

414 | November 1981

SCHRIFTENREIHE SCHIFFBAU

B. Wagner

**Beitrag zu den Steuereigenschaften
von Einschraubenschiffen mit und
ohne äußeren Kraftangriff**

TUHH

Technische Universität Hamburg-Harburg

Beitrag zu den Steuereigenschaften von Einschraubenschiffen mit und ohne äußeren Kraftangriff

B. Wagner, Hamburg, Technische Universität Hamburg-Harburg, 1981

© Technische Universität Hamburg-Harburg
Schriftenreihe Schiffbau
Schwarzenbergstraße 95c
D-21073 Hamburg

<http://www.tuhh.de/vss>

INSTITUT FÜR SCHIFFBAU DER UNIVERSITÄT HAMBURG

Bericht Nr. 414

Beitrag zu den Steuereigenschaften
von Einschraubenschiffen
mit und ohne äußeren Kraftangriff

von

B. Wagner

November 1981

Beitrag zu den Steuereigenschaften von Einschraubenschiffen mit und ohne äußeren Kraftangriff

Gliederung

1. Einführung
2. Hydrodynamische Grundlagen
 - 2.1. Bahngleichungen des manövrierenden Schiffes
 - 2.2. Darstellung der Kräfte und Momente am Unterwasserschiff.
Wahl der Koeffizienten der linearen und nichtlinearen
Anteile der Seitenkraft- und Giermomentenbeiwerte
 - 2.3. Die Ruderwirkung hinter dem Schiff
 - 2.4. Gesamtkräfte und -momente am Schiffsrumpf mit Ruder
3. Kräfte und Giermomente am Überwasserschiff
4. Vereinfachte Berechnung des Anschwenkens und Stützens nach dem Ruderlegen
5. Kurshalten bei äußerem Kraftangriff
 - 5.1. Gleichgewicht der Kräfte und Giermomente bei äußerem Kraftangriff
 - 5.2. Berechnung des Gleichgewichtszustandes
6. Stationäres Drehen bei Windstille
7. Merkmale der für die Berechnung ausgewählten Schiffsklassen
8. Definition der erwünschten Steuereigenschaften
 - 8.1. Dreh- und Stützfähigkeit
 - 8.2. Kurshalten bei Seitenwind. Drehen bei Wind.
9. Übersicht über die Berechnungen
 - 9.1. Drehen und Stützen
 - 9.2. Kurshalten und Drehen bei Wind
10. Erläuterung der Berechnungsergebnisse
 - 10.1. Ruderwirksamkeit $c_{Y\delta}$ zur Erzielung normaler Dreh- u. Stützfähigkeit
 - 10.2. Erforderliche Ruderwirksamkeit zum Ausgleich des windbedingten Giermomentes bei Geradeaus- und Kurvenfahrt

11. Folgerungen aus den Berechnungsergebnissen für die Dimensionierung des Ruders
12. Zusammenfassung
13. Literaturverzeichnis
14. Symbolübersicht

Anhang

- A. Prüfung der Berechnungsergebnisse
- B. Einfluß geänderter Koeffizienten auf die Berechnungsergebnisse (Anschwenk- und Stützzeit)
- C. Hinweise zur Anwendung der Berechnungsergebnisse bei der Dimensionierung des Ruders
- D. Beispiel für Ruderdimensionierung
Einschrauben-Containerschiff.

1. Einführung

Die Steuereigenschaften eines Schiffes hängen von seiner Form, Größe und Massenverteilung, sowie von den Konstruktionsmerkmalen des Ruders ab. Oft wird nur nach der zur Verwirklichung bestimmter Steuereigenschaften erforderlichen Ruderfläche gefragt. Dabei ist diese nur eine der Einflußgrößen, die die "Ruderwirksamkeit" oder den vom Ruder aufzubringenden Giermomentenanteil (das Steuermoment) zum Ausgleich der beim Manövrieren auftretenden Momente bestimmen.

Der Umfang der vorliegenden Untersuchungen ist insofern eingeschränkt worden, daß nur die Anordnung des Ruders im Propellerstrahl betrachtet wird, wie sie für Einschraubenschiffe typisch ist, aber auch bei Zweischraubern mit Doppelruder auftritt. Es sind keine klaren, quantitativ formulierten Aussagen darüber bekannt, welche Steuereigenschaften das Ruder einem Schiff geben soll. Zweifellos soll ein Schiff kurs- oder gierstabil sein und eine genügende Dreh- und Stützfähigkeit besitzen, es soll aber andererseits bei Fahrt mit äußerem Kraftangriff (Wind, Seegang) ebenfalls bis zu bestimmten Grenzen in der Lage sein, den gewünschten Kurs zu halten oder im Wind zu drehen.

Für diese Untersuchung wurden folgende Eigenschaften des Schiffes ausgewählt, die durch ein richtig ausgelegtes Ruder gewährleistet werden sollen:

1. Die Dreh- und Stützfähigkeit, zum Ausdruck gebracht durch die dimensionslose, auf die Schiffslängen-Fahrzeit bezogene Anschwenk- und Stützzeit;
2. das Kurshalten bei Fahrt in starkem Seitenwind unter Berücksichtigung bestimmter Verhältnisse der Wind- zur Fahrtgeschwindigkeit;
3. Das Drehen durch den Wind bzw. vor dem Wind bei verschiedenen Bahnradien und Verhältnissen Wind- zu Fahrtgeschwindigkeit.

Im Seegang können ebenfalls große Giermomente auftreten. Dennoch werden die Giermomente bei starkem Seitenwind als entscheidender angesehen, da sie auch in sehr begrenztem Gewässer (Revierfahrt) mit reduzierter Fahrt auftreten, wenn das Schiff unbedingt auf Kurs gehalten werden muß.

Starker Seegang tritt dagegen i.a. im freien Seeraum auf, wenn eine Gierschwingung des Schiffes um den Sollkurs toleriert werden kann.

Es soll der Frage nachgegangen werden, welche der ausgewählten Eigenschaften letztlich für die Dimensionierung des Ruders entscheidend ist. Dabei wird auch zu prüfen sein, ob ein für Dreh- und Stützfähigkeit bzw. Kurshalten ausgelegtes Ruder ebenfalls Kursstabilität des Schiffes erwarten läßt.

Hierzu kann man die Schiffe in verschiedene Klassen einteilen:

1. schlanke Schiffe mit geringer Völligkeit, die bei geringem Massenträgheitsmoment eine große Windangriffsfläche besitzen (Fahrgast- und Fährschiffe, Marinefahrzeuge, Containerschiffe);
2. vöilige Schiffe mit großem Massenträgheitsmoment und relativ geringer Windangriffsfläche (Tanker, Massengutschiffe);
3. "normale" Schiffe (Stückgutfrachter, verschiedene Spezialschiffe).

Es leuchtet z.B. ein, daß für die Schiffe der Klasse 1 das Kurshalten mit äußerem Kraftangriff bzw. das Drehen im Wind von größerem Einfluß ist als bei Schiffen der Klasse 2.

Die in großer Zahl vorliegenden Ergebnisse von Modellversuchen mit Überwasserschiffen im Windkanal geben einen klaren Überblick über den Einfluß der Überwasserschiffsform, der Lateralfächen und der Kurswinkel zum Wind auf die Luftkräfte und -momente. Auch die Kräfte und Momente an Unterwasserschiff und Ruder sind durch veröffentlichte Untersuchungsergebnisse hinreichend bekannt.

Es wurde eine physikalisch begründete Analyse der Ergebnisse von Schrägschlepp-, Rundlauf- und Planar-Motion-Versuchen angestrebt und durchgeführt, um mit möglichst wenig Koeffizienten und Einflußfaktoren die hydrodynamischen Kräfte und Momente genügend genau in Abhängigkeit von der Unterwasserschiffsform und -größe angeben zu können.

Um die Manövrierbewegungen und Bahnkurven einzelner Schiffe auf Großrechnern vorausberechnen zu können, geht man i.a. so vor, daß man die Versuchsergebnisse nach rein mathematischen Gesichtspunkten (z.B. Taylor-Reihe) analysiert.

Man erhält eine große Anzahl von Koeffizienten, von denen ein Teil nur schwer mit den Schiffsdaten in Beziehung zu bringen ist und die sehr empfindlich auf kleine Änderungen der Schiffskonstruktion und der Versuchsbedingungen reagieren. Dennoch ist dies die genaueste Methode, um für bestimmte Schiffe die Manövrierbewegungen vorauszuberechnen. Sie ist aber für die Berechnungen der vorliegenden Untersuchung nicht geeignet, die auf einem leistungsfähigen programmierbaren Taschenrechner durchgeführt wurden.

Das Berechnungsverfahren für das Anschwenken bzw. Stützen des Schiffes nach dem Ruderlegen (als Grundlage zur Beurteilung der Dreh- und Stützfähigkeit) führt mit wenigen physikalisch begründeten Koeffizienten für die hydrodynamischen Kräfte und Momente zu brauchbaren Ergebnissen. Der Einsatz des Taschenrechners erzwang eine Beschränkung auf die wesentlichen Einflußgrößen, was aber für den Zweck dieser Arbeit kein Nachteil ist.

Aus Gründen der Vergleichbarkeit der Ergebnisse war es erforderlich, die Berechnung der Gleichgewichtslagen des Schiffes bei äußerem Kraftangriff (Wind) mit dem gleichen Satz von Koeffizienten durchzuführen (also auch nichtlineare Terme) wie die Berechnung des Anschwenkens und Stützens.

In beiden Fällen erhält man als Ergebnis einer Iterationsrechnung die erforderliche Ruderwirksamkeit zur Erzielung der gewünschten Fähigkeiten (Steuereigenschaften) des Schiffes.

Aus der erforderlichen Ruderwirksamkeit läßt sich unter Beachtung der konstruktiven Besonderheiten des Ruders (Anordnung zum Propellerstrahl und Rumpf, Schubbelastungsgrad des Propellers, Seitenverhältnis und Profilform des Ruders usw.) die erforderliche Ruderfläche ermitteln.

2. Hydrodynamische Grundlagen

2.1. Bahngleichungen des manövrierenden Schiffes

Beim manövrierenden Schiff stehen hydrodynamische und Trägheitskräfte und -momente im Gleichgewicht.

Man erhält folgende Bahngleichungen für die x-Richtung (Schiffslängsrichtung) und die y-Richtung (senkrecht dazu):

x-Richtung:

$$\dot{u} \cdot (m + m_x) - v \cdot \dot{\psi} \cdot (m + m_y) = \frac{\rho}{2} \cdot v^2 \cdot A_L \cdot c_x(\beta, \dot{\psi}, \delta_R) + T(1-t) - R_0 \quad (2.1)$$

y-Richtung:

$$\dot{v} \cdot (m + m_y) + u \cdot \dot{\psi} \cdot (m + m_x) = \frac{\rho}{2} \cdot v^2 \cdot A_L \cdot c_y(\beta, \dot{\psi}, \delta_R) \quad (2.2)$$

Die Betrachtung der Drehmomente um die (senkrechte) z-Achse durch den Gewichtsschwerpunkt G liefert die Gleichung:

$$(I + I'') \cdot \ddot{\psi} = \frac{\rho}{2} \cdot v^2 \cdot A_L \cdot L \cdot c_N(\beta, \dot{\psi}, \delta_R) \quad (2.3)$$

In diesen Gleichungen bedeuten: (vergl. Abb. 2,1)

- V (m/s) Schiffsgeschwindigkeit mit den Komponenten
 $u = V \cdot \cos\beta$ in x-Richtung;
 $v = -V \cdot \sin\beta$ in y-Richtung;
- β Driftwinkel (Winkel zwischen Bahntangente im Schwerpunkt und Schiffslängsrichtung, positiv bei Anströmung von Backbord);
- δ_R Ruderwinkel (positiv bei Backbordlage);
- ψ Kurswinkel (Lage der Schiffsachse bezüglich erdfestes Koordinatensystem);
- $\dot{u} = du/dt$; $\dot{v} = dv/dt$
 Beschleunigungen (Ableitungen nach der Zeit);
- $\dot{\psi} = d\psi/dt = r$ Drehgeschwindigkeit; $\ddot{\psi} = d^2\psi/dt^2 = \dot{r}$ Drehbeschleunigung;
- $m+m_x(t)$... Masse und hydrodynamische Masse in Längsrichtung;
- $m+m_y(t)$... Masse und hydrodynamische Masse in Seitenrichtung;
- $I+I''(t \cdot m^2)$.. Massenträgheitsmoment und hydrodynamisches Massenträgheitsmoment um die Hochachse durch G;
- $A_L = L \cdot Tg$ Lateralfläche des Unterwasserschiffes (m^2);
- c_x, c_y, c_N Beiwerte der hydrodynamischen Kräfte und Momente, abhängig von Driftwinkel, Drehgeschwindigkeit und Ruderwinkel;
- $T(1-t)-R_0$... Differenz zwischen Schub (mit Sogeeinfluß) und Schleppwiderstand.

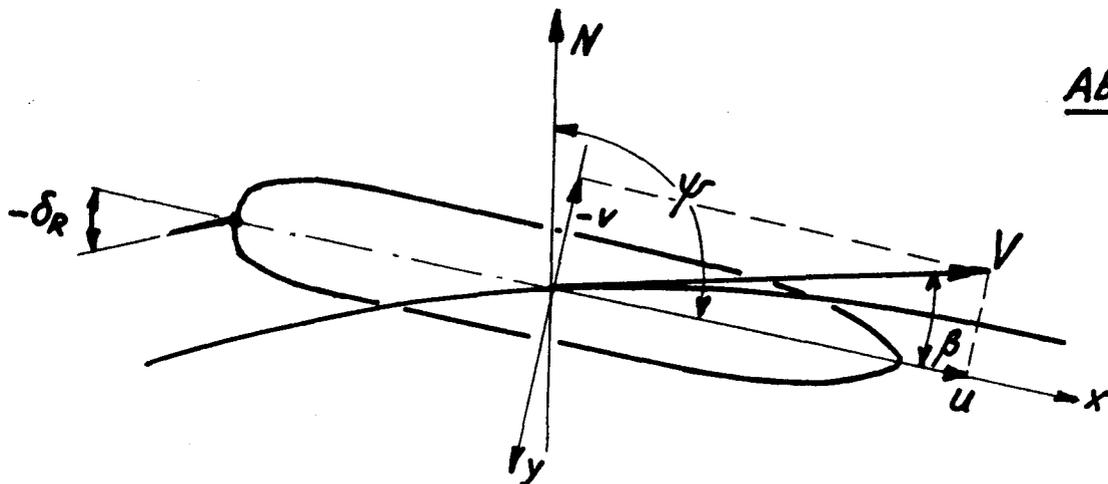


Abb. 2.1

Beachtet man $\dot{u} = \dot{V} \cdot \cos\beta - V \cdot \dot{\beta} \cdot \sin\beta$ und
 $\dot{v} = -\dot{V} \cdot \sin\beta - V \cdot \dot{\beta} \cdot \cos\beta$,

und verwendet man die Massen und Massenträgheitsmomente in dimensionsloser Form:

$$m'_1 = \frac{m+m_x}{\frac{\rho}{2} \cdot A_L \cdot L} ; \quad m'_2 = \frac{m+m_y}{\frac{\rho}{2} \cdot A_L \cdot L} \quad \text{und} \quad n_z = \frac{I+I''}{\frac{\rho}{2} \cdot A_L \cdot L^3} ,$$

so erhält man die Bahngleichungen in dimensionsloser Form

$$m'_1 \cdot \frac{L}{V^2} \cdot (\dot{V} \cdot \cos\beta - V \cdot \dot{\beta} \cdot \sin\beta) + m'_2 \cdot \frac{L}{V} \cdot r \cdot \sin\beta = c_X + \frac{T(1-t) - R_0}{\frac{\rho}{2} \cdot V^2 \cdot A_L} \quad (2.1a)$$

$$m'_1 \cdot \frac{L}{V} \cdot r \cdot \cos\beta - m'_2 \cdot \frac{L}{V^2} \cdot (V \cdot \sin\beta + V \cdot \dot{\beta} \cdot \cos\beta) = c_Y \quad (2.2a);$$

$$n_z \cdot \dot{r} \cdot \frac{L^2}{V^2} = c_N \quad (2.3a).$$

Für kleine Winkel β läßt sich vereinfacht schreiben
 (da näherungsweise $\sin\beta \approx \beta$, $\cos\beta \approx 1$):

$$m'_1 \cdot \frac{L}{V^2} \cdot (\dot{V} - V \cdot \dot{\beta} \cdot \beta) + m'_2 \cdot \frac{L}{V} \cdot r \cdot \beta = c_{X_{\text{ges}}} \quad (2.1b)$$

$$m'_1 \cdot \frac{L}{V} \cdot r - m'_2 \cdot \frac{L}{V^2} \cdot (V \cdot \beta + V \cdot \dot{\beta}) = c_Y \quad (2.2b)$$

mit $\dot{\beta} = d\beta/dt$; $\dot{r} = dr/dt = d^2\psi/dt^2$;

$$c_{X_{\text{ges}}} = c_X(\beta, r, \delta_R) + \frac{T(1-t) - R_0}{\frac{\rho}{2} \cdot V^2 \cdot A_L} .$$

2.2 Darstellung der Kräfte und Momente am Unterwasserschiff

Die Kräfte und Momente am Unterwasserteil des manövrierenden Schiffes können aus Schrägschleppversuchen (Geradeausfahrt), Rundlaufversuchen (Kurvenfahrt) bzw. auf einer Planar-Motion-Anlage ermittelt werden. Grundlegende Untersuchungen ohne Froudezahleinfluß lassen sich im Windkanal oder mit tiefgetauchten Doppelmodellen im Schlepptank durchführen.

Unterwasserschiffe sind Körper von sehr kleinem Seitenverhältnis $\Lambda = 2 \cdot Tg/L$ ca. 0,05 bis 0,15.

Die aus den Versuchen gewonnenen Kraftkomponenten werden als dimensionslose Beiwerte dargestellt, bezogen auf den Staudruck der Anströmgeschwindigkeit $q = \frac{\rho}{2} \cdot V^2$ und die Lateralfläche $A_L = L \cdot Tg$.

Das Giermoment wird üblicherweise mit Staudruck, Lateralfläche und Länge dimensionslos gemacht.

In dieser Arbeit sollen die Beiwerte in Abhängigkeit vom Driftwinkel β und der dimensionslosen Drehgeschwindigkeit $\Omega = r \cdot L/V$ mit möglichst wenig Koeffizienten dargestellt werden.

Eine physikalisch sinnvolle Analyse der Kraftbeiwerte benutzt die Hypothese, daß die Kräfte einen Anteil aus der Potentialströmung mit Zirkulation ("Wasserlinienumströmung", vergl. Thieme/1/) und einen Anteil aus dem Druckverlust in realer Flüssigkeit ("Spantumströmung") enthalten. Dies führt zu linearen und nichtlinearen Gliedern im Ansatz:

Querkraftbeiwert (senkrecht zur Anströmung)

$$c_C = c_{C\beta} \cdot \beta + c_{C\beta\beta} \cdot \beta^2 + c_{C\Omega} \cdot \Omega + c_{C\Omega\Omega} \cdot \Omega^2 ;$$

(bei den Berechnungen wird bei den quadratischen Termen $|\beta| \cdot \beta$ und $|\Omega| \cdot \Omega$ geschrieben).

Die Anteile aus der "Wasserlinienumströmung", die Koeffizienten der Linearanteile $c_{C\beta}$ und $c_{C\Omega}$, sind vom Seitenverhältnis Λ und von der Form der Wasserlinien abhängig. Der Druckverlust aus der "Spantumströmung" hängt vom Quadrat der Querstromgeschwindigkeit ab, was zu den quadratischen Gliedern $c_{C\beta\beta} \cdot \beta^2$ und $c_{C\Omega\Omega} \cdot \Omega^2$ führt. Die Koeffizienten $c_{C\beta\beta}$ und $c_{C\Omega\Omega}$ hängen von der Spantform bzw. Querschnittsform des Schiffskörpers und vom Seitenverhältnis ab. $c_{C\Omega}$ ist klein (geringer Einfluß der Drehgeschwindigkeit auf die Querströmung) und bei bezüglich Hauptspant symmetrischer Schiffsförm (Lateralplan und Spantform) gleich Null.

Der Widerstandsbeiwert (in Anströmrichtung)

$$c_D = c_{D0} + c_{DC}$$

ist bei Schräganströmung um den Querkraftwiderstandsbeiwert c_{DC} erhöht. Letzterer enthält vor allem den vom Quadrat des Querkraftbeiwertes abhängigen induzierten Widerstand. Daher ergeben sich für c_D auch Terme höheren als 2. Grades (vergl./2/).

Der für die Berechnung von Manövrierbewegungen wichtige Seitenkraftbeiwert $c_Y = c_C \cdot \cos\beta + c_D \cdot \sin\beta$ kann mit den üblichen Vereinfachungen für kleine Driftwinkel β ($\sin\beta \approx \beta$, $\cos\beta \approx 1$) geschrieben werden: $c_Y \approx c_C + c_D \cdot \beta$. Zu den linearen und quadratischen Gliedern des Querkraftbeiwertes kommen noch Glieder höherer Ordnung und weitere Mischglieder. Die sich theoretisch für diese Glieder ergebenden Koeffizienten sind klein. Daher ist zu erwarten, daß trotz ihrer Vernachlässigung eine Analyse von c_Y nach dem Ansatz

$$c_Y = c_{Y\beta} \cdot \beta + c_{Y\beta\beta} \cdot \beta^2 + c_{Y\Omega} \cdot \Omega + c_{Y\Omega\Omega} \cdot \Omega^2$$

zu guten Ergebnissen führt.

Der Beiwert des Giermomentes c_N enthält gleichfalls lineare und nichtlineare Glieder:

$$c_N = c_{N\beta} \cdot \beta + c_{N\beta\beta} \cdot \beta^2 + c_{N\Omega} \cdot \Omega + c_{N\Omega\Omega} \cdot \Omega^2.$$

Bei beiden Ansätzen sind ferner Mischglieder zu berücksichtigen (s.u.).

Die Koeffizienten der Linearanteile $c_{N\beta}$ und $c_{N\Omega}$ ergeben sich wiederum aus der Potentialströmung, die Koeffizienten der quadratischen Anteile $c_{N\beta\beta}$ und $c_{N\Omega\Omega}$ aus dem Druckverlust in zäher Strömung.

$c_{N\beta\beta}$ ist klein wegen des geringen Einflusses der Spantumströmung aus dem Driftwinkel auf das Giermoment; bei bezüglich Hauptspant symmetrischer Schiffsform ist $c_{N\beta\beta}$ gleich Null.

Wichtige Einflußgrößen auf die Koeffizienten sind hier für die Linearanteile das Seitenverhältnis und die Wasserlinienform, für die nichtlinearen Anteile neben dem Seitenverhältnis die Spant- und Stevenform.

Eine Analyse der systematischen Ergebnisse von Schrägschlepp- und Rundlaufversuchen von Eda und Crane /3/ zeigte, daß die Koppelung näherungsweise durch die Glieder $c_{Y\Omega\beta} \cdot \Omega^2 \cdot \beta$ und $c_{N\beta\Omega} \cdot \beta^2 \cdot \Omega$ vorgenommen werden kann.

Hydrodynamisch bedeutet dies, daß die Unsymmetrie bezüglich Hauptspant bei gleichzeitiger Drift und Drehung verstärkt wird: zu dem kleinen Term $c_{Y\Omega} \cdot \Omega^2$ kommt bei gleichzeitiger Drift $c_{Y\Omega\beta} \cdot \Omega^2 \cdot \beta$ hinzu, der ebenfalls kleine Term $c_{N\beta\beta} \cdot \beta^2$ wird bei gleichzeitiger Drehung um $c_{N\beta\beta} \Omega \cdot \beta^2 \cdot \Omega$ vergrößert.

Für die weitere Behandlung der Seitenkraft- und Giermomentenbeiwerte werden demnach folgende Ansätze verwendet: (der Index "H" gilt für den Schiffsrumpf)

$$c_{YH} = c_{Y\beta} \cdot \beta + c_{Y\beta\beta} \cdot \beta^2 + c_{Y\Omega} \cdot \Omega + c_{Y\Omega\Omega} \cdot \Omega^2 + c_{Y\Omega\beta} \cdot \Omega^2 \cdot \beta \quad (2.4)$$

$$c_{NH} = c_{N\beta} \cdot \beta + c_{N\beta\beta} \cdot \beta^2 + c_{N\Omega} \cdot \Omega + c_{N\Omega\Omega} \cdot \Omega^2 + c_{N\beta\beta\Omega} \cdot \beta^2 \cdot \Omega \quad (2.5)$$

Wahl der Koeffizienten der linearen und nichtlinearen Anteile der Seitenkraft- und Giermomentenbeiwerte

Die Koeffizienten lassen sich durch die Analyse der durch Modellversuche ermittelten Beiwerte gewinnen.

Sie enthalten dann auch den Einfluß des Ruders, was besonders deutlich bei seiner Anordnung hinter dem Propeller in Erscheinung tritt. Dabei ist die angewandte Versuchsmethode durchaus von Einfluß; es können sich für dasselbe Modell unterschiedliche Koeffizienten ergeben. Dadurch wird die systematische Auswertung verschiedener Versuche mit dem Ziel, die Abhängigkeit der Koeffizienten von den geometrischen Daten des Schiffsrumpfes darzustellen, erschwert.

Bei der Auswertung kommt daher einerseits den systematischen Modellversuchen (Eda und Crane 1965 /3/, Jacobs 1965 /4/, Wagner-Smitt 1971 /5/), andererseits den theoretischen Ansätzen für die Koeffizienten (Thieme 1954/1/, Jacobs 1964/4/, Norrbin 1965/6/) eine große Bedeutung zu.

Um eine möglichst genaue Wiedergabe der hydrodynamischen Kräfte und Momente in Abhängigkeit von den Schiffsdaten zu ermöglichen und dennoch die Anzahl der Koeffizienten zu beschränken, wird bei dieser Untersuchung wie folgt vorgegangen:

1. Ermittlung der Koeffizienten der Linearanteile durch Analyse der Beiwerte für verschiedene Modelle nach der Methode der kleinsten Fehlerquadrate.

2. Einbeziehung der Koeffizienten der Linearanteile aus systematischen Modellversuchen, wobei vielfach eine Umrechnung nötig wurde, wenn die Originalkoeffizienten aus einer Analyse mit anderem Ansatz für die nichtlinearen Anteile stammten.
3. Darstellung der Koeffizienten der Linearanteile in Abhängigkeit vom Seitenverhältnis Λ , dem wichtigsten Einflußfaktor, wobei in Anlehnung an theoretische Ansätze für die Koeffizienten Ausgleichsgeraden durch den Nullpunkt ermittelt wurden.
4. Bestimmung der Koeffizienten der nichtlinearen Anteile und der Koppelglieder nach systematischen Modellversuchen. Hierzu waren die von Eda und Crane /3/ mitgeteilten Ergebnisse der Serie 60 für den vorliegenden Zweck besonders geeignet.

Koeffizienten der Linearanteile

Setzt man voraus, daß bei den Modellversuchen mit laufendem Propeller die Längskräfte durch den Propellerschub nahezu ausgeglichen werden, so gilt dann wegen $c_Y \approx c_C$ auch $c_{YB} \approx c_{CB}$, $c_{Y\Omega} \approx c_{C\Omega}$ usw., d.h. die Koeffizienten der Seitenkraftbeiwerte können denen der Querkraftbeiwerte näherungsweise gleichgesetzt werden.

Koeffizient des Linearanteils der Seitenkraftbeiwerte infolge Drift c_{YB}

Die Potentialtheorie für einen schlanken Rotationskörper ohne Anhänge ergibt $c_{YB} \approx c_{CB} = 0$.

Dies steht im Widerspruch zu den Meßergebnissen in zäher Flüssigkeit. Ablösungserscheinungen verändern die Druckverhältnisse am Hinterschiff, so daß hinter dem breitesten Querschnitt keine nennenswerte Querkraft entwickelt wird.

Jones erhielt für einen Tragflügel kleinen Seitenverhältnisses:

$$c_{CB} \approx c_{YB} = \frac{\pi}{2} \cdot \Lambda \quad (\text{mit } \Lambda = 2Tg/L).$$

Messungen von Jacobs/4/ zeigten, daß diese Werte auch für schlanke Schiffskörper ohne Totholz (Skeg) achtern, also profilierte Körper von sehr kleinem Seitenverhältnis, erreicht werden. Dagegen ergeben sich für dünne Platten gleichen Seitenverhältnisses andere Koeffizienten.

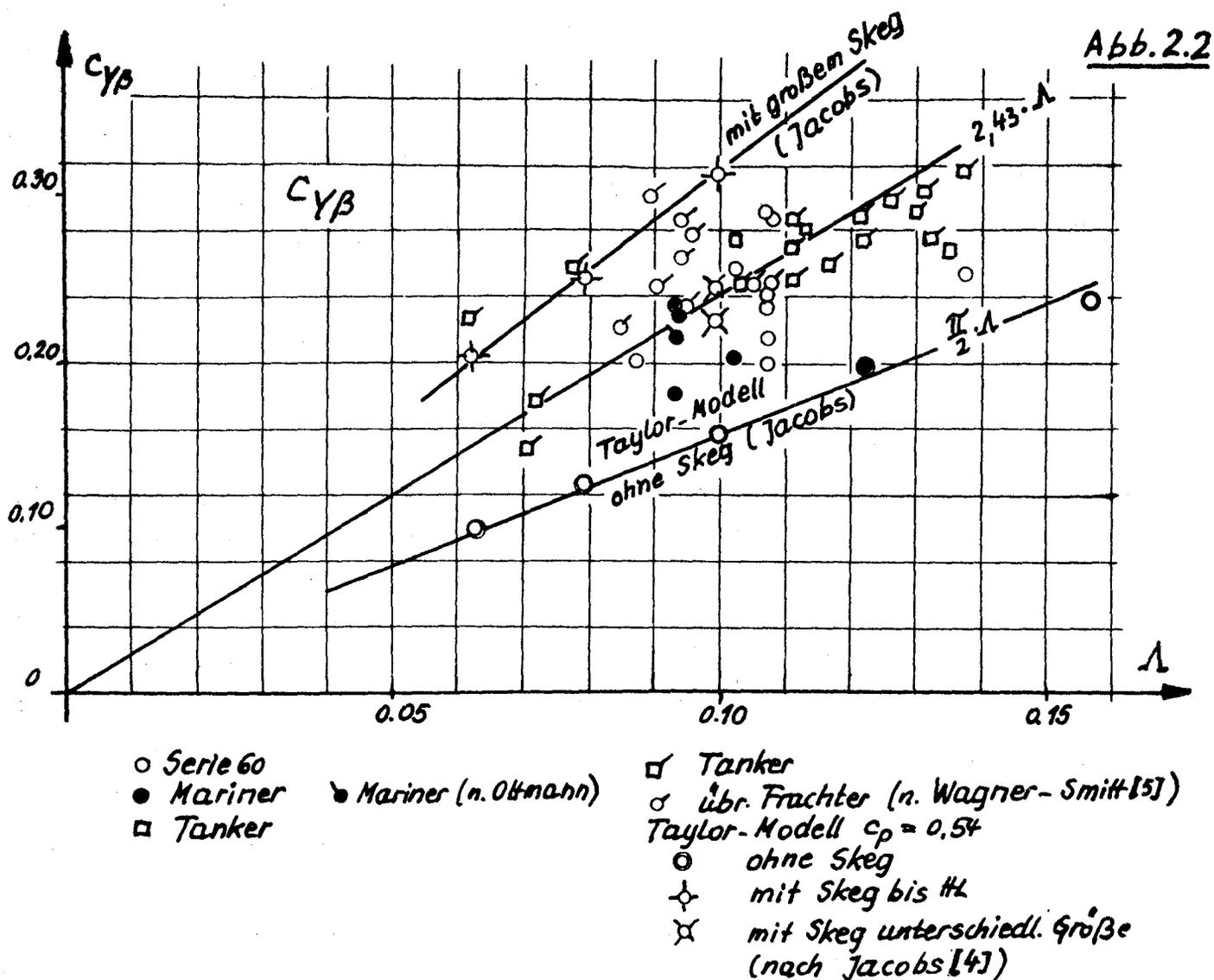
Die aus Modellversuchen gewonnenen Koeffizienten c_{YB} zeigen - trotz Streuung - einen deutlichen Anstieg mit Λ , liegen aber oberhalb der Werte nach Jones' Formel, obwohl der Einfluß des Ruders bereits eliminiert wurde.

Die Berechnungs- und Versuchsergebnisse von Jacobs/4/ zeigten deutlich, daß hierin nicht nur ein Einfluß der Wasseroberfläche zu sehen ist, sondern die Größe des achteren Totholzes von entscheidender Bedeutung ist. Daher müssen von normalen Schiffsrümpfen (mit Totholz, ohne Ruder) größere Koeffizienten erwartet werden, als sie Jones' Formel liefert.

Da es bisher wenig systematische Modellversuche zur Ermittlung der Koeffizienten der linearen und nichtlinearen Anteile von Seitenkraft- und Giermomentenbeiwerten gibt, lassen sich die Abhängigkeiten von c_B , B/Tg , Spantform usw. nicht so klar verfolgen wie die Abhängigkeit vom Seitenverhältnis. Einige Tendenzen ergeben sich aus den Versuchen von Eda und Crane/3/: danach wird c_{YB} mit wachsendem c_B und B/Tg größer. Das Verhältnis L/B ist von geringem Einfluß auf c_{YB} , während bei ausgeprägter V-Spant-Form c_{YB} geringer wird.

Verschiedene Versuche zeigten den Einfluß der Froudezahl (Graff 1936/7/), Norrbin 1964/6/, Wagner 1968/2/): Danach nimmt c_{YB} mit wachsender Froudezahl ab.

Da aus den Versuchsergebnissen hervorging, daß nahezu immer mit abnehmendem Koeffizienten des Linearanteils c_{YB} der Koeffizient des nichtlinearen Anteils c_{YBB} zunimmt und umgekehrt, können sich aus der Nichtbeachtung dieser (noch verhältnismäßig unklaren) Abhängigkeiten keine großen Fehler ergeben. Es soll daher nur die Abhängigkeit $c_{YB} = f(\Lambda)$ beachtet werden, gültig für mittlere Froudezahlen.



In Abb. 2.2 sind die ermittelten und für Rumpfe ohne Ruder gültigen Werte c_{YB} über λ aufgetragen. Zum Vergleich wurden auch die Ergebnisse von Jacobs (Taylormodell $c_p = 0,54$) und die Werte c_{YB} für eine große Anzahl von Frachtschiffen unterschiedlicher Völligkeit nach PMM-Versuchen von Wagner-Smitt/5/ mit eingetragen. Erwartungsgemäß liegen die Koeffizienten für normale Schiffsrumpfe (mit mittlerem Totholz) zwischen den Werten nach Jacobs ohne Totholz und mit großem Totholz bis zum HL. Wie erwähnt, ist die Streuung der aufgetragenen Koeffizienten nicht nur auf die geometrischen Besonderheiten der Modelle (Völligkeitsgrad, Spantcharakter, B/Tg usw.) zurückzuführen, sondern hat z.T. auch seine Ursache in der Versuchsmethode und der Auswertung.

Näherungsweise lassen sich die Koeffizienten c_{YB} mit einer durch den Ursprung verlaufenden Ausgleichsgeraden wiedergeben:

$$c_{YB} = 2,43 \cdot \Lambda \quad (45 \text{ Modelle von Frachtschiffen unterschiedlicher Völligkeit}).$$

Die Berücksichtigung nichtlinearer Abhängigkeiten von Λ führte zu keiner besseren Wiedergabe der Koeffizienten c_{YB} . Dies gilt auch für $c_{Y\Omega}$, c_{NB} und $c_{N\Omega}$.

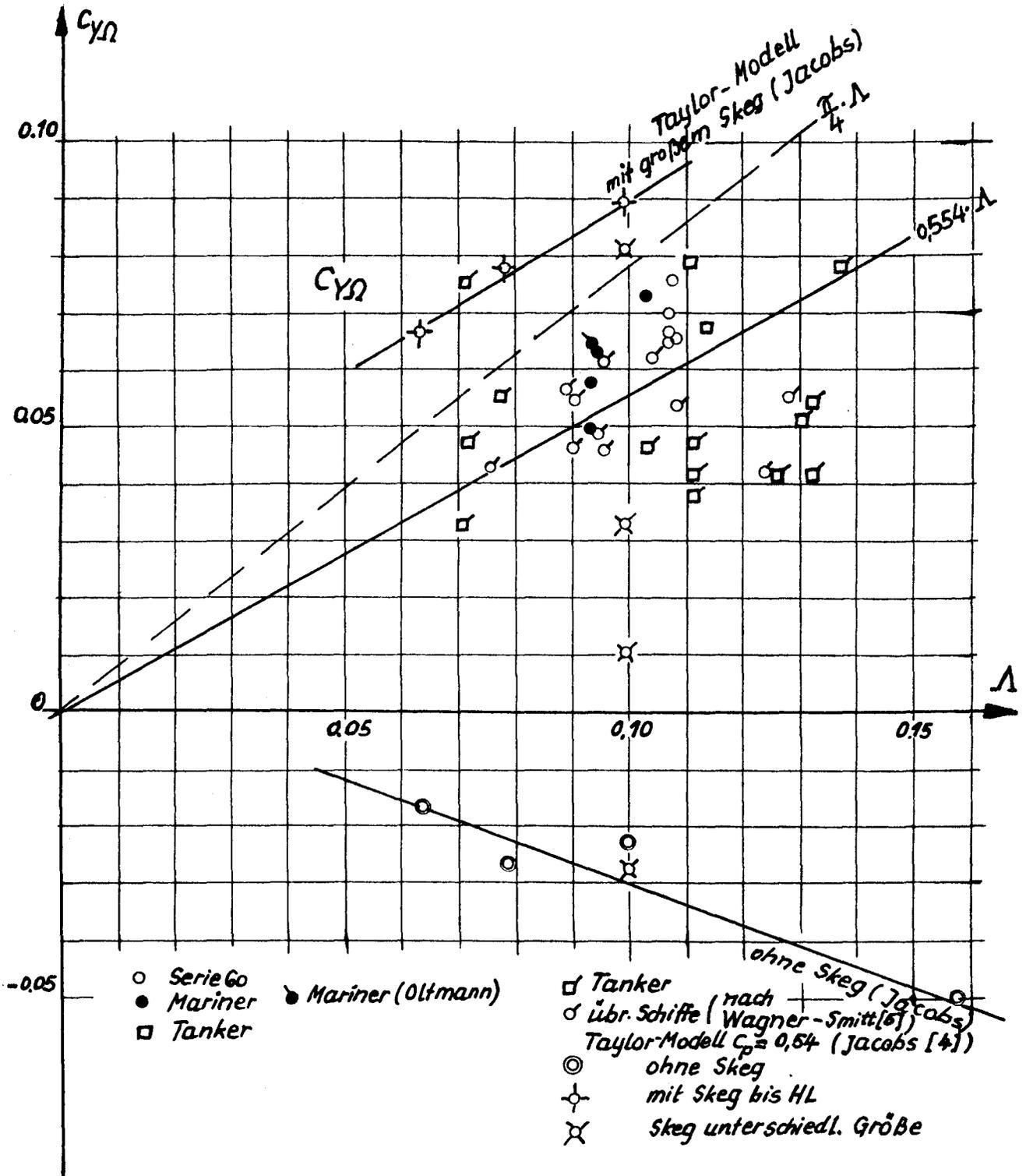
Koeffizient des Linearanteils der Seitenkraftbeiwerte infolge Drehung $c_{Y\Omega}$.

Die vereinfachte Potentialtheorie liefert für einen schlanken Rotationskörper ohne Anhänge im linearisierten Bereich großer Drehkreisradien $c_{Y\Omega} = 0$, wenn der Körper symmetrisch zu Mitte Schiff ist. Jacobs/4/ fand für einen realen Schiffskörper ohne Anhänge (Taylormodell $c_p = 0,54$) $c_{Y\Omega} < 0$, gut wiedergegeben durch die Beziehung $c_{Y\Omega} = - \frac{x_p}{L} \cdot c_{YB}$ (hierin ist x_p der Abstand des Lateralschwerpunktes vom Gewichtsschwerpunkt und bringt die Asymmetrie bezüglich Mitte Schiff zum Ausdruck). In der gleichen Arbeit wurde gezeigt, daß durch Totholz am Heck ein positiver Seitenkraftanteil hinzugefügt wird, so daß i.a. $c_{Y\Omega} > 0$ wird.

Thieme/1/ gibt für einen Tragflügel mit sehr kleinem Seitenverhältnis $c_{Y\Omega} = \frac{\pi}{4} \cdot \Lambda$ an; dieser Wert wird durch Jacobs' Ergebnisse für sehr großes Totholz bis zum HL noch übertroffen.

Trägt man die Koeffizienten $c_{Y\Omega}$ für verschiedene Schiffsrümpfe über Λ auf, so wird die mit Λ steigende Tendenz bestätigt, es zeigt sich jedoch, daß normalerweise $c_{Y\Omega} < \frac{\pi}{4} \cdot \Lambda$ ist; vergl. Abb. 2.3.

Abb. 2.3



Eine näherungsweise Darstellung dieses Koeffizienten ermöglicht die Ausgleichsgerade (gültig für normales Totholz):

$$c_{Y\Omega} = 0,554 \cdot \Lambda \quad (36 \text{ Frachtschiffsmodelle}).$$

Die Ergebnisse streuen stark, was auf zusätzliche Einflußgrößen hinweist. Soweit nachprüfbar, zeigen nach unten herausfallende Werte große nicht-lineare Anteile $c_{Y\Omega} \cdot \Omega^2$; bei weit nach oben herausfallenden Werten $c_{Y\Omega}$ ist $c_{Y\Omega}$ sogar negativ. Die tatsächliche Totholzgröße ist hier von besonderem Einfluß.

Bei der Ermittlung von $c_{Y\Omega}$ müssen die Meßwerte für die drehungsbedingten Massenkräfte korrigiert werden, was ebenfalls zu der größeren Streuung dieses Koeffizienten beitragen mag.

Koeffizient des Linearanteils des Giermomentenbeiwertes infolge Drift c_{NB}

Die Potentialtheorie für zur Schiffsmitte symmetrische Rotationskörper ohne Anhänge liefert hier (im Gegensatz zu c_{YB}) nicht Null, sondern $c_{NB} = m_2' - m_1'$, das "Munksche Moment".

Für einen realen, zur Schiffsmitte nicht symmetrischen Schiffskörper ohne Anhänge zeigte sich, daß Berechnungen von Jacobs/4/ nach $c_{NB} = (m_2' - m_1') + (x_P/L) \cdot c_{YB}$ durch Messungen an Taylormodellen mit $c_P = 0,54$ ohne Totholz bestätigt wurden.

