voor de lijnen voor constant displacement.

In een bepaalde beladingstoestand berekend men nu G in hoogte en in lengte d.m.v. een momenten rekening. Tevens is de waterverplaatsing of het displacement bekend. In het F_{ψ} diagram tekenen we nu de F_{ψ} kromme voor dat displacement (--- lijn) d.m.v. interpoleren. Uit G laten we de loodlijn neer op die F_{ψ} kromme en met behulp van de F_{ψ} krommen voor constante trim is dan de totale trim bekend.

Om nu T_a en T_v te kunnen bepalen hebben we nog een hulpgrafiek nodig waarin op basis van de waterverplaatsing of van het displacement voor een aantal waarden van de totale trim, de diepgang

achter is uitgezet (zie figuur 101).

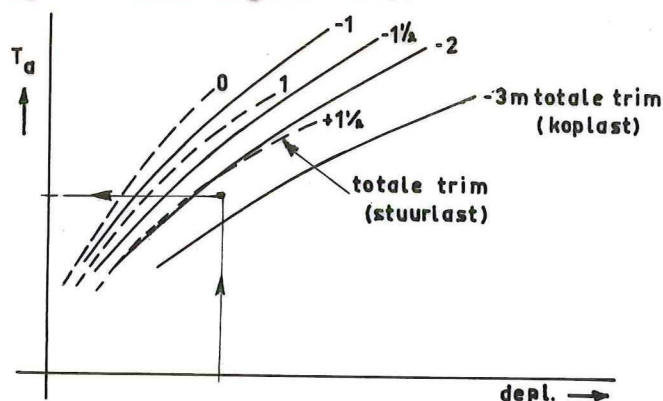


FIG.101

Bij de gevonden waterverplaatsing of het gevonden displacement en de gevonden totale trim t vinden we dan T_a en daaruit volgt

$$T_v = T_a \pm t.$$

Deze methode is nauwkeurig, doch vergt veel rekenwerk. Voor gebruik aan boord is de toepassing niet aan te bevelen: ze is te gecompliceerd. In rekening wordt gebracht dat de werklijn door F_{ψ} loodrecht op de bijbehorende lastlijn staat, want de raaklijn in F_{ψ} aan de F_{ψ} kromme is evenwijdig aan $W_{\psi} L_{\psi}$.

De principieel grote nauwkeurigheid die met dit diagram te bereiken is, is zelden nodig. Een andere methode is uitgewerkt door van der Ham naar aanleiding van een idee van Ir Verbeek (K.N.M.).

Trindiagram volgens v.d. Ham.

Volgens deze methode bepaalt men voor een aantal trintoestanden (3 met stuurlast, 3 met koplast en de toestand trim = 0) elk voor 4 diepgangen t.p.v. het grootspant, het displacement (c. γ . ∇) en het moment van het displacement t.o.v. het X . Deze berekeningen worden uitgevoerd met behulp van de Bonjeankrommen. (zie figuur 102).

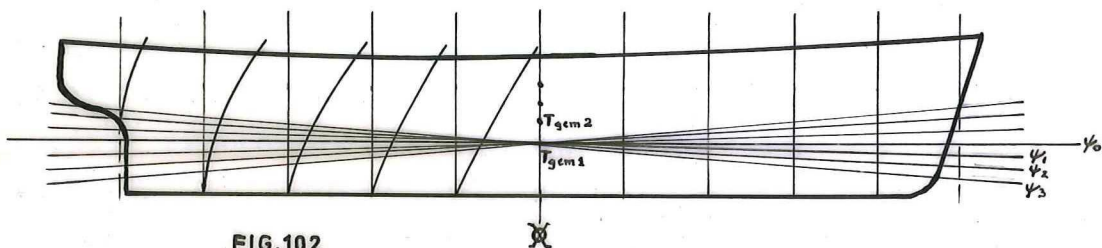


FIG.102

In totaal zijn dit dus $4 \times 7 = 28$ toestanden waarvan er 4 uit het carènediagram bekend zijn (rechte stand $\psi = 0$) (zie figuur 102).

Met behulp van de berekeningsuitkomsten zijn twee hulp diagrammen samen te stellen. Eén voor de stuurlast en één voor de koplust. Voor elke kromme in dit diagram zijn 4 punten bekend. Voorbeeld: stuurlast toestanden (zie figuur 103).

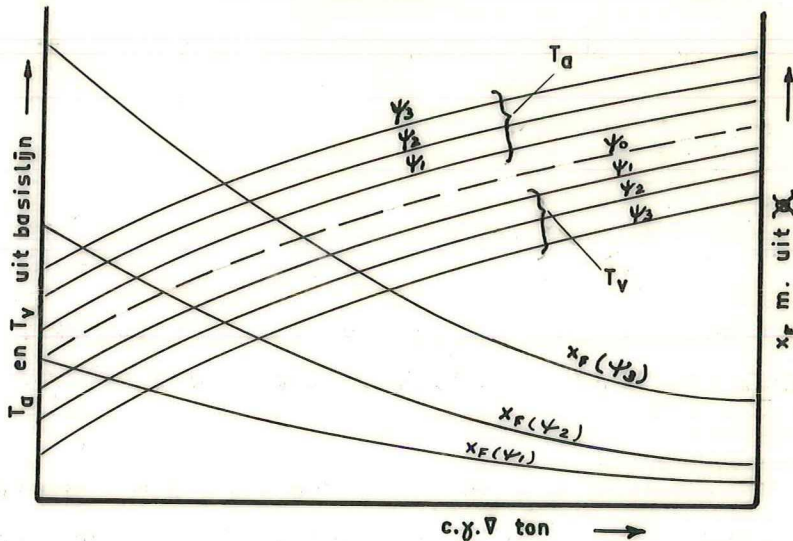


FIG.103

Uit deze hulp grafiek kunnen we voor afgeronde waarden van het displacement de verschillende mogelijke T_a en T_v aflezen en in een diagram uitzetten.

Ook kunnen we voor een aantal waarden van het displacement de bijbehorende momenten t.o.v. het \bar{M} uitrekenen door $c.\gamma.\Delta$ te vermenigvuldigen met x_F . Hoewel we daarvoor afgeronde waarden $c.\gamma.\Delta$ nemen, geven de momenten geen afgeronde getallen. We stroken daarom de bijbehorende T_a en T_v uit op basis momenten en als functie van het displacement, (zie figuur 104).

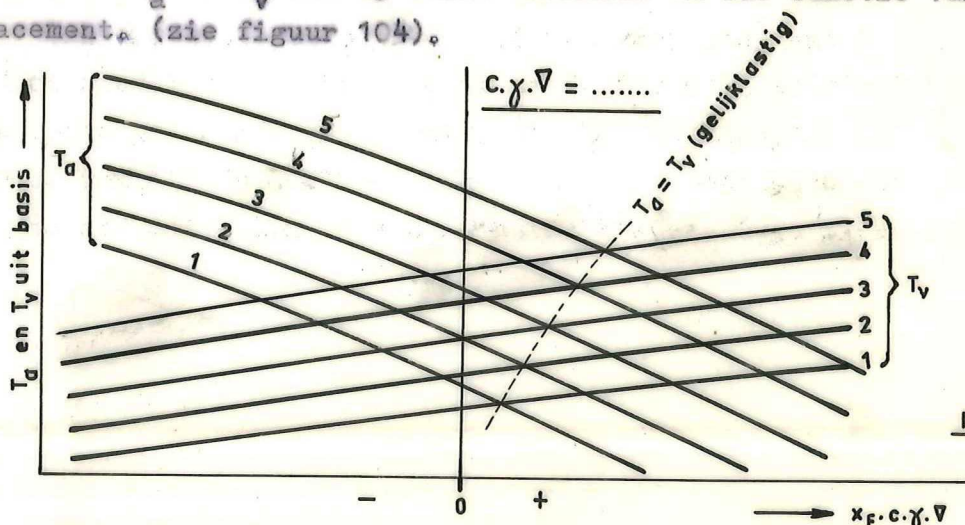


FIG.104

Bij afgeronde waarden van het moment t.o.v. het grootspant worden nu de bijpassende waarden van T_a en T_v afgelezen voor de verschillende displacements.

Tenslotte worden de deplacements en de momenten van de deplacements in één diagram uitgezet als functie van T_a en T_v (zie figuur 105).

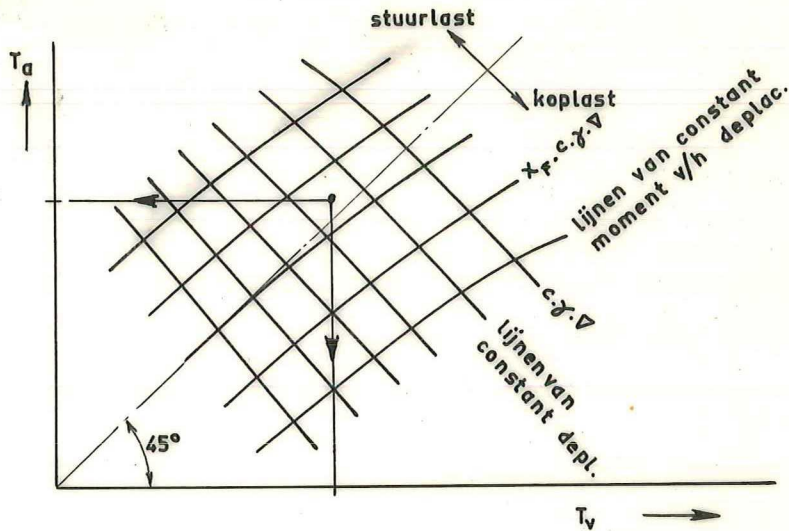


FIG. 105

We kunnen nu voor elke toestand van de belading het totale deplacement uitrekenen en het statisch moment van het deplacement t.o.v. het grootspant. Dit definieert een punt in het netwerk $c \cdot \gamma \cdot \nabla - x_F \cdot c \cdot \gamma \cdot \nabla$, waarmee dan T_a en T_v vastliggen.

Ook kan men de trinligging van het schip bepalen als er lading ingenomen wordt. Eerst worden daartoe de T_a en de T_v afgelezen. Met het diagram is dan bekend:

$$c \cdot \gamma \cdot \nabla_1 \text{ en } x_{F_1} \cdot c \cdot \gamma \cdot \nabla_1$$

Een zekere hoeveelheid lading (p ton) met moment $x_p \cdot p$ wordt ingeladen. Dan is het deplacement: (zie figuur 106)

$$c \cdot \gamma \cdot \nabla_2 = c \cdot \gamma \cdot \nabla_1 + p$$

en het moment:

$$c \cdot \gamma \cdot \nabla_1 \cdot x_{F_1} + p \cdot x_p$$

Met deze waarden kan men in het diagram de nieuwe T_a en T_v bepalen.

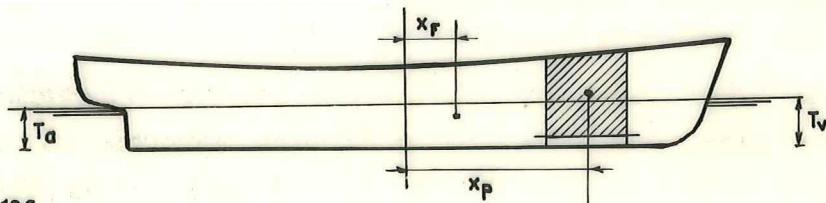


FIG. 106

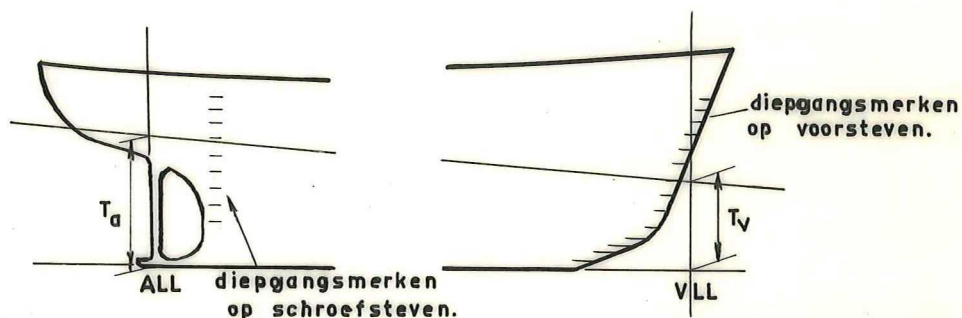
Dit diagram blijkt in de praktijk goed te voldoen. In het Laboratorium voor Scheepsbouwkunde is door Ir J.J. v.d. Bosch een experimentele methode ontwikkeld om met behulp van een modelproef het trindiagram te bepalen.