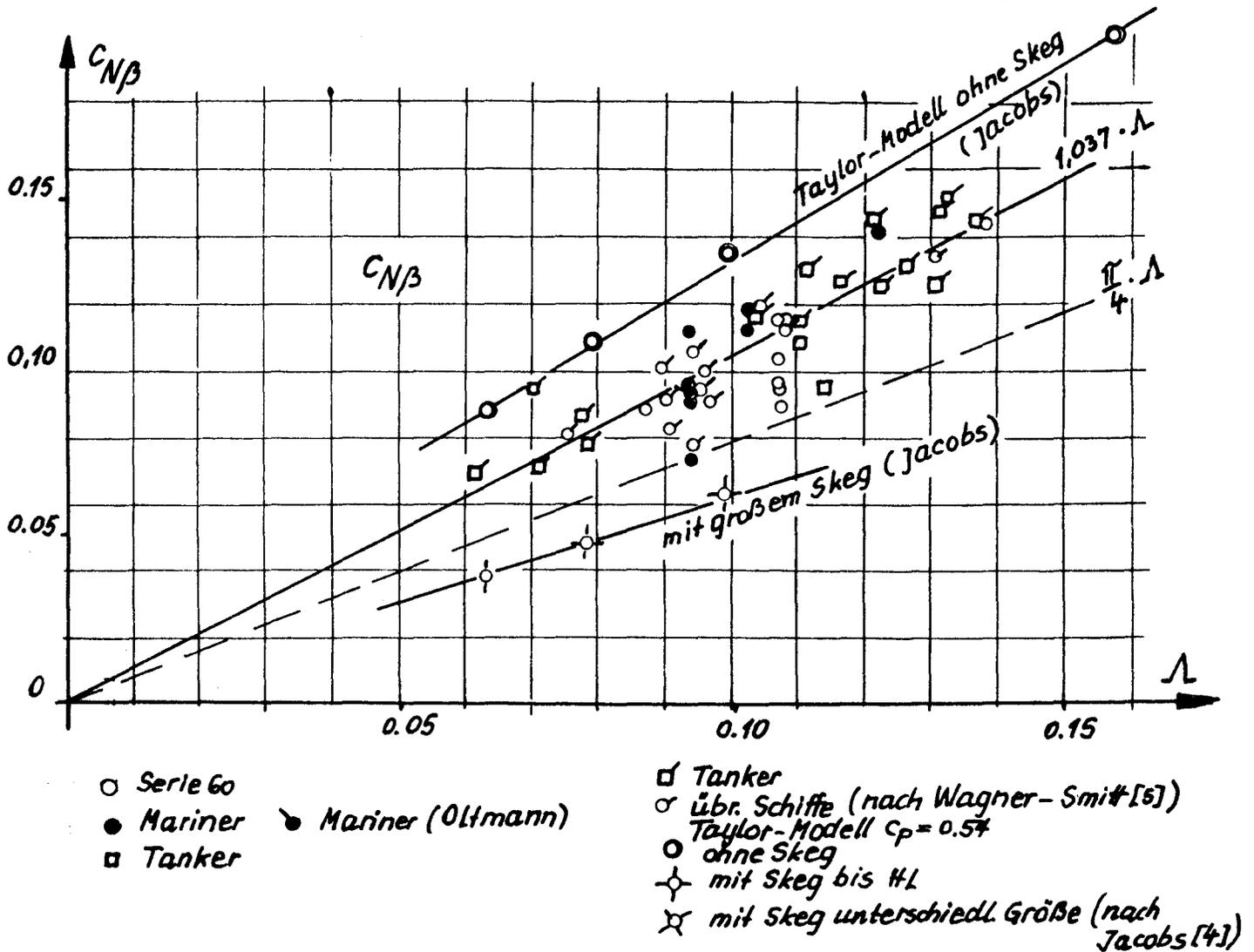
Totholz am Heck reduziert den Koeffizienten c_{NB} , da hierdurch bei positivem β ein linksdrehendes Moment bewirkt wird. Berechnungs- und Meßergebnisse von Jacobs für einen Rumpf mit verschieden großem Totholz zeigen dies deutlich.

Thieme /1/ gibt für einen Tragflügel von sehr kleinem Seitenverhältnis $c_{NB} = \frac{\pi}{4} \cdot \Lambda$ an, wobei praktisch die Seitenkraft am VL des Rumpfes wirkt (Unterdruckspitze, Bubble am Vorschiff).

Trägt man die durch Analyse von Meßergebnissen an Schiffsmodellen ermittelten Koeffizienten c_{NB} über dem Seitenverhältnis Λ auf, nachdem der Einfluß des Ruders eliminiert wurde, so liegen diese zwischen den Werten nach Jacobs mit großem Totholz und ohne Totholz, wie es auch erwartet werden durfte, aber oberhalb der Geraden $c_{NB} = \frac{\pi}{4} \cdot \Lambda$.

Auch dieser Koeffizient ist sicher von der genauen Stevenkontur und Totholzgröße abhängig, was die Streuung der Koeffizienten erklärt (vergl. Abb. 2.4).

Abb. 2.4



Die Koeffizienten für 47 Frachtschiffsmodelle lassen sich durch die Ausgleichsgerade

$$c_{N\beta} = 1,037 \cdot \Lambda \text{ annähern.}$$

Koeffizient des Linearanteils des Giermomentenbeiwertes infolge Drehung $c_{N\Omega}$

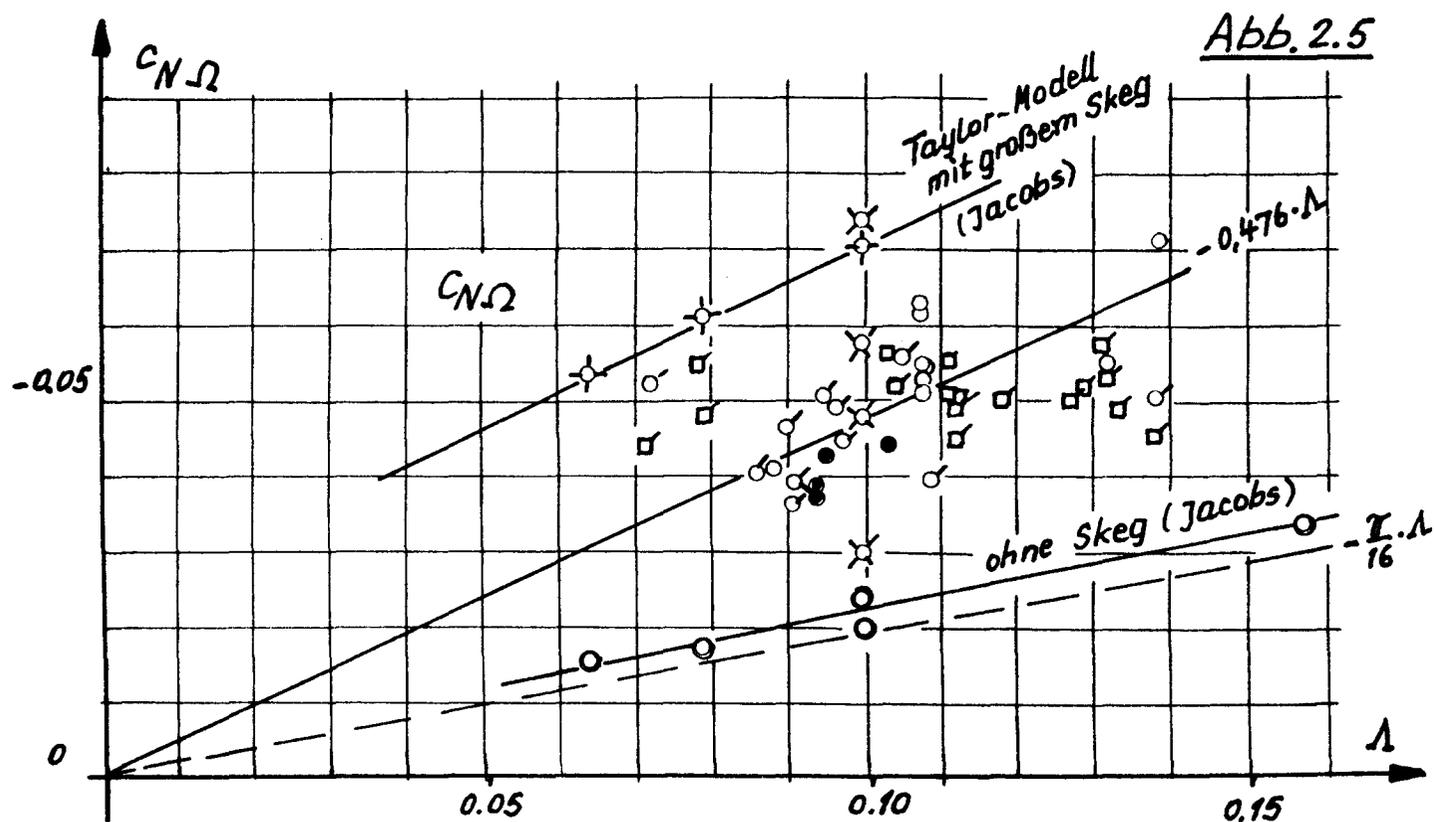
Nach der Potentialtheorie ergibt sich für diesen Koeffizienten bei einem zur Mitte symmetrischen Rotationskörper ohne Totholz Null, wenn die Drehung Ω klein ist.

Dagegen gibt Thieme /1/ für einen Tragflügel von sehr kleinem Seitenverhältnis $c_{N\Omega} = -\frac{\pi}{16} \cdot \Lambda$ an.

Jacobs /4/ berechnete unter Beachtung der Asymmetrie des Schiffsrumpfes in realer Strömung (Änderung des Anströmwinkels im Druckpunkt, Asymmetrie der hydrodynamischen Zusatzmasse infolge Drehung) negative Koeffizienten ähnlicher Größe und bestätigte sie durch Messungen an einem Taylormodell ohne Totholz.

Berechnungen und Messungen zeigten auch bei diesem Koeffizienten den großen Einfluß des Totholzes achtern, der eine Verstärkung der negativen rückdrehenden Momente bewirkt.

Die aus der Analyse von Rundlauf- und PMM-Versuchen gewonnenen Koeffizienten $c_{N\Omega}$ für Schiffsrümpfe ohne Ruder liegen, über Λ aufgetragen, erwartungsgemäß zwischen den Begrenzungsgeraden nach Jacobs mit und ohne Totholz, vergl. Abb. 2.5.



Sie werden durch die Ausgleichsgerade

$$c_{N\Omega} = -0,476 \cdot \Lambda \text{ angenähert (42 Frachtschiffsmodelle unterschiedlicher Völligkeit).}$$

Koeffizienten der nichtlinearen Glieder und der Koppelglieder

Koeffizient des nichtlinearen Anteils der Seitenkraftbeiwerte infolge Drift c_{YBB}

Von den Koeffizienten der nichtlinearen, sich aus dem Druckverlust infolge Spantumströmung des driftenden und mit Drehung fahrenden Schiffsrumpfes ergebenden Glieder ist dies der größte. Er tritt auch bei symmetrischer Schiffsförm auf.

Theoretisch ist $c_{YBB} \approx c_{CBB}$ gleich dem Querwiderstandsbeiwert $c_{DC\infty}$ eines schlanken Körpers mit dem Seitenverhältnis $\Lambda = 0$, dessen Querschnitt dem mittleren Schiffsquerschnitt entspricht (vergl. Thieme /1/).

$c_{DC\infty}$ nimmt folgende Werte an:

- scharfkantiger Querschnitt, rechteckige Spantform: 2,03
- scharfkantiger Querschnitt, dreieckige Spantform: 1,54
- runder Querschnitt, unterkritisch: 1,20.

Die mit 90° Anströmwinkel ermittelten Querwiderstandsbeiwerte c_{D90° liegen für Körper mit $\Lambda > 0$, wie es für Schiffsrumpfe infrage kommt, niedriger.

Hierzu einige Meßergebnisse:

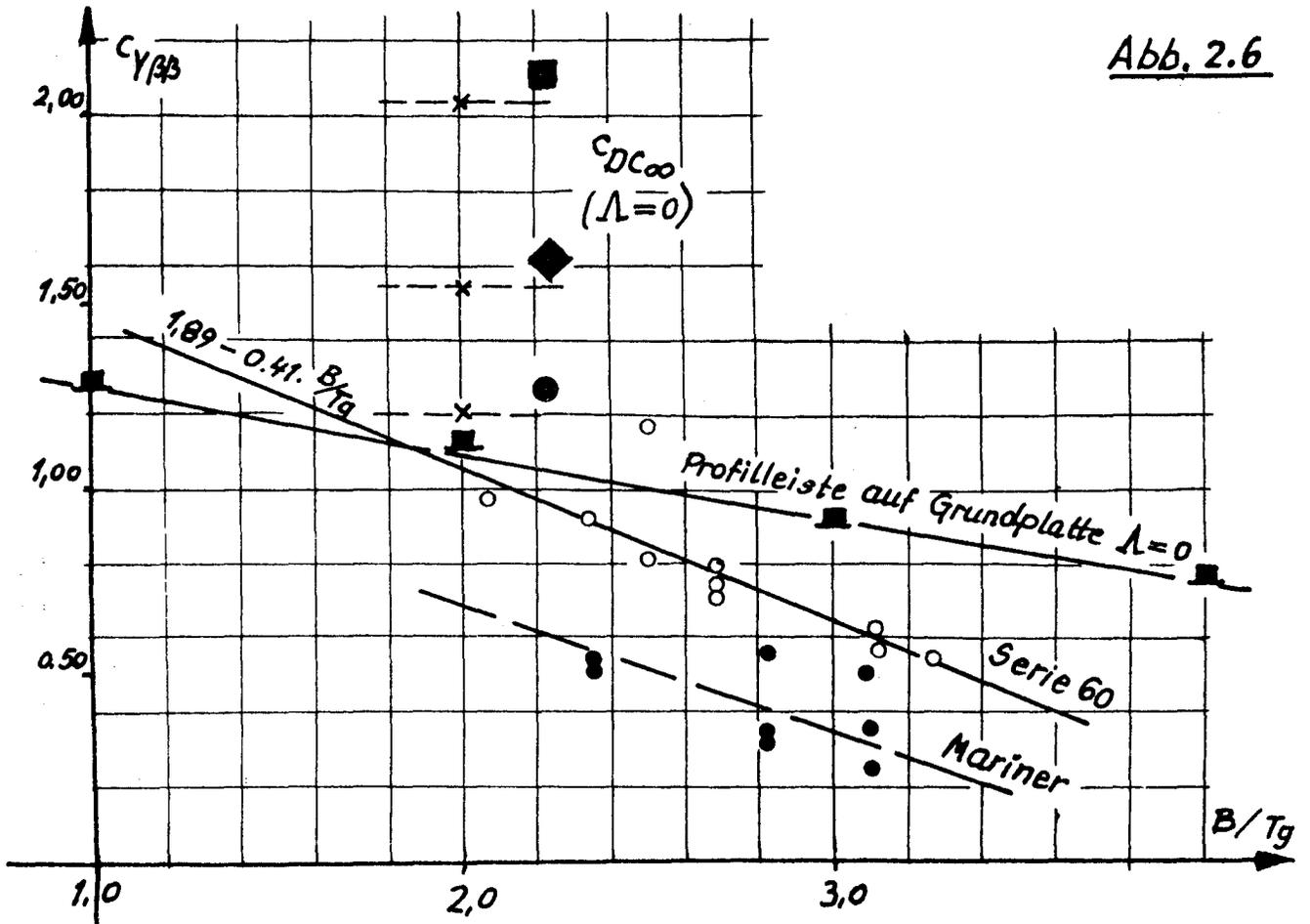
Prisma, Rechteckquerschnitt	$\Lambda = 0,20$	$c_{D90^\circ} = 1,54$
Doppel-Dreieck-Querschnitt	$\Lambda = 0,28$	= 0,92
Kreiszyylinder, unterkritisch	$\Lambda = 0,10$	= 0,82
	$\Lambda = 0,20$	= 0,74
Spantflächenkörper, scharfkantig	$\Lambda = 0,10$	= 1,31
	$\Lambda = 0,20$	= 1,17
Rechteckplatte	$\Lambda = 0,20$	= 1,20
Schiffskörper	$\Lambda = 0,10/0,15$	= 0,50/ 0,80.

Da Schiffskörper angenähert rechteckige, dreieckige und gerundete Spanten haben, müßte also theoretisch c_{YBB} - je nach der mittleren wirksamen Spantkontur - entsprechend den angegebenen Werten für $c_{DC\infty}$ zwischen 1,20 und 2,03 liegen, und zwar unabhängig vom Seitenverhältnis. Eine Darstellung $c_{YBB} = f(\Lambda)$ ist daher wenig sinnvoll und zeigt auch nur, daß die durch Auswertung von Schrägschleppversuchen gewonnenen Werte c_{YBB} meist weit unter 1,0 liegen und streuen.

Ergebnisse systematischer Versuche zeigen dagegen den Einfluß des Verhältnisses B/Tg in der Art, daß c_{YBB} mit wachsendem B/Tg kleiner wird.

In dieser Arbeit wird eine mit den Ergebnissen von Eda und Crane /3/ für die Serie 60 ermittelte Ausgleichsgerade (vergl. Abb. 2.6)

$$c_{YBB} = 1,89 - 0,41 \cdot \frac{B}{Tg} \text{ benutzt (mit Beachtung von } c_{YBB} \geq 0,20).$$



Weitere Einflußgrößen (Spantcharakter, Aufkimmung, Anteil des Totholzes, Stevenkontur) sollen nicht beachtet werden, da die Bedeutung dieses Koeffizienten deutlich gerin-ger ist als die der linearen Anteile.

Der Theorie entsprechend ergeben sich besonders hohe Werte c_{YBB} mit Balkenkiel, bei extremer V-Form der Spanten und bei langem kastenförmigem parallelem Mittelschiff mit sehr kleinem Kimmradius und ebenem Boden. Mit zunehmender Froudezahl wurde ein Anwachsen von c_{YBB} festgestellt, das aber - wie erwähnt - mit einem Absinken der Koeffizienten der Linearanteile verbunden ist.

Die Koeffizienten der nichtlinearen Anteile $c_{Y\Omega}$, c_{NBB} und $c_{N\Omega}$.

Diese Koeffizienten sind klein, und sie werden durch den arbeitenden Propeller beeinflusst.

$c_{Y\Omega}$ und c_{NBB} sind durch die Asymmetrie des Schiffskörpers bezüglich Mitte Schiff bedingt.

Thieme /1/ weist auf den Zusammenhang zwischen $c_{N\Omega}$ und dem Querwiderstandsbeiwert $c_{DC\infty}$ hin: $c_{N\Omega} = - c_{DC\infty} / 32$.

Setzt man $c_{DC\infty} = 1,0$ (gerundete Spantform), so erhält man $c_{N\Omega} = - 0,0313$, was gut mit Modellversuchsergebnissen übereinstimmt.

Aus den systematischen, von Eda und Crane/3/ mitgeteilten Untersuchungsergebnissen wurden für normale Schiffsförmungen mit arbeitendem Propeller folgende Koeffizienten errechnet (Mittelwerte):

$$\begin{aligned}c_{NBB} &= 0,0915 \\c_{Y\Omega} &= 0,020 \\c_{N\Omega} &= - 0,030.\end{aligned}$$

Größere Abweichungen von diesen Mittelwerten wurden nur dann festgestellt, wenn ebenfalls Abweichungen bei den Koeffizienten der Linearanteile nach Ausgleichsgerade (im entgegengesetzten Sinn) auftraten.

Koeffizienten der Koppelglieder $c_{Y\Omega B}$ und $c_{NBB\Omega}$.

Eda und Crane /3/ benutzten zur Koppelung zwischen Drift und Drehung die Glieder $c_{YBB\Omega} \cdot B^2 \cdot \Omega$ und $c_{Y\Omega B} \cdot \Omega^2 \cdot B$ bzw. $c_{NBB\Omega} \cdot B^2 \cdot \Omega$ und $c_{N\Omega B} \cdot \Omega^2 \cdot B$. Die Koeffizienten hatten folgende Größe:

$$\begin{aligned}c_{YBB\Omega} &= - 2,54 \text{ bis } 1,86 \quad (\text{Mittelwert} - 0,311) \\c_{Y\Omega B} &= 0,732 \text{ bis } 2,14 \quad (\text{Mittelwert } 1,283) \\c_{NBB\Omega} &= - 1,59 \text{ bis } - 0,86 \quad (\text{Mittelwert} - 1,37) \\c_{N\Omega B} &= - 0,114 \text{ bis } 0,306 \quad (\text{Mittelwert} - 0,137).\end{aligned}$$

Wie ersichtlich, schwanken $c_{YBB\Omega}$ und $c_{N\Omega B}$ stark um Null, während die anderen Koeffizienten in engeren Grenzen variieren.

Zur Vereinfachung der Koppelung zwischen Drift und Drehung wurden die Koppelglieder in der Weise umgerechnet, daß die dominierenden Glieder $c_{Y\Omega B} \cdot \Omega^2 \cdot B$ bzw. $c_{NBB\Omega} \cdot B^2 \cdot \Omega$ jeweils den Einfluß beider Glieder möglichst gut wiedergeben. Die dadurch geänderten Koeffizienten nehmen folgende Werte an:

$$c_{Y\Omega\beta} = 0,67 \text{ bis } 1,64 \quad (\text{Mittelwert } 1,12)$$

$$c_{N\beta\Omega} = - 0,73 \text{ bis } - 1,16 \quad (\text{Mittelwert } - 0,985).$$

Bei den Berechnungen wurden diese Mittelwerte $c_{Y\Omega\beta} = 1,12$ und $c_{N\beta\Omega} = - 0,985$ zur Koppelung von Drift und Drehung benutzt.

2.3. Die Wirkung des Ruders hinter dem Schiff

Die Ruderwirkung wird von der Ruderseitenkraft Y_R (senkrecht zur Schiffs-längsrichtung) bestimmt. Diese stimmt näherungsweise mit der Ruderquerkraft C_R überein: (s.u.!)

$$C_R = c_{CR} \cdot \frac{\rho}{2} \cdot V_R^2 \cdot A_R \quad \text{mit } A_R = \text{Ruderfläche (m}^2\text{);}$$

$$V_R = \text{mittlere Ruderanströmgeschwindigkeit (m/s);}$$

$$c_{CR} = f(\text{Ruderform; } \alpha_R) = \text{Querkraftbeiwert.}$$

Im Querkraftbeiwert c_{CR} kommen die Besonderheiten der Ruderkonstruktion zum Ausdruck: Art und Dicke des Profils, effektives Seitenverhältnis, Gestaltung der Ober- und Unterkante.

Das Ruder liegt einerseits im Nachstrom des Schiffsrumpfes, andererseits wenigstens teilweise im Propellerstrahl, so daß i.a. die mittlere Ruderanströmgeschwindigkeit V_R von der Fahrtgeschwindigkeit abweicht.

Das Wasser strömt dem Propeller mit der mittleren Geschwindigkeit $V_A = V \cdot (1 - w)$ zu. Die Nachstromziffer w kann in Abhängigkeit von Formparametern des Rumpfes nach herkömmlichen Verfahren bestimmt werden.

Die einfache Strahltheorie nach Rankine ergibt in Abhängigkeit vom Schubbelastungsgrad $c_{Th} = T / (\frac{\rho}{2} \cdot V_A^2 \cdot A_0)$ folgende Strahlzusatzgeschwindigkeit weit hinter dem Propeller:

$$V_j = V_A \cdot (\sqrt{c_{Th} + 1} - 1) ;$$

Am Ort des Propellers bzw. Ruders ist die Zusatzgeschwindigkeit geringer; man schreibt

$$V_j = k_m \cdot V_A \cdot (\sqrt{c_{Th} + 1} - 1) ; \quad (2.6)$$

k_m wurde von Gutsche berechnet /8/ und hängt wie folgt vom Abstand x zwischen Propellerebene und Mitte Ruderschaft ab:

x/D	0	0,50	1,00
k_m	0,50	0,88	0,96

Damit wird die mittlere Anströmgeschwindigkeit des Ruders im Propellerstrahl:

$$V_{RS} = V_A + V_j = V_A \cdot \left[1 + k_m \cdot (\sqrt{c_{Th} + 1} - 1) \right] \quad (2.7)$$

Die außerhalb des Propellerstrahls liegende Ruderfläche wird näherungsweise mit $V_A = V \cdot (1 - w)$ angeströmt. Hierbei ist die örtlich wirksame Nachstromziffer zu verwenden.

Zweckmäßigerweise wird bei der Ermittlung der vom Propellerstrahl beaufschlagten Ruderfläche A_{RS} die Strahlkontraktion hinter dem Propeller berücksichtigt. Wendet man die Kontinuitätsgleichung an, so erhält man für den Strahldurchmesser am Ort des Ruders

$$D_R = D \cdot \sqrt{\frac{1 + 0,5 \cdot (\sqrt{c_{Th} + 1} - 1)}{1 + k_m \cdot (\sqrt{c_{Th} + 1} - 1)}} \quad \text{und } A_{RS} \approx D_R \cdot l_R$$

(l_R = mittlere Profillänge)

Die Ruderkraft hängt vom Quadrat der mittleren Anströmgeschwindigkeit des teilweise im Propellerstrahl liegenden Ruders ab.

Hierfür erhält man aus

$$V_R^2 \cdot A_R = V_{RS}^2 \cdot A_{RS} + V_A^2 \cdot (A_R - A_{RS})$$

$$V_R^2 = V^2 \cdot (1-w)^2 \cdot \left\{ 1 + \frac{A_{RS}}{A_R} \cdot \left(\left[1 + k_m \cdot (\sqrt{c_{Th} + 1} - 1) \right]^2 - 1 \right) \right\} \quad (2.8)$$

Somit gilt für die Ruderquerkraft

$$C_R = c_{CR} \cdot \frac{\rho}{2} \cdot V_R^2 \cdot A_R$$

$$= c_{CR} \cdot \frac{\rho}{2} \cdot V^2 \cdot A_R \cdot (1-w)^2 \cdot \left\{ 1 + \frac{A_{RS}}{A_R} \cdot \left(\left[1 + k_m \cdot (\sqrt{c_{Th} + 1} - 1) \right]^2 - 1 \right) \right\} \quad (2.9)$$

Der Einfluß des Propellerstrahls ist durch den Inhalt der geschweiften Klammer gegeben.

Ruderanteil an der gesamten Seitenkraft von "Rumpf mit Ruder"

Der Anströmwinkel α_R bestimmt die Größe der Kraftbeiwerte des Ruders und ergibt sich aus dem Ruderwinkel δ_R (negativ bei Steuerbordrunderlage) und dem wirksamen Driftwinkel β_R am Ort des Ruders (positiv bei Anströmung von Backbord) mit dem Einfluß der Drehung Ω und der Schubbelastung:

$$\alpha_R = \delta_R + \beta_R ;$$

Ohne den Einfluß des Propellerstrahls erhält man bei der dimensionslosen Drehgeschwindigkeit Ω am Heck

$$\beta_H = \beta + \Omega/2$$

Wie ändert die Strahlzusatzgeschwindigkeit V_j den Driftwinkel und die wirksame Anströmrichtung des Ruders im Propellerstrahl ?

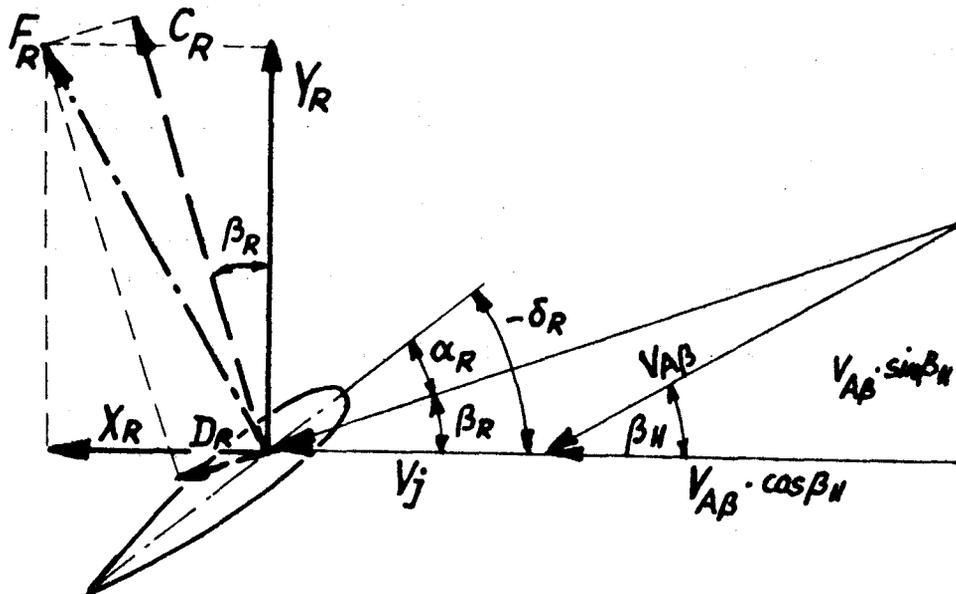


Abb. 2.7

Aus Abb. 2.7 geht hervor: $\beta_R \approx \tan \beta_R = \frac{V_{AB} \cdot \sin \beta_H}{V_j + V_{AB} \cdot \cos \beta_H}$,

für kleine β_H also $\beta_R \approx \frac{\beta_H}{V_j/V_{AB} + 1}$,

mit $V_j/V_{AB} = k_m \cdot (\sqrt{c_{Th} + 1} - 1)$ kann man also schreiben:

$$\beta_R = \frac{\beta_H}{k_m \cdot (\sqrt{c_{Th} + 1} - 1) + 1} \quad (2.10)$$

Genügend weit hinter dem Propeller ($k_m = 1$) erhält man also

$$\beta_R \approx \frac{\beta_H}{\sqrt{c_{Th} + 1}} = \frac{\beta + \Omega/2}{\sqrt{c_{Th} + 1}} \quad (2.10a)$$

Damit wird der Anströmwinkel am Ort des Ruders näherungsweise

$$\alpha_R = \delta_R + \frac{\beta + \Omega/2}{\sqrt{c_{Th} + 1}} \quad (2.11)$$

Anmerkung: Bei dieser vereinfachten Darstellung wurden nicht berücksichtigt:

- a) der tatsächliche Abstand des Ruders von der Propellerebene (Korrekturfaktor k_m , nach Gutsche) ;
- b) die Teilbeaufschlagung der Ruderfläche: da nur ein Teil der Ruderfläche im Propellerstrahl liegt, müßte der mittlere Strahleinfluß auf β_R etwas geringer sein als angenommen;
- c) die Umlenkwirkung des Rumpfes am Heck mit der Tendenz, den dort wirksamen Driftwinkel zu verringern.

Die Einflüsse b) und c) wirken gegeneinander, so daß nur eine gleichzeitige Berücksichtigung beider Einflüsse sinnvoll wäre.

Abschätzung der Einflüsse a) und b):

Berücksichtigt man, daß außerhalb des Propellerstrahls $\beta_R = \beta_H$ ist, so erhält man den Mittelwert $\beta_{R(m)}$ aus dem Ansatz

$$\beta_{R(m)} = \beta_R \cdot \frac{A_{RS}}{A_R} + \beta_H \cdot \left(1 - \frac{A_{RS}}{A_R}\right) ;$$

nach einigen Umformungen unter Beachtung des Zusammenhanges zwischen β_R und β_H im Propellerstrahl (s.o.) ergibt sich

$$\beta_{R(m)} = \beta_H \cdot \left(1 - \frac{k_m \cdot (\sqrt{c_{Th} + 1} - 1)}{k_m \cdot (\sqrt{c_{Th} + 1} - 1) + 1} \cdot \frac{A_{RS}}{A_R}\right) = \beta_H \cdot k_1$$

In diesem Ausdruck sind weitere von der Ruderkonstruktion und der Ruderanordnung zum Propellerstrahl abhängige Größen enthalten.

Um den Reduktionsfaktor $k_1 = \beta_{R(m)}/\beta_H$ abschätzen und mit dem verwendeten Reduktionsfaktor $k_2 = 1/\sqrt{c_{Th} + 1}$ vergleichen zu können, wird angenommen: $k_m = 0,90$; $A_{RS}/A_R = 0,80$.

Man erhält:

c_{Th}	k_1	$k_2 = 1/\sqrt{c_{Th}+1}$	c_{Th} (Ersatz)
1,0	0,783	0,707	0,631
2,0	0,682	0,577	1,150
3,0	0,621	0,500	1,593
4,0	0,579	0,447	1,983

Die Berücksichtigung der genannten Einflüsse wirkt sich wie eine Minderung des wirksamen Schubbelastungsgrades aus; man erhält größere wirksame Driftwinkel am Ort des Ruders. Man müßte die Schubbelastungsgrade ersatzweise auf etwa die Hälfte reduzieren, um mit k_2 eine Driftwinkelreduzierung entsprechend k_1 zu erhalten. Da die Umlenkung des Rumpfes diesem Effekt entgegenwirkt und außerdem der Faktor k_1 weitere noch unbekanntes Größen enthält, wird in dieser Arbeit die näherungsweise Korrektur des Driftwinkels nach $\beta_R = \beta_H/\sqrt{c_{Th}+1}$ vorgenommen.

Bei den späteren Berechnungen muß der Schubbelastungsgrad für die untersuchten Schiffstypen geschätzt werden. Hierbei wird auch die Auswirkung eines verminderten Schubbelastungsgrades auf die Ergebnisse geprüft.

Beiwert der Ruderseitenkraft:

Mit dem Querkraftbeiwert c_{CR} (senkrecht zur Anströmrichtung) und dem Widerstandsbeiwert c_{DR} (in Anströmrichtung) erhält man als Beiwert der Ruderseitenkraft c_{YR} (senkrecht zur Mittschiffsebene)

$$c_{YR} = c_{CR} \cdot \cos\beta_R - c_{DR} \cdot \sin\beta_R .$$

Unter vereinfachenden Annahmen (kleine wirksame Driftwinkel β_R am Ort des Ruders; Ausgleich der Längskräfte durch den Propellerschub) stimmen c_{CR} und c_{YR} nahezu überein:

$$c_{YR} \approx c_{CR} \text{ und damit auch } \frac{\partial c_{YR}}{\partial \alpha_R} \cdot \alpha_R \approx \frac{\partial c_{CR}}{\partial \alpha_R} \cdot \alpha_R .$$

Der Anstieg des Ruderquerkraftbeiwertes mit dem Anströmwinkel α_R

$\frac{\partial c_{CR}}{\partial \alpha_R} = c_{CR}\alpha \approx c_{YR}\alpha$ ergibt sich aus Versuchen mit Rudermodellen von unterschiedlichem Seitenverhältnis $\Lambda_R = h_R^2 / A_R$ und verschiedener Profilform bzw. aus theoretischen Berechnungen.

Die Potentialtheorie liefert für einen Tragflügel mit $\Lambda = \infty$ einen Anstieg des Querkraftbeiwertes $c_{C\alpha} = 2\pi$.

Für endliche Seitenverhältnisse ergeben sich wesentlich geringere Anstiege. Für ideale Flüssigkeit erhält man nach der Traglinientheorie bei elliptischer Auftriebsverteilung (bzw. Querkraftverteilung)

$$c_{C\alpha} = \frac{2\pi \cdot \Lambda}{2 + \Lambda} = \frac{2\pi}{2/\Lambda + 1} \quad (\text{vergl./9/}).$$

Diese Formel liefert für $\Lambda > 3$ gute Ergebnisse.

In realer Flüssigkeit ist der Querkraftanstieg geringer.

Bei kleineren Seitenverhältnissen erhält man mit der Tragflächentheorie bei kontinuierlicher Belegung der Oberfläche mit Wirbeln Werte für $c_{C\alpha}$, die besser mit Meßergebnissen übereinstimmen. Bei sehr kleinen Seitenverhältnissen ($\Lambda < 1$) kann auch Jones' Formel verwendet werden ($c_{C\alpha} = \frac{\pi}{2} \cdot \Lambda$).

Albring /9/ (Abb. 9.7, S.111) gibt 2 Kurven von Krienes und Wieghardt $c_{C\alpha} = f(\Lambda)$ an, die gut mit Meßergebnissen übereinstimmen und denen auch die empirische Kurve nach SNAME Principles of Naval Architecture /10/ (S.501-503; Fig. 41) entspricht:

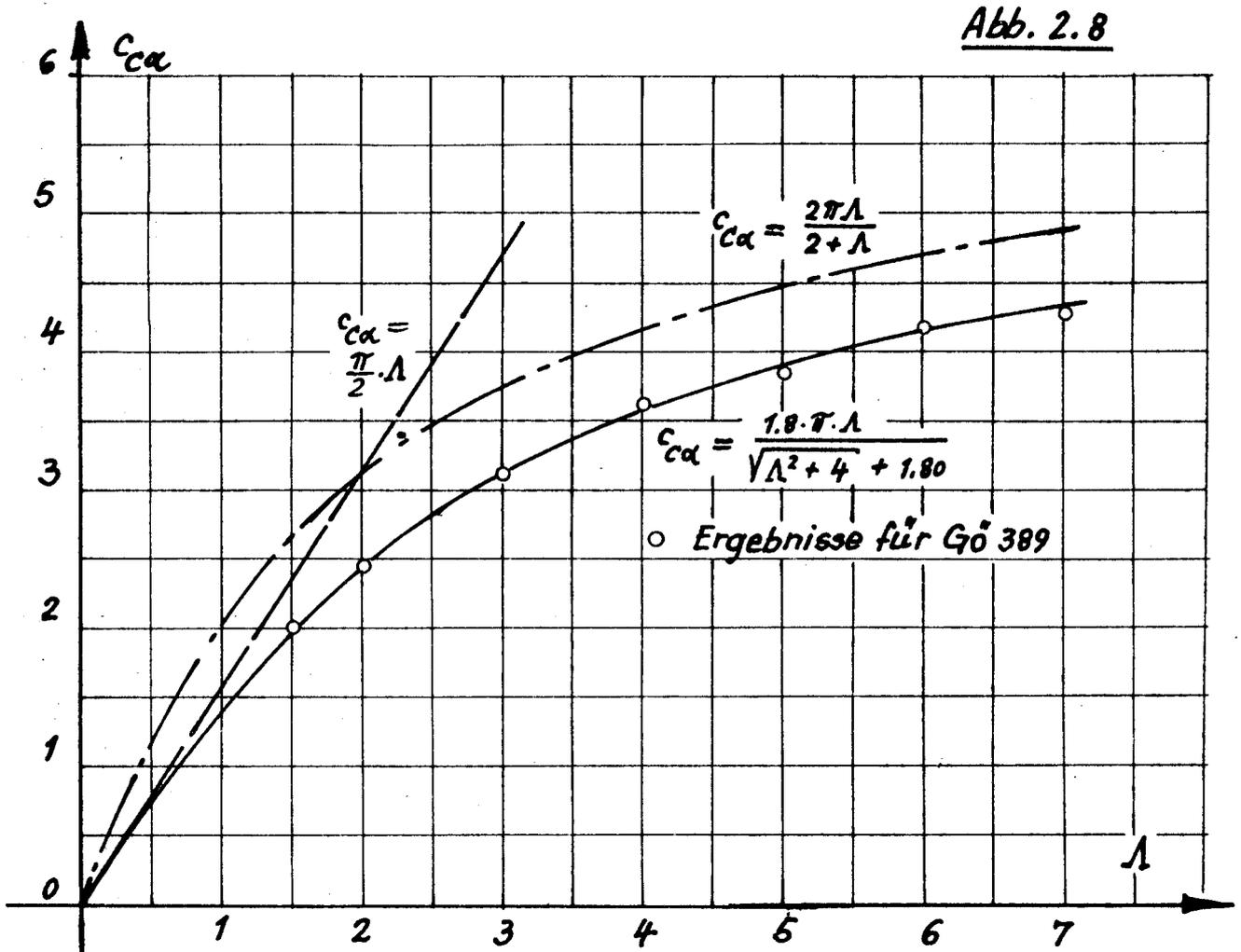
$$c_{C\alpha} = \frac{1,8 \cdot \pi \cdot \Lambda}{\sqrt{\Lambda^2 + 4} + 1,8}.$$

In Abb. 2.8 sind verschiedene Beziehungen $c_{C\alpha} = f(\Lambda)$ dargestellt. Einzusetzen ist immer das effektive Seitenverhältnis des Ruders. Dieses kann bei Vermeidung der Umströmung der Oberkante z.B. doppelt so groß wie das geometrische Seitenverhältnis werden. In der Praxis dürften sich durch enge Spalte zwischen Ruderoberkante und Heckkontur bzw. Gillungsflosse Λ_{eff} ca. $1,5 \cdot \Lambda_{\text{geom}}$ erreichen lassen.

Sogenannte Hochleistungsrunder mit verstellbaren Klappen an der Hinterkante (z.B. Becker-Ruder) bzw. Rotoren an der Vorderkante (Jastram-Rotor-Ruder) weisen wesentlich größere Querkraftanstiege auf, als ihrem geometrischen Seitenverhältnis entspricht. Sie sind z.T. auf das Doppelte vergrößert. Dies kann durch einen Erhöhungsfaktor bei der Ruderberechnung berücksichtigt werden.

Im Anhang C sind Hinweise über den Spalteinfluß und mögliche Erhöhungsfaktoren bei Hochleistungsrudern gegeben.

Nichtlineare Effekte werden am Ruder nicht berücksichtigt. Sie sind hier von wesentlich geringerer Bedeutung als beim Schiffsrumpf. Versuchsergebnisse zeigen im Bereich nicht zu großer Ruderanströmwinkel α_R , die beim manövrierenden Schiff meist bedeutend geringer als die Ruderwinkel sind, einen nahezu linearen Anstieg der Ruderquerkraft. Es entspricht daher der vereinfachten in dieser Arbeit angewandten Berechnungsmethode, diese nichtlinearen Anteile der Ruderkraft zu vernachlässigen.



Für den Ruderanteil an der Seitenkraft gilt:

$$Y_R = c_{YR} \cdot \frac{\rho}{2} \cdot v_R^2 \cdot A_R = \frac{dc_{YR}}{d\alpha_R} \cdot \alpha_R \cdot \frac{\rho}{2} \cdot v_R^2 \cdot A_R$$

$$Y_R = \frac{dc_{YR}}{d\alpha_R} \cdot \alpha_R \cdot \left(\frac{v_R}{V}\right)^2 \cdot \frac{\rho}{2} \cdot v^2 \cdot \frac{A_R}{L \cdot Tg} \cdot L \cdot Tg \quad (2.12)$$

$$Y_R = c'_{YR} \cdot \frac{\rho}{2} \cdot v^2 \cdot L \cdot Tg,$$

$$\text{wobei } c'_{YR} = c'_{YR\alpha} \cdot \alpha_R = \frac{dc_{YR}}{d\alpha_R} \cdot \alpha_R \cdot \left(\frac{v_R}{V}\right)^2 \cdot \frac{A_R}{L \cdot Tg} \quad (2.13)$$

der auf Fahrtgeschwindigkeit und Lateralfläche des Schiffes bezogene Ruderseitenkraftbeiwert ist.

Nach Gl. (2.8) ist

$$\left(\frac{V_R}{V}\right)^2 = (1-w)^2 \cdot \left\{ 1 + \frac{A_{RS}}{A_R} \cdot \left(\left[1+k_m \cdot (\sqrt{c_{Th}+1} - 1) \right]^2 - 1 \right) \right\},$$

so daß die "Ruderwirksamkeit" $c'_{YR\alpha}$, der Anstieg des auf Fahrtgeschwindigkeit und Lateralfläche des Schiffes bezogenen Ruderseitenkraftbeiwertes, folgendermaßen geschrieben werden kann:

$$c'_{YR\alpha} = \frac{dc_{YR}}{d\alpha_R} \cdot \frac{A_R}{L \cdot Tg} \cdot (1-w)^2 \cdot \left\{ 1 + \frac{A_{RS}}{A_R} \cdot \left(\left[1+k_m \cdot (\sqrt{c_{Th}+1} - 1) \right]^2 - 1 \right) \right\} \quad (2.14)$$

Ruderanteil am Giermoment

Es entspricht der vereinfachten Betrachtung in dieser Arbeit, wenn man die Ruderkraft im Abstand $L/2$ hinter dem Drehpunkt des Schiffes annimmt. Dann wird der Ruderanteil am Giermoment (positiv rechtsherum)

$$N_R = c'_{NR} \cdot \frac{\rho}{2} \cdot V^2 \cdot L^2 \cdot Tg = - Y_R \cdot \frac{L}{2} \quad (2.15)$$

Eine negative Ruderseitenkraft Y_R (Ruder nach Steuerbord gelegt) bewirkt ein positives Giermoment.

Damit gilt auch

$$c'_{NR} = - c'_{YR} \cdot \frac{1}{2} = - \frac{c'_{YR\alpha}}{2} \cdot \alpha_R; \quad (2.16)$$

$$c'_{NR\alpha} = - c'_{YR\alpha} / 2.$$

2.4. Gesamtkräfte und -momente am Schiffsrumpf mit Ruder

Die Beiwerte der auf die Lateralfläche $A_L = L \cdot Tg$ und den Staudruck der Fahrtgeschwindigkeit $\frac{\rho}{2} \cdot V^2$ bezogenen Anteile der Seitenkraft lauten:

$$\text{Rumpf} \quad c_{YH} = c_{YB} \cdot \beta + c_{Y\beta\beta} \cdot \beta^2 + c_{Y\Omega} \cdot \Omega + c_{Y\Omega\Omega} \cdot \Omega^2 + c_{Y\Omega\beta} \cdot \Omega^2 \cdot \beta \quad (2.4)$$

$$\text{Ruder} \quad c'_{YR} = c'_{YR\alpha} \cdot \alpha_R = c'_{YR\alpha} \cdot \left(\delta_R + \frac{\beta}{\sqrt{c_{Th}+1}} + \frac{\Omega}{2\sqrt{c_{Th}+1}} \right) \quad (2.13)$$

Man kann daher zusammenfassend schreiben:

$$c_Y = c_{YH} + c_{YR}^i$$

$$= \left(c_{YB} + \frac{c_{YR\alpha}^i}{\sqrt{c_{Th}+1}} \right) \cdot \beta + c_{YBB} \cdot \beta^2 + \left(c_{Y\Omega} + \frac{c_{YR\alpha}^i}{2\sqrt{c_{Th}+1}} \right) \cdot \Omega$$

$$+ c_{Y\Omega\Omega} \cdot \Omega^2 + c_{Y\Omega\Omega\beta} \cdot \Omega^2 \cdot \beta + c_{YR\alpha}^i \cdot \delta_R ;$$

Setzt man $\underline{c_{YR\alpha}^i} = c_Y \delta$; $c_{YB}^i = c_{YB} + \frac{c_Y \delta}{\sqrt{c_{Th}+1}}$ und

$$c_{Y\Omega}^i = c_{Y\Omega} + \frac{c_Y \delta}{2\sqrt{c_{Th}+1}} ,$$

so wird

$$c_Y = c_{YB}^i \cdot \beta + c_{YBB} \cdot \beta^2 + c_{Y\Omega}^i \cdot \Omega + c_{Y\Omega\Omega} \cdot \Omega^2 + c_{Y\Omega\Omega\beta} \cdot \Omega^2 \cdot \beta + c_Y \delta \cdot \delta_R$$

(2.17)

Die Koeffizienten der Linearanteile enthalten also den Rudereinfluß.

Für die Giermomentenbeiwerte ergibt sich entsprechend

Rumpf $c_{NH} = c_{NB} \cdot \beta + c_{NBB} \cdot \beta^2 + c_{N\Omega} \cdot \Omega + c_{N\Omega\Omega} \cdot \Omega^2 + c_{NBB\Omega} \cdot \beta^2 \cdot \Omega ;$

(2.5)

Ruder $c_{NR}^i = - \frac{c_{YR\alpha}^i}{2} \cdot \alpha_R = - \frac{c_{YR\alpha}^i}{2} \cdot \left(\delta_R + \frac{\beta}{\sqrt{c_{Th}+1}} + \frac{\Omega}{2\sqrt{c_{Th}+1}} \right) ;$

(2.16)

zusammengefaßt also

$$c_N = c_{NH} + c_{NR}^i$$

$$= \left(c_{NB} - \frac{c_{YR\alpha}^i}{2\sqrt{c_{Th}+1}} \right) \cdot \beta + c_{NBB} \cdot \beta^2 + \left(c_{N\Omega} - \frac{c_{YR\alpha}^i}{4\sqrt{c_{Th}+1}} \right) \cdot \Omega + c_{N\Omega\Omega} \cdot \Omega^2$$

$$+ c_{NBB\Omega} \cdot \beta^2 \cdot \Omega - \frac{c_{YR\alpha}^i}{2} \cdot \delta_R ;$$

man setzt wiederum: $c_{YR\alpha}^i = c_Y \delta$; $c_{N\delta} = \frac{-c_Y \delta}{2}$;

=====

$$c_{NB}^i = c_{NB} - \frac{c_Y \delta}{2\sqrt{c_{Th}+1}} \quad \text{und}$$

$$c_{N\Omega}^i = c_{N\Omega} - \frac{c_Y \delta}{4\sqrt{c_{Th}+1}} ,$$

so erhält man

$$c_N = c_{NB}^i \cdot \beta + c_{NBB} \cdot \beta^2 + c_{N\Omega}^i \cdot \Omega + c_{N\Omega\Omega} \cdot \Omega^2 + c_{NBB\Omega} \cdot \beta^2 \cdot \Omega + c_{N\delta} \cdot \delta_R$$

(2.18)

Bei der Analyse der am Rumpf mit Ruder gemessenen Kräfte und Momente ist in den Koeffizienten c_{YB}^i , $c_{Y\Omega}^i$, c_{NB}^i und $c_{N\Omega}^i$ der Rudereinfluß enthalten. Um die für den Rumpf ohne Ruder geltenden Koeffizienten der Linearanteile zu erhalten, ist zu rechnen:

$$c_{YB} = c_{YB}^i - \frac{c_{Y\delta}}{\sqrt{c_{Th}+1}} ; \quad c_{NB} = c_{NB}^i + \frac{c_{Y\delta}}{2 \sqrt{c_{Th}+1}} ;$$

$$c_{Y\Omega} = c_{Y\Omega}^i - \frac{c_{Y\delta}}{2 \sqrt{c_{Th}+1}} ; \quad c_{N\Omega} = c_{N\Omega}^i + \frac{c_{Y\delta}}{4 \sqrt{c_{Th}+1}} .$$

3. Kräfte und Giermomente am Überwasserschiff

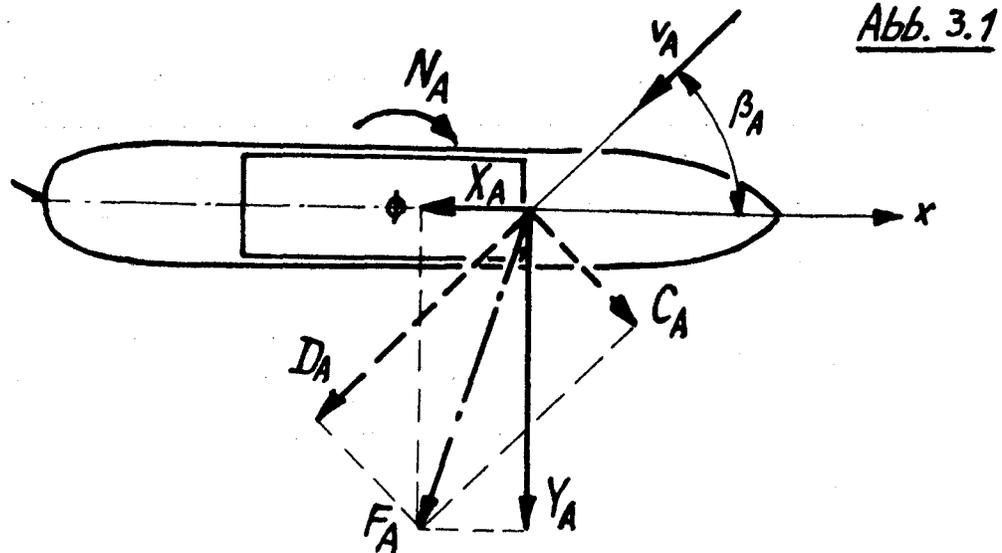
Hier kann auf grundlegende Untersuchungen am Institut für Schiffbau mit umfangreichen Versuchsergebnissen zurückgegriffen werden (Wagner 1967/11/). In neuerer Zeit wurde das Datenmaterial durch Ergebnisse zahlreicher weiterer Versuche mit Supertanker-, Containerschiffsmodellen usw. ergänzt (/12/, /13/).

Zur Ermittlung von Gleichgewichtslagen des Schiffes mit seitlichem Winddruck werden benötigt:

$$\text{Luftseitenkraft } Y_A = c_{YA} \cdot \frac{\rho_A}{2} \cdot v_A^2 \cdot A_{LA} \quad (\text{positiv nach Steuerbord});$$

$$\text{Luftgiermoment } N_A = c_{NA} \cdot \frac{\rho_A}{2} \cdot v_A^2 \cdot A_{LA} \cdot L_{OA} \quad (\text{positiv rechtsdrehend})$$

mit A_{LA} = Windangriffsfläche, Lateralfäche über Wasser;
 L_{OA} = Länge über Alles des Überwasserschiffes;
 $\frac{\rho_A}{2} \cdot v_A^2$ = Staudruck der scheinbaren Windgeschwindigkeit v_A ;
 c_{YA} , c_{NA} = dimensionslose Beiwerte von Luftseitenkraft und -giermoment, durch Windkanalversuche in Abhängigkeit vom Schräganströmwinkel β_A zu ermitteln (vergl. Abb. 3.1)



Luftquerkraft C_A und Luftwiderstand D_A ergeben die Resultierende F_A , deren seitliche Komponente Y_A , die Luftseitenkraft, bezüglich $L/2$ das Giermoment N_A bewirkt.

Als wichtige Einflußgrößen für c_{YA} und c_{NA} wurden erkannt:

Das Seitenverhältnis $2 \cdot A_{LA} / L_{OA}^2$, sowie die Verhältnisse L_{OA}/B und A_{LA}/A_{XA} (Überwasserlateralfläche/Lufthauptspant).

Weiter sind zu nennen:

Rumpfform, Lage und Form des Brückenfrontschottes, Aufbauentyp (Aufspaltung in Teilaufbauten), Länge und Höhe der Back, Art und Umfang des Ladegeschrirs und besonderer Ausrüstung, Trimm und Krängung.

Das Überwasserschiff ist ein Körper von kleinem Seitenverhältnis, der sich wiederum aus Teilkörpern unterschiedlicher aerodynamischer Eigenschaften zusammensetzt (Rümpfe als langgestreckte Körper, ferner gedrungene Körper und reine Widerstandskörper, z.B. Deckshäuser und Masten). Die Vielzahl der Kombinationsmöglichkeiten dieser Teilkörper erschwert die theoretische Analyse der Versuchsergebnisse c_{YA} , $c_{NA} = f(\beta_A)$. Es kann kein analytischer Ausdruck angegeben werden, der mit erträglichem Aufwand die Beiwerte genügend genau darstellt. Das ist für die vorliegende Untersuchung auch nicht erforderlich.

Es lassen sich für jeden Schiffstyp charakteristische Verläufe c_{YA} bzw. $c_{NA} = f(\beta_A)$ tabellarisch oder grafisch angeben. Diese können zur Ermittlung der Gleichgewichtslagen des Schiffes bei seitlichem Windangriff benutzt werden, bei denen man folglich von einem bestimmten "aerodynamischen Driftwinkel" β_A ausgehen muß.

Die vorliegende Untersuchung erstreckt sich auf Stückgutfrachter und Tanker in verschiedenen Beladungszuständen, Containerschiffe sowie Fahrgast- und Fährschiffe.

Die Übersicht auf den folgenden Seiten zeigt die Seitenansichten und die wesentlichen Parameter dieser Schiffstypen.

Die näherungsweise auf homogene Anströmung umgerechneten Beiwerte von Seitenkraft und Giermoment sind in Abb. 3.2 bis 3.4 über β_A aufgetragen dargestellt.

Die Seitenkraftbeiwerte c_{YA} streuen bei den einzelnen Schiffstypen und Beladungszuständen nur wenig. Die maximalen Werte treten i.a. zwischen β_A gleich 50° und 130° auf; sie liegen bei Stückgutfrachtern zwischen 0,80 und 0,90, bei Tankern zwischen 0,70 und 0,80 und bei Schiffen mit wenig gegliedertem Lateralplan (Fahrgast- und Containerschiffe) zwischen 0,80 und 1,00.

Der Giermomentenbeiwert c_{NA} wird in Größe und Verlauf über β_A in starkem Maße von der Lage der Aufbauten und ihrem Anteil an der gesamten Überwasserlateralfläche beeinflusst. Daher unterscheiden sich hierin die einzelnen Schiffstypen wesentlich mehr als bei den Seitenkraftbeiwerten.

Stückgutfrachter (Abb. 3.2) zeigen bei Mittschiffsaufbau ein größeres nach Lee drehendes vorderes Giermomentenmaximum bei β_A ca. $40^\circ - 50^\circ$ und ein kleineres, negatives, nach Luv drehendes Giermomentenminimum bei Anströmung schräg nach achtern ($\beta_A = 130^\circ - 140^\circ$). Bei achterlichem Aufbau wandert der Druckpunkt nach hinten, wodurch sich das vordere leedrehende Maximum abschwächt und das hintere luvdrehende "Minimum" verstärkt. Diese Tendenz tritt natürlich beim beladenen Schiff deutlicher in Erscheinung als bei Ballastfahrt.

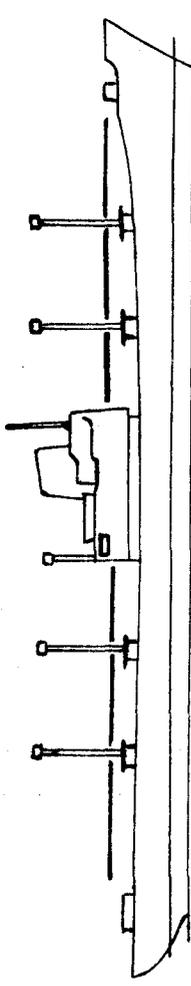
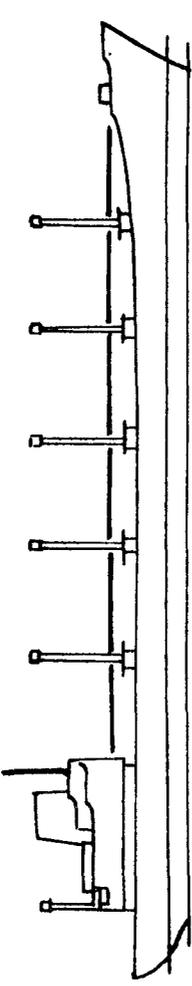
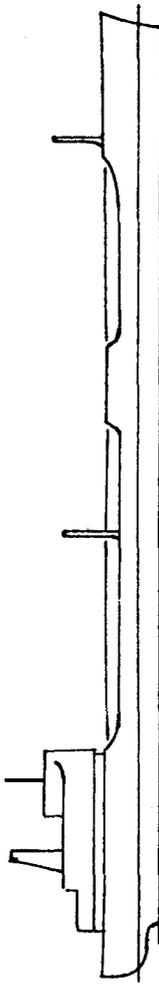
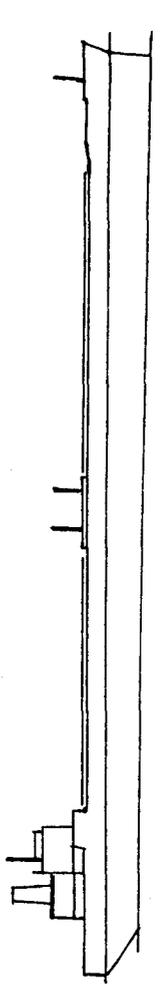
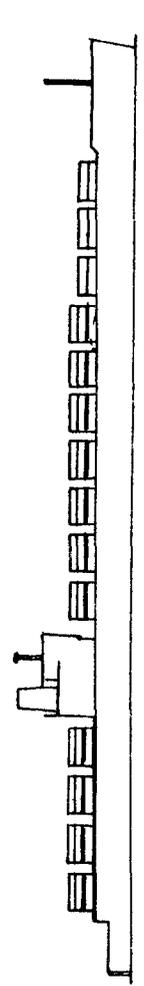
Bei Tankern (Abb. 3.3) ist das luvdrehende Minimum bei β_A ca. $130^\circ - 140^\circ$ etwa doppelt so groß wie das vordere leedrehende Maximum des Giermomentenbeiwertes. Beim beladenen Supertanker treten stets luvdrehende Giermomente auf.

Fahrgast- und Fährschiffe (Abb. 3.4) zeigen ähnlich große lee- wie luvdrehende Extremwerte des Giermomentenbeiwertes, während bei Containerschiffen die nach Luv drehenden Minima wiederum den doppelten Betrag der nach Lee drehenden Maxima bei vorlicher Anströmung zeigen.

Als Beispiel für ein Schiff mit großer, vor der Schiffsmittle konzentrierter Lateralfläche, wie sie für viele Spezialschiffe typisch ist, wurden die Beiwerte des Forschungsschiffes "METEOR" in Abb. 3.4 mit eingetragen. Sie zeigen wie erwartet ein starkes Übergewicht des vorderen leedrehenden Giermomentenmaximums.

In /11/ sind einige Hinweise auf den Einfluß des Seitenverhältnisses $2A_{LA}/L_{OA}^2$ auf die Kraftbeiwerte enthalten, vergl. Abb. 26b in /11/; diese wurden bei der durch die Variation des Lateralflächenverhältnisses notwendigen Extrapolation der Beiwerte auf andere Seitenverhältnisse beachtet.

In /11/ konnte ebenfalls eine deutliche Abhängigkeit der Druckpunktlage von der Lage des Lateralschwerpunktes festgestellt werden (vergl. Abb. 30 in /11/). Für die vorliegende Untersuchung wurde die Druckpunktwanderung bei Variation des Lateralflächenverhältnisses von Frachtschiffen mit Aufbau hinten durch Interpolation zwischen den Beiwerten für "Ballast" und "beladen" berücksichtigt.

Typ	L _{ca} B	2 A _{1A} L _{ca}		Quelle	Image
		8,03	0,1112 0,1490		
Frachtschiff 10000 t _{dw} Aufbau mittschiffs Ballast	8,03	0,1112	[11]		
	8,03	0,1490	[11]		
Frachtschiff 10000 t _{dw} Aufbau hinten Ballast	8,03	0,1131	[11]		
	8,03	0,1500	[11]		
Tanker 50000 t _{dw} beladen Ballast	7,24	0,0752	[11]		
	7,24	0,1129	[11]		
Supertanker 320000 t _{dw} beladen Ballast	6,32	0,0541	[12]		
	6,32	0,1182	[12]		
Containerschiff Typ „A“ 48000 t _{dw} 58000 BRT	8,91	0,1470	[12]		

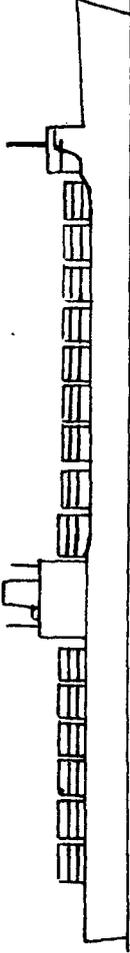
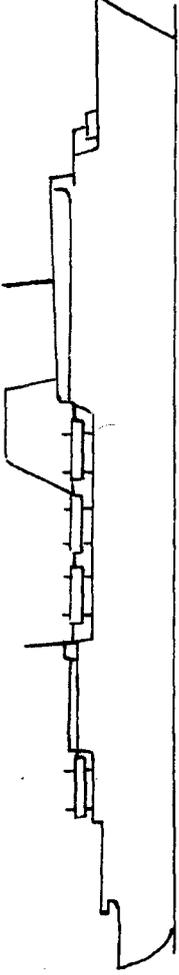
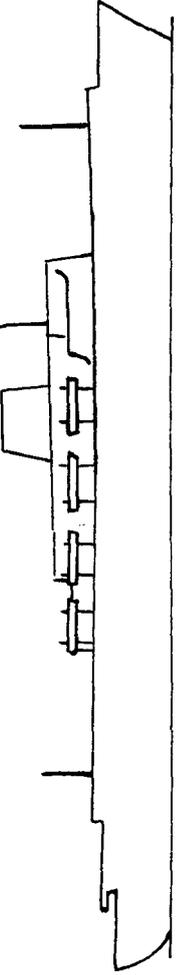
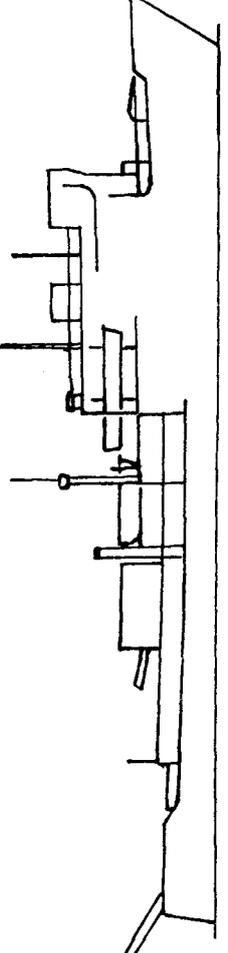
Typ	$\frac{LoA}{B}$	$\frac{ZALA}{LoA}$	Quelle	
Containerschiff Typ „B“ ca. 45000 tdw	8,34	0,1337	[12]	
Fährschiff 7000 BRT	7,70	0,2028	[11]	
Fahrgastschiff ca. 6000 BRT	7,70	0,1987	[11]	
Forschungsschiff „Meteor“ 2600 BRT	6,07	0,1982	[11]	

Abb. 3.2

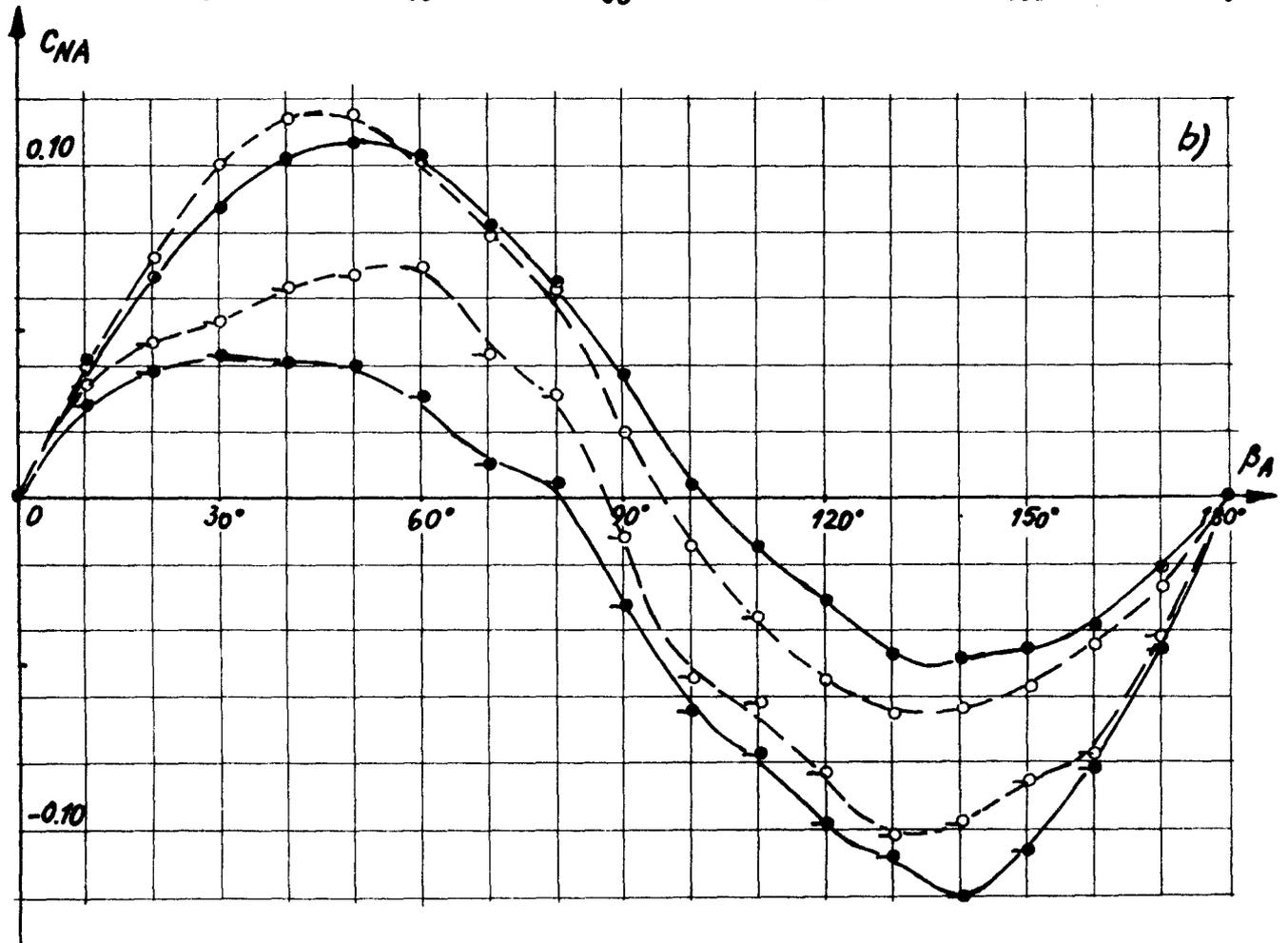
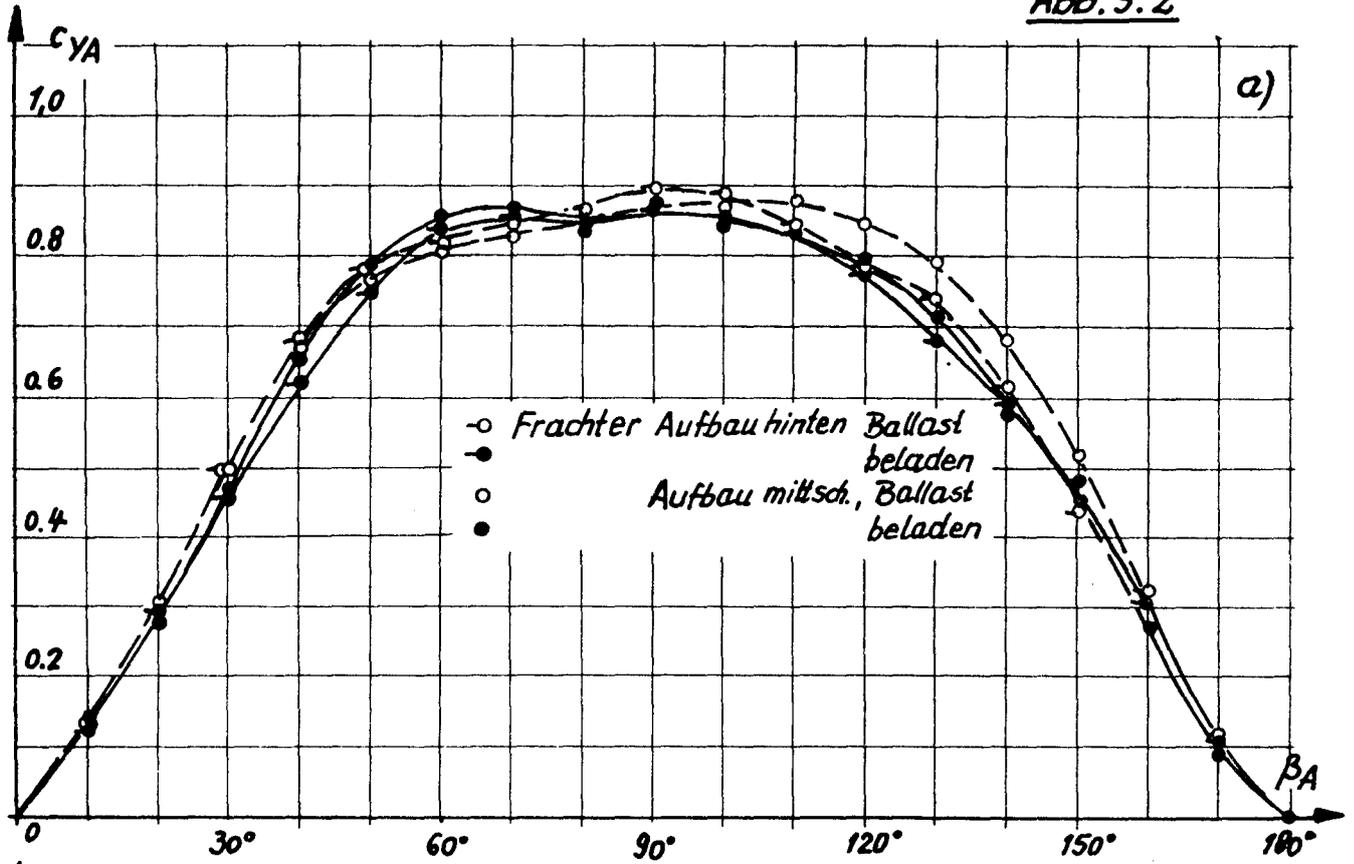


Abb. 3.3

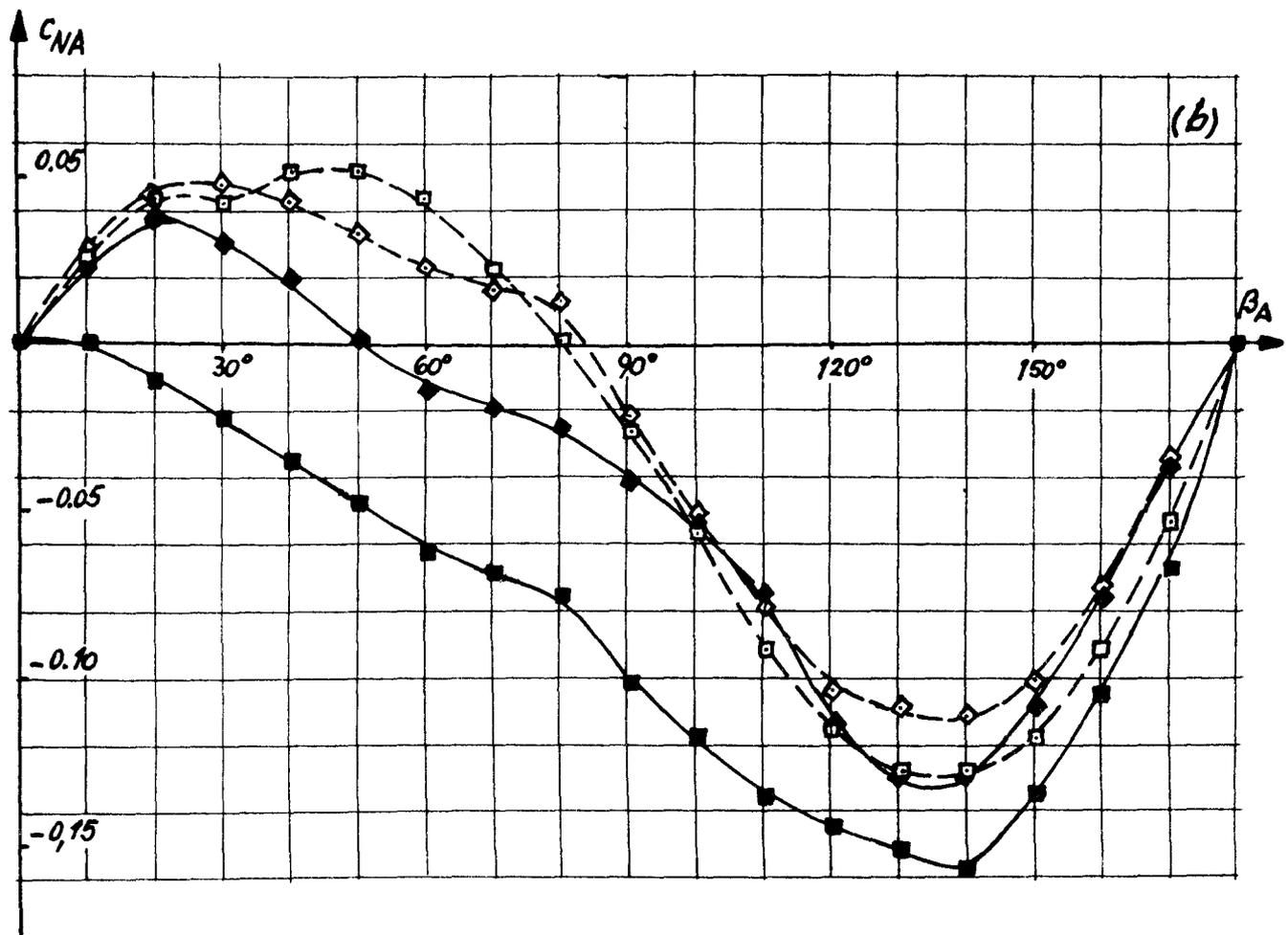
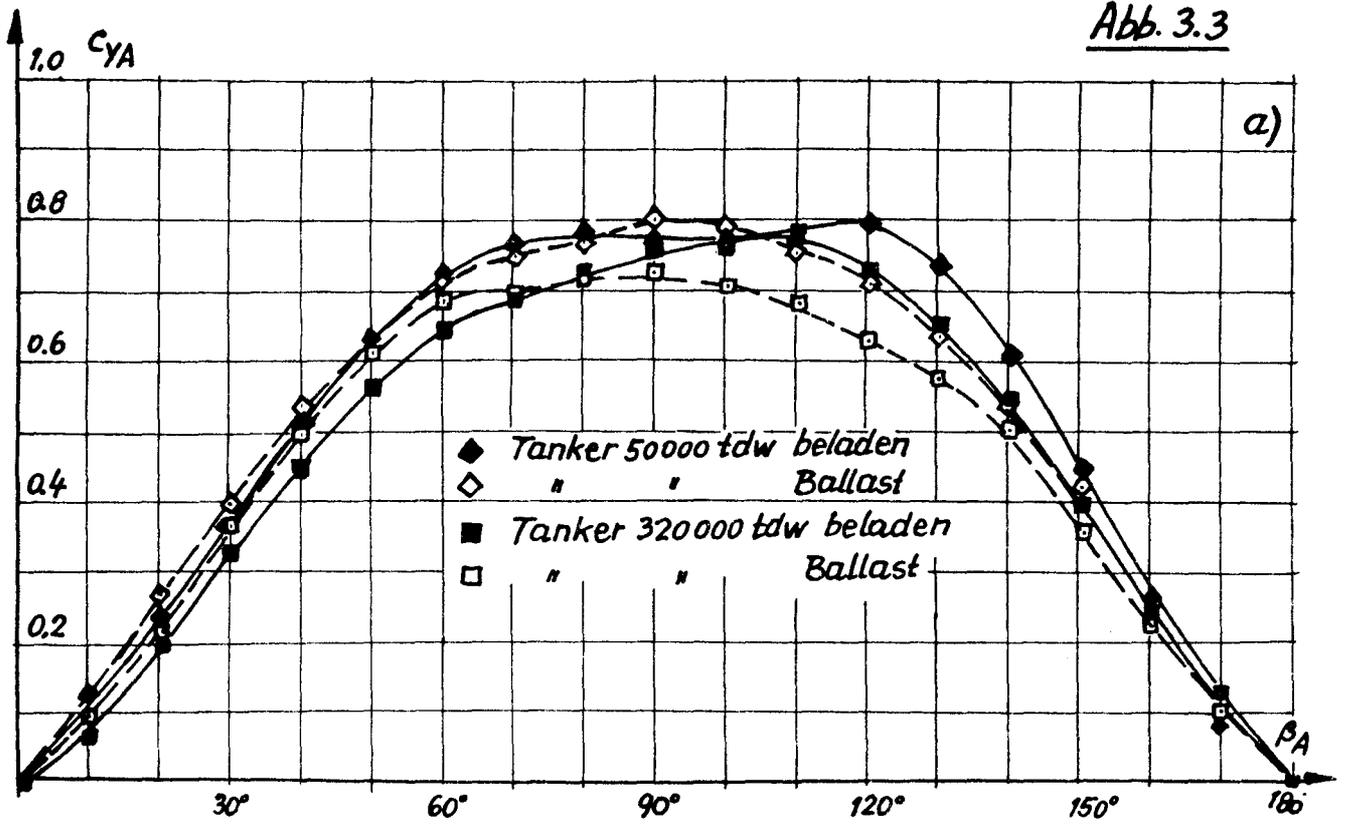
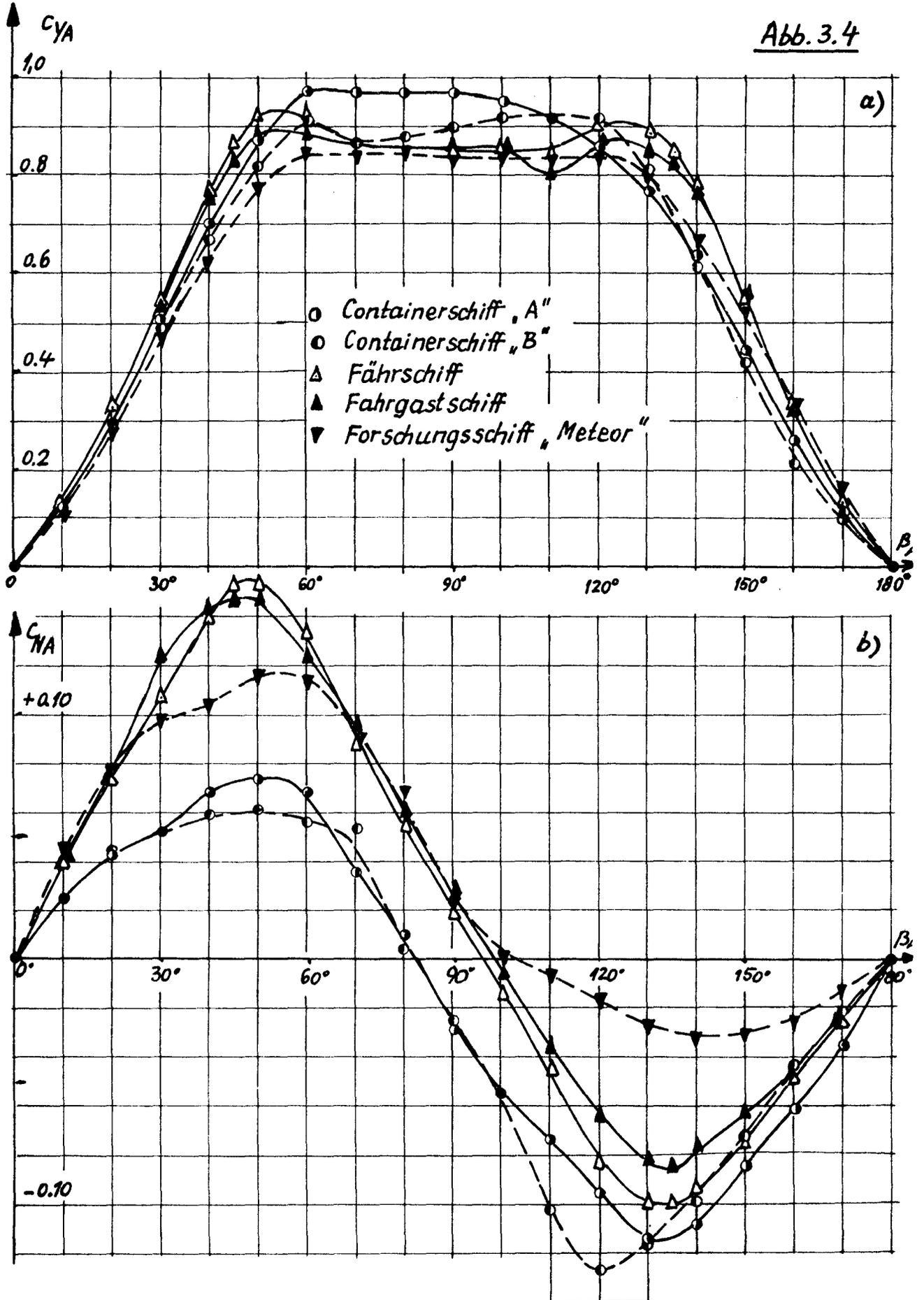


Abb. 3.4



4. Vereinfachte Berechnung des Anschwenkens und Stützens nach dem Ruderlegen

Aus den Bahngleichungen des manövrierenden Schiffes (vergl. Abschnitt 2.1) ergeben sich Beziehungen für $\dot{r} = dr/dt$, $\dot{\beta} = d\beta/dt$ und $\dot{V} = dV/dt$, welche die Grundlage zur Berechnung von Bahnkurven des Schiffes darstellen.

Das Gleichungssystem (2.1b) und (2.2b) liefert nach Umformung und Auflösung nach $\dot{\beta}$ bzw. \dot{V} :

$$\dot{\beta} = \frac{r \cdot \left(\frac{m_2^i}{m_1^i} \cdot \beta^2 + \frac{m_1^i}{m_2^i} \right) - \frac{V}{L} \cdot \left(\beta \cdot \frac{c_{Xges}}{m_1^i} + \frac{c_Y}{m_2^i} \right)}{\beta^2 + 1} \quad (4.1)$$

und

$$\dot{V} = c_{Xges} \cdot \frac{V^2}{L} \cdot \frac{1}{m_1^i} + V \cdot \beta \cdot \left(\dot{\beta} - \frac{m_2^i}{m_1^i} \cdot r \right) \quad (4.2)$$

Aus (2.3a) erhält man

$$\dot{r} = \frac{c_N}{n_z} \cdot \left(\frac{V}{L} \right)^2 \quad (4.3)$$

Die Beziehungen (4.1) und (4.2) lassen sich zur Erleichterung der Bahnkurvenberechnung vereinfachen, wenn man $c_{Xges} \approx 0$ annimmt, d.h. voraussetzt, daß die Längskraftänderung durch den Schub ausgeglichen wird (dies hat beim Anschwenkvorgang keinen großen Fehler für den Kurswinkel zur Folge) und $\beta^2 + 1 \approx 1$ setzt (kleine Driftwinkel β); unter Beachtung von $r = \Omega \cdot V/L$ erhält man dann:

$$\dot{\beta} = \left[\Omega \cdot \left(\frac{m_2^i}{m_1^i} \cdot \beta^2 + \frac{m_1^i}{m_2^i} \right) - \frac{c_Y}{m_2^i} \right] \cdot \frac{V}{L} \quad (4.1a)$$

$$\dot{V} = V \cdot \beta \cdot \left(\dot{\beta} - \frac{m_2^i}{m_1^i} \cdot \Omega \cdot \frac{V}{L} \right) \quad (4.2a)$$

Bei der Berechnung ermittelt man in üblicher Weise mit den Bahndaten β, Ω, V und δ_R im Zeitpunkt t_1 die Beschleunigung \dot{V} , die Winkelbeschleunigung \dot{r} und die zeitliche Änderung des Driftwinkels $\dot{\beta}$, wodurch sich die entsprechenden Daten für einen um Δt späteren Zeitpunkt $t_2 = t_1 + \Delta t$ errechnen lassen.

Der für Taschenrechner programmierbare Berechnungsablauf erfolgt in folgenden Schritten:

1. Die Zeit t wächst in Intervallen Δt , so daß $t = n \cdot \Delta t$ gilt.
2. Der Ruderwinkel nimmt der Ruderlegegeschwindigkeit entsprechend 0° bis zum Maximalwert zu:

$$\delta_R^\circ = \delta_{Rt} \cdot t ; \quad \delta_{Rt} \text{ ist negativ für eine Drehung des Ruders nach Steuerbord;}$$

3. Mit β , Ω und δ_R für einen gegebenen Zeitpunkt 1 können mit den Gleichungen (2.17) und (2.18) c_Y bzw. $c_N = f(\beta, \Omega, \delta_R)$ errechnet werden.
4. Nach Gl. (4.3) erhält man die Drehbeschleunigung \dot{r} und damit die neue Drehgeschwindigkeit für den Zeitpunkt 2:
$$r_{\text{neu}} = r + \dot{r} \cdot \Delta t.$$
5. Gl. (4.1a) ergibt die Änderungsgeschwindigkeit des Driftwinkels $\dot{\beta}$; der neue Driftwinkel ist $\beta_{\text{neu}} = \beta + \dot{\beta} \cdot \Delta t.$
6. Gl. (4.2a) ermöglicht die Berechnung der Beschleunigung \dot{V} und der neuen Geschwindigkeit $V_{\text{neu}} = V + \dot{V} \cdot \Delta t.$
7. Jetzt läßt sich die Kurswinkeländerung $\Delta\psi^\circ$ und damit der neue Kurswinkel ψ berechnen:

$$\Delta\psi^\circ = r_{\text{neu}} \cdot \Delta t \cdot \frac{180}{\pi} \quad \text{und} \quad \psi_{\text{neu}}^\circ = \psi^\circ + \Delta\psi^\circ.$$

8. Für die neue dimensionslose Drehgeschwindigkeit, die für den Krümmungsradius der Bahnkurve maßgebend ist, erhält man

$$\Omega_{\text{neu}} = (r_{\text{neu}} - \dot{\beta}) \cdot \frac{L}{V_{\text{neu}}}.$$

Die Berechnung kann nun mit β_{neu} , Ω_{neu} und $\delta_{R\text{neu}}$ für einen neuen Zeitpunkt 3 fortgesetzt werden, usw.

Das Berechnungsverfahren liefert die Anschwenkzeit für bestimmte Ruderlagen oder auch die Stützzeit beim Gegenruderlegen.

Die Ergebnisse stimmen gut mit den Meßergebnissen für manövrierende Schiffe bzw. Modelle überein; siehe Anhang A.

Der Einfluß des Zeitintervalls Δt wurde untersucht. Dabei zeigte sich, daß z.B. die Anschwenkzeit um ca. 1 % zunimmt, wenn man Δt von 0,1s auf 0,2s vergrößert. Die vorliegenden Berechnungen wurden mit $\Delta t = 0,2s$ ausgeführt.