Voor schepen van de K.N.S.M. en de Marine zijn een aantal van dergelijke diagrammen bepaald. (Zie ook Schip en Werf 1959. Ir J.J. v.d. Bosch).

Opmerkingen.

- a). In de meeste havens ligt het s.g. van het water dichterbij 1 dan bij 1.025. Het is daarom aan te bevelen om het diagram te bepalen voor $\gamma = 1$.
- b). De diepgangsmarken staan bij een schip, vaak niet precies op de VLL en op de ALL. Het is wél juist om het diagram op VLL en ALL te berekenen. Eventueel kan een transformatie toegepast worden naar de diepgangsmarken. Daarbij wordt tevens rekening gehouden met de dikte van de kielplaat. (zie figuur 107).

FIG.107



- c). Bij het berekenen van het drukingspunt in lengte met behulp van de Bonjeankrommen krijgt men als resultaat de afstand van F tot het grootspant (zie figuur 108).

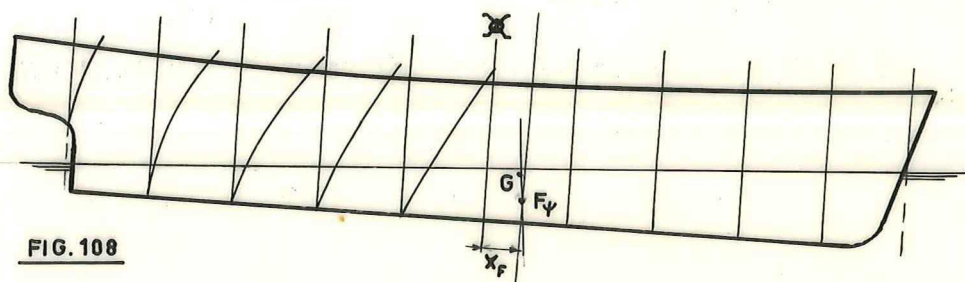


FIG.108

Het gewichtszwaartepunt van het schip ligt echter loodrecht boven F_{ψ} zodat we de volgende toestand krijgen. We veronderstellen (als voorbeeld) dat lading alléén horizontaal verschoven is, zodat G naar G_{ψ} verschuift evenwijdig aan WL . (zie figuur 109)

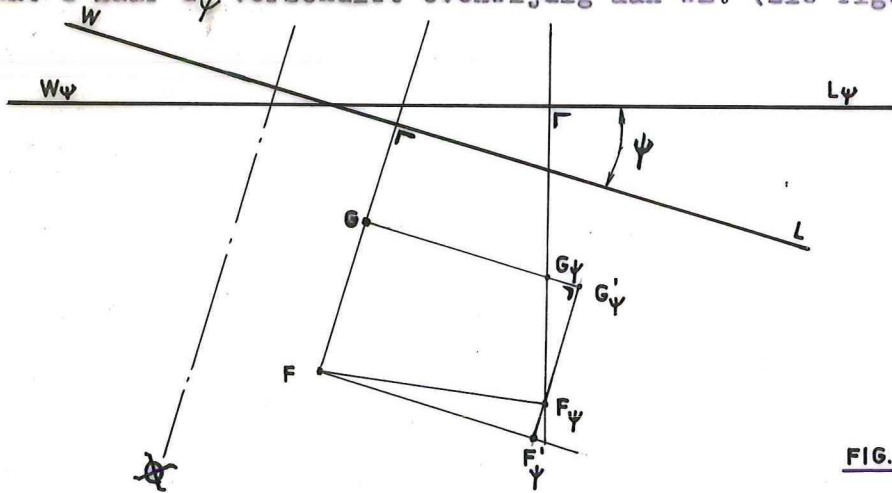


FIG.109

Het moment t.o.v het grootspant moet dus vergroot worden met een bedrag:

$$\gamma \cdot \nabla' \overline{G_{\psi} G_{\psi}}$$

dit is:

$$\gamma \cdot \nabla' \overline{F_{\psi} G_{\psi}} \sin \psi.$$

Bij benadering mogen we hiervoor schrijven:

$$\gamma \cdot \nabla' \overline{FG} \cdot \sin \psi.$$

Deze correctie is direct in de berekening op te nemen als \overline{FG} bekend is. \overline{FG} varieert echter ook met de belading, zodat dit niet praktisch is.

Het is mogelijk om de correctie achteraf in een bepaald geval aan te brengen door iteratie. Men bepaalt dan eerst de trimligging zonder correctie en berekend dan de correctie met de gevonden trimhoek. Het nieuwe moment geeft dan een nieuwe trimligging die praktisch goed is.

In de praktijk is deze verfijning vrijwel nooit nodig.

De berekening van een dergelijk diagram is tijdrovend. Met het gebruik van een elektronische rekenmachine is het bezwaar van de lange rekentijd echter te elimineren. Ir. J.J. v.d. Bosch heeft een experimentele methode ontwikkeld om met behulp van een modelproef bij bekende uitwendige momenten het diagram op te stellen (Zie S. en W. 1959)

Lekberekeningen.

1. Algemeen.

Het lekstoten van één of meer w.d. compartimenten heeft tot gevolg:

- 1). een dieper inzinken van het schip.
- 2). trimverandering.
- 3). verandering van de stabiliteit door de gewijzigde \overline{MG} en door vloeistoflading.

Deze verschijnselen treden alle tegelijkertijd op vanaf het moment dat water begint binnen te stromen. Ter berekening van de eindtoestand worden zij vaak afzonderlijk in de genoemde volgorde onder het oog gezien.

In principe kan men twee methoden volgen die bij de berekeningen tot hetzelfde resultaat leiden.

- a). De methode van het "verloren drijfvermogen" (lost buoyancy).
Het beschadigde compartiment wordt dan beschouwd als niet meer tot het schip behorend: het ingestroomde water heeft hetzelfde niveau als het omringende water.
- b). De methode van de "toegevoegde lading" of de "added weight" methode.

De eerste methode is het doelmatigst bij het berekenen van trim en stabiliteit in de eindtoestand; wat er gebeurt tussen het begin van het vollopen en de eindtoestand wordt hierbij niet bekend.

De tweede methode moet men wel volgen wanneer het verloop van de stabiliteit tijdens het vollopen bekend moet zijn. Een voorbeeld daarvan geeft de methode van Hök die opgesteld is om de stabiliteit van tankers bij het laden en lossen na te gaan.

In het algemeen kan een ruim lading bevatten, zodat het volume van het binnengestroomde water niet gelijk is aan het volume van het ruim (constructiedelen die óók een zekere inhoud hebben worden in dit opzicht meestal verwaarloosd).

Het volume water dat binnenstroomt is gelijk aan het netto verloren gegaan drijfvermogen. Is het beschadigde ruim geheel gevuld met lading dan kan men gebruik maken van de permeabiliteit ~~u~~ van het

ruim, waarbij:

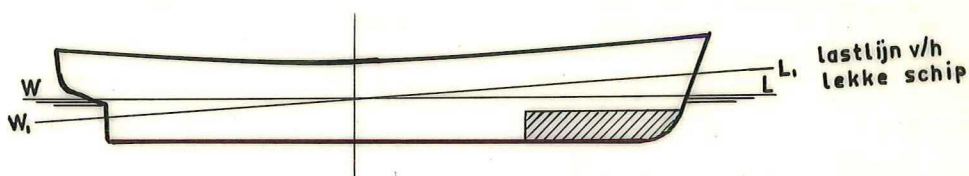
$$\mu = \frac{\text{ruiminhoud} - \text{volume van de aanwezige lading}}{\text{ruiminhoud.}}$$

Men neemt daarbij aan dat de lading gelijkmatig verdeeld is.

Bij afwezigheid van lading is $\mu = 100\%$.

In het geval van "toegevoegde lading" kan men de ingestroomde hoeveelheid lekwater opvatten als een vast gewicht, zodat dan de eindtoestand van het schip op de besproken wijze bepaald kan worden. In het algemeen is deze methode aantrekkelijk als een dek de stijghoogte van het water beperkt, zodat het lekke ruim geheel volstroomt. Het lekwater kan dus niet vrij tot de waterspiegel stijgen (zie figuur 110).

FIG.110

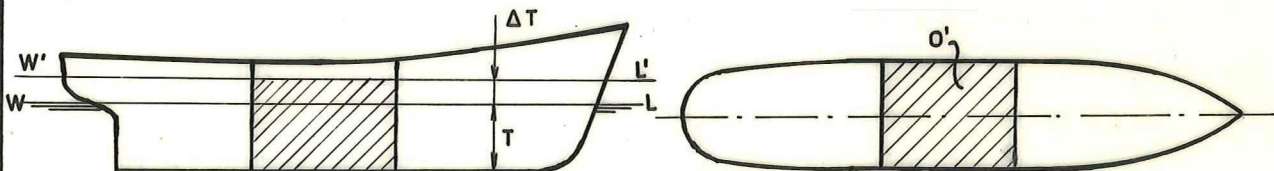


Het geval van het verloren gegaan drijfvermogen wordt veelal toegepast als het lekwater vrij kan stijgen, zodat het oppervlak van het lekwater even hoog ligt als de waterspiegel.

1.1. Eenvoudige benaderingen.

Stel dat een ruim in het midden van het schip volloopt waarbij alléén een evenwijdig inzinken van het schip optreedt (zie figuur 111).

FIG.111



De diepgangsverandering ΔT geeft een vermeerdering van de waterverplaatsing ter grootte van:

$$\Delta T \cdot O_{WL}$$

Deze vermeerdering van de waterverplaatsing moet gelijk zijn aan het volume van het ingestroomde water tot WL' , n.l. v' ,

dus:

$$v' = \Delta T \cdot O_{WL}$$

Nu is:

$v' = v + O' \cdot \Delta T$, waarin v de inhoud van het ruim tot de waterlijn WL voorstelt,

dus:

$$v = \Delta T (O_{WL} - O')$$

of:

$$\Delta T = \frac{v}{O_{WL} - O'}$$

Heeft het ruim een permeabiliteit van μ dan is:

$$\Delta T = \frac{\mu v}{O - \mu O'}$$

Is de diepgangsverandering zodanig dat O_{WL} en $O_{W'L'}$ veel verschillen dan kan de nieuwe diepgang als volgt gevonden worden:

Men construeert voor het beschadigde schip de kromme van waterverplaatsing door op elke diepgang de waterverplaatsing ∇ te verminderen met μv (zie figuur 112), dan moet:

$$(\nabla - \mu v)_{W'L'} = \nabla_{WL}$$

Met deze voorwaarde is ΔT te vinden.