5. Kurshalten bei äußerem Kraftangriff

In der Praxis tritt dieses Problem vorwiegend in Verbindung mit seitlichem Wind auf. Normalerweise ist äußerer Kraftangriff auch mit einem äußeren Giermoment verbunden.

Es kann zwischen "Kurshalten auf gerader Bahn" und "Kurshalten auf gekrümmter Bahn" unterschieden werden. Im letzteren Fall wird eine stationäre Kreisbahn gefahren.

Kurshalten bedeutet dabei, einen Gleichgewichtszustand aufrechtzuerhalten, was bei äußerem Kraftangriff nur mit bestimmtem Drift- und Ruderwinkel zu erreichen ist.

Durch Schrägstellen des Rumpfes (Drift) wird ein Ausgleich der seitlichen Kräfte erreicht, das gelegte Ruder gleicht die Giermomente aus.

5.1. Gleichgewicht der Kräfte und Giermomente bei äußerem Kraftangriff

Wir betrachten zunächst eine stationäre Kreisfahrt mit beliebigem Bahnradius, d.h. $\Omega \neq 0$. Setzen wir später $\Omega = 0$, so erhalten wir den häufigen Spezialfall der Geradeausfahrt.

Für die Beiwerte der hydrodynamischen Kräfte und Momente gelten folgende in Abschnitt 2 begründete Beziehungen:

$$\text{Gl. (2.4)} \quad c_{YH} = c_{YB} \cdot \beta + c_{YBB} \cdot \beta^2 + c_{Y\Omega} \cdot \Omega + c_{Y\Omega\Omega} \cdot \Omega^2 + c_{Y\Omega\Omega\beta} \cdot \Omega^2 \cdot \beta,$$

$$\text{Gl. (2.5)} \quad c_{NH} = c_{NB} \cdot \beta + c_{NBB} \cdot \beta^2 + c_{N\Omega} \cdot \Omega + c_{N\Omega\Omega} \cdot \Omega^2 + c_{NBB\Omega} \cdot \beta^2 \cdot \Omega ;$$

$$\text{Gl. (2.13)} \quad c'_{YR} = c'_{YR\alpha} \cdot \alpha_R = c'_{YR\alpha} \cdot \left(\delta_R + \frac{\beta}{\sqrt{c_{Th} + 1}} + \frac{\Omega/2}{\sqrt{c_{Th} + 1}} \right) ;$$

$$\text{Gl. (2.16)} \quad c'_{NR} = - \frac{c'_{YR}}{2} = - \frac{c'_{YR\alpha}}{2} \cdot \alpha_R .$$

Ohne äußeren Kraftangriff läßt sich Gl. (2.2b) für stationäre Kreisfahrt ($\dot{V} = 0$; $\dot{\beta} = 0$) wie folgt schreiben:

$$c_Y(\beta, \Omega, \delta_R) - m'_1 \cdot \frac{L}{V} \cdot r = 0 \text{ oder } c_Y(\beta, \Omega, \delta_R) - m'_1 \cdot \Omega = 0.$$

In $m'_1 \cdot \Omega$ ist der Einfluß der Fliehkraft bei gekrümmter Bahnkurve zu sehen. Damit läßt sich der Ansatz für den Beiwert der Rumpffseitenkraft auf gekrümmter Bahn mit Berücksichtigung der Fliehkraft schreiben:

$$c'_{YH} = c_{YB} \cdot \beta + c_{YBB} \cdot \beta^2 + (c_{Y\Omega} - m'_1) \cdot \Omega + c_{Y\Omega\Omega} \cdot \Omega^2 + c_{Y\Omega\Omega\beta} \cdot \Omega^2 \cdot \beta \quad (2.4a)$$

(der Momentenbeiwert bleibt unbeeinflusst).

Kräftegleichgewicht in seitlicher Richtung

bedeutet, daß sich die aerodynamische und die hydrodynamische Seitenkraft ausgleichen:

$$Y_H - Y_A = 0 \quad (5.1)$$

mit der hydrodynamischen Seitenkraft

$$Y_H = (c'_{YH} + c'_{YR}) \cdot \frac{\rho}{2} \cdot v^2 \cdot L \cdot \text{Tg}$$

und der aerodynamischen Seitenkraft

$$Y_A = c_{YA}(\beta_A) \cdot \frac{\rho_A}{2} \cdot v_A^2 \cdot A_{LA} \cdot$$

Man erhält

$$(c'_{YH} + c'_{YR}) \cdot \frac{\rho}{2} \cdot v^2 \cdot L \cdot \text{Tg} = c_{YA}(\beta_A) \cdot \frac{\rho_A}{2} \cdot v_A^2 \cdot A_{LA} \quad (5.1a)$$

und daraus

$$c'_{YR} = c_{YA}(\beta_A) \cdot \frac{\rho_A}{\rho} \cdot \left(\frac{v_A}{v}\right)^2 \cdot \frac{A_{LA}}{L \cdot \text{Tg}} - c'_{YH} \quad (5.1b)$$

Momentengleichgewicht (um die Hochachse durch den Schwerpunkt, der näherungsweise auf L/2 angenommen wird) erfordert

$$N_H - N_A = 0 \quad (5.2) ;$$

mit dem hydrodynamischen Giermoment

$$N_H = (c_{NH} + c'_{NR}) \cdot \frac{\rho}{2} \cdot v^2 \cdot L^2 \cdot \text{Tg}$$

und dem aerodynamischen Giermoment

$$N_A = c_{NA}(\beta_A) \cdot \frac{\rho_A}{2} \cdot v_A^2 \cdot A_{LA} \cdot L_{OA} \cdot$$

Es gilt somit

$$(c_{NH} - \frac{c'_{YR}}{2}) \cdot \frac{\rho}{2} \cdot v^2 \cdot L^2 \cdot \text{Tg} = c_{NA}(\beta_A) \cdot \frac{\rho_A}{2} \cdot v_A^2 \cdot A_{LA} \cdot L_{OA} \quad (5.2a)$$

oder

$$c'_{YR} = 2 \cdot (c_{NH} - c_{NA}(\beta_A) \cdot \frac{\rho_A}{\rho} \cdot \left(\frac{v_A}{v}\right)^2 \cdot \frac{A_{LA}}{L \cdot \text{Tg}} \cdot \frac{L_{OA}}{L}) \quad (5.2b)$$

Durch Gleichsetzen von (5.1b) und (5.2b) kann c'_{YR} eliminiert werden:

$$c_{YA}(\beta_A) \cdot \frac{\rho_A}{\rho} \cdot \left(\frac{v_A}{V}\right)^2 \cdot \frac{A_{LA}}{L \cdot Tg} - c'_{YH} = 2 \cdot (c_{NH} - c_{NA}(\beta_A)) \cdot \frac{\rho_A}{\rho} \cdot \left(\frac{v_A}{V}\right)^2 \cdot \frac{A_{LA}}{L \cdot Tg} \cdot \frac{L_{OA}}{L} \quad (5.3)$$

Nach Umformung erhält man:

$$\left(c_{YA}(\beta_A) + 2 \cdot c_{NA}(\beta_A) \cdot \frac{L_{OA}}{L}\right) \cdot \frac{\rho_A}{\rho} \cdot \frac{A_{LA}}{L \cdot Tg} \cdot \left(\frac{v_A}{V}\right)^2 - 2c_{NH} - c'_{YH} = 0 \quad (5.3a)$$

Diese Gleichung kann zur iterativen Ermittlung des Driftwinkels β für den Gleichgewichtszustand (Kurshalten bei vorgegebenem $\Omega = \text{konst}$) verwendet werden.

$$\begin{aligned} 2c_{NH} + c'_{YH} &= (2c_{NB} + c_{YB}) \cdot \beta + (2c_{NBB} + c_{YBB}) \cdot \beta^2 + (2c_{N\Omega} + c_{Y\Omega} - m'_1) \cdot \Omega \\ &+ (2c_{N\Omega\Omega} + c_{Y\Omega\Omega}) \cdot \Omega^2 + c_{Y\Omega\beta} \cdot \Omega^2 \cdot \beta + 2 \cdot c_{N\Omega\beta\beta} \cdot \Omega \cdot \beta^2 = f(\beta) \end{aligned} \quad (5.4)$$

gibt den Einfluß aus der Geometrie des Rumpfes auf den Gleichgewichtszustand und somit (bei gegebenem Ω) auf den Driftwinkel an.

c_{YA} und c_{NA} legen in Abhängigkeit vom aerodynamischen Driftwinkel β_A , der hier vorgegeben wird, zusammen mit dem Dichteverhältnis ρ_A/ρ und dem Verhältnis $(v_A/V)^2$ sowie dem Verhältnis $A_{LA}/L \cdot Tg$ der Lateralfächen den Einfluß der Luftkräfte und -momente fest.

Scheinbare Windgeschwindigkeit v_A

An dieser Stelle soll der kinematische Zusammenhang zwischen wahrer Windgeschwindigkeit v_W , scheinbarer Windgeschwindigkeit v_A , Fahrtgeschwindigkeit V sowie den Driftwinkeln β und β_A dargestellt werden; vergl. Abb. 5.1.

Mit Anwendung des Kosinussatzes:

$$\left(\frac{v_W}{V}\right)^2 = 1^2 + \left(\frac{v_A}{V}\right)^2 - 2 \cdot 1 \cdot \frac{v_A}{V} \cdot \cos(\beta_A + \beta)$$

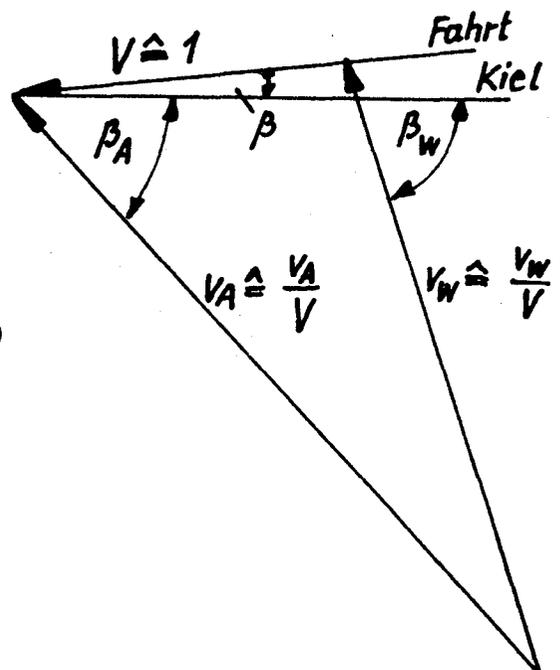
oder

$$\left(\frac{v_A}{V}\right)^2 - 2 \cdot \cos(\beta_A + \beta) \cdot \frac{v_A}{V} + 1 - \left(\frac{v_W}{V}\right)^2 = 0;$$

somit

$$\frac{v_A}{V} = \sqrt{\left(\frac{v_W}{V}\right)^2 - \sin^2(\beta_A + \beta) + \cos(\beta_A + \beta)} \quad (5.5)$$

Abb. 5.1



Entsprechend erhält man mit Hilfe des Sinussatzes den Kurswinkel zum wahren Wind

$$\beta_W = \arcsin \left(\frac{V}{v_W} \cdot \sin(\beta_A + \beta) \right) + \beta_A \quad (5.6)$$

5.2 Berechnung des Gleichgewichtszustandes

Sind die Schiffsdaten (A_{LA} , L_{OA} , L , Tg usw.) gegeben, so kann die Berechnung des Gleichgewichtszustandes bei äußerem Kraftangriff durch Seitenwind wie folgt durchgeführt werden:

1. Für einen bestimmten Winkel zum scheinbaren Wind β_A entnimmt man die Beiwerte der aerodynamischen Seitenkraft und des Giermomentes c_{YA} und c_{NA} Windkanalversuchen für den entsprechenden Schiffstyp (mit Berücksichtigung der Art und Lage der Aufbauten und des Lateralplan-Seitenverhältnisses, vergl. Abschnitt 3).
2. Man nimmt ein bestimmtes Verhältnis wahre Wind- zu Fahrtgeschwindigkeit v_W / V an.
3. Für gegebene Abmessungen des Schiffsrumpfes sind die Beiwerte der hydrodynamischen Kräfte und des hydrodynamischen Giermomentes näherungsweise ebenfalls bekannt (5.4), d.h. $2c_{NH} + c'_{YH} = f(\beta)$ ist gegeben.
4. Auf iterativem Wege wird nun β so bestimmt, daß Gl. (5.3a) in Verbindung mit Gl. (5.5) zu Null gemacht wird. Damit ist der Driftwinkel β für den Gleichgewichtszustand bekannt.
5. Nach Gl. (5.1b) kann jetzt der Beiwert des Ruderanteils an der hydrodynamischen Seitenkraft c'_{YR} für den gegebenen Driftwinkel berechnet werden.
6. Wenn benötigt, ergibt Gl. (5.6) den Kurswinkel zum wahren Wind β_W .
7. Ist die Ruderkonstruktion gegeben (Ruderfläche A_R , Nachstromverhältnisse, Anordnung im Propellerstrahl, Schubbelastungsgrad, Anstieg des Querkraft- bzw. Seitenkraftbeiwertes) und somit $c'_{YR\alpha} = c_Y \delta$ bekannt, vergl. Gl. (2.14), so kann der erforderliche Anströmwinkel α_R des Ruders bestimmt werden: $\alpha_R = c'_{YR} / c'_{YR\alpha}$.
Der zum Ausgleich der Giermomente erforderliche Ruderwinkel δ_R ist dann

$$\delta_R^o = \alpha_R^o - \frac{\beta^o}{\sqrt{c_{Th} + 1}} - \frac{\Omega}{2 \sqrt{c_{Th} + 1}} \cdot \frac{180}{\pi} \quad (2.11a)$$

8. Ist nach der für Kurshalten bzw. Drehen durch den Wind erforderlichen Ruderwirksamkeit $c'_{YR\alpha} = c_{Y\delta}$ gefragt, so ergibt sich diese für vorgegebene maximal anzuwendende Ruderwinkel δ_{Rmax} wie folgt:

$$c_{Y\delta} = \frac{c'_{YR}}{\delta_{Rmax} + (\beta_R)} = \frac{c'_{YR}}{\delta_{Rmax} + \frac{\beta + \Omega/2}{\sqrt{c_{Th} + 1}}} \quad (2.11b)$$

Der Schubbelastungsgrad c_{Th} muß hierbei näherungsweise bekannt sein. Kleine Abweichungen beeinflussen das Ergebnis jedoch wenig.

Werden nacheinander die Bedingungen für "Kurshalten auf gekrümmter Bahn" bei verschiedenen Winkeln zum scheinbaren Wind β_A bestimmt, so kann ermittelt werden, ob es möglich ist, auf einer bestimmten Kreisbahn durch den Wind oder vor dem Wind zu drehen. Ist der maximale Ruderwinkel festgelegt, so kann die erforderliche Ruderwirksamkeit berechnet werden, damit ein Schiff durch einen Wind bestimmter Stärke in Relation zur Fahrtgeschwindigkeit (v_W/V) drehen kann.

Mit Berücksichtigung der Besonderheiten der Ruderkonstruktion und -anordnung ergibt sich damit die erforderliche Ruderfläche.

6. Stationäres Drehen bei Windstille

Wird Windstille vorausgesetzt (d.h. $v_W = 0$; $\beta_A = 0$; c_{YA} und $c_{NA} = 0$), so vereinfacht sich die Iterationsgleichung (5.3a) zu

$$2 \cdot c_{NH} + c'_{YH} = 0 .$$

Die Gl. (5.4) muß zu Null gemacht werden:

$$\frac{(2c_{NB} + c_{YB}) \cdot \beta + (2c_{NBB} + c_{YBB}) \cdot \beta^2 + (2c_{N\Omega} + c_{Y\Omega} - m_1^2) \cdot \Omega + (2c_{N\Omega\Omega} + c_{Y\Omega\Omega}) \cdot \Omega^2}{+ 2c_{NBB\Omega} \cdot \beta^2 \cdot \Omega + c_{Y\Omega B} \cdot \beta \cdot \Omega^2} = 0 \quad (6.1).$$

Sind die Schiffsdaten sowie $\Omega = L/R = r \cdot L/V$ gegeben, so kann der Driftwinkel β für stationäres Drehen iterativ ermittelt werden.

Für $c_{YA} = 0$ und $v_A/V = 1$ wird Gl. (5.1b)

$$c'_{YR} = - c'_{YH}(\beta) \quad (6.2).$$

Damit kann der zu dem Drehkreis mit dem Radius $R = L/\Omega$ gehörende Ruderwinkel δ_R mit Berücksichtigung von β, Ω, c_{Th} und der Ruderwirksamkeit $c_{Y\delta}$ berechnet werden, Gl. (2,11a).

Auch die Kursstabilität kann überprüft werden:

Man ermittelt nacheinander für verschiedene Ω bzw. Drehgeschwindigkeiten bei Vorgabe der Rumpfdaten nach (6.1) und (6.2) die Ruderseitenkraftbeiwerte c'_{YR} .

Mit der vorgegebenen Ruderwirksamkeit $c_{Y\delta}$ kann dann nach Gl. (2.11a) der zugehörige Ruderwinkel δ_R errechnet werden. Damit ist die Abhängigkeit r bzw. $\Omega = f(\delta_R)$ gegeben und es kann eine Aussage über die Kursstabilität gemacht werden (Spiralmanöver).

7. Merkmale der für die Berechnungen ausgewählten Schiffsklassen

In der Einführung wurden drei Schiffsklassen definiert, deren Merkmale und Parameter jetzt genauer betrachtet werden sollen:

1. Schiffe mit geringer Masse (Völligkeit) und großer Windangriffsfläche:
 - a. Fahrgast- und Fährschiffe;
 - b. Containerschiffe mit Containerladung.Auch gewisse Typen von Marinefahrzeugen gehören in diese Klasse. Da sie jedoch überwiegend Mehrschrauber sind, sollen sie hier außer Betracht bleiben.
2. Völlige Schiffe mit großem Massenträgheitsmoment und geringer Windangriffsfläche: Tanker und Massengutschiffe.
3. "Normale Schiffe": Stückgutfrachter mit Ladegeschirr.

In der Tabelle Seite 46 sind die wesentlichen Merkmale und Daten dieser Klassen zusammengestellt.

Bei der Analyse der Schiffsdaten sind deutliche Zusammenhänge z.B. zwischen $\Lambda = 2.Tg/L$ und $A_{LA}/(L.Tg)$, sowie zwischen Λ und B/Tg zu erkennen.

Für die Berechnungen wichtige Einflußgrößen sind:

beim Drehen und Stützen

- das Seitenverhältnis des Rumpes $\Lambda = 2Tg/L$; (ca. 0,06 bis 0,14)
- der Völligkeitsgrad der Verdrängung $c_B = 0,55$ bis 0,85;
- der Trägheitsradius i_x bz. Hochachse durch G: $i_x = 0,22$ bis 0,28.L;
- das L/B-Verhältnis; $L/B = 5$ bis 8;
- die Schiffslänge $L = 100$ bis 380 m;
- die Geschwindigkeit $V = 7,20$ bis 11,31 m/s (14 bis 22 kn);

beim Kurshalten mit äußerem Kraftangriff

- das Seitenverhältnis des Rumpfes $\lambda = 2Tg/L = 0,06$ bis $0,14$;
- das Lateralflächenverhältnis $A_{LA}/(L \cdot Tg) = 0,40$ bis $3,60$;
- davon abhängig sind

$$\frac{B}{Tg} = \frac{2}{\lambda \cdot L/B} = 2,30 \text{ bis } 6,00 \text{ und}$$

$$\frac{2A_{LA}}{L_{OA}^2} = \frac{A_{LA}}{L \cdot Tg} \cdot \lambda \cdot \frac{1}{(L_{OA}/L)^2} ;$$

(c_B , L/B und L_{OA}/L sind charakteristische Werte für die betrachteten Schiffstypen).

Es war weder möglich noch erforderlich, jede der denkbaren Kombinationen aus den genannten Einflußgrößen zu betrachten, um die wichtigen Abhängigkeiten zu ermitteln. In Abschnitt 9 wird ein Überblick über den Umfang der durchgeführten Berechnungen gegeben.

Daten der betrachteten Schiffsklassen

Klasse	L/B	B/Tg	c_B	λ
1a Fahrgast-, Fährrschiffe	5,4-8,0	2,9-4,4	0,50-0,65	0,06-0,10
1b Containerschiffe	5,6-8,5	2,4-3,2	0,55-0,65	0,08-0,14
2 Tanker, Bulker beladen	5,6-8,0	2,2-2,8	0,80-0,85	0,11-0,14
Ballast	5,6-8,0	3,6-6,0	0,75-0,80	0,06-0,08
3 Frachter beladen	6,2-7,3	2,2-3,0	0,55-0,75	0,10-0,14
Ballast	6,2-7,3	3,0-4,0	0,55-0,70	0,08-0,10

	$\frac{A_{LA}}{L \cdot Tg}$	$2 A_{LA} / L_{OA}^2$	F_n
1a Fahrgast-, Fährrschiffe	2,5-3,6	0,17 - 0,25	0,25-0,36
1b Containerschiffe	1,3-2,4	0,13-0,21	0,24-0,33
2 Tanker, Bulker beladen	0,4-0,8	0,05-0,09	0,12-0,20
Ballast	1,4-3,0	0,10-0,14	
3 Frachter beladen	0,8-1,4	0,09-0,14	0,21-0,33
Ballast	1,4-2,6	0,12-0,18	

8. Definition der erwünschten Steuereigenschaften

8.1 Dreh- und Stützfähigkeit

Es gibt keine Vorschriften darüber, welche Dreh- und Stützfähigkeit ein Schiff erhalten soll bzw. bei einem Schiff als ausreichend oder gut angesehen wird. Da das Ruder meist nach Vergleichsschiffen ausgelegt wird, ohne i.a. die Besonderheiten des Entwurfs und der Anordnung zu berücksichtigen, verwundert es sicher nicht, daß die Dreh- und Stützfähigkeiten der Schiffe sehr unterschiedlich sind.

Man kann zum Vergleich die aus dem Z-Manöver (Standard-Manövrierversuch) gewonnene

- Anschwenkzeit t_A (die Zeit vom Beginn des Ruderlegens auf z.B. 20° bis zu einer Kursabweichung des Schiffes $\Delta\psi = 10^\circ$ bzw. 20°) und die
- Stützzeit t_S (die Zeit vom Beginn des Gegenruderlegens - z.B. auf 20° - nach vollendetem Anschwenken bis zu dem Zeitpunkt, bei dem die Drehgeschwindigkeit Null wird)

betrachten.

Statistisches Material hierzu, wie es von Brix /14/ vorgelegt wurde, zeigt selbst in dimensionsloser Form (mit der Schiffslängen-Fahrzeit dimensionslos gemacht) eine deutliche Streuung (Abb. 8.1):

$$\text{dimensionslose Anschwenkzeit } A = t_A \cdot \frac{V}{L} \text{ (ca. } 0,70 \text{ bis } 2,35\text{);}$$

$$\text{dimensionslose Stützzeit } B = t_S \cdot \frac{V}{L} \text{ (ca. } 0,50 \text{ bis } 2,00\text{).}$$

Es ist sinnvoll, diese Zeiten in Relation zu Geschwindigkeit und Länge des Fahrzeugs zu betrachten: ein relativ schnelles Schiff (L/V klein) muß zum Ausweichen vor einem Hindernis auch schneller auf das Ruder reagieren, d.h. kürzere Anschwenkzeiten haben.

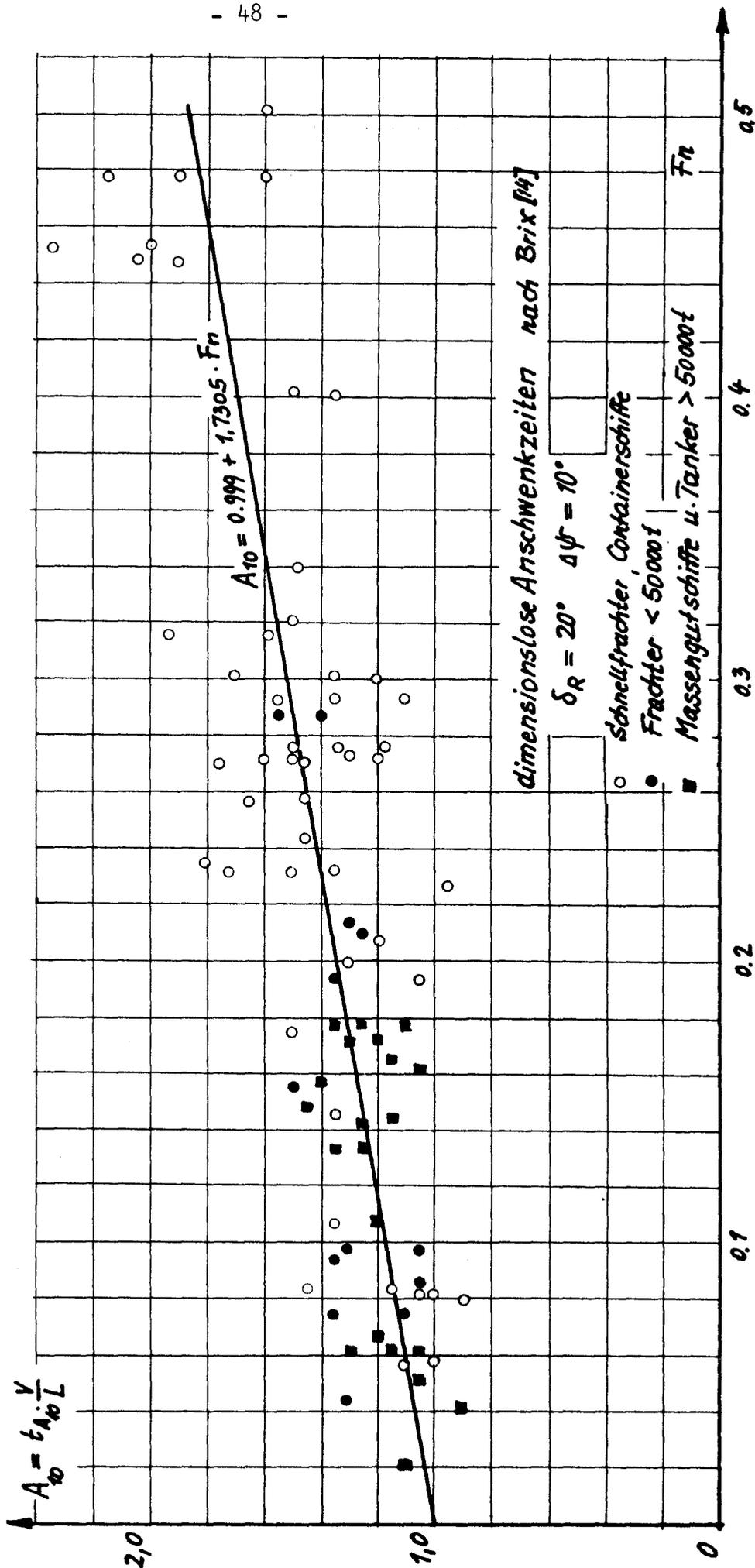
Brix /14/ trägt die dimensionslose Anschwenkzeit $A = t_A \cdot V/L$ über der Froudezahl auf. Dabei ist eine mit F_n ansteigende Tendenz zu erkennen.

Es erscheint zulässig, eine Ausgleichsgerade zu benutzen, um normale Drehfähigkeit zu definieren ($\delta_R = 20^\circ$; $\Delta\psi = 10^\circ$, daher A_{10})

$$A_{10} = 1,007 + 1,5396 \cdot F_n \quad (\text{alle Schiffe nach Brix})$$

$$A_{10} = 0,999 + 1,7305 \cdot F_n \quad (\text{Fracht- und Fahrgastschiffe}). \quad (8.1)$$

Abb. 8.1



Nach SNAME Principles of Naval Architecture /10/ Seite 557 soll ein Schiff mit ausreichender Drehfähigkeit mit 20° Ruderwinkel den Kurs innerhalb von zwei Schiffslängen ebenfalls um 20° ändern können. Diese Forderung ist gleichbedeutend mit einer dimensionslosen Anschwenkzeit für 20° Kursänderung

$$A_{20} = t_{A(20)} \cdot V/L = 2,0.$$

Berechnungsbeispiele zeigten, daß $t_{A(10)}$ ca. $0,67 \cdot t_{A(20)}$ gilt, so daß $A_{20} = 2,0$ einer dimensionslosen Anschwenkzeit für $\Delta\psi = 10^\circ$

$A_{10} = 2 \cdot 0,67 = 1,34$ entsprechen würde. Dies stimmt gut mit dem Mittelwert $\bar{A}_{10} = 1,34$ nach Brix (alle Schiffe) überein.

Betrachtet man auf ähnliche Weise die Stützzeiten t_s , so erhält man aus den dimensionslosen Werten nach Brix folgende Ausgleichsgerade (für alle Schiffe) : ($\delta_R = 20^\circ$; $\Delta\psi = 10^\circ$)

normale Stützfähigkeit

$$B_{10} = 0,7793 + 2,119 \cdot F_n \quad (\bar{B}_{10} = 1,234). \quad (8.2)$$

Normale Überschwingwinkel beim Stützvorgang können durch die Gerade

$$\alpha_s^0 = 6,4 + 20,9 \cdot F_n \quad (\text{alle Schiffe nach Brix})$$

beschrieben werden.

Die von Brix übernommene Darstellung der dimensionslosen Anschwenk- und Stützzeiten A_{10} bzw. B_{10} über F_n und das hieraus ersichtliche Ansteigen von A_{10} und B_{10} mit der Froudezahl darf nicht so gedeutet werden, daß hierin ein Oberflächeneffekt, also ein Einfluß der Wellenbildung, zu erkennen ist. Es sagt lediglich aus, daß bei gebauten Fahrzeugen mit F_n ansteigende dimensionslose Anschwenk- und Stützzeiten festgestellt wurden, dies also als "normal" anzusehen ist.

Z.B. läßt sich die geforderte normale Anschwenkzeit t_A wie folgt ausdrücken:

$$t_A = \left(a + b \cdot \frac{V}{\sqrt{g \cdot L}} \right) \cdot \frac{L}{V} = a \cdot \frac{L}{V} + c \cdot \sqrt{L} ;$$

d.h. sie ist linear von der Schiffslängen-Fahrzeit L/V abhängig und enthält einen L proportionalen geschwindigkeitsunabhängigen Zuschlag.

Die Abhängigkeit von L/V läßt sich aus der Betrachtung von hydrodynamischen und Trägheitsmomenten ohne weiteres begründen. Der längenproportionale Zuschlag stellt dagegen eine ermäßigte Forderung an die Dreh- bzw. Anschwenkfähigkeit langer Schiffe dar.

8.2. Kurshalten bei Seitenwind. Drehen bei Wind.

Wichtig für die Betrachtung des Kurshaltevermögens bei Seitenwind und des Drehens durch den Wind oder vor dem Wind ist das Verhältnis v_W/V (vergl. das unter 5.1. beschriebene Rechenverfahren).

Unter v_W ist hierbei die mittlere in der Grenzschicht über der Meeresoberfläche auf das Schiff einwirkende wahre Windgeschwindigkeit zu verstehen.

Die Windgeschwindigkeiten werden bekanntlich bestimmten Windstärken nach Beaufort (Bft) zugeordnet.

Die Windgeschwindigkeit in $h = 10$ m Höhe über der See kann wie folgt als Funktion der Windstärke (Bft) ausgedrückt werden:

$$v_{W10} \text{ (kn)} = 1,625 \cdot \text{Bft}^{3/2} \quad (8.3).$$

Umgekehrt gilt für die zu einer bestimmten Windgeschwindigkeit v_{W10} gehörige Windstärke

$$\text{Bft} = (v_{W10}/1,625)^{2/3} \quad (8.3a).$$

Folgende Tabelle läßt sich hiermit errechnen:

Bft	6	7	8	9	10	11	12	14
v_{W10} (kn)	23,9	30,1	36,8	43,9	51,4	59,3	67,6	85,1

Windgradient: In der Grenzschicht über der See nimmt die Windgeschwindigkeit mit der Höhe zu. Schneekluth /15/ empfiehlt nach Davenport für stetigen Wind über der See für diese Geschwindigkeitszunahme das Siebtelpotenzgesetz:

$$\frac{v_W(h)}{v_{W10}} = \left(\frac{h}{10}\right)^{1/7} \quad (8.4).$$

Integriert man über die mittlere Lateralplanhöhe

$$H_{LA} = \frac{A_{LA}}{L_{OA}} = \frac{2A_{LA}}{L_{OA}^2} \cdot \frac{L_{OA}}{2} \quad \text{und beachtet man, daß die Luftkräfte}$$

vom Quadrat der Windgeschwindigkeit abhängen, so erhält man als Verhältnis der mittleren Windgeschwindigkeit v_W zur Windgeschwindigkeit in 10 m Höhe v_{W10} :

$$\frac{v_W}{v_{W10}} = \sqrt{\frac{1}{H_{LA}} \int_0^{H_{LA}} \left(\frac{v_W(h)}{v_{W10}}\right)^2 dh} \quad (8.5);$$

Die Verhältnisse v_W/v_{W10} sind in Abb. 8.2 in Abhängigkeit vom Seitenverhältnis $2A_{LA}/L_{OA}^2$ und der Länge über Alles L_{OA} dargestellt.

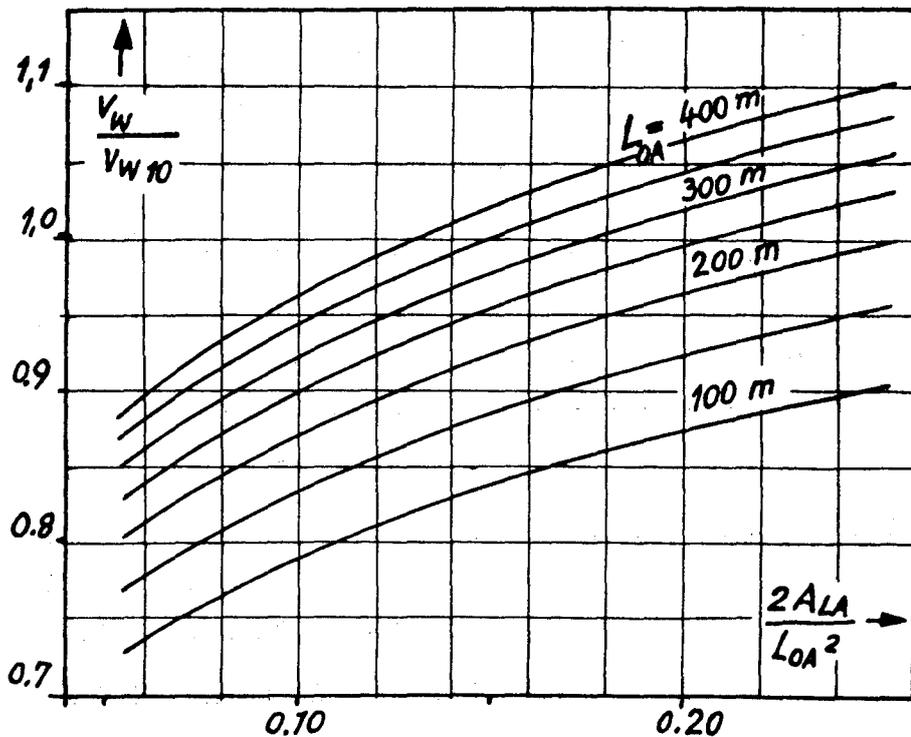


Abb. 8.2

Um einen Überblick über die bei üblichen Fahrt- und möglichen Windgeschwindigkeiten auf tretenden Verhältnisse v_W/V zu erhalten, soll die folgende Übersicht betrachtet werden:

		Verhältnisse v_W/V							
V(kn)	Bft ₀	8	9	10	11	12	13	14	(entspr. $v_W/v_{W10} = 1$)
10		3,7	4,4	5,1	5,9	6,8	7,6	8,5	
15		2,5	2,9	3,4	4,0	4,5	5,1	5,7	
20		1,8	2,2	2,6	3,0	3,4	3,8	4,3	
25		1,5	1,8	2,1	2,4	2,7	3,1	3,4	
30		1,2	1,5	1,7	2,0	2,3	2,5	2,8	
Windstärke (Bft)		9,3	10,4	11,6	12,8	13,9	15,1	16,2	(bei $v_W/v_{W10} = 0,8$)
		8,6	9,7	10,7	11,8	12,9	13,9	15,0	(bei $v_W/v_{W10} = 0,9$).

Wenn man den Windgradienten nach Gl. (8.4) berücksichtigt, so tritt ein bestimmtes Verhältnis v_W/V erst bei größeren Windstärken auf:

$$\text{Bft} = \left(\frac{v_{W10}}{v_W} \right)^{2/3} \cdot \text{Bft}_0$$

Diese bei $v_W/v_{W10} = 0,8$ bzw. $0,9$ vergrößerten Windstärken sind in der Übersicht unten mit angegeben worden.

Fährt ein Schiff bei den nicht selten auftretenden Windstärken bis Bft 10 mit Dienstgeschwindigkeiten von 15 bis 25 kn, dann können Verhältnisse $v_W/V = 3,5$ bis 2 erreicht werden. Mit reduzierter Fahrt von ca. 8 - 10 kn in sehr starkem Wind kann $v_W/V = 5$ überschritten werden. Z.B. wird mit einer auf 10 kn reduzierten Fahrt im Orkan (Bft 12, mit Gradient Bft 13-14) bereits $v_W/V = 6,8$ erreicht.

Hiernach ist es sicher keine unrealistische Forderung an ein Seeschiff, wenn man erwartet, daß es mit Hilfe seines Ruders noch bei $v_W/V = 5$ auf Kurs gehalten werden soll, bzw. auch durch den Wind oder vor dem Wind drehen soll. Im letzteren Fall darf Hartruderlage $\delta_R = 35^\circ$ eingesetzt werden, während für das Kurshalten auf gerader Bahn ein Ruderwinkel von $\delta_R = 20^\circ$ aus Sicherheitsgründen ausreichen soll.

Die Rechnungen in dieser Arbeit beziehen sich, unabhängig von $2A_{LA}/L_{OA}^2$ und L_{OA} überwiegend auf $v_W/V = 5$, so daß kleinere und niedrigere Schiffe bei größeren Windstärken bzw. kleineren Fahrtgeschwindigkeiten als lange und hohe Schiffe betrachtet werden. Dies ist dadurch gerechtfertigt, daß kleinere Fahrzeuge i.a. langsamer fahren, was - bei gleichen Windstärken - das Verhältnis $v_W/V = 5$ mit größerer Wahrscheinlichkeit erwarten läßt.

9. Übersicht über die Berechnungen

Die Iterationsrechnungen ergeben die zur Gewährleistung der genannten Steuereigenschaften erforderliche Ruderwirksamkeit $c_{Y\delta}$ in Abhängigkeit von den wichtigsten Einflußgrößen.

Hierbei werden die Schiffsklassen "Fahrgast- und Fährschiffe" (Fa), "Containerschiffe" (C), "Tanker und Bulker" (T) und normale "Frachtschiffe" (Fr) berücksichtigt.

Anmerkung:

Bei allen Berechnungen blieb die bei Einschraubern typische Asymmetrie unberücksichtigt, so daß die Berechnungsergebnisse das mittlere Verhalten der Schiffe bei Steuerbord- und Backborddrehung oder -anströmung zeigen. Die hydrodynamischen Massen und Massenträgheitsmomente wurden mit Hilfe der Trägheitskoeffizienten eines Ellipsoids nach Lambs und der Koeffizienten c_S nach Prohaska (/10/, Seite 520, Fig. 61 und 63) für der Serie 60 entsprechende Schiff Formen berechnet.

9.1. Drehen und Stützen

Die wichtigsten Einflußgrößen sind:

- der Völligkeitsgrad c_B (Blockkoeffizient), der in besonderem Maße die Trägheitskräfte und -momente beeinflusst, und
- das Seitenverhältnis $\lambda = 2 \cdot Tg/L$, das die Größe der hydrodynamischen Kräfte und Momente bestimmt.

$c_B \backslash \lambda$	0,06	0,08	0,10	0,12	0,14
0,55	Fa,Fr	C,Fa,Fr	C,Fa,Fr	C,Fr	C,Fr
0,60	Fa,Fr	C,Fa,Fr	C,Fa,Fr	C,Fr	C,Fr
0,65	Fa	C,Fr	C,Fr	C,Fr	C,Fr
0,70		Fr	Fr	Fr	Fr
0,75		Fr	Fr	Fr	Fr
0,80	T	T	T	T	T
0,85				T	T

Die Rechnungen wurden zunächst für $L/B = 6,67$ und den relativen Trägheitsradius $i_x/L = 0,25$ durchgeführt. Der Einfluß von L/B und i_x/L wurde gesondert untersucht.

Entsprechend den Schiffstypen mußte ferner der Einfluß unterschiedlicher Schiffslängen und Fahrtgeschwindigkeiten auf die zum Drehen und Stützen erforderliche Ruderwirksamkeit $c_{Y\delta}$ ermittelt werden.

Das zugehörige Verhältnis B/Tg ergibt sich wie folgt:

$$B/Tg = 2 / (\lambda \cdot L/B) .$$

Es wurde in jedem Fall mit einer Ruderlegegeschwindigkeit von $2,33 \text{ }^\circ/\text{s}$ (entsprechend einer Ruderlegezeit von 30 s von Hart- zu Hartruderlage) gerechnet.

9.2. Kurshalten und Drehen bei Wind

Die wichtigsten Einflußgrößen sind hier

- das Lateralflächenverhältnis $A_{LA}/(L \cdot Tg)$ und
- das Seitenverhältnis des Rumpfes $\lambda = 2Tg/L$,

wobei auch Ballastzustände berücksichtigt werden müssen.

Sind Schiffstyp, Lateralflächenverhältnis und Seitenverhältnis des Rumpfes gewählt, so liegt aus geometrischen Gründen auch das Seitenverhältnis des Überwasserschiffes fest:

$$\frac{2A_{LA}}{L_{OA}^2} = \frac{A_{LA}}{L \cdot Tg} \cdot \frac{\lambda}{(L_{OA}/L)^2} .$$

Die Beiwerte von aerodynamischer Seitenkraft und zugehörigem Giermoment werden dann in Abhängigkeit von diesem Seitenverhältnis für den jeweiligen Schiffstyp gewählt.

Der Völligkeitsgrad c_B ist hier von untergeordneter Bedeutung. Beim Drehen durch den Wind bzw. vor dem Wind mit der gewählten dimensionslosen Drehgeschwindigkeit $\Omega = L/R = 0,20$ bzw. $- 0,20$ muß c_B zum Schiffstyp passend berücksichtigt werden.

Die folgende Übersicht zeigt die zur Klärung der wichtigen Abhängigkeiten untersuchten Kombinationen von $A_{LA}/(L.Tg)$ und Λ :

$\frac{A_{LA}}{L.Tg}$	Λ	0,06	0,08	0,10	0,12	0,14
0,40					T	T
0,60					T	T,Fr
0,80				T	T	Fr
1,00				T	T,Fr	Fr
1,20			T	T	Fr,C	Fr,C
1,40			T	T	Fr,C	C
1,60			T	T,Fr,C	Fr,C	C
1,80		T	T,Fr	Fr,C	C	
2,00		T	T,Fr	Fr,C	C	
2,20		T,Fr	Fr,C	Fr,C		
2,40		T,Fr	Fr,C	C,Fa		
2,60		T,Fr	Fr,C,Fa	Fa		
2,80			C,Fa	Fa		
3,00			Fa	Fa		
3,20		Fa	Fa	Fa		
3,40/3,60		Fa	Fa			

10. Erläuterung der Berechnungsergebnisse

Nachfolgend sollen die durch Iterationsrechnungen zur Gewährleistung der gewünschten Steuereigenschaften ermittelten Ruderwirksamkeiten $c_{Y\delta}$ dargestellt und erläutert werden.

10.1 Ruderwirksamkeit $c_{Y\delta}$ zur Erzielung normaler Dreh- und Stütz- fähigkeit

Umfangreiche Berechnungen des Anschwenk- und Stützvorganges (Z-Manöver mit $\delta_R = 20^\circ$; $\Delta\psi = 10^\circ$; vergl. Abschnitt 8.1) ergaben iterativ die erforderliche Ruderwirksamkeit zur Erzielung normaler Anschwenk- und Stützzeiten.

Zunächst sind die Einflüsse von Seitenverhältnis des Rumpfes $\Lambda = 2Tg/L$, Völligkeitsgrad c_B und relativem Trägheitsradius i_X/L betrachtet worden. In den folgenden Abbildungen ist für Schiffe unterschiedlicher Völligkeit die Abhängigkeit $c_{Y\delta} = f(\Lambda, i_X/L)$ dargestellt:

1. Fahrgastschiff $c_B = 0,55$:

$$L = 100 \text{ m}, V = 10,29 \text{ m/s}, c_{Th} = 1,0, F_n = 0,329 \quad (\text{Abb. 10.1}),$$

2. Frachtschiff (Containerschiff) $c_B = 0,60$:

$$L = 200 \text{ m}, V = 11,31 \text{ m/s}, c_{Th} = 1,5, F_n = 0,250 \quad (\text{Abb. 10.2}),$$

3. Frachtschiff $c_B = 0,70$:

$$L = 140 \text{ m}, V = 9,26 \text{ m/s}, c_{Th} = 2,0, F_n = 0,250 \quad (\text{Abb. 10.3}),$$

4. Frachtschiff (Tanker) $c_B = 0,80$:

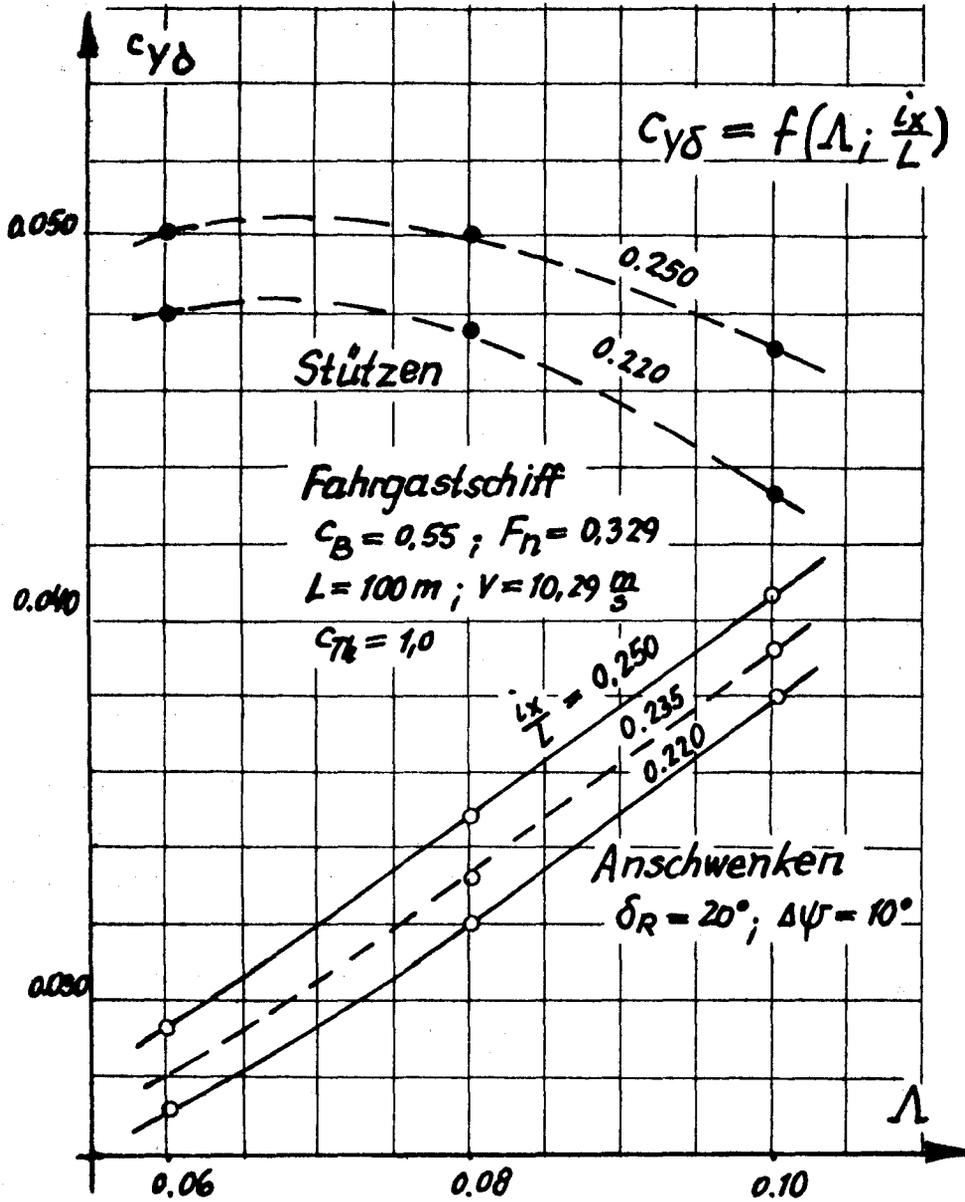
$$L = 330 \text{ m}, V = 7,72 \text{ m/s}, c_{Th} = 4,0, F_n = 0,136 \quad (\text{Abb. 10.4}).$$

Ruderwirksamkeit für normale Drehfähigkeit

In allen Darstellungen kommt der (teilweise lineare) Anstieg der Ruderwirksamkeit $c_{Y\delta}$ für normale Drehfähigkeit mit dem Seitenverhältnis Λ deutlich zum Ausdruck. Andererseits erkennt man auch die Abhängigkeit vom relativen Trägheitsradius.

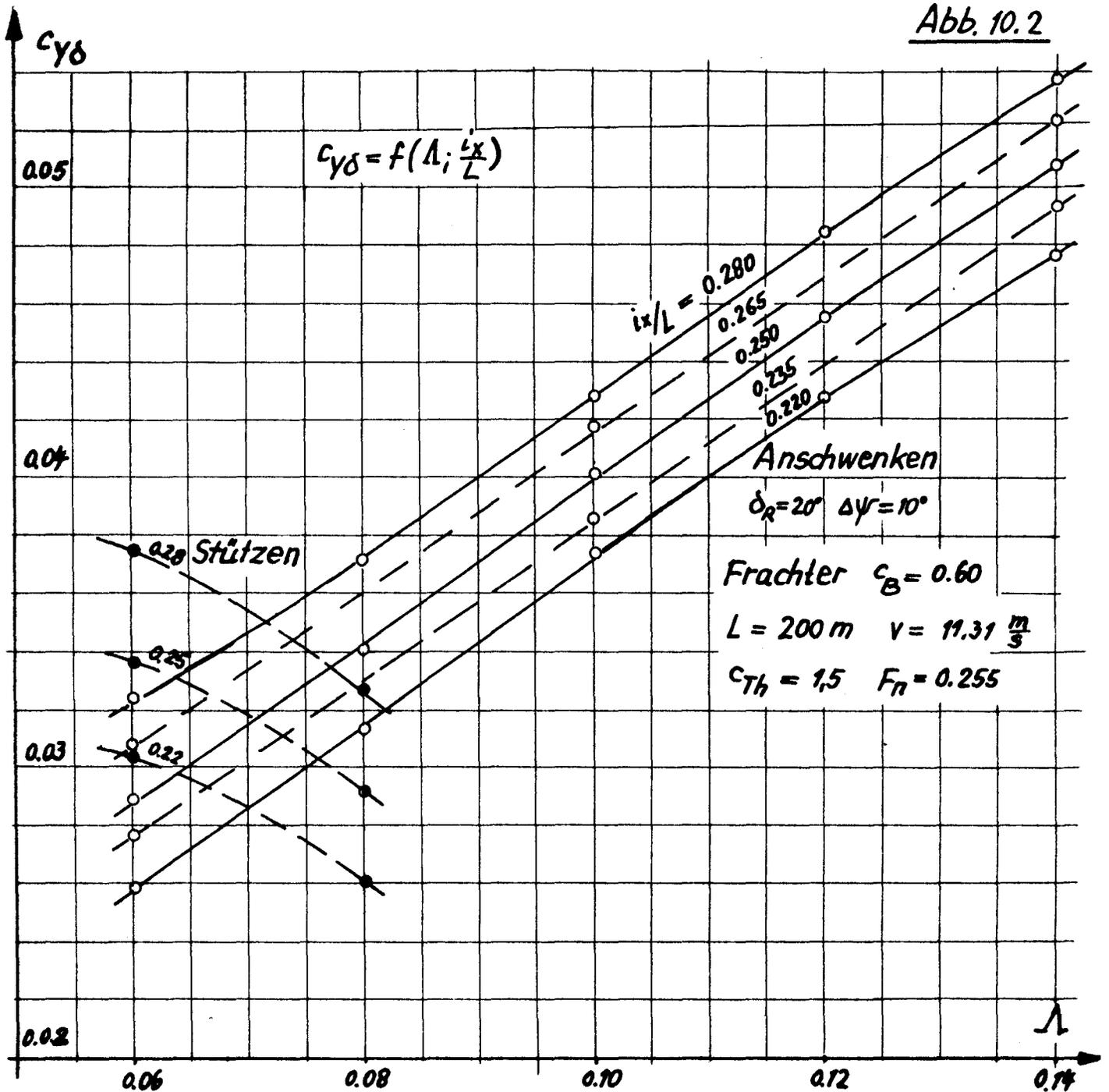
Ausgehend von den mittleren Werten ($\Lambda = 0,10$, $i_X/L = 0,250$) ergeben sich im betrachteten Variationsbereich ($\Lambda = 0,06$ bis $0,14$; $i_X/L = 0,22$ bis $0,28$) beachtliche relative Änderungen der erforderlichen Ruderwirksamkeit für normale Drehfähigkeit:

Abb. 10.1



$\Delta \frac{i_x}{L}$ (%)	$\Delta \Lambda$ (%)	relative Änderung $\frac{\Delta c_{Y\delta}}{c_{Y\delta}} \cdot 100 \%$				
		Schiff 1	2	3	4	
+ 0,03 (+12)	-	-	7,0	9,3	10,6	
- 0,03 (-12)	-	- 6,6	- 6,8	- 7,3	- 7,4	
-	+0,04 (+40)	-	+27,0	+27,0	+23,0	
-	-0,04 (-40)	-28,0	-28,0	-25,8	-20,2	
		$c_B =$	0,55	0,60	0,70	0,80

Abb. 10.2



Eine Erhöhung des Völligkeitsgrades c_B vergrößert hiernach den Einfluß des Trägheitsradius' und vermindert geringfügig den Einfluß des Seitenverhältnisses. Diese Tendenzen werden im folgenden noch genauer untersucht.

Einfluß des relativen Trägheitsradius: Die Betrachtung der Abb. 10.1 bis 10.4 zeigt die verhältnismäßig geringe Abhängigkeit der Änderung der erforderlichen Ruderwirksamkeit vom Seitenverhältnis Λ . Auch weitere Berechnungen für verschiedene Seitenverhältnisse bei unterschiedlichen Völligkeitsgraden bestätigen dies: es zeigte sich eine nur geringfügige Abnahme von $\Delta c_{Y\delta}$ mit Λ .

Deutlich ist dagegen die Abhängigkeit vom Völligkeitsgrad c_B : Geht man wiederum von $i_X/L = 0,250$ aus, lassen sich die Änderungen der Ruderwirksamkeit $c_{Y\delta}$ mit abweichendem relativen Trägheitsradius durch die folgenden Ausgleichsgeraden in Abhängigkeit vom Völligkeitsgrad c_B darstellen: (51 bzw. 61 Variationen)

$$1. \Delta i_X/L = + 0,03 (= + 12 \%) : \Delta c_{Y\delta} = - 0,00114 + 0,00739 \cdot c_B$$

$$2. \Delta i_X/L = - 0,03 (= - 12 \%) : \Delta c_{Y\delta} = 0,00169 - 0,00749 \cdot c_B$$

Hiermit können die absoluten bzw. die auf $\Delta i_X/L$ bezogenen Änderungen $\Delta c_{Y\delta}$ berechnet werden, wenn der relative Trägheitsradius von $i_X/L = 0,250$ abweicht:

Der folgenden Tabelle kann in Abhängigkeit von c_B das Verhältnis ($\Delta c_{Y\delta} / \Delta i_X/L$) entnommen werden. Damit wird die Korrektur der erforderlichen Ruderwirksamkeit

$$\Delta c_{Y\delta} = \left(\frac{\Delta c_{Y\delta}}{\Delta i_X/L} \right) \cdot \left(\frac{\Delta i_X}{L} \right)$$

c_B	$\Delta c_{Y\delta}$		$(\Delta c_{Y\delta} / \Delta i_X/L)$	
	$\frac{\Delta i_X}{L} = + 0,03$	$\frac{\Delta i_X}{L} = - 0,03$	Zunahme	Abnahme
0,55	0,0029	-0,0024	0,097	0,081
0,60	0,0033	-0,0028	0,110	0,093
0,65	0,0037	-0,0032	0,122	0,106
0,70	0,0040	-0,0036	0,134	0,118
0,75	0,0044	-0,0039	0,147	0,131
0,80	0,0048	-0,0043	0,159	0,143
0,85	0,0051	-0,0047	0,171	0,156

Abb. 10.3

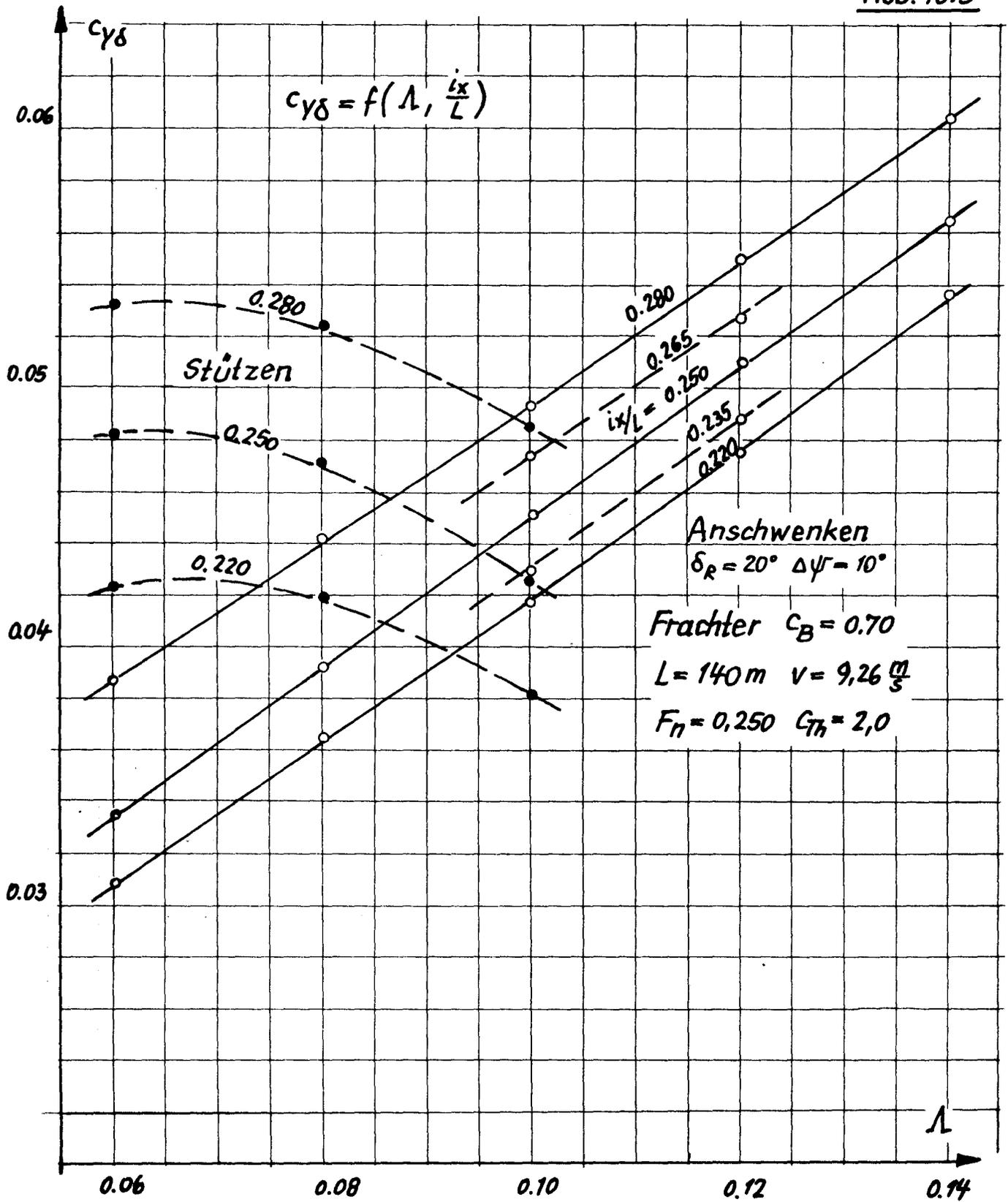
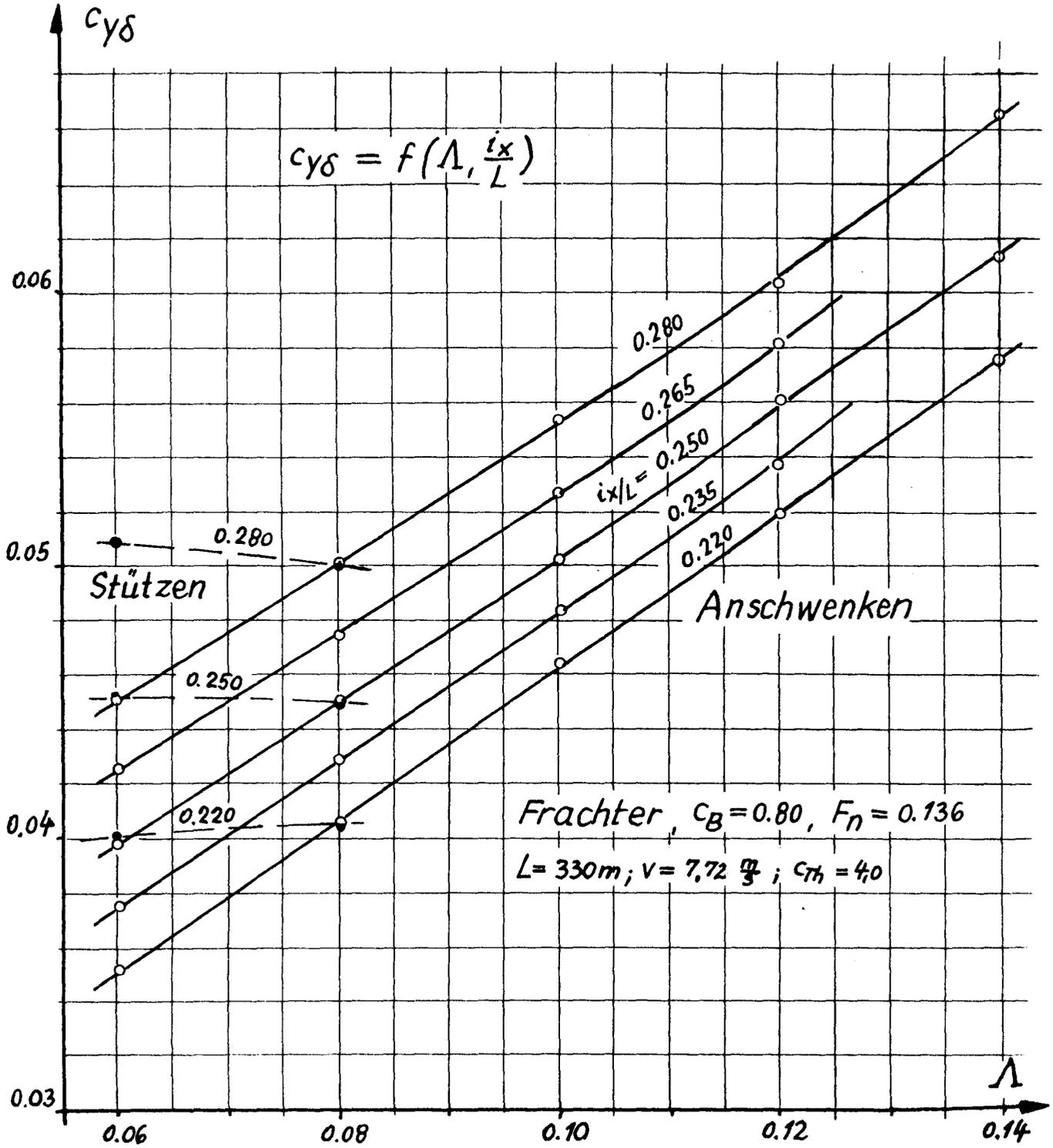


Abb. 10.4



Einfluß abweichender Schiffslänge und Geschwindigkeit:

Normale Drehfähigkeit wurde in 8.1 als das Einhalten einer normalen dimensionslosen Anschwenkzeit nach Gl. (8.1) definiert, nach Meßergebnissen von Brix /14/ in Abhängigkeit von der Froudezahl.

Damit ergibt sich die Anschwenkzeit

$$t_A = (0,999 + 1,7305 \cdot F_n) \cdot \frac{L}{V},$$

also als Funktion der Länge und Geschwindigkeit. Es ist daher zu erwarten, daß die Ergebnisse für $c_{Y\delta}$ nicht nur, wie gezeigt, von Λ , c_B und i_X/L , sondern ebenfalls von L und V abhängen.

Diese Abhängigkeiten sind in den Abbildungen 10.5 bis 10.8 im interessierenden Bereich von Λ , L und V für einige charakteristische Schiffstypen gegeben:

1. Fahrgastschiff $c_B = 0,55$, $\Lambda = 0,08$ und $0,10$:
 $L = 100 - 250$ m, $V = 18 - 22$ kn (Abb. 10.5),
2. Containerschiff $c_B = 0,60$, $\Lambda = 0,10$ und $0,12$:
 $L = 100 - 250$ m, $V = 16 - 22$ kn (Abb. 10.6),
3. Frachtschiff $c_B = 0,65$, $\Lambda = 0,12$ und $0,14$:
 $L = 100 - 250$ m, $V = 16 - 22$ kn (Abb. 10.7),
4. Tanker $c_B = 0,85$, $\Lambda = 0,12$ und $0,14$:
 $L = 100 - 380$ m, $V = 14 - 15$ kn (Abb. 10.8).

Folgende Tendenzen sind zu erkennen:

- Abnahme von $c_{Y\delta}$ mit wachsender Schiffslänge bei konstanter Geschwindigkeit; für größere Längen $L > 150$ m ist allerdings $c_{Y\delta}$ nahezu konstant oder steigt sogar leicht an.
- Abnahme von $c_{Y\delta}$ mit größerer Geschwindigkeit bei konstanter Länge.

Es wurde bereits begründet, daß eine (entsprechend den Ergebnissen von Brix /14/) mit der Froudezahl steigende mittlere dimensionslose Anschwenkzeit zu einer ermäßigten Forderung an die Drehfähigkeit langer Schiffe führt. Dies erklärt die bei geringeren Schiffslängen erkennbare Längenabhängigkeit der erforderlichen Ruderwirksamkeit. Die Abb. 10.5 bis 10.8 zeigen aber, daß es berechtigt ist, für längere Schiffe diesen Einfluß zu vernachlässigen.

Abb. 10.5

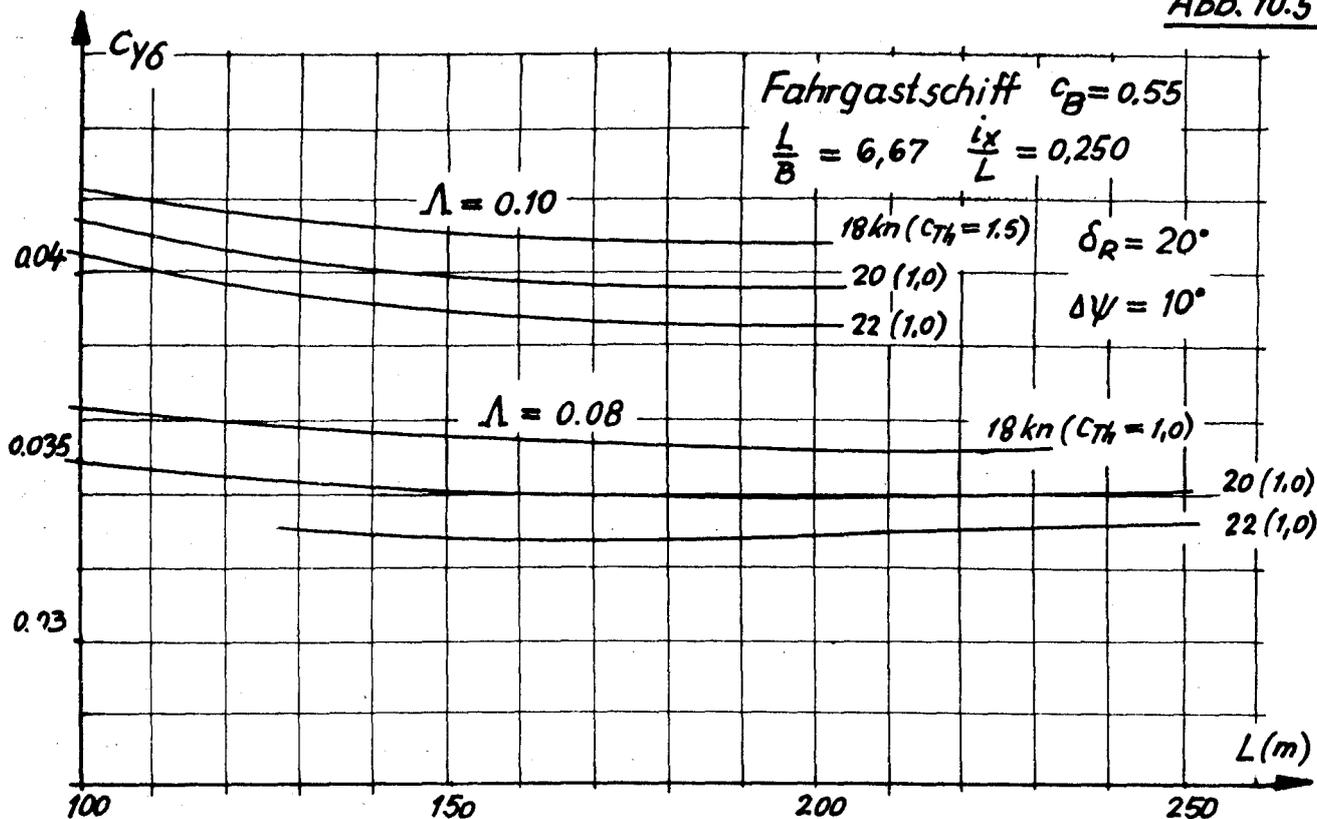


Abb. 10.6

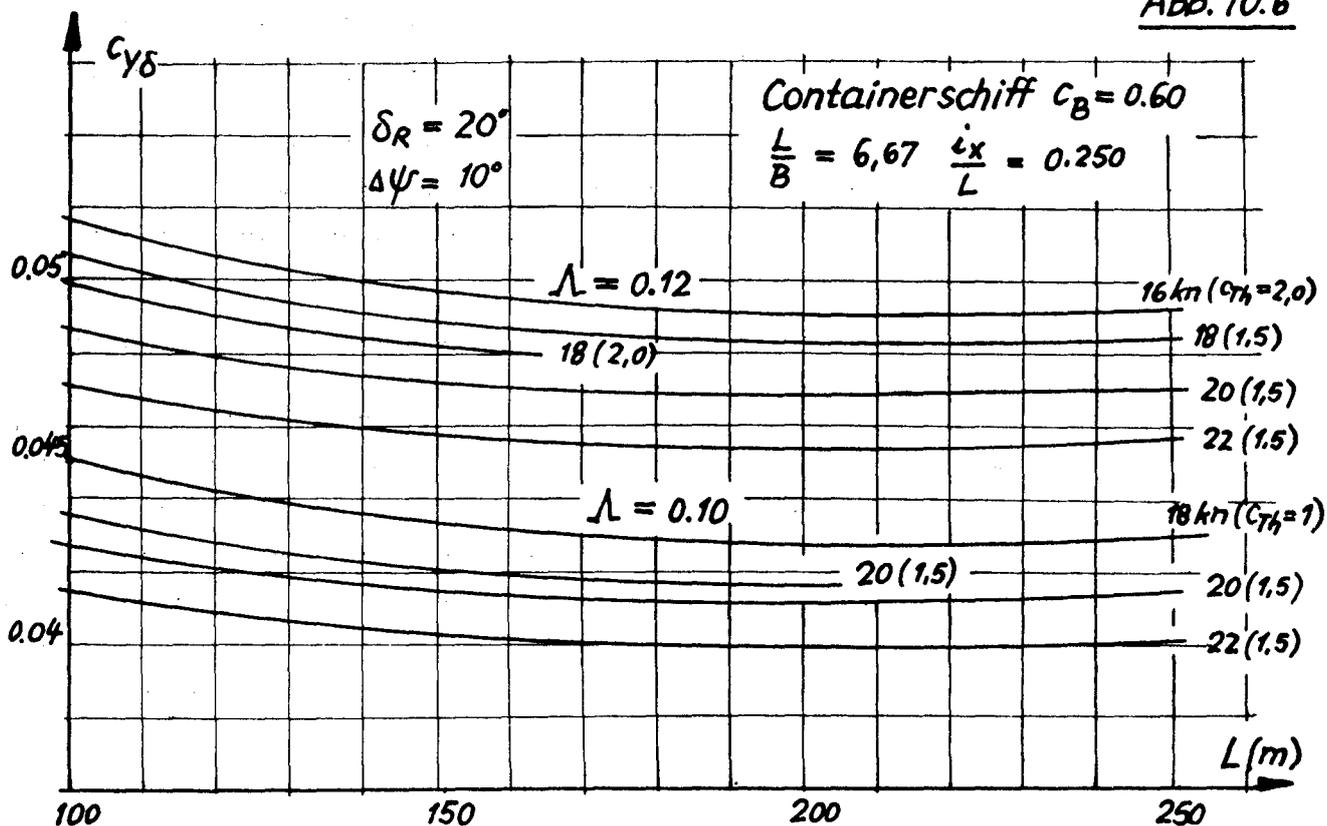


Abb. 10.7

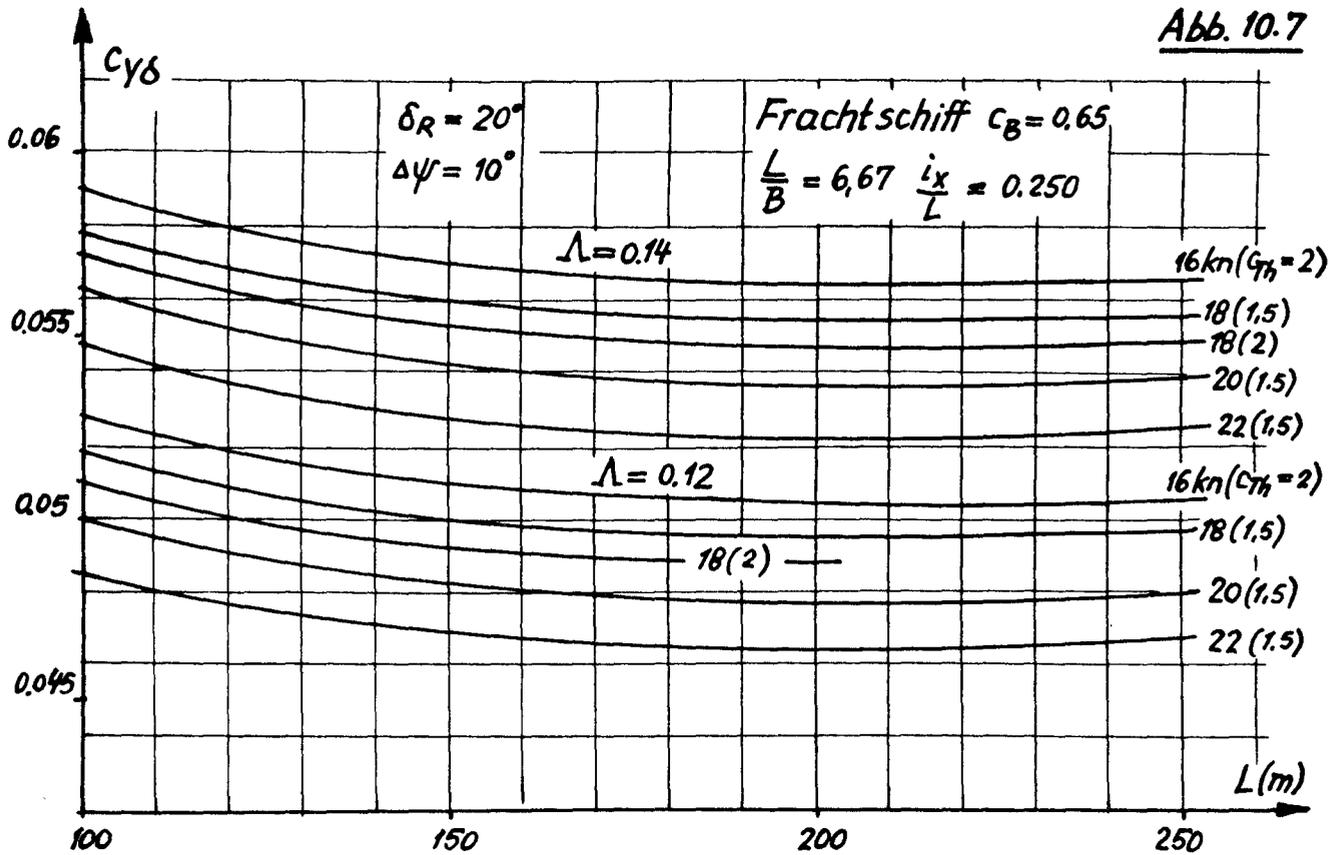
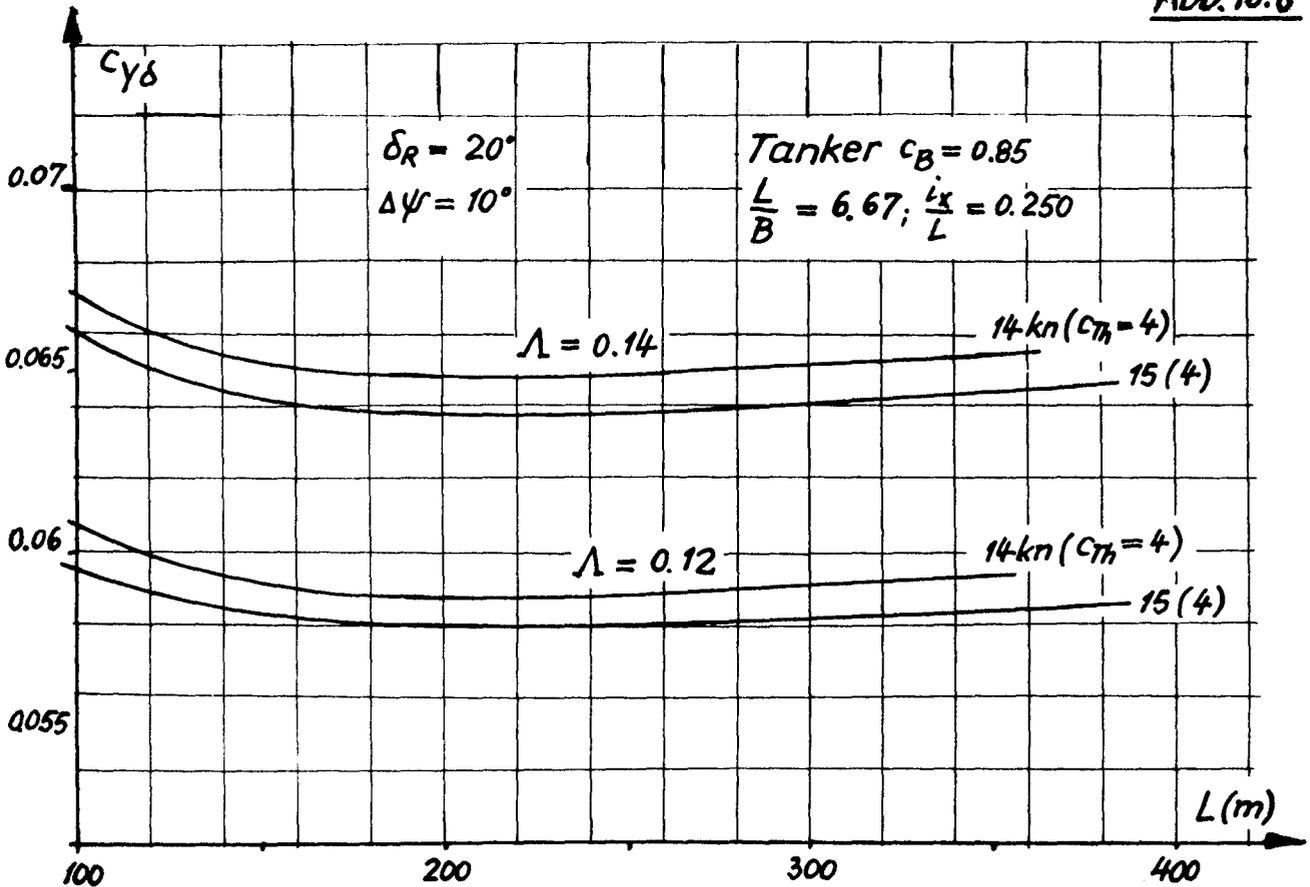


Abb. 10.8



Bei abnehmender Geschwindigkeit werden die vom Quadrat der Geschwindigkeit abhängigen hydrodynamischen Kräfte und Momente so stark reduziert, daß größere Ruderwirksamkeiten erforderlich werden, um die Forderung nach normaler Drehfähigkeit zu erfüllen.

Einfluß des Völligkeitsgrades c_B : Größere Rumpfvölligkeit erhöht die Trägheitskräfte und -momente, was die in den Berechnungsergebnissen zum Ausdruck kommende Abhängigkeit der erforderlichen Ruderwirksamkeit für normale Drehfähigkeit vom Völligkeitsgrad c_B erklärt.

In den Abbildungen 10.9 bis 10.11 sind die Abhängigkeiten $c_{Y\delta} = f(\lambda, V)$ für $c_B = \text{konst.}$ bzw. $c_{Y\delta} = f(c_B, V)$ für $\lambda = \text{konst.}$ dargestellt, und zwar für die Schiffslängen $L = 100, 140$ und 250 m. Diese Darstellung ist m.E. für Entwurfszwecke geeignet, wobei noch Korrekturen für abweichende Trägheitsradien und L/B -Verhältnisse anzubringen sind.

Die Darstellung in Abb. 10.11 ist aus den dargelegten Gründen näherungsweise für Schiffslängen über 160 m gültig. Bei Zwischenlängen darf mit genügender Genauigkeit interpoliert werden.

Einfluß des Verhältnisses L/B : Alle bisher diskutierten Ergebnisse gelten für ein Verhältnis $L/B = 6,67$. Obwohl dieser Mittelwert sehr viele gebaute Schiffe repräsentiert, schwankt L/B etwa zwischen $5,0$ und $8,5$. In neuerer Zeit hat sich der Trend zum relativ breiten Schiff verstärkt. Ein kleineres L/B -Verhältnis vergrößert bei gleichem Seitenverhältnis und gleichem Völligkeitsgrad c_B die Trägheitskräfte und -momente, was zu einer größeren erforderlichen Ruderwirksamkeit führt. In geringerem Maße (über B/T_g und somit c_{YBB}) werden die hydrodynamischen Kräfte und Momente beeinflusst.

In Abb. 10.12 sind für Schiffe unterschiedlicher Völligkeit die Änderungen $(\Delta c_{Y\delta} / c_{Y\delta}) = f(\lambda, L/B)$ dargestellt. Danach kann sich bei relativ breiten Schiffen ($L/B = 5$) bei $\lambda = 0,06$ die erforderliche Ruderwirksamkeit $c_{Y\delta}$ um 17 bis 20 % erhöhen.

Bei größerem Seitenverhältnis ($\lambda = 0,14$) beträgt die erforderliche Erhöhung immerhin noch 2 bis 9 %.

Nicht dargestellt wurde die Abnahme der erforderlichen Ruderwirksamkeit mit wachsendem L/B : Für $L/B = 7,50$ ergab sich $c_{Y\delta}$ um 1 bis 5 % kleiner.