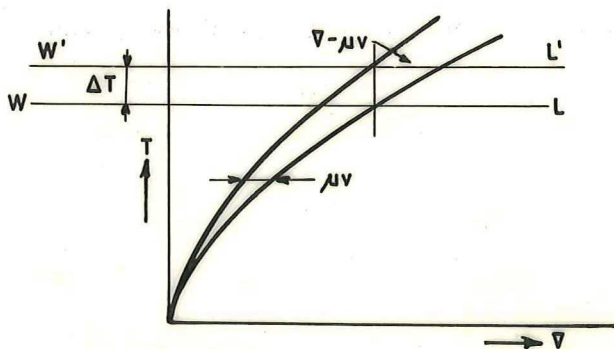


FIG. 112

Het drukingspunt van het lekke schip zal zich verplaatsen. In het door ons beschouwde geval wordt verondersteld dat het volume v verloren is gegaan als drijfvermogen, doch dat dit is aangevuld door: (zie figuur 113).

$$(O_{WL} - O') \cdot \Delta T$$

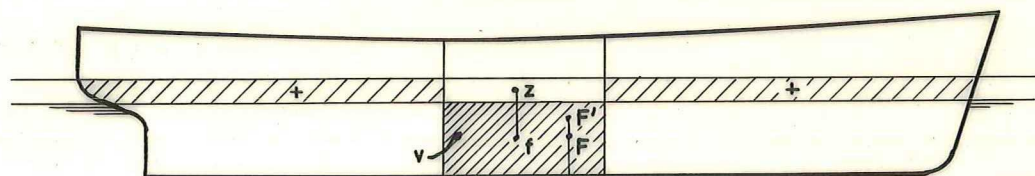


FIG.113

Het zwaartepunt van v zij f en dat van $(O_{WL} - O')\Delta T$ is z . Er is een nieuwe toestand ontstaan waarbij F' het drukingspunt is van het beschadigde schip. Uit een momenten rekening volgt dat:

$$\overline{fz.v} = \overline{FF'.\nabla}$$

dus:

$$\overline{FF'} = \frac{fz.v}{\nabla}$$

Wij veronderstelden dat geen slagzij of trim optreedt dus $\overline{FF'}$ is verticaal. Dientengevolge is ook \overline{fz} verticaal gericht.

In een meer algemeen geval is \overline{fz} niet verticaal gericht. \overline{fz} is dan te ontbinden in een verticale verschuiving h , een horizontale langsscheepse verschuiving ℓ en een horizontale dwars-scheepse verschuiving b . $\overline{FF'}$ is dan steeds $// \overline{fz}$ en de coördinaten van F' t.o.v. F worden gegeven door resp. z_F , x_F , en y_F . x_F , y_F en z_F zijn dan te vinden uit:

$$z_F : h = x_F : \ell = y_F : b = \overline{FF'} : \overline{fz} = v : \nabla.$$

dus:

$$z_F = \frac{vh}{\nabla}, \quad x_F = \frac{v\ell}{\nabla}, \quad \text{en} \quad y_F = \frac{vb}{\nabla}.$$

De afstand van F' tot de basis wordt: (zie figuur 117).

$$\overline{FK'} = \overline{FK} + z_F = \overline{FK} + \frac{vh}{\nabla}$$

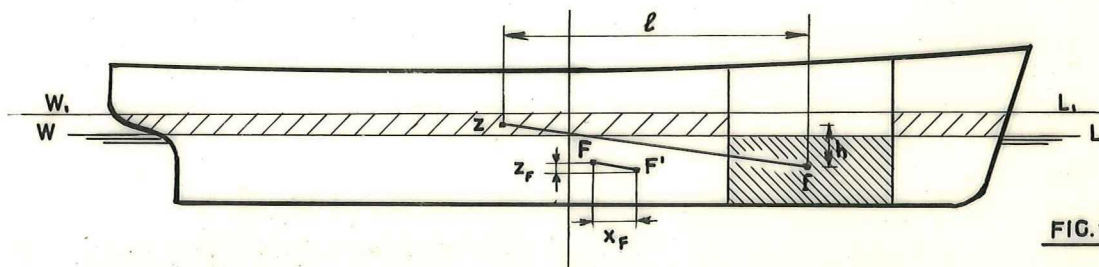


FIG.117

Er ontstaat een trimmend moment:

$$\gamma \cdot \nabla \cdot x_F = \gamma \cdot \nabla \cdot \frac{v\ell}{\nabla} = \gamma \cdot v\ell.$$

en een kenterend moment:

$$\gamma \cdot \nabla \cdot y = \gamma \cdot \nabla \cdot \frac{vb}{\nabla} = \gamma \cdot v b. \quad (\text{zie figuur 118}).$$

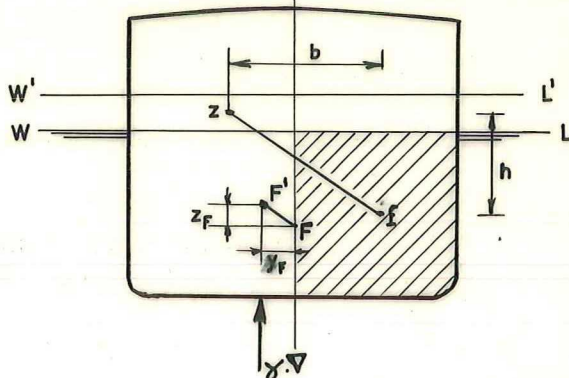


FIG.118

Bij benadering is aan te nemen dat z gelegen is op de halve hoogte tussen WL en W_1L_1 . De breedte- en lengteligging van z komen bij benadering overeen met het zwaartepunt z_1 van het oppervlak ($O_{WL} - O'$).

De coördinaten van z_1 in horizontale richting t.o.v. het zwaartepunt van O vinden we uit: (zie figuur 119).

$$\left. \begin{aligned} (O_{WL} - O') x_1 &= a O' \\ (O_{WL} - O') y_1 &= c O' \end{aligned} \right\} \text{waaruit } x_1 \text{ en } y_1 \text{ zijn op te lossen.}$$

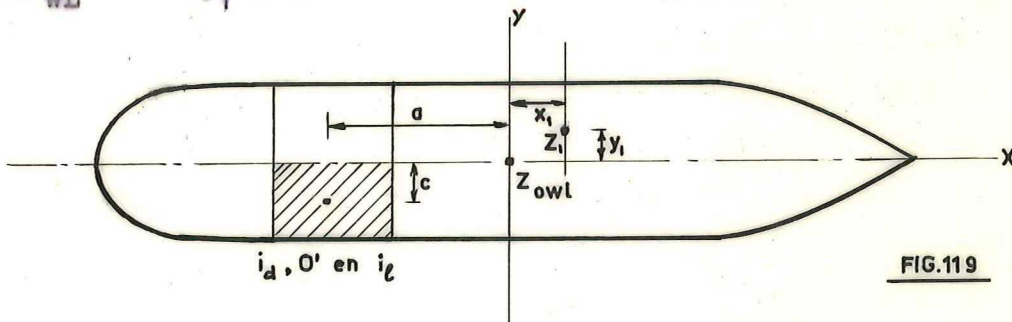


FIG.119

Bij een permeabiliteit μ van het lekke ruim vervangt men v door μv en O' door $\mu O'$. Men neemt aan dat c en a niet veranderen als $\mu \neq 1$.

1.2. Slagzij en trim van het lekke schip.

De slagzij vindt men uit:

$$\text{tg } \varphi = \frac{\delta \cdot V \cdot y}{\delta \cdot V \cdot M_1' G} = \frac{y}{M_1' G}$$

De trimhoek is:

$$\text{tg } \psi = \frac{\delta \cdot V \cdot x}{\delta \cdot V \cdot M_2' G} = \frac{x}{M_2' G}$$

waaruit op de bekende wijze T_a en T_v volgen.

We moeten dus voor het lekke schip $M_1' G$ en $M_2' G$ berekenen. We gebruiken de methode van de "lost buoyancy" dus G verandert niet van

plaats maar M en M wél.

Nu is:

$$\overline{M'G} = \overline{M'F'} + \overline{F'K} - GK .$$

en:

$$\overline{M'_l G} = \overline{M'_l F'} + \overline{F'K} - GK .$$

1). De waarde van $\overline{F'K}$ vonden we reeds uit:

$$\overline{F'K} = \overline{FK} + z = \overline{FK} + \frac{v_h}{\nabla}$$

2). GK blijft onveranderd.

3). $\overline{M'F'} = \frac{I'}{\nabla} = \frac{I_x + y_1^2 \cdot 0_{WL} - i_d - (c + y')^2 \cdot 0'}{\nabla}$ (zie figuur 119).

$$\text{en } \overline{M'_l F'} = \frac{I'_l}{\nabla} = \frac{I_y + x_1^2 \cdot 0_{WL} - i_l - (a + x')^2 \cdot 0'}{\nabla}$$

Ook hier moeten eventueel i_d en i_l , $0'$ door μi_d , μi_l en $\mu 0'$ vervangen worden.

Deze eenvoudige lekberekening geeft alléén juiste resultaten als de optredende trim- en slagzijveranderingen klein zijn. Dit komt o.a. tot uiting door het gebruik van $\overline{M'G}$ en $\overline{M'_l G}$ bij het berekenen van trim- en hellingshoek. Meestal zal de ligging van het schip door het vollopen van een ruim vrij sterk veranderen. Om in dat geval T_a en T_v goed te kunnen bepalen kunnen we beter gebruik maken van een grafische methode (zie ook Werft, Reederei, Haffen 1928 No. 1 en Schip en Werf 1941 No. 2 en Schip en Werf 1961 blz 525 e.v.) of van de methode van Kriloff.

De methode van Kriloff. S. en W. 1961.

Bij de methode van Kriloff gaat men uit van een willekeurig aangenomen lastlijn $W_\psi L_\psi$ die ongeveer (naar schatting) overeen zal komen met de nieuwe stand van het lekke schip. Bij een lek ruim in het voorschip is dit een zodanige lastlijn dat het schip koplastig is, bij een lek ruim in het achterschip is er stuurlast. De diepgangen zijn bij $W_\psi L_\psi$: $T_{a\psi}$ en $T_{v\psi}$.

De oorspronkelijke waterverplaatsing is ∇ , na het lek worden is deze ∇_ψ . Er is dan $\nabla_\psi - \nabla$ aan volume lekwater gecompenseerd. Was $W_\psi L_\psi$ ineens goed gekozen dan zou $v_\psi = \nabla_\psi - \nabla$ overeenkomen met de inhoud van het lekke ruim tot $W_\psi L_\psi$, n.l. v_ψ . In het algemeen is de schatting uiteraard onjuist: er moet nóg een volume Δv_ψ

gecompenseerd worden.

Met behulp van een iteratieproces wordt nu $W_{\psi} L_{\psi}$ zó bepaald dat $\Delta v_{\psi} = 0$.

Bij de uiteindelijke $W_{\psi} L_{\psi}$ moet F_{ψ} verticaal onder G liggen. Bij onjuiste aanname van $W_{\psi} L_{\psi}$ is:

$$v_{\psi} = \nabla_{\psi} - \nabla + \Delta v_{\psi}$$

dus:

$$\Delta v_{\psi} = \nabla - \nabla_{\psi} + v_{\psi} + v$$

v_{ψ} kan kleiner of groter dan nul zijn.

Samenvattend.

∇_{ψ} is de waterverplaatsing van het gehele schip onder de geschatte waterlijn $W_{\psi} L_{\psi}$.

∇ is de waterverplaatsing tot WL.

v_{ψ} is de inhoud van het lekke ruim tot $W_{\psi} L_{\psi}$.

Δv_{ψ} wordt door bovenstaande vergelijking gedefinieerd.

Het oppervlak van $W_{\psi} L_{\psi}$ is $O_{WL\psi}$; het lekke gedeelte hiervan is O'_{ψ} (waarbij eventueel de permeabiliteit in rekening gebracht moet worden).