Abb. 10.9

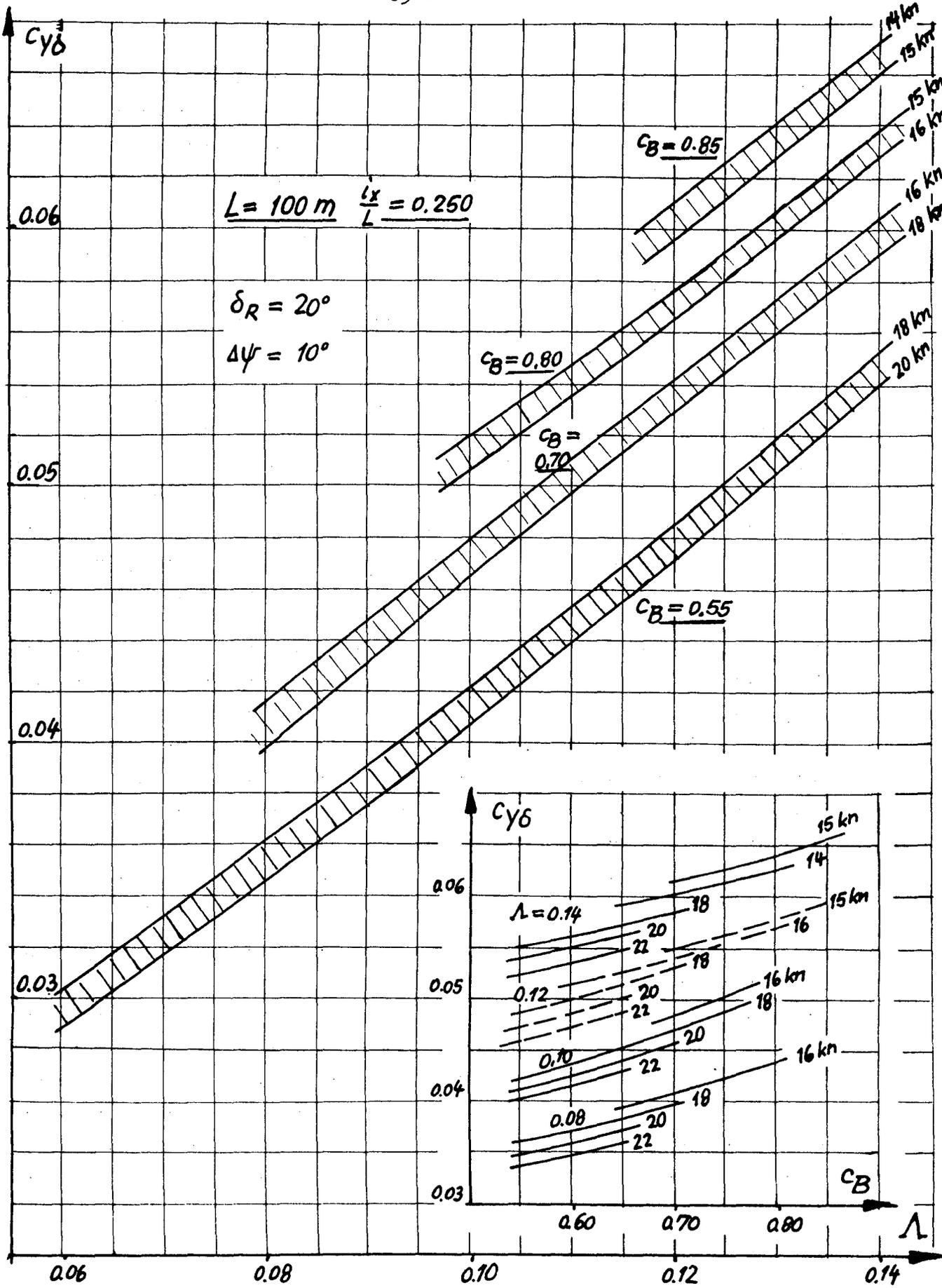
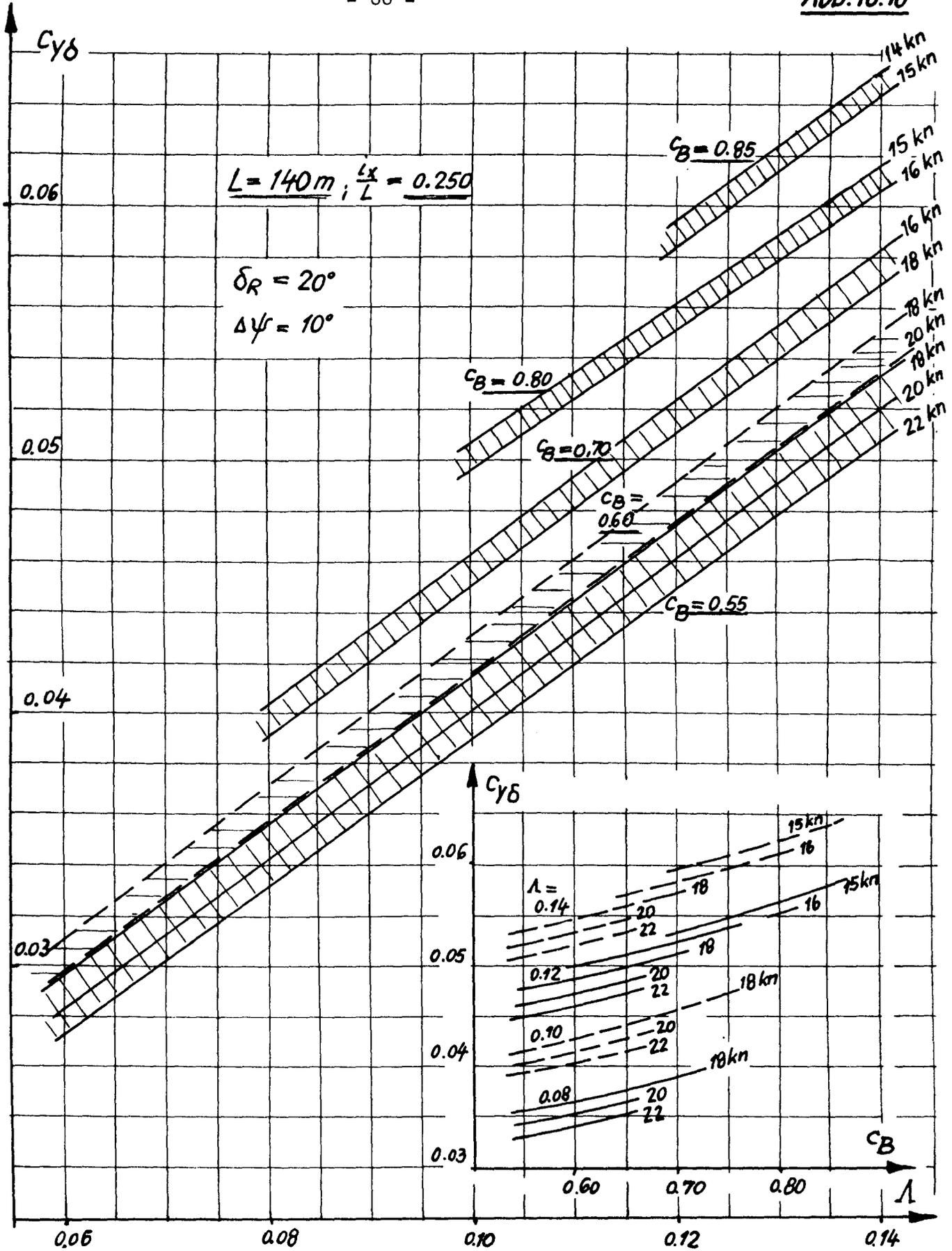


Abb. 10.10



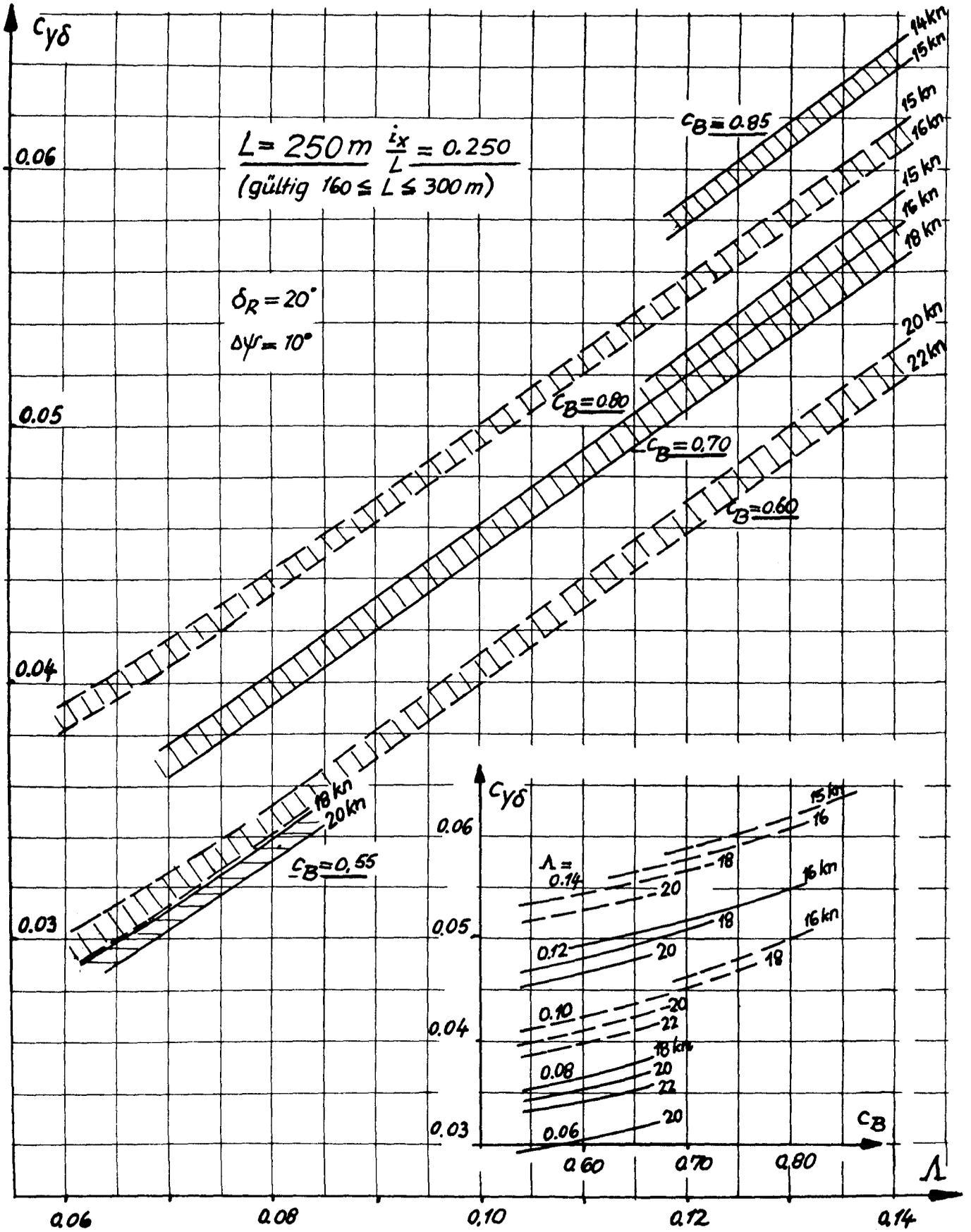
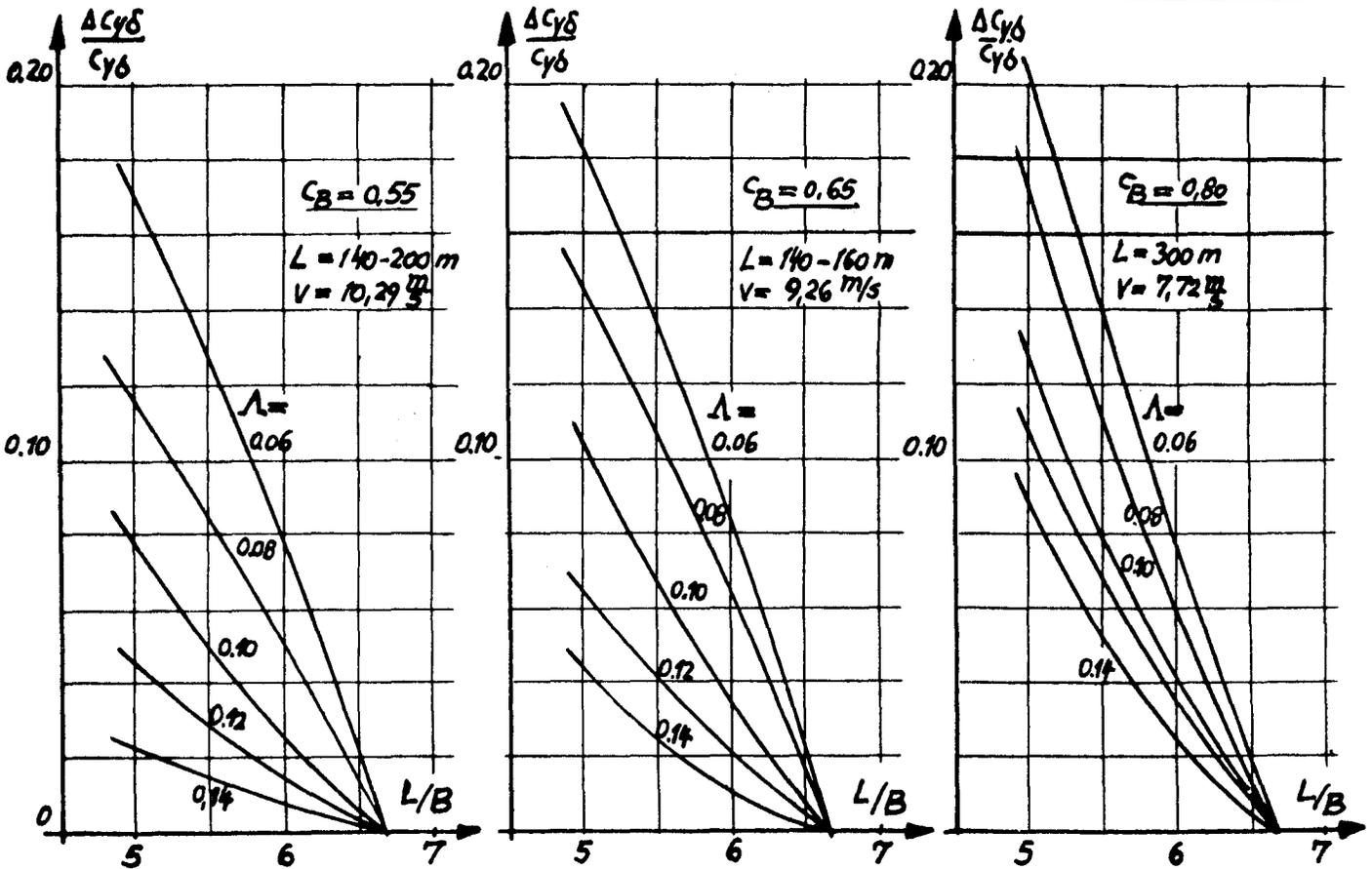


Abb. 10.12



Einfluß des angenommenen Schubbelastungsgrades c_{Th} : Dieser ist zwar als wichtiger Faktor in der Ruderwirksamkeit $c_{Yδ} = c'_{YRα}$ enthalten (siehe Gl. 2.14), er beeinflusst aber die mittlere Anströmrichtung des Ruders, so daß für die Iterationsrechnung c_{Th} näherungsweise angenommen werden muß. Bei den Berechnungen wurden folgende Schubbelastungsgrade c_{Th} in Abhängigkeit von der Rumpfvölligkeit c_B benutzt:

c_B	c_{Th}
0,55	1,0
0,60	1,0/1,5
0,65	1,5/2,0
0,70	2,0
0,75	3,0
0,80	4,0
0,85	4,0

Weicht der tatsächliche Schubbelastungsgrad nicht zu sehr von diesen Werten ab, so ist der Einfluß auf die errechneten erforderlichen Ruderwirksamkeiten gering.

Ist der Schubbelastungsgrad nur halb so groß wie hier angenommen, so ergibt sich durchschnittlich eine um 2 - 3 % größere erforderliche Ruderwirksamkeit (vergl. hierzu auch die Anmerkungen in Abschnitt 2.3, Seite 23). Dagegen sinkt $c_{Y\delta}$ um 1 - 2 %, wenn der tatsächliche Schubbelastungsgrad um 50 % größer ist als angenommen.

Erforderliche Ruderwirksamkeit für normale Stützfähigkeit

Definiert man die normale Stützfähigkeit mit Hilfe der dimensionslosen Stützzeit nach Gl. 8,2, so lassen sich ebenfalls die Ruderwirksamkeiten $c_{Y\delta}$ zur Erfüllung dieser Forderung ermitteln.

Bereits die Betrachtung der Abbildungen 10.1 bis 10.4 zeigt, daß i.a. normales Drehen und normales Stützen unterschiedliche Anforderungen an die Ruderwirksamkeit stellen.

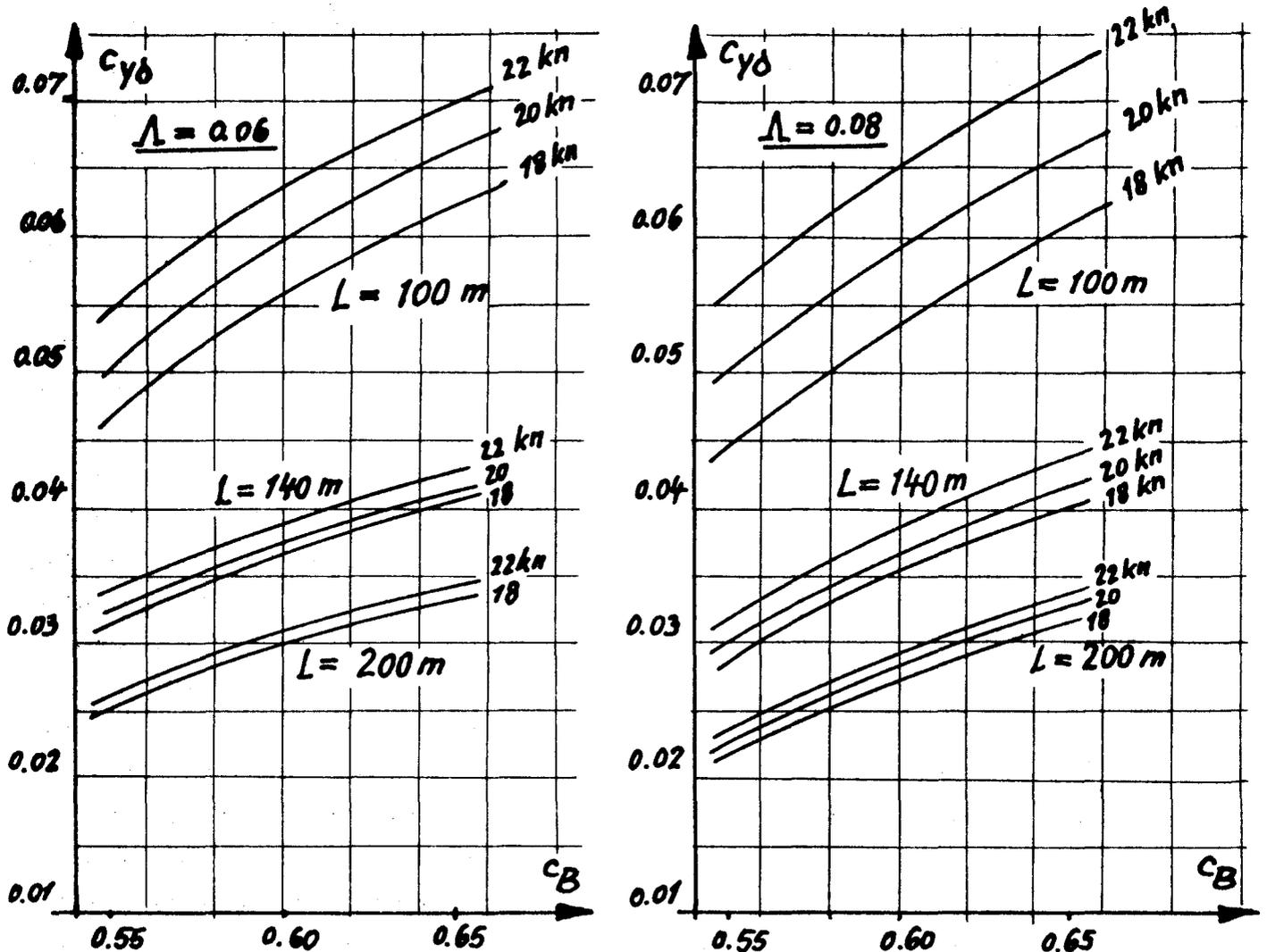
Bei größeren Seitenverhältnissen des Rumpfes ist die Forderung nach ausreichender bzw. "normaler" Drehfähigkeit entscheidend für die nötige Ruderwirksamkeit. Sie schließt dann ausreichende Stützfähigkeit mit ein. Bei kleineren Seitenverhältnissen ist dagegen die für normales Stützen erforderliche Ruderwirksamkeit größer und wird entscheidend.

Allerdings ist aus den Abbildungen ersichtlich, daß hier die Schiffslänge von Einfluß ist: Bei geringeren Schiffslängen ist die Forderung nach ausreichendem Stützen bis zu größeren Seitenverhältnissen des Rumpfes maßgebend, während für größere Längen selbst bei $\Lambda = 0,08$ und kleiner die Forderung nach normaler Drehfähigkeit die Größe von $c_{Y\delta}$ bestimmt.

Besonders für kürzere Schiffe mit geringer Völligkeit und geringem Seitenverhältnis (zum Beispiel Fahrgastschiffe) wird sicher die erforderliche Stützfähigkeit die Auslegung des Ruders bestimmen. In diesem Bereich wurde daher die Forderung nach normalem Stützen in ihrer Auswirkung auf $c_{Y\delta}$ genauer untersucht.

In Abb. 10.13 sind die Ergebnisse dargestellt: für $\Lambda = 0,06$ und $0,08$ werden die Abhängigkeiten $c_{Y\delta} = f(c_B)$ für verschiedene Geschwindigkeiten (18 bis 22 kn) und Schiffslängen (100, 140 und 200 m) gezeigt; die Völligkeitsgrade variieren hierbei zwischen 0,55 und 0,65.

Deutlich zu erkennen ist das starke Anwachsen der erforderlichen Ruderwirksamkeit $c_{Y\delta}$ für normales Stützen für Schiffslängen zwischen 140 und 200 m. Wie bei den Erfordernissen für normale Drehfähigkeit steigt $c_{Y\delta}$ mit wachsendem Völligkeitsgrad an, nimmt aber im Gegensatz zum Drehen ebenfalls mit steigender Geschwindigkeit zu.



$c_{y\delta}$ für normales Stützen ; $\delta_R = 20^\circ$; $\Delta\psi = 10^\circ$

10.2. Erforderliche Ruderwirksamkeit zum Ausgleich des windbedingten Giermomentes bei Geradeaus- und Kurvenfahrt

Wichtige Einflußgrößen sind hierbei das Lateralflächen-Verhältnis $A_{LA}/(L \cdot Tg)$ und das Seitenverhältnis Λ des Rumpfes. Die verwendeten Beiwerte der Windkräfte und -momente für die verschiedenen untersuchten Schiffstypen wurden im Abschnitt 3 dargestellt.

Wie schon begründet, wurden die Iterationsrechnungen zur Ermittlung der erforderlichen Ruderwirksamkeit in der Regel für die folgenden Bedingungen durchgeführt:

- Geschwindigkeits-Verhältnis v_w/V = 5
- dimensionslose Drehgeschwindigkeit Ω = 0 (Geradeausfahrt)
- = 0,20 (Drehen durch den Wind)
- = - 0,20 (Drehen vor dem Wind).

Die Beiwerte der Windkräfte und -momente wurden näherungsweise auf homogene Anströmung umgerechnet, so daß v_W die mittlere über die Schiffshöhe $H_{LA} = A_{LA}/L_{OA}$ wirksame Windgeschwindigkeit ist. Der Momentenausgleich soll bei Geradeausfahrt mit $\delta_R = 20^\circ$, bei Kurvenfahrt mit Hartruderlage $\delta_R = -35^\circ$ bzw. $+35^\circ$ erfolgen.

Typische Verläufe der zum Ausgleich des Windgiermomentes erforderlichen Ruderwirksamkeit $c_{Y\delta} = f(\beta_A)$ zeigen die folgenden Abbildungen:

1. Frachtschiff (mit Aufbau mittschiffs bzw. hinten):
in Ballast ($A_{LA}/(L \cdot Tg) = 2,40$; $\lambda = 0,08$) (Abb. 10.14)
beladen ($A_{LA}/(L \cdot Tg) = 1,00$; $\lambda = 0,14$) (Abb. 10.15)
2. Fahrgastschiff (Fährschiff mit Kreuzerheck):
($A_{LA}/(L \cdot Tg) = 3,00$; $\lambda = 0,08$) (Abb. 10.16)
3. Containerschiff (mit Containern an Deck):
($A_{LA}/(L \cdot Tg) = 1,60$; $\lambda = 0,10$) (Abb. 10.17)
4. Spezialschiff (Aufbautentyp "Meteor"):
($A_{LA}/(L \cdot Tg) = 3,00$; $\lambda = 0,08$) (Abb. 10.18).

Es handelt sich jeweils um typische Vertreter der verschiedenen Schiffsgattungen, so daß ein Überblick über das Verhalten der Schiffe bei starkem Wind gewonnen werden kann.

Anhand der Abbildungen soll dieses Verhalten diskutiert werden:

Geradeausfahrt bei Seitenwind: ($\Omega = 0$): Es müssen i.a. luvgerige Momente ausgeglichen werden.

Frachtschiff 10 000 tdw: (Ballastfahrt): Kurshalten ist am schwierigsten bei einem Kurswinkel zum scheinbaren Wind $\beta_A = 100^\circ - 120^\circ$ (entsprechend Kurs zum wahren Wind $\beta_W = 110^\circ - 130^\circ$). Mit achterlichem Aufbau werden wegen der größeren luvgerigen Momente höhere Ruderwirksamkeiten benötigt. (Beladen): Es ergeben sich deutlich kleinere Werte für $c_{Y\delta}$, die aber jetzt auf die beinahe doppelt so große Lateralfläche $L \cdot Tg$ bezogen sind. Das Maximum für $c_{Y\delta}$ ist breiter und nicht so ausgeprägt wie bei Ballastfahrt.

Fahrgastschiff: Ein deutliches Maximum der zum Giermomentenausgleich erforderlichen Ruderwirksamkeit ergibt sich bei $\beta_A = 120^\circ - 130^\circ$ (entsprechend $\beta_W = 130^\circ - 140^\circ$), also bei Backstagswind. Die Ergebnisse für $v_W/V = 4$ und 3 wurden ebenfalls eingezeichnet.

Abb. 10.14

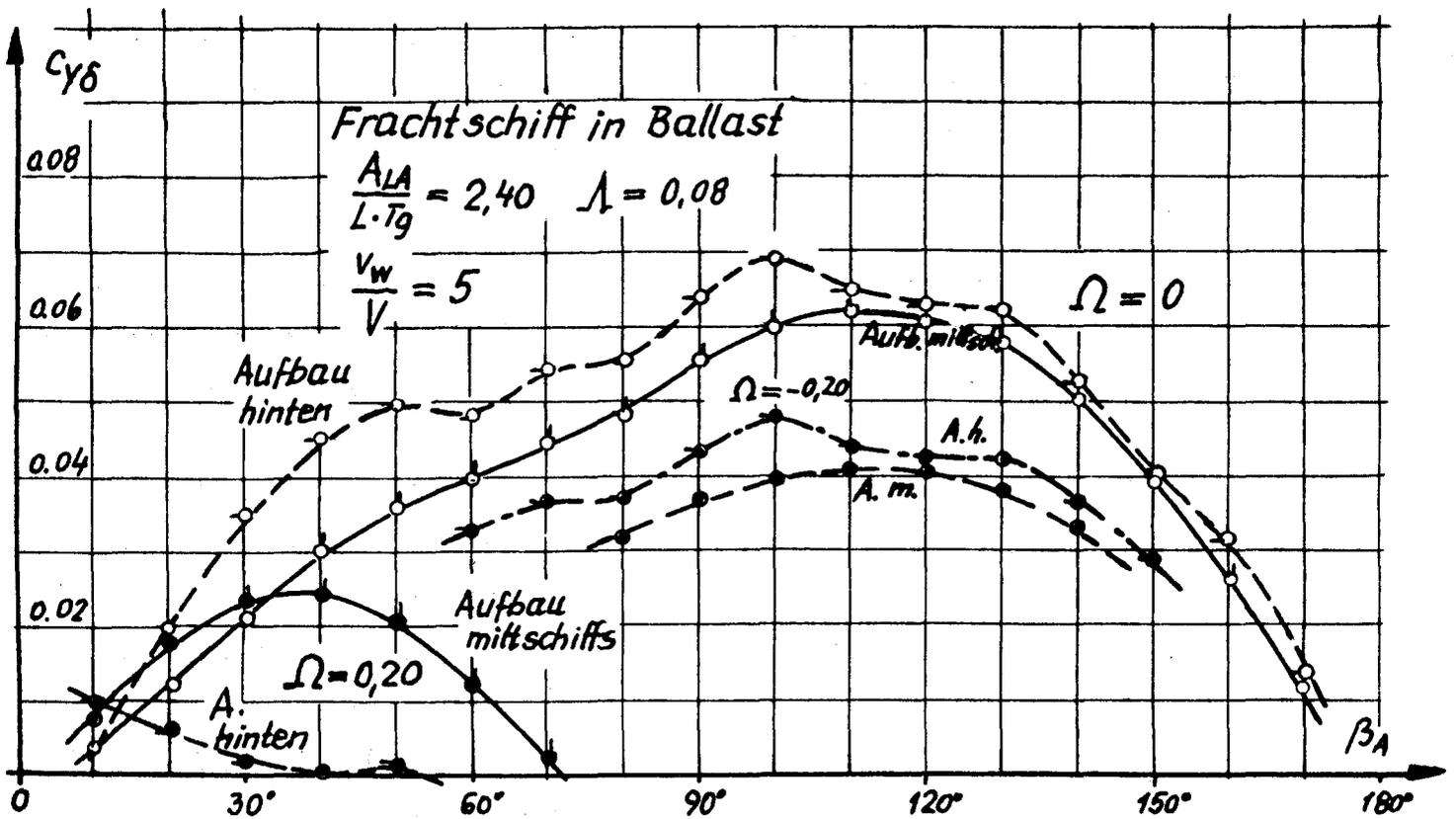
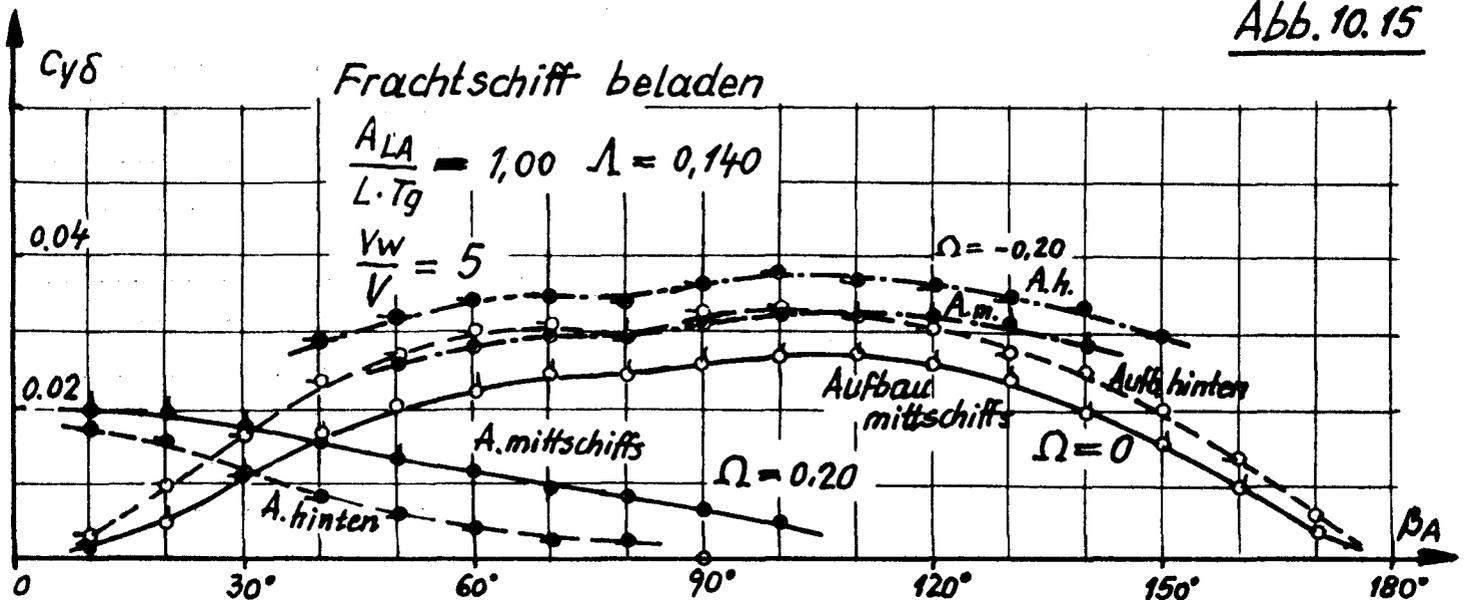


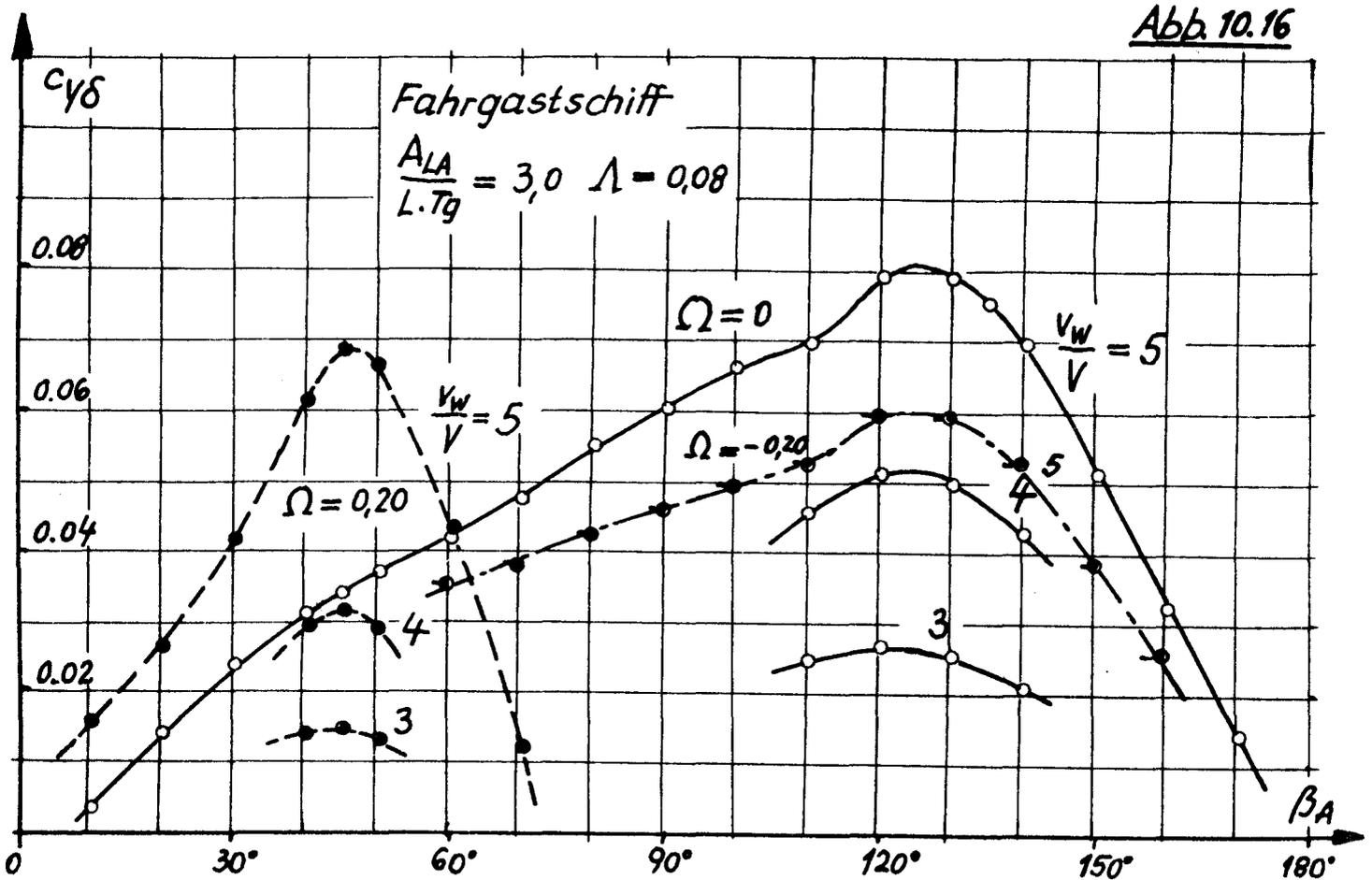
Abb. 10.15



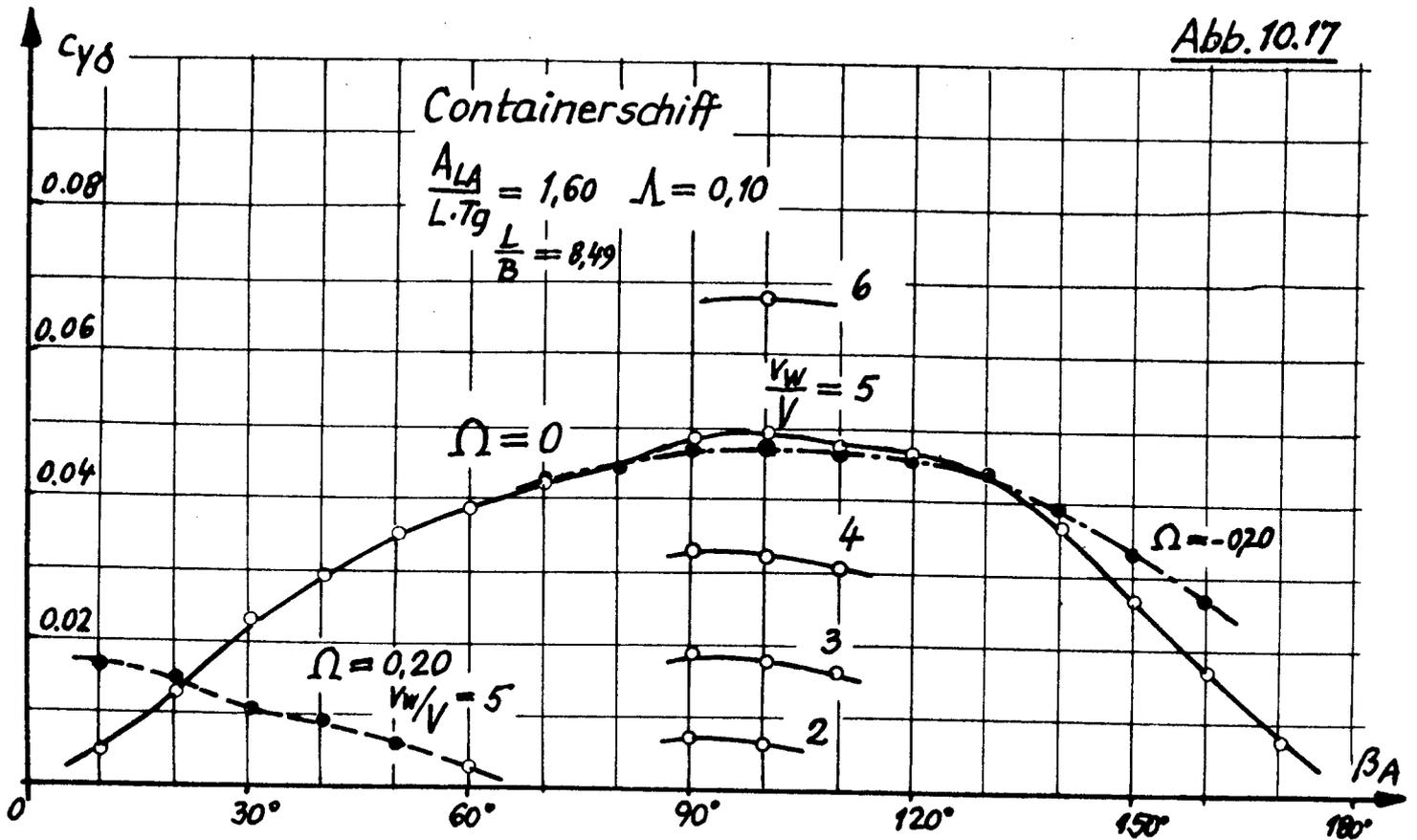
Containerschiff: Der Verlauf $c_{y\delta} = f(\beta_A)$ zeigt ein flaches Maximum bei $\beta_A = 100^\circ$. Auch hier wurden die Ruderwirksamkeiten für andere Verhältnisse v_w/V ermittelt und eingezeichnet.

Spezialschiff (mit Aufbautentyp "Meteor"): Lateralflächen- und Seitenverhältnis entsprechen dem Fahrgastschiff. Wegen der Konzentration der Aufbauten vor der Schiffsmitte liegt allerdings der Lateralschwerpunkt vor dem des Fahrgastschiffes. Das flache Maximum für $c_{y\delta}$ zwischen $\beta_A = 90^\circ$ und 120° ist niedriger als das für das Fahrgastschiff.

Durch Vergleich der Abbildungen 10.16 und 10.18 wird der starke Einfluß der Aufbautenform und -anordnung auf die Ergebnisse $c_{Y\delta} = f(\beta_A)$ klar.



Drehen durch den Wind mit Hartruderlage $\delta_R = -35^\circ$ auf einer Bahnkurve entsprechend $\Omega = 0,20$ ist meist eine weniger harte Forderung, da die Schiffe überwiegend luvgerig sind. Die Krümmung der Stromlinien bei Kurvenfahrt verlagert den scheinbaren Druckpunkt der Rumpfsseitenkraft nach hinten und führt zu einer leichten Leegierigkeit bei vorlichem Windeinfall. Der Frachter in Ballast wird bei $\beta_A > 50^\circ$ (Aufbau hinten) bzw. $\beta_A > 70^\circ$ (Aufbau mittschiffs) luvgerig, das Fahrgastschiff bei $\beta_A > 70^\circ$ und das Containerschiff bei $\beta_A > 60^\circ$. Der beladene Frachter behält zwar seine Leegierigkeit in gekrümmter Strömung bis zu rauen Kursen bei, die zum Ausgleich erforderliche Ruderwirksamkeit ist jedoch gering. Bei dem Spezialschiff mit vorlichem Aufbau setzt die Luvgerigkeit bei $\beta_A > 75^\circ$ ein. Dieses Schiff zeigt sogar für $\Omega = 0,20$ eine geringere erforderliche Ruderwirksamkeit $c_{Y\delta}$, es läßt sich also leichter durch den Wind drehen, wenn man es mit dem Fahrgastschiff (Abb. 10.16) vergleicht, dessen Lateralschwerpunkt achterlicher liegt.

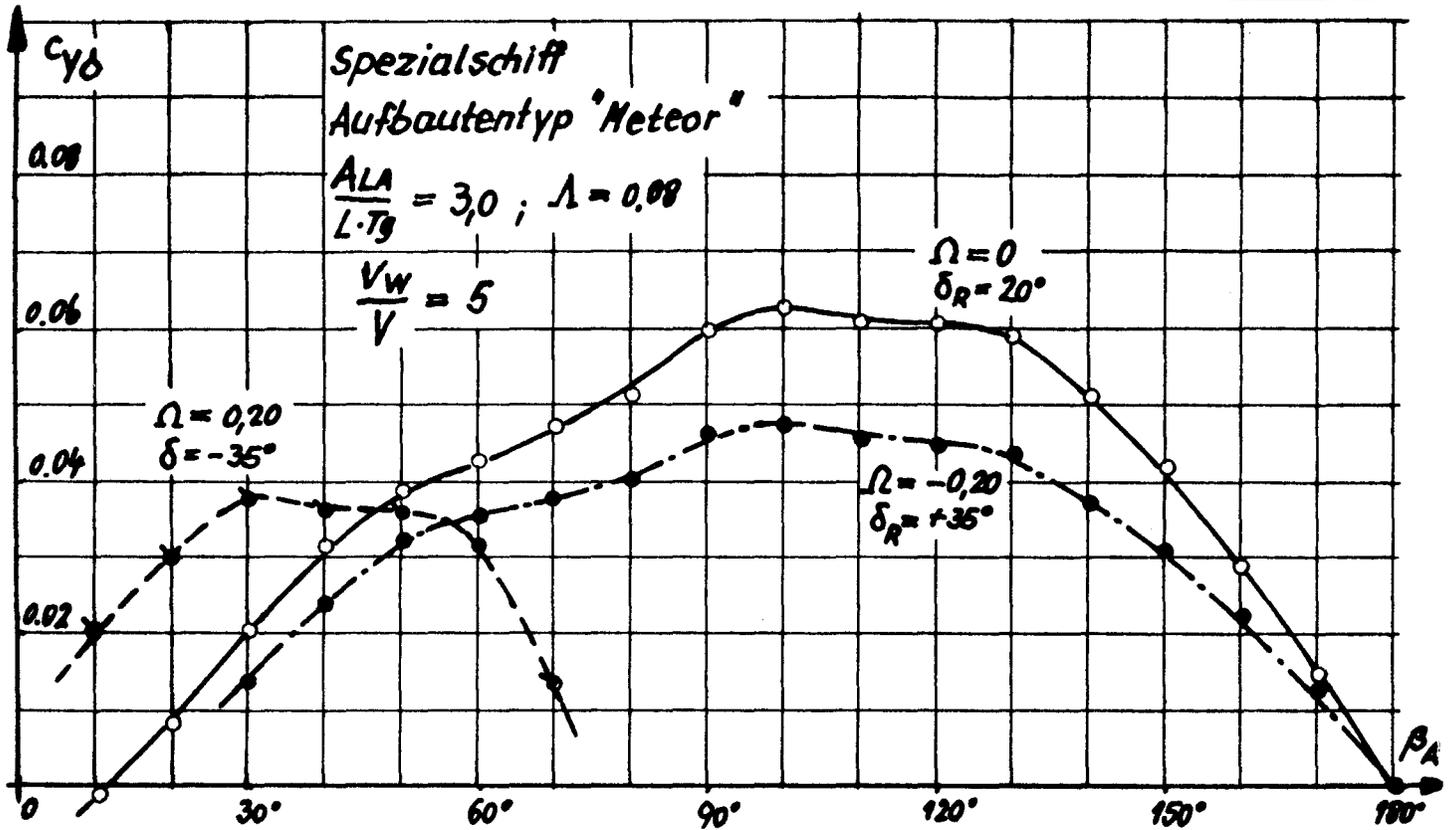


Dies zeigt, daß dieser keineswegs eindeutig die Druckpunktlage bestimmt: Beim Fahrgastschiff liegt z.B. der Druckpunkt der aerodynamischen Seitenkraft für $\beta_A > 30^\circ$ vor dem Druckpunkt der "Meteor", so daß, bei größeren Seitenkraftbeiwerten, die Driftwinkel beim Fahrgastschiff größer werden und auch größere Ruderwirksamkeiten zum Giermomentenausgleich (oder Drehen durch den Wind) erforderlich werden.

Bei sehr großem Lateralflächen-Verhältnis in Verbindung mit kleinem Rumpfsseitenverhältnis kann das Drehen durch den Wind ähnlich große $c_{Y\delta}$ erfordern wie das Kurshalten auf gerader Bahn, oder sogar zum bestimmenden Faktor werden. Daher wird für das Fahrgastschiff noch eine weitergehende Variation von $A_{LA}/(L \cdot Tg)$ und Λ vorgenommen.

Das Drehen vor dem Wind mit Hartruderlage $\delta_R = + 35^\circ$, auf einer Bahnkurve entsprechend $\Omega = - 0,20$, erfordert Ruderwirksamkeiten, die vielfach die zum Drehen durch den Wind benötigten übertreffen. Das Maximum von $c_{Y\delta}$ liegt etwa beim gleichen Winkel β_A wie bei Geradeausfahrt, ist aber bei Schiffen mit großem Lateralflächen-Verhältnis und kleinem Rumpfsseitenverhältnis (Fahrgast- und Fährschiff, Frachter in Ballast) geringer. Beim Containerschiff ist $c_{Y\delta}$ so groß wie bei Geradeausfahrt, beim Frachter mit vollem Tiefgang übertrifft $c_{Y\delta}$ die Werte für Geradeausfahrt.

Abb. 10.18



Lediglich für das Fahrgastschiff ergab sich für das Drehen vor dem Wind eine etwas geringere Ruderwirksamkeit als zum Drehen durch den Wind. Rechnet man mit den Kraft- und Momentenbeiwerten für das Eisenbahnfährschiff "Deutschland" (nicht dargestellt), so ergeben sich für das Drehen vor dem Wind wiederum größere erforderliche Ruderwirksamkeiten als für das Drehen durch den Wind.

Die Diskussion der bisher dargestellten Ergebnisse zeigte, daß besonders Fahrgast- und Fährschiffe (mit großem $A_{LA}/(L \cdot Tg)$ und kleinem Λ) bei starkem Seitenwind Probleme beim Kurshalten und Drehen bekommen können. Für diesen Typ soll daher die Auswirkung einer Variation von $A_{LA}/(L \cdot Tg)$ und Λ auf $c_{Y\delta}$ betrachtet werden.

Auf geradem Kurs ($\Omega = 0$; $\delta_R = 20^\circ$, vergl. Abb. 10.19) ist eine fast lineare Abhängigkeit $c_{Y\delta} = f(A_{LA}/(L \cdot Tg))$ bei konstantem Seitenverhältnis Λ festzustellen. Hält man das Lateralflächen-Verhältnis konstant, so wird mit kleinerem Λ auch die erforderliche Ruderwirksamkeit $c_{Y\delta}$ geringer. Diese Darstellungen werden später auch zur Darlegung der Berechnungsergebnisse für andere Schiffstypen benutzt.

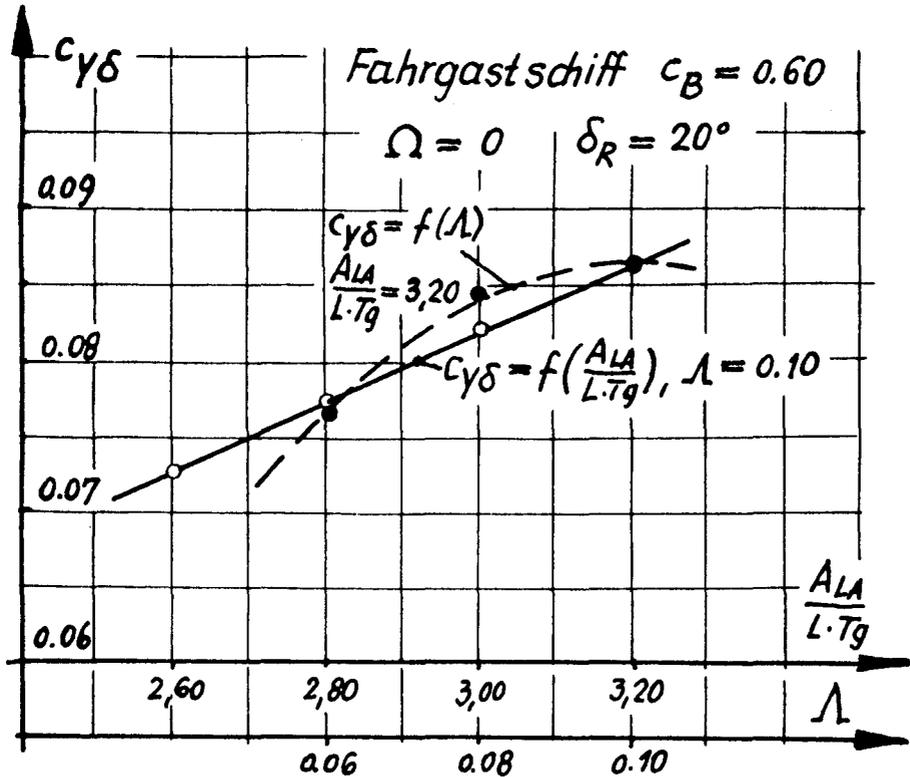


Abb. 10.19
 Kurshalten
 bei $\frac{v_w}{V} = 5$

Bei extremen Verhältnissen $\frac{A_{LA}}{L \cdot Tg}$ kann das erforderliche $c_{Y\delta}$ so groß werden, daß es sich nicht mehr konstruktiv verwirklichen läßt. Abschätzungen zeigten, daß $c_{Y\delta} > 0,10$ nur schwer realisiert werden kann. Hier zeichnet sich eine Grenze für Einschrauber ab, die allerdings noch deutlicher wird, wenn wir das Drehen durch den Wind ($\Omega = 0,20$; $\delta_R = -35^\circ$) betrachten:

In Abb. 10.20 wird für $\frac{A_{LA}}{L \cdot Tg} = 3,20$ die Abhängigkeit $c_{Y\delta} = f(\Lambda)$ gezeigt, und man erkennt (im Gegensatz zur Geradeausfahrt) den starken Anstieg von $c_{Y\delta}$ bei abnehmendem Seitenverhältnis. Dies bedeutet, daß flachgehende Schiffe nicht mehr durch den Wind drehen können, wenn sie als Einschrauber konzipiert werden. Das Drehen durch den Wind ist hier die härtere Forderung:

Bei $\frac{A_{LA}}{L \cdot Tg} = 3,20$ und $\frac{v_w}{V} = 5$ ergibt sich für $\Lambda = 0,06$ (0,07):

- für Geradeausfahrt $c_{Y\delta} = 0,076$ (0,085)
- für Drehen durch den Wind $c_{Y\delta} = 0,210$ (0,111).

Ähnlich wie bei Geradeausfahrt nimmt $c_{Y\delta}$ ab, wenn das Lateralflächen-Verhältnis kleiner wird und Λ konstant bleibt.

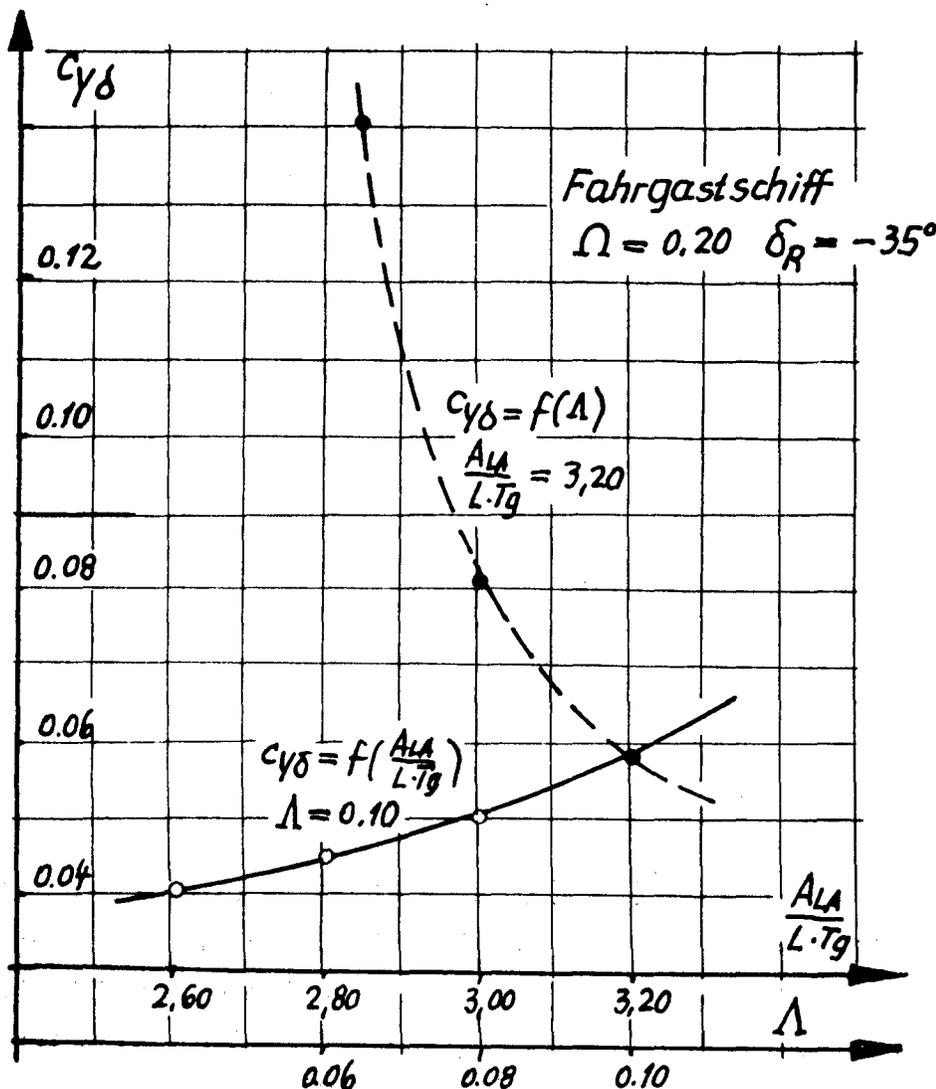


Abb. 10.20

Drehen durch den Wind
bei $\frac{v_w}{V} = 5$

Die bisherigen Resultate wurden für $\Omega = 0,20$ erhalten. Dem entspricht ein Bahnradius von 5 Schiffslängen. In Abb. 10.21 wird gezeigt, wie sich eine geänderte dimensionslose Drehgeschwindigkeit Ω ("Drehung") auswirkt. Man sieht, daß eine Reduktion des Bahnradius, das bedeutet eine Vergrößerung der Drehung $\Omega = L/R$, die erforderliche Ruderwirksamkeit beträchtlich erhöht. Umgekehrt kann auch mit geringerer Ruderwirkung noch durch den Wind gedreht werden, wenn der Bahnradius genügend groß gewählt werden kann. Der Platzbedarf für derartige Manöver würde aber dann in vielen Fällen zu groß werden. Dies rechtfertigt den hier eingeschlagenen Weg, zur Ermittlung der für das Drehen durch den Wind erforderlichen Ruderwirksamkeit von einem bestimmten Wert für die Drehung auszugehen. Dies gilt auch für das Drehen vor dem Wind. Wie aus Abb. 10.21 ebenfalls hervorgeht, erschwert eine Verminderung von Δ beträchtlich das Drehen durch den Wind.

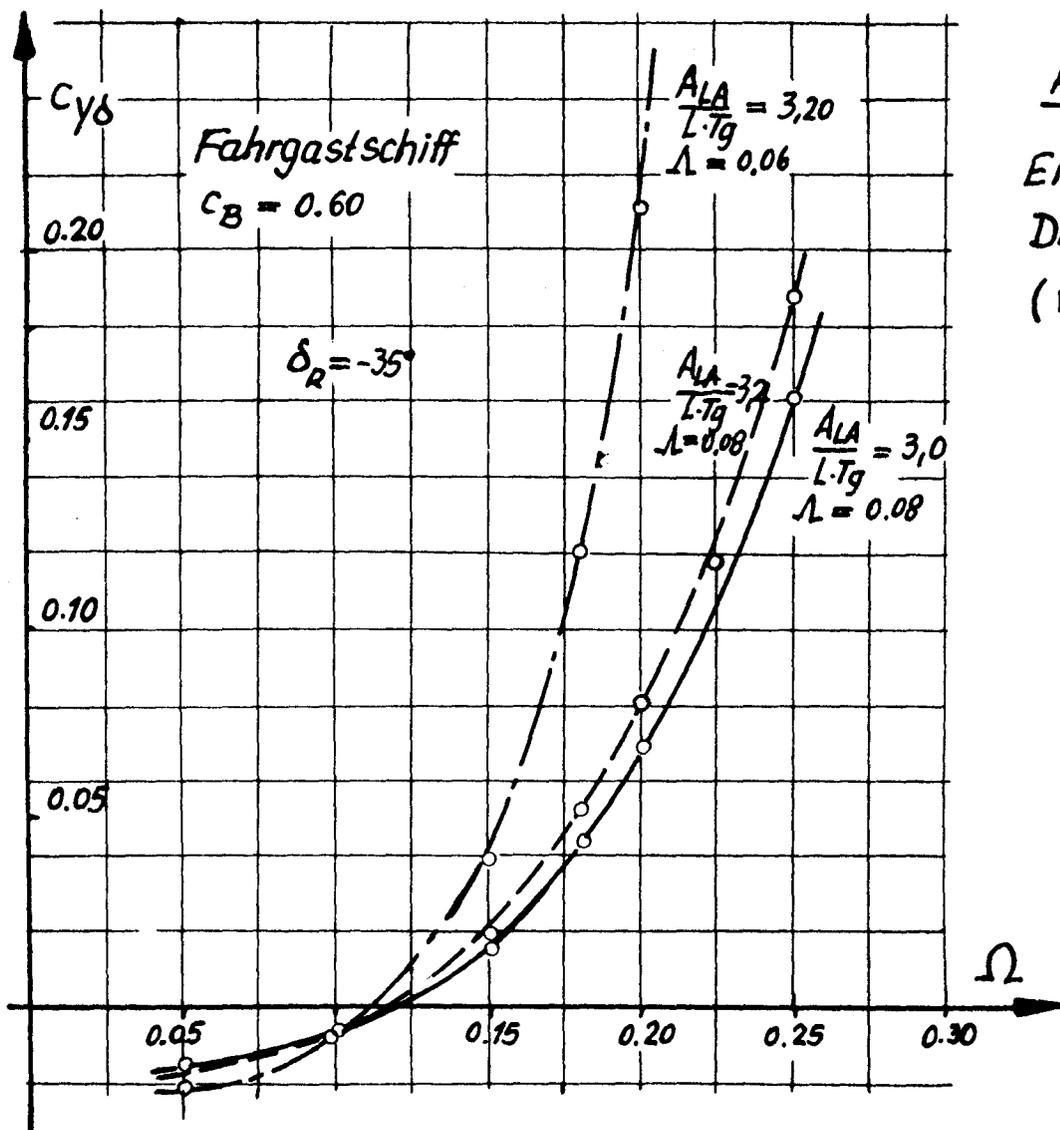


Abb. 10.21
Einfluß der
Drehung Ω
($v_w/v = 5,0$)

Die erforderliche Ruderwirksamkeit $c_{Y\delta}(\max)$ in Abhängigkeit von Lateralflächen- und Seitenverhältnis für verschiedene Schiffstypen und Aufbauten-anordnungen

In Abb. 10.19 wurde bereits für das Fahrgastschiff gezeigt, wie sich eine Veränderung des Lateralflächen-Verhältnisses bzw. des Seitenverhältnisses auf die maximal erforderliche Ruderwirksamkeit $c_{Y\delta}$ bei Geradeausfahrt in starkem Seitenwind auswirkt. Die folgenden Abbildungen 10.22 ff. zeigen diese Darstellung auch für andere Schiffstypen und für andere Seiten- und Lateralflächen-Verhältnisse. Der Variationsbereich der Einflußgrößen wurde in der Übersicht in Abschnitt 9.2. angegeben.

Abb. 10.22

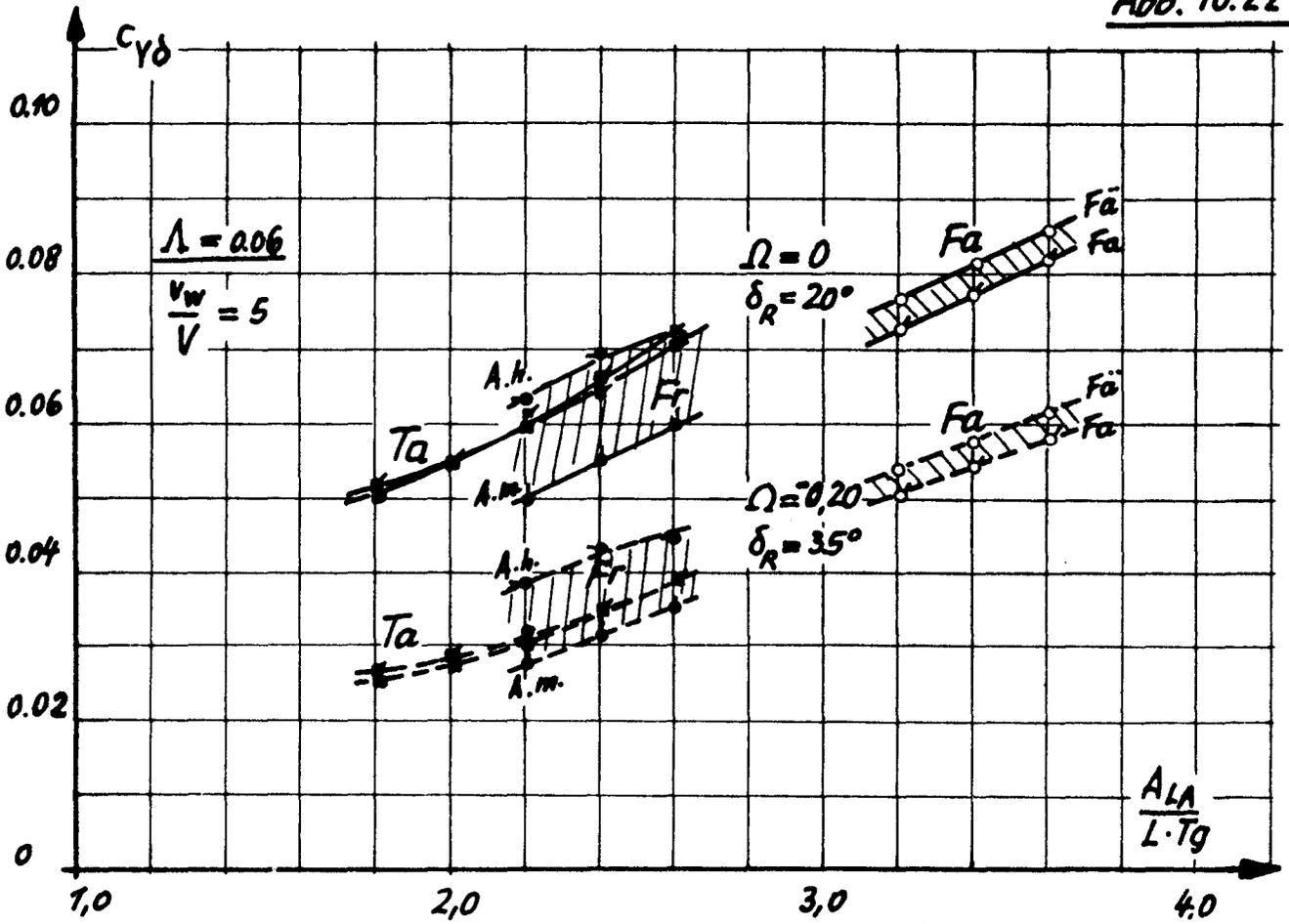


Abb. 10.23

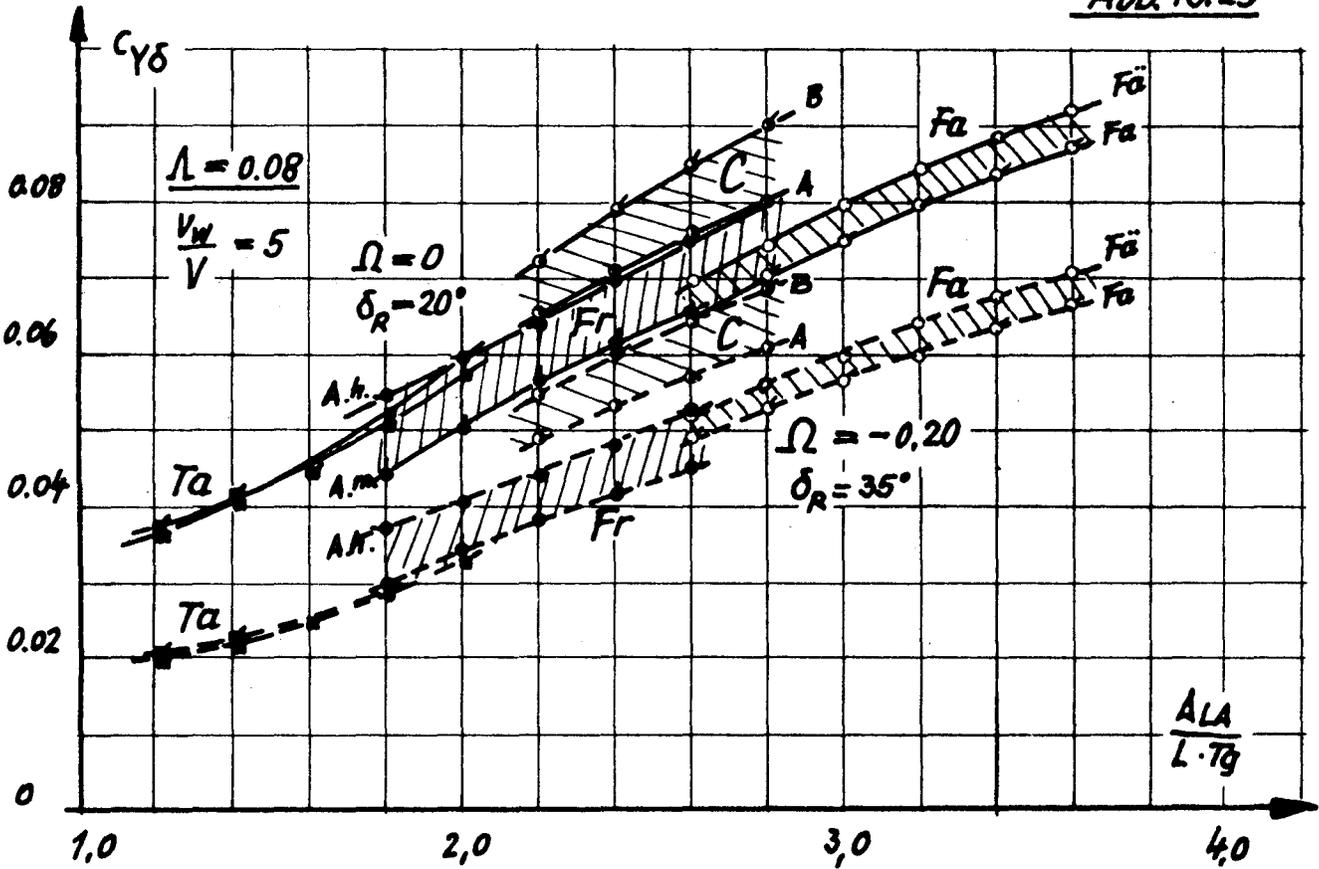
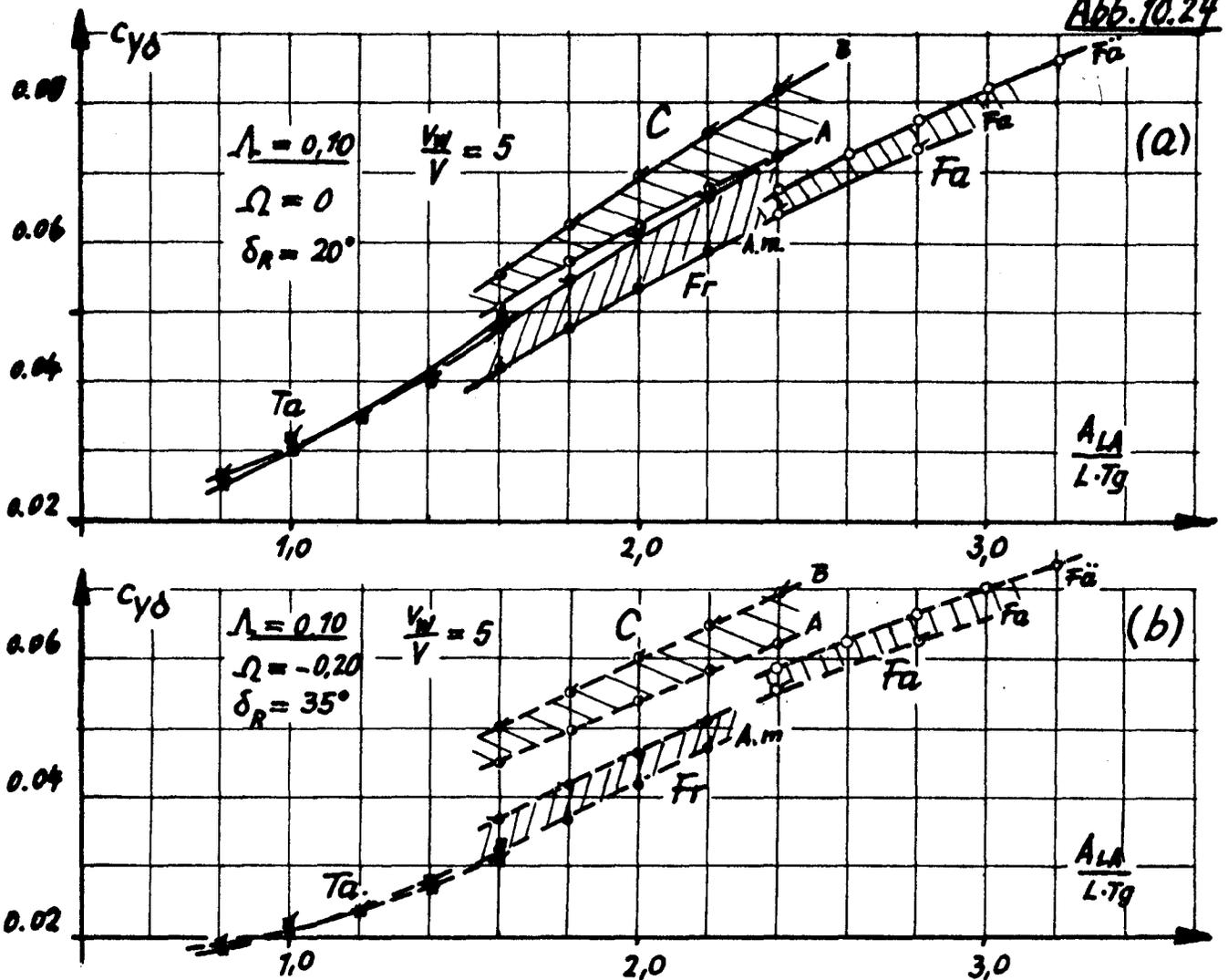
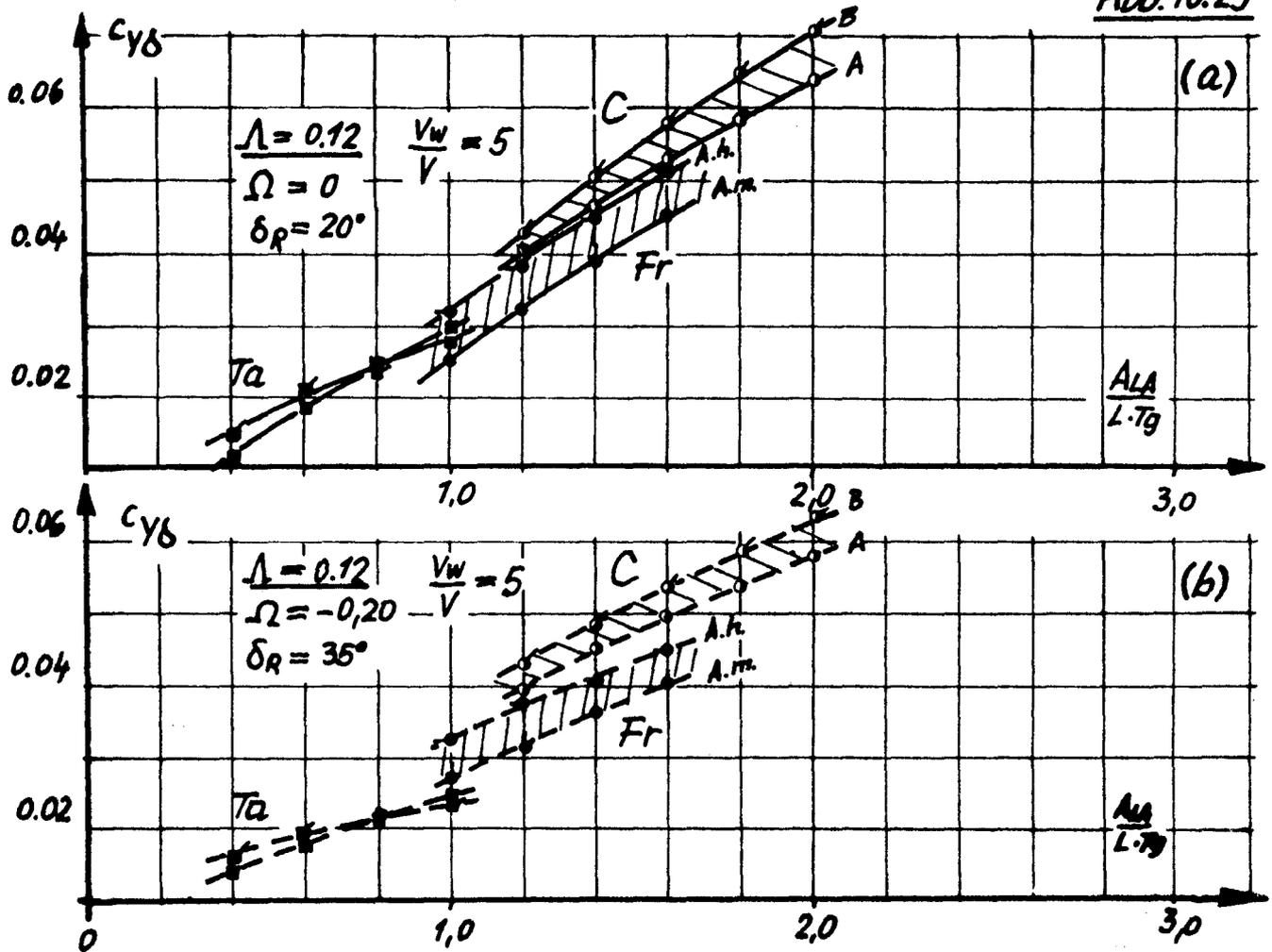


Abb. 10.24



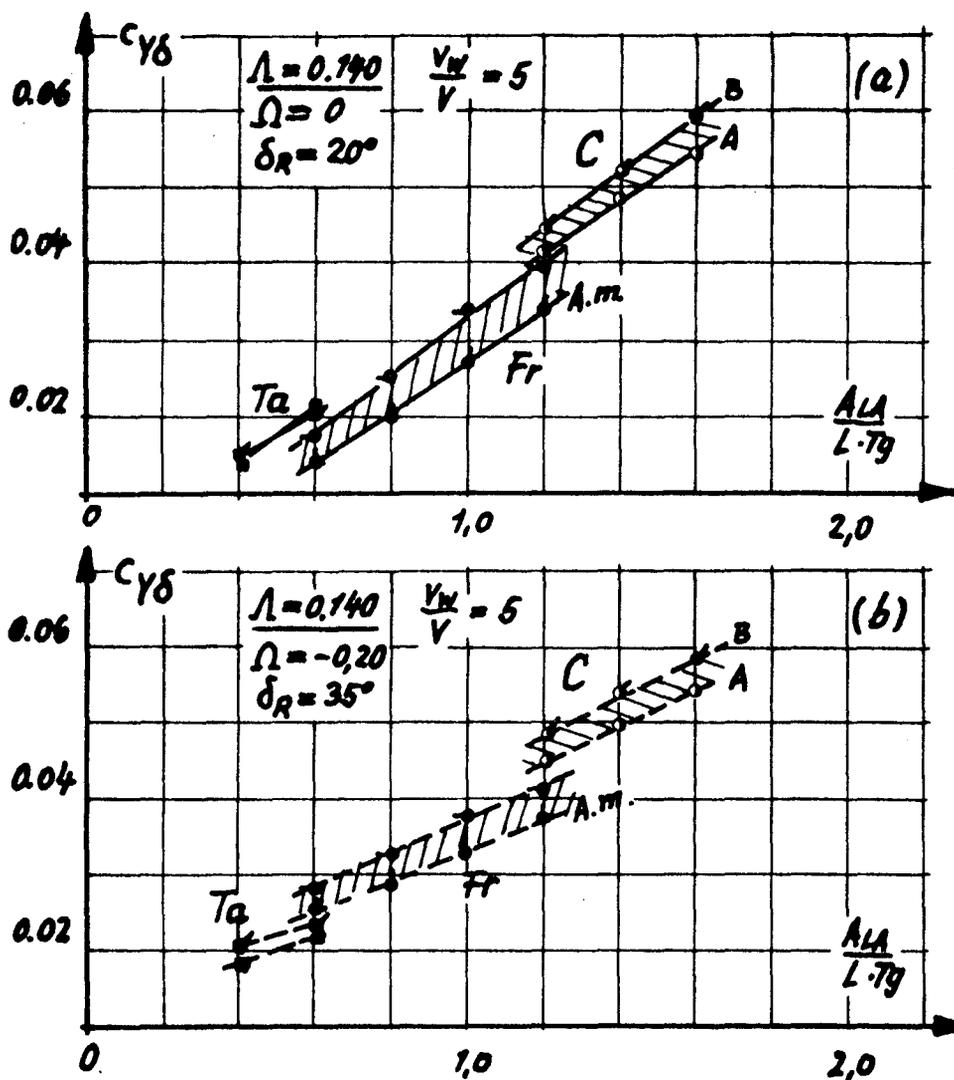
Die Abb. 10.22 bis 10.26 zeigen die Abhängigkeit $c_{Y\delta}(\max) = f\left(\frac{A_{LA}}{L \cdot Tg}\right)$ für die Rumpseitenverhältnisse $\lambda = 0,06, 0,08, 0,10, 0,12$ und $0,14$, sowohl für Geradeausfahrt ($\Omega = 0$) als auch für das "Drehen vor dem Wind" ($\Omega = -0,20$). Man erkennt das Anwachsen von $c_{Y\delta}$ mit zunehmendem Lateralflächen-Verhältnis. Es wurde bereits darauf hingewiesen, daß zum Drehen vor dem Wind ($\Omega = -0,20$) mit $\delta_R = 35^\circ$ i.a. kleinere Ruderwirksamkeiten benötigt werden als bei Geradeausfahrt mit Anwendung von 20° Ruderwinkel. Dies ist deutlich für die kleineren Seitenverhältnisse bis $\lambda = 0,10$ zu erkennen (Abb. 10.22 bis 10.24). Für $\lambda = 0,12$ erfordern Kurshalten und Drehen etwa gleichgroße Ruderwirksamkeiten, während bei $\lambda = 0,14$ (Abb. 10.26) für das Drehen vor dem Wind sogar größere $c_{Y\delta}$ benötigt werden als zum Kurshalten.

Abb. 10.25



Für jeden Schiffstyp wurden mehrere Aufbauvarianten untersucht. Einzelheiten darüber können der Übersicht in Abschnitt 3 entnommen werden: Für das Containerschiff (C) Typ B mit zusätzlichem Brückenaufbau vorn ergaben sich größere $c_{y\delta}$ als für Typ A. Das Autofährschiff (Fä) mit großem kompaktem und weit nach vorn gezogenen Aufbau benötigt ebenfalls größere Ruderwirksamkeiten als das normale Fahrgastschiff (Fa.). Beim Stückgutfrachter (Fr) war die Variante mit Aufbau hinten (A.h.) schwerer auf Kurs zu halten bzw. zu drehen als die mit Mittschiffsaufbau (A.m.). Die Unterschiede zwischen den erforderlichen Ruderwirksamkeiten des großen 330 000 tdw-Tankers und des "kleinen" 50 000 tdw-Tankers sind gering. Bei beiden liegt der gesamte Aufbau hinten.

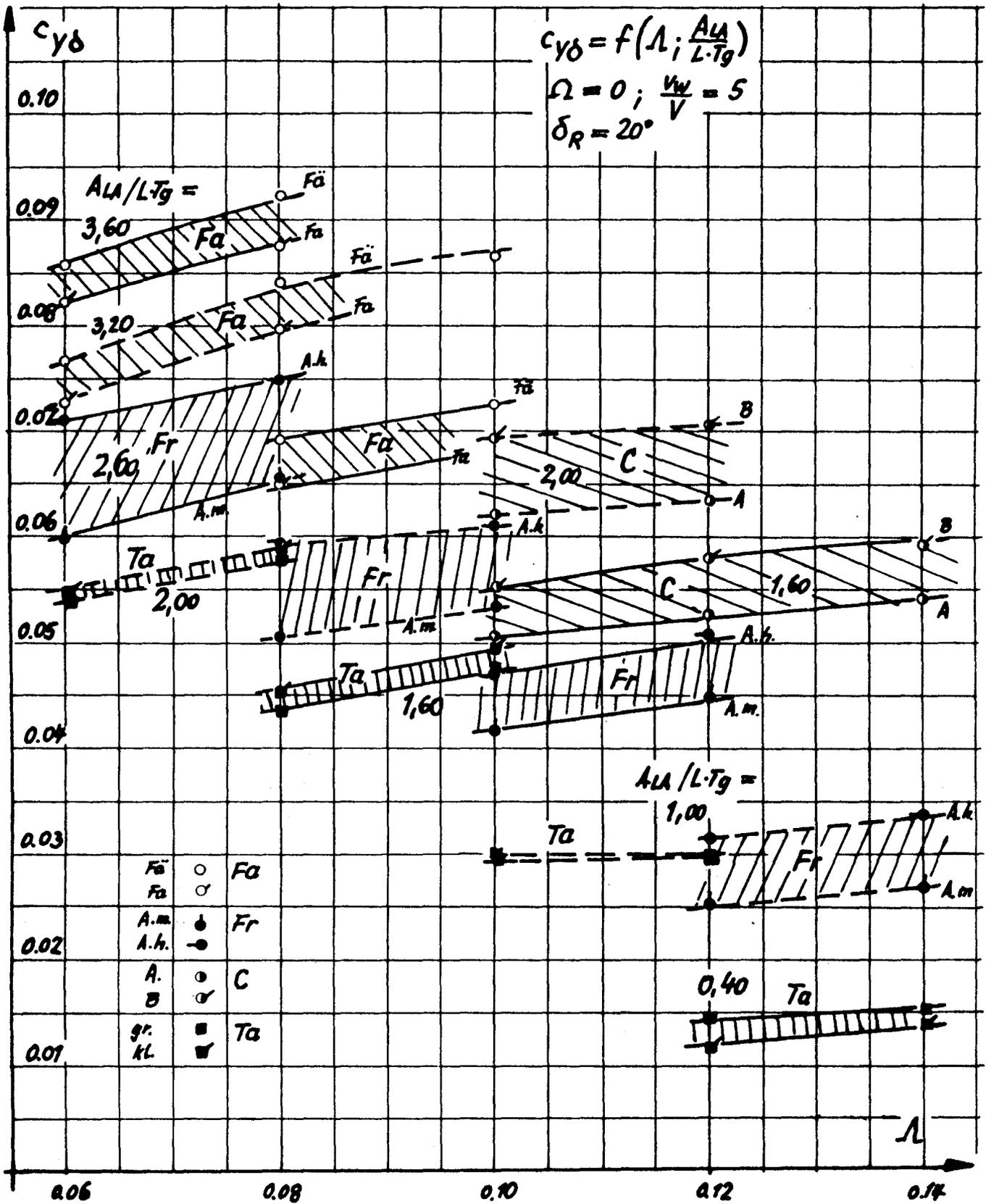
Abb. 10.26



Andere beim Stückgutfrachter untersuchte Aufbauvarianten (geteilter Aufbau mit vorn liegender Brücke; Aufbau etwa auf zwei Drittel der Länge von vorn) liegen mit dem erforderlichen $c_{y\delta}$ im angegebenen Streubereich. Berechnungen für ein Fährschiff mit abgeschnittenem Kreuzerheck ("Spiegelheck") ergaben bei sonst gleichen geometrischen Daten eine um 3 bis 5 % größere erforderliche Ruderwirksamkeit, als für das Fährschiff mit Kreuzerheck ermittelt wurden.

In Abb. 10.27 ist für einige Lateralflächen-Verhältnisse von 0,40 bis 3,60 die Abhängigkeit $c_{y\delta} = f(\Lambda)$ für verschiedene interessierende Schiffstypen dargestellt, und zwar für Geradeausfahrt ($\Omega = 0$). Man erkennt den Anstieg über Λ und den festgestellten Schwankungsbereich für verschiedene übliche Aufbautenanordnungen.

Abb. 10.27



Diese Darstellung zeigt deutlich, daß bei sehr großem Lateralfächen-Verhältnis und dem dann meist kleinen Seitenverhältnis λ auch große Ruderwirksamkeiten $c_{Y\delta}$ benötigt werden, um bei starkem Seitenwind noch geradeaus fahren zu können.

Der Einfluß des angenommenen Geschwindigkeits-Verhältnisses v_w/V ist bei der Erläuterung der Abb. 10.16 und 10.17 mit angesprochen worden. Es sollen nun einige Beispiele dafür gegeben werden, wie sich die zum Giermomentenausgleich erforderliche Ruderwirksamkeit verändert, wenn das Geschwindigkeits-Verhältnis von $v_w/V = 5$ abweicht:

v_w/V	$c_{Y\delta} / c_{Y\delta} (v_w/V = 5)$					
	Frachtschiff			Fahrgastschiff		Containerschiff
	Ballast	beladen		Fährsch.	Fahrg.	Typ A
6	1,37	1,38	1,43	1,38	1,41	1,38
5	1,00	1,00	1,00	1,00	1,00	1,00
4	0,66	0,65	0,65	0,65	0,63	0,66
3	0,36	0,35	0,33	0,34	0,32	0,36
2	0,13	0,12	0,12	0,11	0,10	0,13
λ	0,08	0,08	0,14	0,08	0,08	0,10
$A_{LA}/L.Tg$	2,40	2,40	1,00	3,00	2,80	1,60
	A.h.	A.m.	A.h.			

Den Angaben der Übersicht kann entnommen werden, daß die prozentuale Änderung von $c_{Y\delta}$ bei abweichendem Geschwindigkeits-Verhältnis nur wenig von Schiffstyp und Beladungszustand abhängt, so daß eine einfache Umrechnung der dargestellten Berechnungsergebnisse für $v_w/V = 5$ möglich ist.

Der Schubbelastungsgrad c_{Th} ist zwar - wie erläutert - in $c_{Y\delta}$ als Einflußgröße enthalten, er beeinflusst aber auch, da die mittlere Anströmrichtung des Ruders von ihm abhängt, das zum Momentenausgleich erforderliche $c_{Y\delta}$. Für das Frachtschiff (Aufbau hinten) und das Fahrgastschiff (Fährschiff) ergaben sich bei einer Variation des angenommenen Schubbelastungsgrades folgende Ruderwirksamkeiten ($\Omega = 0$; $v_w/V = 5$; $\delta_R = 20^\circ$):

$c_{Th}(\text{angen.})$	$c_{Y\delta}(\text{max})$		$c_{Th}(\text{angen.})$	Fährschiff
	Fr.Ball.	bel.		
1,0	0,0671(-3,3%)	0,0332(-1,5%)	0,5	0,0768(-2,9%)
1,5	0,0684(-1,4%)	0,0334(-0,9%)	1,0	0,0791(-----)
2,0	0,0694(-----)	0,0337(-----)	1,5	0,0807(+2,0%)
2,5	0,0703(+1,3%)	0,0337(-----)	2,0	0,0819(+3,5%)
3,0	0,0709(+2,2%)	0,0338(+0,3%)	2,5	0,0829(+4,8%)
$A_{LA}/L.Tg$	2,40	1,00		3,00
Λ	0,08	0,14		0,08

Aus der Übersicht geht hervor, daß bei Geradeausfahrt eine Verminderung des erforderlichen $c_{Y\delta}$ um 3 % (großes Lateralflächen- und kleines Seitenverhältnis) bis 1,5 % (kleines Lateralflächen- und großes Seitenverhältnis) erfolgt, wenn der angenommene Schubbelastungsgrad um 50 % reduziert wird (vergl. die Anmerkungen in Abschnitt 2.3). Dagegen wird $c_{Y\delta}$ beim Drehen vor dem Wind ($\Omega = -0,20$) unter gleichen Voraussetzungen um 2 bis 4 % erhöht.