Het werkzame deel is dus:

$$O_{WL\psi} - O'_{\psi}$$

Ten opzichte van de geschatte $W_{\psi} L_{\psi}$ zal een diepgangsverandering ontstaan ter grootte van:

$$\Delta T = \frac{\Delta v_{\psi}}{O_{WL\psi} - O'_{\psi}}$$

Het zwaartepunt in lengte van het volume Δv_{ψ} zal ongeveer overeenkomen met dat van het oppervlak:

$$O_{WL\psi} - O'_{\psi}$$

We vinden: (zie figuur 120).

$$a = \frac{O_{WL\psi} \cdot a_{\psi} - O'_{\psi} \cdot a'_{\psi}}{O_{WL\psi} - O'_{\psi}}$$

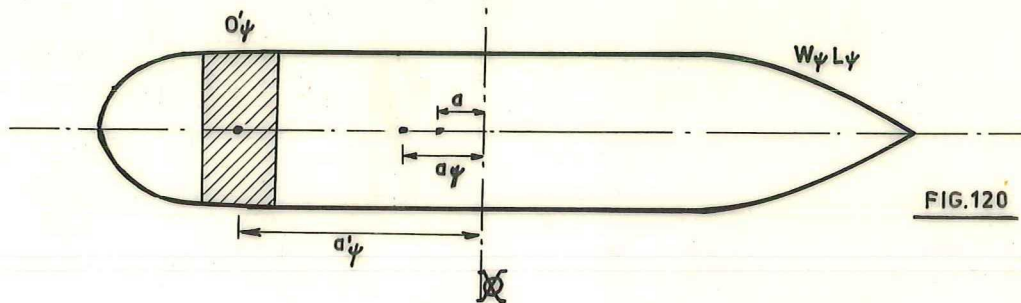


FIG. 120

Het zwaartepunt in hoogte van Δv_ψ ligt op de halve hoogte van de schijf; de afstand boven de basis is dus:

$$\frac{T_{a\psi} + T_{v\psi} + \Delta T}{2}$$

Het drukkingspunt in lengte van het lekke schip volgt uit: (zie figuur 121).

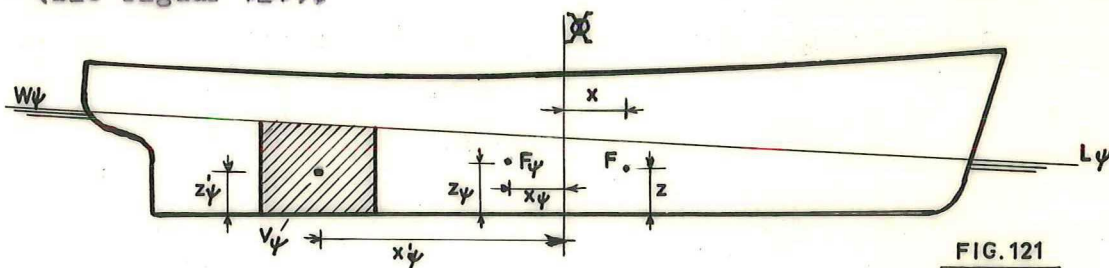


FIG. 121

In lengte:

$$x = \frac{\nabla_\psi \cdot x_\psi - v_\psi \cdot x'_\psi + \Delta v_\psi \cdot a}{\nabla}$$

In hoogte (zie figuur 122).

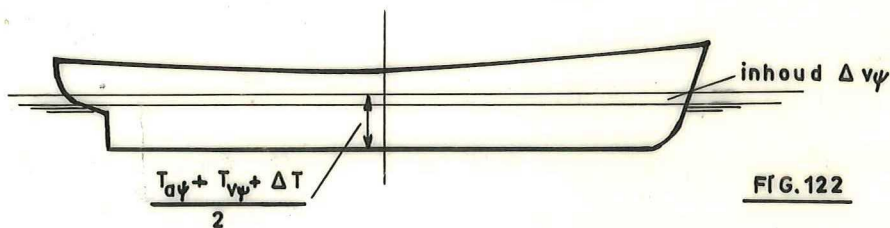


FIG. 122

$$z = \frac{\nabla_\psi \cdot z_\psi - v_\psi \cdot z'_\psi + \Delta v_\psi (T_{a\psi} + T_{v\psi} + \Delta T)}{2 \nabla}$$

De traagheidsmomenten van de beschadigde waterlijn kunnen we op de reeds besproken wijze berekenen, zodat te bepalen is:

$$\overline{M}_\ell G = \overline{M}_\ell F + \overline{FK} - \overline{GK} = \overline{M}_\ell F + z - \overline{GK}.$$

Het trimmend moment is:

$$\gamma \cdot (x_F - x) \cdot \nabla$$

waarin x_F de afstand van F van het onbeschadigde schip tot aan het X voorstelt.

Nu is:

$$\operatorname{tg} \psi = \frac{\gamma \cdot (x_0 - x) \cdot \nabla}{\gamma \cdot \nabla \cdot M_l G} = \frac{x_0 - x}{M_l G} = \frac{\Delta t}{L_u}$$

Als ψ bekend is, dan volgen de T_a en T_v uit:

$$T_a = T_{a\psi} + \Delta T + \Delta t_{a\psi}$$

$$T_v = T_{v\psi} + \Delta T + \Delta t_{v\psi}$$

waarbij $\Delta t_{a\psi}$ en $\Delta t_{v\psi}$ volgen uit:

$$\Delta t_{a\psi} = \frac{\Delta t \left(\frac{L_u}{2} + a \right)}{L_u}$$

en:

$$\Delta t_{v\psi} = \frac{\Delta t \cdot (L_u/2 - a)}{L_u}$$

De aanvangsstabiliteit van het lekke schip berekent men op de wijze zoals wij reeds besproken hebben.

De gevonden diepgangen T_a en T_v zullen in het algemeen verschillen van de waarden waarvan was uitgegaan, te weten de diepgangen die overeenkomen met de geschatte $W_\psi L_\psi$. Daarom wordt de berekening herhaald met de gevonden T_a en T_v . Meestal is het resultaat dan voldoende nauwkeurig, hetgeen te controleren is omdat $v_\psi = 0$ moet zijn; x moet overeenkomen met x_F : er mag in de evenwichtsstand geen trimmend moment meer zijn.

De grafische methode van Drescher wordt door J. v.d. Lindt en B.T. Perdijk beschreven in S. en W. 1961, No.17, blz. 525.

Stabiliteitsvoorschriften van de UDSSR.

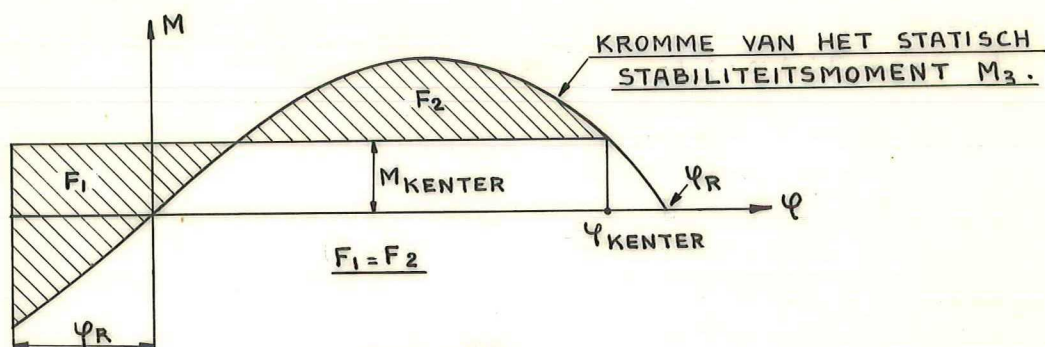


FIG. 123

Indien het schip onderworpen is aan een moment M_W dan moet:

$$K = \frac{M_{kenter}}{M_W} > 1,$$

waarbij M_{kenter} op de in figuur 123 aangegeven wijze gedefinieerd is ($F_1 = F_2$).

In het volgende zal de grootte van φ_R nader besproken worden, evenals een aantal eisen die aan de kromme van statische stabiliteit gesteld worden.

- 1). Steeds moet $MG \geq 0$ waarbij de invloed van vrije vloeistof oppervlakken in rekening moet worden gebracht.
- 2). De maximum arm van statische stabiliteit moet aan de volgende eisen voldoen:
 $h_{max} > 0,25$ m voor $L < 100$ m.
 $h_{max} > 0,20$ m voor $L > 100$ m.
- 3). De hoek φ_{max} waarbij de arm maximaal is en de hoek φ_R (zie figuur 123) waarbij de arm van statische stabiliteit nul is, moeten aan de volgende voorwaarden voldoen.

$\frac{B}{H}$	$K = \frac{M_{\text{kenter}}}{M_W}$	φ_R (range)	φ_{max}
< 2	> 1	> 60°	> 30°
2 tot 2,5	1 tot 1,5	> 60° - $\Delta\varphi_1$ $\Delta\varphi_1 = 10 \frac{K-1}{0,5} - \frac{B/H-2}{0,5}$	> 30° - 0,5 $\Delta\varphi_1$
	> 1,5	> 60° - $\Delta\varphi_2$ $\Delta\varphi_2 = 10 \frac{B/H-2}{0,5}$	> 30° - 0,5 $\Delta\varphi_2$
> 2,5	< 1,5	> 60° - $\Delta\varphi_3$ $\Delta\varphi_3 = 10 \frac{K-1}{0,5}$	> 30° - 0,5 $\Delta\varphi_3$
	> 1,5	> 50°	> 25°

Indien door het in rekening brengen van bovenbouwen de kromme van armen meer dan één maximum vertoont dan moet bij het eerste maximum φ_{m_1} groter zijn dan 25°.

Hoofden van openingen die de enige toegangen zijn van het dek en die afgesloten kunnen worden volgens Klasse I of II mogen als volgt in rekening gebracht worden:

voor $\varphi < 60^\circ$: de halve hoogte

voor $\varphi > 60^\circ$: de gehele hoogte

Voorwaarde is daarbij dat de hoofden met hun werkelijke lengte en hoogte meegerekend worden bij de vaststelling van het vrijboord. Dekhuizen mogen onder bepaalde omstandigheden meegerekend worden.

De hoek waarbij het water in een bovenbouw kan binnenstromen maakt dat de bovenbouw vanaf die hoek niet meegeteld mag worden. De hoek waarbij water in de scheepsromp kan binnenstromen begrenst de kromme van armen van statische stabiliteit tot die hoek.

Indien er tonnage openingen in dekken, zijwanden en bovenbouwen aanwezig zijn dan mag de tonnage ruimte niet meegeteld worden. De aangrenzende ruimten gelden ook, bij provisorische afsluiting, als gesloten.

Het windmoment.

$$M_W = 0,001 \cdot p \cdot z \cdot F_W.$$

waarin:

p de specifieke winddruk per m^2 als gegeven in de onderstaande tabel.

z de afstand van het zwaartepunt van het bovenwater-lateraal oppervlak (m).

F_W het lateraal oppervlak boven de lastlijn in m^2 .

p wordt voor 3 categorieën van schepen gegeven, n.l.:

I Schepen groter dan 80 BRT voor de grote vaart.

II Schepen met een beperkt vaargebied, bijv. alleen de Oostzee.

III Schepen voor haven- en kustvaart.

Specifieke winddruk p in kg/m^2 .

Categorie.

z(m)	I	II	III
1,0	96	54	27
2,0	117	66	33
3,0	131	74	37
4,0	140	80	39
5,0	147	84	41
6,0	153	87	43
$\geq 7,0$	156	89	44

Vlakke zijden worden met de factor 1 vermenigvuldigd. Ronde doorsneden met 0,6. Takelages en andere open constructies, zoals relingen worden in rekening gebracht door het totale lateraal oppervlak met 5% te vermeerderen of het totale moment met 10% te vergroten. De invloed van deze onderdelen kan ook apart berekend worden.

De volgende vermenigvuldigingsfactoren moeten in acht genomen worden:

Open reling 0,6

Kranen in vakwerk constructie 0,5

Voor takelages gelden de volgende factoren:

z_0/b	3	5	7	9	11	13
factor	0,14	0,23	0,31	0,40	0,48	0,57

waarin:

- z_0 de spreid van het want t.p.v. de verschansing en
- b de hoogte van het oppervlakte zwaartepunt van het want boven de verschansing.

Bij al deze berekeningen moet de invloed van de vrije vloeistofoppervlakken in rekening gebracht worden. Bij meer dan één vrij vloeistofoppervlak moet als ongunstigste situatie de combinatie gekozen worden die bij $\varphi = 45^\circ$ de grootste correctie van de dynamische weg veroorzaakt. Een correctie van de weg die bij $\varphi = 45^\circ$ kleiner of gelijk is aan 0,005 m, of een \overline{MG} correctie die kleiner is dan 0,02 m of een correctie van $h < 0,01$ m bij $\varphi = 45^\circ$, mag verwaarloosd worden. Het dwarstraagheidsmoment van de tanks wordt berekend bij een vulling van 50%.

Ijsvorming.

De invloed van ijsvorming wordt in rekening gebracht als het schip op het wintervrijboord vaart. De gewichtstoename door ijsvorming bedraagt 30 kg/m^2 , te rekenen over de horizontale projectie van de blootgestelde dekoppervlakken en bedraagt 15 kg/m^2 voor het geprojecteerde windoppervlak.

Dit geldt voor schepen die ten noorden van de poolcirkel varen (of ten zuiden van de zuidelijke poolcirkel). Voor het overige vaargebied wordt 50% van de bovengenoemde waarden in rekening gebracht.

In het eerste geval moet het windoppervlak vergroot worden met 10% en het windmoment met 20%. Voor de overige vaargebieden zijn deze gevallen respectievelijk 7½% en 15%.

De range moet zijn:

$$\varphi_k > 55;$$

voor schepen van de II en III categorie is:

$$h_{\max} \geq 0,2 \text{ m bij } \varphi_m > 25^\circ.$$

De slingerhoek φ_R die bij het bepalen van de factor $K = \frac{M_{\text{kenter}}}{M_W}$ bekend moet zijn, volgt uit de volgende voorschriften.

$$\varphi_R = x \cdot y.$$

$$x = \frac{1}{f_1 \sqrt{f_2 \cdot \frac{MG}{B}}}$$

f_1 en f_2 zijn functies van $u = (1 + \frac{B}{6T})$

u	0,8	1,0	1,2	1,4	1,6	1,8
f_1	1,69	2,34	3,02	3,74	4,48	5,30
f_2	0,672	0,430	0,298	0,220	0,168	0,133

y is een functie van $\frac{\sqrt{MG}}{B}$

$\frac{\sqrt{MG}}{B}$	0,03	0,05	0,07	0,09	0,11	> 0,13
Groep I	26	26,1	29,0	42,3	51,1	51,1
Groep II en III	23,8	23,8	25,2	30,0	40,6	51,1

Indien het schip voorzien is van kinkielen of van een stafkiel dan wordt de in rekening te brengen slingerhoek:

$$\varphi_{R2} = k \varphi_R$$

k is daarbij een functie van:

$$\psi = \frac{GK}{T} \frac{S_1}{LB} \left(\frac{d_1}{B}\right)^3 \cdot 10^3, \text{ voor kinkielen.}$$

$$\psi = \frac{GK}{T} \frac{S_2}{LB} \left(\frac{d_2}{B}\right)^3 \cdot 10^3, \text{ voor een stafkiel.}$$

Het verband tussen ψ en k is in de volgende tabel gegeven:

ψ	0	1	2	3	4	5	6
k	1,0	0,93	0,87	0,80	0,74	0,67	0,61

Omdat $k \leq 1,0$ houden de Russische voorschriften blijkbaar rekening met de dempende werking van kim- en stafkielen. In de functies ψ is:

S_1 het totale oppervlak van de kinkielen.

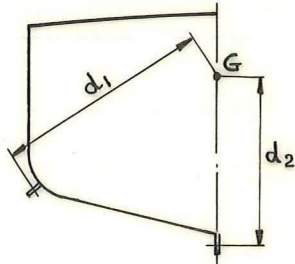
S_2 is het oppervlak van de stafkiel.

Voor een scherpe kim (knikspantschepen) mag men nemen:

$$\varphi_{R3} = 0,7 \varphi_R$$

d_1 en d_2 zijn de afstanden van het zwaartepunt van het oppervlak van kim- of stafkiel tot het gewichtszwaartepunt G (zie figuur 124).

FIG.124



Heeft men zowel kimkielen als een stafkiel dan wordt gerekend met:

$$\psi_3 = \psi_2 + \psi_1,$$

om k te kunnen bepalen.

Bij deze berekeningen worden, voor de bepaling van \overline{MG} , de vrije vloeistofoppervlakken niet in rekening gebracht.

Is $\overline{MG} < 0,30$ m dan wordt in de formules de waarde $\overline{MG} = 0,30$ m aangehouden. Indien $\varphi_R < 10^\circ$ dan moet de waarde $\varphi_R = 10^\circ$ aangehouden worden.

Er wordt géén rekening gehouden met stabiliseringsmiddelen, zoals vinnen of slingertanks. De bepaling van φ_R mag eventueel gebaseerd zijn op modelproeven of proeven op ware grootte.

Statische hellingshoek.

- 1). Voor passagiersschepen geldt dat $\varphi < 10^\circ$ als alle passagiers aan één zijde zijn samengedrongen.
- 2). Het moment veroorzaakt door het varen van draaicirkels moet als volgt berekend worden:

$$M_{drc} = 0,233 \frac{\rho \nabla (0,8V)^2}{L} (\overline{GK} - 0,5T)$$

De optredende hellingshoek mag niet groter zijn dan 8° .

- 3). Bij een passagiersschip, dat een draaicirkel vaart, mag de gezamenlijke invloed van passagiers aan één zijde en M_{drc} slechts aanleiding geven tot een hellingshoek die kleiner is dan 12° .

Tevens moet de hoek kleiner zijn dan 75% van de hoek waarbij water naar binnen kan stromen of kleiner dan de hoek waarbij het dek te water komt of de kim uit het water komt.

Houtschepen.

Een deklast van hout mag voor 75% van de hoogte bij de berekening van de kromme van armen in rekening gebracht worden. Echter mag de in rekening te brengen hoogte niet groter zijn dan de hoogte van het onderste bovenbouw dek.

Bij ijsvorming is het bovendeck van de deklading op te vatten als dek en de zijvlakken als windvangend oppervlak. Voor deze gedeelten wordt het in rekening te brengen gewicht aan ijs verdrievoudigd.

Sleepboten.

Het moment door de sleeptros (eventueel netten) wordt berekend met:

$$M_{TR} = k.l.z.$$

waarin:

k = 5 bij $1 \text{ IPK} \leq 200$

k = 4 bij $1 \text{ IPK} \geq 500$

l = de verticale afstand van haak tot gewichtszwaartepunt.

z = trossentrek bij een snelheid van 5 kn, deze trossentrek moet echter minstens gelijk zijn aan 0,01 t/ IPK.

Zijn er relatief hoge bovenbouwen aanwezig dan moet het trossentrekmoment vermeerderd worden met het windmoment.

Voorschriften van de Scheepvaart Inspectie. (Vissersvaartuigen).

Schema voor de berekening van de stabiliteit van schepen die voor verschillende beladingstoestanden belangrijke trimveranderingen ondergaan, in het bijzonder vissersvaartuigen.

Voor deze schepen voldoen het carènediagram en de crosscurves als regel niet omdat al deze krommen voor de gelijklastige toestand worden bepaald.

Het gaat er dus om, het carènediagram op een zodanige wijze om te werken dat het geschikte en betrouwbare gegevens oplevert voor de stabiliteitsberekening. Hoe dit kan gebeuren blijkt uit bijgaand voorbeeld: 5.9.2.a en 5.9.2.b.

Dit carènediagram is gebaseerd op de Bonjean-krommen en het spantenraam waarmee voor tenminste 4 verschillende trimtoestanden, die zo gekozen moeten worden, dat elke te verwachten trimligging er ruimschoots binnenvalt, de volgende krommen worden bepaald: waterverplaatsing, drukkingspunt in hoogte en lengte en de hoogte van het metacenter.

Met behulp van de vier hulpdiagrammen wordt vervolgens bepaald: het verband tussen de diepgang op de ALL, trim en waterverplaatsing, drukkingspunt in lengte en metacenter boven de kiel. Wanneer nu, zoals bijvoorbeeld bij de hellingproef, de diepgangen voor en achter bekend zijn, kan men aan de hand van deze gegevens de waterverplaatsing, F in lengte en MK bepalen.

Gaat men vervolgens vanuit de hellingproeftoestand verschillende beladingstoestanden berekenen, waarbij men dan door berekening de nieuwe waterverplaatsing en plaats van het drukkingspunt in lengte vindt, dan kan men uit het carènediagram aflezen: diepgang op ALL, de trim en MK . Het verloop van de berekening van de stabiliteit ter voldoening aan artikel 18 Schepenbesluit 1952, kan dus als volgt zijn

1. Carènediagram volgens bijgaand voorbeeld.
2. Hellingproef waarvan protocol moet worden opgemaakt.
3. Berekening waterverplaatsing en drukkingspunt van diverse en in het volgende aan te geven beladingstoestanden.
4. Voor de sub 3 genoemde beladingstoestanden op de gebruikelijke wijze de krommen van armen van statische stabiliteit bepalen.

ad 3^o en 4^o. Daar de gegevens niet aan boord behoeven te zijn en dus van de kapitein niet verwacht wordt, dat hij met de stabiliteitsgegevens gaat werken, dienen de stabiliteitsgegevens zó te zijn dat de Scheepvaart Inspectie een zo goed mogelijk inzicht krijgt in de normaal voorkomende omstandigheden. Als zodanig dienen van de volgende kenmerkende bedrijfstoestanden de armen van statische stabiliteit te worden bepaald:

I. Uitvaart haven met bestemming visgronden.

Voor deze toestand moet gerekend worden dat het schip volledig is uitgerust, alle brandstoftanks of bunkers, voedingwatertank en drinkwatertanks geheel gevuld zijn en dat het schip de voor de betreffende categorie schepen gebruikelijke hoeveelheid ijs of zout aan boord heeft.

II. Aankomst op visgronden.

Het verschil tussen deze toestand en toestand I bestaat uitsluitend in het verbruik van brandstof, voedingwater, drinkwater voorraden, enz. en ook in het smelten van ijs. Dit verbruik is afhankelijk van de duur van de reis. Daar deze factor zelfs voor gelijke schepen sterk kan variëren, dient hiervoor een waarde te worden aangenomen. Deze waarde wordt het beste bepaald door de maximaal te verwachten reisduur. Deze dient te worden gesteld op 7 dagen, tenzij kan worden aangetoond, dat het schip nimmer reizen zal maken naar visgronden die zó ver van de thuishaven verwijderd zijn.

Het smelten van ijs dient voor deze toestand gesteld te worden op een gewichtsverlies van 10%.

III. Vertrek van visgronden.

De duur van het verblijf op de visgronden is vaak wel met enige zekerheid vast te stellen. Voor het doel van de stabiliteitsberekening dient rekening te worden gehouden met een extreme toestand, namelijk een verblijf op de visgronden, dat zó lang is, dat met een reserve van 2 dagen de thuishaven kan worden bereikt.

Uitgaande van de reisduur van 7 dagen moet dus voor toestand III gerekend worden met een resterende hoeveelheid brandstof.

voedingwater, drinkwater en voorraden voor 9 dagen. Ook in deze toestand is weer meer ijs gesmolten zodat gerekend moet worden met een verlies van 30% ten opzichte van toestand I.

Bovendien moet het resterende gewicht van het ijs over het gehele visruim verdeeld worden. Bij schepen die geen ijs doch zout gebruiken, moet in deze toestand het gewicht van het zout eveneens over het gehele ruim verdeeld worden.

Tijdens het verblijf op de visgronden komt er lading in het ruim. Ook hiervoor moet weer met het "ongunstigste" worden gerekend namelijk dat het ruim gedurende het verblijf op de visgronden geheel gevuld wordt dat wil zeggen dat het ruim zoveel manden vis of kantjes bevat als waarvoor het werd ontworpen.

IV. Aankomst thuishaven.

Deze toestand onderscheidt zich van toestand III alleen door nog verder verbruik van brandstof, voedingwater, drinkwater en voorraden en door nog verder gaand gewichtsverlies door het smelten van ijs. Voor deze toestand moet gerekend worden met een rest aan brandstof e.d. voor 2 dagen.

Van het ijs moet men aannemen, dat nu 45% van de oorspronkelijke hoeveelheid (toestand I) is gesmolten.