Da i.a. kleinere Abweichungen von den für die Berechnungen angenommenen Schubbelastungsgraden (s.u.) erwartet werden können, ist demnach dieser Einfluß auf die Berechnungsergebnisse gering.

Für die Berechnungen wurden folgende Werte für die Völligkeitsgrade c_B und die Schubbelastungsgrade c_{Th} angenommen:

Fahrgastschiff	$c_B = 0,60$	$c_{Th} = 1,0$
Containerschiff	$c_B = 0,60$	$c_{Th} = 1,0$
Frachtschiff	$c_B = 0,65$	$c_{Th} = 2,0$
Tanker	$c_B = 0,80$	$c_{Th} = 4,0$

Von den angenommenen Werten abweichende Völligkeitsgrade c_B können sich nur auswirken, wenn Trägheitskräfte und -momente eine Rolle spielen, also beim Drehen durch den Wind oder vor dem Wind.

Dieser Einfluß kann nach folgenden Beispielen abgeschätzt werden

($\Omega = -0,20$; $v_w/v = 5$) : $L/B = 6,67 = \text{konst.}$

c_B	$c_{Y\delta}$ für Frachter		$c_{Y\delta}$ Fahrgastschiff	äquival. L/B für $c_B =$	
	Ballast	beladen		0,65	0,60
0,55	0,0512(+7,1%)	0,0415(+10,1%)	0,0622(+3,8%)	7,88	7,27
0,60	0,0495(+3,6%)	0,0395(+4,8%)	0,0599(-----)	7,22	6,67
0,65	0,0478(-----)	0,0377(-----)	0,0588(-1,8%)	6,67	6,16
0,70	0,0459(-4,0%)	0,0356(-5,6%)		6,19	--
0,75	0,0441(-7,7%)	0,0337(-10,6%)		5,78	--
Λ	0,08	0,14	0,08		
$\frac{\Lambda_{LA}}{L.Tg}$	2,40	1,00	3,00		

Bei größerem Völligkeitsgrad c_B wird die erforderliche Ruderwirksamkeit zum Drehen vor dem Wind kleiner, das Drehen also leichter. Dagegen wird das Drehen durch den Wind mit größerem Völligkeitsgrad schwerer und somit werden größere $c_{Y\delta}$ erforderlich.

Auch ein abweichendes L/B-Verhältnis beeinflusst die Trägheitskräfte und -momente, d.h. eine Änderung des L/B-Verhältnisses wirkt sich umgekehrt wie eine Änderung des Völligkeitsgrades aus. In obiger Tabelle ist eine Abschätzung dieses Einflusses enthalten, indem ein äquivalentes L/B für entsprechende Änderungen der Ruderwirksamkeit angegeben wird, wenn $c_B=0,65$ bzw. $0,60 = \text{konst.}$ ist.

11. Folgerungen aus den Berechnungsergebnissen für die Dimensionierung des Ruders

Mit den dargestellten und erläuterten Berechnungsergebnissen lassen sich unter Berücksichtigung der konstruktiven Daten des Schiffes die erforderlichen Ruderwirksamkeiten ermitteln. Diese wiederum bilden die Grundlage für die Ruderkonstruktion. Dabei werden je nach Schiffstyp die Dreh- und Stützeigenschaften oder auch die Fähigkeit, in starkem Wind zu drehen oder Kurs zu halten, für die Auslegung des Ruders entscheidend sein. Unter Zugrundelegung typischer Schiffsdaten soll dieser Frage nun für die behandelten Schiffstypen nachgegangen werden.

Fahrgast- und Fährschiffe: ($L = 100 - 140$ m; $V = 20 - 22$ kn; $c_B = 0,55 - 0,60$; $\Lambda = 0,06 - 0,08$; $A_{LA}/(L.Tg) = 2,50 - 3,60$; $i_X/L = 0,22 - 0,25$); Abb. 10.1; 10.5; 10.9; 10.10; 10.13; 10.16; 10.22 und 10.23.

Normale Drehfähigkeit erfordert ein $\epsilon_{Y\delta} = 0,027$ bis $0,043$, wobei der niedrige Wert für kleine Seitenverhältnisse, Völligkeitsgrade und Trägheitsradien gilt. Für normale Stützfähigkeit werden größere Ruderwirksamkeiten nötig: $c_{Y\delta} = 0,037$ bis $0,065$. Die Höchstwerte gelten hier für 100 m Schiffslänge.

Kurshalten bei starkem Seitenwind entsprechend einem Geschwindigkeits-Verhältnis $v_W/V = 5$ erfordert $c_{Y\delta} = 0,057$ bis $0,085$; Drehen im Wind ist bereits bei etwas geringeren Ruderwirksamkeiten möglich.

Das Ruder müßte demnach nach der Forderung dimensioniert werden, das Schiff bei starkem Seitenwind auf Kurs halten zu können.

Containerschiffe: ($L = 140 - 270$ m; $V = 20 - 22$ kn; $c_B = 0,55 - 0,65$; $\Lambda = 0,08 - 0,12$; $A_{LA}/(L.Tg) = 1,30 - 2,40$; $i_X/L = 0,22 - 0,25$); Abb. 10.2; 10.6; 10.10; 10.11; 10.13; 10.17; 10.23; 10.24; 10.25.

Bei kleinem Rumpfseitenverhältnis ($\Lambda = 0,08$), das i.a. mit größerem Lateralflächen-Verhältnis verbunden ist, überwiegt die Forderung nach Kurshalten in starkem Wind ($c_{Y\delta} = 0,080$) gegenüber der Drehfähigkeit ($c_{Y\delta} = 0,030 - 0,040$); bei größeren Seitenverhältnissen ($\Lambda = 0,12$) und kleinerem Lateralflächen-Verhältnis ergeben sich nahezu identische Ruderwirksamkeiten für Kurshalten im Wind ($c_{Y\delta} = 0,043$) und normale Drehfähigkeit ($c_{Y\delta} = 0,046$). Normale Stützfähigkeit wird mit geringeren Ruderwirksamkeiten erreicht. Der Beladungszustand ist hier, verglichen mit dem Stückgutfrachter, von untergeordneter Bedeutung, da im Ballastzustand die Container an Deck wegfallen.

Stückgutfrachter: ($L = 100 - 160$ m; $V = 16 - 18$ kn; $c_B = 0,60 - 0,70$; $i_X/L = 0,22 - 0,28$; beladen: $\Lambda = 0,10 - 0,14$; $A_{LA}/(L.Tg) = 0,80 - 1,60$; in Ballast: $\Lambda = 0,08 - 0,10$; $A_{LA}/(L.Tg) = 1,40 - 2,60$); Abb. 10.2; 10.3; 10.7; 10.9; 10.10; 10.13; 10.14; 10.15; 10.23; 10.24; 10.25 und 10.26.

Beladene Stückgutfrachter benötigen zur Erlangung normaler Drehfähigkeit $c_{Y\delta} = 0,039$ bis $0,064$; wobei die größten Werte für größte Rumpfvölligkeit, größtes Seitenverhältnis, größten Trägheitsradius und kleinste Schiffslänge gelten. Kurshalten im Wind kann $c_{Y\delta}$ - Werte zwischen $0,025$ und $0,048$ erfordern, wobei die größeren Werte für das kleine Seitenverhältnis gelten.

Bei großem Seitenverhältnis und zugehörigem kleinen Lateralflächen-Verhältnis überwiegt also die Forderung nach normaler Drehfähigkeit, bei kleinem Seitenverhältnis kann das Kurshalten entscheidend werden. Im Ballastzustand werden zum Drehen $c_{Y\delta} = 0,036$ bis $0,047$ benötigt, zum Kurshalten im Wind dagegen mit $0,048 - 0,075$ eindeutig größere Ruderwirksamkeiten. Da die Bezugsfläche $L \cdot Tg$ in Ballast nur $2/3$ bis $3/4$ derjenigen des beladenen Schiffes beträgt, würde dies einer Ruderwirksamkeit $0,075 \cdot 0,75 = 0,056$ bezüglich Lateralfläche des beladenen Schiffes entsprechen, also u.U. weniger, als im beladenen Zustand für Drehen benötigt wird. Die Forderungen "normale Drehfähigkeit" im beladenen Zustand und "Kurshalten bei Seitenwind" in Ballast führen demnach zu sehr ähnlichen erforderlichen Ruderwirksamkeiten.

Tanker und Massengutschiffe: ($L = 160 - 380$ m; $V = 14 - 16$ kn;
 $i_x/L = 0,25 - 0,28$; beladen: $\lambda = 0,12 - 0,14$; $A_{LA}/(L \cdot Tg) = 0,40 - 0,80$;
in Ballast: $\lambda = 0,06$ bis $0,08$; $A_{LA}/(L \cdot Tg) = 1,40 - 2,60$);
Abb. 10.4; 10.8; 10.11; 10.22 - 26.

Zur Erreichung normaler Drehfähigkeit werden im beladenen Zustand $c_{Y\delta} = 0,056$ bis $0,067$ benötigt, in Ballast $0,038$ bis $0,050$. Kurshalten in starkem Seitenwind erfordert in beladenem Zustand $c_{Y\delta} = 0,016$ bis $0,024$, in Ballast aber $0,042$ bis $0,070$. Bezieht man letzteren Wert auf die doppelt so große Lateralfläche des beladenen Tankers, so erhält man mit $c_{Y\delta} = 0,035$ weniger, als zum Drehen im beladenen Zustand erforderlich ist.

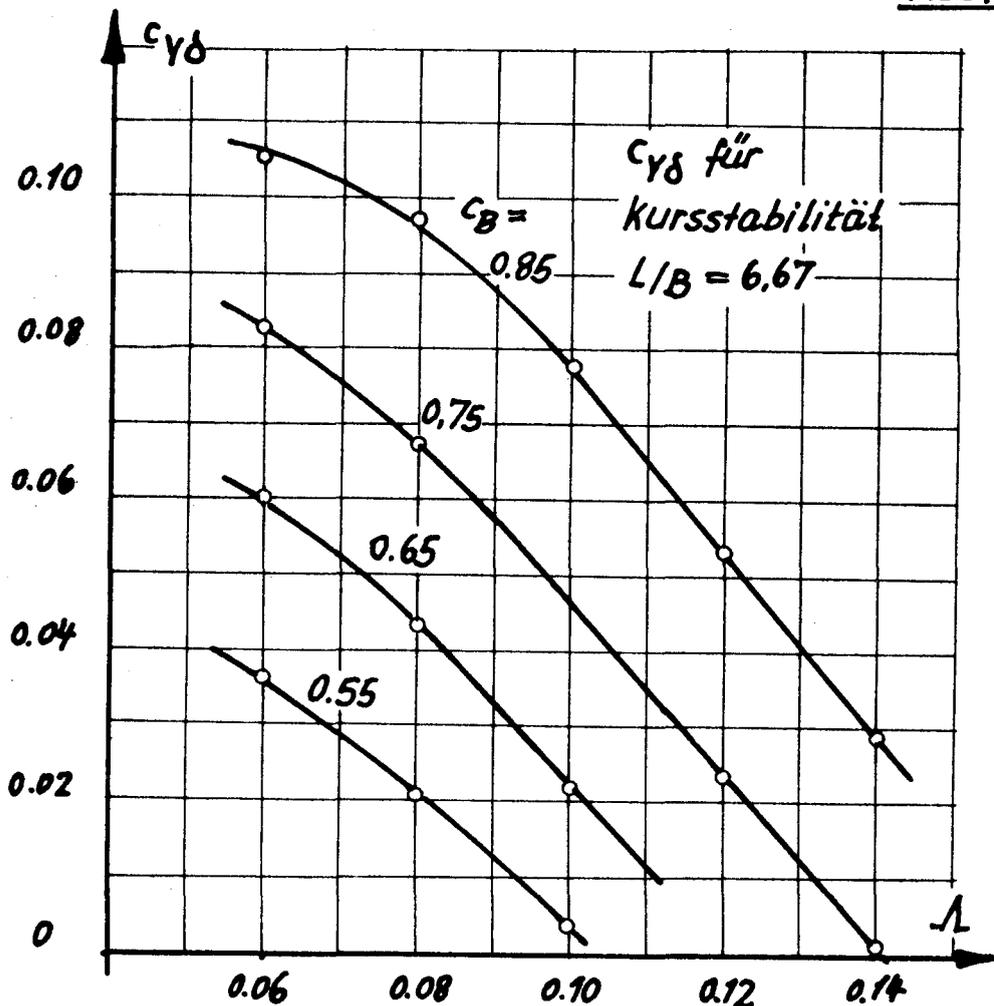
Zusammengefaßt kann gesagt werden:

1. Bei Fahrgast- und Fährschiffen wird das Ruder nach "Kurshalten in Seitenwind" ausgelegt ($c_{Y\delta}$ ca. $0,060 - 0,085$). Die Schiffe drehen dann überdurchschnittlich gut.
2. Bei Containerschiffen mit kleinem Seitenverhältnis wird das Ruder ebenfalls nach dem "Kurshalten in Seitenwind" ausgelegt, bei größerem Tiefgang bzw. Seitenverhältnis ergeben sich fast gleiche Ruderwirksamkeiten für "Drehen" bzw. "Kurshalten im Wind" ($c_{Y\delta}$ ca. $0,045$ bis $0,080$).
3. Bei Stückgutfrachtern sind für die Ruderauslegung das "Drehen" im beladenen Zustand und das "Kurshalten bei Seitenwind" in Ballastfahrt maßgeblich, die beide etwa gleichgroße Ruderwirksamkeiten ergeben können ($c_{Y\delta}$ ca. $0,045$ bis $0,060$).

4. Bei Tankern und Massengutschiffen muß das Ruder nach der Forderung für normales Drehen im beladenen Zustand ausgelegt werden; das Kurshalten bei starkem Wind bereitet dann auch in extremen Ballastzuständen keine Schwierigkeiten, ($c_{Y\delta}$ ca. 0,057 - 0,067).

Abschließend soll die Frage geprüft werden, ob ein nach obigen Kriterien ausgelegtes Ruder auch Kursstabilität erwarten läßt. Hierzu wurden mit Hilfe der Programmvariante "Stationäres Drehen ohne Wind" (Abschnitt 6) Spiralmanöver berechnet. Eine Variationsrechnung unter Beachtung der Bedingung einer eindeutigen Zuordnung von Ruderwinkel und Drehgeschwindigkeit ergab die für Kursstabilität erforderliche Ruderwirksamkeit $c_{Y\delta} = f(\Lambda, c_B)$, für konstantes Verhältnis $L/B = 6,67$. Das Ergebnis ist in Abb. 11.1 dargestellt worden. Hiernach steigt das erforderliche $c_{Y\delta}$ mit wachsendem Völligkeitsgrad c_B an und fällt stark mit wachsendem Seitenverhältnis Λ .

Abb. 11.1



Ein Vergleich mit den für die Bedingungen "Kurshalten in starkem Seitenwind" oder "normale Dreh- und Stützfähigkeit" erforderlichen Ruderwirksamkeiten zeigt, daß i.a. Kursstabilität gewährleistet ist, wenn man das Ruder nach der jeweils härteren der beiden Forderungen auslegt. Bei Stückgutfrachtern und Massengutschiffen kann auch in typischen Ballastzuständen Kursstabilität angenommen werden. Die Ruder müssen nach der Drehfähigkeit im beladenen Zustand dimensioniert werden. Bezieht man dieses $c_{Y\delta}$ auf die wesentlich kleinere Lateralfläche im Ballastzustand, so ergeben sich Ruderwirksamkeiten, die nach Abb. 11.1 zur Gewährleistung von Kursstabilität ausreichen.

12. Zusammenfassung

In der vorliegenden Arbeit wird der Frage nachgegangen, welche Ruderwirkung ein Schiff erhalten soll, um ihm bestimmte Steuereigenschaften (Dreh- und Stützvermögen, Fähigkeit des Kurshaltens und Drehens im Wind) zu geben.

Die Ruderwirksamkeit kommt zum Ausdruck in einem Beiwert $c_{y\delta}$, der neben der prozentualen Ruderfläche auch andere konstruktive Besonderheiten wie Nachstromverhältnisse, Schubbelastungsgrad, Beaufschlagung durch den Propellerstrahl sowie den Einfluß der Ruderform (Umriß, Profil) enthält.

Als Hilfsmittel für die vorliegende Untersuchung wurde

- a) aus vereinfachten Bewegungsgleichungen des Schiffes ein Berechnungsverfahren entwickelt, das eine Ermittlung der Dreh- und Stützfähigkeit durch Berechnung des Anschwenk- und Stützvorganges beim Z-Manöver auf einem programmierbaren Taschenrechner ermöglicht;
- b) ein Berechnungsverfahren zur Bestimmung der Gleichgewichtslage des Schiffes bei äußerem Kraftangriff auf gerader oder gekrümmter Bahn und der dazu erforderlichen Ruderwirkung entwickelt.

Es war eine (wenigstens näherungsweise) klare Trennung zwischen Rumpf- und Ruderwirkung erforderlich. Ebenfalls mußten die hydrodynamischen Kräfte und Momente durch wenige, physikalisch begründete Koeffizienten dargestellt werden. Dies verminderte zwar grundsätzlich die Rechengenauigkeit, ermöglichte aber andererseits erst die vorliegende Untersuchung. Eine hohe Rechengenauigkeit war im Einzelfall weniger wichtig als die deutliche Darstellung des Einflusses der als wesentlich erkannten Größen:

Form und Massenverteilung des Rumpfes (Seitenverhältnis, Völligkeitsgrad, Trägheitsradius, L/B-Verhältnis), Geschwindigkeit und Länge des Schiffes, Überwasserschiffsform und Lateralflächen-Verhältnis.

Die erforderliche Ruderwirksamkeit wird als Funktion der genannten Einflußgrößen dargestellt.

Wendet man die Berechnungsergebnisse auf die Schiffsklassen an, die in der Einführung definiert wurden, so zeigt sich, daß die Ruder der Schiffsklasse 1 (schlanke Schiffe mit relativ großer Windangriffsfläche) wie erwartet nach dem Kriterium "Kurshalten bei starkem Seitenwind", diejenigen der Schiffsklasse 2 (völlige Schiffe mit geringer Windangriffsfläche) dagegen nach der "Drehfähigkeit" dimensioniert werden müssen.

Bei normalen Stückgutfrachtern können beide Kriterien für die Auslegung des Ruders entscheidend werden.

In allen Fällen ergab sich, daß bei einer Dimensionierung des Ruders nach den Kriterien "Dreh- und Stützfähigkeit" bzw. "Kurshalten und Drehen im Wind" auch mit Kursstabilität des Schiffes gerechnet werden darf.

Im Anhang sind einige Hinweise zur Anwendung der dargestellten Ergebnisse auf die Konstruktion des Ruders gegeben.

13. Literaturverzeichnis

(in der Reihenfolge der Erwähnung im Text).

- /1/ Thieme, H.: "Über strömungstechnische Grundlagen zur Bestimmung von Steuereigenschaften", Schiff und Hafen 1954, Seite 510.
- /2/ Wagner, B.: "Schrägschleppversuche für einen Seglerrumpf mit und ohne Balkenkiel und für den MARINER"; IfS-Bericht Nr. 186, März 1968.
- /3/ Eda, H. und Crane, C.L.: "Steering Characteristics of Ships in Calm Water and Waves"; SNAME Transactions 1965, Seite 135.
- /4/ Jacobs, W.R.: "Method of Predicting Course Stability and Turning Qualities of Ships"; International Shipbuilding Progress No. 121, Sept. 1964.
- /5/ Wagner-Smitt, L.: "Steering and Manoeuvring of Ships - Full Scale and Model Tests"; European Shipbuilding No. 6/1970 and No. 1/1971.
- /6/ Norrbin, N.: "Forces in Oblique Towing of a Model of a Cargo Liner and a Divided Double-Body Geosim", Schiff und Hafen 1964, Seite 701; SSPA-Bericht Nr. 57, 1965.
- /7/ Graff, W.: "Versuche über den Einfluß der Vorschiffsform auf das Gieren und Steuern von Schiffen", HSVA-Bericht Nr. 319 (1936).
- /8/ Gutsche, F.: "Die Induktion der axialen Strahlzusatzgeschwindigkeit in der Umgebung der Schraubenebene"; Schiffstechnik 1955, Heft 12/13; Seite 31.

- /9/ Albring: "Angewandte Strömungslehre", Verlag Theodor Steinkopf, Dresden 1970.
- /10/ SNAME Principles of Naval Architecture, New York 1967.
- /11/ Wagner, B.: "Windkräfte an Überwasserschiffen", Jahrbuch d. STG 1967 (61.Bd.), Seite 226; Schiff und Hafen 1967, Seite 894.
- /12/ Thiemann, H. und Böhme, H.: "Ermittlung der Windkräfte an einem Tanker und drei Containerschiffsmodellen" FDS-Bericht Nr. 48/1975.
- /13/ Aage, C.: "Wind Coefficients for Nine Ship Models" HyA-Report Nr. A3, Lyngby 1971.
- /14/ Brix, J.: "Dimensionslose Größen der Manöviereigenschaften von Schiffen", (HSVA - Veröffentlichung 1974). Jahrbuch d. STG 1972, Seite 407
- /15/ Schneekluth, H.: "Hydrodynamik zum Schiffsentwurf" (Vorlesungen); Koehler Verlag 1977.
- /16/ Brix, J.: "Einfluß des Schiffstiefgangs auf die Manöviereigenschaften bei verschiedenen Schiffslängen"; Hansa 1978, Seite 1011.

14. Symbolübersicht

A_0	Propellerkreisfläche
A_L	Lateralfläche des Unterwasserschiffes (= L.Tg)
A_{LA}	Überwasserlateralfläche
A_R	Ruderfläche
A_{RS}	vom Propellerstrahl beaufschlagte Ruderfläche
A_{10}	dimensionslose Anschwenkzeit für 10° Kursänderung (= $t_{A10} \cdot V/L$)
B	Breite des Schiffes
Bft	Windstärke (nach Beaufort)
B_{10}	dimensionslose Stützzeit beim $10^\circ - Z -$ Manöver (= $t_{S10} \cdot V/L$)
C	hydrodynamische Querkraft (senkrecht zur Anströmung)
C_A	Luftquerkraft
C_R	Ruderquerkraft
c_B	Völligkeitsgrad der Verdrängung
c_C	Querkraftbeiwert des Schiffsrumpfes
c_{CR}	Querkraftbeiwert des Ruders
c_D	Widerstandsbeiwert des Schiffsrumpfes
c_{DC}	Querkraftwiderstandsbeiwert
$c_{DC\infty}$	Querwiderstandsbeiwert bei $\lambda = 0$
c_N	Giermomentenbeiwert des Unterwasserschiffes mit Ruder
c_{NA}	Beiwert des Luftgiermomentes
c_{NH}	Giermomentenbeiwert des Rumpfes
c'_{NR}	Giermomentenbeiwert des Ruders, bezügl. Anströmgeschwindigkeit und Lateralfl. d. Rumpfes
c_X	Beiwert der hydrodynamischen Längskraft (c_{Xges} : mit Berücksichtigung der Differenz zwischen effektivem Schub und Schleppwiderstand)
c_Y	Beiwert der hydrodynamischen Seitenkraft

c_{YA}	Beiwert der Luftseitenkraft
c_{YH}	Seitenkraftbeiwert des Rumpfes
c'_{YH}	Seitenkraftbeiwert des Rumpfes mit Fliehkrafteinfluß
c_{YR}	Seitenkraftbeiwert des Ruders
c'_{YR}	Seitenkraftbeiwert des Ruders, bezogen auf Anströmgeschwindigkeit und Lateralfläche des Rumpfes
$c_{CB}, c_{C\Omega}, c_{YB}, c_{Y\Omega}, c_{NB}, c_{N\Omega}$	Koeffizienten der Linearanteile der Kraft- und momentenbeiwerte ($c_{YB}, c'_{Y\Omega}, c'_{NB}, c'_{N\Omega}$ einschl. Rudereinfluß)
$c_{CBB}, c_{C\Omega\Omega}, c_{YBB}, c_{Y\Omega\Omega}, c_{NBB}, c_{N\Omega\Omega}$	Koeffizienten der nichtlinearen Anteile der Kraft- und Momentenbeiwerte
$c_{Y\Omega B}, c_{NBB\Omega}$	Koeffizienten der Koppelglieder
$c_{YR\alpha}$	Anstieg des Ruderseitenkraftbeiwertes bezüglich Ruderfläche und mittlere Ruderanströmgeschwindigkeit
$c'_{YR\alpha} = c_{Y\delta}$	Anstieg des Ruderseitenkraftbeiwertes, bezüglich Geschwindigkeit und Lateralfläche des Schiffes (= "Ruderwirksamkeit")
$c'_{NR\alpha}$	Anstieg des Rudergiermomentenbeiwertes bezüglich Geschwindigkeit und Lateralfläche des Schiffes
c_{Th}	Schubbelastungsgrad des Propellers.
D	Propellerdurchmesser
D_R	Durchmesser des Propellerstrahls am Ort des Ruders
F_n	Froudezahl ($= V / \sqrt{g \cdot L}$)
H_{LA}	mittlere Höhe des Überwasserlateralplans
h_R	Höhe des Ruders
h	Höhe über der Wasseroberfläche
I	Massenträgheitsmoment des Schiffes
I''	hydrodynamisches Massenträgheitsmoment des Schiffes
i_X	Trägheitsradius des Schiffes
k_m	Faktor zur Berechnung der Strahlzusatzgeschwindigkeit in Abhängigkeit vom Abstand von der Propellerebene.

$L = L_{pp}$	Schiffslänge zwischen den Loten
L_{OA}	Schiffslänge über Alles
l_R	mittlere Profillänge des Schiffes
m	Schiffsmasse
m_x, m_y	hydrodynamische Masse des Schiffes in Längs- und Seitenrichtung
m'_1, m'_2	dimensionslose Masse (einschließlich hydrodynamische Masse) in Längs- bzw. Seitenrichtung
N_A	Luftgiermoment bezüglich Schwerpunkt
N_H	hydrodynamisches Giermoment bezüglich Schwerpunkt
N_R	Ruderanteil am Giermoment
n_Z	dimensionsloses Massenträgheitsmoment, einschließlich hydrodynam. Massenträgheitsmoment
R	Drehkreisradius
R_o	Schleppwiderstand
$r = \frac{d\psi}{dt}$	Drehgeschwindigkeit des Schiffes
$\dot{r} = dr/dt$	Drehbeschleunigung des Schiffes
T	Propellerschub
T_g	Tiefgang des Schiffes
t	Zeit
t	Sogziffer
t_{A10}, t_{S10}	Anschwenk- bzw. Stützzeit beim Z-Manöver ($\Delta\psi = 10^\circ$)
u	Fahrtgeschwindigkeitskomponente in Längsrichtung
$\dot{u} = du/dt$	Beschleunigung in Längs(x-) Richtung
V	Schiffsgeschwindigkeit Fahrtgeschwindigkeit
$\dot{V} = dV/dt$	Beschleunigung des Schiffes
v	Fahrtgeschwindigkeitskomponente in seitlicher Richtung
$\dot{v} = dv/dt$	Beschleunigung in seitlicher (y-) Richtung
$V_A = V \cdot (1-w)$	mittlere Zuströmgeschwindigkeit zum Propeller
v_A	scheinbare Windgeschwindigkeit
V_j	Strahlzusatzgeschwindigkeit hinter dem Propeller
V_R	mittlere Ruderanströmgeschwindigkeit
V_{RS}	mittlere Anströmgeschwindigkeit des Ruders im Propellerstrahl

v_W	wahre Windgeschwindigkeit
w	Nachstromziffer
X_A	Luftlängskraft
Y_A	Luftseitenkraft
Y_H	gesamte hydrodynamische Seitenkraft
Y_R	Ruderseitenkraft
α_R	Anströmwinkel des Ruders
α_S	Überschwingwinkel beim Stützen (Z-Manöver)
β	Driftwinkel im Schwerpunkt des Schiffes
β_H	Driftwinkel am Heck des Schiffes
β_R	wirksamer Driftwinkel am Ort des Ruders
β_A	Kurswinkel zum scheinbaren Wind (aerodynamischer Driftwinkel)
β_W	Kurswinkel zum wahren Wind
$\dot{\beta} = d\beta/dt$	zeitliche Änderung des Driftwinkels
δ_R	Ruderwinkel
δ_{Rt}	Ruderlegegeschwindigkeit
$\Lambda = 2Tg/L$	Seitenverhältnis des Schiffsrumpfes
$\Lambda_R = \frac{h_R^2}{A_R}$	Seitenverhältnis des Ruders
$\Omega = r.L/V = L/R$	dimensionslose Drehgeschwindigkeit des Schiffes ("Drehung")
ψ	Kurswinkel bezüglich erdfestes Koordinatensystem
$\dot{\psi} = d\psi/dt = r$	Drehgeschwindigkeit
$\ddot{\psi}$	Drehbeschleunigung
ρ, ρ_A	Dichte von Wasser bzw. Luft.

Anhang A

Prüfung der Berechnungsergebnisse

1. Vergleich von Berechnungs- mit Versuchsergebnissen von Brix (/16/, Modelle von Massengutschiffen):

L/B	Λ	c_B	L(m)	V ($\frac{m}{s}$)	c_{Th}	i_X/L	δ_R	Anschwenkzeit t_{A10} (s)			
								Rechnung	Versuch		
6,0	0,100	0,807	193,5	8,23	3,5	0,235	10°	39,9	42		
								20 $^\circ$	28,4	28	
									30 $^\circ$	26,3	25
									3,0	0,235	20 $^\circ$
5,0	0,144	0,770	161,3	8,23	3,5	0,235	10 $^\circ$	31,2	32		
							20 $^\circ$	23,1	23		
							30 $^\circ$	21,2	21		
7,0	0,103	0,834	225,8	8,23	3,5	0,235	10 $^\circ$	47,0	45		
							20 $^\circ$	34,2	37		
							30 $^\circ$	29,9	29		

2. Vergleich von Berechnungs- mit Versuchsergebnissen von Oltmann/Wolff (IfS-Schrift Nr.2284/1977):

Mariner-Modell 1:25; V = 1,55 m/s; $F_n = 0,195$; $c_B = 0,60$; B/Tg = 3,10; $\Lambda = 2 \cdot Tg/L = 0,093$; $\delta_{Rt} = 12,5^\circ/s$; L = 6,44 m; L/V = 4,15s.

δ_R	$\Delta\psi$	Anschwenkzeit t_A (s)				Stützzeit t_S (s)			
		1	2	3	4	1	2	3	4
10 $^\circ$	10 $^\circ$	6,14	6,10	6,10	6,25	3,00	3,00	2,50	2,45
20 $^\circ$	10 $^\circ$	4,49	4,73	4,41	4,45	3,14	3,00	3,20	3,15
20 $^\circ$	20 $^\circ$	7,13	7,10	6,85	6,98	2,99	3,30	3,25	3,20

δ_R	$\Delta\psi$	Überschwingwinkel α_S°				Driftwinkel β° (nach t_A)			
		1	2	3	4	1	2	3	4
10 $^\circ$	10 $^\circ$	4,2	4,2	3,50	3,30	-	3,1	2,7	2,8
20 $^\circ$	10 $^\circ$	6,54	6,54	8,00	7,60	-	3,92	3,4	3,53
20 $^\circ$	20 $^\circ$	7,3	7,7	7,98	7,52	-	5,4	4,93	5,10

- 1) Messungen Oltmann; 2) Rechnung Oltmann;
- 3) Eigene Rechnung mit Koeffizienten der Linearanteile nach Oltmann;
- 4) Eigene Rechnung mit Koeffizienten nach Näherungsformeln ($c_{Y\delta}$ nach Oltmann, da c_{Th} des Modells nicht bekannt)

Anhang B

Einfluß geänderter Koeffizienten auf die Berechnungsergebnisse
(Anschwenk- und Stützzeit): 20°/10°- Z - Manöver ($\delta_R=20^\circ$; $\Delta\psi=10^\circ$).

Frachtschiff mit $c_B = 0,60$; $\lambda = 0,100$; $B/Tg = 3,0$; $L/V = 15,11s$;
 $c_{Y\delta} = 0,0424$.

Koeffizient	Änderung (%)	Anschwenkzeit t_{A10} (s)	Stützzeit t_{S10} (s)	Driftwinkel β°
--	--	21,42	17,80	3,34
c_{YB}	+ 10	21,51	17,60	3,25
	- 10	21,32	18,20	3,40
	+ 20	21,60	17,40	3,16
	- 20	21,23	18,60	3,50
c_{NB}	+ 10	21,40	18,60	3,34
	- 10	21,89	17,20	3,34
	+ 20	20,95	19,20	3,30
	- 20	21,93	16,60	3,33
$c_{Y\Omega}$	+ 10	21,49	17,80	3,26
	- 10	21,34	18,00	3,38
$c_{N\Omega}$	+ 10	21,82	17,20	3,35
	- 10	21,02	18,60	3,33
c_{YBB}	+ 20	21,43	17,80	3,34
	- 20	21,40		3,36
c_{NBB}	+ 20	21,40	18,00	3,34
	- 20	21,43	17,80	3,34
$c_{Y\Omega\Omega}$	+ 100	21,44		3,30
	- 100	21,39	18,00	3,34
$c_{N\Omega\Omega}$	+ 100	21,69	17,40	3,33
	- 100	21,36	18,60	3,31
$c_{Y\Omega\Omega B}$	+ 50	21,44	17,80	3,29
	- 50	21,39	18,00	3,35
$c_{NBB\Omega}$	+ 50	21,46	17,60	3,33
	- 50	21,37	18,20	3,31

Anhang C

Hinweise zur Anwendung der Berechnungsergebnisse bei der Dimensionierung des Ruders

Die Ruderwirksamkeit ist durch Gl.(2.14) gegeben:

$$c_{Y\delta} = \frac{dc_{YR}}{d\alpha_R} \cdot \frac{A_R}{L \cdot Tg} \cdot (1 - w)^2 \cdot \left\{ 1 + \frac{A_{RS}}{A_R} \cdot \left(\left[1 + k_m \cdot (\sqrt{c_{Th+1}} - 1) \right]^2 - 1 \right) \right\}$$

Anstieg der Ruderseitenkraft (vergl. Abb.2.8)

$$\frac{dc_{YR}}{d\alpha_R} \approx c_{C\alpha} = \frac{1,8 \cdot \pi \cdot \Lambda_{eff}}{\sqrt{\Lambda_{eff}^2 + 1,8}} ;$$

Nachstromziffer für moderne Einschrauber (nach Schneekluth/15/, Seite 491):

$$w = 0,5 \cdot c_P \cdot \frac{2,6}{2 + D/Tg} \cdot \frac{16}{10 + L/B} ;$$

Strahlkontraktion hinter dem Propeller (D_R = mittlerer Strahldurchmesser am Ort des Ruders):

$$\frac{D_R}{D} = \sqrt{\frac{1 + 0,5 \cdot (\sqrt{c_{Th+1}} - 1)}{1 + k_m \cdot (\sqrt{c_{Th+1}} - 1)}} ; \quad A_{RS} \text{ ca. } D_R \cdot l_R ;$$

Faktor k_m nach Gutsche/8/: (x = Abstand der Ruderschaftmitte von der Propellerebene)

x/D	0	0,50	1,00
k_m	0,50	0,88	0,96

Spalteinfluß auf Λ_{eff} : (a = Spalthöhe zwischen Ruderoberkante und Gillungsflosse bzw. Heckkontur)

a) nach Söding /17/:

a/h_R	$\Lambda_{geom} = 1,50$	$\Lambda_{eff}/\Lambda_{geom}$	3,33
0,20	1,075	1,05	
0,10	1,12	1,08	
0,05	1,19	1,13	
0,02	1,265	1,18	
0,01	1,35	1,25	

b) nach Auswertung der Messungen von Flügel /18/: $\Lambda_{geom} = 1,50$, Gö 539.

a/h_R	$\Lambda_{eff}/\Lambda_{geom}$
0,167	1,27
0,033	1,53
0,0167	1,73

Feste, nicht drehbare Teile des Ruders (z.B. Ruderhacke beim Halbschweberuder, Seebeck-Oertz-Ruder) können mit 60 bis 90% ihrer Fläche zur Ruderfläche gezählt werden. Der kleinere Prozentsatz gilt für größere Ruderwinkel (vergl. Versuchsergebnisse in /10/, Seite 508, Fig.47). Zur Ermittlung des geometrischen Seitenverhältnisses ist die gesamte Ruderfläche (einschließlich der festen Teile) zu verwenden.

Beispiele für Erhöhungsfaktoren für den Anstieg der Ruderquerkraft bei Hochleistungs-Flossen-Rudern $k_R = c_{CR(F1)} / c_{CR(o)}$

Becker-Ruder (Flossenwinkel $\alpha_F = 2 \cdot \delta_R$), \mathcal{L}_{geom} ca. 1,50;

$$k_R = 1,50 - 2,20 / 19/;$$

Flossenruder mit HSVA-Mischprofil, $\mathcal{L}_{geom} = 1,0$:

$$k_R = 1,30 - 1,50 / 20/;$$

Jastram-Flossenruder mit $\alpha_F = 1,5 \cdot \delta_R$, $\mathcal{L}_{geom} = 1,20$:

$$k_R = 1,39 / 21/;$$

Flossenruder nach Kerwin, Mandel, Lewis /22/, $\mathcal{L}_{geom} = 1,40$:

$$\alpha_F = 2 \cdot \delta_R : \quad \begin{array}{l} l_F = 0,20 \cdot l_R \rightarrow k_R = 1,73, \\ l_F = 0,30 \cdot l_R \rightarrow k_R = 2,00. \end{array}$$

Ergänzung des Literatur-Verzeichnisses

- /17/ Söding, H.: "Forces on Rudders Behind a Manoeuvring Ship"; 3. Internat. Conference of Numerical Ship Hydrodynamics, Paris 1981;
- /18/ Flügel, G.: "Neue Ergebnisse der Ruderforschung", Hansa 1950.
- /19/ Beyer, R.: "Becker-Ruder; Aufbau und Wirkungsweise der neuen Ausführung Typ KSR", Schiff und Hafen, Juni 1977.
- /20/ Luthra, G.: "Ermittlung der Längs- und Querkräfte sowie der am Hauptruder und Flossenschaft auftretenden Momente bei Flossenrudern", VBD-Bericht Nr.954.
- /21/ Weiß, F.: "Das Jastram-Flossenruder"; Schiff und Hafen 1978.
- /22/ Kerwin, E., Mandel, P. and Lewis, S.D.: "An Experimental Study of a Series of Flapped Rudders", Journal of Ship Research December 1972.

Anhang D

Beispiel für Ruderdimensionierung

Containerschiff, Aufbautentyp "B", Einschrauber.

Daten:

$L_{OA} = 210,0 \text{ m}$; $c_B = 0,600$; Windangriffsfläche $A_{LA} = 3820 \text{ m}^2$
 $L_{pp} = 195,0 \text{ m}$; $c_P = 0,615$; $V = 22 \text{ kn} = 11,31 \text{ m/s}$;
 $B = 30,5 \text{ m}$; $\frac{i}{L}X = 0,230$; Propeller: $c_{Th} = 1,20$
 $Tg = 11,2 \text{ m}$; $D = 7,00 \text{ m}$;

1 Ruder im Propellerstrahl, maximale Höhe $h_R = 10,0 \text{ m}$.

Verhältnismerte: $L/B = 6,39$; $\lambda = 2 \cdot Tg/L = 0,115$;

$$\frac{A_{LA}}{L \cdot Tg} = 1,75;$$

a) erforderliche Ruderwirksamkeit

normale Drehfähigkeit nach Abb.10.2 (bei $c_{Th} = 1,50$):

$$\rightarrow c_{Y\delta} = 0,0421.$$

Änderung für abweichendes L/B (Abb.10.12):

für $L/B = 6,39$ wird $\Delta c_{Y\delta}/c_{Y\delta} = + 0,005$, demnach

$$c_{Y\delta} = 1,005 \cdot 0,0421 = \underline{0,0423}$$

Kurshalten in starkem Wind ($v_W/V = 5$):

Nach Abb.10.25 (für $\lambda = 0,12$) ergibt sich bei $A_{LA}/(L \cdot Tg) = 1,75 \rightarrow c_{Y\delta} = \underline{0,063}$.

Für Drehen im Wind ist $c_{Y\delta}$ kleiner; demnach ist auch keine Korrektur für abweichendes L/B erforderlich;

abweichendes Seitenverhältnis λ : nach Abb.10.27 ergibt sich $\Delta c_{Y\delta} \text{ ca. } - 0,0005$, so daß $c_{Y\delta} = \underline{0,0625}$ wird.

Abb.11.1 läßt in jedem Falle Kursstabilität erwarten.

Demnach müßte $c_{Y\delta} = \underline{0,0625}$ (entsprechend der Forderung nach Kurshalten in starkem Seitenwind) durch die Ruderkonstruktion verwirklicht werden.

b) Dimensionierung des Ruders :

$h_R = 10 \text{ m}$; relativer Abstand des Ruderschaftes von der Propellerebene $x/D = 0,80 \rightarrow k_m = 0,93$.

Es werden bestimmte geometrische Seitenverhältnisse des Ruders angenommen und damit $c_{Y\delta}$ ermittelt:

1. $\Lambda_{\text{geom}} = 2,0$ angenommen : $A_R = h_R^2 / \Lambda_{\text{geom}} = 10^2 / 2 = 50 \text{ m}^2$,
 $l_R = h_R / \Lambda_{\text{geom}} = 10 / 2 = 5 \text{ m}$; $A_R / (L \cdot Tg) = 50 / (195 \cdot 11,2) = 0,0229$;

Strahlkontraktion $\frac{D_R}{D} = \sqrt{\frac{1 + 0,5 \cdot (\sqrt{1,2 + 1} - 1)}{1 + 0,93 \cdot (\sqrt{1,2 + 1} - 1)}} = 0,926$

$A_{RS} = 0,926 \cdot 7 \cdot 5 = 32,4 \text{ m}^2$;

geringer Spalt zwischen Ruderoberkante und Gillungsflosse:

$\Lambda_{\text{eff}} / \Lambda_{\text{geom}} \approx 1,4 \rightarrow \Lambda_{\text{eff}} = 1,4 \cdot 2,0 = 2,80$;

$c_{Ca} = c_{Y\alpha} = \frac{1,8 \cdot \pi \cdot 2,80}{\sqrt{2,8^2 + 4} + 1,8} = 3,02$

Nachstromziffer:

$w = 0,5 \cdot 0,615 \cdot \frac{2,6}{2 + 7,0/11,2} \cdot \frac{16}{10 + 6,39} = 0,297$

Damit erhält man für die Ruderwirksamkeit $c_{Y\delta}$:

$c_{Y\delta} = 3,02 \cdot 0,0229 \cdot (1 - 0,297)^2 \cdot \left\{ 1 + \frac{32,4}{50} \cdot \left(\left[1 + 0,93 \cdot (\sqrt{1,2 + 1} - 1) \right]^2 - 1 \right) \right\}$
 $= 0,0585$

Die Ruderwirksamkeit ist geringer als erforderlich; es muß ein anderes Ruderseitenverhältnis gewählt werden.

2. $\Lambda_{\text{geom}} = 1,70$ angenommen: $A_R = 10^2 / 1,7 = 58,82 \text{ m}^2$

$l_R = 5,88 \text{ m}$; $A_{RS} = 38,10 \text{ m}^2$; $A_R / (L \cdot Tg) = 0,0269$

$\Lambda_{\text{eff}} = 1,4 \cdot 1,7 = 2,38$

$c_{Y\alpha} = \frac{1,8 \cdot \pi \cdot 2,38}{\sqrt{2,38^2 + 4} + 1,8} = 2,742$;

damit

$c_{Y\delta} = 2,74 \cdot 0,0269 \cdot (1 - 0,297)^2 \cdot \left\{ 1 + \frac{38,1}{58,8} \cdot \left(\left[1 + 0,93 \cdot (\sqrt{1,2 + 1} - 1) \right]^2 - 1 \right) \right\}$
 $= 0,0625$.

Mit einem geometrischen Seitenverhältnis $\Lambda = 1,70$ und einer Ruderfläche von $58,8 \text{ m}^2$ würde sich die erforderliche Ruderwirksamkeit realisieren lassen.