5.9.2.p

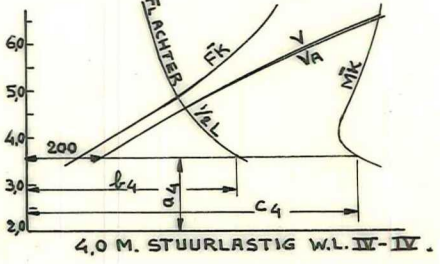
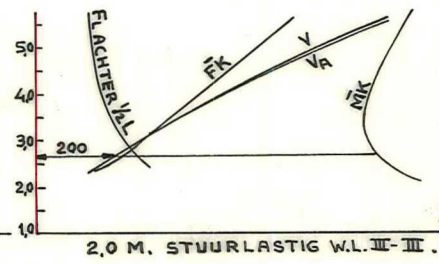
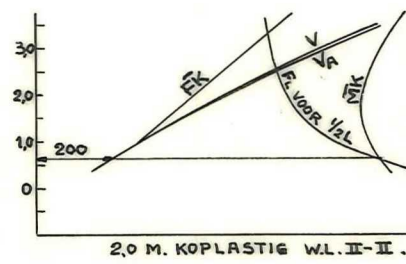
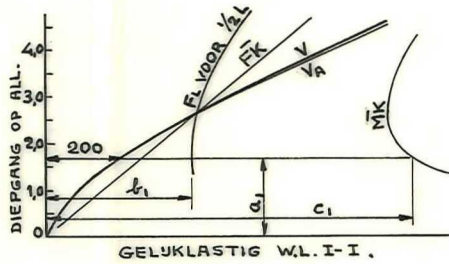
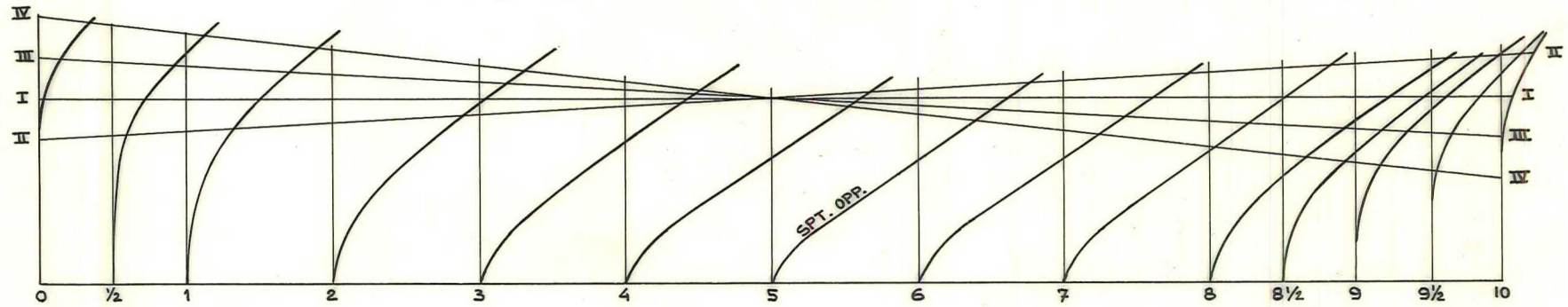
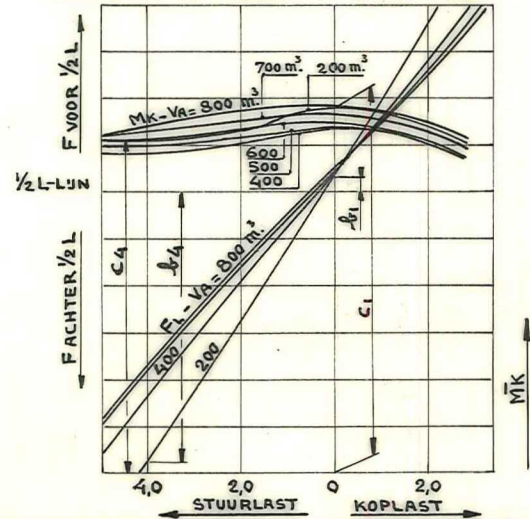


DIAGRAM TER BEPALING VAN MK EN FL
T.O.V. ORD.5 BIJ GEGEVEN VA EN TRIM.

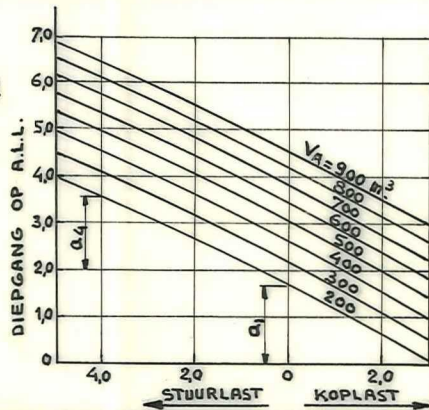


$$V = \text{WATERVERPLAATSING MAL.} \\ V_A = \frac{\quad}{\quad} \text{ MET AANHANGSELS.}$$

- 131 -

5.9.2.f

DIAGRAM TER BEPALING VAN VA
BIJ GEGEVEN DIEPGANG OP ALL. EN TRIM.



BEREKENINGSDIAGRAM VOOR EEN
TRAWLER MET INACHTNAME VAN
DE TRIMTOESTAND.

- 132 -

Voorschriften van de Scheepvaartinspectie, betreffende stabiliteit.

Schepenbesluit 1952.

Hoofdstuk III, artikel 18.

Een certificaat van deugdelijkheid wordt slechts afgegeven, nadat:

Indien het betreft een nieuw passagiersschip, dan wel een nieuw schip van 200 ton of meer, geen passagiersschip zijnde, het schip aan een hellingproef is onderworpen, waarvan de resultaten zijn overgelegd, alsmede voldoende gegevens betreffende de stabiliteit voor verschillende hellingen van het schip.

Artikel 109.

De kapitein is verplicht zorg te dragen, dat bij het ondernemen van een reis voldoende gegevens betreffende de stabiliteit van het schip in onbeschadigde toestand aan boord zijn.

Deze verplichting geldt niet voor:

- (a). schepen, geen passagiersschepen zijnde, van minder dan 500 ton;
- (b). schepen, geen passagiersschepen zijnde, van 500 ton en meer, doch minder dan 800 ton, voorzover vóór 19 november 1952 voor het eerst in de vaart gebracht;
- (c). schepen, geen passagiersschepen zijnde, van 800 ton en meer, waarvan de kiel vóór 1 januari 1933 werd gelegd.

De kapitein van een passagiersschip, waarvan de kiel gelegd is na 18 november 1952 is verplicht zorg te dragen, dat hij bij het ondernemen van een reis voldoende gegevens aan boord heeft om te kunnen voldoen aan verplichtingen, die hem in verband met de lekstabiliteit zijn opgelegd.

Artikel 116.

De kapitein van een passagiersschip is verplicht zorg te dragen, dat:

- (a). oefeningen in het behandelen van waterdichte deuren, patrijspoorten, kleppen en afsluiters wekelijks plaats hebben en indien de reis langer dan een week duurt, bovendien, vóór het schip naar zee gaat, een volledige oefening wordt gehouden;

- (b). alle werktuiglijk bewogen waterdichte deuren en alle waterdichte draaideuren in hoofddwarsschotten, welke op zee open moeten zijn éénmaal daags worden gesloten;
- (c). de waterdichte deuren en alle daarbij behorende bewegingsinrichtingen en standaardwijzers, alle afsluiters, die gesloten moeten zijn om een afdeling waterdicht te maken, benevens alle afsluiters in dwarscheepse overvloeinrichtingen, gedurende de reis geregeld, tenminste éénmaal per week, worden nagezien.

Artikel 123.

Vervoer deklasten hout.

De kapitein van een schip, dat een deklast hout van meer dan 5 percent van zijn draagvermogen "op zomermerk" vervoert, is verplicht rekening te houden met het bepaalde in artikel 101, lid 2 en voorts zorg te dragen, dat bij vertrek naar zee na het aan boord nemen van die deklast aan het bepaalde in hoofdstuk V van bijlage IV is voldaan en dat één of meer dubbele-bodemtanks ledig zijn, teneinde deze tanks gedurende de reis naar behoefte te kunnen vullen. Deze tanks moeten gezamenlijk een gewicht aan zeewater kunnen bevatten, dat tenminste gelijk is aan het gehele gewicht van het te verwachten verbruik van de in de dubbele bodem medegevoerde brandstoffen en water, vermeerderd met de helft van het gewicht van het gedurende de reis te verwachten verbruik van vloeistoffen en vaste brandstoffen uit ruimten tussen het bovendek en de dubbele bodem en vervolgens verminderd met de helft van het gewicht van het gedurende de reis te verwachten verbruik van vloeistoffen en vaste brandstoffen uit ruimten boven het bovendek.

Artikel 8, bijlage II.

Stabiliteit van schepen in beschadigde toestand.

1. De stabiliteit moet in alle voorkomende omstandigheden van beladen toereikend zijn, opdat het schip de eindtoestand kan doorstaan na het lek worden van enige hoofdafdeling, waarvan de lengte binnen die van de vulbare lengte blijft.

Wanneer twee aangrenzende hoofdafdelingen zijn gescheiden door een schot, dat trapsgewijze verspringt volgens de bepalingen van lid 5 onder (a) van artikel 7, moet de stabiliteit voldoende zijn om het hoofd te kunnen bieden aan het gelijktijdig lek worden van

deze twee aan elkaar grenzende hoofdafdelingen.

Wanneer de voorgeschreven indelingsfactor gelijk aan of kleiner is dan 0,50 moet de stabiliteit voldoende groot zijn, opdat het schip het lek worden van elke twee aan elkaar grenzende hoofdafdelingen kan doorstaan.

2. Ter voldoening aan het bepaalde in het voorgaande lid moeten volledige berekeningen, in overeenstemming met de leden 3, 4 en 6 van dit artikel, aan het Hoofd van de Scheepvaartinspectie in drievoud ter goedkeuring worden ingezonden.

In deze berekeningen moeten de bijzondere kenmerken van het schip, zomede de inrichting en de vorm van de beschadigde afdelingen, in aanmerking worden genomen. Voorts moet worden aangenomen, dat het schip in de voor de stabiliteit meest ongunstige bedrijfstoestand verkeert, welke kan voorkomen.

Wanneer voorgesteld wordt dekken, een dubbele huid of langschotten aan te brengen, welke het overvloeien van water in ernstige mate zouden belemmeren, moet de invloed hiervan op de berekeningen nauwkeurig worden nagegaan.

3. Voor het maken van berekeningen voor lekstabiliteit moeten de volgende inhouds- en oppervlakte-permeabiliteiten worden toegepast:

ingenomen door lading, kolen of voorraden	60
ingenomen door passagiers- en bemanningsverblijven	95
ingenomen door machines	85
bestemd voor vloeistoffen	0 of 95,
welke van deze twee de ongunstigste invloed heeft.	

4. Als minimum omvang van de beschadiging moet worden aangenomen:

Langsscheeps: een lengte van 3,05 meter, vermeerderd met 3 percent van de lengte van het schip of een van 10,67 meter, welke van de twee de kleinste is.

Dwarsscheeps: (binnenboord gemeten vanaf de scheepshuid loodrecht op het vlak van kiel en stevens ter hoogte van de bovenste indelingslast lijn): een afstand van een vijfde van de breedte van het schip, zoals deze laatste is omschreven in artikel 2.

Verticaal: van de top van de dubbele bodem tot de indompelingsgrenslijn.

Indien op een bepaalde plaats een beschadiging van kleinere omvang dan hierboven wordt verondersteld een gevaarlijker toestand zou veroorzaken met betrekking tot slagzij of verlies aan metacenterhoogte, moet deze beschadiging aan de berekeningen ten grondslag worden gelegd.

5. Onsymmetrisch vollopen moet zoveel mogelijk beperkt worden. Daartoe moeten doeltreffende overvloeinrichtingen aangebracht zijn welke, evenals de maximum slagzij, welke vóór het overvloeien tot stand gekomen is, aan de goedkeuring van het Hoofd van de Scheepvaartinspectie onderworpen zijn. Aan de kapitein moet een doelmatige gebruiksaanwijzing voor deze inrichtingen ter beschikking worden gesteld.
6. Ten aanzien van de toestand, waarin het schip zich bevindt na beschadiging en nadat overvloeimaatregelen getroffen zijn, geldt het volgende:
 - (a). Bij symmetrisch vollopen moet de metacenterhoogte in de eindtoestand positief zijn, doch het Hoofd van de Scheepvaartinspectie kan in bijzondere gevallen genoeg nemen met een negatieve metacenterhoogte (in rechte stand), welke slagzij van niet meer dan zeven graden tot gevolg heeft;
 - (b). Bij onsymmetrisch vollopen mag de slagzij niet groter zijn dan zeven graden, doch het Hoofd van de Scheepvaartinspectie kan in bijzondere gevallen een grotere slagzij toestaan, indien het kenterend moment daartoe noodzaakt; in geen geval mag deze slagzij in de eindtoestand echter groter zijn dan vijftien graden;
 - (c). Onder geen voorwaarde mag de indompelingsgrenslijn in de eindtoestand onder water komen. Indien met de mogelijkheid rekening moet worden gehouden, dat de indompelingsgrenslijn gedurende het vollopen tijdelijk onder water komt, kan het Hoofd van de Scheepvaartinspectie een onderzoek naar deze mogelijkheid gelasten en zulke maatregelen voorschrijven, als hij voor de veiligheid van het schip noodzakelijk acht.
7. Aan de kapitein van het schip moeten de gegevens ter beschikking worden gesteld, welke nodig zijn om in alle voorkomende omstandigheden van beladen voor een voldoende stabiliteit in onbeschadigde toestand te kunnen zorgdragen, opdat het schip de meest gevaarlijke

beschadiging zal kunnen doorstaan.

De kapitein van een schip, voor hetwelk in geval van beschadiging dwarsscheeps overvloeien noodzakelijk is, moet worden ingelicht omtrent de stabiliteitstoestanden, waarop de slagzijberekeningen zijn gebaseerd en worden gewaarschuwd, dat, in geval van ongunstiger beladingstoestand, bij beschadiging een overmatige slagzij zal kunnen optreden.

8. Het Hoofd van de Scheepvaartinspectie is bevoegd verzachting in de eisen voor lekstabiliteit in overweging te nemen, indien aangetoond kan worden, dat de metacenterhoogte van het onbeschadigde schip in enige toestand van beladen, welke noodzakelijk is om te kunnen voldoen aan die eisen, te groot zou zijn voor de voorgenomen dienst.

Deze verzachting zal echter slechts in die uitzonderingsgevallen mogen worden toegestaan, waarbij aan genoemd Hoofd kan worden aangetoond, dat de afmetingen, inrichting en de andere bijzondere kenmerken van het schip de meest gunstige zijn, welke op praktische en aannemelijke gronden voor de stabiliteit na een beschadiging kunnen worden aanvaard.

Artikel 6, bijlage III.

Constructie van pelgrimsschepen en van passagiersschepen, welke grote aantallen passagiers, voor wie geen vaste slaappleatsen aanwezig zijn, vervoeren in bepaalde gebieden.

1. Artikel 8 van bijlage II is niet van toepassing.
2. Indien waterdichte dekken, een dubbele huid of al of niet waterdichte langsschotten worden aangebracht, moet ten genoegen van het Hoofd van de Scheepvaartinspectie worden aangetoond, dat de veiligheid van het schip daardoor in geen enkel opzicht zal worden verminderd. Daarbij moet in het bijzonder acht worden geslagen op de mogelijkheid van het ontstaan van slagzijde ten gevolge van het vollopen van gedeelten van het schip ter plaatse van dergelijke constructiedelen.

Artikel 80, bijlage IV.

Sterkte en stabiliteit.

Het schip moet voldoende sterk zijn met het oog op het gewicht van de deklast en redelijke waarborgen bieden voor voldoende stabiliteit bij het vervoer van deklasten hout. In verband daarmee kan het Hoofd van de Scheepvaartinspectie de hoogte van de deklast, welke een schip mag vervoeren, beperken, welke beperking op het certificaat voor de houtvaart wordt aangegeven.

Een deklast van onbeperkte hoogte in de zomer kan slechts worden toegekend, indien het schip van een dubbele bodem is voorzien. Een dubbele bodem moet over tenminste de halve scheepslengte mid-scheeps op doelmatige wijze door langsscheepse waterdichte zaathouten en door waterdichte vranen zijn ingedeeld.

Artikel 3, bijlage XI.

Over de stabiliteit van reddingboten wordt nog vermeld: Zij moeten van zodanige vorm en zodanige afmetingen zijn, dat zij bij zee gang een ruime mate van stabiliteit bezitten en bij volle bezetting en volledige uitrusting, voldoende vrijboord hebben.

Voorschriften van de Scheepvaartinspectie.

Bekendmakingen aan de Scheepvaart no. 23/1956.

Betreffende belading met gestort graan of zaad in Argentinië,

Uruguay en de Perzische Golf.

Een schip, dat in een haven van genoemde landen, graan of zaad moet laden, moet voldoen aan een aantal stuwagevoorschriften. Betreffende de stabiliteit wordt voorgeschreven, dat de volgende berekening overlegd dient te worden: Een berekening van de metacenterhoogte van het geheel met graan of zaad beladen schip, met gedeeltelijk gevulde tanks aan het einde van de reis, onder vermelding van de bij die berekening gebruikte verdeling der gewichten, de ligging der zwaartepunten in hoogte en de diepgang.

Voorschriften van de Scheepvaartinspectie.

Stabiliteit van kustvaartuigen.

Bekendmakingen aan de Scheepvaart No. 20/1956.

De Inspecteur-Generaal voor de Scheepvaart,

Overwegende:

dat het gewenst is gebleken voor nieuwe schepen van 200 ton of meer doch minder dan 500 ton, geen passagiersschepen, sleepboten, vissers- of baggervvaartuigen zijnde, nadere richtlijnen te geven omtrent de stabiliteitsgegevens bij verschillende hellingen, welke krachtens artikel 18 lid 1 (b) van het Schepenbesluit 1952 moeten worden overgelegd, voordat een Certificaat van Deugdelijkheid kan worden afgegeven,

maakt bekend:

dat voor de in de aanhef bedoelde schepen, waarvan de kiel na 31 maart 1956 wordt gelegd, de volgende gegevens in 4-voud moeten worden ingediend:

1. Een protocol van de hellingproef en de berekening van de aanvangsmetacenterhoogte (\overline{MG}) en van de ligging van het gewichtszwaartepunt in hoogte boven de basislijn (\overline{GK}), beide van het ledige bedrijfsklare schip.
2. Een langsdoorsnede van het schip, waarin de verschillende ruim- en tankinhouden, zomede de ligging van de betreffende zwaartepunten in hoogte boven de basislijn zijn aangegeven.

Op de tekening moeten twee tabellen voorkomen; één dezer tabellen moet de verschillende ruiminhouden (balen en graan) met de ligging van de bijbehorende zwaartepunten in hoogte boven de basislijn vermelden. Op de andere tabel moet de maximum vermindering voorkomen van de dwarsmetacenterhoogte door een vrij vloeistofoppervlak in elk der tanks afzonderlijk bij verschillende displacements bij gelijklastig schip, welke onderling zoveel verschillen als overeenkomt met een diepgangverschil van ongeveer 20 centimeter. De vorm van de tabellen is in bijlage A aangegeven.

3. Een diagram van de z.g. dwarskrommen van statische stabiliteit voor hellingen van 15° , 30° , 40° , 50° , en 60° , zijnde de grafieken van $\overline{NK} \sin. \varphi$, uitgezet op de waterverplaatsing in kubieke meters, gemeten op spanten, zomede op het displacement in zout water met een soortelijk gewicht van 1,025, op buitenkant huid met aanhangsels in metrieke tonnen. Hierin is $\overline{NK} \sin. \varphi$ de afstand van het kielpunt (K) -het snijpunt van de hartlijn van het grootspant met het basisvlak- tot de lijn van opdrijvende kracht bij de betreffende helling (schaal voor $\overline{NK} \sin. \varphi = 1:20$, schaal voor waterverplaatsing: 1 cm = 50 m^3 waaruit die voor het displacement volgt).

Om praktische redenen dient hier de invloed op $\overline{NK} \sin. \varphi$ van het verschil in vorm van het schip op spanten en op buitenkant huid met aanhangsels verwaarloosd te worden, zodat $\overline{NK} \sin. \varphi$ voor een verplaatsing van b.v. 500 m^3 op spanten, overeenkomstig de met omstreeks 505 m^3 op buitenkant huid met aanhangsels, even groot moet worden genomen als voor het displacement van die 505 m^3 in zout water met een s.g. van 1,025, dus ruim 517 ton.

4. Een diagram, bevattende de kromme van de waterverplaatsing op spanten in kubieke meters, welke het verband aangeeft tussen die waterverplaatsing en de diepgang t.o.v. het kielpunt K (schalen - abscissen: 1 centimeter = 50 m^3 - ordinaten: 1:20), zomede de kromme van \overline{MK} , welke de hoogte van het aanvangsmetacenter M boven het kielpunt K geeft (schalen - abscissen: \overline{MK} , 1:10 - ordinaten: diepgang boven basis, 1:20), zie bijlage B.

5. De kromme van de armen van statische stabiliteit voor het schip, homogeen beladen, liggende op het zomeruitwateringsmerk, met zoveel mogelijk ballasttanks ledig, met de berekening van de hoogte van het gewichtszwaartepunt van het geladen schip boven de basislijn (\overline{GK}) en van de aanvangsmetacenterhoogte (\overline{MG}) in die toestand (schalen - abscissen: 1 centimeter = 2 graden - ordinaten: 1:5). Hierbij mag voor de hoogteligging van het gewichtszwaartepunt van het ledige bedrijfsklare schip boven de basislijn zo nodig met een geschatte waarde gerekend worden.

6. Een als voorbeeld ingevuld berekeningsformulier voor het bepalen van de ligging van het zwaartepunt in hoogte boven de basis (\overline{GK}) en van de aanvangsmetacenterhoogte (\overline{MG}) voor een bepaalde beladingstoestand van het onderhavige schip, zie bijlage C.

7. Een displacements-schaal waaruit afgelezen kan worden het verband tussen het displacement in tonnen van 1000 kg op buitenkant huid met aanhangsels in zout water met een s.g. van 1,025, het displacement in tonnen van 1000 kg op buitenkant huid met aanhangsels in zoet water en de diepgang in meters t.o.v. de onderkant van de kielplaat, zie bijlage D.
8. Een kromme van \overline{MK} uitgezet op het displacement op buitenkant huid met aanhangsels in zout water met een s.g. van 1,025, waarbij om praktische redenen dient te worden aangenomen dat \overline{MK} voor een waterverplaatsing van b.v. 500 m^3 even groot is als \overline{MK} voor een displacement van omstreeks 517 ton (zie punt 3) (schalen - absissen: 1 cm = 50 metrieke tonnen - ordinaten: 1:20), zie bijlage E.
9. Een stabiliteitsdiagram op millimeterpapier (Ir J.A. Schepers-diagram), waarin de krommen van de armen van statische stabiliteit voor een aantal daarvoor in aanmerking komende displacements zijn getekend, alle voor één bepaalde hoogteligging van het gewichtszwaartepunt.

Mede moeten in dit diagram stervormig uit de oorsprong een aantal sinuslijnen zijn getekend, aangevende het verloop van $\overline{GG'}$ sin. φ , waarmede de armen van statische stabiliteit moeten worden verkleind of vergroot, wanneer het gewichtszwaartepunt G' hoger dan wel lager ligt dan het gewichtszwaartepunt G dat als basis voor de ingetekende stabiliteitskrommen heeft gediend. De sinuslijnen moeten zijn ingetekend voor een aantal zwaartepuntsliggingen welke onderling 10 centimeter in hoogte verschillen (schalen - absissen: 1 centimeter = 2 graden - ordinaten: 1:5), zie bijlage F.

De gegevens, genoemd in de punten 1 tot en met 9 moeten niet later dan twee dagen vóór de proeftocht worden ingediend. Indien blijkt dat het voor een of meer der punten 1, 6 en 9 onmogelijk is aan deze voorwaarde te voldoen, kan na verkregen toestemming van het Hoofd van de Scheepvaartinspectie voor deze punten hiervan worden afgeweken, in welk geval de ontbrekende gegevens binnen veertien dagen na de datum, waarop de hellingproef gehouden werd, moeten zijn ingediend.

Gelijk met het als voorbeeld ingevulde berekeningsformulier, genoemd in punt 6 moeten tenminste 10 dezer formulieren, waarin

slechts het gewicht en de ligging van het gewichtszwaartepunt (G) van het ledige bedrijfsklare schip zijn ingevuld, worden ingediend.

30 januari 1962.

Stabiliteit van kustvaartuigen die een deklast vervoeren.

Bekendmakingen aan de Scheepvaart No. 38/1961.

De Inspecteur-Generaal voor de Scheepvaart,

Overwegende:

dat in de praktijk is gebleken dat de stabiliteit van kustvaartuigen die een deklast vervoerden, in bepaalde gevallen onvoldoende was;

dat dit in het bijzonder het geval was wanneer de deklast op de luikhoofden was geplaatst en de gangboorden niet of niet geheel waren opgevuld;

dat het daarom gewenst is richtlijnen te geven voor het vervoer van dergelijke deklast;

Gelet op:

het bepaalde in artikel 96 eerste lid, artikel 101 tweede lid en artikel 145 van het Schepenbesluit 1952,

Maakt bekend:

dat bij homogene belading van een kustvaartuig van het z.g. "gladdek type" (één-dek schepen met bak en kampanje), en van het verhoogd halfdek type, waarbij het ruim en de luikhoofden zijn volgestuwd en een deel van de lading als deklast op de luiken is geplaatst terwijl de gangboorden niet, of niet geheel zijn opgevuld, met de stabiliteit de uiterste voorzichtigheid moet worden betracht;

dat in verband daarmee tenminste evenveel waterballast in de dubbele bodemtanks aanwezig moet zijn als het gewicht van de deklast bedraagt, tenzij de benodigde hoeveelheid waterballast meer nauwkeurig is vastgesteld aan de hand van de stabiliteitgegevens van het schip indien deze aan boord beschikbaar zijn;

dat de aanvangsmetacenterhoogte tenminste even groot moet zijn als die welke in volbeladen toestand zonder deklast nodig zou zijn

Maakt voorts bekend:

dat indien een wateropzuigende stof zoals bijvoorbeeld cellulose (houtpulp) aan dek is gestuwd, men er op bedacht dient te zijn dat nat, en daardoor zwaarder worden van de deklast de stabiliteit in ongunstige zin beïnvloedt. Wateropzuigende ladingen moeten dan ook zoveel mogelijk worden afgedekt met waterdichte kleden, terwijl gewichtstoename van de deklast moet kunnen worden gecompenseerd door het vullen van één of meer dubbele bodemtanks, zonder dat daarbij het maximum draagvermogen wordt overschreden.

8 mei 1961.

*)Onder "deplacement" wordt verstaan het gewicht van het verplaatste water in metrieke tonnen (tonnen van 1000 kg). Het getal dat het deplacement in zoet water aangeeft, is dus gelijk aan dat van de waterverplaatsing; het getal dat het deplacement in zout water aangeeft is 1,025 maal zo groot als dat van de waterverplaatsing in zoet water.

Het getal dat het deplacement aangeeft is tevens steeds gelijk aan het gewicht van het schip in metrieke tonnen.

International Conference on Safety of Life at Sea.

1960.

Regulation 7.

(Zie ook artikel 8 bijlage II Schepenbesluit).

Stability of ships in damaged condition.

(a) Sufficient intact stability shall be provided in all service conditions so as to enable the ship to withstand the final stage of flooding of any one main compartment which is required to be within the floodable length.

Where two adjacent main compartments are separated by a bulkhead which is stepped under the conditions of sub-paragraph (e) (i) of Regulation 6 of this Chapter the intact stability shall be adequate to withstand the flooding of those two adjacent main compartments.

Sub-paragraph (e) (i):

A main transverse bulkhead may be stepped provided that it meets one of the following conditions:

- (i) the combined length of the two compartments, separated by the bulkhead in question, does not exceed either 90 per cent, of the floodable length or twice the permissible length, except that in ships having a factor of subdivision greater than .9, the combined length of the two compartments in question shall not exceed the permissible length.

Where the required factor of subdivision is .50 or less but more than .33 intact stability shall be adequate to withstand the flooding of any two adjacent main compartments.

Where the required factor of subdivision is .33 or less the intact stability shall be adequate to withstand the flooding of any three adjacent main compartments.

(b) (i) The requirements of paragraph (a) of this Regulation shall be determined by calculations which are in accordance with paragraphs (c), (d) and (f) of this Regulation and which take into consideration the proportions and design characteristics of the ship and the arrangement and configuration of the damaged compartments. In making these calculations the ship is to be assumed in the worst anticipated service condition as regards stability.

(ii) Where it is proposed to fit decks, inner skins or longitudinal bulkheads of sufficient tightness to seriously restrict the flow of water, the Administration shall be satisfied that proper consideration is given to such restrictions in the calculations.

(iii) In cases where the Administration considers the range of stability in the damaged condition to be doubtful, it may require investigation thereof.

(c) For the purpose of making damage stability calculations the volume and surface permeabilities shall be in general as follows:

Spaces	Permeability
Appropriated to Cargo, Coal or Stores	60
Occupied by Accommodation	95
Occupied by Machinery	85
Intended for liquids	0 or 95*

*Whichever results in the more severe requirements

Higher surface permeabilities are to be assumed in respect of spaces which, in the vicinity of the damage waterplane, contain no substantial quantity of accommodation or machinery and spaces which are not generally occupied by any substantial quantity of cargo or stores.

(d) Assumed extent of damage shall be as follows:

- (i) longitudinal extent: 10 feet (or 3.05 metres) plus 3 per cent of the length of the ship, or 35 feet (or 10.67 metres) whichever is the less. Where the required factor of subdivision is .33 or less the assumed longitudinal extent of damage shall be increased as necessary so as to include any two consecutive main transverse watertight bulkheads;
- (ii) transverse extent (measured inboard from the ship's side, at right angles to the centre line at the level of the deepest subdivision load line): a distance of one-fifth of the breadth of the ship, as defined in Regulation 2 of this Chapter; and
- (iii) vertical extent: from the base line upwards without limit.
- (iv) If any damage of lesser extent than that indicated in subparagraphs (i), (ii) and (iii) of this paragraph would result

in a more severe condition regarding heel or loss of metacentric height, such damage shall be assumed in the calculations.

(e) Unsymmetrical flooding is to be kept to a minimum consistent with efficient arrangements. Where it is necessary to correct large angles of heel, the means adopted shall, where practicable, be self-acting, but in any case where controls to cross-flooding fittings are provided they shall be operable from above the bulkhead deck. These fittings together with their controls as well as the maximum heel before equalisation shall be acceptable to the Administration. Where cross-flooding fittings are required the time for equalisation shall not exceed 15 minutes. Suitable information concerning the use of cross-flooding fittings shall be supplied to the master of the ship

(f) The final conditions of the ship after damage and, in the case of unsymmetrical flooding, after equalisation measures have been taken shall be as follows:

- (i) in the case of symmetrical flooding there shall be a positive residual metacentric height of at least 2 inches (or 0.05 metres) as calculated by the constant displacement method;
- (ii) in the case of unsymmetrical flooding the total heel shall not exceed seven degrees, except that, in special cases, the Administration may allow additional heel due to the unsymmetrical moment, but in no case shall the final heel exceed fifteen degrees;
- (iii) in no case shall the margin line be submerged in the final stage of flooding. If it is considered that the margin line may become submerged during an intermediate stage of flooding, the Administration may require such investigations and arrangements as it considers necessary for the safety of the ship.

(g) The master of the ship shall be supplied with the data necessary to maintain sufficient intact stability under service conditions to enable the ship to withstand the critical damage. In the

case of ships requiring cross-flooding the master of the ship shall be informed of the conditions of stability on which the calculations of heel are based and be warned that excessive heeling might result should the ship sustain damage when in a less favourable condition.

(h) (i) No relaxation from the requirements for damage stability may be considered by the Administration unless it is shown that the intact metacentric height in any service condition necessary to meet these requirements is excessive for the service intended.

(ii) Relaxations from the requirements for damage stability shall be permitted only in exceptional cases and subject to the condition that the Administration is to be satisfied that the proportions, arrangements and other characteristics of the ship are the most favourable to stability after damage which can practically and reasonably be adopted in the particular circumstances.

Regulation 19.

Stability information for passenger ships and cargo ships.

(a) Every passenger ship and cargo ship shall be inclined upon its completion and the elements of its stability determined. The master shall be supplied with such reliable information as is necessary to enable him by rapid and simple processes to obtain accurate guidance as to the stability of the ship under varying conditions of service and a copy shall be furnished to the Administration.

(b) Where any alterations are made to a ship so as to materially affect the stability information supplied to the master, amended stability information shall be provided. If necessary the ship shall be re-inclined.

(c). The Administration may allow the inclining test of an individual ship to be dispensed with provided basic stability data are available from the inclining test of a sister ship and it is shown to the satisfaction of the Administration that reliable stability information for the exempted ship can be obtained from such basic data.

(d) The Administration may also allow the inclining test of an individual ship or class of ships, especially designed for the carriage of liquids or ore in bulk, to be dispensed with when reference to existing data for similar ships clearly indicate that due to the ship's proportions and arrangements more than sufficient metacentric height will be available in all probable loading conditions .

Regulation 20.

Damage control plans.

There shall be permanently exhibited, for the guidance of the officer in charge of the ship, plans showing clearly for each deck and hold the boundaries of the watertight compartments, the openings therein with the means of closure and position of any controls thereof and the arrangements for the correction of any list due to flooding. In addition, booklets containing the aforementioned information shall be made available to the officers of the ship.

Regulation 21.

(Schepenbesluit artikel 116).

Marking, periodical operation and inspection of watertight doors, &c.

- (a) This regulation applies to new and existing ships.
- (b) Drills for the operating of watertight doors, sidescuttles, valves and closing mechanisms of scuppers, ash-shoots and rubbish-shoots shall take place weekly. In ships in which the voyage exceeds one week in duration a complete drill shall be held before leaving port, and others thereafter at least once a week during the voyage. In all ships all watertight power doors and hinged doors, in main transverse bulkheads, in use at sea, shall be operated daily.
- (c) (i) The watertight doors and all mechanisms and indicators connected therewith, all valves the closing of which is necessary to make a compartment watertight, and all valves the operation of which is necessary for damage control cross connections shall be periodically inspected at sea at least once a week.
 - (ii) Such valves, doors and mechanisms shall be suitable marked to ensure that they may be properly used to provide maximum safety.

Annex D Recommendations.

Intact stability of passenger ships, cargo ships and fishing vessels.

The Conference, having considered proposals made by certain Governments to adopt as part of the present Convention Regulations for intact stability, concluded that further study should be given to these proposals and to any other relevant material which may be submitted by interested Governments.

The Conference therefore recommends that the Organization should, at a convenient opportunity, initiate studies, on the basis of the information referred to above, of (a) intact stability of passenger ships, (b) intact stability of cargo ships, (c) intact stability of fishing vessels, and (d) standards of stability information, taking into account the decisions of the present Conference on requirements for damage stability and the results of any further studies which may be carried out by the Organization on the subdivision and damage stability of cargo ships in pursuance of Recommendation 8 of the Conference, the object being the formulation of such international standards as may appear necessary.

The Conference further recommends that in such studies the Organization should take into account studies already undertaken by the Food and Agriculture Organization of the United Nations on the stability of fishing vessels and should co-operate with that Organization on that aspect of the matter.